



HAL
open science

Prise en compte des méconnaissances dans la quantification de la nocivité des fissures en fatigue

Pierre Boutet

► **To cite this version:**

Pierre Boutet. Prise en compte des méconnaissances dans la quantification de la nocivité des fissures en fatigue. Mécanique des matériaux [physics.class-ph]. Université Paris Saclay (COMUE), 2015. Français. NNT : 2015SACLN034 . tel-01332587

HAL Id: tel-01332587

<https://theses.hal.science/tel-01332587>

Submitted on 16 Jun 2016

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.

NNT : 2015SACLN034

THÈSE DE DOCTORAT
DE
L'UNIVERSITÉ PARIS-SACLAY
PRÉPARÉE À
L'ÉCOLE NORMALE SUPÉRIEURE DE CACHAN

ECOLE DOCTORALE N°579
Sciences mécaniques et énergétiques, matériaux et géosciences

Spécialité
Mécanique des solides

Par
M. Pierre Boutet

Prise en compte des méconnaissances dans la quantification
de la nocivité des fissures en fatigue

Thèse présentée à Cachan le 15 décembre 2015 devant un jury composé de :

Nicolas Carrère	Professeur, ENSTA Bretagne	Rapporteur
Jean-Noël Périé	Maître de conférences (HDR), Université Fédérale Toulouse	Rapporteur
Franck Morel	Professeur, ENSAM Angers	Examineur
Yves Nadot	Professeur, ENSMA Poitiers	Examineur
Michel Castaings	Professeur, Université Bordeaux	Président
François Hild	Directeur de recherche, CNRS	Directeur de thèse
Fabien Lefebvre	Ingénieur – docteur, Cetim	Co-encadrant

Remerciements

En préambule de ce mémoire, je me devais de réserver une place d'honneur aux personnes qui, d'une manière ou d'une autre, à un moment ou un autre, m'ont permis de les mener à bien les travaux qui y sont présentés. Que les oubliés essaient de ne pas s'offusquer de ma maladresse tant le nombre de personnes à mériter une place dans cette partie – amis, collègues, colocs, cobureaux, du Cetim ou du LMT – rend l'exercice périlleux.

Je commencerai donc par remercier André Galtier, sans lequel cette aventure n'aurait pas été possible. Merci de m'avoir fait confiance après notre première collaboration et de m'avoir confié la responsabilité de porter ce sujet.

Merci ensuite à mes encadrants François Hild et Fabien Lefebvre, dont j'ai éprouvé la patience à maintes occasions. François, être dirigé par une personne brillante et reconnue ne m'a pas rendu la tâche facile tous les jours mais ce fut un honneur de bénéficier de ta science. Fabien, j'ai été ravi d'être ton premier doctorant dans une carrière qui en comptera certainement de nombreux ; merci de m'avoir régulièrement ramené les pieds sur terre et encadré avec bienveillance. Merci également à vous deux de m'avoir aidé à garder foi en mes travaux.

Je remercie vivement les membres de mon jury : Nicolas Carrère et Jean-Noël Périé pour avoir accepté la lourde tâche de rapporteur, pour leur relecture pointue de mes travaux et la qualité de leur analyse ; Franck Morel et Yves Nadot pour avoir examiné ces travaux et les échanges de qualité que cela a permis ; Michel Castaings pour avoir, en plus de la mission d'examineur, accepté le rôle de président.

Merci également à tous mes collègues du Cetim : Catherine, maître de stage hors pair et deuxième maman occasionnelle ; Tatailler pour ses blagues douteuses ; Romain et Guillaume pour la bonne humeur systématique du bureau ; Fabien Romu et Séraphin pour leur aide scrupuleuse à côté des séances de bâchage en règle ; Momo et Michel pour les discussions philosophicomiques ; Marc et Thierry, mes chefs, pour l'autonomie qu'ils m'ont accordé ; tous les membres de FCM et EPI que je n'ai pas cité explicitement. Un merci tout particulier aux copains du club zik pour les moments de détente plus ou moins audibles et notamment à Morgan, compagnon assidu redouté des ouïes fines.

Je ne peux oublier l'ensemble des membres du LMT et du DGM, tant les permanents que les doctorants. Parmi eux, merci aux « vieux » qui m'ont accueilli et mis à l'aise dès mon arrivée : Morgane, Zouzou, Manu et Patate ; Martin, Frisou et Boubou. Merci également à toutes les arrivées ou connaissances plus tardives : Pouky, Floflo, Werty, Barbara et Marie pour les discussions plus ou moins scientifiques autour d'un café ou d'une bière. Là encore une pensée particulière pour Gaboche mon compagnon de soirées, de coups de mou ou de bourre pendant de longs mois... nous n'avions pas l'emplacement de bureau le plus facile ;)

Merci enfin à tous ceux qui ne rentrent pas dans les cases précédentes : copains d'enfance ou d'école, pour leur bienveillance toujours moqueuse mais jamais méchante ; merci à mes anciens enseignants devenus davantage avec les années : Muriel, Tony, Geneviève. Un remerciement particulier pour les quelques personnes qui ont dû me supporter dans la dernière ligne droite : Laurie, Ji, Mathieu et Julie sans qui ça aurait été bien plus compliqué.

Je conservais les derniers mots de ce (trop) long paragraphe pour ma famille. Merci à mon frère protecteur, éternelle idole à mes yeux, de m'avoir fait sentir de la fierté pour ce que je faisais et merci à mes parents pour m'avoir soutenu quelque furent mes choix et poussé sans défaillir vers le succès. Jamais je n'y serais arrivé sans leur soutien.

*« L'expérience est un peigne
que vous donne la vie
quand vous êtes devenu chauve. »*

Bernard Blier

Table des matières

Introduction	11
Chapitre I : Dispersion des propriétés du matériau étudié.....	15
I.1. Avant propos.....	15
I.2. Fissuration en fatigue	15
I.2.1. Introduction / description du phénomène.....	15
I.2.2. Mécanique de la rupture	17
<i>I.2.2.a. Généralités</i>	<i>17</i>
<i>I.2.2.b. Facteur d'intensité des contraintes</i>	<i>19</i>
<i>I.2.2.c. Mécanique de la propagation.....</i>	<i>20</i>
<i>I.2.2.d. Lois de propagation</i>	<i>22</i>
I.3. Corrélation d'images numériques.....	24
I.4. Description et propriétés du matériau étudié	28
I.4.1. Caractérisation microstructurale	28
I.4.2. Caractéristiques en traction	31
I.5. Loi de fissuration.....	34
I.5.1. Protocole d'essai	34
<i>I.5.1.a. Montage expérimental</i>	<i>34</i>
<i>I.5.1.b. Conditions expérimentales</i>	<i>35</i>
I.5.2. Mesures de champ de déplacement.....	36
<i>I.5.2.a. Incertitudes sur les valeurs mesurées</i>	<i>36</i>
<i>I.5.2.b. Résultats obtenus</i>	<i>41</i>
I.5.3. Identification des champs de la mécanique élastique linéaire de la rupture	43
<i>I.5.3.a. Procédure d'identification</i>	<i>43</i>
<i>I.5.3.b. Résultats obtenus</i>	<i>46</i>
<i>I.5.3.c. Autres résultats</i>	<i>53</i>
<i>I.5.3.d. Incertitudes sur l'identification.....</i>	<i>57</i>
I.5.4. Identification des paramètres de la loi de fissuration.....	60
<i>I.5.4.a. Méthode d'identification</i>	<i>61</i>
<i>I.5.4.b. Présentation des résultats</i>	<i>64</i>
<i>I.5.4.c. Évaluation de la ténacité du P265GH</i>	<i>70</i>
I.6. Synthèse et discussion des résultats.....	72
Chapitre II : Méconnaissances sur la morphologie de fissure amorcée sur un défaut artificiel	75
II.1. Avant-propos	75
II.2. Méthodes de mesure par ultrasons	76
II.2.1. Principes de base	76
II.2.2. Cas particulier du TOFD (Time Of Flight Diffraction).....	79
<i>II.2.2.a. Mise en œuvre.....</i>	<i>79</i>
<i>II.2.2.b. Exploitation</i>	<i>83</i>

II.3. Stéréocorrélation d'images numériques	86
II.3.1. Présentation de la technique	86
II.3.1.a. Principe.....	86
II.3.1.b. Intérêt.....	87
II.3.2. Mise en œuvre.....	87
II.3.2.a. Dispositif d'acquisition	87
II.3.2.b. Etalonnage et exploitation	87
II.4. Méthode expérimentale.....	89
II.4.1. Instrumentation	89
II.4.1. Éprouvettes.....	91
II.4.1.a. Géométrie	91
II.4.1.b. Efforts imposés	93
II.4.2. Protocoles expérimentaux	95
II.5. Mesures de propagation de fissure	96
II.5.1. Mesures par ultrasons	96
II.5.1.a. Configuration TOFD retenue	97
II.5.1.b. Étalonnage à partir d'une cale de référence fissurée	98
II.5.1.c. Qualité des mesures	102
II.5.1.d. Suivi d'essais de fissuration.....	106
II.5.2. Mesures par stéréocorrélation d'images numériques.....	111
II.5.2.a. Configuration optique.....	111
II.5.2.b. Reconstruction des champs de déplacement tridimensionnels.....	112
II.5.2.c. Identification des champs de la MELR.....	115
II.6. Morphologie des fronts de fissure.....	121
II.6.1. Marquage de fronts de fissure	121
II.6.2. Évolution de la morphologie des fronts de fissures	123
II.7. Synthèse et discussion des résultats.....	126
Chapitre III : Prévion de la dispersion de durée de vie	129
III.1. Modélisation des défauts.....	129
III.1.1. Types de défauts rencontrés	129
III.1.1.a. Nature des défauts	129
III.1.1.b. Taille, localisation et orientation des défauts	130
III.1.1.c. Modélisation de défauts.....	131
III.2. Modélisation de la prévision de durée de vie	131
III.2.1. Approche probabiliste	132
III.2.1.a. Méthode de Monte-Carlo	132
III.2.1.b. Distributions de paramètres.....	132
III.2.2. Méthode contrainte – résistance.....	134
III.3. Hypothèses de travail.....	135
III.3.1. Modélisation de la loi de fissuration.....	136
III.3.2. Modélisation du défaut.....	142
III.3.2.a. Morphologie de la fissure.....	142
III.3.2.b. Facteur d'intensité des contraintes.....	144
III.3.2.c. Longueur de fissure critique / critère de rupture	145

III.4. Prévisions de durée de vie	146
III.4.1. Calcul de propagations de fissure	147
<i>III.4.1.a. Méthode employée</i>	<i>147</i>
<i>III.4.1.b. Résultats.....</i>	<i>151</i>
III.4.2. Modélisation de la propagation.....	156
<i>III.4.2.a. Taille de fissure fixée</i>	<i>157</i>
<i>III.4.2.b. Nombre de cycles fixé</i>	<i>159</i>
<i>III.4.2.c. Comparaison avec les données de la littérature.....</i>	<i>161</i>
III.5. Exploitation des résultats	161
III.5.1. Fiabilité / risque d'exploitation.....	161
III.5.2. Effet d'une actualisation de longueur de fissure	167
III.6. Synthèse et discussion des résultats.....	170
Conclusion et perspectives	175
Références bibliographiques.....	179
Annexe A Plan de prélèvement des éprouvettes.....	185
Annexe B Plan des éprouvettes de traction.....	187
Annexe C Plan des éprouvettes CCT.....	189
Annexe D Plan des éprouvettes Charpy V	191
Annexe E Plan des éprouvettes à défaut hémisphérique.....	193
Annexe F Plan de la calle d'étalonnage à gradins.....	195
Annexe G Formulation analytique des lois de probabilité.....	197
Annexe H Article	199

Introduction

La maîtrise de la fiabilité des installations constitue un enjeu majeur des exploitants industriels [1]. Quel que soit le domaine d'activité, celle-ci permet d'éviter les pertes de bénéfice et d'image de marque de l'exploitant liées :

- à l'endommagement ou la destruction d'une partie de l'équipement ;
- aux répercussions sur la non tenue des engagements de livraison vis-à-vis de ses clients ;
- aux blessures subies par une partie du personnel employé par l'exploitant, les utilisateurs de l'installation ou les personnes se trouvant à proximité.

Des actions juridiques peuvent de plus succéder à un accident dans le but d'obtenir une compensation financière ou une condamnation pour négligence. Conduire l'exploitation d'une installation en maîtrisant sa fiabilité constitue donc le meilleur moyen de prévenir de tels désagréments.

L'existence d'un danger n'est cependant pas nécessairement synonyme d'intervention immédiate ; un danger ne constitue en effet qu'une source *potentielle* d'événement. L'emploi de la notion de *risque* implique donc d'appréhender l'exploitation d'une structure d'un point de vue probabiliste et non déterministe. Ainsi si la probabilité de défaillance est *suffisamment* faible alors le risque d'exploitation l'est également et l'indice de fiabilité est élevé. Le degré de liberté intrinsèque à l'utilisation du terme *suffisamment* constitue un paramètre dépendant du domaine d'activité de l'exploitant ; sa détermination peut ainsi être encadrée par la loi, des documents normatifs, ou le principe de précaution. Dans tous les cas, la nécessité d'une intervention est avérée lorsque le risque n'est plus *suffisamment* faible : on parle alors de *maintenance préventive*, par opposition à la *maintenance corrective* consistant à intervenir sur un équipement une fois que celui-ci est défaillant.

Dans de nombreux domaines, notamment les industries navales, pétrochimiques ou utilisant des équipements sous pression (ESP), des inspections régulières sont planifiées pour évaluer l'état de santé des composants. Dans le cas où une opération de maintenance est réalisée suite à la découverte par l'une de ces inspections d'une (ou plusieurs) fissure(s) compromettant la fiabilité de l'installation qui les contient, on parle de *maintenance conditionnelle*.

Un proverbe postule que « l'imprévoyant creuse un puits quand il a soif ». En se replaçant dans le cas de la maîtrise de la fiabilité d'une installation industrielle, cela revient à considérer qu'il est, dans certains cas, nécessaire de disposer d'outils permettant d'évaluer l'évolution de la fiabilité dans le temps plus que de connaître l'état de santé d'une installation à des instants donnés. De tels outils octroient une visibilité sur les futures interventions à prévoir et autorisent ainsi une exploitation plus fluide. Les arrêts imprévus peuvent être évités ainsi que les allongements de délais liés aux manques de disponibilité de ressources. Des regroupements d'opérations à échéances proches peuvent également être envisagés. La *maintenance prévisionnelle* est en ce sens définie [2] comme une « maintenance

conditionnelle exécutée en suivant les prévisions extrapolées de l'analyse et de l'évaluation de paramètres significatifs de la dégradation du bien ».

Les travaux présentés se placent dans le cadre de la maintenance préventive afin de proposer une démarche modulaire prenant en compte les sources d'incertitudes dans la quantification de la nocivité des défauts. Concrètement, il s'agit de considérer la situation où le contrôle d'un composant mécanique initialement sain par une technique de contrôle non destructif révèle la présence d'un (de plusieurs) défaut(s) identifié(s) comme étant une (des) fissure(s). Du point de vue de l'exploitant, la question se pose alors de savoir si le niveau de fiabilité résultant de ces observations permet une poursuite de l'exploitation de la structure en l'état ou si une action de maintenance doit être envisagée. Dans le cas où cette action ne peut pas être effectuée immédiatement, il peut également être intéressant de savoir si un régime de fonctionnement dégradé permettrait de patienter sans suspendre l'activité. Enfin, dans le cas où le niveau de fiabilité obtenu est supérieur au seuil de tolérance, les connaissances concernant le matériau et la morphologie de la fissure peuvent être utilisées pour adopter le point de vue de la maintenance prévisionnelle et intégrer le composant dans le planning des interventions futures.

Les codes de construction sont très généralement déterministes et ne permettent pas de prendre en compte la dispersion des prévisions liée aux incertitudes de mesure, de propriété des matériaux ou de chargement afin d'intégrer la notion de risque. Les travaux proposés traitent au contraire de la dispersion de durée de vie résiduelle relative aux incertitudes sur les paramètres du modèle de prévision en se basant sur la mécanique élastique linéaire de la rupture. L'objet du premier chapitre est donc de présenter le matériau d'étude et d'identifier ses propriétés mécaniques ainsi que les incertitudes associées. Sa loi de fissuration, nécessaire à la conduite de calculs de mécanique de la rupture, y est en particulier étudiée.

La fissuration d'un matériau est un phénomène dépendant de nombreux paramètres tels que les caractéristiques de son amorce [3], le champ de contraintes imposé [4] ou les propriétés mécaniques de ce matériau. Il s'agit d'un phénomène spatial engendrant une discontinuité dont la description complète peut nécessiter l'évaluation de plusieurs dimensions caractéristiques. Le second chapitre traite donc des travaux réalisés en ce sens. La méthode expérimentale mise en œuvre inclut une instrumentation multi-physique permettant de quantifier la propagation de fronts fissures en plusieurs endroits et ainsi de suivre l'évolution de sa morphologie. Selon la norme [5], la mesure d'une grandeur physique doit obligatoirement être accompagnée d'une indication quantitative sur la qualité du résultat pour que ceux qui l'utiliseront puissent estimer sa fiabilité. L'ensemble des procédures visant à caractériser les incertitudes de mesure y est donc également présenté.

Enfin, la maîtrise de la fiabilité d'un composant mécanique repose sur les niveaux de risques relatifs à son utilisation. Le dernier chapitre conclut donc la démarche adoptée en présentant l'outil d'aide à la décision développé dans ces travaux. Pour cela l'ensemble des paramètres nécessaires à l'utilisation du modèle basé sur la mécanique élastique linéaire de la rupture y sont présentés et les liens avec les deux chapitres précédents sont mis en évidence. L'aspect probabiliste est décrit et les données expérimentales recueillies au préalable se voient attribuer des distributions statistiques. Une méthode de Monte-Carlo utilisant ces distributions est mise en œuvre permettant d'obtenir une description probabiliste

de la prévision de fissuration. Cette description servira de base à la conduite d'une étude permettant d'obtenir l'évolution du niveau de fiabilité avec la sollicitation du composant.

Chapitre I : Dispersion des propriétés du matériau étudié

1.1. Avant propos

Un matériau désigne une matière de base utilisée pour réaliser un objet. Du fait de l'étendue considérable couverte par cette définition, une précision sur la nature d'un matériau peut être apportée en se référant aux quatre grandes familles définies sur la base de leur composition chimique, c'est-à-dire de la nature des éléments les constituant. On retrouve ainsi les matériaux métalliques, organiques, minéraux et enfin les matériaux composites, issus d'un mélange des trois catégories précédentes.

Quelle que soit sa nature, l'association d'une composition chimique et d'un procédé d'élaboration confère à un matériau des propriétés particulières permettant de définir son domaine d'utilisation. La maîtrise de la composition d'un alliage et de ses conditions d'élaboration est cependant à l'origine d'une dispersion spatiotemporelle sur les caractéristiques finales obtenues, c'est-à-dire relative aux concepts d'homogénéité et de répétabilité / reproductibilité. Si la définition d'un cahier des charges pouvant faire référence à des documents normatifs permet dans les cas industriels d'encadrer la production de matériaux, une quantification des propriétés propres à une série particulière peut être effectuée. Les imperfections des moyens de mesure utilisés et des méthodes de caractérisation déployées à cette fin induisent toutefois une incertitude sur la connaissance des quantités d'intérêt.

Les travaux présentés dans cette première partie proposent donc une démarche visant à obtenir une connaissance statistique des propriétés mécaniques présentant un intérêt pour cette étude. Après avoir défini ces propriétés ainsi qu'une partie des moyens utilisés pour leur évaluation, les essais de caractérisation réalisés seront décrits et les résultats obtenus seront présentés.

1.2. Fissuration en fatigue

1.2.1. Introduction / description du phénomène

La fissuration en fatigue des matériaux est un phénomène intervenant de manière différée par rapport à la première mise en charge. Il s'agit d'un phénomène qui peut s'avérer extrêmement lent et pouvant intervenir pour des niveaux de sollicitation largement en-dessous de la limite d'élasticité macroscopique du matériau. Les premières observations avérées de fissuration par fatigue datent du milieu du XIX^e siècle [6, 7] notamment avec l'avènement des machines à vapeur et du transport ferroviaire.

L'amorçage de telles fissures est lié à un état d'hétérogénéité du matériau à l'échelle microstructurale : les orientations de grains dans une direction favorisant leur cisaillement ou la présence de défauts microstructuraux (porosités, criques, retassures, inclusions, etc.) liés au procédé de fabrication ou à la nature même du matériau (par exemple les lamelles de graphite dans les fontes). C'est l'existence de ces hétérogénéités localisées et pouvant cohabiter à différentes échelles (de l'ordre de quelques micromètres pour les grains, inclusions ou précipités à quelques millimètres pour les porosités) qui est à l'origine d'un état de plasticité localisée du matériau à leur voisinage proche et qui est propice à l'amorçage de microfissures [8]. La cohabitation quasi inévitable de l'ensemble de ces hétérogénéités réparties aléatoirement au sein du matériau associée à leur localisation aléatoire rend le phénomène de fissuration en fatigue aléatoire et généralement fortement dispersé [9]. La présence d'une surface libre en peau de matériau associée à celle de grains favorablement orientés [10] et à un état de surface imparfait est donc susceptible de générer des états de plasticité localisée. Ils apparaissent sur les plans de glissement intense des dislocations et sont physiquement observables par l'apparition de bandes d'intrusion et d'extrusion au cours de cycles de sollicitation successifs [11].

Il existe différentes méthodes afin de rendre compte du phénomène de fatigue au niveau industriel. Historiquement, la plus utilisée se base sur des courbes dites « de Wöhler » (ou courbes S-N) qui relient à probabilité de rupture donnée, l'amplitude de la contrainte de sollicitation au nombre de cycles à rupture [12]. Plusieurs lois existent pour traduire ce comportement. Nous pouvons citer parmi elles les plus utilisées celle de Basquin [13] ne permettant de prendre en compte que le domaine d'endurance limitée et celle de Bastenaire [13], considérant le caractère asymptotique de la durée de vie de certains matériaux dans les très grands nombres de cycles de sollicitation ($> 10^6$) [13]. L'avantage de cette méthode est double : tout d'abord étant une méthode employée depuis longtemps, les industriels disposent souvent d'une base de données dans laquelle ils peuvent aller rechercher des informations sur certains matériaux ; il s'agit de plus d'une méthodologie de dimensionnement relativement simple. Les courbes de Wöhler s'obtiennent expérimentalement en sollicitant sous chargement cyclique à amplitude constante une vingtaine d'éprouvettes. Quatre à cinq niveaux d'effort sont généralement choisis en tenant compte des caractéristiques mécaniques du matériau et le nombre de cycles conduisant à la rupture de chaque éprouvette est enregistré. Une censure en termes de nombre de cycles de sollicitation peut être choisie lors d'une campagne d'essais, au delà de laquelle une éprouvette est considérée comme « non rompue ». Un traitement statistique des résultats prenant en compte ou non les éprouvettes non rompues est ensuite nécessaire [13]. Ce traitement permet d'identifier les paramètres de la loi choisie pour tracer la courbe S-N. Les courbes ainsi obtenues peuvent être par la suite utilisées au niveau des bureaux d'études dans des approches de dimensionnement fiabilistes de type « contrainte – résistance », ce qui en fait un outil d'ingénierie particulièrement intéressant. Toutefois les deux principales limites de cette approche sont d'une part de mal se prêter aux cas de chargements complexes, les éprouvettes étant testées sous amplitude d'effort constante. D'autre part elle se confine à l'étude de pièces saines, c'est-à-dire supposées ne pas contenir de défaut ou fissure.

Une deuxième approche est basée sur la mécanique de l'endommagement et utilise la notion de contrainte effective [14]. Cette contrainte est reliée à une variable d'endommagement traduisant un niveau de dégradation du matériau et donc une perte de

raideur et / ou de résistance en fonction de l'histoire de chargement. La prévision de l'endommagement du matériau ou de la durée de vie se fait au travers de cette variable : lorsqu'elle atteint l'unité, la rupture intervient. Plusieurs lois d'endommagement existent dans la littérature dont celles de Lemaitre, de Chaboche, de Desmorat, etc. [14]. L'intérêt de cette approche est de pouvoir prendre en compte facilement les cumuls d'endommagement liés à des profils de chargement complexes.

Enfin, une dernière approche permettant la prévision de durée de vie en fatigue est basée sur la mécanique de la rupture. Il s'agit d'une discipline s'intéressant à l'évolution des fissures dans les matériaux et les champs de contraintes, déplacements et déformations depuis leur apparition (amorçage) jusqu'à la rupture brutale de la pièce qui la contient [14].

L'étude décrite dans ce mémoire s'intéressant à l'analyse et la compréhension de la propagation de fissures de fatigue dans des pièces de structure endommagées, la dernière approche est la seule adaptée aux besoins et c'est donc naturellement les différents aspects de celle-ci qui seront détaillés par la suite.

1.2.2. Mécanique de la rupture

1.2.2.a. Généralités

Cette approche décompose l'endommagement d'une pièce en fatigue en trois étapes (Figure I.1), chacune faisant intervenir une phénoménologie distincte : l'amorçage de microfissures ou fissuration microscopique (régime A), la propagation stable de fissures macroscopiques (régime B) et la propagation instable (régime C), conduisant à une rupture brutale.

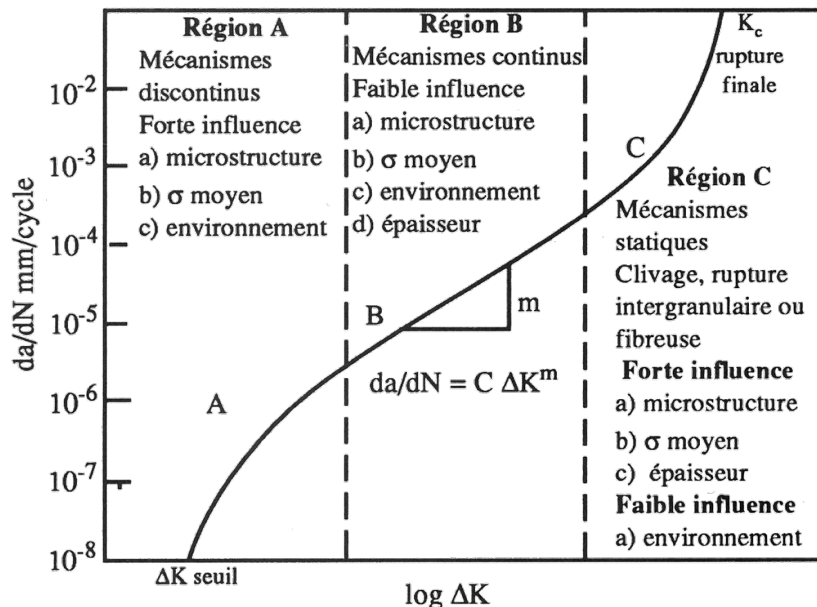


Figure I.1 : Description des trois régimes d'évolution des fissures communément admis – microfissuration intervenant à l'échelle du grain, fissuration stable avec apparition de plasticité confinée et fissuration instable avec généralisation de l'état de plasticité – et les facteurs influents propres à chacun [12]

La première phase d'amorçage fait suite à l'apparition du phénomène d'intrusions / extrusions décrit précédemment. Des microfissures peuvent alors apparaître à la base de ces irrégularités géométriques et se propager lentement (de l'ordre de quelques dizaines de nanomètres par cycle de sollicitation) le long des plans de cisaillement intense (ou de plus grande densité atomique) saturés en dislocations. Ce phénomène de microfissuration peut donc apparaître au niveau de plusieurs sites favorables. Sous l'action de sollicitations répétées, certaines de ces microfissures évoluent en suivant des trajets tortueux dépendant de l'orientation cristallographique des grains dans le massif tandis que d'autres peuvent rencontrer des obstacles les stoppant (oxydes, joints de grains) [12]. Lorsqu'un site d'amorçage présente suffisamment de facteurs favorables à la propagation, la fissure peut se propager jusqu'à dépasser la taille caractéristique de la microstructure. Elle cesse alors de suivre les orientations des grains et le mécanisme de propagation évolue. Le plan de fissuration s'oriente alors orthogonalement à la direction de contrainte principale et trois types de sollicitation possibles de la fissure, décrits en Figure I.2, peuvent être identifiés : les sollicitations dites *en mode I*, mode d'ouverture pour lequel la sollicitation s'effectue généralement perpendiculairement au plan de fissuration ; les sollicitations en mode II ou en mode III, qui sont des modes de cisaillement respectivement dits plan et anti-plan dans lesquels la direction de sollicitation est parallèle au plan de fissuration. Ces trois modes peuvent être combinés [4].

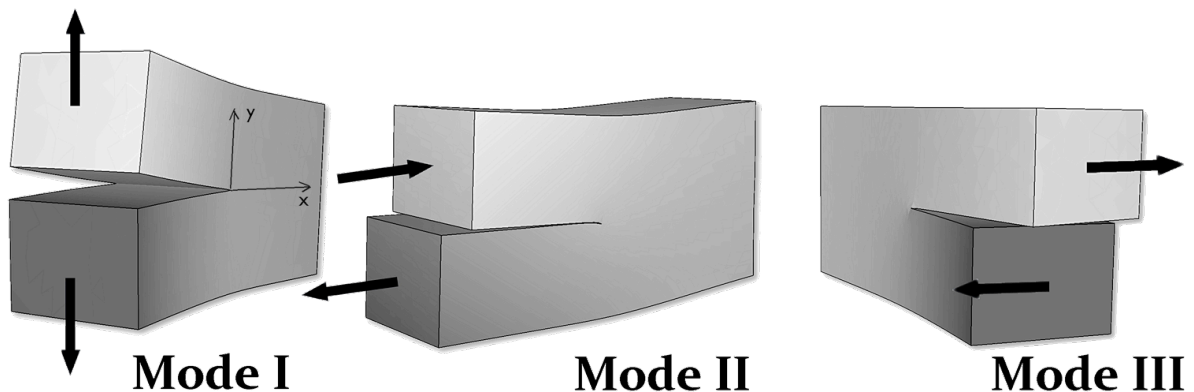


Figure I.2 : Représentation des trois modes existants de sollicitation d'une fissure : le mode I d'ouverture et les modes II et III de cisaillement plan et anti-plan [15]

Plusieurs sites peuvent alors être en concurrence et permettre la propagation lente de fissures physiquement courtes jusqu'à ce que l'un deux devienne prédominant. La fissure macroscopique résultante se propage alors de manière stable suivant un mécanisme décrit plus loin (paragraphe I.2.2.c). Durant cette phase de propagation, on est dans un état de plasticité confinée : la structure demeure macroscopiquement élastique mais il y a apparition d'une zone de plasticité en pointe de fissure. Lorsque la propagation est telle que la surface de matériau sain devient insuffisante, la pièce rentre en plasticité généralisée et il y a ensuite propagation instable de la fissure conduisant à la rupture brutale de la pièce sollicitée.

1.2.2.b. Facteur d'intensité des contraintes

Le facteur d'intensité des contraintes est un paramètre essentiel en mécanique élastique linéaire de la rupture puisqu'il permet de décrire la propagation d'une fissure dans un matériau. Comme son nom l'indique, il quantifie l'intensité du champ de contrainte en pointe d'une fissure [16-18]. Son utilisation permet de décrire les spécificités de la cinématique des champs mécaniques aux abords d'une discontinuité présentant un rayon proche de zéro (typiquement une fissure). Les solutions asymptotiques formulées par Westergaard [16] ont permis une description des champs mécaniques au voisinage d'une pointe de fissure. En partant de ces résultats, Irwin [17] a ensuite montré qu'à mode de sollicitation donné ces distributions sont homothétiques quel que soit le niveau d'effort imposé. Il a ainsi mis en évidence qu'une quantité mécanique, le facteur d'intensité des contraintes, suffit à décrire leur sévérité. Des travaux similaires menés par Williams [18] ont proposé une formulation différente permettant d'être généralisée à tout type de fissure et une nouvelle fois de faire apparaître la présence du facteur d'intensité des contraintes.

Cette formulation analytique donne la forme des champs de contrainte et de déplacement au voisinage de la pointe d'une fissure sous forme d'une série à deux termes (équation (1.1)) dans le cas plan. Pour une fissure droite semi-infinie contenue dans un milieu infini parfaitement élastique, la forme de ces deux termes est donnée par les équations (1.2) et (1.3). Chacun d'entre eux décrit une composante du champ liée à un mode de sollicitation de la fissure. Le premier terme, en Ω_n , décrit la composante du champ liée à la sollicitation de la fissure en mode I et le second terme, en Υ_n , décrit la composante du champ liée à la sollicitation de la fissure en mode II

$$u(z) = \sum_n [\omega_n \cdot \Omega_n(z) + v_n \cdot \Upsilon_n(z)] \quad (1.1)$$

$$\Omega_n(z) = \frac{(-1)^{(1-n)/2}}{2\mu\sqrt{2\pi}} r^{n/2} \left[\kappa \cdot \exp\left(\frac{in\theta}{2}\right) - \frac{n}{2} \cdot \exp\left(\frac{i(4-n)\theta}{2}\right) + \left((-1)^n + \frac{n}{2}\right) \cdot \exp\left(-\frac{in\theta}{2}\right) \right] \quad (1.2)$$

$$\Upsilon_n(z) = \frac{i(-1)^{(1-n)/2}}{2\mu\sqrt{2\pi}} r^{n/2} \left[\kappa \cdot \exp\left(\frac{in\theta}{2}\right) + \frac{n}{2} \cdot \exp\left(\frac{i(4-n)\theta}{2}\right) + \left((-1)^n - \frac{n}{2}\right) \cdot \exp\left(-\frac{in\theta}{2}\right) \right] \quad (1.3)$$

Les variables r et θ représentent les coordonnées polaires d'un point dans un repère ayant pour origine la pointe de la fissure et portant le chemin de propagation sur l'axe des abscisses (négatives), μ le coefficient de Lamé pouvant s'exprimer en fonction du module d'Young et du coefficient de Poisson ν et κ un terme sans dimension s'exprimant par $(3 - \nu)/(1 + \nu)$ en contraintes planes et $3 - 4\nu$ en déformations planes. Cette description du comportement d'un matériau au voisinage d'une pointe fissure se limite toutefois à l'étude d'une fissure semi infinie dans un matériau isotrope demeurant élastique. Nous pouvons noter que les termes Ω_n et Υ_n s'expriment en coordonnées polaires le repère local de la fissure présenté. Si le rapport de charge de sollicitation à laquelle est soumise celle-ci est strictement positif ($\sigma_{min}/\sigma_{Max} > 0$), on parle alors d'amplitude de facteur d'intensité des contraintes, notée ΔK . L'effet des contraintes négatives sur la propagation est en général négligé.

Des travaux plus récents ont également permis d'établir des formulations analytiques du facteur d'intensité des contraintes en fonction du cas d'étude [19-21], constituant peu à

peu une base de données pour les cas de référence. Souvent exprimé en $\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$, il est fonction de la valeur de la contrainte σ_∞ au loin de la pointe de fissure et d'un facteur de forme $Y(a)$ prenant en compte les géométries de la pièce et de la fissure. En se basant sur le modèle de Griffith [22], Irwin a d'ailleurs introduit le premier sa formulation usuelle pour le cas de la sollicitation d'une fissure perpendiculairement à son plan, *i.e.* en mode I [17]

$$K_I = Y(a) \cdot \sigma_\infty \cdot \sqrt{\pi \cdot a} \quad (1.4)$$

Cette quantité régit les lois de propagation de type Paris, décrites plus loin (paragraphe 1.2.2.d).

1.2.2.c. Mécanique de la propagation

La fatigue étant caractérisée par une sollicitation répétée d'un matériau en-dessous de sa limite d'élasticité macroscopique, la fissuration par fatigue décrit le phénomène de propagation d'une fissure sous l'effet de cette sollicitation. Comme décrit dans le paragraphe précédent, la présence d'une fissure dans un massif conduit à une intensification des contraintes dans une région proche de sa pointe. Concrètement, le rayon de la pointe de cette discontinuité est proche de zéro. La concentration des contraintes induite à cet endroit conduit donc à des valeurs de sollicitation théoriquement infinies. En pratique, dans l'hypothèse d'un matériau parfaitement plastique [12], la contrainte maximale atteinte « sature » à la limite d'élasticité du matériau et un phénomène de redistribution spatiale permet de conserver un équilibre mécanique. Il y a donc dès la mise en charge de la structure une plastification du matériau autour de la pointe, dans une zone que l'on appellera zone de plastification monotone en traction. Cette zone s'étend sur une longueur r_p suivant le prolongement de l'axe de la fissure (Figure 1.3).

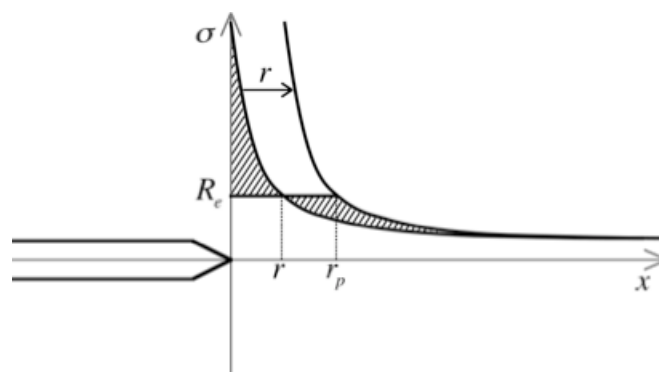


Figure 1.3 : Redistributon du champ de contraintes par création d'une zone plastique en pointe de fissure soumise à un chargement selon le modèle d'Irwin [17]

Rice [23] propose par analogie avec ce raisonnement une zone de plastification en compression intervenant lors de la décharge de la structure. Ainsi la concentration de contraintes provoque l'apparition d'une zone de plastification cyclique en compression qui s'étend sur une longueur r_{pc} , dépendant de l'amplitude de la décharge, suivant le prolongement de l'axe de la fissure. Dans un tel état, la fissure est considérée comme étant

« fermée ». La Figure I.4 schématise l'apparition de ces zones et la répartition des contraintes dans celles-ci.

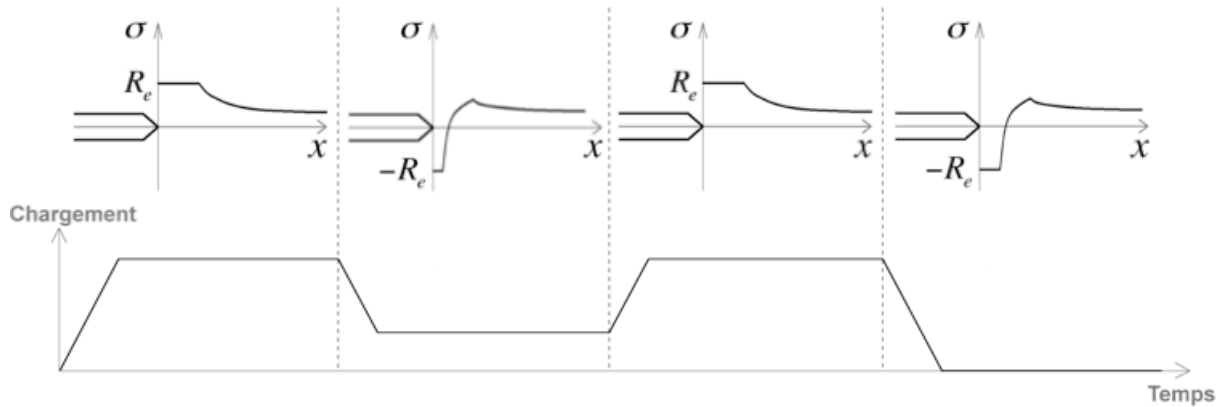


Figure I.4 : Description des mécanismes de plastification en pointe de fissure selon Rice [23]

Il est important de noter que cette vision des choses implique l'hypothèse forte de se trouver en présence d'un matériau parfaitement plastique (*i.e.* sans écrouissage). De plus, les longueurs r_p et r_{pc} tout comme la forme des lignes d'isocontrainte dépendent du mode et de l'état de sollicitation de la structure (contraintes planes, déformations planes, autre). A partir de [17] et [23], l'expression de r_p et r_{pc} en état de contraintes planes et de déformations planes sont données par

Etat de sollicitation	r_p		r_{pc}	
Contraintes planes	$r_p^{CP} = \frac{1}{\pi} \left(\frac{K_I}{R_e} \right)^2$	(I.5)	$r_{pc}^{CP} = \frac{1}{\pi} \left(\frac{(1-R)K_I}{2R_e} \right)^2$	(I.6)
Déformations planes	$r_p^{DP} = \frac{1}{3\pi} \left(\frac{K_I}{R_e} \right)^2$	(I.7)	$r_{pc}^{DP} = \frac{1}{3\pi} \left(\frac{(1-R)K_I}{2R_e} \right)^2$	(I.8)

où K_I représente le facteur d'intensité des contraintes maximal atteint lors de la montée en charge, R_e la limite d'élasticité du matériau et R le rapport entre l'effort atteint en fin de décharge et celui en fin de charge. La Figure I.5 représente la variation de morphologie de la zone de plasticité monotone en fonction de l'état de sollicitation de la structure.

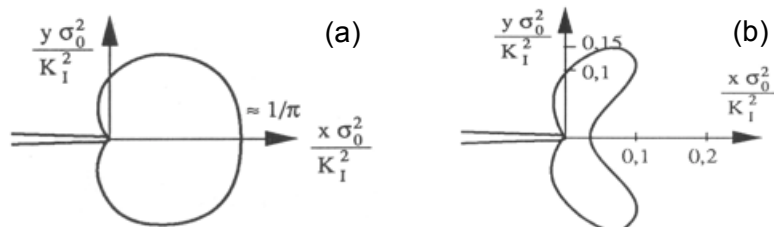


Figure I.5 : Morphologie de la zone de plasticité monotone dans un état de sollicitation (a) en contraintes planes (b) en déformations planes [12]

Si la zone de plastification monotone autour de la pointe de fissure ne conduit finalement qu'à un écrouissage du matériau, c'est en revanche l'alternance des phénomènes

de plastification en traction et compression dans la zone de plastification cyclique qui conduit à la propagation d'une fissure en fatigue. Le détail de ce mécanisme a été décrit par Laird [24] et est présenté sur la Figure I.6. Ainsi, d'un point de vue phénoménologique, la montée en charge sur un cycle de sollicitation (étapes (a) à (d)) d'une fissure fermée provoque tout d'abord l'ouverture de celle-ci puis l'apparition de bandes de glissement en pointe de fissure et création de surface libre caractérisant sa propagation ; de même, lors de la décharge de la fissure, (étapes (e) à (h)) il y a tout d'abord relaxation des contraintes à sa pointe puis apparition d'une zone de compression. C'est la répétition de ces cycles de charge – décharge accompagnés d'une propagation de fissure qui est également à l'origine de la formation sur le profil de rupture des stries caractéristiques de la propagation de fissure en fatigue. Leur morphologie, schématisée sur les étapes de la Figure I.6, est donc intimement liée à l'intensité du chargement et à la vitesse d'avancée du front de fissure c'est-à-dire à la valeur du facteur d'intensité des contraintes appliqué.

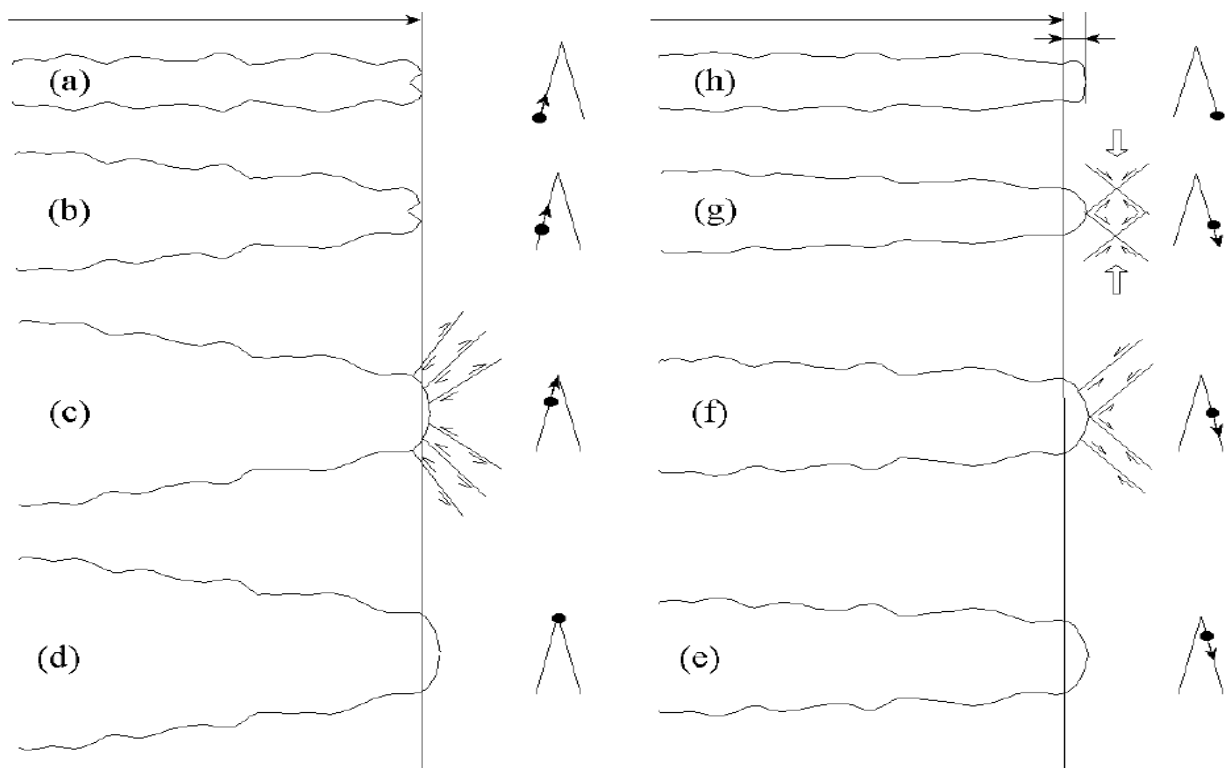


Figure I.6 : Mécanisme de croissance d'une fissure de fatigue selon Laird [24]

I.2.2.d. Lois de propagation

En 1963, Paris et Erdogan [25] ont mis en évidence une forme caractéristique de courbe de fissuration en traçant dans un diagramme log-log la vitesse d'avancée de fissure en fonction de la valeur de l'amplitude du facteur d'intensité des contraintes (Figure I.1). Ils ont ainsi proposé une relation entre ces deux quantités

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K)^m \quad (I.9)$$

et valable dans la zone de propagation stable (région B de la Figure I.1), où a représente la longueur de fissure, ΔK l'amplitude du facteur d'intensité des contraintes, N le nombre de cycles de sollicitation, C et m des paramètres du matériau à identifier. Cette loi est communément appelée *loi de Paris*. La présence d'une amplitude de facteur d'intensité des contraintes seuil ΔK_s , permettant d'exprimer le fait qu'une fissure puisse exister sans se propager si l'état de contraintes au voisinage de sa pointe est insuffisant (par exemple région A de la Figure I.1), peut être prise en compte et intégrée dans la loi de Paris. Celle-ci devient alors

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K - \Delta K_s)^m \quad (I.10)$$

lorsque $\Delta K > \Delta K_s$. D'autres modifications de l'équation (I.9) ont été proposées pour rendre compte de phénomènes mécaniques non traduisibles par l'équation initiale. On compte parmi elles la loi proposée par Wheeler [26] permettant de prendre l'effet de retard provoqué par la présence d'une surcharge mécanique appliquée à une fissure. Les relations proposées demeurent toutefois valables uniquement pour des valeurs d'amplitude de facteur d'intensité des contraintes suffisamment modérées pour demeurer en-dessous de la zone de propagation instable. Dans cette région du diagramme (région C de la Figure I.1), le volume de matériau sain c'est-à-dire non fissuré n'est plus suffisant pour conserver un état de plasticité confinée. Les mécanismes de rupture évoluent alors vers ceux actifs sous sollicitations monotones, la vitesse de propagation de fissure augmente rapidement et les lois de fissuration évoquées deviennent anti-conservatives (légèrement car cette région est généralement atteinte en toute fin de vie de la pièce). La rupture brutale de la pièce survient alors lorsque la valeur maximale du facteur d'intensité des contraintes sur un cycle de sollicitation dépasse une valeur critique, notée K_c sur la Figure I.1.

Cette valeur critique, plus communément notée K_{Ic} (pour facteur d'intensité des contraintes critique en mode I), est appelée ténacité. Il s'agit d'une valeur intrinsèque au matériau, à déterminer expérimentalement et permettant de calculer le niveau de chargement critique admissible par une pièce contenant une fissure dont les dimensions sont connues ou, inversement, de calculer la taille de fissure critique pour une pièce dont on connaît les sollicitations mécaniques. Elle détermine en d'autres termes la capacité d'un matériau à résister à la propagation d'une fissure sans se rompre.

L'amplitude *effective* du facteur d'intensité des contraintes ΔK_{eff} peut être préférée à sa simple amplitude sur un cycle de sollicitation dans l'utilisation de lois de fissurations. Cette quantité permet de prendre en compte la présence de contraintes résiduelles de compression en pointe de fissure induites par la plasticité confinée générée lors de la sollicitation (Figure I.4). Elles sont en effet à l'origine du phénomène de fermeture de fissure nécessitant de l'ouvrir lors des premières étapes de la montée en charge décrites sur la Figure I.6. Cela se traduit visuellement par une perturbation de la pente de la courbe force – déplacement sur un cycle de sollicitation. Raisonner en termes d'amplitude effective du facteur d'intensité des contraintes permet donc d'obtenir une loi de fissuration du matériau valable indépendamment du rapport de charge appliqué. Au delà d'un certain rapport de charge dépendant du matériau, l'effort minimal sur un cycle de sollicitation devient suffisamment important pour que le phénomène de fermeture soit considéré comme négligeable.

Quelle que soit la formulation de loi de fissuration retenue, plusieurs méthodes existent pour déterminer la loi de fissuration d'un matériau [27, 28]. Cependant, les méthodes standard présentent l'inconvénient de se baser sur des estimations indirectes de la longueur de fissure et / ou du facteur d'intensité des contraintes à partir de mesures ponctuelles d'autres quantités. Disposer d'une formulation analytique de la forme des champs de déplacement au voisinage d'une pointe de fissure (équations (I.1) à (I.3)) autorise pourtant une mesure directe de ces quantités (paragraphe I.5.3). Il est toutefois nécessaire à cette fin de disposer d'une richesse spatiale de mesures expérimentales suffisante pour estimer les amplitudes ω_n et ν_n de la série de Williams. Ainsi, on utilisera la corrélation d'images numériques pour mesurer des champs de déplacement au voisinage des pointes de fissure.

1.3. Corrélation d'images numériques

La corrélation d'images numériques est une technique de mesure de champs cinématiques qui a commencé à être développée au début des années 1980 [29]. Comme toute mesure de champ son atout majeur réside en sa capacité à fournir une richesse d'informations bien plus importante que les techniques de mesures ponctuelles. Comme on le verra par la suite (paragraphe I.5.2) on pourra par exemple mesurer des grandeurs locales que les autres techniques ne permettent pas d'obtenir.

Le principe de la corrélation d'images numériques est d'utiliser un algorithme adapté afin de calculer un champ de déplacement dans une région en se basant sur l'analyse d'une image de cette région à un état de référence et d'une seconde à un état déformé (Figure I.7).

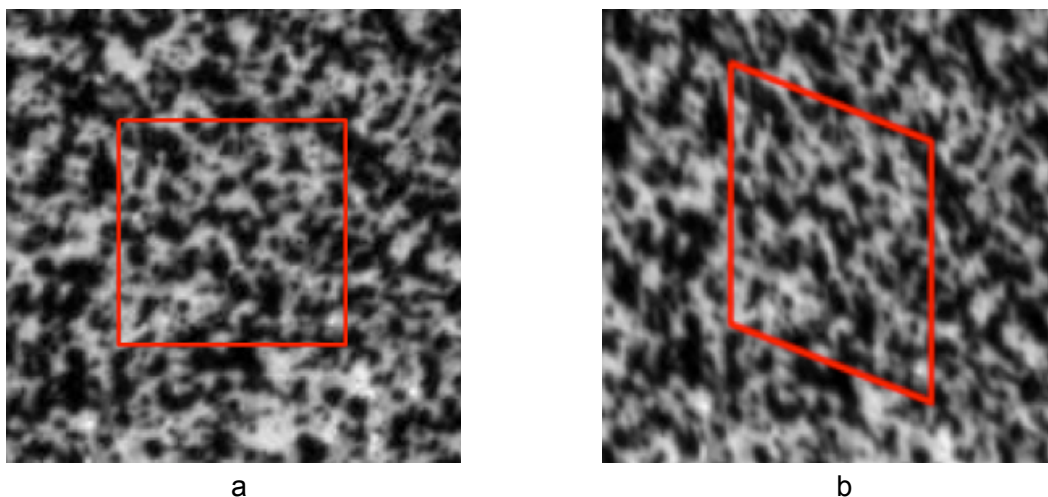


Figure I.7 : Représentation d'une imagerie (a) dans son état de référence et (b) après déformation

Deux types d'algorithmes peuvent être utilisés, à savoir les algorithmes de corrélation locale, et les algorithmes de corrélation globale, mais tous deux reposent sur le même concept de base. Dans un sous-domaine de l'image de référence étudiée, au bruit d'acquisition près, les niveaux de gris sont conservés au cours de la déformation. On peut ainsi formaliser le problème en représentant les images comme des fonctions discrètes associant à tout point de l'image, c'est-à-dire tout pixel, une valeur caractérisant l'intensité

lumineuse reçue au cours de l'acquisition : le niveau de gris. Si l'on nomme respectivement f et g l'image de référence et l'image déformée le précepte précédent s'écrit [30]

$$f(\underline{x}) = g(\underline{x} + \underline{u}(\underline{x})) + n(\underline{x}) \quad (I.12)$$

où n représente le bruit d'acquisition et \underline{u} un vecteur contenant les degrés de liberté du champ de déplacement à identifier. La résolution du problème peut dès lors s'effectuer en minimisant la fonctionnelle

$$\Phi^2 = \int_{\Omega} [f(\underline{x}) - g(\underline{x} + \underline{v}(\underline{x}))]^2 d\underline{x} \quad (I.13)$$

par rapport au champ test \underline{v} sur l'ensemble du domaine d'étude Ω . Cette fonctionnelle est linéarisable par un développement de Taylor à l'ordre 1 sur $g(\underline{x} + \underline{v}(\underline{x}))$ et devient

$$\Phi^2 = \int_{\Omega} [f(\underline{x}) - g(\underline{x} + \underline{\tilde{v}}(\underline{x})) - \delta\underline{v}(\underline{x}) \cdot \nabla f(\underline{x})]^2 d\underline{x} \quad (I.14)$$

où $\delta\underline{v}(\underline{x})$ est une correction à l'estimation courante $\underline{\tilde{v}}(\underline{x})$.

Dans le cas de corrélation d'image locale, méthode la plus répandue, la région d'intérêt de l'image initiale est divisée en sous-images, ou imagerettes (Figure I.7). Le domaine Ω se restreint à une de ces imagerettes et la résolution s'effectue indépendamment sur chacune d'entre elles. La corrélation d'images globale repose quant à elle sur un maillage de type éléments finis de la région d'intérêt (Figure I.8). La résolution du problème s'effectue en procédant à une minimisation globale de la fonctionnelle.

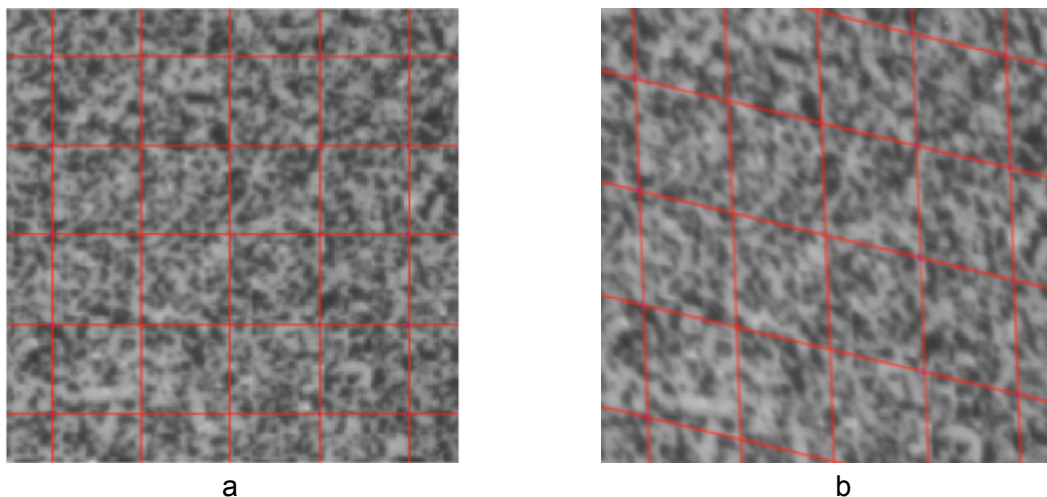


Figure I.8 : Représentation d'un maillage d'éléments Q4 utilisé dans un algorithme de corrélation globale (a) dans son état de référence et (b) après déformation

Cette méthode de résolution assure intrinsèquement la continuité du champ de déplacement en tout point du maillage et permet en conséquence une réduction de l'incertitude de mesure [31]. Cette diminution peut aller pour des éléments linéaires

quadrangulaires d'un facteur $\sqrt{3}/2$ pour les nœuds situés aux coins extérieurs du maillage à un facteur $\sqrt{3}/4$ pour les nœuds internes (Figure I.9), soit une diminution de 57% sur la majeure partie de la région d'intérêt. Dans la suite de l'étude l'emploi de l'expression *corrélacion d'images numériques* renverra à cette dernière approche.



Figure I.9 : Illustration des domaines de minimisation de la fonctionnelle Φ^2 et des incertitudes de mesure relatives associées (a) en sous-domaines Ω_i dans le cas de la corrélation d'image locale et (b) en domaine global Ω maillé dans le cas de la corrélation d'images globale

Le choix de celle-ci permet en outre de décomposer le champ test sur une base d'éléments finis classiques sous la forme

$$\underline{v}(x) = \sum_i v_i \underline{\psi}_i(x) \quad (I.15)$$

avec v_i les degrés de liberté du problème (soit 2 fois le nombre de nœuds dans le cas d'un champ de déplacement plan) et $\underline{\psi}_i$ les fonctions de forme associées. Cette décomposition associée à la linéarisation du problème (I.14) permet dès lors de réécrire la minimisation sous forme d'un système linéaire

$$\underline{[M]} \{\delta v\} = \{b\} \quad (I.16)$$

à résoudre de manière itérative avec $\{\delta v\}$ le vecteur des inconnues du problème ; $\underline{[M]}$ la matrice de corrélation d'images comprenant les gradients locaux de l'image de référence et les fonctions de formes évaluées aux points du maillage ; $\{b\}$ un vecteur à actualiser à chaque itération en fonction du champ test. L'analogie de la matrice $\underline{[M]}$ en calcul de structures est la matrice de masse.

La convergence du calcul est établie lorsque l'incrément de déplacement moyen sur la région d'intérêt passe sous une valeur seuil (critère d'arrêt de type Newton). L'expression de l'incertitude sur les degrés de liberté calculés du problème peut alors s'écrire [31, 32]

$$\sigma_{u_n} = \frac{\sqrt{6}\sigma_n p}{G_f l} \quad (I.17)$$

dans le cas précisé plus haut où des éléments quadrangulaires Q4 sont retenus pour le maillage. σ_n est l'écart-type du bruit d'acquisition (bruit blanc supposé gaussien de moyenne nulle), p la taille physique d'un pixel sur l'image, G_f la moyenne quadratique du gradient des niveaux de gris dans la région d'intérêt et l le côté des éléments.

Comme décrit dans le paragraphe précédent, la corrélation d'images numériques s'appuie sur l'analyse des niveaux de gris des images étudiées et de leurs variations spatiales. Cette *texture* des images, c'est-à-dire l'ensemble des motifs observables à l'échelle d'observation retenue, revêt donc un rôle particulièrement important pour l'analyse. Ainsi il existe des cas où la nature même de la surface étudiée suffit à rendre l'algorithme de corrélation efficace ; c'est par exemple le cas de mousses ou de laines minérales [33]. Lorsque les surfaces d'intérêt ne présentent pas naturellement les prérequis, typiquement la majorité des surfaces métalliques, il est possible de procéder à la dépose artificielle d'une texture rendant possible l'analyse. Parmi les méthodes existantes, la plus répandue consiste à pulvériser successivement sur cette surface deux couches de peinture noire et blanche afin d'obtenir un motif aléatoire présentant un contraste local suffisant. Deux exemples de ce type de texture artificielle, communément appelée *mouchetis*, sont visibles sur les Figure 1.7 et Figure 1.8 et le détail de l'influence des caractéristiques du maillage et de la texture de l'image sur l'algorithme de corrélation d'images et les résultats obtenus sera présenté dans le paragraphe 1.5.2.a. On peut toutefois noter que la qualité du mouchetis, notamment en termes de remplissage de la dynamique des niveaux de gris de l'appareil d'acquisition revêt une importance particulière. En effet, les algorithmes développés permettent aujourd'hui d'obtenir des résolutions de mesure de déplacement très largement inférieures au pixel [34]. Ils fonctionnent toutefois en procédant à des interpolations sur les niveaux de gris des pixels des images, générant une nouvelle source d'incertitude.

La quantification de cette incertitude σ_{u_i} liée à l'interpolation des niveaux de gris s'effectue en générant numériquement une réplique de l'image de référence et en lui appliquant un mouvement de corps rigide d'une valeur comprise entre 0 et 1 pixel. Un calcul de corrélation permet pour chaque valeur de déplacement imposé de calculer l'erreur moyenne et son écart-type sur la région d'intérêt. Ces valeurs atteignent en général un maximum pour déplacement imposé de 0,5 pixel, valeur pour laquelle la distance par rapport à un nombre entier et donc l'interpolation sont les plus importantes ; une illustration du calcul de cette incertitude sera présentée dans le paragraphe 1.5.2.a.

L'incertitude totale sur les valeurs de déplacement mesurées peut s'obtenir à partir du cumul de ces deux incertitudes σ_{u_n} et σ_{u_i} en se servant de la propriété de sommation des variances de deux variables aléatoires indépendantes [5]. On obtient ainsi la relation

$$\sigma_u = \sqrt{\sigma_{u_n}^2 + \sigma_{u_i}^2} \quad (1.18)$$

Le principe de la technique de mesure de champs de déplacement par corrélation d'images numériques a été présenté. Comme précisé en début de paragraphe, son exploitation dans le cadre de la détermination de la loi de fissuration du matériau retenu pour l'étude sera présentée plus loin et les performances associées seront quantifiées à ce moment là. Il convient toutefois de présenter auparavant le dit matériau, les raisons ayant

motivé ce choix ainsi que les propriétés mécaniques primaires qui seront utilisées dans la suite des travaux.

1.4. Description et propriétés du matériau étudié

Le choix du matériau retenu pour l'étude présentée ici a été guidé par deux critères : la vocation industrielle de cette étude et la compatibilité du matériau retenu avec les moyens de mesures mis en œuvre et décrits par la suite (Chapitre II). Un cas d'étude cohérent s'est donc avéré être l'acier au carbone non allié laminé P265GH (anciennement A42FP). Il s'agit d'un acier satisfaisant à la représentativité industrielle puisqu'il est destiné aux appareils sous pression [35] et est en particulier largement utilisé pour la fabrication de réservoirs et sphères de stockage, de chaudières et de tuyauterie à pression ou à vapeur. De plus, le caractère non allié le rend compatible selon les normes européennes avec les contrôles non destructifs par ultrasons et notamment avec la technique par mesure de temps de vol d'ondes diffractées (en anglais *TOFD* : Time Of Flight Diffraction) [36]. La composition, donnée dans [35] est indiquée en termes de pourcentages maximum dans le Tableau I.1.

Élément d'addition	C	Si	Mn	Cr	Cu	Mo	Ni
Quantité (% en masse)	≤ 0,2	≤ 0,4	0,8 à 1,4	≤ 0,3	≤ 0,3	≤ 0,08	≤ 0,3

Tableau I.1 : Composition chimique de l'acier P265GH [35]

Dans les paragraphes suivants seront présentées les démarches réalisées afin de caractériser les propriétés et quantifier statistiquement les caractéristiques mécaniques de l'acier P265GH.

Remarque générale : toutes les éprouvettes ayant servi à la réalisation des travaux décrits dans ce manuscrit ont été prélevées dans la même tôle laminée (plan en Annexe A). La dispersion sur les quantités évaluées par la suite est donc représentative des incertitudes liées aux moyens de mesures, aux hétérogénéités du matériau et aux problèmes de répétabilité voire de reproductibilité selon les cas. La dispersion des propriétés liées aux conditions d'élaboration (fournisseur, coulée, demandes spéciales) et traduisant une variation métallurgique n'a donc pas été étudiée.

1.4.1. Caractérisation microstructurale

La première étape de caractérisation de l'acier P265GH a été de réaliser des observations cristallographiques. Des prélèvements d'échantillons ont donc été réalisés suivant trois plans représentatifs de la microstructure tridimensionnelle du matériau. L'observation après polissage (granulométrie 3 μm) et attaque chimique (Nital 4%) de ces échantillons donne des informations sur l'état d'anisotropie et d'hétérogénéité de la matière. Cela est d'autant plus vrai que la plaque dont nous disposons avait été élaborée par laminage et était donc susceptible de présenter un pré-écrouissage dans la direction longitudinale. Les prises de vue représentatives de la microstructure observée sur les trois

faces avec un grossissement de 400 sont regroupées sur la Figure I.10. Une projection de ces prises de vue sur un cube permet également de se représenter de manière volumique la microstructure tridimensionnelle du matériau et de situer la position des plans de prélèvement les uns par rapport aux autres. La structure cristalline révélée est de type ferrito-perlitique avec répartition en bande de la perlite sans évolution de la concentration de bandes dans l'épaisseur. Par ailleurs, les observations n'ont pas permis de mettre en évidence de déformation des grains liée au procédé de laminage ; la taille de grains moyenne se situant aux alentours de 20 μm . Cette absence de texture géométrique caractéristique ne laisse donc pas présager d'anisotropie transverse du P265GH. *A contrario*, la présence des bandes de perlite, nettement plus dures que la ferrite et réparties dans l'épaisseur de la plaque, conduit à l'hypothèse d'anisotropie dans cette direction par rapport aux deux précédentes.

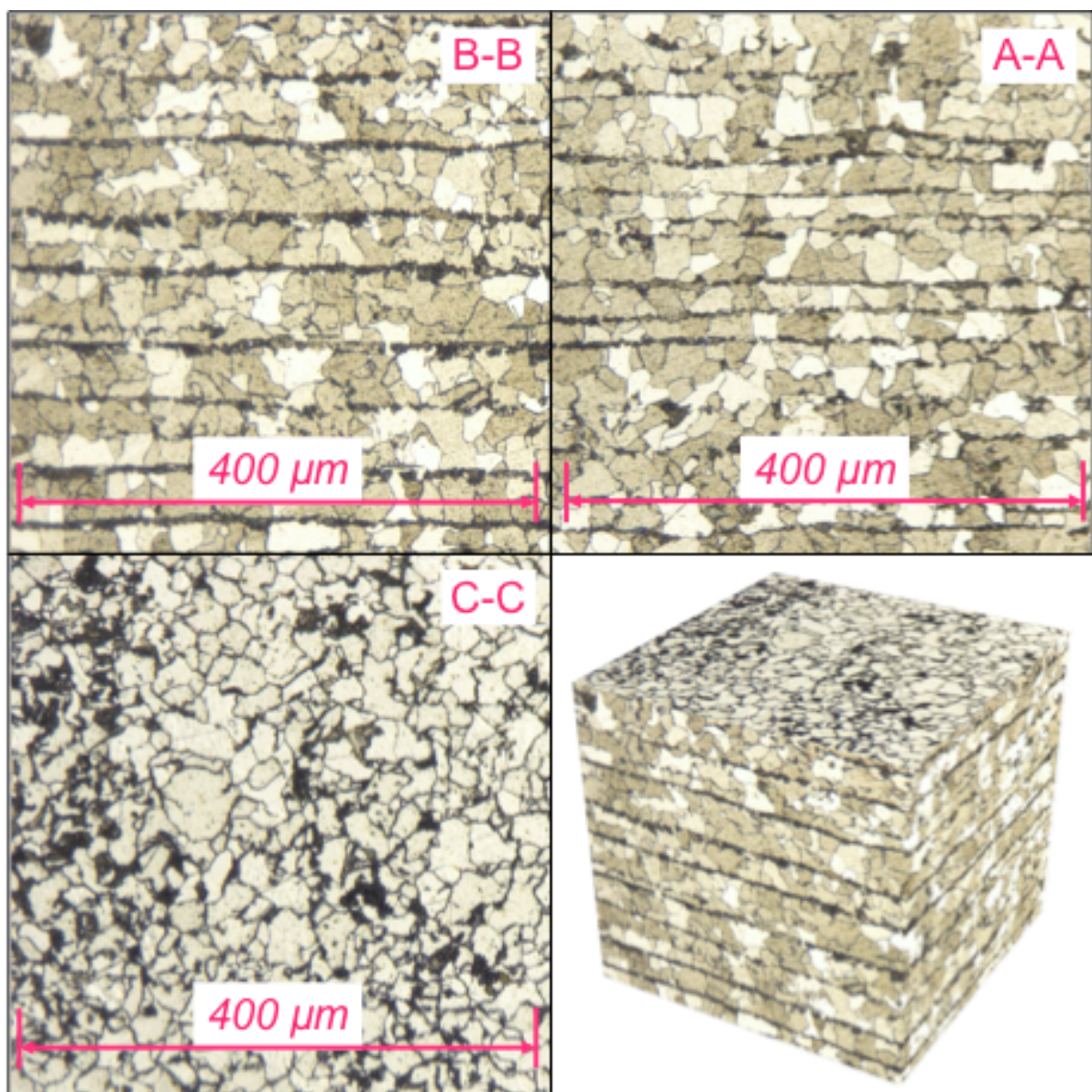


Figure I.10 : Reconstitution en trois dimensions de la microstructure du P265GH à partir de clichés plans

Des mesures de dureté Vickers sous faible et forte charges, respectivement HV 1/15 et HV 30/15 [37], ont également été réalisées dans les mêmes plans que ceux présentés précédemment. Les mesures sous forte charge ont été réalisées en surface dans deux zones distinctes dans le but d'évaluer la dispersion locale des propriétés ainsi que l'hétérogénéité dans la plaque. Avec des valeurs moyennes mesurées de 127 et 128 HV associées respectivement à un écart type de 1 à 2 HV, le matériau est considéré comme homogène et sans variation spatiale de ses propriétés mécaniques (Tableau I.2). Les mesures sous faible charge ont été effectuées par filiations de la surface vers le cœur de la plaque afin d'appréhender l'évolution des propriétés mécaniques dans l'épaisseur de la plaque. Afin de vérifier la répétabilité des résultats, trois filiations ont été menées : une première sur un plan correspondant à la coupe A-A et deux autres sur un plan correspondant à la coupe B-B (Figure I.10). Les résultats sont présentés sur la Figure I.11.

Localisation	Dureté HV 30/15					Moyenne	Ecart-type
Zone 1	127	127	131	126.5	130	128	2
Zone 2	128	129	126	127	126.5	127	1

Tableau I.2 : Dureté HV 30 en surface de la plaque de P265GH

Les trois courbes se superposent et leurs variabilités associées, comprises entre 3 et 4 HV, ne permettent ni de différencier les trois nuages de points ni de mettre en avant une quelconque évolution dans l'épaisseur. Les valeurs statistiques de dureté considérée pour notre plaque de P265GH sont donc une moyenne de 124 HV associée à un écart type de 4 HV. Une inversion de la formule de calcul de dureté Vickers [37] donne à partir de cette valeur moyenne une taille de diagonale d'empreinte d'indentation de $80 \mu m$. Cette valeur est pertinente au regard de la Figure I.13, présentant une observation d'empreinte réalisée au cours de la filiation B-B 1. Par ailleurs des travaux ont permis d'obtenir des courbes d'équivalence entre la dureté Vickers et la résistance mécanique à la traction des aciers [38] (Figure I.12). Pour l'acier étudié, la valeur de résistance R_m équivalente est comprise entre 410 et 420 MPa.

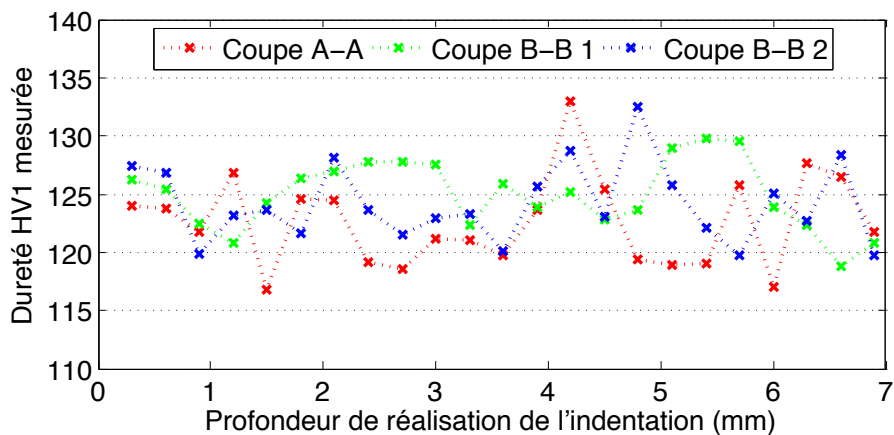


Figure I.11 : Résultats de mesures de filiation de dureté de la surface vers le cœur de la plaque de matériau d'étude

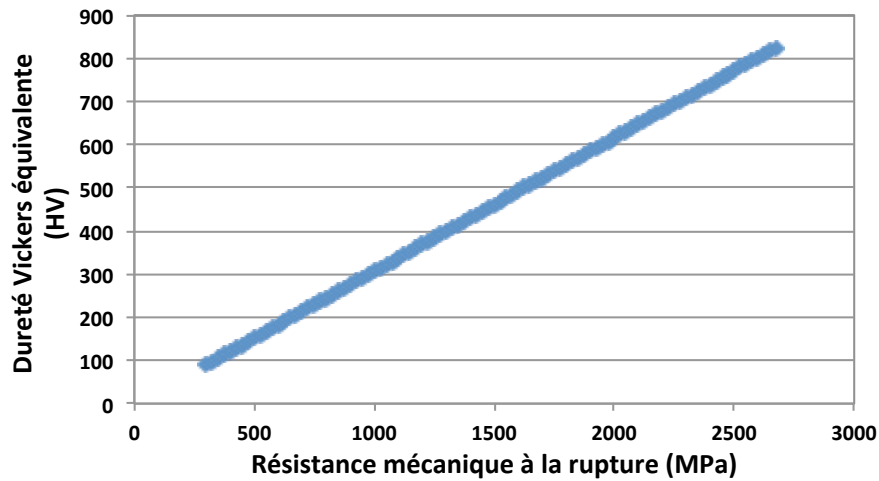


Figure I.12 : Courbes d'équivalence entre la dureté Vickers et la résistance mécanique à la rupture [39]

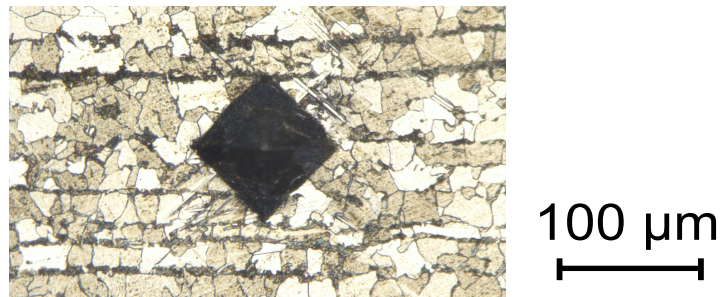


Figure I.13 : Détail d'une empreinte d'indentation résultante de la conduite d'une filiation de dureté de la surface vers le cœur d'un échantillon de la plaque d'acier P265GH

I.4.2. Caractéristiques en traction

Les essais de traction ont été réalisés sur des éprouvettes à section rectangulaire prélevées dans le plan de laminage suivant trois directions par rapport à celle de laminage : 0°, 45° et 90° (Figure I.10, Annexe A). Afin d'apprécier la dispersion des propriétés mécaniques, trois éprouvettes ont été testées pour chaque lot et les résultats sont reportés sur les Figure I.14 et Figure I.15. La Figure I.14 présente des essais de chargement en dessous de la limite d'élasticité du matériau afin de déterminer son module d'Young E . De plus, trois charges / décharges ont été réalisées sur chaque éprouvette afin d'observer la variabilité des résultats et obtenir les valeurs statistiques des quantités, mais seules les charges ont fait l'objet d'acquisitions enregistrées. Les moyennes et écart-types globaux pour chaque orientation d'éprouvette ont pu être calculés et sont présentés dans les Tableau I.3, Tableau I.4 et Tableau I.5.

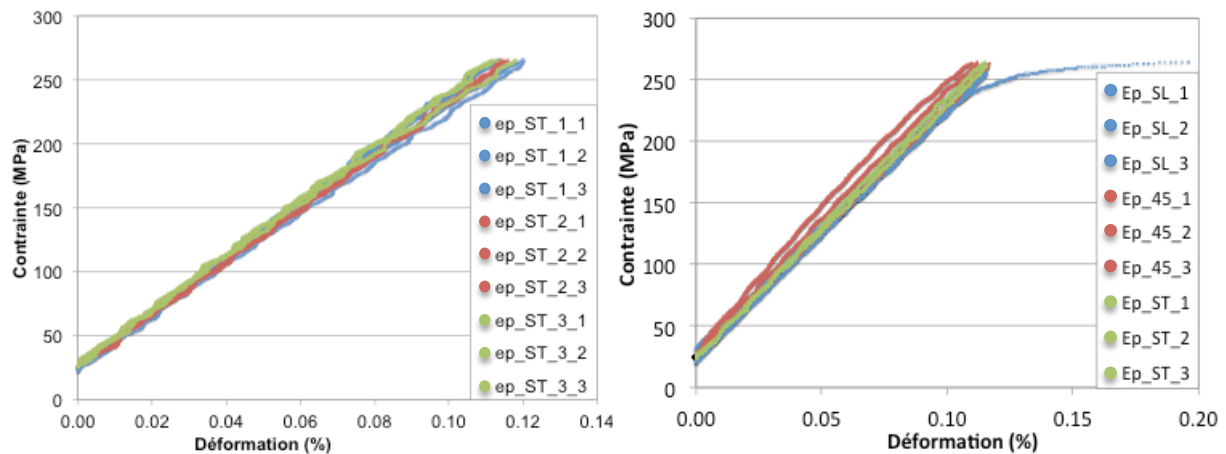


Figure I.14 : Courbes de chargement du P265GH en dessous de sa limite d'élasticité supposée a) pour trois éprouvettes prélevées transversalement par rapport à la direction de laminage, b) pour des éprouvettes prélevées à 0°, 45° et 90° par rapport à la direction de laminage

L'observation de la Figure I.14.a et du Tableau I.3 permet de se rendre compte de la dispersion obtenue lors des essais sur une catégorie d'éprouvette, en l'occurrence les éprouvettes prélevées dans la direction de laminage. Les modules d'Young identifiés ont été obtenus par régression linéaire au sens des moindres carrés. Dans le cas de l'éprouvette SL_2, nous pouvons observer sur la Figure I.14.b une flexion de la courbe même en dessous de la limite d'élasticité déterminée expérimentalement. Il s'agit de la seule éprouvette ayant présenté une zone d'érouissage au cours des essais. Seule la partie linéaire de la courbe a été conservée pour la détermination des modules d'Young.

Eprouvette	Ep_ST_1			Ep_ST_2			Ep_ST_3		
	1	2	3	1	2	3	1	2	3
Numéro de l'essai	1	2	3	1	2	3	1	2	3
Module d'Young (GPa)	204	215	215	199	207	207	200	213	213
Moyenne des modules	208								
Ecart-type des modules	6								

Tableau I.3 : Modules d'Young identifiés à partir d'essais de traction sur 3 éprouvettes prélevées dans la direction transverse par rapport à la direction de laminage

Les Tableau I.4 et Tableau I.5 permettent de comparer les modules d'Young moyens relevés dans les trois directions de prélèvement des éprouvettes.

Eprouvette	Ep_45_1			Ep_45_2			Ep_45_3		
	1	2	3	1	2	3	1	2	3
Numéro de l'essai	1	2	3	1	2	3	1	2	3
Module d'Young (GPa)	213	222	221	209	215	214	198	205	205
Moyenne des modules	211								
Ecart-type des modules	8								

Tableau I.4 : Modules d'Young identifiés à partir d'essais de traction sur 3 éprouvettes prélevées à 45° par rapport à la direction de laminage

Eprouvette	Ep_SL_1			Ep_SL_2			Ep_SL_3		
Numéro de l'essai	1	2	3	1	2	3	1	2	3
Module d'Young (GPa)	209	209	200	203	197	197	194	195	187
Moyenne des modules	199								
Ecart-type des modules	7								

Tableau I.5 : Modules d'Young identifiés à partir d'essais de traction sur 3 éprouvettes prélevées dans la direction de laminage

L'observation montre que la dispersion est comparable quelle que soit la direction de prélèvement des éprouvettes dans la plaque initiale. Malgré une légère différence de la valeur moyenne pour la direction longitudinale, la dispersion des résultats nous permet de considérer les valeurs du module d'élasticité comme étant également indépendantes de la direction de prélèvement. Une valeur moyenne globale μ_E du module d'Young associée à un écart-type σ_E peuvent alors être calculés à partir de toutes les données et sont tels que $\mu_E = 206$ GPa et $\sigma_E = 9$ GPa.

Ces essais ont été suivis pour chaque éprouvette par un essai de traction jusqu'à rupture, dont les courbes montrant la contrainte normale de traction en fonction de l'allongement dans le sens de la traction sont représentées sur la Figure I.15. Là encore, nous pouvons constater que l'ensemble des points relevés est assez homogène, indépendamment de la direction de prélèvement de l'éprouvette dans la plaque laminée. De ces résultats il est possible d'estimer des valeurs statistiques de la résistance mécanique à la rupture R_m et de la limite d'élasticité Re . On obtient $\mu_{R_m} = 428$ MPa, $\sigma_{R_m} = 1$ MPa, $\mu_{Re} = 302$ MPa et $\sigma_{Re} = 4$ MPa. Les valeurs de Re ont été obtenues en relevant les contraintes au milieu du palier de formation des bandes de Lüders sur les courbes de traction. Le prélèvement d'éprouvettes de traction dans l'épaisseur de la plaque n'étant que difficilement réalisable, aucun essai n'a été réalisé dans cette direction. Les courbes présentées en Figure I.15 ne permettent donc pas de caractériser complètement l'anisotropie du matériau, mais les résultats obtenus permettent de le considérer comme au minimum isotrope transverse. Nous pouvons noter que parmi ces courbes, celle traduisant le comportement de l'éprouvette SL_2 a une nouvelle fois un aspect différent des autres : la fin du domaine d'élasticité se situe à un niveau de sollicitation inférieur et l'écrouissage subi lors de l'essai de détermination du module d'Young a supprimé le palier de Lüders.

La valeur μ_{R_m} obtenue peut par ailleurs être rapprochée de la résistance équivalente observée sur la Figure I.12. Un écart de 2 à 4 % peut alors être constaté entre les 428 MPa issus des données expérimentales de traction et les 410 à 420 MPa obtenus par équivalence à partir de la dureté Vickers mesurée. Ces valeurs, tout a fait raisonnables, permettent de conforter la cohérence de l'ensemble des valeurs obtenues par cette campagne de caractérisation de l'acier P265GH.

L'acier P265GH a été présenté et la conduite de séries d'essais a permis de déterminer ses propriétés mécaniques primaires et d'évaluer pour chacune la dispersion associée. La mise en avant de l'homogénéité du matériau et de son comportement isotrope transverse permet par ailleurs de valider l'utilisation de la série de Williams (équations (I.1) à (I.3)) dans la démarche de détermination de la loi de fissuration à partir de mesures de champs. Cette dernière va maintenant être introduite et les résultats expérimentaux obtenus vont être présentés.

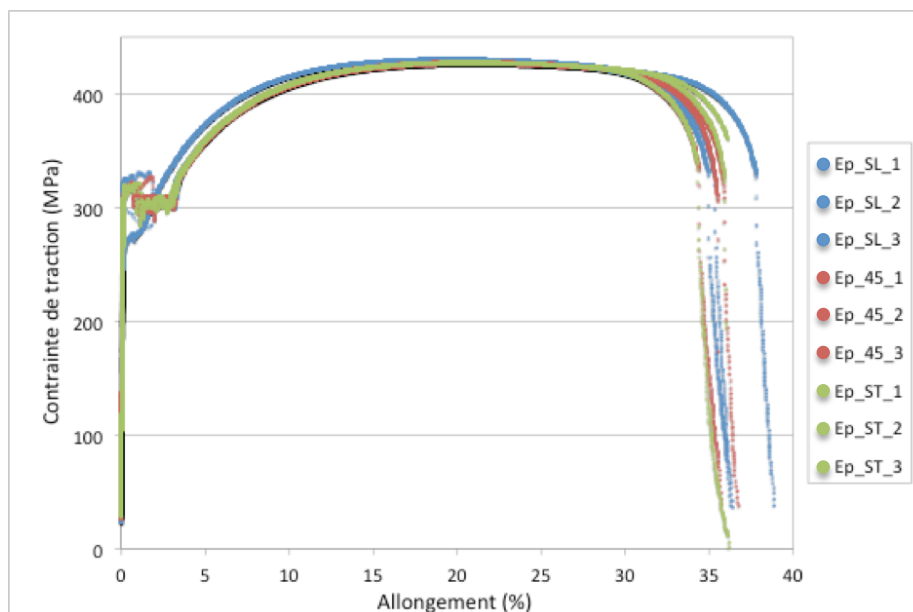


Figure I.15 : Courbes contrainte - déformation réalisées jusqu'à rupture sur acier P265GH dans toutes les directions (SL, 45 et ST)

1.5. Loi de fissuration

Le modèle de prévision probabiliste établi dans ces travaux étant basé sur la mécanique élastique linéaire de la rupture, il est primordial de disposer des coefficients liés au matériau C , m et éventuellement ΔK_s , exprimés dans les équations (I.9) et (I.10). Pour cela, une campagne d'essais de fissuration a été menée sur des éprouvettes à entaille centrale de type CCT (Centre Cracked Tension) ; (Annexe A, Annexe C), dimensionnées suivant la norme ISO 12108 – 2012 [27]. Ces essais depuis leur mise en place jusqu'à l'exploitation des résultats sont décrits dans les paragraphes suivants.

1.5.1. Protocole d'essai

1.5.1.a. Montage expérimental

Les éprouvettes ont été testées sur des machines hydrauliques uniaxiales MTS de capacité nominale +/- 100 kN. La méthode de mesure employée dans le suivi de ces essais est la corrélation d'images numériques, décrite au paragraphe I.3. Leur mise en œuvre a donc nécessité l'installation de moyens d'acquisition de clichés photographiques afin de suivre l'évolution de la fissuration. La configuration exacte du montage expérimental a varié au fur et à mesure des essais, mais le principe est resté le même et est visible sur la Figure I.16. Nous pouvons y voir deux éprouvettes sur lesquelles un mouchetis a été appliqué, placées dans les mors d'une machine hydraulique. Les caméras et leurs objectifs ont été disposés de part et d'autre des éprouvettes afin d'observer chacune une pointe de fissure. Par ailleurs des éclairages dédiés orientés vers l'éprouvette assurent une luminosité uniforme tout au long du déroulement de l'essai. Le choix des moyens d'acquisition s'est

orienté vers des caméras plutôt que des appareils photos numériques. Celles-ci permettent en effet une cadence d'acquisition plus élevée, limitant de ce fait au maximum les risques de relaxation des contraintes lors du maintien de la sollicitation au palier haut (cf. § 1.5.1.b). Chaque caméra reçoit un objectif et la mise au point est faite de manière à obtenir une netteté (la meilleure possible, c'est-à-dire présentant les gradients locaux les plus importants) homogène sur toute l'image afin de s'assurer de l'orthogonalité de l'axe optique par rapport à l'éprouvette.

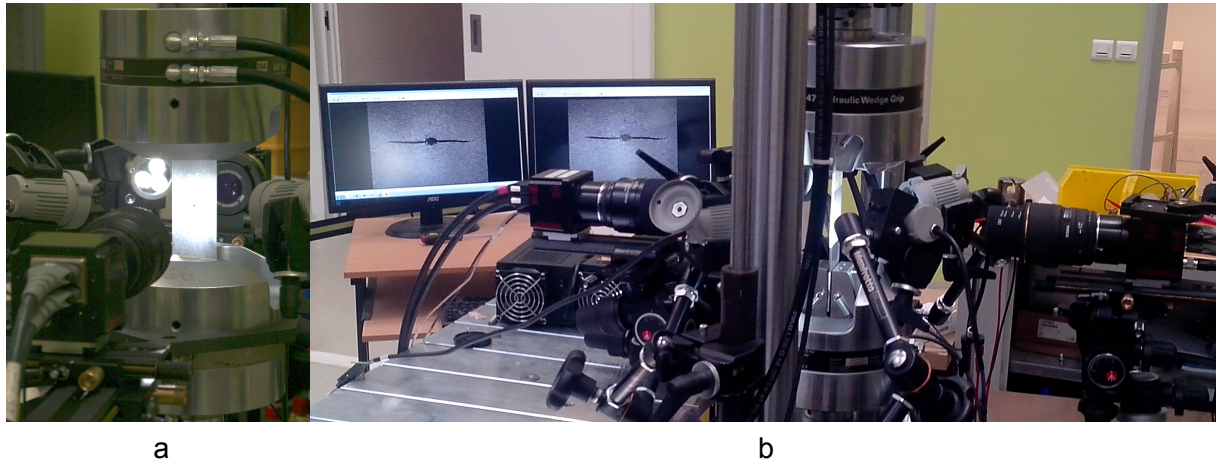


Figure I.16 : Photographies des montages expérimentaux mis en place pour des essais de fissuration sur deux éprouvettes CCT : (a) une éprouvette vue de face en début d'essai et (b) une éprouvette vue de côté en fin d'essai

1.5.1.b. Conditions expérimentales

Le chargement appliqué était piloté en effort, de type sinusoïdal et avec un rapport de charge $R = F_{min}/F_{Max}$ égal à 0,1. La fréquence d'essai a été fixée à 8 Hz, déterminée en fonction des capacités de la servovalve. Les efforts associés ont été calculés afin d'obtenir en début d'essai un facteur d'intensité des contraintes initial de l'ordre de deux fois et demie la valeur du seuil de non propagation ΔK_s , pré-estimé à $4,7 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ [40]. L'utilisation du terme de facteur d'intensité des contraintes est en fait ici légèrement précipitée car au début de l'essai il n'y a pas encore de présence de fissure dans l'éprouvette et le terme ne peut pas encore être appliqué. La charge maximale à appliquer au cours des cycles de sollicitation a ensuite été évaluée à partir de cette valeur à 15 kN, soit une amplitude de 13,5 kN en rapport de charge 0,1. Dans ces conditions, l'amplitude de contraintes dans l'éprouvette est de 136 MPa au loin de l'entaille, soit en théorie 831 MPa aux bords si l'on considère un coefficient de concentration des contraintes de 6 [41].

La procédure d'essai appliquée aux éprouvettes avec les conditions décrites dans le paragraphe ci-dessus est visible sur la Figure I.17. Selon les éprouvettes, 1 000 à 10 000 cycles de sollicitation sont appliqués puis des paliers sont maintenus à efforts minimal et maximal afin de procéder à l'acquisition d'images à ces deux états de sollicitation. À chaque palier, deux acquisitions d'image sont déclenchées. La méthode de mesure par corrélation d'images étant sans contact, cette redondance permet dans un premier temps d'obtenir une sécurité dans le cas où un élément extérieur viendrait perturber la prise d'une des

photographies. Dans les cas où les quatre acquisitions se sont bien déroulées, elle permet également d'observer l'incertitude sur les mesures en comparant les images brutes entre elles, ainsi qu'en croisant les résultats de mesures par corrélation d'images entre elles. La présence de paliers sert à garantir le niveau de sollicitation de l'éprouvette au moment des acquisitions. Ils assurent également une image plus stable durant la période d'exposition du capteur des caméras, favorisant de fait des images de meilleure qualité. Les niveaux d'efforts retenus pour ces paliers sont les *extrema* de la sollicitation afin de pouvoir obtenir grâce au traitement des images les valeurs d'amplitude du facteur d'intensité des contraintes ΔK en pointe de fissure.

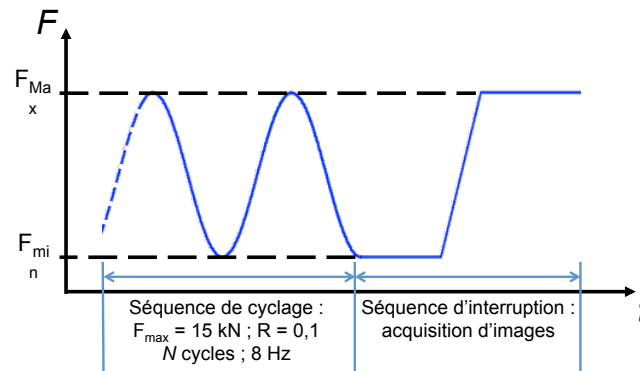


Figure I.17 : Procédure de cyclage appliquée aux essais de fissuration sur éprouvettes CCT

Deux points sont également à noter en plus du protocole décrit précédemment : 10 images de la région d'intérêt sont prises au début de chaque essai afin d'évaluer le bruit d'acquisition du capteur dans la configuration optique de l'essai ; une image d'un réglet accolé à l'éprouvette est prise en fin de chaque essai dans la même configuration optique afin d'obtenir la taille physique d'un pixel de l'image. Il est également utile de préciser que les essais se sont déroulés en deux campagnes réalisées sur deux machines hydrauliques de même type mais présentant des réglages et électroniques de pilotage différentes. Elles ont également porté sur deux lots d'éprouvettes différents, prélevées dans une même plaque d'acier P265GH.

1.5.2. Mesures de champ de déplacement

La procédure d'essai décrite précédemment a permis l'acquisition des images qui doivent en définitive permettre d'obtenir la loi de fissuration de l'acier P265GH. Comme indiqué dans le paragraphe 1.3, la corrélation d'images numériques permet de mesurer les champs de déplacement dans une région d'intérêt. Le calcul de ces champs constitue donc la première étape de l'identification des paramètres.

1.5.2.a. Incertitudes sur les valeurs mesurées

Comme précisé en fin de paragraphe 1.5.1.b, 10 photos sont prises pour chaque caméra en début d'essai afin de mesurer le bruit d'acquisition du capteur. Toutes les possibilités de comparaison de chacune de ces 10 images avec les 9 autres donnent au final

une possibilité de 45 associations. Chacune de ces comparaisons consiste en une soustraction pixel à pixel du niveau de gris enregistré et permet d'obtenir une carte des différences puis d'en tirer les valeurs statistiques du bruit. Pour plus de cohérence avec les calculs de corrélation d'images numériques dont nous étudions les incertitudes, la soustraction pixel à pixel des niveaux de gris est opérée uniquement dans la région d'intérêt qui sera utilisée par la suite. Une représentation visuelle des résultats obtenus est présentée sur la Figure I.18.

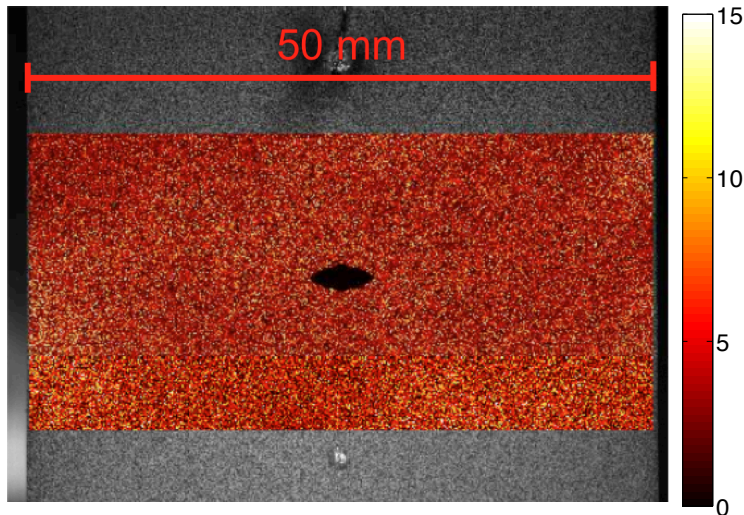


Figure I.18 : Carte des différences de niveau de gris entre deux images de référence après correction des translations de corps rigide ; superposition sur la région d'intérêt d'une éprouvette CCT. Dynamique des images : 1024 niveaux de gris

Une corrélation rapide est faite entre les deux images avant chaque comparaison, ayant pour but d'évaluer uniquement les translations de corps rigide (notamment liées aux vibrations, etc.) et pouvoir s'en affranchir afin de s'assurer que la comparaison pixel à pixel se fait sur des pixels semblables. La taille physique moyenne des pixels des images prises au cours de ces essais étant de l'ordre de $10\ \mu\text{m}$, leur sensibilité aux petits mouvements est importante. La Figure I.19 montre qu'après correction, le mouvement relatif entre deux images comparées n'excède pas le centipixel.

Dans ces conditions, la comparaison des 10 images de référence a été effectuée pour cinq configurations optiques représentant de manière exhaustive celles mises en place dans les essais présentés dans ce chapitre. Elles représentent les ensembles caméra, objectif, focalisation, caractéristiques de région d'intérêt, retrouvés lors du test des éprouvettes au cours des différentes campagnes expérimentales menées. Les différences moyennes sont très faibles, en valeur absolue comme en comparaison des écarts-types associés, ce qui conforte l'hypothèse de bruit blanc gaussien de moyenne nulle émise au paragraphe I.3. L'écart-type σ_n se situe autour de 0,5 % de la dynamique du capteur (256 niveaux de gris pour le premier, 1024 pour les suivants) et constitue le meilleur estimateur possible de la valeur du bruit. Le contraste moyen G_f associé à ces configurations, nécessaire à l'évaluation de l'incertitude sur les champs de déplacement (équation (I.17)), a également été calculé à l'aide du gradient des niveaux de gris dans les 10 images de références. Tous les résultats de calcul de ces quantités sont présentés dans le Tableau I.6 avec les incertitudes associées, calculées pour plusieurs tailles de maillage de discrétisation.

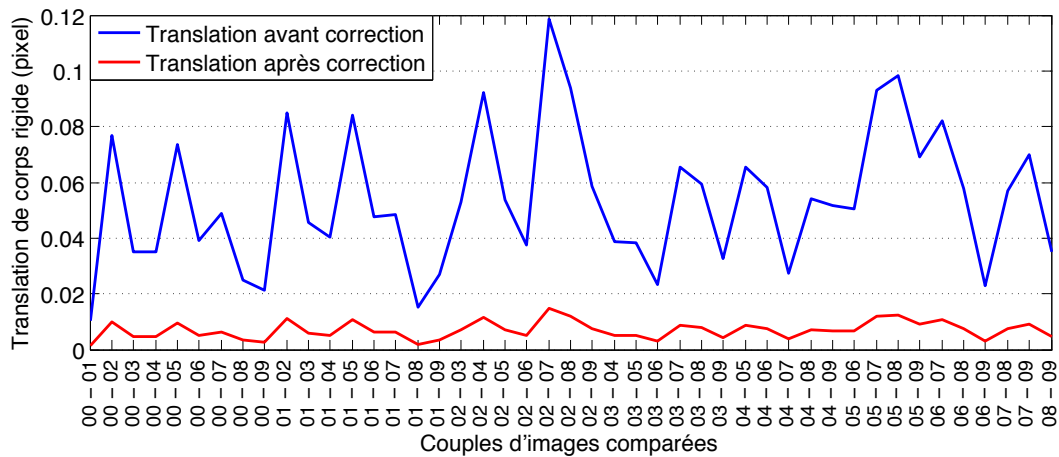


Figure I.19 : Translations de corps rigide entre les 10 images de référence prises avant le début d'un essai : mesures avant et après correction

On retrouve dans ces résultats la dépendance de l'incertitude sur le champ de déplacement à l'inverse de la taille de maillage Q4 retenu pour effectuer les calculs de corrélation. Ainsi on peut obtenir des résolutions spatiales de l'ordre de quelques dixièmes de micromètres avec des éléments de maillage de 8 pixels de côté et atteindre quelques centièmes dans les cas favorables avec des éléments de 32 pixels. Les ordres de grandeur restent toutefois confinés aux alentours du dixième de micromètre, permettant donc de mesurer de petites perturbations en surface du matériau.

		Montage 1	Montage 2	Montage 3	Montage 4	Montage 5
Taille de pixel (m)		1.78e-05	1.24e-05	1.28e-05	9.59e-06	9.99e-06
Dynamique du capteur (en niveaux de gris)		256	1024	1024	1024	1024
Différence de niveaux de gris	Moyenne	1.3e-03	-6.7e-02	3.6e-02	-1.9e-02	4.3e-02
	Ecart-type	1.68	4.16	6.47	4.57	6.30
Contraste moyen (en niveaux de gris)		20	46	59	71	74
Incertitude (en μm) pour différentes tailles d'éléments (en px)	8	4.67e-1	3.42e-1	4.32e-1	1.90e-1	2.60e-1
	16	2.34e-1	1.71e-1	2.16e-1	9.48e-2	1.30e-1
	32	1.17e-1	8.56e-2	1.08e-1	4.74e-2	6.50e-2

Tableau I.6 : Caractéristiques et incertitudes sur les champs de déplacement associés à 5 configurations optiques (caméra + objectif + focalisation + région d'intérêt) représentatives des essais réalisés

La seconde source d'incertitude évoquée au paragraphe I.3 est celle liée à l'interpolation des niveaux de gris de l'image effectuée pour obtenir une résolution sub-pixel du déplacement. La corrélation d'images effectuée entre l'image de référence et l'image générée donne deux informations : l'erreur moyenne (erreur systématique) mesurée par rapport à la valeur imposée du déplacement et son écart-type (erreur aléatoire). Les Figure I.14.a et Figure I.14.b présentent les résultats obtenus sur une des éprouvettes CCT testées. Il est tout d'abord possible de remarquer qu'à partir d'une taille d'éléments de 8 pixels l'erreur systématique est d'au moins un ordre de grandeur inférieure à l'erreur aléatoire.

D'autre part, pour les mêmes tailles d'éléments, l'écart-type maximal obtenu pour un déplacement de 0,5 pixel passe en-dessous de 5 centipixels. Les erreurs tendent naturellement toutes vers zéro lorsque le déplacement imposé se rapproche des valeurs entières 0 et 1 pour lesquelles aucune interpolation n'est effectuée.

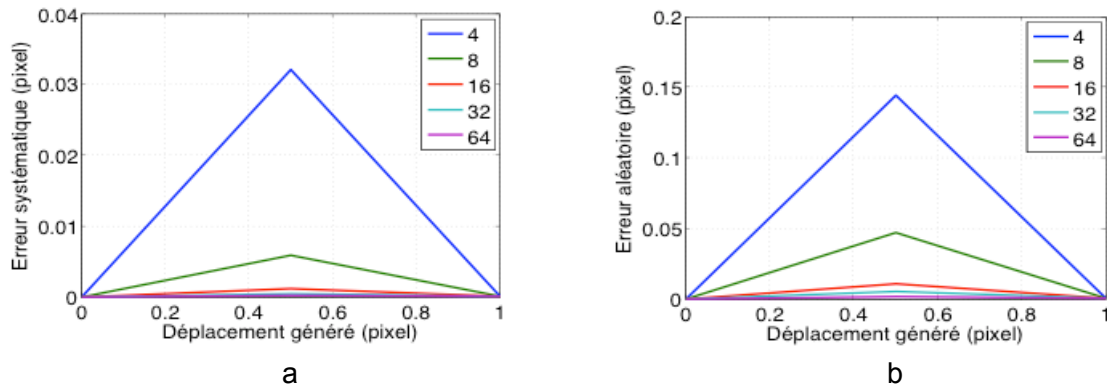


Figure I.20 : Erreur moyenne (a) et écart-type (b) du champ de déplacement calculé en fonction du déplacement sub-pixel imposé, pour des éléments de maillage de 4, 8, 16, 32 et 64 pixels de côté

L'obtention de l'incertitude réelle sur les champs de déplacement passe par un moyennage des courbes de la Figure I.14 sur la plage de déplacement 0 – 1 pixel. La Figure I.21 est obtenue en procédant de la sorte pour différentes tailles d'élément de maillage. Il est une nouvelle fois possible d'observer une différence avoisinant une décade entre l'erreur systématique et l'erreur aléatoire, faisant de cette dernière un bon estimateur de l'incertitude σ_{u_i} liée à l'interpolation des niveaux de gris. À l'instar de l'incertitude liée au bruit d'acquisition, l'incertitude liée à l'interpolation des niveaux de gris décroît inversement à la taille des éléments en suivant une loi puissance (lignes en tirets sur la Figure I.21). En effectuant cette analyse de quantification de σ_{u_i} comme pour σ_{u_n} sur les 10 images de références en début d'essai on peut obtenir une estimation plus juste de cette incertitude (Figure I.21). Toutefois, celle-ci ne dépendant que de la texture de l'image sa valeur reste très stable sur les 10 analyses, avec une fluctuation toujours inférieure au millième de pixel donc négligeable.

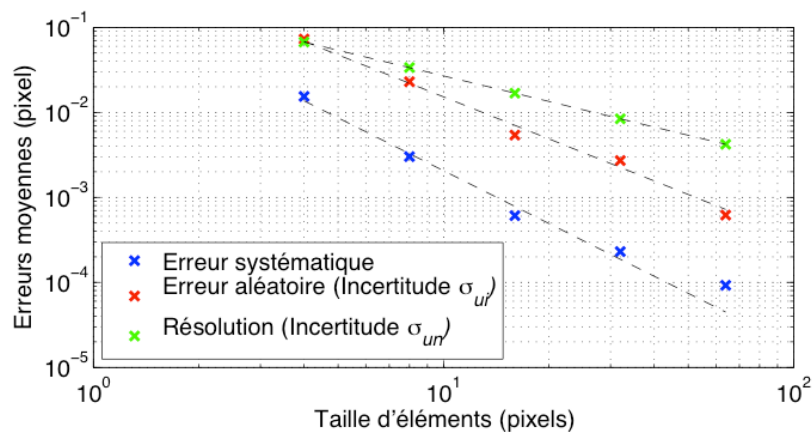


Figure I.21 : Erreurs systématique et aléatoire sur les degrés de liberté du champ de déplacement en fonction de la taille des éléments du maillage

Le Tableau I.7 résume les valeurs d'incertitudes calculées pour les cinq configurations optiques représentatives présentées précédemment. On peut tout d'abord remarquer que les ordres de grandeur sont comparables sur les cinq montages. D'autre part, nous avons vu que le gain en matière d'incertitude a pour contre partie de se faire au détriment de la résolution spatiale de l'information, linéairement en ce qui concerne celle liée au bruit d'acquisition et suivant une loi puissance pour la seconde liée aux interpolations de niveaux de gris. Cela conduit à obtenir un facteur 2 à la fois sur la résolution spatiale et le niveau d'incertitude en passant d'éléments de 32 pixels à 16 pixels, puis un facteur 2.5 à 3 pour le passage de 16 pixels à 8 pixels. Or la fissuration d'un matériau étant liée à des cinématiques opérant à l'échelle microscopique (quelques dizaines de micromètres dans le cas de l'acier P265GH selon (I.6) et (I.8)), le choix a été retenu d'opter pour des éléments de 8 pixels de côté. Ce choix a permis d'obtenir une résolution spatiale des champs de déplacement mesurés quasi-systématiquement inférieure ou égale à cent micromètres, pour une incertitude associée de l'ordre de 0,5 micromètre. Nous verrons par la suite (paragraphe I.5.3.d) en quoi ce choix d'une majoration de l'incertitude de mesure au bénéfice du gain en définition de l'information n'aura pas d'effet indésirable sur les quantités d'intérêt recherchées par la mise en place de ces essais.

		Taille d'éléments (pixel)		
		8	16	32
Montage 1	Résolution spatiale	1.42e+2	2.85e+2	5.69e+2
	σ_{u_n}	4.67e-1	2.34e-1	1.17e-1
	σ_{u_i}	4.13e-1	1.89e-1	9.25e-2
	σ_u	6.23e-1	3.00e-1	1.49e-1
Montage 2	Résolution spatiale	9.91e+1	1.98e+2	3.97e+2
	σ_{u_n}	3.42e-1	1.71e-1	8.56e-2
	σ_{u_i}	3.41e-1	6.82e-2	1.49e-2
	σ_u	4.83e-1	1.84e-1	8.69e-2
Montage 3	Résolution spatiale	1.03e+2	2.05e+2	4.10e+2
	σ_{u_n}	4.32e-1	2.16e-1	1.08e-1
	σ_{u_i}	2.94e-1	6.94e-2	3.48e-2
	σ_u	5.22e-1	2.27e-1	1.13e-1
Montage 4	Résolution spatiale	7.67e+1	1.53e+2	3.07e+2
	σ_{u_n}	1.90e-1	9.48e-2	4.74e-2
	σ_{u_i}	3.36e-1	6.14e-2	1.25e-2
	σ_u	3.86e-1	1.13e-1	4.90e-2
Montage 5	Résolution spatiale	7.99e+1	1.60e+2	3.20e+2
	σ_{u_n}	2.60e-1	1.30e-1	6.50e-2
	σ_{u_i}	3.04e-1	5.89e-2	1.60e-2
	σ_u	4.00e-1	1.43e-1	6.69e-2

Tableau I.7 : Tableau récapitulatif des capacités de mesure des 5 montages représentatifs.
Unité : micromètre

1.5.2.b. Résultats obtenus

Les 5 essais menés sur des éprouvettes CCT ont permis de mesurer les champs de déplacement dans la région proche de leur entaille. Les Figure I.22 et Figure I.23 présentent, respectivement, l'évolution de la composante de ces champs de déplacement dans la direction parallèle à la direction de sollicitation de l'éprouvette pour la région d'intérêt présentée Figure I.18 et les résidus de corrélation correspondant à une discrétisation avec des éléments de 8 pixels de côté. La grandeur représentée sur les cartes des résidus est le terme $f(\underline{x}) - g(\underline{x} + \underline{v}(\underline{x}))$ des équations (I.13) et (I.14) rapporté à la dynamique des niveaux de gris de la caméra (256 ou 1024 dans notre cas) à convergence.

La Figure I.22 met en évidence l'apparition et la croissance d'une zone à fort gradient de déplacement autour de l'amorce de fissure et perpendiculairement à la direction de sollicitation. On observe une augmentation significative de l'erreur dans la même zone sur la Figure I.23. Il s'agit de deux bons indicateurs révélant la présence d'une fissure dans l'éprouvette. S'il paraît compréhensible que la discontinuité liée à la présence de la fissure soit présentée sur la Figure I.22, il s'agit en fait de la même raison qui fait augmenter significativement les résidus de corrélation sur son trajet.

Comme indiqué au paragraphe I.3, dans le but de réduire les incertitudes de mesure, les champs de déplacement ont été mesurés à l'aide d'un algorithme de corrélation globale. Celui-ci étant basé sur un maillage de type éléments finis, il impose la continuité des champs de déplacement aux nœuds. Pour les éléments traversés par le chemin de fissuration, la difficulté de trouver des déplacements cohérents avec ceux des éléments voisins se traduit par une augmentation de l'erreur. Notons tout de même que dans les cas où l'ordre de grandeur d'ouverture de fissure n'excède pas 1 pixel, la carte des résidus ne permet en général pas de détecter sa présence. En effet, si les interpolations de niveaux de gris permettent d'obtenir une résolution en termes de déplacement largement inférieure au pixel, une discontinuité de cet ordre de grandeur ne sera en revanche pas significative en termes d'erreur.

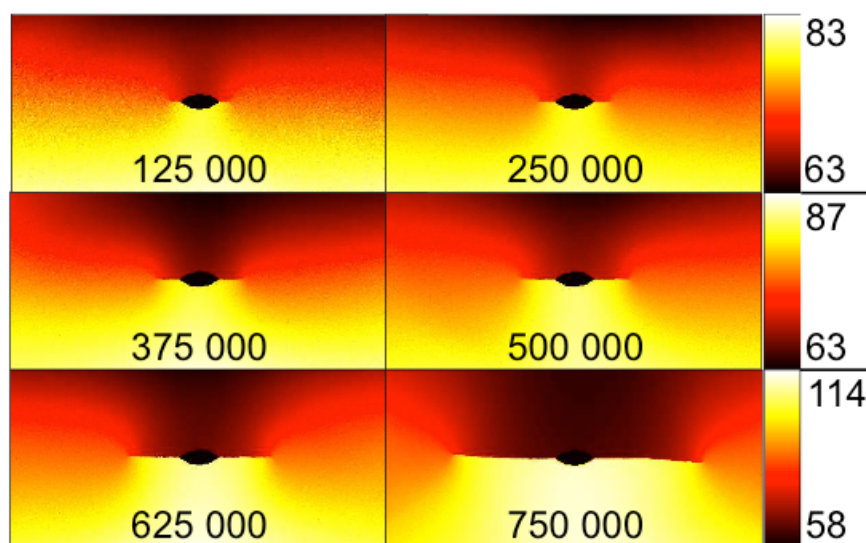


Figure I.22 : Évolution du champ de déplacement mesuré au cours d'un essai de fissuration sur éprouvette CCT. Intervalle entre deux cartographies : 125 000 cycles. Unité : micromètre ; taille des zones représentées : 48 x 25 mm

Par ailleurs, les cartes de résidus de la Figure I.23 présentent des fluctuations spatiales non aléatoires du niveau d'erreur. Ces fluctuations s'expliquent à partir de la Figure I.20 : les zones de plus faibles résidus correspondent à des cas où la valeur du déplacement est proche ou égale à nombre entier de pixels. Le rôle des cartes de résidus est donc de fournir des informations sur la confiance que l'on peut accorder aux mesures de champs de déplacement dans la région d'intérêt et en cela elles constituent un élément fondamental de l'analyse. Si l'on prête attention aux niveaux de résidus observés sur la Figure I.23, on peut se rendre compte que la borne supérieure se situe à une valeur d'à peine 1.5% de la dynamique totale des niveaux de gris de la caméra et que le niveau d'erreur moyen se situe autour 0.75% pour chacun des champs présentés. En observant les valeurs de σ_n (Tableau I.6), on peut donc voir que les valeurs atteintes par les résidus de corrélation sur l'analyse présentée sur la Figure I.22 sont globalement proches de celles du bruit d'acquisition, intrinsèque aux moyens d'acquisition. Les valeurs mesurées sont donc déclarées fiables.

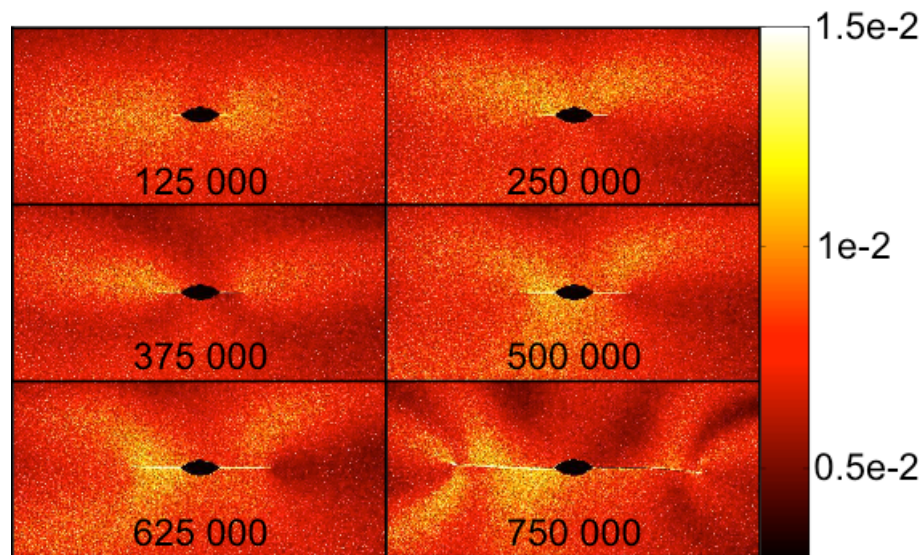


Figure I.23 : Évolution du champ de résidu de corrélation au cours d'un essai de fissuration sur éprouvette CCT. Intervalle entre deux cartographies : 125 000 cycles. Unité : niveau de gris relatif ; taille des zones représentées : 48 x 25 mm

On peut donc voir l'intérêt de procéder au suivi des essais par corrélation d'images numériques par la richesse des informations obtenues : la faible incertitude de mesure et la résolution spatiale intéressante qu'il est possible d'obtenir. La Figure I.24 propose un zoom sur une zone proche de la pointe de fissure, mettant en regard des champs de déplacement calculés avec des éléments de 8, 16, 32 et 64 pixels. On y constate qualitativement la dégradation de la résolution spatiale du champ de déplacement avec la taille de maille, raison pour laquelle le choix de la taille des éléments s'est porté vers des éléments de 8 pixels de côté.

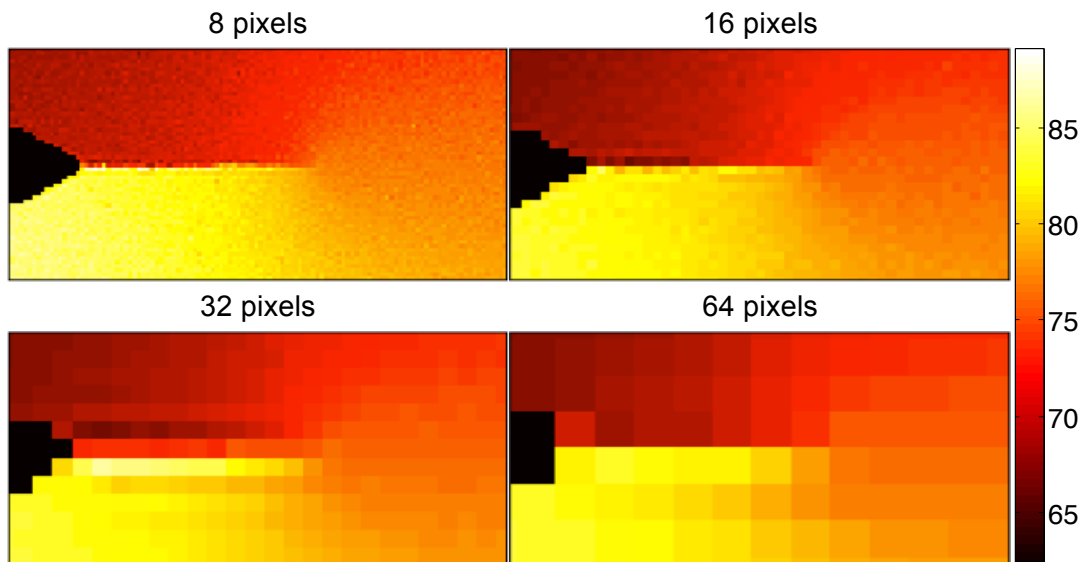


Figure I.24 : Influence de la taille des éléments de maillage Q4 sur les champs de déplacement mesurés (500 000 cycles). Unité : micromètre ; taille des zones représentées : 18 x 9,5 mm

1.5.3. Identification des champs de la mécanique élastique linéaire de la rupture

Nous venons de voir que l'utilisation de la mesure par corrélation d'images numériques permet dans notre étude d'avoir accès à une qualité et une définition de l'information intéressante pour analyser les cinématiques particulières intervenant en pointe de fissure. Elle ne permet en revanche que d'obtenir des informations concernant les champs de déplacement et non directement sur les quantités nécessaires à l'identification des coefficients des lois de fissurations (équations (I.9) et (I.10)). Il s'agit par exemple de l'amplitude du facteur d'intensité des contraintes ΔK et le taux d'accroissement de la longueur de fissure da/dN en fonction du nombre de cycles de sollicitation. Si la position de la pointe de fissure pouvait être évaluée par un critère sur le saut de déplacement mesuré ou sur le résidu lié à la discontinuité qu'elle engendre, la quantification de l'amplitude du facteur d'intensité de contraintes sur un cycle de sollicitation est quant à elle plus délicate. Partant d'un autre type d'approche, le post-traitement proposé dans les paragraphes ci-dessous permet d'estimer ces deux paramètres en rapprochant les champs mesurés des champs théoriques de la mécanique de la rupture.

1.5.3.a. Procédure d'identification

Nous avons vu (paragraphe 1.2.2.b) que sous certaines hypothèses (élasticité, homogénéité et isotropie), les formulations analytiques proposées par Williams ((I.1) à (I.3)) permettent de décrire les champs de déplacement au voisinage de la pointe d'une fissure. Or les essais de caractérisation nous ont permis de considérer le matériau P265GH comme homogène et isotrope dans le plan de laminage (paragraphes 1.4.1 et 1.4.2). Il apparaît dès lors possible de considérer les champs mesurés au cours de nos essais de fissuration comme pouvant être décrits par les formulations de Williams.

L'identification consiste donc à obtenir les champs u_c successifs décrivant le mieux le comportement du matériau au voisinage de la pointe de fissure au cours de sa propagation. Il s'agit de trouver ceux qui minimisent au sens des moindres carrés l'écart avec les champs u_m mesurés en cours d'essai par corrélation d'images. Cela revient dans l'équation (I.1) à identifier les amplitudes ω_n et ν_n correspondant aux fonctions de forme Ω_n et Y_n . Le détail des étapes d'identification est présenté dans le paragraphe I.5.3.d.

Les champs u_c étant définis par une série, la question du nombre de termes à retenir pour l'identification se pose. Par la suite, les termes d'indice n supérieur à 1 seront appelés termes sub-singuliers et les termes d'indice n inférieur à 0 seront appelés termes super-singuliers [42]. Les termes super-singuliers ont la particularité de décroître très rapidement avec la distance à la pointe de fissure et décrivent des phénomènes très localisés. Au contraire, les termes sub-singuliers n'ont pas d'influence dans la zone proche de la pointe de fissure et grandissent avec la distance ; ils décrivent les conditions aux limites du problème et assurent le raccordement avec la zone non perturbée par la présence de la fissure.

Les amplitudes ω_1 et ν_1 des termes d'indice $n = 1$ représentent les facteurs d'intensité des contraintes [12, 17, 43, 44], respectivement pour les modes de sollicitation I et II. De plus il a été remarqué que l'amplitude ω_{-1} augmentait lorsque l'origine du repère polaire n'était pas localisée à la pointe de fissure et que la dérivée des termes Ω_n et Y_n par rapport à la position de la pointe de fissure selon son axe pouvait s'écrire [44]

$$\frac{\partial \Omega_n}{\partial x} = \frac{n}{2} \Omega_{n-2} \quad (I.19)$$

pour Ω_n , et de manière analogue pour Y_n . En supposant un mauvais positionnement d suivant cet axe de l'estimation de pointe de la fissure située en z , on peut réécrire l'équation (I.1) en $z + d$ et son développement de Taylor est au premier ordre [45] conduit à

$$\omega_n = \tilde{\omega}_n - \frac{n+2}{2} \tilde{\omega}_{n+2} \times d \quad (I.20)$$

où $\tilde{\omega}_n$ est l'amplitude du champ Ω_n évaluée avec une erreur de positionnement d . L'écriture est une nouvelle fois analogue pour $\tilde{\nu}_n$. Dans ces conditions, annuler l'amplitude ω_{-1} conduit à

$$d = 2 \frac{\tilde{\omega}_{-1}}{\tilde{\omega}_1} \quad (I.21)$$

permettant de quantifier l'erreur de positionnement commise et de procéder itérativement pour placer correctement l'origine du repère des champs. À la question du nombre de termes de la série à retenir, on peut donc déjà affirmer que les indices -1 à 1 sont essentiels à notre analyse.

De plus nous avons vu que les termes super-singuliers traduisent des non linéarités confinées près de la pointe de fissure. Particulièrement, les termes d'indice $1 - 2m$ ($m \in \mathbb{N}$) peuvent s'écrire par récurrence en fonction de l'amplitude ω_1 , soit le facteur d'intensité des contraintes du problème [45]. Ainsi on peut associer à ces termes une interprétation physique. Pour $m = 2$, les termes ω_{-3} et ν_{-3} peuvent ainsi être interprétés comme grandeur proportionnelle à la taille de la zone plastique par la relation

$$R_p = \sqrt{-8 \frac{\omega_{-3}}{\omega_1}} \quad (I.22)$$

exprimable également pour v_{-3} et pouvant aider à déterminer des champs identifiés lorsque de la plasticité confinée intervient dans la région d'intérêt [42].

Concernant les ordres supérieurs de la série, assurant la cohérence des champs singuliers avec les champs lointains, il paraît judicieux d'en conserver davantage que le seul premier. Par exemple, les amplitudes des premiers termes sub-singuliers ($n = 2$) décrivent respectivement la contrainte T et de la rotation de corps rigide. Les termes suivants ont également leur utilité en cela que les conserver permet de manière générale de diminuer l'erreur d'identification commise [44] (paragraphe 1.5.3.b).

En prenant en compte les descriptions additionnelles de comportement que permet la prise en compte de termes super-singuliers et la rapidité de leur décroissance avec r , la borne inférieure des indices à retenir pour l'analyse est fixée à $n = -3$. La valeur de l'ordre maximum retenu pour l'identification n'est en revanche pas aussi triviale. Prendre une valeur trop faible ne va en effet pas dans le sens de la qualité de l'identification, mais une valeur trop élevée peut augmenter le temps de calcul et dégrader le conditionnement du système sans apporter de gain significatif en termes d'erreur.

Tout comme le nombre d'indices à retenir, la taille des masques à appliquer sur les champs de déplacement mesurés par corrélation d'images apparaît donc importante pour obtenir une bonne identification de nos quantités d'intérêt. En effet, deux dimensions caractéristiques de l'identification se doivent d'être ajustées au mieux (Figure I.9), à savoir la taille du masque définissant les contours extérieurs de la région d'intérêt (R_{ext}) et la taille du masque définissant les contours extérieurs de la fissure (R_{int}). La première dimension garantit que la région d'intérêt de l'identification soit contenue dans la zone de K dominance. La seconde dimension permet de s'affranchir du comportement asymptotique des termes super-singuliers au voisinage de la pointe de la fissure et de masquer les comportements non linéaires trop importants du matériau proche de celle-ci, non descriptibles malgré l'introduction de ces termes super-singuliers dans l'identification. En outre elle permet également d'occulter la zone contenant la discontinuité du champ de déplacement proche du trajet de fissuration. Elle est appuyée dans cette tâche par un filtre ne prenant pas en compte pour l'analyse les éléments dépassant un seuil de résidus de 4 %. La mise en place de ce seuil de validité, relativement élevé, permet en cas de présence de discontinuité ou d'artefact de ne pas prendre en compte dans l'analyse l'information fautive liée à la non convergence locale de l'algorithme de corrélation.

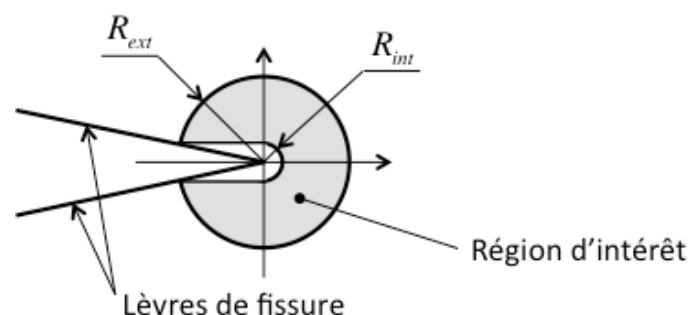


Figure I.25 : Illustration de la région d'intérêt autour de la pointe de fissure et de ses dimensions caractéristiques

1.5.3.b. Résultats obtenus

Au vu des remarques effectuées dans le paragraphe 1.5.3.a concernant les paramètres d'identification des champs de la mécanique élastique linéaire de la rupture, une étude paramétrique portant sur ceux-ci a été menée afin d'obtenir les jeux de paramètres les plus pertinents. Les résultats obtenus sont décrits dans ce paragraphe. Une analyse sur trois paramètres variant sur 3 à 5 niveaux a donc été menée de manière exhaustive, c'est-à-dire en effectuant une identification complète de l'évolution des champs au cours de la propagation de fissure dans chacune des éprouvettes testée, avec chaque jeu de paramètres. Les paramètres et leurs niveaux sont présentés dans le Tableau I.8.

Paramètres	Indice inférieur de la série	Indice supérieur de la série			Rayon de masque intérieur (pixel)				Rayon de masque extérieur				
			4	5	6	12	16	20	24	Fixe	Variable		
Niveaux retenus	-3								$a_i/2$	$a_f/2$	$a/4$	$a/2$	a

Tableau I.8 : Paramètres de l'étude et niveaux retenus ; a est la taille de demi-fissure, a_i celle en fin de préfissuration et a_f la dernière mesurable avant la fin de l'essai

Cette étude a été menée en deux temps : un premier permettant d'estimer les valeurs de paramètres cohérentes pour l'étude, afin de cadrer celles conservées pour une seconde, plus poussée. Cette seconde est celle ayant pour but d'estimer au mieux les coefficients de la loi de fissuration.

Ainsi, la première étude avait montré que $n=3$ n'était pas suffisant pour obtenir une bonne description du champ et que 8 pouvait mener à des solutions non physiques, c'est-à-dire possédant des résidus d'identification (définis plus loin) faibles mais conduisant à des valeurs aberrantes de nos quantités d'intérêt. L'hypothèse la plus probable quant à ces résultats est la non unicité des solutions minimisant l'écart avec u_m à partir d'un certain nombre de termes retenus ainsi qu'un mauvais conditionnement du système linéaire à inverser. Le Tableau I.8 montre donc que le choix final s'est porté sur des indices supérieurs allant de 4 à 6 pour la seconde étude.

Notons tout de même que les tailles de masque variables sont initialisées au début du calcul avec une taille minimale (souvent proche de $a_i/2$) en-dessous de laquelle la convergence du calcul n'est pas obtenue, sans doute en raison du manque d'éléments, lié à la résolution spatiale, et donc d'information. Cette quantité d'information disponible contribue à conforter le choix d'élément de maillage de 8 pixels de côté.

De plus nous pouvons voir dans le Tableau I.8 que les valeurs de rayon de masque intérieur retenues pour l'étude sont toutes fixes alors que l'étude paramétrique comprend des rayons de masque extérieur de taille variable. Ce choix a été effectué au regard des équations (I.6) et (I.8) qui attribuent une dépendance de la zone de plasticité cyclique au carré de la valeur de l'amplitude du facteur d'intensité des contraintes. Nous avons en effet constaté que cette dépendance rend délicate la mise en œuvre d'un critère de masquage stable de la pointe de fissure au cours de sa propagation. On peut observer sur la Figure I.26, pour un jeu de paramètres pertinents, l'évolution de l'amplitude mesurée de facteur d'intensité des contraintes en mode I et du rayon de plasticité cyclique en contraintes planes correspondant au cours de la propagation d'une fissure dans une éprouvette CCT. Nous observons que la corrélation entre les deux quantités associées à la variabilité de l'amplitude

de facteur d'intensité des contraintes mesurée engendre des variations du rayon de zone plastique pouvant atteindre occasionnellement une dizaine de pixels. Bien que les variations soient généralement de l'ordre du pixel, de tels pics peuvent engendrer une perte d'information lors de la mesure suivante si la taille de masque intérieur est indexée sur la valeur d'amplitude de facteur d'intensité des contraintes mesurée.

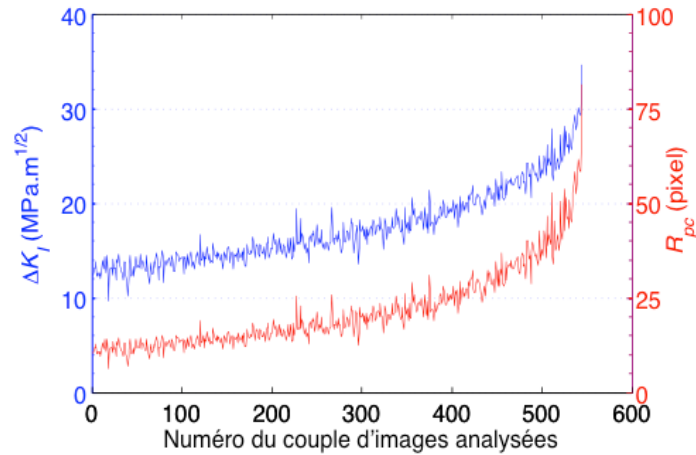


Figure I.26 : Evolution des amplitudes de facteur d'intensité des contraintes mesurées au cours de la propagation d'une fissure dans une éprouvette CCT et des rayons de zone de plasticité cyclique correspondants suivant le modèle de Rice [23]

Les Figure I.27 et Figure I.28 illustrent la forme de ces régions d'intérêt (avec un rayon de masque extérieur égal à $a/2$) pour la fissure présentée sur les Figure I.22 et Figure I.23 après 625 000 cycles de sollicitation. L'origine du repère est placée d'après un critère de convergence sur l'erreur de positionnement de la pointe de fissure fixé à 0,5 pixel et calculée à partir de l'équation (I.21). Si nous pouvons voir à partir de la Figure I.27.b., superposant le champ calculé au champ mesuré, que l'identification est de bonne qualité, il est intéressant de disposer d'un outil quantitatif de l'erreur commise.

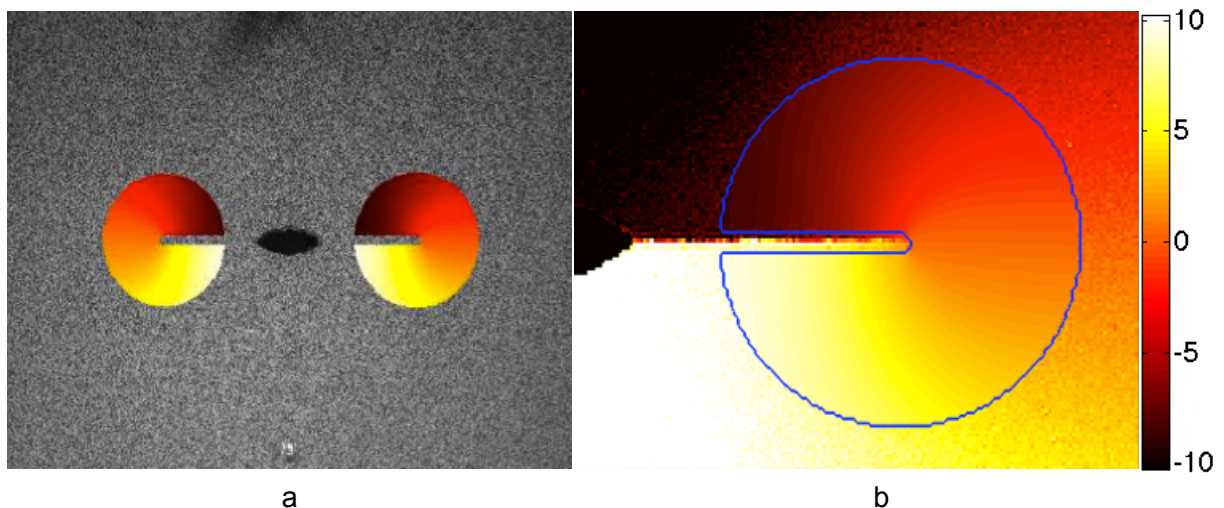


Figure I.27 : Champs de déplacements verticaux identifiés à partir de la série de Williams : (a) positionnement sur l'image de référence ayant servi au calcul de corrélation d'images ; (b) grossissement comparatif avec le champ mesuré par corrélation d'images. Unité : micromètre

Il est à noter que de même que pour le calcul de corrélation d'image, des cartes de résidus d'identification peuvent être calculées. Celles-ci sont obtenues par calcul de la différence entre les champs mesurés par corrélation d'images et les champs calculés, tous deux étant définis aux mêmes nœuds de maillage. Le détail des résultats sera présenté plus bas, mais une remarque s'impose dès à présents concernant le niveau des résidus. On peut en effet noter à partir de l'observation de la Figure I.28 que dans la région d'intérêt, où est effectuée l'opération de minimisation, leur niveau se situe autour des mêmes valeurs que celles des incertitudes sur les champs de déplacement, notamment celle de la configuration d'essai n°3, mise en place lors de l'essai présenté en exemple. Cette proximité est garante de la qualité des champs calculés. Plus précisément, toujours dans l'exemple présenté Figure I.28, l'écart-type des résidus est de l'ordre $4,5 \cdot 10^{-1} \mu\text{m}$ pour une incertitude sur les champs mesurés évaluée par calcul à $5,22 \cdot 10^{-1} \mu\text{m}$ (Tableau I.7).

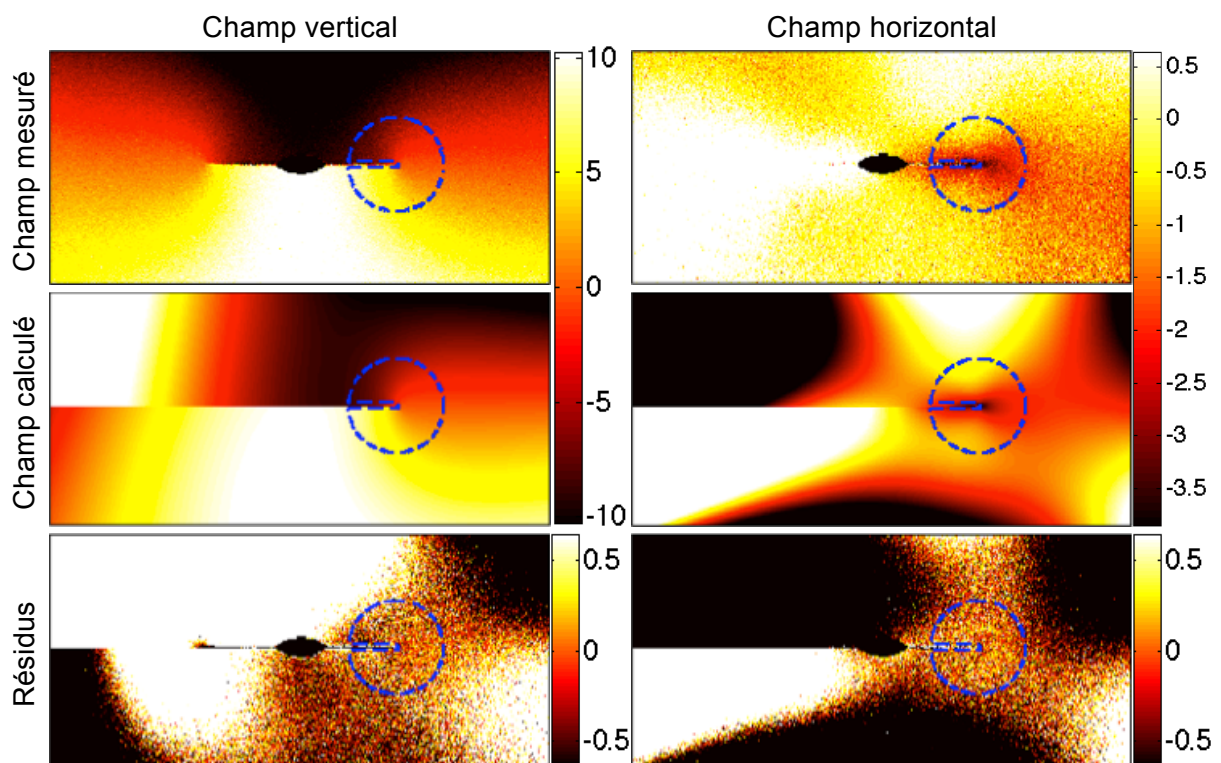


Figure I.28 : Comparaison entre les champs mesurés et identifiés pour la lèvre droite d'une fissure et une région d'intérêt de rayon égal à $a/2$, reprenant l'exemple de la Figure I.22 après 625 000 cycles de sollicitation. Unité : micromètre ; taille des zones représentées : 48 x 25 mm

Le nombre de calculs d'identification effectués dans le cadre de cette étude, en appliquant l'étude paramétrique à tous les essais réalisés, peut aisément être calculé à l'aide de la formule

$$N_{cal} = 4 \prod_i N_{niv_i} \times N_{fiss} \quad (I.23)$$

avec N_{cal} le nombre de calculs total effectués, N_{niv_i} le nombre de niveaux retenus pour le paramètre i , N_{fiss} le nombre de lèvres de fissure étudiées en fonction de l'éprouvette testée (lèvre gauche, lèvre droite, face 1, face 2). Le préfacteur 4 représente le nombre

d'associations d'images possible pour les analyses de corrélation d'images. Ce dernier terme est compréhensible par le fait que pour chaque cycle d'acquisition deux images sont acquises au niveau d'effort bas, puis deux au niveau haut. Ces quatre images donnent donc la possibilité d'effectuer quatre analyses à chaque cycle d'acquisition.

Au total ont donc été effectués 3360 calculs, donnant chacun une évolution de la longueur de fissure avec le nombre de cycles de sollicitation ainsi que les mesures de facteur d'intensité des contraintes associées. Comme nous l'avons vu, pour chaque identification un calcul d'erreur est également effectué afin d'obtenir la qualité du résultat. Pour deux essais consécutifs effectués avec le même dispositif expérimental, l'installation d'une caméra sur un support lié au bâti de la machine d'essai semble cependant avoir perturbé les mesures fournies par celle-ci (caméra de gauche sur la Figure I.16.b.). Les données fournies par cette caméra lors des deux essais présentent en effet une dispersion et une erreur dans les résultats nettement supérieures à ceux obtenus à partir des acquisitions de la caméra (de même modèle) installée sur un support indépendant. En omettant de l'analyse les résultats correspondant à ces caméras (soit 2 lèvres de fissure par essai), le nombre total de jeu de courbes disponible pour l'étude est de 2400.

Bien que plus lourde à mettre en place, l'identification de la loi de fissuration d'un matériau à partir d'analyses de mesures effectuées par corrélation d'images numériques présente donc quelques avantages non négligeables par rapport à une identification classique à partir de mesures d'ouvertures par capteur d'ouverture de fissure. Tout d'abord l'identification de grandeurs à partir d'une description analytique des champs de la mécanique de la rupture permet d'obtenir une mesure du facteur d'intensité des contraintes, plutôt qu'une estimation à partir de mesures de déplacement ponctuel obtenu au centre de l'éprouvette par capteur d'ouverture. Il en est de même pour l'estimation de la position de la pointe de fissure. Elle permet également d'obtenir des estimateurs de confiance sur les résultats et sur la conduite de l'essai de manière plus générale à partir des cartes de résidus d'identification pour le premier point et de la mesure du facteur d'intensité des contraintes en mode II pour le second. Ainsi, la Figure I.29 montre pour quelques exemples représentatifs des cas de figure pouvant être rencontrés en fonction des paramètres choisis, en conservant l'exemple de l'éprouvette des figures précédentes : un cas de référence (courbe pleine) et deux cas particuliers (courbes en tirets et en pointillés). On peut voir que pour chacun des jeux de paramètres conservés, l'erreur d'identification calculée reste remarquablement faible puisque proche de la résolution. De même, la validité des essais est assurée au vu des valeurs du facteur d'intensité des contraintes en mode II, également contenue autour de son incertitude de mesure associée (Figure I.38 et Figure I.41, paragraphes I.5.3.d et I.5.4.a).

L'observation de ces courbes permet de remarquer certaines choses. Nous pouvons tout d'abord observer une stagnation de la position de pointe de fissure à partir d'un certain nombre de cycles pour l'un des jeux de paramètres. Pour comprendre l'apparition de cette singularité, nous pouvons tracer un graphe présentant l'influence des champs d'indice n identifiés dans la région d'intérêt le long du ligament [46]. Comme le montre la Figure I.30.b, cet arrêt d'évolution de la position de pointe de fissure est lié à une perte d'influence progressive des ordres super-singuliers lorsque la taille de la région d'intérêt devient trop importante jusqu'à finalement disparition de l'ordre -1 de la série qui pilote la position de la pointe de fissure (équation (I.21)). De même, lorsqu'intervient un décrochement de la position de la pointe de fissure, cela correspond à une sortie de l'hypothèse de plasticité confinée trop importante par rapport à la taille de la région d'intérêt pour être traduite

correctement par les champs super-singuliers de la série (Figure I.30.a). L'étude paramétrique montre donc que pour les tailles de région d'intérêt extrêmes sélectionnées, des résultats aberrants peuvent être obtenus.

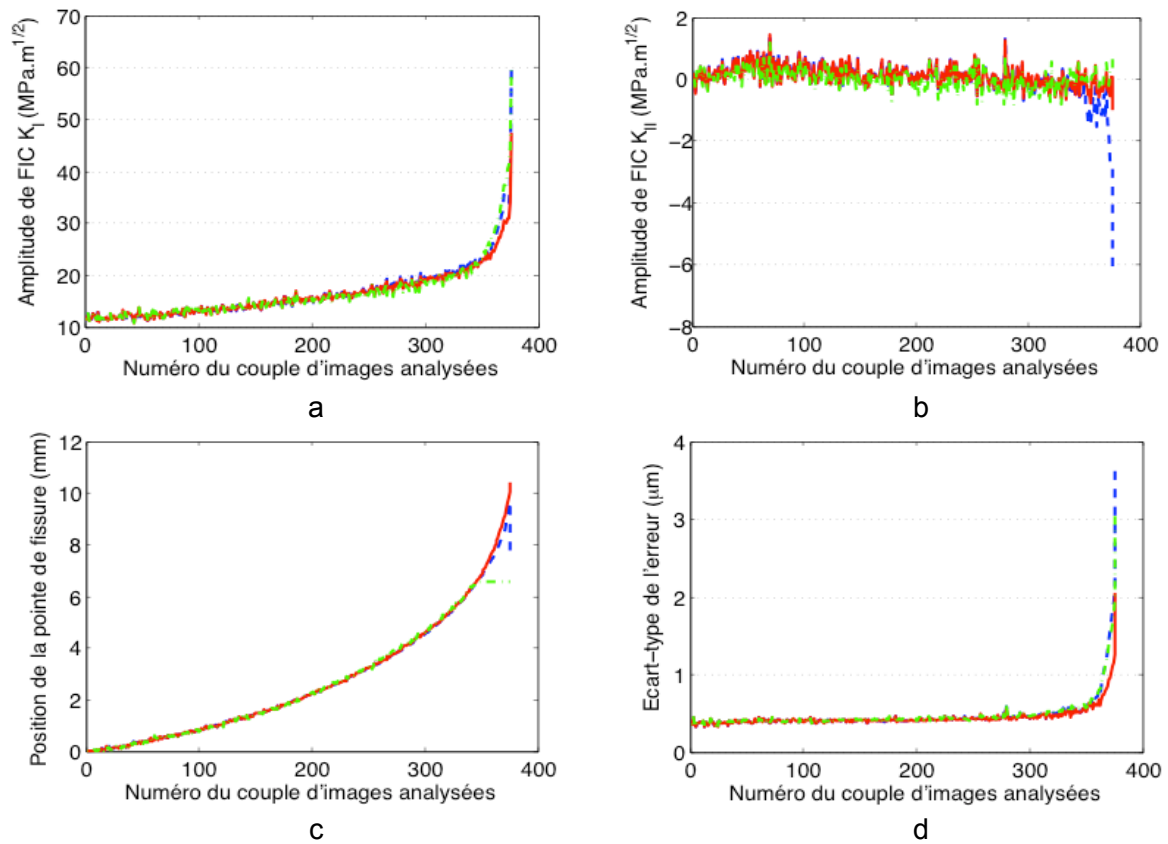


Figure I.29 : Evolution des quantités d'intérêt pour trois jeux de paramètres illustrant les cas particuliers pouvant être rencontrés lors de l'identification : (a) facteur d'intensité des contraintes (FIC) en mode I (b) facteur d'intensité des contraintes en mode II (c) position de la pointe de fissure (d) résidus d'identifications moyens.

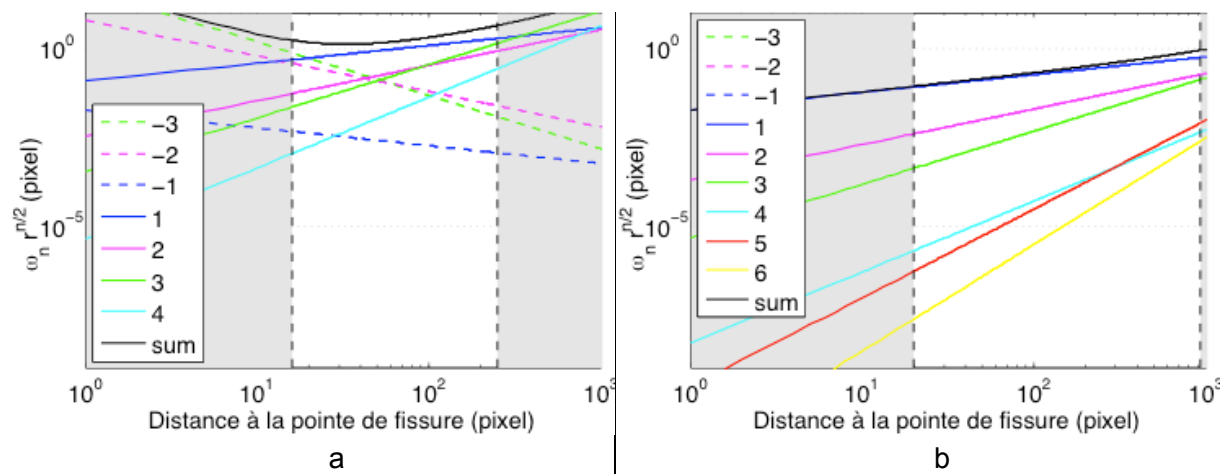


Figure I.30 : Influence des champs de la série de Williams identifiés pour deux cas particuliers de mauvaise identification : (a) un décrochement de la pointe de fissure associée à une surestimation du facteur d'intensité des contraintes et (b) une stagnation totale de la position de pointe de fissure.

Pour autant, la Figure I.31 montre combien il est difficile d'établir une règle générale de sélection des paramètres optimaux pour l'identification de la loi de fissuration tant le nombre d'aléas à prendre en compte au niveau des mesures comme de l'identification semble important et les erreurs d'identification demeurent faibles. En effet, les résultats de l'étude paramétrique présentés sur la Figure I.31.a et obtenus sur la lèvres de fissure présentée en Figure I.28 montrent qu'une région d'intérêt de grande dimension conduit à des erreurs aléatoire (incertitude) et systématique (résidus moyens) plus importantes. Cette constatation s'effectue au regard des courbes correspondant à des dimensions de rayon extérieur égal à $a_f/2$ ou à a (courbes rouges et grises), présentant des résultats éloignés de ceux obtenus avec d'autres jeux de paramètres en termes de dispersion et de résidus.

Au contraire, la Figure I.31.b ne permet pas de différencier les résultats obtenus à l'aide de ces jeux de paramètres des autres. Du fait d'une augmentation de l'erreur vers la fin de la propagation de la fissure, les résidus d'identification les plus importants sont toutefois associés aux faibles tailles de région d'intérêt (courbes vertes et bleues) c'est-à-dire dont le rayon extérieur est égal à $a_i/2$ ou à $a/4$. La taille de région d'intérêt variable fixée à $a/2$ semble toutefois être celle donnant les résultats les plus cohérents d'une éprouvette à l'autre. De manière générale, les tailles de régions d'intérêt modérées permettent également d'obtenir une meilleure stabilité dans la détermination de la position de pointe de fissure, probablement grâce à une meilleure estimation de l'amplitude du champ super-singulier d'ordre -1.

L'ensemble des résultats fournis par les 60 jeux de paramètres utilisés pour l'identification demeurent très proches les uns des autres puisque hors cas extrêmes, la largeur du faisceau de courbes obtenu n'excède bien souvent pas 0,05 mm pour la position de pointe de fissure identifiée et $0,5 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ pour l'amplitude du facteur d'intensité des contraintes. De même, les résidus moyens sur l'ensemble de la propagation de fissure se retrouvent tous confinés dans une intervalle de $0,5 \mu\text{m}$, valeur très proche de la résolution (Tableau I.7) et représentant environ 1% de l'amplitude du déplacement dans la région d'intérêt. Il est nécessaire de mettre en place un certain nombre d'indicateurs afin de gérer au mieux les cas aberrants. Ces indicateurs de qualité sont mis en places au moment de l'identification des paramètres de la loi de fissuration et sont décrits au paragraphe I.5.4.

Une remarque importante à effectuer sur les résultats présentés dans ce paragraphe et les suivants concerne une des données d'essai obtenues et nécessaire afin d'obtenir la loi de fissuration du matériau. Il s'agit en effet de l'utilisation de l'amplitude du facteur d'intensité des contraintes sur les cycles de sollicitation effectués. Afin de prendre en compte l'influence sur le comportement global du matériau du phénomène de fermeture de fissure et s'en affranchir dans la détermination de la loi de fissuration, l'utilisation de l'amplitude effective du facteur d'intensité des contraintes pourrait être utile (paragraphe I.2.2.d). Cependant, les mesures force – déplacement effectuées sur l'éprouvette CCT 3 à l'aide d'un capteur COD (Figure I.32) n'ont pas permis de mettre en évidence une inflexion de la courbe caractéristique de ce phénomène. Une régression linéaire effectuée sur les points d'acquisition de charges / décharge à différents étapes de la fissuration a d'ailleurs montré un coefficient de corrélation supérieur à 0,999 dans tous les cas.

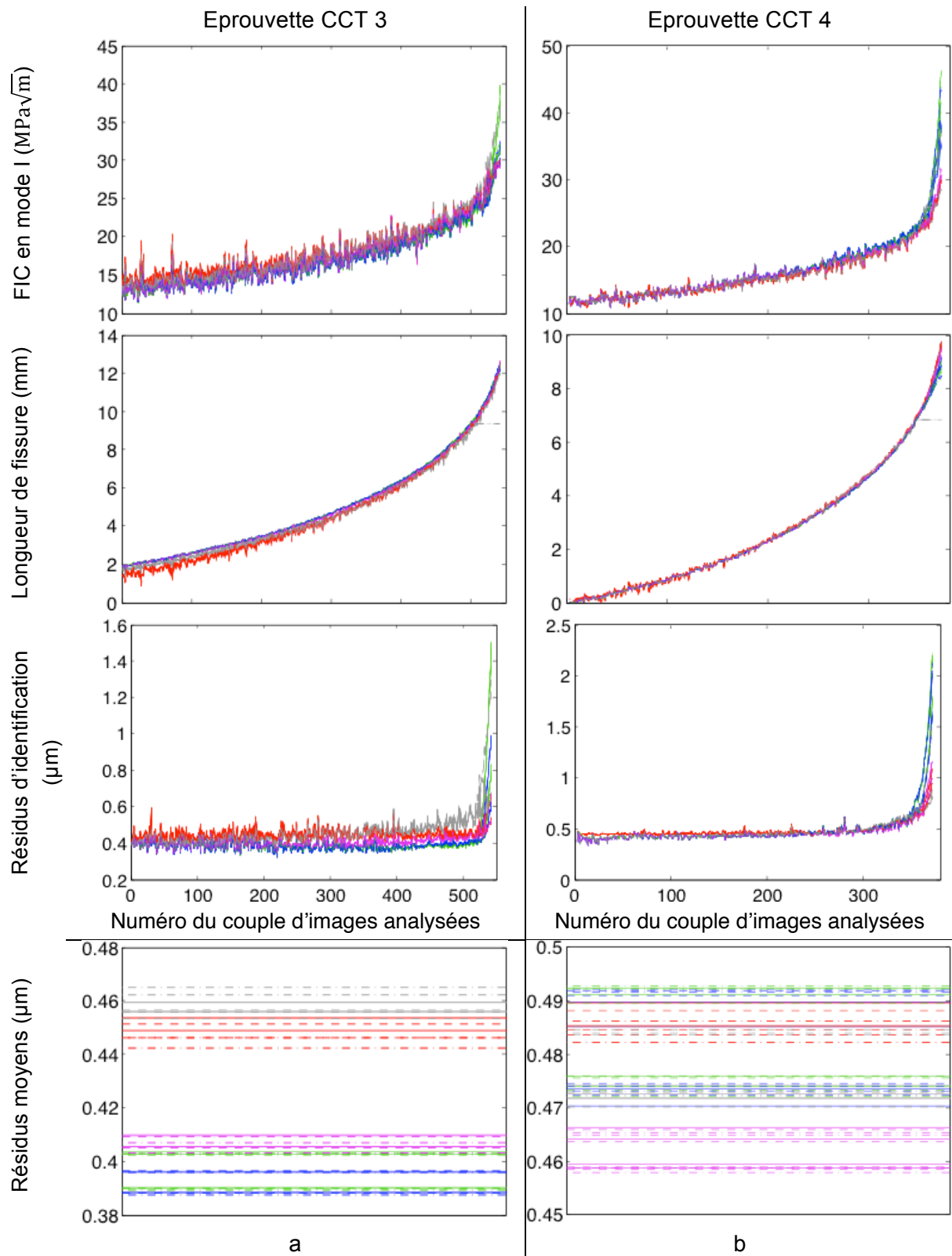


Figure I.31 : Résultats d'études paramétriques conduites sur la lèvre droite de deux fissures propagées au cours d'essais de fissuration sur éprouvettes CCT, (a) reprenant l'exemple des Figure I.22 et Figure I.28 et (b) offrant un moyen de comparaison

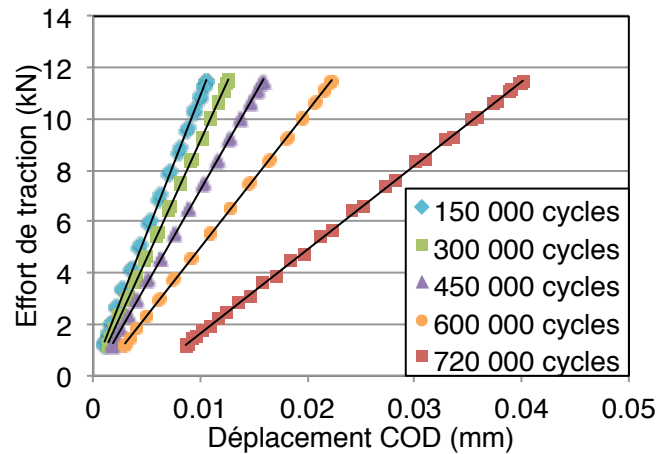


Figure I.32 : Coubes force – déplacement obtenues sur l'éprouvette CCT 3 à l'aide d'un capteur COD fixé sur l'éprouvette

Ces observations nous permettent de considérer que le phénomène de fermeture de fissure n'intervient pas pour l'acier P265GH à un rapport de charge égal à 0,1 et d'assimiler l'amplitude ΔK du facteur d'intensité des contraintes sur un cycle de sollicitation à son amplitude effective ΔK_{eff} .

1.5.3.c. Autres résultats

La possibilité d'effectuer une mesure indépendante de quatre positions de pointe de fissure pour chaque éprouvette CCT testée, correspondant chacune à un point d'émergence du front de fissure sur une face de l'éprouvette permet d'obtenir des informations d'intérêt sur la qualité du déroulement des essais. Les Figure I.33 et Figure I.34 permettent d'observer et de quantifier les différences de position entre ces points d'émergence. Ainsi nous pouvons nous rendre compte que la différence d'émergence d'une pointe reste inférieure à 0,2 mm d'une face par rapport à l'autre. La différence de propagation des deux lèvres de la fissure évolue au cours de l'essai mais reste inférieure à 0,2 mm sur la majeure partie de celui-ci et n'atteint que 0,4 mm en fin de phase de propagation stable. Ces résultats permettent d'assurer la validité des essais en garantissant un alignement satisfaisant de l'éprouvette sur la machine et une propagation équivalente des lèvres de fissure. Les valeurs évoquées dans ce paragraphe sont d'ailleurs bien en dessous des tolérances de validité d'essai prescrites [27], valant respectivement 0,55 et 0,63 mm pour notre configuration.

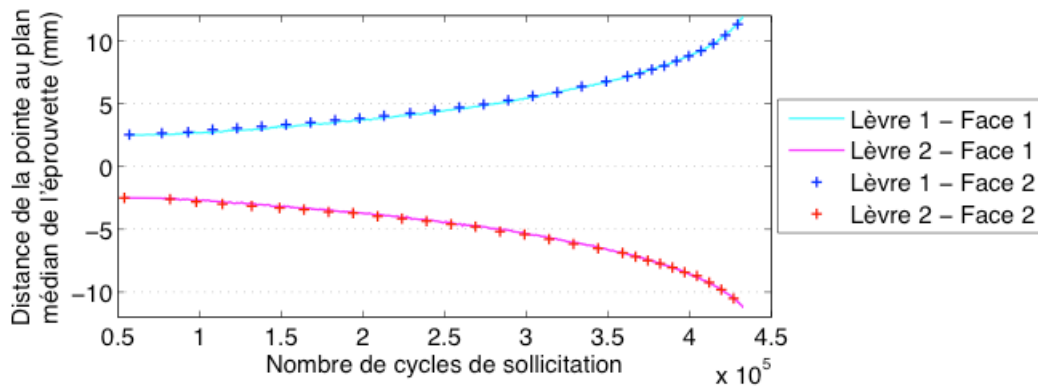


Figure I.33 : Comparaison des évolutions de longueurs de fissure pour les points d'émergence des deux lèvres sur chaque face d'une éprouvette CCT testée

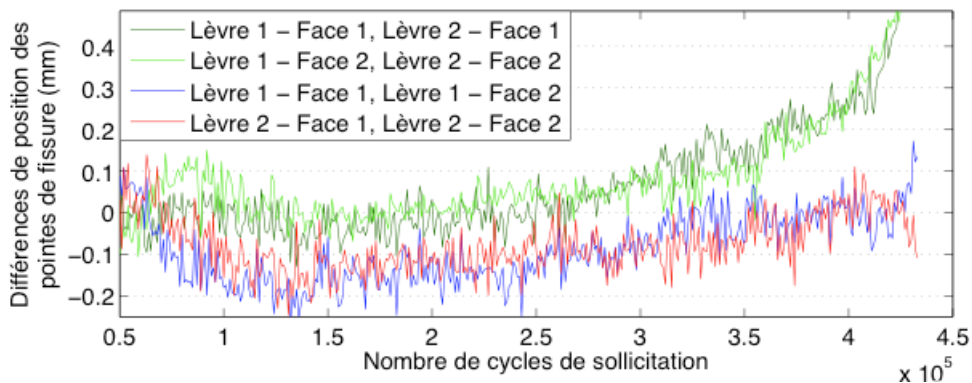


Figure I.34 : Évolution des différences de position de pointe de fissure mesurées : entre les deux lèvres sur chacune des faces de l'éprouvette CCT5 ; entre les points d'émergence d'une même lèvre sur les deux faces d'une éprouvette CCT testée

La même démarche peut être effectuée sur les mesures de facteurs d'intensité des contraintes (FIC) pour chaque pointe de fissure des éprouvettes testées. Nous pouvons voir sur la Figure I.35 les mêmes comparaisons de valeurs de FIC que celles effectuées en Figure I.34 pour les positions de pointes des lèvres de fissure. Il est ainsi possible de se rendre compte que les différences de FIC mesurées sur les deux lèvres d'une même face sont quasi nulles, à savoir $0,2 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ de moyenne pour chacune. Les différences de mesure du FIC sur les deux faces sont plus élevées puisque de moyenne égale à $1,2 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$. En gardant en mémoire que la différence de position de la pointe de fissure est inférieure à $0,2 \text{ mm}$ sur toute la durée de l'essai, cet écart peut être la conséquence d'un alignement non optimal des mors de la machine d'essai, potentiellement associé à un défaut de parallélisme entre les deux faces. La dispersion des extrema autour des valeurs moyennes citées est liée au cumul des incertitudes sur les FIC mesurés, qui seront détaillées aux paragraphes I.5.3.d et I.5.4.a.

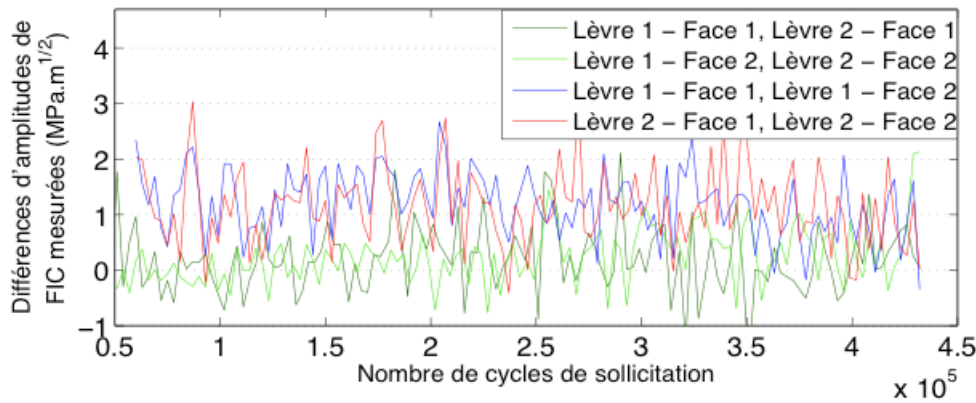


Figure I.35 : Évolution des différences de facteur d'intensité des contraintes mesurées : aux pointes des deux lèvres sur chacune des faces de l'éprouvette CCT5 ; aux pointes d'une même lèvre sur les deux faces d'une éprouvette CCT testée

L'essai multi-instrumenté décrit au paragraphe I.5.3.b, suivi à la fois par mesures de champs et par traditionnel capteur d'ouverture, permet de compléter cette analyse qualitative des essais menés au cours de nos travaux. Pour rappel, le principe du suivi de propagation par mesures d'ouverture de fissure est basé sur l'utilisation du polynôme de souplesse (*compliance method* en anglais). Des recueils proposent pour les éprouvettes classiquement utilisées en mécanique élastique linéaire de la rupture des formulations analytiques reliant l'ouverture d'une fissure sur un cycle de sollicitation à sa longueur. Ainsi on trouve dans [47] l'expression d'un polynôme de degré quatre correspondant aux éprouvettes CCT et reliant la longueur normalisée de fissure $2a/W$, W étant la largeur de l'éprouvette, à la quantité

$$x = 1 - e^{-\frac{\sqrt{(EBC+\eta)(EBC-\eta+c_1\eta+c_2\eta^2c^3)}}{2.141}} \quad (I.24)$$

où les constantes c_i et η dépendent du chargement appliqué à l'éprouvette, de sa géométrie et celle du capteur d'ouverture et de EBC , le produit du module d'Young par l'épaisseur de l'éprouvette et la souplesse. Cette souplesse est ici la quantité d'intérêt et constitue l'inverse de la raideur de l'éprouvette fissurée, c'est-à-dire de la pente de la courbe force – déplacement dans sa partie linéaire (Figure I.32).

La Figure I.36 rassemble les longueurs de fissure obtenues à partir des mesures effectuées par corrélation d'images numériques et par capteur d'ouverture. Les premières sont les moyennes des longueurs identifiées sur les deux lèvres d'une première face à partir des champs de la mécanique élastique linéaire de la rupture pour obtenir une longueur équivalente. Les secondes sont les valeurs données par le polynôme de souplesse en lui appliquant les mesures d'ouverture de fissure mesurées sur la seconde face de l'éprouvette.

La Figure I.36 montre la propagation de la fissure depuis la fin de la phase de préfissuration jusqu'à rupture de l'éprouvette. Cependant, les conditions de validité prescrites [28] des mesures concernent les longueurs inférieures à 14,2 mm. D'autre part, les écarts constatés demeurent relativement stables pour des longueurs de fissure inférieures à 10 mm, limitant l'impact de ces différences sur les taux d'accroissement de longueur de fissure obtenus par les deux méthodes. Enfin, les mesures obtenues par corrélation d'images numériques ne traduisent pour cette éprouvette que l'évolution de la fissure sur l'une de ses

deux faces. Les écarts obtenus sont donc raisonnables au vu de ceux présentés sur la Figure I.34.

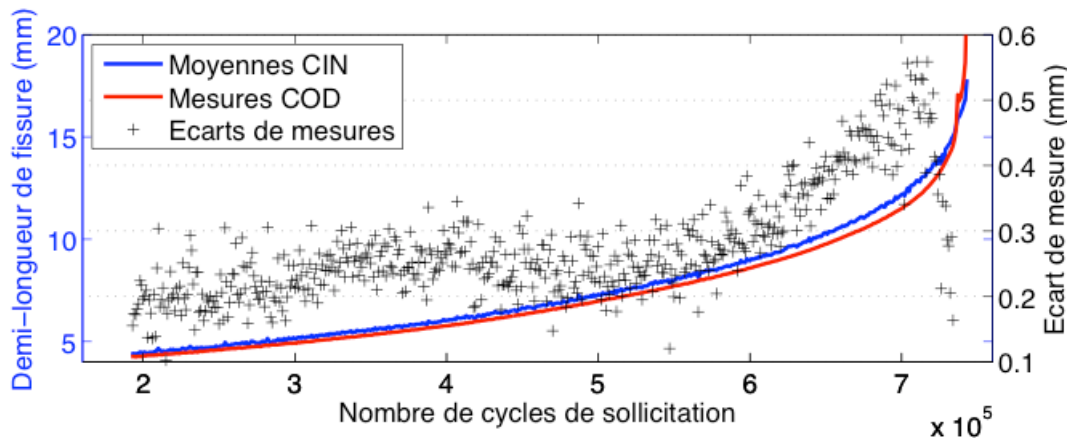


Figure I.36 : Comparaison des longueurs de fissure obtenues d'une part par moyennage des mesures effectuées sur les lèvres gauche et droite par corrélation d'images numériques et d'autre part par calcul à partir des mesures relevées par capteur d'ouverture sur l'éprouvette CCT3

Par ailleurs les valeurs de facteur d'intensité des contraintes mesurées peuvent être confrontées à celles obtenues par calcul à partir de la formule analytique fournie par [27] et issue des travaux d'Isida [48]. La Figure I.37 présente ainsi deux types de comparaisons. Tout d'abord nous pouvons observer sur la Figure I.37.a la mise en regard des valeurs mesurées par corrélation d'images numériques avec celles obtenues par formule analytique [27] avec des longueurs de fissures calculées à partir des mesures d'ouverture [47]. Ensuite la Figure I.37.b présente la différence obtenue entre les mesures de FIC et les valeurs issues du calcul analytique en prenant comme données d'entrée les longueurs mesurées par corrélation d'images numériques. Nous pouvons noter au passage que de même que sur la Figure I.36, les valeurs obtenues analytiquement sur la Figure I.37.a sont calculées à partir d'une longueur de fissure équivalente ne traduisant pas la dissymétrie gauche-droite. Une moyenne a donc été effectuée à partir des longueurs de lèvres de fissure gauche et droite mesurées et utilisée comme entrée pour le calcul analytique des valeurs de facteur d'intensité des contraintes [27]. La différence entre les valeurs ainsi obtenues et celles issues uniquement des mesures d'ouverture est également présentée sur la Figure I.37.b.

La Figure I.37.a montre d'une part que les mesures effectuées sur les lèvres droite et gauche sont similaires et d'autre part que celles-ci sont dans les deux cas supérieures à aux valeurs provenant du calcul à partir des mesures d'ouverture de fissure. Le décalage entre les valeurs de facteur d'intensité des contraintes mesurées et calculées sont également mises en avant sur la Figure I.37.b, avec une différence évoluant entre $1,3 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ en début d'essai et $3 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ en début de propagation instable soit un écart relatif quasi constant de 10 %. Sur la même figure, on voit également que la différence des valeurs de FIC issues du calcul analytique à partir de longueurs de fissure mesurées par corrélation d'images numériques par rapport à celles calculées à partir des mesures d'ouverture est plus faible ; elle demeure en deçà de 3 %, avec une valeur stagnante autour de $0,3 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ durant une grande partie de l'essai et n'augmentant que légèrement au delà de 600 000 cycles.

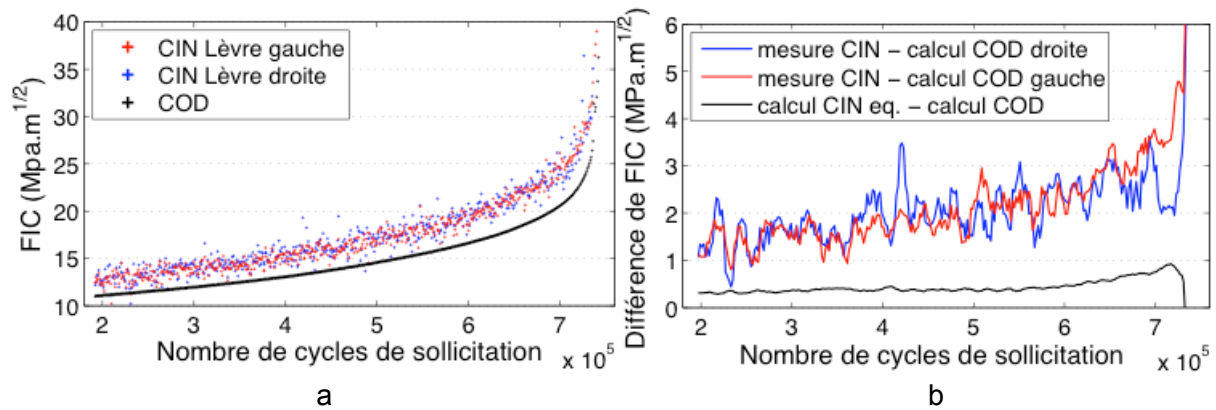


Figure I.37 : (a) Évolution des valeurs de facteur d'intensité des contraintes : mesurées par corrélation d'images numériques ; obtenues par formule analytique [27] avec des longueurs de fissures calculées à partir des mesures d'ouverture. (b) Évolution des écarts de facteur d'intensité des contraintes par rapport aux valeurs calculées à l'aide des mesures d'ouverture : des valeurs mesurées par CIN sur les deux lèvres de la fissure ; des valeurs calculées analytiquement à partir des mesures de longueur de fissure obtenues par CIN

La différence observée Figure I.36 sur la mesure de longueur de fissure entre les deux moyens de mesure employés ne suffit donc pas à justifier l'écart de valeurs de FIC visible en Figure I.37.a puisqu'une différence de l'ordre de quelques dixièmes de millimètre sur la mesure de longueur de fissure ne semble pas engendrer d'écart significatif sur la valeur calculée du facteur d'intensité des contraintes correspondant. Les résultats présentés précédemment, notamment sur les Figure I.23, Figure I.28, Figure I.29, sont pourtant associés à des résidus faibles, garants de résultats de qualité. Mathieu [46] a également mis à l'épreuve cette méthode en confrontant sur un cas test les mesures de FIC effectuées par rapport aux valeurs de FIC imposées sur une image déformée artificiellement. Les résultats ont montré dans tous les cas une erreur inférieure à $0,3 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$. L'écart observé entre les valeurs de FIC sur les deux faces d'une éprouvette, visible sur la Figure I.35, permet donc de supposer que le calcul analytique du FIC ne permet pas de prendre en compte la reproductibilité expérimentale liée aux incertitudes de montage et que le même phénomène peut ici expliquer le décalage à l'origine des courbes. Concernant l'évolution de cette différence au cours de l'essai, celle-ci peut être liée à la croissance de l'influence de ces aléas au cours de la propagation.

Le suivi des essais de fissuration à l'aide de techniques de mesures de champs présente donc un certain nombre d'avantages par rapport à la méthode de suivi par capteur d'ouverture. Elle permet en effet tout d'abord l'accès aux quatre pointes de fissures se propageant dans l'éprouvette et par conséquent d'obtenir une mesure indépendante pour chacune d'entre elles. De plus, l'emploi de cette technique offre la possibilité d'effectuer des mesures de facteurs d'intensité des contraintes au niveau de ces quatre pointes au lieu de déterminer par le calcul une valeur moyenne avec des conditions aux limites parfaites.

1.5.3.d. Incertitudes sur l'identification

Comme expliqué au début du paragraphe 1.5.3.a., l'obtention des grandeurs d'intérêt s'effectue par l'identification des champs de la mécanique élastique linéaire de la rupture sur

la base de mesures obtenues par corrélation d'images numériques. Considérons le système linéaire surdéterminé à résoudre

$$\underline{[K]} \{a\} = \{u_m\} \quad (1.25)$$

où $\{u_m\}$ est un vecteur contenant les composantes longitudinales et transversales du champ de déplacement calculé, $\underline{[K]}$ une matrice contenant les parties réelles et imaginaires des fonctions de formes Ω_n et Y_n de l'équation (1.1) évaluées aux points de mesure et $\{a\}$ le vecteur contenant les amplitudes de ces champs à déterminer. Ce système n'ayant pas de solution exacte, la résolution s'effectue de même que pour la corrélation d'images numériques par minimisation de la norme au carré des résidus entre les termes de gauche et de droite de (1.25). La matrice de variance-covariance $\underline{[C]}$ du problème peut alors s'écrire

$$\underline{[C]} = \left(\underline{[K]}^T \underline{[K]} \right)^{-1} \sigma_u^2 \quad (1.26)$$

avec σ_u l'incertitude sur le champ de déplacement mesuré, détaillée dans le Tableau 1.7. Or la matrice de covariance est définie telle que

$$\underline{[C]} = cov(\{a\}) = \begin{pmatrix} var(a_1) & \cdots & cov(a_1, a_n) \\ \vdots & \ddots & \vdots \\ cov(a_1, a_n) & \cdots & var(a_n) \end{pmatrix} \quad (1.27)$$

avec $var(a_i)$ la variance de l'amplitude a , et $cov(a_i, a_j)$ la covariance des amplitudes a_i et a_j respectivement définies comme

$$var(a_i) = \mathbb{E}[(a_i - \mathbb{E}[a_i])^2] \quad (1.28)$$

$$cov(a_i, a_j) = \mathbb{E}[(a_i - \mathbb{E}[a_i])^T (a_j - \mathbb{E}[a_j])] \quad (1.29)$$

où \mathbb{E} est l'espérance statistique de la quantité considérée.

De l'équation (1.26), nous pouvons donc obtenir la résolution sur toutes les amplitudes ω_n et ν_n obtenues par la procédure d'identification des champs de Williams, en récupérant au cours de cette procédure la matrice $\underline{[K]}$ construite par l'algorithme. Pour une identification sur l'éprouvette CCT 3 avec des paramètres moyens et les différentes tailles de masque utilisées pour l'identification, l'incertitude calculée du facteur d'intensité des contraintes est montrée sur la Figure 1.38. Cette figure met en évidence la dépendance de l'incertitude à la fois à la taille du masque extérieur et au nombre de termes retenus dans la série de Williams. Il découle de cette observation la stagnation de l'incertitude pour les identifications avec des tailles de masque extérieur fixe. On peut également noter le même phénomène pour la taille de masque extérieur égal à $a/4$. Celui-ci peut être expliqué grâce à une remarque du paragraphe 1.5.3.b stipulant qu'en raison de problèmes de convergence, la taille d'initialisation du masque extérieur ne peut pas être trop petite. On peut donc ici constater qu'elle est supérieure à $a_i/4$ et que la fissure met environ 400 000 cycles (400

acquisitions, 1 acquisition tous les 1000 cycles) à se propager suffisamment pour que le rapport $a/4$ dépasse la taille d'initialisation. Les résultats visibles sur la Figure I.38 peuvent être rapprochés de ceux issus des études paramétriques, présentés sur la Figure I.31. Nous verrons ainsi au paragraphe I.5.4.a qu'une incertitude type de l'ordre de $0,4 MPa\sqrt{m}$ est cohérente avec la dispersion des valeurs de facteur d'intensité des contraintes observables sur la Figure I.31. La décroissance de l'incertitude avec l'augmentation de la taille de la région d'intérêt n'est en revanche pas mise en évidence. Du fait de la forte localisation de la singularité du champ de déplacement en pointe de fissure (Figure I.3), l'information lointaine supplémentaire apportée par une augmentation de la surface de la région d'intérêt pourrait donc présenter une utilité limitée. Nous pouvons également nous rendre compte que l'ajout de paramètres à identifier lorsque des termes supplémentaires de la série de Williams sont considérés a pour conséquence d'augmenter l'incertitude sur l'amplitude ω_1 . Nous pouvons d'ailleurs émettre l'hypothèse que cette remarque est également valable pour les autres amplitudes à identifier.

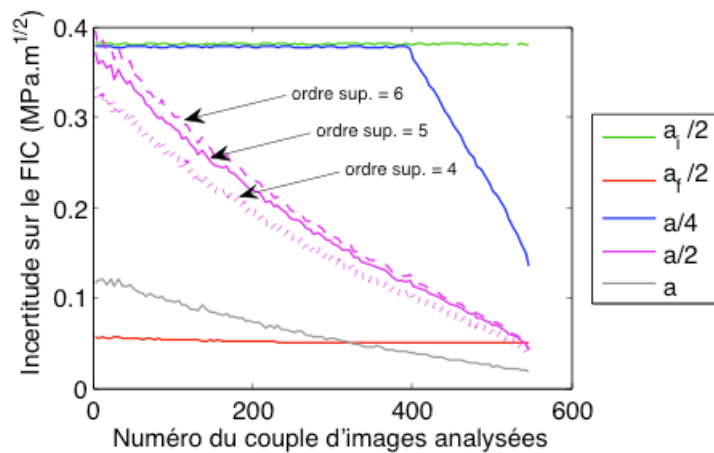


Figure I.38 : Évolution de l'incertitude sur la valeur du facteur d'intensité des contraintes identifié pour différentes tailles de masque extérieur

Fayolle *et al.* [49] proposent une estimation analytique de l'incertitude sur ce paramètre dans le cas où les corrélations entre les différentes amplitudes à identifier sont négligeables. Bien que dans notre cas les indices conservés des champs rendent cette hypothèse non valable (Figure I.39), la démarche proposée permet de conserver un résultat intéressant sur le lien unissant la valeur de l'incertitude au nombre de point de mesure selon la relation

$$\sigma_K \approx \frac{A_{mat}\sigma_u}{\sqrt{N_{pt}R_{ext}}} \quad (I.30)$$

où A_{mat} est une constante prenant en compte des caractéristiques du matériau, N_{pt} le nombre de points de mesure et R_{ext} le rayon du masque extérieur. Plus qu'une explication analytique de l'incertitude d'identification sur ΔK , l'équation (I.30) apporte la justification de l'affirmation émise au paragraphe I.5.2.a selon laquelle le choix d'éléments de 8 pixels de côté par rapport à des éléments de taille supérieure n'a pas d'impact nuisible à la détermination des quantités d'intérêt. En effet si l'incertitude sur les champs de déplacement varie de manière inversement proportionnelle à la taille des éléments, le carré du nombre de

points de mesure augmente également de manière inversement proportionnelle à cette valeur. On peut observer dans la relation (I.30) que l'augmentation de l'incertitude de mesure engendrée par le choix d'une meilleure définition spatiale du champ de déplacement mesuré est entièrement compensée par l'augmentation du nombre de points de mesure intrinsèquement liée.

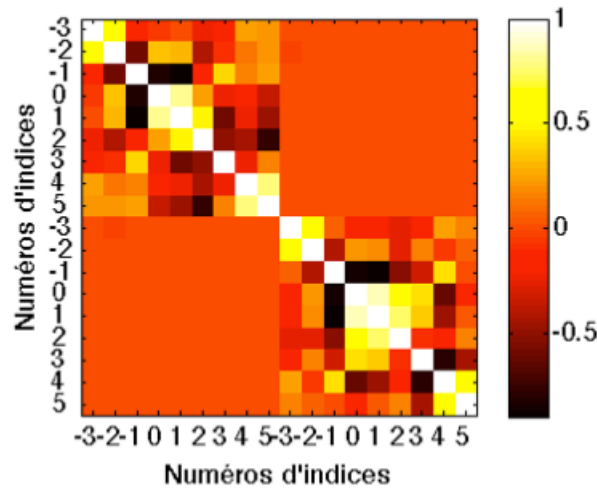


Figure I.39 : Matrice de corrélation des amplitudes ω_n et v_n identifiées pour les champs de déplacement en mode I et II

Remarque : le coefficient de corrélation ρ_{X_i, X_j} entre deux paramètres X_i et X_j est défini comme le rapport entre la covariance associée à ces paramètres et la racine carrée du produit de leur variance respective

$$\rho_{X_i, X_j} = \frac{cov(X_i, X_j)}{\sqrt{var(X_i) \cdot var(X_j)}} \quad (I.31)$$

Cette grandeur, adimensionnelle, est toujours comprise dans l'intervalle $[-1, 1]$ et permet de mettre en évidence l'importance de la dépendance entre les valeurs prises par deux variables. Des corrélations proches de 1 en valeur absolue indiquent une forte dépendance ; on parle alors de variables fortement corrélées (ρ proche de 1) ou fortement anti-corrélées (ρ proche de -1).

I.5.4. Identification des paramètres de la loi de fissuration

Le paragraphe I.5.3 a présenté la démarche effectuée afin d'obtenir les facteurs d'intensité des contraintes et positions de pointes de fissure par identification des champs de la mécanique élastique linéaire de la rupture. L'étude paramétrique effectuée a permis d'obtenir pour chaque lèvres de fissure étudiée 60 courbes d'évolution de ces quantités d'intérêt ainsi qu'un estimateur de l'erreur d'identification. Bien que nécessaires, ce ne sont toutefois pas directement les quantités finales dont nous avons besoin pour disposer de la loi de fissuration du matériau. Ainsi une nouvelle étape a été mise en place afin de déterminer à

partir des courbes expérimentales les courbes $da/dN = f(\Delta K)$ caractéristiques des équations (I.9) et (I.10) et les valeurs de paramètres C et m associées.

1.5.4.a. Méthode d'identification

L'identification d'une loi de propagation à partir de données expérimentales pose la question de la prise en compte de l'incertitude de mesure et du bruit en résultant, occasionnant pour chaque mesurage un écart – positif ou négatif – par rapport à la valeur vraie du mesurande. Dans le cas (non isolé) d'une loi de fissuration, l'une des quantités à estimer implique la dérivée d'une série de résultats de mesurage. Or prendre la dérivée d'un signal bruité, revient à amplifier de manière conséquente ce bruit avec notamment de fréquentes alternances de signe lorsque le taux d'accroissement de la quantité d'intérêt est faible par rapport à l'incertitude qui lui est associée (Figure I.40). C'est typiquement le cas au début de la propagation où la fissure croît lentement et où dériver le signal expérimental conduit à de nombreuses vitesses de fissurations non physiques car négatives.

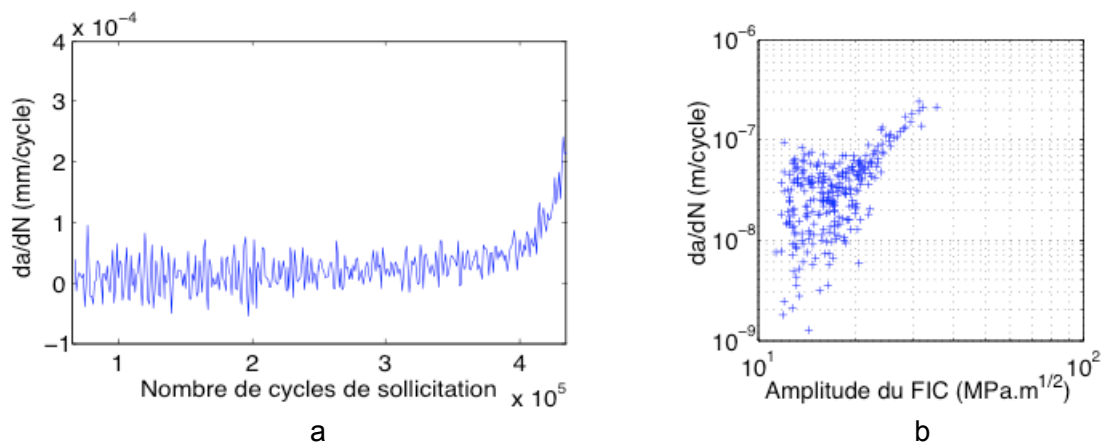


Figure I.40 : Évolutions expérimentales de l'accroissement de la longueur de fissure en fonction (a) du nombre de cycles de sollicitation et (b) de la valeur du facteur d'intensité des contraintes. Remarque : la courbe (b) étant tracée en diagramme log-log, les taux d'accroissement négatifs ont été ignorés

La procédure d'identification des lois de fissuration associées aux courbes d'évolution de l'amplitude du facteur d'intensité des contraintes et de la longueur de fissure passe donc par un ajustement de ces deux quantités, l'une par rapport à l'autre. Cette étape est rendue possible par le lien mis en avant par l'équation (I.4) entre ces deux dernières. Mathieu [42] a montré qu'une relation liant ΔK à a de la forme

$$\Delta K = A_1 e^{A_2 a + A_3 a^2} \quad (I.32)$$

avec A_1 , A_2 et A_3 les coefficients à identifier donne de bons résultats (Figure I.41). Une relation de la même forme est présentée dans [28].

L'intérêt d'ajuster l'évolution de ΔK par rapport à a plutôt que ces deux séries de données séparément est de conserver l'information des données expérimentales les liant l'une à l'autre. Lors d'un ajustement indépendant de l'une et l'autre cette information est

perdue. L'estimateur des moindres carrés étant sans biais, il est d'ailleurs possible d'estimer l'incertitude expérimentale sur le facteur d'intensité des contraintes à partir de l'écart-type de l'erreur d'identification dans sa partie stable.

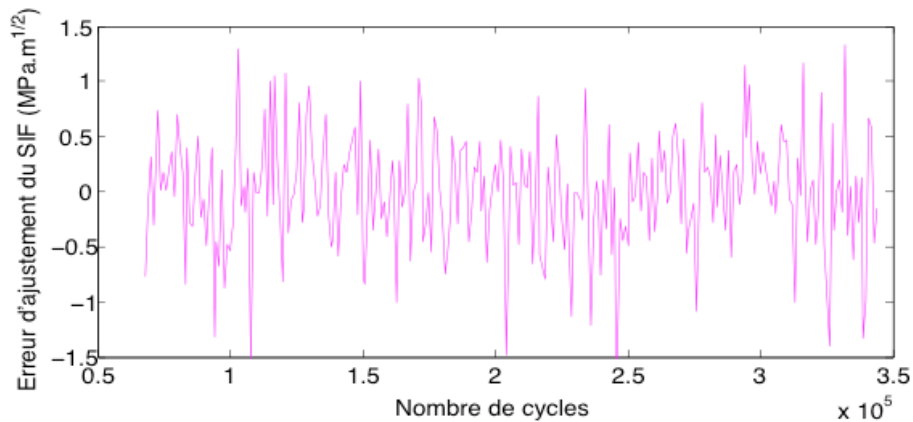


Figure I.41 : Évolution de l'erreur d'ajustement du facteur d'intensité des contraintes au cours de la propagation d'une fissure. Rayon du masque extérieur retenu égal à $a/2$

La valeur calculée de $0,5 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ est légèrement supérieure à l'incertitude théorique évaluée au paragraphe I.5.3.d mais demeure du même ordre de grandeur. Il n'est cependant pas possible d'observer le phénomène de décroissance qui y est décrit. Cette valeur est toutefois intéressante, car proche de l'épaisseur du faisceau de courbes de l'évolution du facteur d'intensité des contraintes précisée dans le paragraphe I.5.3.b.

À partir des nouvelles valeurs de ΔK obtenues et en réécrivant la loi de Paris sous forme différentielle

$$da = C(\Delta K - \Delta K_s)^m dN \quad (I.33)$$

l'évaluation des coefficients C , m et ΔK_s déterminant la loi de fissuration a alors pu être effectuée par régression linéaire à partir de l'ensemble des points de mesure de a . Toutefois, de la même manière qu'un seuil de qualité a été appliqué sur les résultats de corrélation d'images à partir des résidus mesurés afin de ne pas prendre les informations erronées (paragraphe I.5.3.a), des seuillages ont été mis en place sur les résultats de mesure de longueur de fissure afin de supprimer les valeurs aberrantes. Le premier consiste à supprimer de l'analyse les mesures n'ayant pas satisfait le seuil de convergence sur le positionnement de la pointe de fissure. Ce seuil a été fixé à 0,5 pixel et est contrôlé à partir de l'équation (I.21). La détection de ces mauvais positionnements permet en particulier d'éliminer les problèmes de stagnation de fissure évoqués précédemment (paragraphe I.5.3.b, Figure I.29, Figure I.31). Les résidus d'ajustement de l'évolution du facteur d'intensité des contraintes par l'équation (I.32) permettent également de détecter en fin de propagation les valeurs mesurées dans un état de plasticité non confinée. En fixant un seuil égal à 3 écarts-types, ces valeurs n'ont pas été prises en compte dans la procédure d'identification.

Il est enfin à noter qu'aucun essai de fissuration à ΔK décroissant n'a été effectué dans ces travaux. Une identification de la loi de Paris sans seuil de non propagation semble donc plus pertinente ($\Delta K_s = 0$ dans (I.33)). Relativement peu coûteuse en termes de temps de calcul, une identification parallèle de la loi décrite par l'équation (I.10) a tout de même été

menée suivant le même algorithme afin d'obtenir à partir des essais effectués une estimation du seuil de non propagation ΔK_{th} de la fissure. La Figure I.42 montre que le degré de liberté supplémentaire résultant de l'ajout de ce paramètre dans l'identification de la loi de fissuration conduit à une réduction de l'erreur globale sur l'ajustement des données expérimentales de longueur de fissure en limitant l'effet « banane ». Ce gain reste toutefois à nuancer car le manque de robustesse dans l'identification du seuil du fait de la présence de minima parasites conduit à une dispersion également bien plus importante dans les autres paramètres. La comparaison des résultats sera présentée plus loin mais l'allure des lois obtenues dans chaque cas ainsi que les courbes d'erreur entre les lois d'évolution de longueur de fissure avec les paramètres identifiés et les points mesurés à partir des champs de Williams sont présentés sur la Figure I.42.

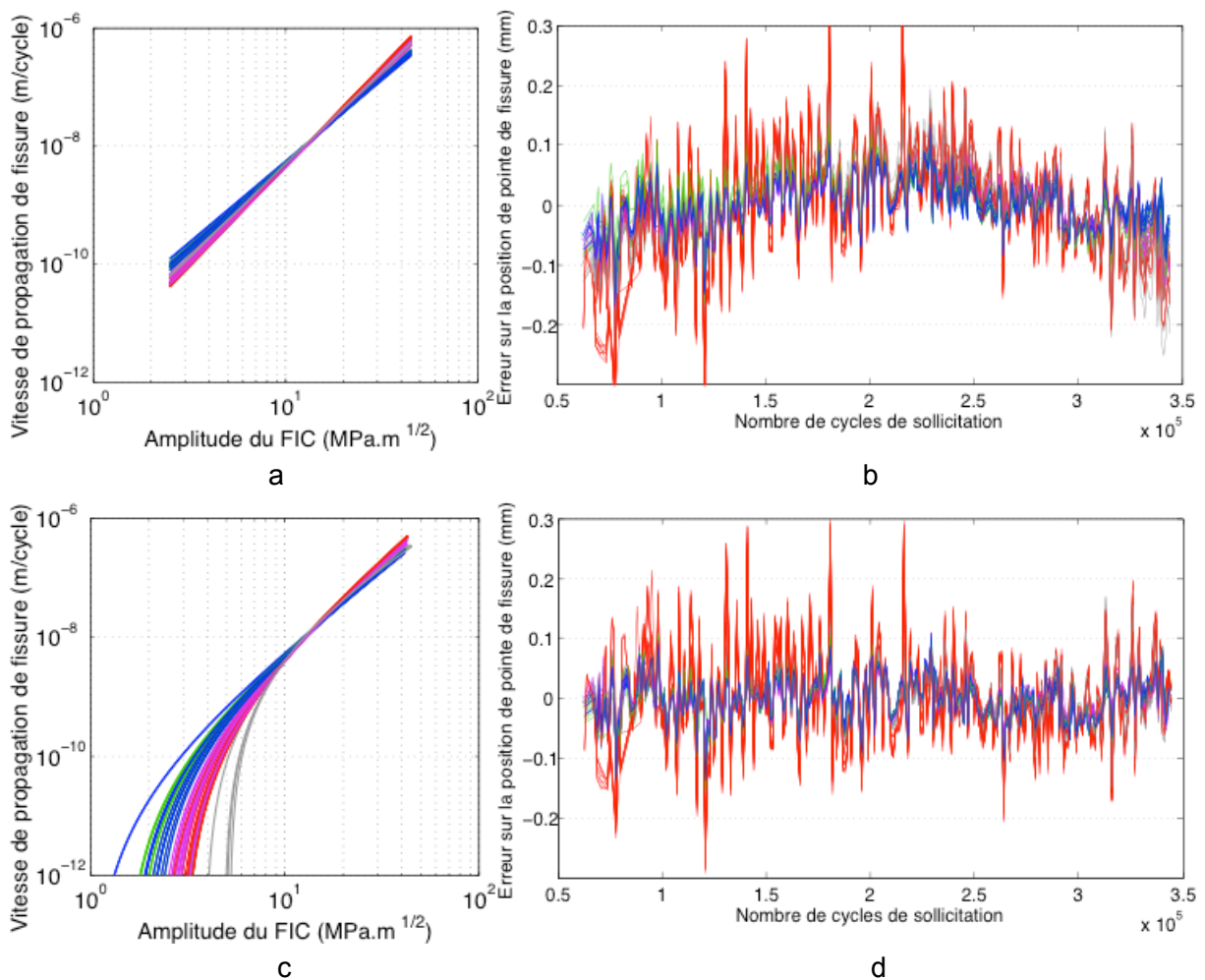


Figure I.42 : Allure des lois de fissuration identifiées et des erreurs associées sur le positionnement de la pointe de fissure : pour une loi de fissuration sans seuil (a-b) et avec seuil (c-d)

Il est dès à présent observable que l'incertitude sur la détection de la pointe de fissure semble plus importante sur les courbes en rouge de cette figure, représentant les identifications avec les masques extérieurs de taille fixe égale à $a_f/2$. Au contraire les courbes en bleu, représentant les résultats d'identification utilisant une taille de masque extérieur variable fixée à $a/4$, présentent une incertitude bien plus faible. Sur les Figure

I.42.a et Figure I.42.c elles se distinguent d'ailleurs fortement par rapport aux courbes rouges, chaque lot s'approchant des valeurs extrêmes opposées des pentes des lois de fissuration.

I.5.4.b. Présentation des résultats

Comme précisé au paragraphe I.5.2.b, la réalisation de l'étude paramétrique sur l'ensemble des essais a permis d'obtenir un ensemble de 2400 courbes d'évolution de longueur de fissure et de facteur d'intensité des contraintes. L'exploitation de ces résultats nous a donc conduit à obtenir à partir de ces courbes autant d'identifications de paramètres de la loi de Paris. Les résultats sont présentés en détail dans les Tableau I.9 à Tableau I.11 de manière à mettre en évidence l'influence des paramètres sur les valeurs des coefficients de la loi de fissuration (avec et sans seuil), de l'erreur d'identification des champs de la mécanique élastique linéaire de la rupture et de l'erreur d'ajustement de l'évolution de longueur de fissure. L'unité des valeurs du paramètre C présentées dans la suite de l'étude est définie telle que l'unité d'incrément de fissure da est le mètre et celle de l'amplitude du facteur d'intensité des contraintes ΔK est le $\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$.

Nous pouvons voir qu'en moyenne l'erreur minimale d'identification des champs est obtenue pour une taille de masque extérieur variable valant $a/2$ (Tableau I.9). La différence entre les résidus moyennés sur un nombre important de résultats demeure toutefois très faible puisque de l'ordre de quelques dizaines de nanomètres. La remarque effectuée en fin de paragraphe précédant semble par contre justifiée puisque l'incertitude sur la position de la pointe de fissure diminue significativement avec la taille de masque extérieure retenue. Cette augmentation de l'incertitude trouve son explication dans l'équation (I.21) qui permet d'évaluer l'erreur de positionnement du repère polaire des champs de déplacement par rapport à la position de la pointe de fissure. Concrètement la perte d'influence dans l'identification des champs super-singuliers avec l'augmentation de la taille de masque extérieur conduit à une évaluation plus incertaine de cette erreur.

Ces remarques sont d'ailleurs également vraies quelle que soit la valeur de la taille de masque intérieur retenu parmi celles étudiées et quel que soit le nombre d'indices sub-singuliers retenus dans la série de Williams. Il est ainsi difficile de discriminer les tailles de masque intérieur optimales, que ce soit en moyenne ou selon le nombre d'ordre de la série de Williams retenus. La diminution minime de l'erreur avec l'augmentation de la zone masquée est sans doute liée à l'atténuation des gradients du champ de déplacement dans la zone d'identification. Ce masquage semble par contre jouer défavorablement sur la qualité d'identification de la position de pointe de fissure, une nouvelle fois en excluant de l'identification la zone d'influence de l'ordre super-singulier -1 (et de manière générale des termes de faible indice) nécessaire à celle-ci.

Enfin, sur le point évoqué au paragraphe I.5.3.a sur le lien entre qualité d'identification et nombre de termes retenus dans la série de Williams, il semblerait qu'augmenter le nombre au delà de l'ordre 4 n'ait pas d'incidence significative sur la valeur des résidus. L'introduction de degrés de liberté supplémentaires semble toutefois permettre une identification plus robuste puisque l'erreur d'identification sur la pointe de fissure décroît une nouvelle fois légèrement en moyenne à mesure que le nombre de termes augmente.

Masque ext.	Ind. sup.	Valeurs moyennes						
		Sans seuil		Avec seuil			Résidus	
		C	m	C	m	ΔK_s ($MPa\sqrt{m}$)	MELR (μm)	Paris (mm)
a	4	1,92e-12	3,42	6,82e-11	2,56	4,28	0,60	1,08e-01
	5	2,68e-12	3,29	5,01e-11	2,58	3,71	0,61	1,04e-01
	6	3,11e-12	3,20	1,39e-10	2,33	4,29	0,65	7,60e-02
	moy.	2,55e-12	3,31	8,47e-11	2,49	4,09	0,62	9,64e-02
$a/2$	4	2,32e-12	3,30	4,60e-11	2,64	3,49	0,55	8,61e-02
	5	3,22e-12	3,21	5,73e-11	2,59	3,30	0,58	7,97e-02
	6	2,75e-12	3,28	5,29e-11	2,64	3,43	0,56	8,57e-02
	moy.	2,78e-12	3,26	5,22e-11	2,62	3,40	0,56	8,38e-02
$a/4$	4	4,36e-12	3,10	3,20e-11	2,63	2,61	0,58	6,40e-02
	5	4,70e-12	3,07	4,89e-11	2,59	2,66	0,59	6,00e-02
	6	4,25e-12	3,10	2,75e-11	2,64	2,58	0,59	6,14e-02
	moy.	4,44e-12	3,09	3,62e-11	2,62	2,62	0,59	6,18e-02
$a_i/2$	4	3,93e-12	3,12	6,01e-11	2,50	3,32	0,60	5,67e-02
	5	4,30e-12	3,07	4,98e-11	2,52	3,05	0,60	5,63e-02
	6	3,70e-12	3,13	4,66e-11	2,57	2,97	0,60	5,67e-02
	moy.	3,98e-12	3,11	5,23e-11	2,53	3,12	0,60	5,66e-02
$a_f/2$	4	2,41e-12	3,42	7,49e-11	2,56	4,40	0,57	1,10e-01
	5	2,62e-12	3,36	9,34e-11	2,49	4,53	0,58	1,07e-01
	6	2,43e-12	3,41	9,74e-11	2,50	4,69	0,58	1,04e-01
	moy.	2,48e-12	3,39	8,90e-11	2,52	4,55	0,57	1,07e-01

Tableau I.9 : Résultats d'identification des coefficients de la loi de fissuration avec et sans seuil et résidus associés, en fonction de la taille du masque extérieur et du numéro d'ordre supérieur de la série de Williams retenus. Les résidus MELR sont ceux calculés après les identifications des champs de Williams ; ceux de Paris sont les résidus d'ajustement de l'évolution de longueur de fissure par une loi de fissuration (sans seuil)

Au vu des valeurs de résidus présentées ici il paraît ambitieux de désigner un jeu de paramètres d'identification particulier comme étant significativement meilleur que les autres testés ici. Il semblerait toutefois que choisir un masque extérieur de taille variable s'adaptant à la longueur de la fissure au cours de sa propagation soit une meilleure alternative que celle consistant à fixer cette taille à une valeur pour tout le suivi de l'essai. De même, choisir cette taille égale à $a/2$ semble dans notre cas un bon compromis puisque minimisant les résidus d'identification des champs de la mécanique élastique linéaire de la rupture tout en offrant une incertitude raisonnable sur la détermination de la position de la pointe de fissure. Avec un grossissement plus important que ceux obtenus dans nos essais (*i.e.* une taille physique de pixel plus faible), le nombre d'éléments disponibles pour l'identification des champs serait cependant plus important à taille de masque identique. Les problèmes de convergence de l'algorithme d'identification s'en trouveraient certainement réduits et permettraient peut-être d'obtenir de meilleurs résultats avec une taille égale à $a/4$.

		Valeurs moyennes						
Ind. sup.	Masque int.	Sans seuil		Avec seuil			Résidus	
		C	m	C	m	ΔK_s ($MPa\sqrt{m}$)	MELR (μm)	Paris (mm)
4	12	3,20e-12	3,24	5,44e-11	2,59	3,42	0,60	8,00e-02
	16	3,07e-12	3,26	5,95e-11	2,56	3,62	0,59	8,27e-02
	20	2,69e-12	3,31	5,60e-11	2,58	3,79	0,57	9,00e-02
	24	2,67e-12	3,31	5,66e-11	2,58	3,78	0,57	9,25e-02
	moy.	2,90e-12	3,28	5,66e-11	2,58	3,66	0,58	8,65e-02
5	12	4,04e-12	3,15	7,86e-11	2,51	3,39	0,61	7,76e-02
	16	3,41e-12	3,19	5,35e-11	2,56	3,38	0,60	7,90e-02
	20	3,39e-12	3,22	5,87e-11	2,55	3,64	0,58	8,53e-02
	24	3,01e-12	3,25	4,86e-11	2,61	3,44	0,58	8,68e-02
	moy.	3,45e-12	3,21	5,96e-11	2,56	3,46	0,59	8,23e-02
6	12	3,37e-12	3,18	9,14e-11	2,49	3,67	0,61	7,27e-02
	16	3,51e-12	3,20	7,40e-11	2,53	3,54	0,61	7,49e-02
	20	3,12e-12	3,25	7,11e-11	2,53	3,75	0,59	8,07e-02
	24	2,85e-12	3,28	6,40e-11	2,58	3,63	0,58	8,34e-02
	moy.	3,20e-12	3,23	7,47e-11	2,53	3,65	0,59	7,81e-02

Tableau I.10 : Résultats d'identification des coefficients de la loi de fissuration avec et sans seuil et des résidus associés, du numéro d'ordre supérieur de la série de Williams en fonction et de la taille du masque intérieur retenu

Nous avons considéré dans cette étude qu'à l'exception de quelques cas isolés la majorité des jeux de paramètres pouvait être pertinente et pouvait être conservée pour la suite plutôt que seul celui minimisant les résidus pour chaque éprouvette. L'intérêt de cette démarche est d'intégrer directement l'incertitude liée à la méthode d'identification, plus précisément la méconnaissance sur les jeux de paramètres optimaux, dans l'incertitude à associer aux paramètres de la loi de fissuration. Les valeurs statistiques résultant de cette étude intégreront une information plus riche que si la seule dispersion conservée avait été la reproductibilité expérimentale.

Une sélection basée sur les niveaux de résidus d'ajustement de la loi de Paris (erreur quadratique moyenne sur le positionnement de la pointe de fissure) de chaque jeu a toutefois été effectuée afin de s'affranchir des cas aberrants. Ceux-ci peuvent en effet résulter de l'arrêt de l'algorithme sur un minimum local du problème de minimisation des moindres carrés utilisé dans la procédure d'identification au lieu du minimum global. Ainsi pour chaque lèvres de fissure étudiée, les paramètres dont les résidus d'ajustement se trouvaient au delà de la moyenne plus trois écarts-types n'ont pas été retenus pour la suite.

Les valeurs statistiques des paramètres mettent en évidence des coefficients de variation (rapport de l'écart-type sur la moyenne) bien inférieurs pour m que pour C comme cela est classiquement observé [50]. La dispersion observée sur les valeurs du paramètre C obtenues à partir des deux premiers essais (Tableau I.11) est d'ailleurs plus importante que celle observée sur les suivants. Le rapport 10 existant entre le nombre de points d'acquisition réalisés sur les deux campagnes peut en être la cause. Cette différence est

bien plus flagrante concernant la valeur des paramètres de la loi de fissuration avec seuil de non propagation. Par ailleurs nous retrouvons logiquement une différence de valeurs entre les paramètres issus de l'identification d'une loi de fissuration sans seuil par rapport à ceux obtenus pour une loi de fissuration avec seuil de non propagation. Le choix d'une loi de fissuration avec seuil conduit à des valeurs du paramètre C supérieures et des valeurs du paramètre m inférieures à celles obtenues à partir des mêmes courbes pour une loi sans seuil.

	Sans seuil				Avec seuil					
	C		m		C		m		ΔK_s	
	Moyenne	Écart-type	Moyenne	Écart-type	Moyenne	Écart-type	Moyenne	Écart-type	Moyenne	Écart-type
CCT 1	5,27e-12	2,39e-12	2,97	0,22	2,48e-10	1,62e-10	1,95	0,24	5,48	1,25
CCT 2	4,16e-12	2,45e-12	3,10	0,24	9,51e-11	1,02e-10	2,44	0,45	3,77	2,11
CCT 3	9,42e-13	9,12e-13	3,50	0,24	1,79e-11	8,36e-12	2,67	0,09	4,46	0,78
CCT 4	3,27e-12	2,11e-12	3,23	0,24	1,71e-11	1,04e-11	2,76	0,13	2,50	0,74
CCT 5	2,25e-12	1,83e-12	3,40	0,26	2,98e-11	3,08e-11	2,69	0,18	3,61	0,64
Total	2,74e-12	2,31e-12	3,29	0,29	4,87e-11	9,04e-11	2,62	0,31	3,66	1,43

Tableau I.11 : Résultats d'identification des coefficients de la loi de fissuration avec et sans seuil par éprouvette, avec leur incertitude associée

La Figure I.43 synthétise sous forme d'histogrammes les résultats obtenus suite à la conduite de l'étude paramétrique décrite dans les paragraphes précédents. Nous pouvons observer les distributions finales retenues pour les paramètres de la loi de fissuration sans seuil, tout d'abord pour chaque éprouvette (Figure I.43.a et Figure I.43.b) puis de manière globale (Figure I.43.c et Figure I.43.d).

Ces distributions seront étudiées de nouveau dans le Chapitre III, de même que celles des paramètres de la loi avec seuil de non propagation dont les allures seront également présentées. La Figure I.44 présente toutes les valeurs des seuils de non propagation fournies par l'étude paramétrique. La dispersion discutée précédemment sur les résultats provenant des éprouvettes CCT 1 et 2 en raison du manque de points d'acquisition est mise en évidence sur la Figure I.44.a. Elle a eu pour conséquence de rendre délicat le repérage des valeurs aberrantes tel que décrit précédemment. Nous pouvons notamment remarquer pour l'éprouvette CCT 2 plusieurs valeurs de ΔK_s nulles ou proches de zéro. Pour ces raisons, le choix a été effectué de ne pas prendre en compte pour la loi de fissuration avec seuil les résultats issus de ces éprouvettes et de conserver uniquement ceux des éprouvettes CCT 3, 4 et 5. La moyenne de ΔK_s passe donc à $3,51 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$, et son écart-type à $1,10 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ et c'est cette nouvelle distribution qui est montrée sur la Figure I.44.b.

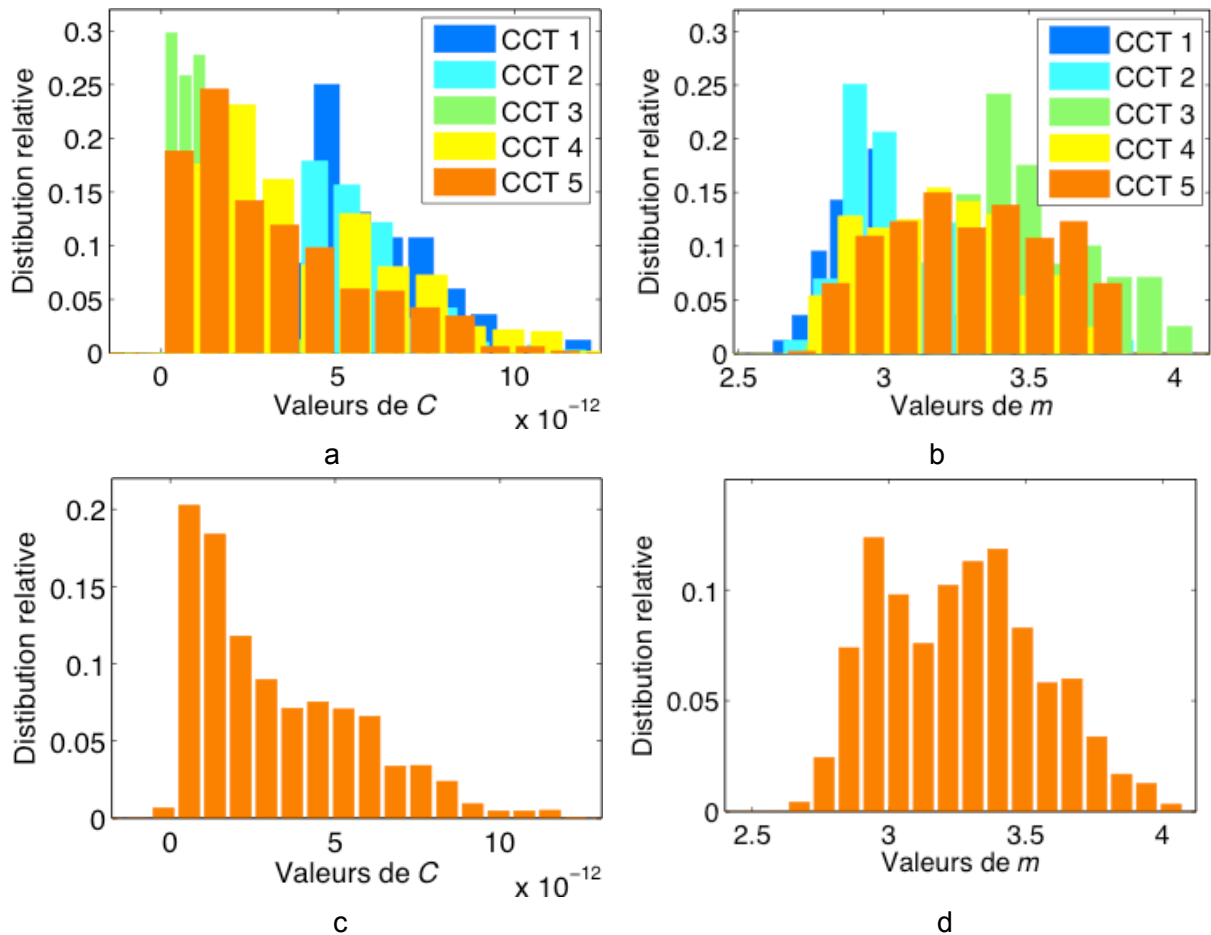


Figure I.43 : Distributions (a - b) détaillées par éprouvette et (c - d) cumulées des paramètres de la loi de Paris sans seuil résultant de l'étude paramétrique menée sur l'identification des champs de Williams à partir des mesures obtenues par corrélation d'images numériques

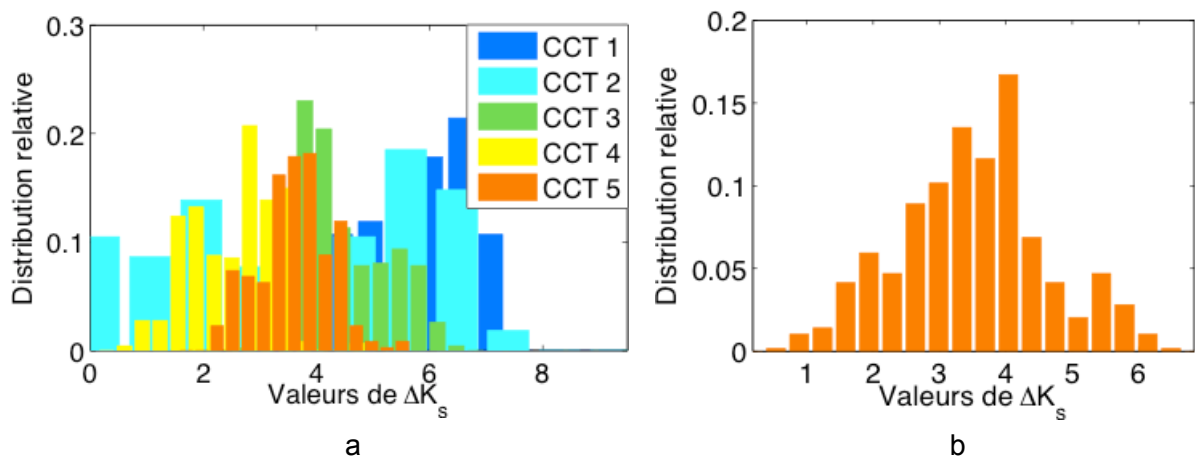


Figure I.44 : Distributions (a) détaillée par éprouvette et (b) cumulée sans les éprouvettes 1 et 2 du seuil de non propagation de la loi de Paris sans seuil résultant de l'étude paramétrique menée sur l'identification des champs de Williams à partir des mesures obtenues par corrélation d'images numériques

Outre les histogrammes présentés en Figure I.43 et Figure I.44, les résultats de l'étude paramétrique permettent également de tracer des faisceaux de courbes correspondant à

l'ensemble des lois de Paris identifiées. Cette représentation traditionnelle de la loi de fissuration prend en compte les résultats (Figure I.45) et permet une visualisation aisée de l'impact général sur celle-ci des dispersions des paramètres. Dans le cas de la loi avec seuil de non propagation (Figure I.45.b), les résultats issus des éprouvettes CCT 1 et 2 ont été dissociés de ceux issus des trois éprouvettes suivantes pour illustrer le gain manifeste obtenu en les excluant.

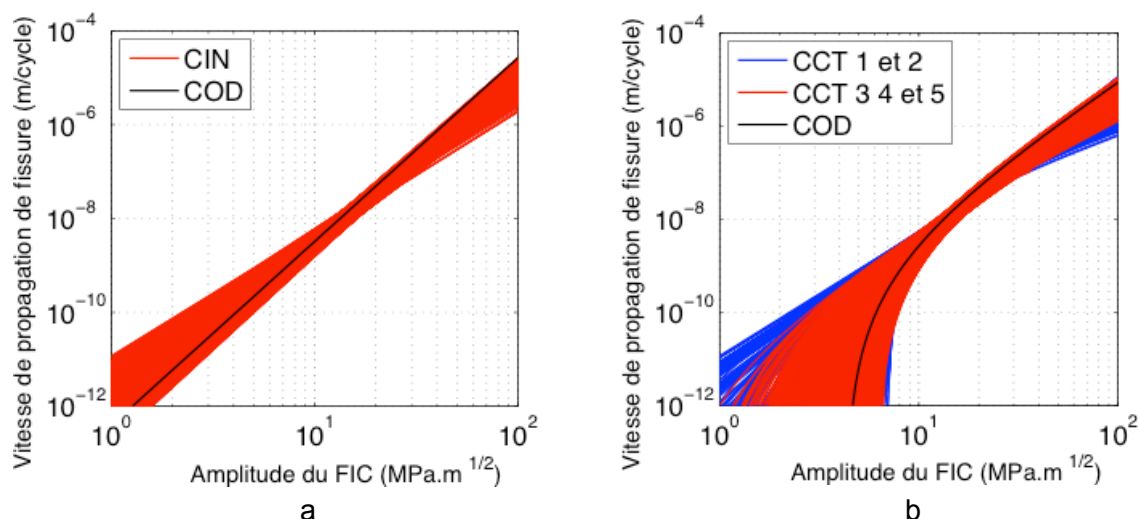


Figure I.45 : Lois de fissuration (a) sans seuil et (b) avec seuil de non propagation correspondant aux paramètres identifiés dans l'étude paramétrique menée sur l'identification des champs de Williams à partir des mesures obtenues par corrélation d'images numériques

Les lois obtenues à partir du capteur d'ouverture sur l'essai multi-instrumenté mené sur l'éprouvette CCT 3 (paragraphes I.5.3.b, I.5.3.c) ont également été superposées sur les courbes obtenues par corrélation d'images. Les paramètres de ces lois de fissuration ont été obtenus en traitant les données d'évolution de longueur de fissure et de facteur d'intensité des contraintes avec le même algorithme que celles issues de la corrélation d'images. Leur valeur est présentée dans le Tableau I.12. Les valeurs moyennes obtenues par corrélation d'images numériques sont rappelées et les différences relatives entre les valeurs obtenues par les deux méthodes en termes de nombre d'écart types est indiquée. Nous pouvons ainsi constater que les valeurs du paramètre C sont cohérentes pour les deux types de lois, de même que la valeur de seuil de non propagation identifiée pour la loi avec seuil. Un écart plus important est à noter cependant concernant le paramètre m . Une différence positive de l'ordre de deux écarts-types des valeurs obtenues à partir des mesures d'ouverture par rapport à celles issues de mesures de champs est en effet constatée. Elles impliquent des prévisions de vitesses de fissuration similaires par les deux méthodes pour de faibles valeurs du facteur d'intensité des contraintes mais une augmentation plus rapide de celles-ci par mesure d'ouverture (l'exposant m représentant, en échelle logarithmique, la pente de la courbe).

Les écarts constatés dans le Tableau I.12 diminuent lorsque l'on reproduit l'expérience du paragraphe I.5.3.c de prendre les mesures de longueur de fissure obtenues par corrélation d'images numériques afin de calculer les valeurs de facteur d'intensité des contraintes par formule analytique.

		CCT 3 - COD	CCT 3 - CIN	Écart relatif
Sans seuil	C	3,89e-13	9,42e-13	-0,61
	m	3,92	3,50	1,75
Avec seuil	C	1,81e-11	1,79e-11	0,02
	m	2,86	2,67	2,11
	ΔK_s	4,30	4,46	-0,21

Tableau I.12 : Comparaison des coefficients de la loi de fissuration avec et sans seuil obtenus sur l'éprouvette CCT 3 à partir des mesures d'ouverture de fissure et des mesures de champs. L'écart relatif est adimensionné pour chaque paramètre par la valeur de son écart-type déterminée suite à l'étude paramétrique (Tableau I.12)

Une remarque générale sur les résultats obtenus est la réduction notable de l'épaisseur des faisceaux de courbes des lois de fissuration dans une plage de valeurs de facteur d'intensité des contraintes d'une dizaine de $MPa\sqrt{m}$. Cet intervalle, compris entre 12 et 22 $MPa\sqrt{m}$, correspond à la densité d'acquisition de données la plus importante. En effet, aucune valeur de sollicitation inférieure n'a été appliquée aux éprouvettes. De plus, les acquisitions ayant été fixées à espacement de cycles de sollicitation constant, l'accélération du processus de fissuration a conduit à une baisse de l'échantillonnage des mesures de facteur d'intensité des contraintes au cours de l'essai.

1.5.4.c. Évaluation de la ténacité du P265GH

Comme indiqué en fin de paragraphe précédent, une perte d'informations intervient potentiellement en fin d'essai où la vitesse de fissuration devient importante. Parmi ces informations se trouve une estimation par défaut de la valeur de la ténacité K_{Ic} du matériau. Les valeurs maximales de facteur d'intensité des contraintes mesurées à la fin des essais présentés tout au long du paragraphe 1.5 permettent d'en obtenir un minorant mais pas d'en évaluer la valeur réelle. Nous pouvons donc évaluer la borne inférieure de la ténacité de l'acier P265GH à 42 $MPa\sqrt{m}$.

Comme indiqué au paragraphe 1.2.2.d, cette valeur conditionne la taille de défaut maximale admissible dans une pièce soumise à des sollicitations mécaniques et est donc fondamentale pour les études basées sur l'utilisation de la mécanique élastique linéaire de la rupture. Elle peut néanmoins s'avérer délicate à évaluer, notamment pour certains types de matériaux dont le rapport de la limite d'élasticité au module d'Young est particulièrement faible [15]. C'est par exemple le cas des aciers à faible limite d'élasticité dont le P265GH fait partie. Ces difficultés sont liées au fait qu'une détermination correcte de la ténacité ne peut être obtenue que si la rupture a été obtenue majoritairement sous un état de déformations planes. Or cet état se retrouve au centre de pièces épaisses, l'état de sollicitation retrouvé en surface ou de manière généralisée dans les plaques minces étant un état de contraintes planes (c'est par le cas des éprouvettes CCT décrites précédemment). La prédominance de cet état de déformations planes est avérée après rupture si le rapport entre la surface de rupture totale et la surface caractéristique d'une rupture sous contraintes planes est supérieur à 2,5. En termes de largeur B d'éprouvette, cela revient à observer l'inégalité

$$B > 2,5 \left(\frac{K_{Ic}}{R_e} \right)^2 \quad (I.34)$$

la valeur de K_{Ic} n'étant bien entendu pas connue. Si l'on considère que celle-ci est supérieure à $60 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ [51], l'épaisseur de l'éprouvette nécessaire à la conduite valable d'essais de mesure de ténacité dépasse les 100 mm (Figure I.46). Cette épaisseur minimale augmentant avec le carré de la ténacité présupposée du matériau, plusieurs problèmes peuvent rapidement se poser ; outre les capacités des machines nécessaires à la rupture qui peuvent rapidement devenir conséquentes, l'épaisseur de notre plaque de matière est égale à 25 mm et on ne peut ainsi pas y prélever d'éprouvette d'épaisseur supérieure. L'augmentation de l'épaisseur des plaques de P265GH fabriquées étant accompagnée d'une diminution de leur limite d'élasticité, d'après l'équation (I.34) le problème subsisterait d'ailleurs en essayant de le contourner.

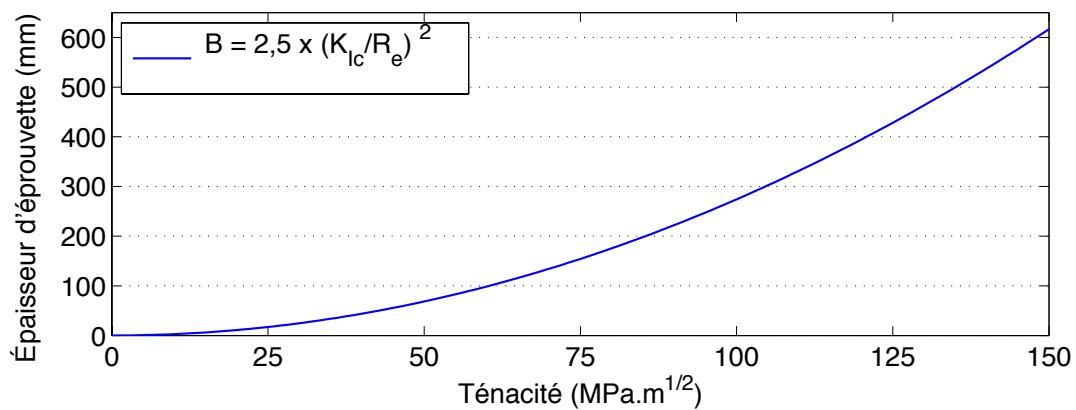


Figure I.46 : Évolution de l'épaisseur minimale d'éprouvette nécessaire à la conduite d'essais de ténacité valables en fonction de la valeur de la ténacité pour un acier de limite d'élasticité égale à 302 MPa

Il nous a donc fallu opter pour une estimation de cette quantité à partir de formules d'équivalence présentes dans la littérature et basées notamment sur les données de résilience. En effet, les essais *Charpy* ont été historiquement très employés afin de caractériser la capacité des matériaux à emmagasiner de l'énergie sans se rompre en raison de leur simplicité de mise en œuvre. Avec l'expansion de la mécanique élastique linéaire de la rupture et la capacité de ramener la réponse d'une structure fissurée à la seule grandeur *facteur d'intensité des contraintes* et sa valeur critique la *ténacité*, certains auteurs [51] se sont intéressés à trouver des équivalences entre les deux grandeurs. Il s'agit en effet du seul paramètre permettant de caractériser la résistance d'un matériau à la rupture brutale en mécanique de la rupture. Ces formules étant empiriques, chacune d'entre elles est soumise à des conditions d'application. Ces restrictions concernent la température d'utilisation du matériau (partie haute ou basse de la courbe de transition fragile/ductile), sa limite d'élasticité R_e et sa résilience KV . Ainsi, celle proposée par Barsom et Rolfe [52] se rapproche le plus de notre cas d'application

$$\left(\frac{K_{Ic}}{R_e} \right)^2 = 0.64 \left(\frac{KV}{R_e} \right) - 0.01 \quad (I.35)$$

Trois essais de résilience ont donc été conduits à température ambiante [53] sur des éprouvettes à entaille en V (type A) dont les plans de prélèvement et d'usinage sont visibles en Annexe A et Annexe D. Ces essais ont présenté une dispersion nulle autour d'une valeur moyenne de résilience KV (*i.e.* d'énergie absorbée) de 110 (J).

Comme précisé, l'équation (I.35) est la formule d'équivalence qui s'applique le mieux à notre cas d'étude ; elle donne une valeur de ténacité $K_{Ic_{eq}}$ de $143 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ à partir les résultats des essais de résilience réalisés. Cependant il est à noter que la limite d'élasticité de l'acier P265GH se situe en deçà de la borne inférieure préconisée dans l'application de la formule. D'autre part il peut être intéressant d'appliquer les autres formules de la littérature [51] à notre cas afin d'évaluer la dispersion résultante sur la valeur de la ténacité équivalente obtenue. Ce dernier point permet d'estimer une erreur potentiellement commise en cas de mauvaise application de ces équivalences. L'opération conduite sur 6 formules a mené à l'obtention de valeurs comprises entre 121 et $230 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$, c'est-à-dire nettement supérieures à la borne inférieure obtenue expérimentalement au cours des essais de fissuration sur éprouvettes CCT. L'importance de la qualité d'évaluation de ce paramètre sera discutée dans le Chapitre III.

1.6. Synthèse et discussion des résultats

Le choix de l'acier non allié laminé P265GH comme matériau d'étude a été effectué en accord avec les objectifs industriels de la thèse et les moyens de détection mis en œuvre et présentés plus loin. Une caractérisation microstructurale en a été effectuée suivant les trois plans de symétrie de la plaque de matière à notre disposition. Une reconstitution tridimensionnelle a permis de mettre en évidence une structure de type ferrito-perlitique avec répartition en bande de la perlite dans l'épaisseur. Aucune trace de texture liée au procédé d'obtention par laminage n'ayant été révélée, le P265GH a été considéré comme isotrope transverse. Des mesures de dureté surfaciques et filiations de microdureté dans l'épaisseur de la plaque sont venues confirmer cette hypothèse ainsi que son homogénéité, notamment à l'échelle dans l'épaisseur où aucune évolution des propriétés mécaniques n'a été observée. Cette dernière remarque est vraie en se plaçant à une échelle supérieure à celle du grain puisque la répartition des bandes de perlite dans la ferrite donne lieu à des disparités localisées.

Des essais de traction ont été conduits en-dessous de la limite d'élasticité minimale prévue par le fournisseur puis jusqu'à rupture sur des éprouvettes prélevées dans le plan de laminage suivant trois orientations par rapport celle-ci. Ils ont permis d'obtenir les valeurs statistiques du module d'Young, de la limite d'élasticité et de la résistance mécanique en traction du P265GH une nouvelle fois sans mettre en évidence de lien significatif entre les valeurs obtenues et la direction de prélèvement.

Trois campagnes d'essais ont été mises en place afin de déterminer la loi de fissuration de l'acier P265GH de manière probabiliste. Ces essais ont été suivis par corrélation d'images numériques, permettant d'obtenir des mesures de champ plutôt que de simples mesures ponctuelles d'ouverture de fissure. La qualité de ces mesures a été étudiée, conduisant à l'évaluation d'une incertitude contenue pour l'ensemble des

configurations expérimentales aux alentours de quelques dixièmes de micromètres. L'exploitation dans un second temps de ces mesures de champ a permis d'identifier par une méthode des moindres carrés les champs de la mécanique élastique linéaire de la rupture correspondant. Nous avons pu grâce à cela obtenir des mesures directes de l'amplitude du facteur d'intensité des contraintes et une estimation précise des positions de pointes de fissure. Ces champs, décrits analytiquement par la série de Williams, ont fait l'objet d'une étude paramétrique afin de déterminer les paramètres d'identification les plus pertinents. L'ensemble des couples de courbes d'évolution de longueur de fissure et de facteur d'intensité des contraintes résultants a été exploité afin d'obtenir les coefficients des lois de fissuration avec et sans seuil. Des indicateurs de qualité basés sur les résidus d'ajustement aux différentes étapes ont été mis en place, mettant en avant des erreurs moyennes faibles et permettant la discrimination des jeux de paramètres conduisant à de mauvais résultats.

Il est ressorti de l'observation des résultats une difficulté d'établir une règle générale de choix de paramètres pour plusieurs raisons. Tout d'abord certains jeux peuvent diminuer les résidus d'identification des champs de la MELR tout en augmentant ceux de la loi de fissuration. De plus les conclusions s'appliquant dans notre cas notamment concernant la taille optimale de masque extérieur, appréciée ici à $a/2$ pour des raisons de qualité et de robustesse, pourraient se révéler différentes avec un grossissement optique différent.

Des valeurs statistiques et des histogrammes ont toutefois été obtenus pour les paramètres des lois de fissuration ciblées à partir de près de 2400 résultats. Ceux-ci serviront de base au modèle de prévision probabiliste de comportement en fatigue de pièces fissurées développé dans ces travaux (Chapitre III).

Les essais ont été conduits sur deux lots d'éprouvettes différents (issus du même lot matière) et deux moyens d'essai différents à deux moments différents de la thèse donc avec un retour d'expérience différent. Malgré les efforts mis en œuvre pour rester cohérent et maximiser la qualité des essais dans tous les cas, cela a dans une certaine mesure mis en avant une dispersion sur les paramètres identifiés fonction de la configuration expérimentale.

Enfin les paramètres C et m étant les coefficients de la loi de Paris du matériau, leur identification est concomitante et une corrélation peut être pressentie entre les valeurs obtenues. Afin de s'en assurer, nous pouvons effectuer le calcul du coefficient de corrélation linéaire décrit par (I.31) au paragraphe I.5.3.d. La valeur $\sigma_{cn} = -0,9$ obtenue montre la forte anticorrélation existant entre les deux coefficients de la loi de fissuration et une exploitation individuelle des distributions de ces paramètres serait incorrecte. Cette remarque sera en particulier de premier ordre lorsque la question de générations stochastiques de lois de fissuration sera évoquée pour effectuer les calculs de propagation dans le modèle.

Remarque 1 : La matrice de covariance aurait également pu être appliquée aux données de l'étude paramétrique menée dans ce chapitre. Les corrélations potentielles intra-paramètres et celles entre ces derniers et les résultats, à savoir les coefficients de la loi de fissuration et les résidus auraient pu alors être évaluées.

Remarque 2 : Bien que les résultats aient été regroupés par éprouvette dans le Tableau I.11, la démarche suivie dans ces travaux a été de traiter chaque lèvres de fissure sur une face d'éprouvette comme une fissure à part entière dans la détermination des lois de fissuration. Traiter l'évolution moyennée des lèvres de chaque éprouvette comme le préconise [27] aurait pu être intéressant à titre de comparaison. Les valeurs moyennes des

paramètres n'auraient probablement pas été affectées mais il en aurait peut-être été autrement pour les dispersions.

Chapitre II : Méconnaissances sur la morphologie de fissure amorcée sur un défaut artificiel

II.1. Avant-propos

En guise d'introduction tentons d'éclaircir cette question : qu'est-ce qu'une incertitude de géométrie ? Si l'on se place dans le cas d'une installation industrielle, les incertitudes géométriques peuvent prendre différentes formes. Elles peuvent par exemple concerner un défaut d'épaisseur dans une partie d'une pièce (par exemple liée à la corrosion), ou encore un défaut d'alignement de deux pièces ou parties de tubes soudées entre elles.

Dans le cas des travaux menés au cours de cette thèse, seules des éprouvettes usinées sur plan tolérancé et conservées dans des conditions telles qu'elles ont été préservées de la corrosion ont été étudiées (Annexe A et Annexe E). Nous pouvons par conséquent considérer que les défauts précédemment cités ne s'appliquent pas à notre cas. Nous traiterons dans ce qui suit de plusieurs types d'incertitude. Parmi celles-ci nous pouvons tout d'abord citer les incertitudes liées aux trajets de fissuration. En effet, en fonction de facteurs tels que la direction de chargement (dans notre cas l'alignement de l'éprouvette sur la machine par exemple) et les dispersions locales de propriétés du matériau, la morphologie de la fissure peut être amenée à évoluer au cours de la propagation. Ainsi, si notre approche du point de vue de la modélisation consiste à considérer le cas d'une fissure semi-elliptique plane, il se peut que celles observées lors des essais réalisés ne possèdent pas réellement d'axe de symétrie ou encore commencent à bifurquer au bout d'une certaine longueur. Par ailleurs, toutes les fissures sont détectées, observées et mesurées par des moyens qui induisent une erreur de description plus ou moins importante. Enfin, un point important de la démarche mise en œuvre dans les travaux présentés est la corrélation prévision / essais.

Une méthode expérimentale a donc été mise en place afin d'amorcer puis propager sous sollicitations cycliques des fissures représentatives de situations industrielles. Cette méthode sera décrite après la présentation des moyens de mesure utilisés pour l'acquisition des données nécessaires à la description de la morphologie de ces fissures. La méthode d'étalonnage de ces moyens ainsi que la détermination des incertitudes correspondantes seront alors notamment précisées. Enfin, les résultats expérimentaux obtenus grâce au suivi d'essais de fissuration seront exploités et l'évolution des morphologies de front de fissure obtenue par leur recoupement sera étudiée.

II.2. Méthodes de mesure par ultrasons

II.2.1. Principes de base

Il existe de nombreuses méthodes de contrôle non destructif (CND). Quelle que soit leur nature, les contrôles non destructifs ont pour but de contrôler des pièces ou des structures, en sortie de chaîne de production ou au cours de leur vie, afin de vérifier si elles correspondent bien au cahier des charges. Ce type de contrôle est utilisé sans nuire à l'intégrité de la structure contrôlée, par opposition aux contrôles destructifs. Les contrôles réalisés par des méthodes utilisant l'émission d'ultrasons figurent notamment en bonne position parmi les plus utilisées [54]. Ce type de contrôle consiste généralement en l'émission d'ondes de fréquence caractéristique comprise entre 2 MHz et 20 MHz dans une pièce et de mesurer l'intervalle de temps compris entre l'émission des ondes et la réception d'échos induits. De nombreux matériaux peuvent être soumis à ce type de contrôle notamment les matériaux polymères, composites et métalliques.

Le principe de base (Figure II.1) est l'utilisation d'un transducteur, c'est-à-dire une pastille d'élément piézoélectrique servant de générateur d'ondes ultrasonores de fréquence nominale égale à sa fréquence de résonance à partir de la réception d'un signal électrique. Le générateur/capteur ultrasonore dans son ensemble formé par cette technologie, aussi appelé traducteur (ou *palpeur*), est positionné dans un sabot en polymère jouant un rôle de protection et potentiellement d'orientation de celui-ci par rapport à la surface de la pièce à analyser. Le comportement des ondes ultrasonores suit celles de l'optique géométrique : un faisceau se propage en ligne droite dans un milieu infini, homogène et isotrope ; son parcours (et sa nature dans le cas d'une onde élastique) peu(ven)t être modifié(s) à la rencontre d'une interface. Ainsi à chacune d'entre elles (interface traducteur – sabot, interface sabot – pièce), le changement d'impédance acoustique accompagnant le changement de milieu de propagation donne lieu à la création d'une onde réfléchie et d'une onde réfractée. L'impédance de l'air étant très petite devant celle des solides, il est nécessaire de disposer à ces endroits un fluide couplant entre les deux milieux afin de pouvoir transférer une partie de l'énergie d'un milieu vers le suivant (rapport des impédances égal à 20 entre l'acier et la glycérine et supérieur à 10^5 entre l'acier et l'air). Rappelons en effet que l'énergie transmise entre deux milieux augmente d'autant plus que leur impédance acoustique est proche. L'énergie réfléchie dans le premier suit donc l'évolution inverse.

La caractéristique de quasi-nullité de l'impédance acoustique de l'air constitue par ailleurs la base de la technique de contrôle par émission d'ultrasons. La Figure II.1 illustre en effet la propagation d'une onde ultrasonore dans un solide homogène. Celle-ci se propage dans le milieu à partir de la face supérieure d'où elle est émise, jusqu'à rencontrer la face inférieure. Cette face étant en contact avec l'air, la quasi-totalité de l'énergie est réfléchie et l'écho d'onde retourne vers le traducteur. Le cas décrit ici est un cas d'école idéalisé d'un matériau parfaitement homogène et où les caractéristiques géométriques de la face inférieure n'influencent pas la trajectoire de l'onde. La méthode de contrôle par ultrasons exploite justement les perturbations de parcours des ondes émises liées à la présence d'inhomogénéités dans les milieux contrôlés. Les méthodes dites par réflexion en particulier révèlent la présence de défauts en observant les altérations d'échos d'onde, typiquement une diminution voire une perte du signal ou une augmentation de temps de parcours.

Chaque altération se voit ainsi la signature d'une famille de défauts observée : porosité, fissure, perte d'épaisseur ou pique de corrosion, etc.

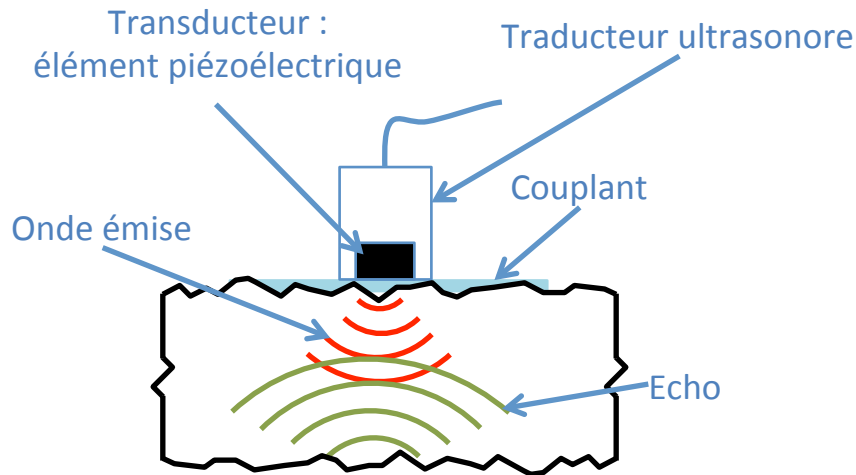


Figure II.1 : Schéma de principe du contrôle par ultrasons

De même que le contrôle par ultrasons peut s'effectuer par réflexion ou par transmission d'onde selon le type d'application, il peut également être mis en place avec un capteur unique, jouant alternativement le rôle d'émetteur et de récepteur (Figure II.2.a) ou avec des capteurs d'émission et réception séparés, jouant chacun un rôle prédéfini (Figure II.2.b). Dans tous les cas, l'observation du comportement des ondes émises est effectuée par l'intermédiaire d'un appareil de type oscilloscope, traduisant sur un diagramme l'amplitude des signaux ultrasonores émis et reçus en fonction de leur temps d'arrivée sur leur transducteur. Ce type de diagramme est appelé A-Scan [54].

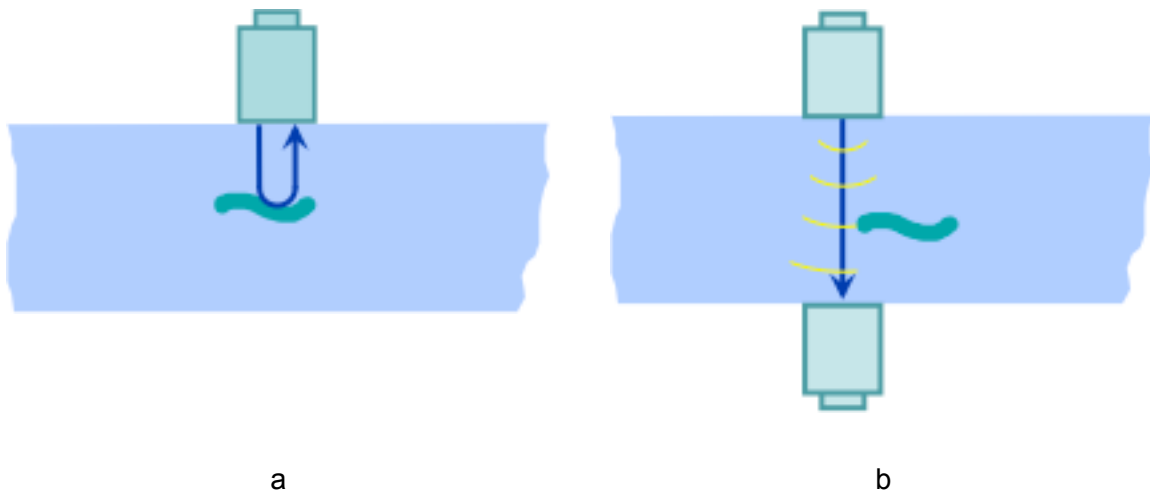


Figure II.2 : Illustration du contrôle ultrasonore (a) par réflexion et (b) par transmission

D'autres technologies plus évoluées existent également pour l'utilisation d'ultrasons comme moyen de contrôle. Nous pouvons citer parmi celles-ci les méthodes de contrôle par transducteurs multiéléments, constitués d'une matrice de plusieurs transducteurs piézoélectriques. Cette méthode, en appliquant des lois de retard d'émission d'ondes judicieuses à certains éléments, permet de modifier l'orientation et la focalisation du faisceau ultrasonore émis dans le milieu contrôlé, générant potentiellement un gain de temps et de

résolution de l'information [55]. La variation contrôlée de la loi de retard appliquée aux transducteurs permet par conséquent un balayage du volume et la visualisation en coupe de celui-ci présentant en échelle de couleur l'amplitude du signal reçu en fonction de la localisation spatiale. Ce type de représentation, appelée E-Scan ou S-Scan selon le type de balayage employé, est celle communément obtenue en échographie médicale.

Malgré le changement de technologie nécessaire à la mise en application de cette méthode de contrôle, l'ensemble des techniques présentées jusqu'ici sont basées uniquement sur les mêmes propriétés ; celles de réflexion et de réfraction des ondes lors de la rencontre d'une interface entre deux milieux, issues des lois de Snell-Descartes appliquées aux ondes élastiques. Il existe cependant une technique de contrôle ultrasonore, appelée TOFD, et basée sur une autre propriété des ondes issue cette fois du modèle de Huygens-Fresnel et analogue aux lois de l'optique physique : la diffraction. L'acronyme TOFD provient en effet de l'anglais *Time Of Flight Diffraction*, communément traduit en français par *mesure du temps de vol de l'onde diffractée*.

La théorie de Huygens-Fresnel est basée sur la considération qu'une onde se propage de proche en proche. Dans cette description phénoménologique, chaque point de l'espace atteint par une onde se comporte comme une source secondaire et émet à son tour une onde élémentaire sphérique (*i.e.* dont le front d'onde est sphérique) de phase identique à l'onde incidente. L'onde totale résultant de cette propagation élémentaire est constituée de la somme des ondelettes émises. Dans l'application au contrôle par ultrasons, ce phénomène est exploité pour détecter les défauts dans le matériau contrôlé. Ainsi lorsque l'onde issue du transducteur émetteur rencontre une discontinuité, chaque point de celle-ci réémet une onde élémentaire sphérique, chacune de même fréquence et même phase que l'onde incidente. En particulier, cela se traduit par l'émission vers le transducteur récepteur d'une onde par les coins de la discontinuité.

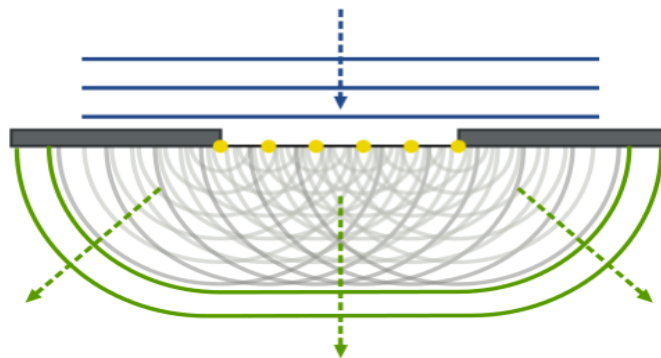


Figure II.3 : Représentation du phénomène de diffraction d'onde au passage d'une fente ; chaque point de celle-ci recevant l'onde incidente réémet une onde sphérique. La somme de toutes les contributions forme l'onde résultante

II.2.2. Cas particulier du TOFD (Time Of Flight Diffraction)

II.2.2.a. *Mise en œuvre*

Le principe du TOFD, évoqué en fin de paragraphe II.2.1, est illustré sur la Figure II.4 avec la représentation d'un système typique de contrôle. On y voit la présence des deux transducteurs d'émission et de réception d'onde ultrasonore, ainsi que les trajets en rouge des ondes émises et leur réflexion sur le fond de la pièce. Elles sont ensuite reçues par le second transducteur, dédié à la réception, qui convertit l'énergie acoustique en signal électrique. Ces ondes sont généralement longitudinales (ou de compression), plus énergiques et rapides que les ondes transversales (ou de cisaillement) et moins sensibles à l'orientation des défauts. (Figure II.5)

L'onde représentée en bleu est une onde de même nature, mais issue de l'émission d'une onde sphérique par le bord du transducteur émetteur en même temps que celle représentée en rouge. C'est donc une onde de plus faible énergie mais se propageant en ligne droite entre les deux transducteurs et possédant par conséquent le temps de vol le plus court dans la pièce. Appelée *onde latérale*, son temps de vol sert de référence pour les mesures de profondeur à partir des temps de vol des éventuelles indications relevées ou de l'écho de fond. Notons la présence d'un système de fixation des deux transducteurs entre eux afin de maintenir constant leur écartement et par la même occasion le temps de vol de l'onde latérale. Cette distance caractéristique, appelée PCS en anglais pour *Probe Centre Separation* ou EPE pour *Écartement des Points d'Émergence* en français fait partie des degrés de liberté de la configuration TOFD à mettre en place et à définir avant le début de l'inspection.

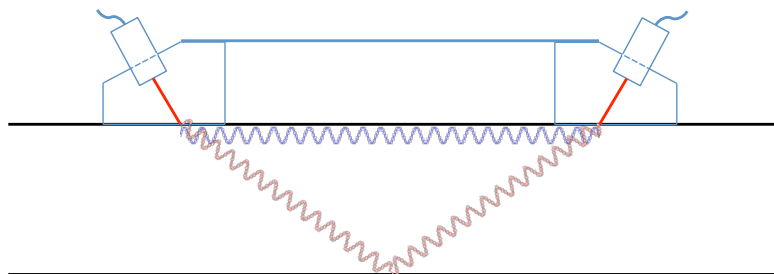


Figure II.4 : Illustration d'un montage TOFD élémentaire et des propagations d'ondes générées

C'est la mesure du temps de vol de cette onde de diffraction à l'intérieur de la pièce qui permet de déduire la profondeur de l'indication. Trois types de discontinuités sont observables : celles débouchant en surface supérieure, celles débouchant en surface inférieure ou celles internes. Dans le cas d'une discontinuité débouchant sur l'une des deux faces de contrôle une seule indication de position est visible, correspondant à la fin de la discontinuité dans le volume contrôlé. Dans le cas d'une discontinuité de hauteur non mesurable, typiquement une porosité, le même cas de figure est rencontré. Dans le cas d'une discontinuité de hauteur suffisante intégralement immergée, le temps de vol des ondes de diffraction issues du bord inférieur et du bord supérieur sont tous les deux utilisés pour caractériser la hauteur du défaut. Dans le cas où une telle discontinuité n'est pas normale à la surface, deux échos de diffraction seront également constatés mais des balayages supplémentaires seront nécessaires pour ne pas commettre d'erreur sur la hauteur.

Dans l'application au contrôle par ultrasons, l'exploitation du phénomène de diffraction vient en renfort de celle du phénomène de réflexion pour détecter les défauts dans le matériau contrôlé. Or l'exploitation de ces deux phénomènes comme indications fait du TOFD un moyen de détection particulièrement performant par rapport aux autres méthodes de contrôle ultrasons par réflexion ou par transmission uniquement [54]. L'observation du phénomène de diffraction par une arête est en effet peu sensible à l'orientation de celle-ci par rapport à l'onde incidente contrairement à l'observation d'une réflexion (détection lorsque le défaut est quasi perpendiculaire au faisceau incident). L'amplitude relative des ondes diffractées issues de la rencontre d'ondes longitudinales avec une discontinuité en fonction de leur angle d'incidence avec celle-ci est d'ailleurs indiquée sur la Figure II.5. On peut se rendre compte que hormis pour deux angles critiques valant 39 et 90 degrés, une onde diffractée peut résulter de la rencontre d'une onde longitudinale avec une discontinuité. Des valeurs d'angles d'incidence optimales maximisant l'énergie de l'onde diffractée générée (pics observables sur la Figure II.5) sont toutefois observables pour 19, 65 et 109 degrés (lignes en pointillés rouges).

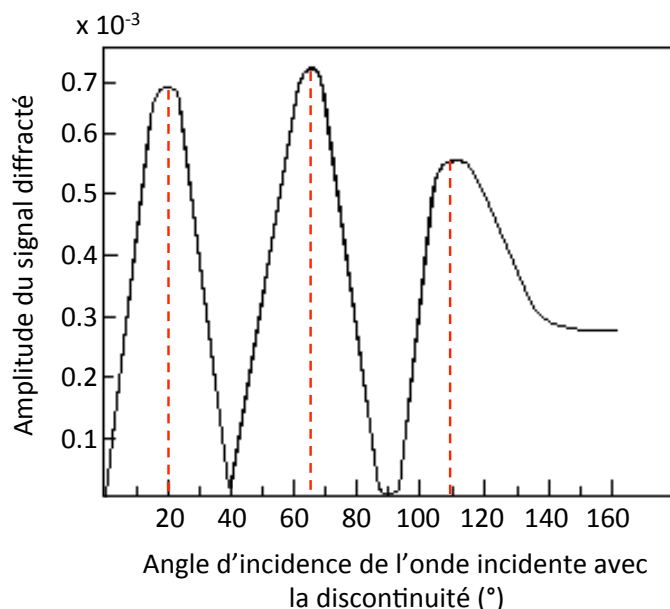


Figure II.5 : influence de l'angle d'incidence du faisceau ultrasonore par rapport à une discontinuité sur l'énergie de l'onde diffractée typiquement observable dans un acier

En basant la détection d'un défaut sur l'observation de(s) onde(s) diffractée(s) à son(ses) extrémité(s) et non sur une amplitude d'énergie transmise ou réfléchi permet de plus de s'affranchir d'une partie des problèmes de couplage. L'exploitation des ondes de conversion de mode, c'est-à-dire les ondes de cisaillement générées à l'interface sabot – surface de pièce et de leurs diffractions éventuelles peut également aider à la détection et / ou caractérisation de défauts. Enfin, puisque qu'il s'agit d'une méthode de contrôle avec émission et réception séparées, utilisant des transducteurs large bande, la taille de la zone insonifiée par un contrôle TOFD peut être importante. En association avec une meilleure exploitation de cette zone qu'avec une technique traditionnelle, cette technique permet un nombre réduit de passages. Pour rappel, la largeur de bande est généralement mesurée à un taux d'atténuation de -6 dB par rapport au pic maximal de puissance fourni par le transducteur. Elle représente la largeur du spectre des fréquences émises par celui-ci au

niveau d'atténuation défini. En prenant en compte la dépendance des indices de réfraction à la longueur d'onde incidente, une bande passante large favorise donc dans le cas des transducteurs ultrasonores l'ouverture du faisceau émis dans la pièce insonifiée.

À l'inverse, la faible quantité d'énergie émise par les ondes de diffraction par rapport aux ondes réfléchies constitue le principal inconvénient de cette technique et ce pour plusieurs raisons. Tout d'abord l'atténuation du signal lors du parcours peut devenir handicapant plus rapidement que pour les ultrasons conventionnels. Pour cette raison, les matériaux à microstructure trop grossière sont notamment contre-indiqués à la pratique de cette méthode. Les documents normatifs trouvent donc leur domaine d'application dans les aciers non alliés à faiblement alliés [36, 56, 57]. Enfin, ce faible taux de restitution d'énergie limite le domaine fréquentiel par rapport aux techniques ultrasonores décrites plus haut ; la gamme de fréquence du TOFD est en général comprise entre 2 MHz et 15 MHz. Le choix judicieux et la configuration d'un transducteur constituent dans ces conditions des paramètres importants du réglage de l'équipement afin de maximiser le rapport signal sur bruit. Ils déterminent également dans une large mesure la précision générale et la couverture de la zone d'intérêt du montage.

La Figure II.6 présente une configuration TOFD type avec les principales caractéristiques du faisceau ultrasonore et les paramètres pouvant les influencer. Ainsi parmi les principaux degrés de liberté d'une telle configuration nous retrouvons : le PCS, évoqué précédemment ; l'inclinaison du sabot déterminant l'angle ψ de réflexion du faisceau dans la pièce ; le diamètre et la fréquence nominale de l'élément piézoélectrique qui déterminent tous les deux la divergence du faisceau représentée par l'angle θ sur la Figure II.6. Cet angle représente la divergence du faisceau à une fréquence d'atténuation des transducteurs de -6 dB. Pour maximiser θ et sachant que la diffraction des faisceaux est peu sensible à l'angle d'incidence, seuls les transducteurs large bande sont utilisés pour les contrôles TOFD. Les zones mortes représentées sont également un paramètre important de la configuration. Elles sont la conséquence de la largeur du signal d'onde latérale et d'écho de fond arrivant sur le récepteur et dont l'énergie, bien plus importante que celle d'une onde diffractée, peut masquer la présence d'une signature de défaut.

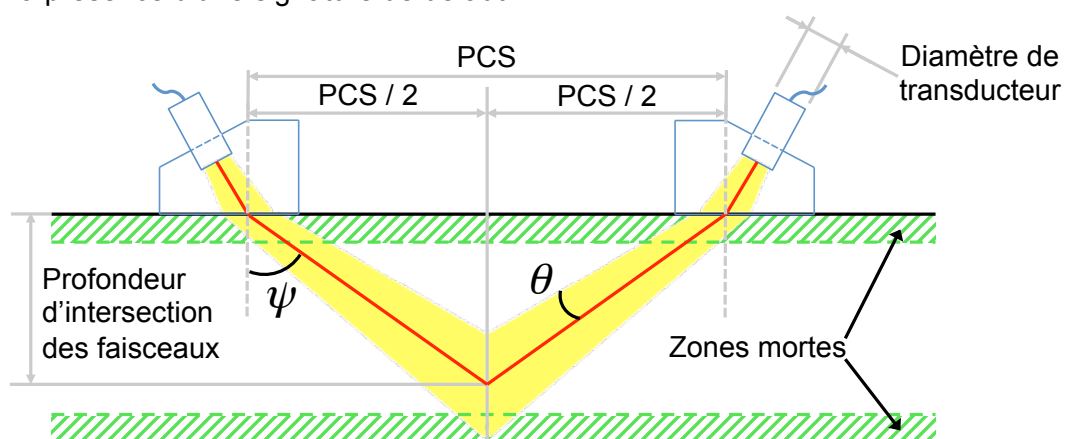


Figure II.6 : Représentation d'une configuration TOFD type. Les principaux degrés de liberté et valeurs caractéristiques sont indiqués

La Figure II.7, en complément de la Figure II.6, illustre l'effet des degrés de liberté cités sur les caractéristiques évoquées du faisceau ultrasonore dans la pièce. Nous pouvons voir que la zone insonifiée sur la Figure II.7.a est plus importante que sur la Figure II.6, pour une

profondeur d'intersection des faisceaux identique. Ce gain est ici la conséquence d'une diminution de la taille de l'élément piézoélectrique combinée à une fréquence nominale plus faible de celui-ci. La contrepartie du gain de zone couverte est l'augmentation nette des hauteurs de zone morte proches de la surface et du fond de la pièce, nuisible à la détection de défauts situés à ces endroits. De plus la densité d'énergie contenue dans ces faisceaux est plus faible que pour la configuration précédente et implique un rapport signal sur bruit également diminué donc une perte potentielle d'information. *A contrario*, des balayages à fréquence d'essai plus élevée peuvent être préférés dans le but d'obtenir une résolution de détection plus élevée et une meilleure précision de dimensionnement et une zone morte moins importante. Cela s'effectue toutefois une nouvelle fois aux dépens d'un rapport signal sur bruit diminué en raison d'une augmentation du bruit de structure et d'une atténuation plus importante du signal. Sur la Figure II.7.b, le PCS a été diminué, l'angle ψ de réflexion augmenté, toute autre caractéristique égale par ailleurs. La taille des zones mortes n'a ainsi pas évolué par rapport à la Figure II.6, mais la hauteur du point d'intersection des faisceaux a été modifiée, ne couvrant plus que la moitié supérieure de la pièce.

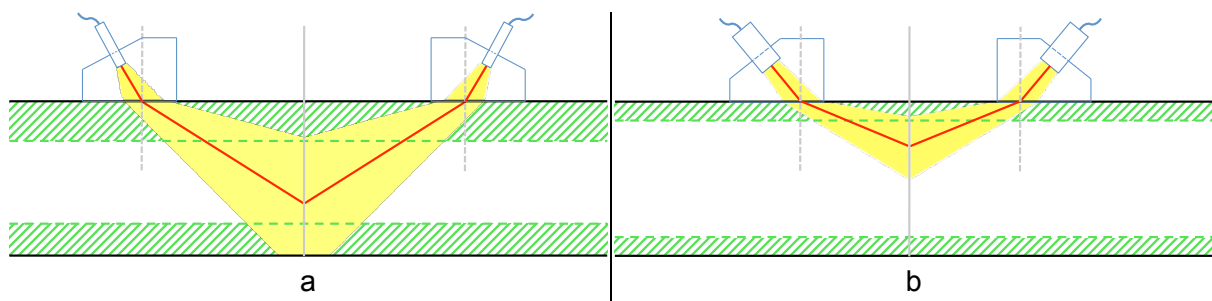


Figure II.7 : Modification de la configuration TOFD par rapport à la Figure II.6 : (a) variation de la divergence de faisceau US en réduisant la taille et / ou la fréquence nominale du transducteur ; (b) variation de la profondeur d'intersection des faisceaux US en réduisant l'écart aux points d'émergence et / ou en modifiant l'angle d'incidence des traducteurs

La zone couverte par le contrôle est aisément calculable à l'aide des formules d'Airy et de Snell-Descartes, mais afin d'optimiser la qualité des réglages du dispositif les documents normatifs, notamment [36], offrent des recommandations largement respectées dans l'industrie sur la configuration à appliquer en fonction de l'épaisseur approximative du volume contrôlé. Il est notamment noté qu'une efficacité maximale de diffraction est observée lorsque l'angle formé par l'intersection des axes (imaginaires) des faisceaux est d'environ 120° . Il convient donc de disposer les traducteurs de telle sorte que les axes des faisceaux se croisent à peu près à cet angle dans la zone de profondeur susceptible de présenter des discontinuités. Les configurations recommandées sont présentées dans le Tableau II.1.

Epaisseur de paroi (mm)	Fréquence centrale (MHz)	Taille du cristal (mm)	Angle nominal du traducteur (degrés)
$e < 10$	10 à 15	2 à 6	50 à 70
$10 < e < 30$	5 à 10	2 à 6	50 à 70
$30 < e < 70$	2 à 5	6 à 12	45 à 60

Tableau II.1 : Recommandations de configuration optimales en fonction de l'épaisseur du volume à contrôler [36]

Un dernier réglage permet enfin de rendre les signaux exploitables par l'utilisateur de cette technique. Le gain à appliquer aux signaux réceptionnés par le second transducteur permet de rendre les informations issues des ondes diffractées détectables. Un compromis est une nouvelle fois à effectuer afin de conserver un rapport signal sur bruit acceptable et de ne pas augmenter les tailles de zones mortes en saturant les signaux d'onde latérale et d'écho de fond.

II.2.2.b. Exploitation

En plus de la spécificité de la méthode par mesure de temps de vol d'ondes diffractées de ne pas baser les détections sur l'observation d'ondes réfléchies, la représentation des cartographies TOFD diffère également de celles des autres techniques. En effet, bien que toutes les mesures de hauteur s'effectuent sur les cartographies de type A [56], le TOFD s'appuie en complément sur une représentation supplémentaire du volume contrôlé, appelée représentation de type B, ou B-Scan. Cette représentation, illustrée sur la Figure II.8, convertit les amplitudes d'ondes reçues (A-Scans) en termes d'échelle de couleurs. Ainsi chaque image A-scan est remplacée par une colonne codée par convention en niveaux de gris, les amplitudes négatives allant vers le noir et les positives vers le blanc. L'axe des abscisses d'une représentation de type B traduit le déplacement des transducteurs suivant le trajet de contrôle. Ce type de visualisation permet d'obtenir une représentation en coupe de la zone contrôlée et de faciliter la détermination de la largeur de la discontinuité. La traçabilité du contrôle s'en trouve également améliorée. Ce mode de représentation nécessite l'installation d'un système de déplacement des transducteurs avec acquisition des signaux pour chaque position de ceux-ci.

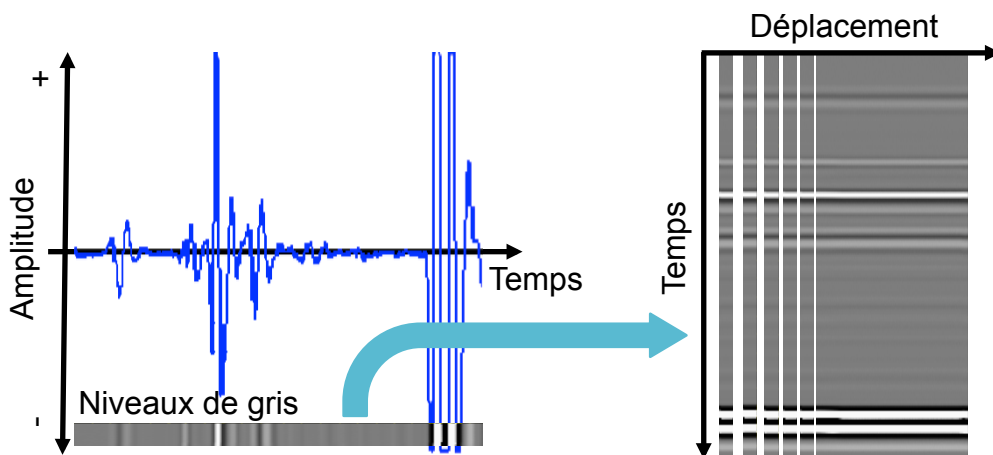


Figure II.8 : Illustration de la différence entre la représentation de type A et la représentation de type B d'un signal ultrasonore

Pour les raisons de qualité et de traçabilité évoquées plus haut la technique de contrôle par TOFD a vu sa popularité largement augmenter depuis quelques années. Cette progression a été soutenue ces dernières années par l'apparition depuis 2009 de plusieurs normes européennes et internationales encadrant sa mise en application [36, 56, 57]. Elle est notamment indiquée dans le cas du contrôle de soudures où les deux

traducteurs sont placés de part et d'autre de celle-ci et les gains exposés précédemment sont particulièrement notoires.

L'exploitation des cartographies TOFD se base sur un certain nombre de principes fondamentaux. Tout d'abord, dans ce type de contrôle l'onde latérale représente la face de sondage de la pièce et l'écho de fond correspond à la surface opposée de la pièce. Une altération de l'un de ces deux signaux traduit donc la présence d'un défaut débouchant sur l'une des deux faces. Les échos intermédiaires compris entre l'onde latérale et l'écho de fond sont représentatifs des signaux diffractés et réfléchis. L'utilisation pour les contrôles TOFD de signaux non redressés permet par l'information d'inversion de phase de déterminer les coins haut et bas des défauts détectés. Ces principes sont présentés sur la Figure II.9.

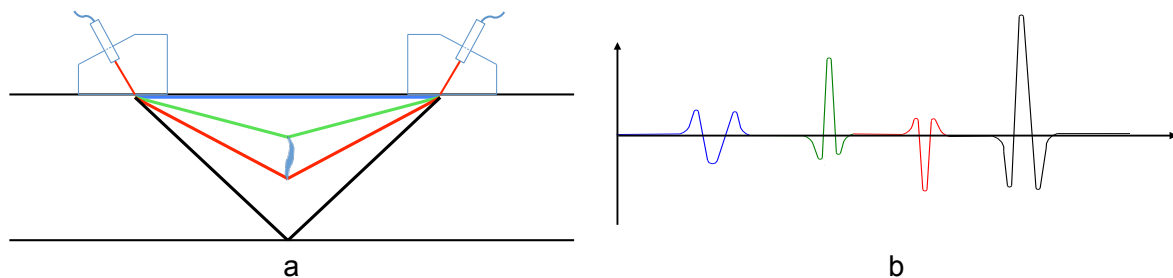


Figure II.9 : Trajets des signaux types d'un contrôle ultrasons par TOFD et traduction de ceux-ci sur une représentation de type A

Outre l'interprétation des signaux ultrasonores reçus lors d'un contrôle TOFD, être en mesure d'évaluer la position des indications dans le volume contrôlé est fondamental. Le calcul de ces positions s'effectue à partir des paramètres géométriques du volume contrôlé et de la configuration TOFD ainsi que de la vitesse de propagation des ondes dans le matériau insonifié. Le temps de vol d'une onde diffractée sur un point M situé au centre des transducteurs à une profondeur p s'écrit

$$t_{dM} = 2 \frac{\sqrt{\left(\frac{PCS}{2}\right)^2 + p^2}}{V_{Lmat}} + 2t_s \quad (II.1)$$

avec PCS la distance entre les points d'émergence des transducteurs, t_s de temps de parcours de l'onde ultrasonore dans le sabot et V_{Lmat} la vitesse d'une onde longitudinale dans le matériau contrôlé.

Si l'on soustrait à cette quantité le temps de vol de l'onde latérale

$$t_{lat} = \frac{PCS}{V_{Lmat}} + 2t_s \quad (II.2)$$

le temps de vol relatif de l'onde diffractée au point M devient

$$\Delta t_{dM} = 2 \frac{\sqrt{\left(\frac{PCS}{2}\right)^2 + p^2} - \left(\frac{PCS}{2}\right)}{V_{Lmat}} \quad (II.3)$$

Cette nouvelle expression permet de s'affranchir du *temps de retard* provenant du parcours des ondes ultrasonores dans les sabots des transducteurs ainsi que des éventuelles

variations d'épaisseur du couplant utilisé pour conduire les ondes. Ces quantités pouvant s'avérer compliquées à évaluer, le temps de vol de l'onde latérale est toujours pris comme référence pour le calcul du temps de vol des ondes diffractées. À partir de (II.3) il est possible d'évaluer la profondeur p d'une discontinuité en connaissant le temps de vol de l'onde diffractée qui en est issue

$$p = \sqrt{\left(\frac{V_{Lmat}\Delta t_{dM}}{2}\right)^2 + \frac{PCS}{2}V_{Lmat}\Delta t_{dM}} \quad (II.4)$$

Il est important de noter que les temps de vol suivent des isochrones en forme d'ellipses ayant pour foyers les points d'émergence des faisceaux. Dans le cas d'une discontinuité située au point N décalé d'une longueur l par rapport au centre des traducteurs, le temps de vol de l'onde diffractée s'exprime par

$$\Delta t_{dN} = 2 \frac{\sqrt{\left(\frac{PCS}{2} - l\right)^2 + p^2} + \sqrt{\left(\frac{PCS}{2} + l\right)^2 + p^2} - PCS}{V_{Lmat}} \quad (II.5)$$

Cette discontinuité se retrouve donc sur le même isochrone qu'une indication située au centre des traducteurs à une profondeur $p + \Delta p$, avec $\Delta p > 0$ l'erreur d'estimation de la profondeur

$$\Delta p = \frac{\sqrt{V_{Lmat}^2 t_{dN}^2 - 4\left(\frac{PCS}{2}\right)^2} \frac{l^2}{V_{Lmat}^2 t_{dN}^2}}{\sqrt{0,25 - \frac{l^2}{V_{Lmat}^2 t_{dN}^2}}} \quad (II.6)$$

Afin de s'assurer du bon positionnement des traducteurs par rapport à la discontinuité détectée, un balayage parallèle à la direction du PCS peut être effectué. Dans ce cas le positionnement axial optimal du système TOFD, garantissant une mesure juste de profondeur de l'indication, est obtenu lorsque le temps de vol obtenu est minimum. Cela découle de (II.5), définissant le temps de vol d'une onde diffractée sur une discontinuité située à une profondeur donnée comme une somme de fonctions de l . La forme de la fonction globale définissant Δt_{dN} est tracée sur la Figure II.10 pour des valeurs de PCS et de p cohérentes avec la suite du mémoire. L'erreur de positionnement axial de la discontinuité considérée ici est comprise entre les valeurs extrêmes $-PCS/2$ et $PCS/2$.

Lorsqu'une caractérisation plus complète de fissure est requise, différentes méthodes peuvent être déployées afin d'obtenir des informations supplémentaires [36] : multiplier le nombre de balayages TOFD en faisant varier l'écartement des traducteurs ou la direction de balayage, ajouter des dispositifs TOFD sur le même support ou déployer des moyens de mesure additionnels fournissant des informations complémentaires à celles du TOFD. Dans le cas où l'information recherchée concerne la morphologie d'une fissure, une technique supplémentaire peut être employée pour caractériser la longueur de fissure en surface. La corrélation d'images numériques, présentée dans le Chapitre I, peut alors se révéler pertinente.

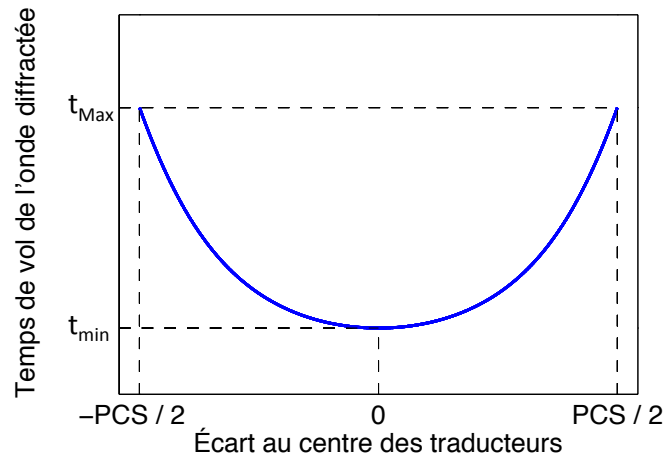


Figure II.10 : Évolution du temps de vol de l'onde diffractée sur une discontinuité en fonction de la position axiale de celle-ci par rapport au centre des traducteurs (équation (II.5))

II.3. Stéréocorrélation d'images numériques

II.3.1. Présentation de la technique

II.3.1.a. Principe

Nous avons vu au Chapitre I le principe de la corrélation d'images numériques, s'appuyant sur la comparaison entre deux images pour obtenir un champ de déplacement dans le repère bidimensionnel de ces images (monovision). La stéréocorrélation d'images numériques se base sur la comparaison entre deux acquisitions stéréoscopiques d'une même scène. Il s'agit donc de reconstruire un repère et une surface tridimensionnelle à partir de l'acquisition de deux images planes de celle-ci prises d'un point de vue différent.

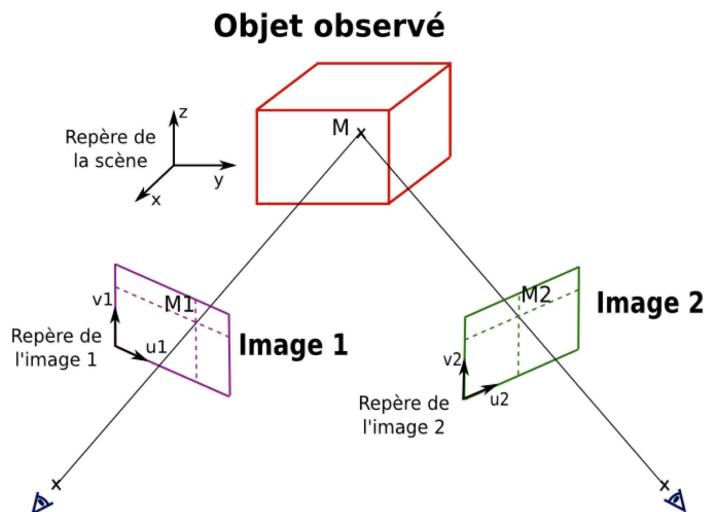


Figure II.11 : Illustration de l'enregistrement d'une même scène à partir de points de vue différents [42]

II.3.1.b. Intérêt

Une analyse de corrélation effectuée entre deux images planes ne permet pas de traduire avec justesse les éventuels mouvements hors plans relatifs pouvant intervenir (sur la Figure II.11 mouvements selon l'axe MM1 pour l'image 1 ou MM2 pour l'image 2) entre l'acquisition de l'image de référence et celle de l'image déformée. Pire que cela, si un tel déplacement est capté il induira une erreur sur les résultats de mesures de champs effectuées [58, 59]. Si des déplacements tridimensionnels relatifs sont à prévoir ou doivent être mesurés il devient donc nécessaire de mettre en place un appareillage d'acquisition multiple de la zone à analyser. Cela peut en particulier être le cas lorsqu'une sollicitation en flexion intervient (directement ou induite par la géométrie) dans le chargement ou qu'une réduction importante de section de la pièce par effet Poisson doit être analysée. Le recours à un tel dispositif devient également incontournable dès lors qu'une surface non plane est observée.

II.3.2. Mise en œuvre

II.3.2.a. Dispositif d'acquisition

Comme précisé au paragraphe II.3.1.a, la mise en œuvre de mesures de champs par stéréocorrélation d'images numériques implique la présence minimale de deux dispositifs d'acquisition d'images. Ces dispositifs doivent par ailleurs être correctement synchronisés afin de disposer de photographies équivalentes lors de la phase d'appariement permettant de reconstituer la scène en trois dimensions (paragraphe II.3.2.b). De la même manière que pour les mesures par corrélation d'images numériques en monovision, la qualité des images est un facteur influant fortement la qualité des résultats. Un paramètre supplémentaire à prendre en compte par rapport aux dispositifs utilisant la monovision est l'orientation des dispositifs d'acquisition par rapport à la surface à observer. Ce paramètre a en effet une influence directe sur la profondeur de champ nécessaire à obtenir lors de la mise au point des objectifs. En d'autres termes, la variation de distance de la surface par rapport à l'objectif augmente avec l'angle de l'axe optique par rapport aux normales des surfaces. Plus cet angle est important, plus il devient compliqué d'obtenir une image nette sur toute la profondeur. Un corollaire de cette remarque est que l'incertitude sur les résultats de stéréocorrélation d'images numériques est potentiellement plus importante que celle obtenue sur des résultats de calculs en monovision. Dans tous les cas, l'utilisation d'objectifs adaptés à cette profondeur de champ est nécessaire. Par ailleurs, il convient ici encore dans la majorité des cas de déposer une texture artificielle sur la surface à observer afin d'accentuer les gradients locaux de niveaux de gris (nécessaires à l'optimisation de la mise au point comme aux calculs de corrélation). De même, un éclairage dédié peut être nécessaire afin de s'affranchir des conditions de luminosité extérieure.

II.3.2.b. Etalonnage et exploitation

Bien qu'il existe maintenant des techniques d'autoétalonnage de systèmes de stéréovision [60], et que des avancées notables sont effectuées dans ce domaine [61], leur

utilisation pour des calculs de corrélation d'images numériques demeure marginale. La phase d'étalonnage est donc une étape primordiale lors de l'utilisation de la technique de stéréocorrélation d'images numériques telle que classiquement employée. C'est cette étape qui permet en effet la construction du repère en trois dimensions associé au système et nécessaire pour obtenir des mesures de formes et de champs cinématiques correctes. Plusieurs méthodes d'étalonnage sont présentes dans la littérature. La plupart ont en commun de se baser sur la détermination des relations existant d'une part entre des photographies issues de chaque appareil d'acquisition et une géométrie de référence et d'autre part entre les repères d'image des différents appareils d'acquisition employés. La première étape permet de déterminer les matrices de projection $[P_{im1}]$ et $[P_{im2}]$ modélisant les systèmes optiques employés et reliant la position X_{obj} d'un point de l'objet observé à sa position X_{im1} ou X_{im2} dans le repère de l'image [62, 63]

$$\underline{X_{im_i}} = [P_{im_i}] \underline{X_{obj}} \quad (II.7)$$

bien que cette opération ne soit pas inversible, les expressions (II.7) issues des deux appareils imageurs peuvent être combinées afin de retrouver des coordonnées spatiales tridimensionnelles d'un point à partir de ses coordonnées sur chaque image et des matrices de projection $[P_{im_i}]$ des systèmes optiques employés [62]. Afin de déterminer les coefficients de ces matrices, une mire d'étalonnage dont la position de points spécifiques est connue est employée. La majorité des systèmes commerciaux impliquent une mire 2D et nécessitent donc des acquisitions de paires d'images en faisant varier l'orientation de celle-ci par rapport aux appareils d'acquisition. Une approche utilisant une mire 3D permet de réduire à une unique paire d'images le nombre d'acquisitions nécessaires à l'identification des matrices $[P_{im_i}]$ [64].

La Figure II.12 illustre cette étape d'étalonnage où les coordonnées nominales des points spécifiques de la mire, en l'occurrence les angles du damier recouvrant la surface, sont associées à leurs coordonnées sur chaque image. Il est intéressant de noter que l'équivalence pixel-mètre, mesurée manuellement en monovision est ici effectuée lors de cette phase de construction du repère spatial associé à la scène. Afin que le repère soit valable pour les mesures effectuées sur une pièce, la mire se doit d'être positionnée au plus près du plan de celle-ci et présenter des dimensions similaires.

À l'issue de cette étape d'étalonnage il est donc possible de connaître la position dans l'espace de chaque point présent sur les photographies à la condition de connaître ses coordonnées sur chacune d'entre elles. L'étape suivante de l'étalonnage consiste à repérer la position de chaque point de l'image 1 sur l'image 2. C'est cette opération qui permet la reconstruction de la surface tridimensionnelle à partir des images bidimensionnelles. Un calcul de corrélation d'images est pour cela effectué entre une image similaire issue de chaque appareil d'acquisition et fournit comme résultat un champ de position des points de l'image 2 dans l'image 1. Les résultats sont donc utilisés en combinaison avec les calculs de corrélation d'images standards effectués sur les séries d'acquisitions issues de chaque appareil pour obtenir des résultats de champs de déplacement suivant les trois directions de l'espace [63].

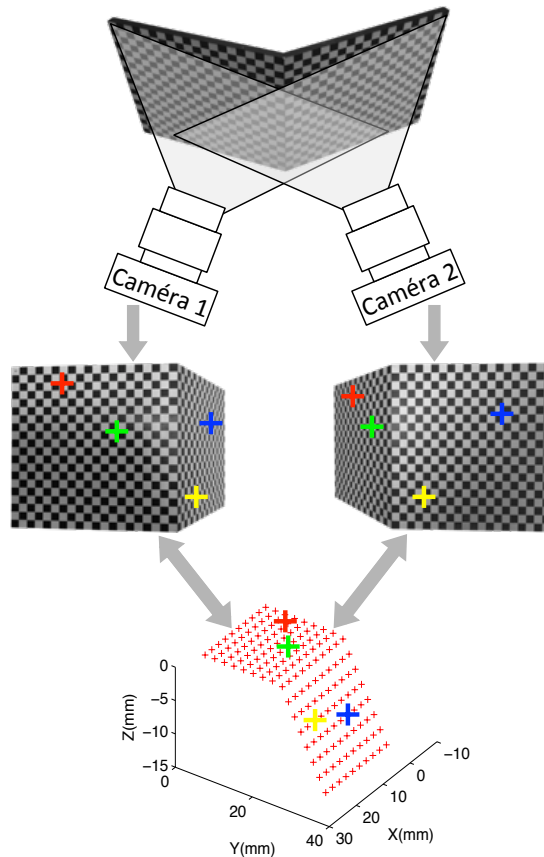


Figure II.12 : Principe d'étalonnage et reconstruction de surfaces 3D par stéréovision

II.4. Méthode expérimentale

La méthode expérimentale mise en place devait satisfaire plusieurs critères. Elle devait tout d'abord permettre d'amorcer puis propager une fissure dans une éprouvette soumise à une sollicitation cyclique. Cette fissuration devait de plus s'effectuer dans des conditions représentant le plus fidèlement possible la propagation en fonctionnement réel d'une structure. D'autre part, le protocole devait permettre de surveiller l'évolution de la fissure par différents moyens dont l'association permettrait d'en avoir une description fidèle et complète. Les paragraphes II.4.1 à II.4.1 ont pour objectif de décrire la mise en place des essais, en ce qui concerne l'instrumentation déployée, la géométrie d'éprouvette développée ainsi que la procédure appliquée pour générer et quantifier l'amorçage et la propagation de fissures dans l'acier P265GH.

II.4.1. Instrumentation

Le protocole devait permettre de surveiller l'évolution de la fissure par différents moyens de mesure dont l'association permettrait d'en avoir une description fidèle et complète. En ce sens notre choix s'est orienté vers la stéréocorrélation d'images numériques et le contrôle ultrasonore TOFD, décrits respectivement dans les paragraphes II.3 et II.2.2. La stéréocorrélation d'images est particulièrement adaptée à notre essai pour le suivi

fissuration en surface de l'éprouvette en prenant en compte les mouvements hors plans générés : par l'effet Poisson ; par la flexion potentielle induite par la dissymétrie de l'éprouvette en phase de fissuration. Notons que, comme pour les campagnes d'essais menées sur éprouvettes CCT, le choix des dispositifs d'acquisition d'images s'est porté vers des caméras afin d'optimiser la cadence de prises de vues et limiter les temps d'arrêt. Le TOFD quant à lui permet de suivre la propagation de la fissure dans l'épaisseur de l'éprouvette là où les techniques d'imagerie conventionnelles ne peuvent accéder. L'association de ces deux techniques permettra d'obtenir une bonne vision de la morphologie de la fissure et son éventuelle évolution au cours de la propagation. Enfin, le marquage de front de fissure a été choisi comme moyen de vérification a posteriori d'hypothèses sur la forme et la position de la fissure à l'intérieur du volume des éprouvettes après un certain nombre de cycles de sollicitation. Afin de satisfaire ces prérequis et au regard de la différence de nature des appareils d'acquisition mis en place autour de nos éprouvettes, une procédure d'essai originale a été mise en place. Il s'agissait entre autres d'automatiser et de synchroniser tous les moyens d'acquisition, ensemble et avec l'électronique de pilotage de la machine d'essai, afin de disposer d'informations comparables concernant l'état de fissuration des éprouvettes.

Les détails concernant les éprouvettes testées, les efforts imposés ainsi que les moyens de mesure déployés seront présentés dans les paragraphes suivant, mais un point de vue général de l'organisation des dispositifs expérimentaux mis en place est visible sur la Figure II.13. Le *boîtier trigger* occupe notamment une place centrale dans le dispositif expérimental puisqu'il permet de synchroniser les acquisitions de tous les instruments de mesure. Concrètement, son rôle est de récupérer un signal en provenance de l'électronique de pilotage de la machine afin de le convertir et le multiplier pour le diriger vers chaque moyen de mesure.

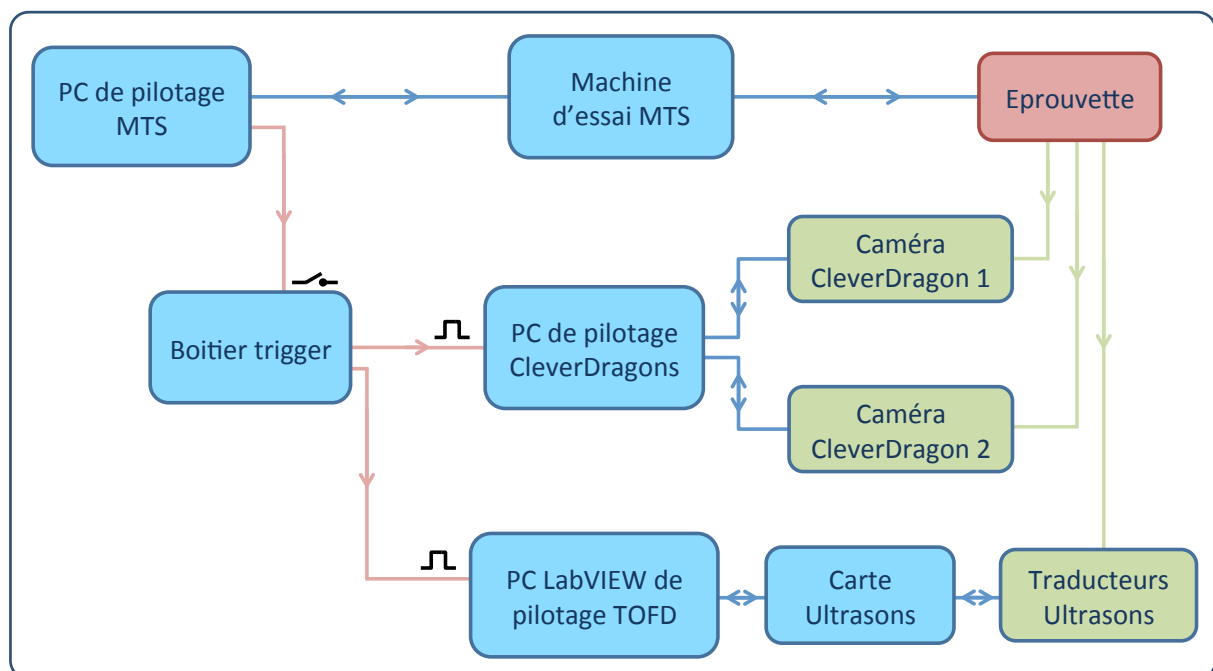


Figure II.13 : Schéma du dispositif expérimental des essais multi instrumentés

De même, la Figure II.14 permet d'observer concrètement l'allure du dispositif expérimental en présentant des photographies détaillées de l'instrumentation mise en œuvre autour d'une éprouvette à défaut hémisphérique. Les caméras sont orientées vers la face contenant l'amorce de fissure alors que les traducteurs TOFD sont positionnés sur la face opposée.

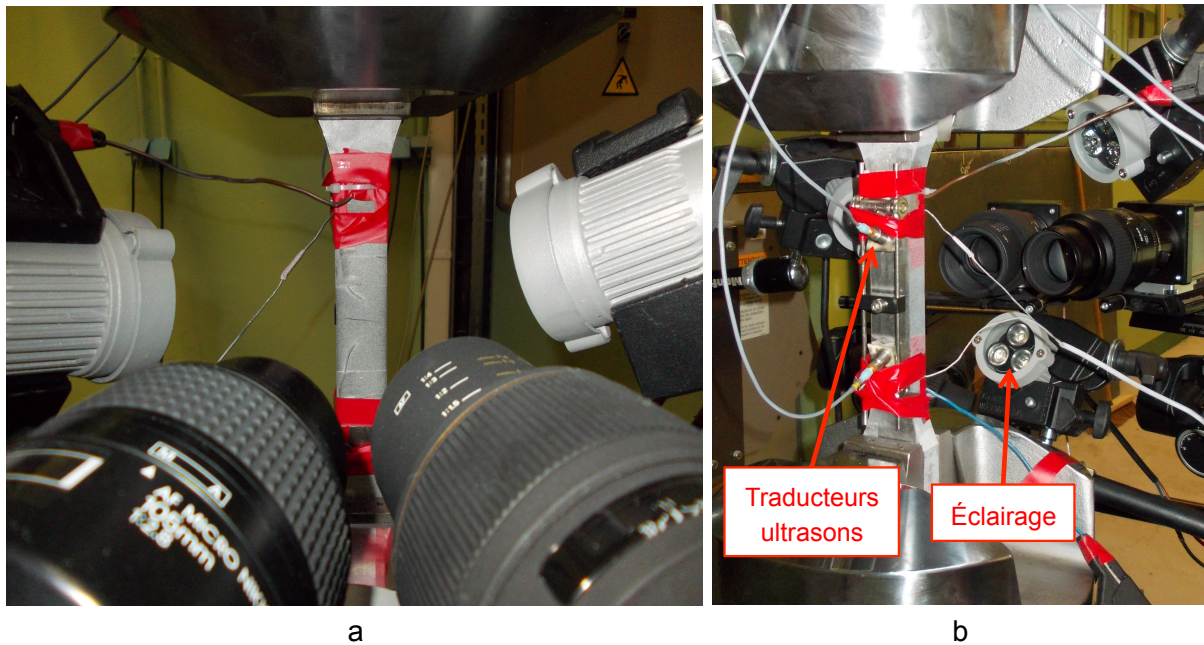


Figure II.14 : Photographies du dispositif d'essai déployé autour d'une éprouvette à défaut hémisphérique : (a) vue de la face du défaut hémisphérique avec positionnement relatif des caméras et du système d'éclairage et (b) de la face opposée accueillant les traducteurs ultrasonores

II.4.1. Éprouvettes

II.4.1.a. Géométrie

La géométrie des éprouvettes a été conçue de manière à satisfaire aux contraintes expérimentales liées à la fois à la mise en œuvre des moyens de contrôle et aux exigences de propagation de fissure. Un plan détaillé de l'éprouvette finale est présenté en Annexe E, mais son aspect global est visible sur la Figure II.15. Il s'agit d'une géométrie de type *os de chien* permettant d'appliquer une sollicitation de traction tout en garantissant que la fissuration se produira dans la partie utile. L'introduction d'un défaut sur l'une des faces a permis de contrôler la localisation de l'amorçage.

L'épaisseur de l'éprouvette a été pensée dans le but de disposer d'un volume insonifié, hors zones mortes, suffisant pour observer une propagation de fissure minimale de l'ordre d'une dizaine de millimètres. De même la largeur de la zone utile, plus importante que l'épaisseur, devait permettre d'une part la diffusion des ondes ultrasonores sans création d'écho parasite issu des faces latérales, d'autre part la propagation d'une fissure semi-elliptique sans interférence avec ces mêmes faces. Afin de conserver une géométrie

compatible avec les capacités des moyens d'essais disponibles, les dimensions de la partie utile ont été fixées à 20 x 30 mm, soit une section résultante de 600 mm².

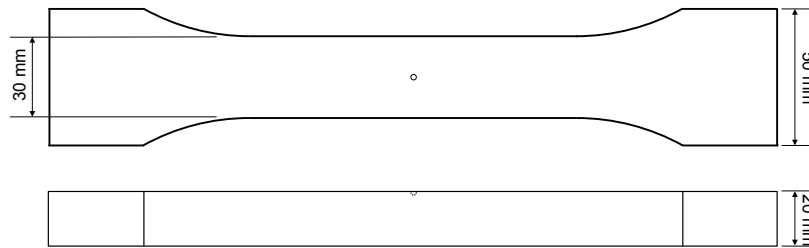


Figure II.15 : Géométrie des éprouvettes à défaut hémisphérique utilisées dans la campagne d'essais de propagation de fissure ; représentation en vue du haut et de côté

Les morphologies de fissures amorcées puis propagées au cours des essais menés devaient présenter le maximum de similarités avec celles rencontrées au sein des installations industrielles. Dans cette optique, la forme et la taille du défaut initial introduit dans l'éprouvette devaient limiter au maximum son influence sur la morphologie de la fissure. Le choix d'une géométrie hémisphérique a été fait. Des calculs par éléments finis présentés dans le paragraphe suivant ont mis en évidence qu'un rayon de 0,5 mm était suffisant pour obtenir un coefficient de concentration de contraintes permettant d'amorcer une fissure dans la géométrie d'éprouvette retenue.

Les usinages correspondants ont été réalisés par procédé d'électroérosion, afin de garantir le respect des exigences géométriques et dimensionnelles que les techniques conventionnelles d'enlèvement de matière permettent difficilement d'atteindre. Des mesures de surface ont été réalisées au niveau des enlèvements de matière à l'aide d'un profilomètre sans contact Bruker NPFLEX utilisant l'interférométrie en lumière blanche. Les résultats de cette analyse métrologique, dont un exemple obtenu sur l'un des usinages réalisés est présenté sur la Figure II.16, ont permis de déterminer avec précision la géométrie de défaut initial.

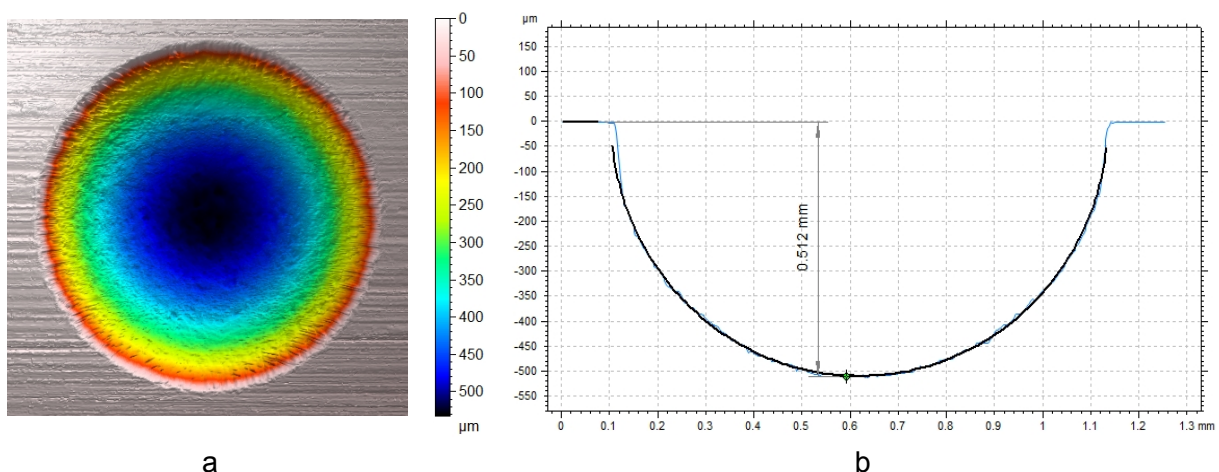


Figure II.16 : Résultats de l'analyse métrologique réalisée sur le défaut hémisphérique introduit dans une des éprouvettes : (a) vue du dessus avec profondeur codée en échelle de couleur ; (b) représentation de profil avec arc de cercle ajusté sur les résultats de mesure

On peut observer que la forme obtenue correspond à la demi-sphère attendue avec une erreur de l'ordre du centième de millimètre sur le rayon. Cette information est intéressante pour deux raisons : elle permet d'une part de s'assurer que les calculs par éléments finis ayant été effectués avec une géométrie nominale incluant un défaut hémisphérique de 0,5 mm de rayon sont valables pour les éprouvettes usinées ; elle permet d'autre part de disposer d'une géométrie de référence pour évaluer la qualité de reconstruction des surfaces par stéréocorrélation d'images numériques.

II.4.1.b. Efforts imposés

Les mesures métrologiques présentées ont attesté de la précision dimensionnelle des défauts introduits dans les éprouvettes et ainsi validé la conduite des calculs par éléments finis basés sur cette géométrie. Ces calculs ont permis d'observer la forme et l'intensité du champ de contraintes dans la région proche du défaut afin de définir les niveaux d'effort à appliquer au cours des essais. L'une des configurations analysée est montrée sur la Figure II.17. Elle résulte de l'application d'un effort surfacique de cisaillement, de résultante équivalente égale à 160 kN et réparti sur le talon supérieur afin de représenter au mieux l'action d'un mors de machine d'essai. Le talon inférieur est quant à lui bridé en translation sur ses deux grandes faces afin de représenter le point d'ancrage sur le bâti.

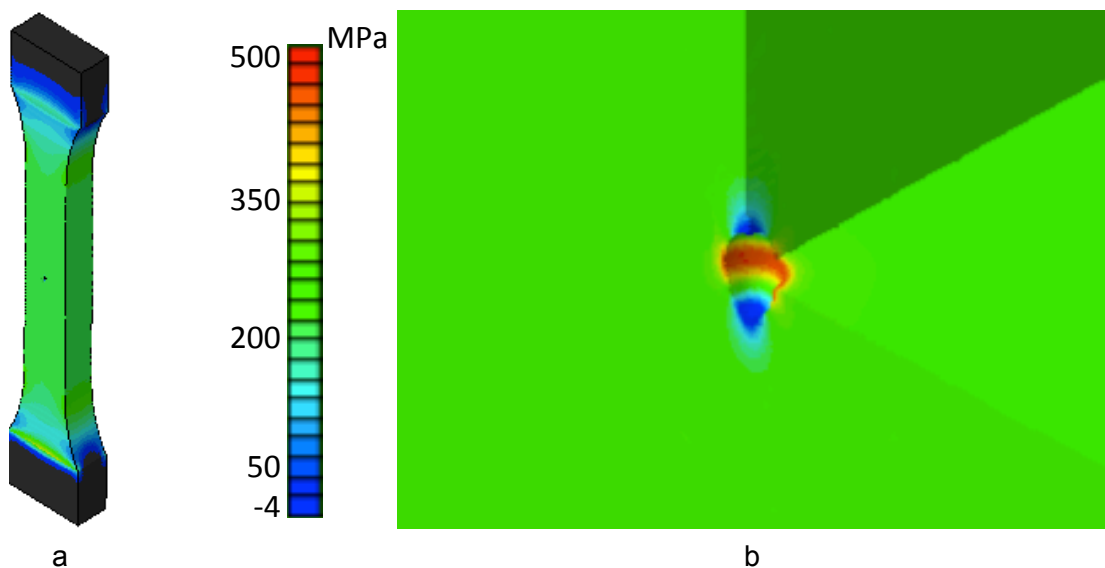


Figure II.17 : Répartition de la contrainte principale maximale dans une éprouvette à défaut hémisphérique soumise à un effort de traction de 160 kN : (a) vue globale de l'éprouvette et (b) agrandissement de la zone proche du défaut hémisphérique. Échelle de couleur commune aux deux vues

Les calculs élastiques conduits permettent d'observer un coefficient de concentration des contraintes K_t de 1,85 sur la contrainte principale (1,76 sur la contrainte équivalente de Von Mises), la rendant suffisante pour considérer la géométrie définie compatible avec le type d'essais envisagé. Notons au passage la différence constatée avec la valeur fournie dans [41] qui, pour le même cas de défaut géométrique soumis à une sollicitation de traction

équi-biaxiale (différent donc de notre cas uniaxial) annonce une valeur plus sévère de K_t de 2,23.

L'agrandissement de la zone autour du défaut hémisphérique visible sur la Figure II.17.b montre une localisation très importante de la concentration de contraintes vis-à-vis de la dimension de celui-ci. Le gradient de contraintes fait en effet chuter celles-ci à leur valeur nominale à une distance d'à peine 0,2 mm de la surface du défaut. L'écroûissage local du matériau, non pris en compte dans la modélisation par éléments finis, a en pratique mené à la conduite de deux types d'essai. Le premier type consistait en l'application à l'éprouvette testée d'une sollicitation cyclique en rapport de charge 0,1, tant dans la phase d'amorçage de la fissure que dans la phase de propagation. Dans cette configuration expérimentale, le chargement nécessaire à l'amorçage de fissure a dû être augmenté de manière conséquente par rapport aux prévisions, atteignant 330 MPa dans la partie utile. Ce niveau se situant au dessus de la limite d'élasticité du P265GH, estimée au paragraphe I.4.2 à 302 MPa, une plastification monotone (paragraphe I.2.2.c) a été causée à l'ensemble de l'éprouvette. Une autre méthode d'amorçage a été expérimentée, sous sollicitation cyclique de rapport de charge -1. L'amplitude de contrainte de 710 MPa sur un cycle au niveau du défaut, est dans cette configuration supérieure aux 615 MPa atteints dans le cas de figure précédent pour un niveau de sollicitation de la partie utile demeurant bien inférieure à la limite d'élasticité du matériau. Le but de l'étude étant de décrire le comportement de fissures dans leur phase de propagation en faisant abstraction de la manière dont elles ont été amorcées, appliquer une phase d'amorçage en rapport de charge négatif aux éprouvettes a été jugé pertinent pour l'étude. Les niveaux haut et bas de chargement étant largement supérieurs à ceux appliqués en rapport de charge -1, l'effet de retard de fissuration suivant le basculement en rapport 0,1 a en effet été jugé négligeable. Enfin, une troisième procédure d'essai a été appliquée sur une éprouvette, au travers d'un essai entièrement pratiqué à rapport de charge -1. En plus d'étudier le comportement de la fissure générée en rapport de charge négatif, cet essai devait apporter des informations concernant la détectabilité de fissures en fonction de leur ouverture à l'aide des méthodes utilisées dans ces travaux (paragraphe II.2.2 et II.3).

Afin de s'assurer de la validité des cas de chargement sous sollicitations négatives, un calcul de flambement a été effectué afin de déterminer la charge critique d'Euler. Cette dernière est donnée par

$$F_{flam} = \frac{\pi^2 EI_x}{L_{flam}^2} \quad (II.8)$$

où E représente le module d'Young du matériau (206 GPa dans le cas du P265GH), I_x le moment de flexion selon l'axe le plus faible de la poutre et L_{flam} sa longueur de flambement. En faisant l'hypothèse que la rigidité du dispositif de bridage de la machine hydraulique est largement supérieure à celle de l'éprouvette, L_{flam} a été considéré comme la longueur entre mors. Dans cette configuration, la charge critique F_{flam} a été estimée aux alentours de -1000 kN, c'est-à-dire bien supérieure en valeur absolue à la charge maximale appliquée aux éprouvettes.

II.4.2. Protocoles expérimentaux

Différents protocoles expérimentaux ont été mis en place au cours de cette campagne, afin d'obtenir des informations concernant la détectabilité et la vitesse de propagation de fissures (paragraphe II.5.1.d et II.5.2.c) ainsi que l'évolution de leurs morphologies (II.6.1). Tout comme pour les essais présentés dans le Chapitre I, ceux réalisés sur éprouvettes à défaut hémisphérique ont toutefois en commun d'être composés d'une alternance entre des phases de sollicitation cyclique et des phases d'acquisition de données. Les phases de sollicitation comprennent l'application sinusoïdale de 1000 cycles de chargement à rapport de charge fixé, tandis que les phases d'acquisition consistent en deux déclenchements à effort minimal puis deux déclenchements à effort maximal. Un contrôle régulier de l'avancée de fissure est réalisé au cours des essais (calculs de corrélation et mesures TOFD) afin d'inclure des phases de marquage de front de fissure à intervalles réguliers (paragraphe II.6.1). Le boîtier trigger introduit au paragraphe II.4.1 permet de synchroniser les mesures effectuées par les deux caméras ainsi que les transducteurs ultrasons.

Le protocole expérimental appliqué à l'essai effectué en rapport de charge purement négatif a également été adapté pour pouvoir analyser la détectabilité de fissures. En plus des photographies acquises aux niveaux de sollicitation bas et haut, deux paliers d'acquisition supplémentaires ont été ajoutés selon de même protocole. Le premier a été placé à l'effort nul et le second à l'effort correspondant au rapport de charge 0,1. L'ajout de cette procédure permet d'effectuer la comparaison entre les tailles de fissure mesurées lorsque celle-ci se trouve dans différentes configurations envisageables dans le cadre d'installations industrielles : ouverte, fermée ou dans des états intermédiaires.

Des procédures de décroissance d'effort, ou load-shedding en anglais, ont enfin été réalisées sur certains essais, lorsque la propagation était arrivée à un stade avancé et que la vitesse de fissuration était devenue élevée. Dans le contexte industriel de l'étude, il s'agissait d'évaluer le gain potentiel que l'on peut attendre en termes de durée de vie si l'on abaisse le niveau de sollicitation nominal d'une structure en cas d'impossibilité de réparation immédiate du composant fissuré. En accord avec [27], les décroissances ont été appliquées en diminuant les amplitudes de sollicitation d'un palier de 8 % afin de demeurer en dessous des 10 %, valeur à partir de laquelle il y a risque d'arrêt complet de la fissure.

Le Tableau II.2 présente une synthèse des essais réalisés sur éprouvettes à défaut hémisphérique. Nous y retrouvons le détail des rapports de charge appliqués lors des phases de préfissuration et de fissuration ainsi que les procédures annexes effectuées sur certaines éprouvettes (marquage de front, load-shedding). L'essai réalisé sur l'éprouvette hem_4 n'a pas pu être conduit jusqu'à un stade avancé de fissuration pour cause d'avarie hydraulique mais sera tout de même présenté en fin de chapitre (paragraphe II.7).

	Rapport de charge		Marquage de front	Load-shedding
	Pré-fissuration	Fissuration		
hem_1	0,1	0,1	Oui	Oui
hem_2	-1	0,1	Oui	Oui
hem_3	-1	0,1	Non	Non
hem_4	-1	0,1	Non	Non
hem_5	-1	-1	Oui	Oui

Tableau II.2 : Synthèse de l'ensemble des configurations expérimentales réalisées sur éprouvettes à défaut hémisphérique

II.5. Mesures de propagation de fissure

Le dispositif expérimental, les éprouvettes et les procédures d'essai ayant été introduits, les trois sous-parties qui suivent abordent plus en détail les caractéristiques des moyens de mesure, l'estimation des incertitudes qui leur sont associées ainsi que les résultats qu'ils ont permis d'obtenir.

II.5.1. Mesures par ultrasons

Il est tout d'abord à noter que dans le cadre de notre étude, une nouvelle interface de pilotage de la carte ultrasons a été développée afin de répondre à nos exigences en matière d'acquisition. Pour des raisons de synchronisation, on peut en effet remarquer sur le schéma du dispositif expérimental des essais multi-instrumentés (Figure II.13) que l'ensemble de la chaîne d'acquisition part de l'ordinateur de pilotage de la machine d'essai vers les moyens de mesure. Or si les caméras peuvent être déclenchées automatiquement via un signal externe, la mise en place d'un suivi automatisé de fissuration par TOFD au cours de la réalisation d'un essai de fatigue est loin d'être une procédure standard. Peu d'essais sont effectivement présentés dans la littérature sur cette thématique [65] et les interfaces industrielles classiques ne permettent d'ailleurs pas une gestion des acquisitions à partir de signaux extérieurs. C'est notamment le cas de celle de l'appareil OmniScan, utilisé dans ces travaux et développé par la société MetalScan. Il s'est donc avéré nécessaire d'en développer une nouvelle, ce qui a été rendu possible à l'aide des informations gracieusement fournies par MetalScan. Cette nouvelle interface, implémentée sous LabVIEW, a permis de conserver les degrés de liberté nécessaires à l'optimisation des paramètres de réglage en fonction de la configuration TOFD mise en place tout en assurant un pilotage direct de la carte ultrasons plus adapté à notre besoin. Ainsi par l'intermédiaire d'une carte d'acquisition les signaux en provenance de l'électronique de pilotage ont pu être détectés et la sauvegarde de cartographies A-Scan reçues par le traducteur ultrasons a été automatisée. Une vue détaillée du dispositif d'acquisition TOFD mis en place et des degrés de liberté qu'elle autorise, pouvant être perçu comme un détail de la Figure II.13, est visible sur la Figure II.18. En plus des paramètres gérant les impulsions ultrasonores et le gain à

appliquer aux signaux, nous pouvons voir qu'un paramètre indispensable [36] géré par le programme est le nombre d'A-Scans enregistré à chaque acquisition en vue d'effectuer un moyennage sur les signaux et augmenter le rapport signal sur bruit.

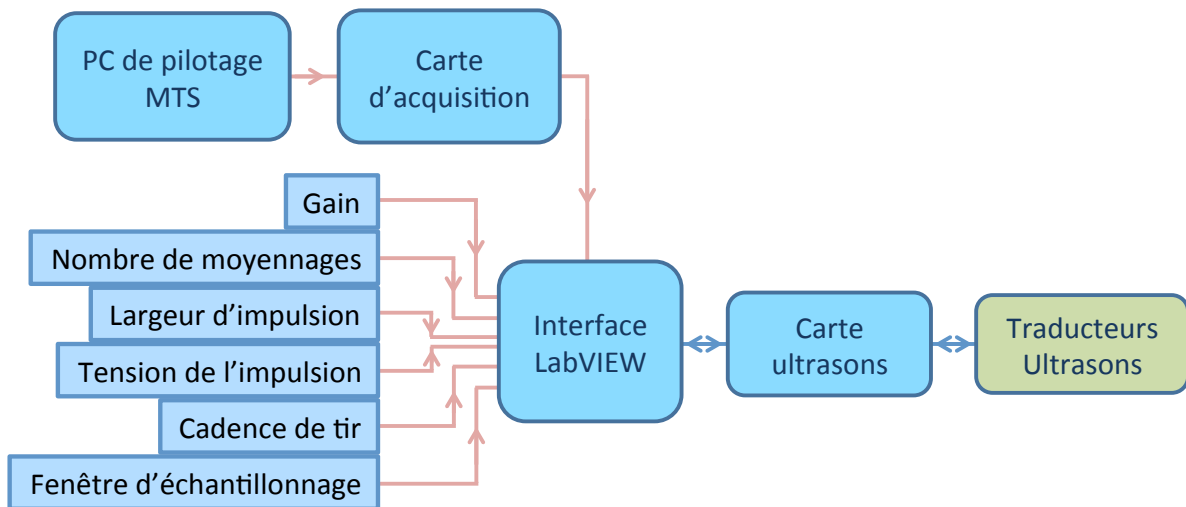


Figure II.18 : Interface de gestion TOFD développée sous LabVIEW

II.5.1.a. Configuration TOFD retenue

La configuration retenue pour la conduite des essais sur les éprouvettes à défaut hémisphérique présentée sur la Figure II.19 consiste en l'utilisation de transducteurs de diamètre 6 mm possédant une fréquence centrale de 5 MHz. Le document de certification fourni par leur fabricant indique une largeur de bande de 105 % à -6 dB pour chacun des transducteurs employés dans notre étude. Comme indiqué au paragraphe II.2.2.a, cela signifie qu'à un taux d'atténuation de -6 dB par rapport au pic de puissance maximale, la largeur du spectre des fréquences sur lesquelles les ondes ultrasonores seront émises vaut 1,05 fois la fréquence centrale du transducteur. Avec un angle de réfraction dans l'éprouvette imposé à 60° et un écart des points d'émergence de 69,3 mm, l'intersection des faisceaux ultrasonores se situe sur le fond de la pièce. Le choix de cette profondeur plutôt que les 2/3 de la hauteur comme préconisé [57] permet de maximiser la probabilité de détection de la fissure dès le début de sa propagation en optimisant l'énergie du faisceau à cet endroit ainsi que son angle d'incidence sur la fissure.

La taille des zones mortes découlant de cette configuration du système TOFD est $Z_{mh} = 7,9$ mm pour la zone en peau supérieure et $Z_{mb} = 1,7$ mm pour celle en peau inférieure. Ces valeurs sont obtenues à partir de

$$Z_{mh} = \sqrt{\frac{V_{Lmat}^2 t_i^2}{4} + \left(\frac{PCS}{2}\right) V_{Lmat} t_i} \quad (II.9)$$

et

$$Z_{mb} = \sqrt{\frac{V_{Lmat}^2 (t_i + t_f)^2}{4} - \left(\frac{PCS}{2}\right)^2} - h_{ep} \quad (II.10)$$

exprimées dans [36], avec t_i la durée de l'impulsion ultrasonore, t_f le temps de vol de l'écho de fond et h_{ep} l'épaisseur des éprouvettes à défaut hémisphérique.

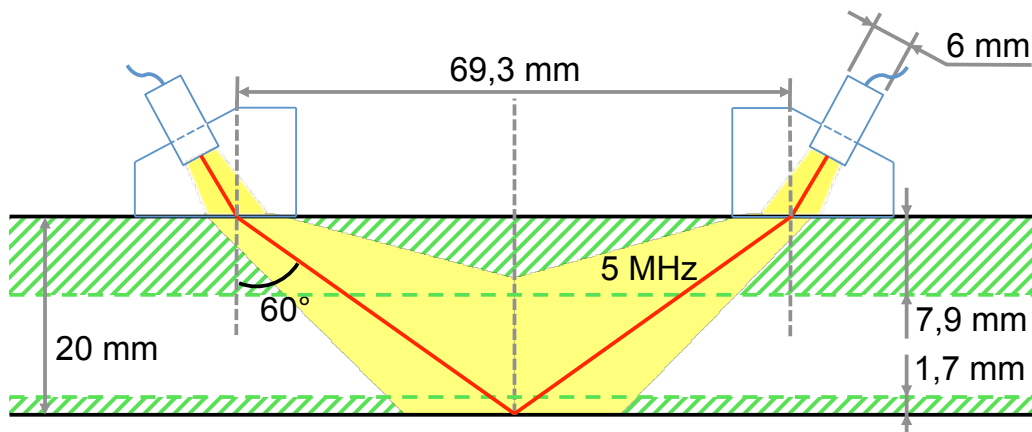


Figure II.19 : Configuration TOFD retenue pour le suivi des essais de fissuration sous sollicitation cyclique sur éprouvettes à défaut hémisphériques

Nous pouvons noter que les transducteurs ultrasons sont disposés sur la face de l'éprouvette opposée à l'amorce de fissure afin de favoriser sa détection. Les longueurs de fissure mesurées par TOFD et présentées dans la suite de ce document, sauf mention contraire, seront cependant repérées par rapport à la surface contenant l'amorce c'est-à-dire en retranchant à l'épaisseur mesurée de l'éprouvette la mesure de profondeur originale.

II.5.1.b.Étalonnage à partir d'une cale de référence fissurée

La finalité de nos travaux étant de permettre d'évaluer une durée de vie résiduelle probabilisée de pièces fissurées et contrôlées par TOFD, une grande partie de cette étude a été consacrée à la maîtrise des incertitudes liées à l'utilisation de cette technique CND. Plusieurs expériences ont donc été réalisées en ce sens.

Le développement de l'interface TOFD présenté au début du paragraphe II.5.1 a impliqué un étalonnage de la nouvelle chaîne d'acquisition. Afin d'étalonner des systèmes à ultrasons traditionnels (capteur unique pour l'émission et la réception des ondes ultrasonores), des cales à gradins sont disponibles au Cetim et chez des fournisseurs spécialisés. Dans le cas de notre système de capteurs, composé de deux transducteurs ultrasons monoéléments distants de presque 70 mm (distance au point d'émergence de 69.3 mm), ces cales se révèlent bien trop étroites. Une cale d'étalonnage à gradins de largeur suffisante a donc été dessinée puis réalisée (Figure II.20, plan en Annexe F). Une « fissure » de hauteur 2,5 mm et d'épaisseur 0,3 mm sur la face inférieure de cette cale a été utilisée par électroérosion afin de disposer d'un signal d'onde diffracté plutôt qu'un écho de fond.

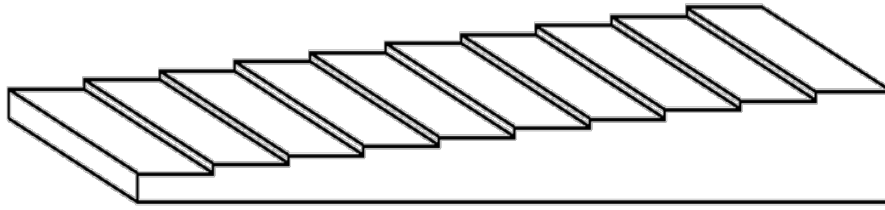


Figure II.20 : Schéma de la cale à gradins utilisée pour l'étalonnage de la chaîne d'acquisition TOFD développée dans l'étude

En raison d'une considération purement expérimentale une seconde méthode de mesure de profondeur de défaut à partir des temps de vol, non recommandée dans l'industrie, a été validée et employée dans la suite de ces travaux. Au cours de l'application du chargement sur les éprouvettes, du fait de la déformation induite la valeur du PCS peut en effet varier de plusieurs dixièmes de millimètres. Cette variation est difficilement contournable si l'on souhaite conserver les traducteurs centrés sur la fissure amorcée à partir du défaut hémisphérique. À partir de la relation

$$\sigma_{pPCS} = \sigma_{PCS} \frac{\sqrt{\left(\frac{PCS}{2}\right)^2 + p^2}}{2p} \quad (II.11)$$

fournie par [36], la Figure II.21 a pu être tracée et montre l'influence de ce déplacement induit sur l'erreur de la mesure. Lorsque les niveaux d'efforts les plus importants sont atteints notamment et que le déplacement relatif des traducteurs (donc la variation du PCS) peut dépasser les 0,5 mm, l'erreur résultante sur la détermination de la profondeur de fissure peut être de l'ordre de 0,1 mm.

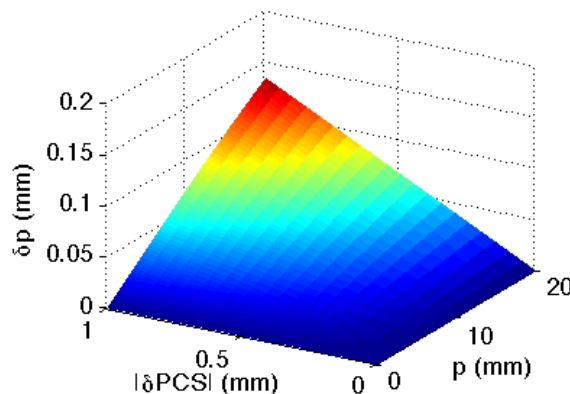


Figure II.21 : Erreur de mesure de la profondeur d'une indication en fonction de sa profondeur nominale et de l'erreur de PCS en valeur absolue

Pour nous affranchir de cette contrainte, le choix a été fait de ne pas utiliser l'expression (II.4), c'est-à-dire de ne pas prendre le temps de vol de l'onde latérale comme

référence pour le calcul de la profondeur des indications comme préconisé [36]. L'expression de la hauteur d'un défaut par cette méthode s'obtient donc par application du théorème de Pythagore et devient

$$p = \frac{V_{Lmat}}{2} \sqrt{t_{dM}^2 + t_{lat}^2 - 4t_s(t_{dM} - t_{lat})} \quad (II.12)$$

où t_s représente le temps de parcours de l'onde ultrasonore dans un sabot de traducteur, aussi appelé retard sabot.

La valeur de ce retard sabot peut s'obtenir en réalisant des mesures de hauteur sur la cale d'étalonnage et en les doublant avec une seconde valeur de PCS. L'opération a été répétée sur plusieurs hauteurs et a permis de déterminer une valeur moyenne de t_s de 1,77 μs . Une erreur sur l'estimation de celle-ci, voire un manque de connaissance concernant sa valeur peut être corrigé lors de la phase d'étalonnage du système TOFD. Une suite de routines a en effet été développée au cours de ces travaux afin de faciliter l'étalonnage et la vérification du système de mesure TOFD. Elle permet notamment de récupérer par un traitement automatisé (présenté au paragraphe II.5.1.d) les mesures de hauteur par ultrasons et rend l'étape d'étalonnage aisément réalisable, éventuellement à chaque changement de configuration TOFD.

Malgré le choix de calcul de la hauteur de défaut par (II.11), nous avons considéré que les expressions des hauteurs de zones mortes haute et basse demeurent valide. Celles-ci proviennent en effet de l'occultation des éventuelles signatures de défaut respectivement par la réception du signal d'onde latérale et d'écho de fond. Leur taille est par conséquent indépendante de la méthode de calcul de la profondeur des indications.

En accord avec [66] dont une partie des résultats est reprise sur la Figure II.22, la vitesse de propagation des ondes longitudinales dans l'acier P265GH non contraint a été évaluée à 5930 $m.s^{-1}$.

L'erreur de mesure de la profondeur de fissure en fonction d'une erreur commise sur l'estimation de la vitesse de propagation de l'onde ultrasonore est également fournie par [36]

$$\sigma_{pV} = \sigma_V \frac{p^2 - \left(\frac{PCS}{2}\right)^2 - \frac{PCS}{2} \sqrt{\left(\frac{PCS}{2}\right)^2 + p^2}}{pV_{Lmat}} \quad (II.13)$$

Il est intéressant de noter que, de même que pour le retard sabot, une erreur de mesure de cette valeur peut être corrigée par le processus d'étalonnage du système, celui-ci pouvant être effectué par l'utilisateur lorsqu'il le souhaite.

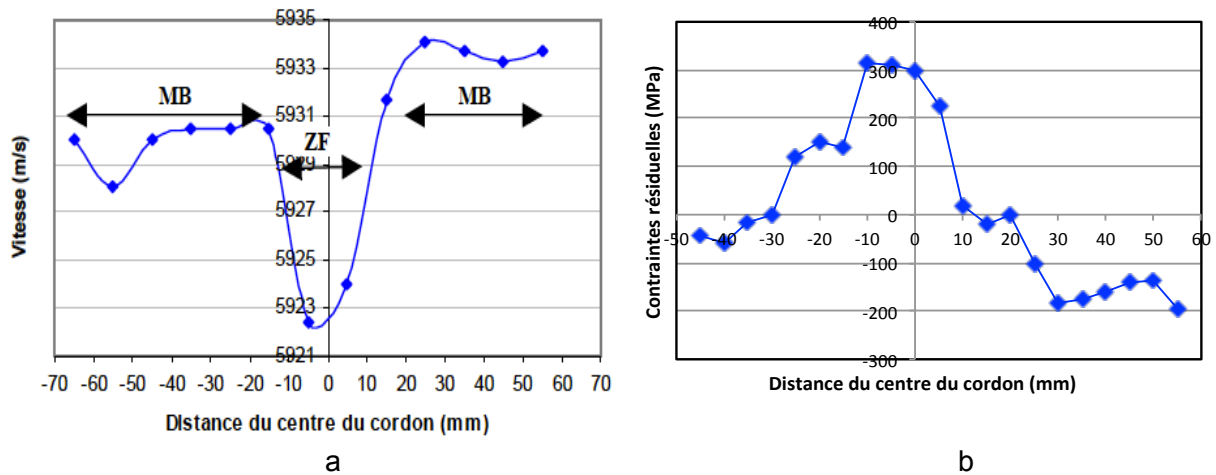


Figure II.22 : Evolution de (a) la vitesse de propagation d'une onde L et (b) du profil de contraintes résiduelles associé autour d'un cordon de soudure dans l'acier P265GH [66]

L'étalonnage réalisé dans notre cas est illustré sur les Figure II.23 et Figure II.24. Nous pouvons voir sur la Figure II.23.a les valeurs des mesures de profondeurs de fissure calculées à partir de (II.11), obtenues sur la cale à gradin en fonction de la valeur nominale du mesurande. Ces valeurs sont présentées avant et après correction de l'erreur, interpolée sur l'ensemble des valeurs par des polynômes de degré 1 et 2. L'allure des polynômes d'interpolation employés dans cette opération est montrée sur la Figure II.23.b.

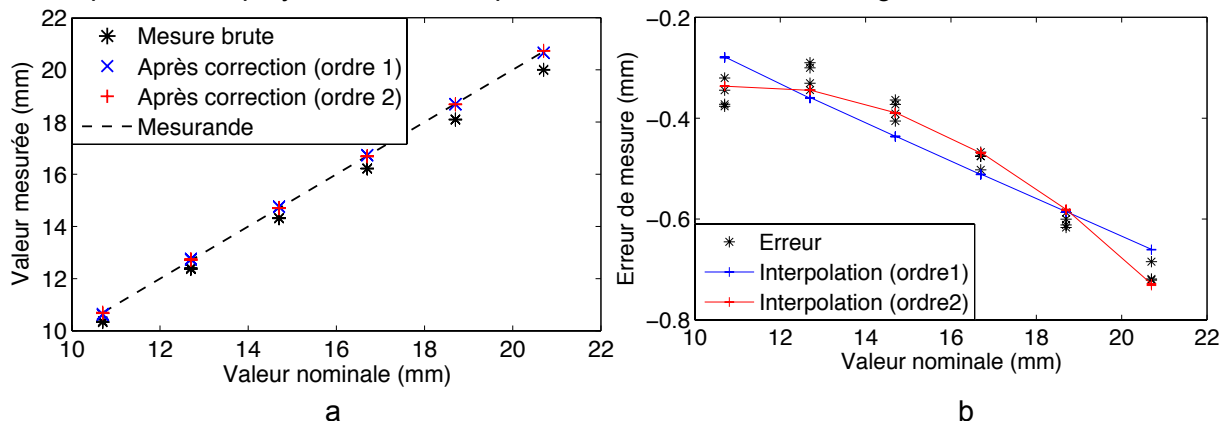


Figure II.23 : Résultats de l'étalonnage du système TOFD employé dans ces travaux : (a) résultats des mesures avant et après correction en fonction de la hauteur du mesurande ; (b) allure des interpolation des erreurs de mesure par des polynômes d'ordre 1 et 2, ayant servi à corriger les erreurs de mesure

La Figure II.24 présente quant à elle de manière quantitative les erreurs résiduelles de mesure après la phase d'étalonnage par corrections de valeurs à l'aide des polynômes décrits précédemment. Comme le laissait supposer la non linéarité de l'évolution de l'erreur visible sur la Figure II.23.b, l'interpolation par un polynôme de degré 2 est la plus pertinente. Elle permet en effet une diminution de moitié de l'erreur quadratique moyenne résiduelle par rapport à une interpolation menée avec un polynôme de degré 1, la faisant passer de 0,051 à 0,026 mm. Ce polynôme est donc celui qui sera conservé dans la suite des travaux comme base de l'étalonnage afin d'appliquer une correction systématique de valeur aux mesures effectuées.

Afin de ne pas biaiser les valeurs d'étalonnage, il est important de noter que la répétabilité a été intégrée à cette procédure. Plusieurs séries de mesure ont ainsi été effectuées, incluant entre chacune d'entre elles des étapes de démontage et remontage complet du système de capteurs. C'est la raison pour laquelle plusieurs valeurs de mesures sont visibles sur les Figure II.23 et Figure II.24 pour chaque valeur du mesurande. Il aurait également été possible d'inclure à cette procédure certaines conditions de reproductibilité telles que l'observateur, le lieu ou le temps mais cela n'a en revanche pas été effectué.

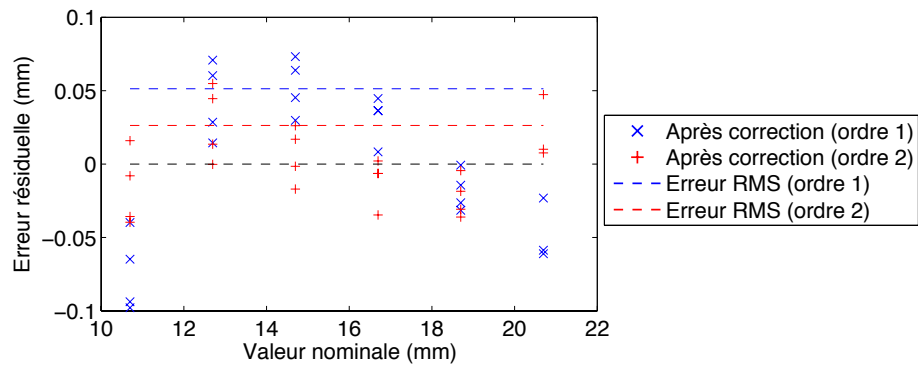


Figure II.24 : Erreur résiduelle sur le résultat des mesures effectuées sur la cale d'étalonnage après correction des valeurs par un polynôme d'ordre 1 ou 2

II.5.1.c. Qualité des mesures

Plusieurs tests ont été réalisés afin d'évaluer la qualité de l'étalonnage effectué sur le système TOFD employé au cours de nos travaux. Par souci de validation de la méthode de calcul utilisée dans ces travaux employant les temps de vol absolus et présentée dans l'équation (II.11), les résultats obtenus par celle-ci ont été comparés à ceux obtenus par la méthode classique (équation (II.4)).

Une première étude dont les résultats sont donnés sur la Figure II.25 a été menée pour comparer les mesures à des valeurs connues autres que celles provenant de la cale à gradins. Une partie de ces valeurs proviennent d'une entaille réalisée sur une cale en acier P265GH. La mesure du profil d'entaille par interférométrie en lumière blanche donne une profondeur de 3,00 mm, soit une distance nominale de 17,00 mm par rapport à la face d'appui des traducteurs TOFD. Les autres valeurs de référence ont été obtenues par une méthode de marquage de front de fissure décrite plus tard (paragraphe II.6.1) sur les éprouvettes à défaut hémisphérique testées. Aux erreurs de mesure liées au système d'acquisition il faut donc ajouter pour celles-ci l'erreur d'appréciation de la position du front de fissure, réalisée manuellement sous grossissement optique. Nous pouvons notamment observer sur la Figure II.25.b de deux valeurs dont les erreurs se situent à l'écart du nuage points et dépassent les 0,15 mm quelle que soit la méthode de calcul de profondeur employée. En faisant abstraction de ces points, pour lesquels la position relevée manuellement a certainement été mal évaluée, les erreurs quadratiques moyennes des deux méthodes de mesure diminuent significativement. Elles passent respectivement de 0,07 mm à 0,03 mm pour la méthode classique et de 0,08 mm à 0,04 mm pour la méthode employée

par la suite, ce qui est en concordance avec l'incertitude de mesure obtenue au cours de l'étalonnage.

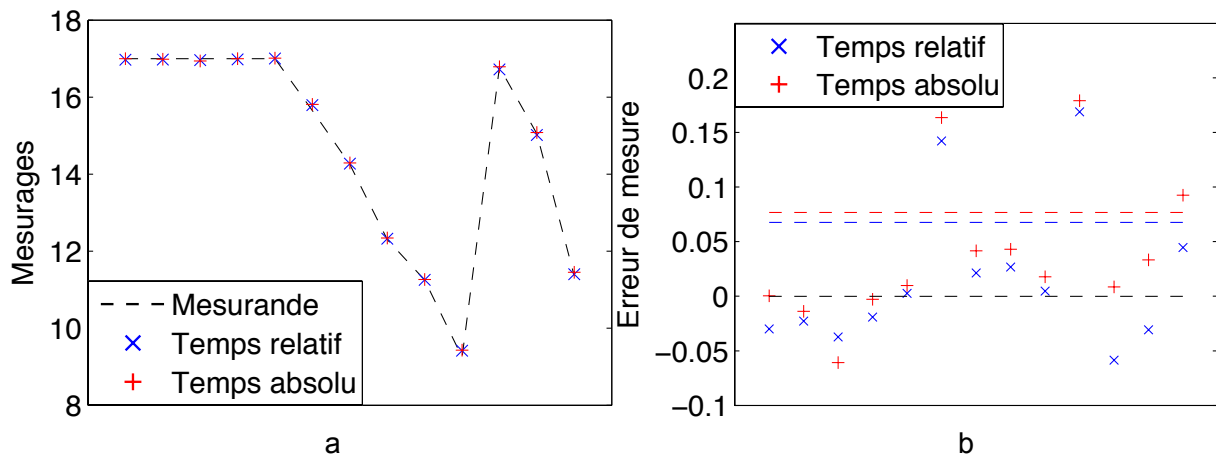


Figure II.25 : Vérification de l'étalonnage du système TOFD à partir de mesures sur cale entaillée et marquages de fronts de fissure : (a) comparaison des deux méthodes de calcul de profondeur par rapport aux mesurandes ; (b) comparaison des erreurs de mesure obtenues par les deux méthodes de calcul de profondeur. Unité en mm

La Figure II.26 présente également les résultats de mesures effectuées de manière répétée sans démontage sur la cale à gradins fissurée après la phase d'étalonnage du système TOFD. Les résultats obtenus à partir des deux méthodes de calcul décrites précédemment sont présentés. Nous pouvons voir sur la Figure II.26.b un grossissement sur le niveau supérieur de valeurs de la Figure II.26.a. Il met en évidence une dispersion dans les résultats de mesure liée à la discrétisation du signal ultrasonore reçu par le transducteur récepteur, ici couplée au bruit d'acquisition. L'association de ces deux facteurs a en effet pour conséquence de faire varier le point de passage de l'onde par zéro d'un échantillon, à la fois pour la signature de l'onde latérale et la signature du défaut.

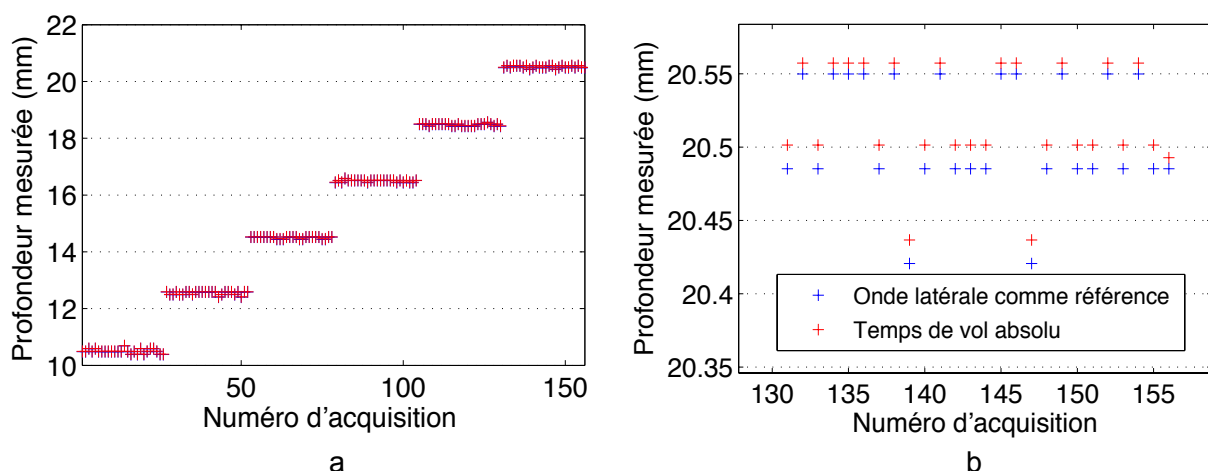


Figure II.26 : Hauteurs mesurées (a) sur l'ensemble de la cale à gradins fissurée et (b) uniquement sur la face de hauteur 23 mm après étalonnage. Les valeurs présentées sont celles obtenues à la fois à partir du calcul prenant le temps de vol de l'onde latérale comme référence et celui en prenant de temps de vol absolu des ondes reçues

Le gain élevé appliqué au signal reçu par le transducteur ultrasonore lors de la mise en œuvre de la détection de discontinuités par TOFD rend l'influence potentielle du bruit d'acquisition sur la mesure de premier ordre. Plusieurs effets préjudiciables peuvent en effet polluer l'analyse des résultats et sont observables sur la Figure II.27. Cette dernière présente une comparaison entre une cartographie d'acquisition simple et une cartographie moyennée sur 6 acquisitions. On peut dès lors apprécier dans les deux cas le niveau du bruit d'acquisition, ici superposé à la signature ultrasonore d'une fissure de 2,6 mm de profondeur, ainsi que l'amélioration apportée par le procédé de moyennage du signal. Dans le cas de la cartographie brute, le bruit observable sur l'allure des signatures d'onde longitudinale et du défaut engendre une variation temporelle de la position de leurs passages par zéro. L'estimation de ces positions étant à la base des mesures de profondeur dans la méthode TOFD, la robustesse de positionnement apportée par une diminution du bruit permet de diminuer l'incertitude de mesure. En cas de niveau de signal de mauvaise qualité (présence de parasites sur les sites industriels par exemple) ou de gain trop important appliqué au signal reçu, le bruit d'acquisition peut par ailleurs conduire au masquage de discontinuités de faible dimension s'il n'est pas diminué [57]. Dans le cas illustré sur la Figure II.27, la méthode de détection automatisée développée pour le suivi d'essais de fissuration et présentée au paragraphe II.5.1.d est employée. Les positions mesurées des passages par zéro sont indiquées par des croix rouges. Un autre type d'erreur, normalement non rencontré dans le cas de mesures manuelles, est ainsi observable. Nous pouvons en effet observer que les seuils de détection fixés ici conduisent sur la Figure II.27.a à une fausse détection de défaut alors que le problème n'apparaît pas sur la Figure II.27.b présentant le cas d'une cartographie moyennée.

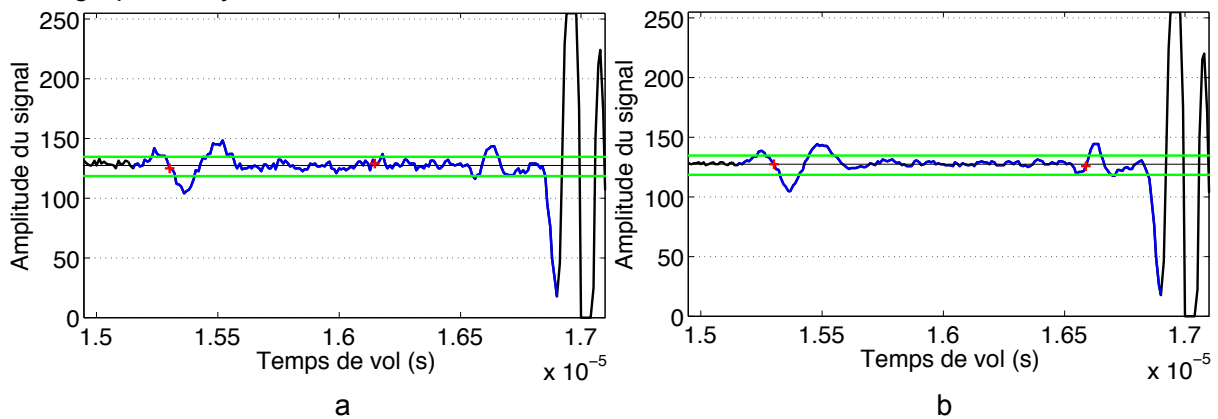


Figure II.27 : Signaux de type A-Scan issus d'une même acquisition TOFD réalisée sur une éprouvette à défaut hémisphérique comportant une fissure de 2.6 mm de profondeur. Comparaison de l'acquisition (a) brute et (b) moyennée sur 6 acquisitions

Lorsque les détections de discontinuités se font sur des cartographies correctement moyennées, l'erreur maximale Δ_{tech} de mesure du temps de parcours d'une onde ultrasonore entre les deux transducteurs est obtenue lorsque celui-ci varie par rapport à la valeur d'acquisition la plus proche de la moitié de la période d'échantillonnage. Elle peut donc s'exprimer comme

$$\Delta_{tech} = \frac{1}{2f_{ech}} \quad (II.14)$$

avec f_{ech} la fréquence d'échantillonnage du signal. Une augmentation de celle-ci conduit donc naturellement à une baisse linéaire de l'erreur commise. En appliquant des variations respectives de $t_{lat} \pm \Delta_{tech}$ et $t_{dM} \pm \Delta_{tech}$ aux valeurs nominales aux temps de vol de l'onde latérale et de l'onde diffractée, on peut ainsi obtenir l'erreur maximale associée à la discrétisation du signal. Une simulation a été effectuée pour une fréquence d'échantillonnage de signal de 100 MHz, correspondant à notre configuration expérimentale et les résultats sont présentés sur la Figure II.28. Il peut être utile de rappeler qu'avec nos transducteurs possédant une fréquence centrale de 5 MHz, le taux d'échantillonnage retenu permet de prélever 20 valeurs par période.

Plusieurs remarques peuvent être effectuées au regard de la Figure II.28.b. Notons tout d'abord que l'allure des courbes enveloppes des erreurs calculées est liée au fait que la profondeur mesurée par TOFD n'est pas linéairement proportionnelle à la différence de temps de vol de l'onde latérale et de l'onde diffractée (équations (II.4) et (II.11), Figure II.28.a). Elles présentent d'ailleurs une très légère (et naturelle) dissymétrie par rapport à l'axe des abscisses. D'autre part, les valeurs observées pour une profondeur de fissure de 20 mm correspondent parfaitement aux variations de hauteur mesurées sur la Figure II.26. Elles sont du même ordre de grandeur que celles observables sur les Figure II.23 et Figure II.24, laissant à penser que la répétabilité dépend ici principalement de cette incertitude d'échantillonnage.

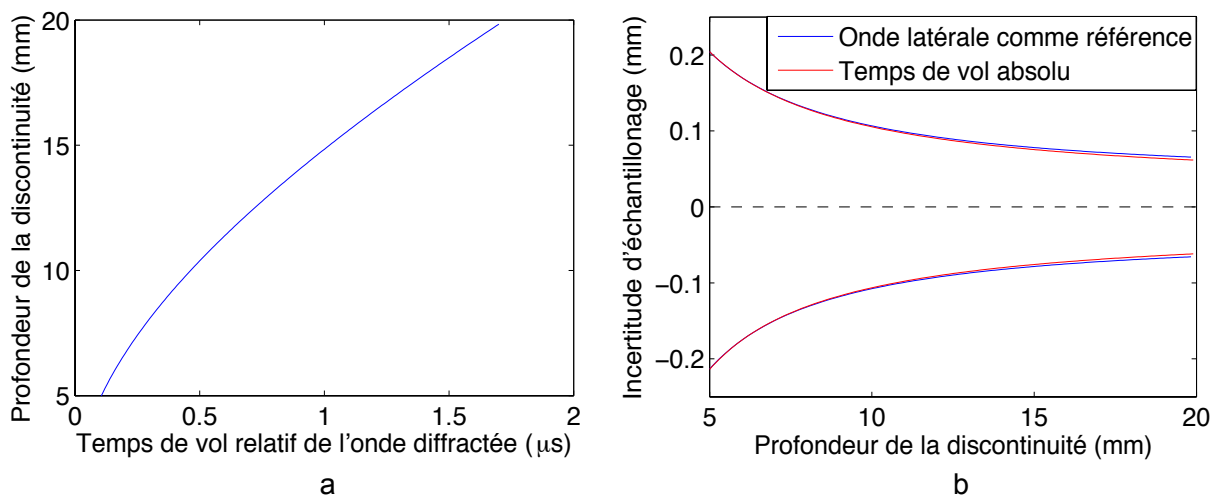


Figure II.28 : Représentation de la dépendance non linéaire de : (a) la profondeur de la discontinuité détectée en fonction du temps de vol relatif de l'onde diffractée par rapport à l'onde latérale ; (b) l'incertitude de mesure liée à l'échantillonnage en fonction de la profondeur de la discontinuité détectée

L'incertitude associée à l'échantillonnage du signal varie donc entre 0,06 mm et 1,2 mm sur notre plage de mesure (hauteurs de zones mortes déterminées au paragraphe II.5.1.a) et est à ajouter à l'incertitude de mesure résiduelle après étalonnage. Il est cependant aussi possible de procéder à un calcul de moyenne à partir de plusieurs valeurs de temps de vol, elles-mêmes idéalement obtenues sur des cartographies moyennées, pour s'affranchir de l'incertitude de position liée à la discrétisation du signal. Il ne faut d'ailleurs pas confondre le procédé de moyennage des signaux A-Scans pour réduire l'influence du bruit d'acquisition sur les mesures et le moyennage de temps de vol mesurés pour réduire l'influence de la discrétisation du signal. L'utilisation de plusieurs séries de mesures d'une

part pour la réalisation de la procédure d'étalonnage et d'autre part pour la vérification de celui-ci à l'aide des marquages de fronts de fissures permet donc de s'affranchir de cette problématique. C'est ce qui permet d'obtenir sur les Figure II.24 et Figure II.25 des niveaux d'incertitude inférieurs à ceux représentés sur les Figure II.26 et Figure II.28. Cette méthode peut d'ailleurs être appliquée au dépouillement des essais de fissuration conduits sur les éprouvettes à défaut hémisphérique car deux acquisitions sont réalisées à chaque niveau d'effort. En pratique, disposer de seulement deux acquisitions réalisées à intervalle de temps réduit et sans procédure de démontage / remontage du système TOFD ne permet que rarement de diminuer l'incertitude liée à l'échantillonnage. Le système de contrôle TOFD mis en œuvre dans ces travaux permettra donc d'obtenir au mieux une résolution de $6,3 \cdot 10^{-2}$ mm sur l'avancée du front de fissure en début de fissuration et de 0,1 mm en fin de fissuration. En prenant la racine carrée de la somme des variances de l'erreur résiduelle d'étalonnage et de la résolution de mesure, nous obtenons une incertitude sur les mesures obtenues par TOFD variant entre $6,8 \cdot 10^{-2}$ mm en début de fissuration et 0,1 mm en fin de fissuration.

Enfin une remarque peut être effectuée sur les valeurs de zones mortes données par (II.9) et (II.10). Celles-ci étant issues d'un document normatif elles garantissent une plage de détection fiable. Les valeurs réelles peuvent donc s'avérer inférieures et pour en avoir une connaissance précise il convient de les déterminer expérimentalement. Dans notre cas, la détection des signaux d'ondes latérales diffractées étant basée sur un franchissement de seuil par l'amplitude du signal reçu, la taille de la zone morte inférieure dépend de la valeur de ce seuil. Pour cette même raison, elle pourra être supérieure à la taille réelle permettant l'observation de la signature d'une discontinuité.

II.5.1.d. Suivi d'essais de fissuration

Comme précisé dans les paragraphes précédents, une nouvelle interface de pilotage du dispositif ultrasons a été développée pour les besoins de l'étude. La méthode conventionnelle de dépouillement des mesures TOFD consiste en un repérage de la discontinuité sur le B-Scan puis son dimensionnement à partir des A-Scans le composant. Les premiers passages par zéro de l'onde latérale puis de la signature du défaut sont alors repérés manuellement pour calculer ses dimensions. Si cette méthode est parfaitement adaptée à la multitude des configurations observables lors de contrôles d'installations industrielles, elle a pour inconvénient de prendre beaucoup de temps dès lors que le nombre de discontinuités est important. Dans notre cas, le suivi d'essais de fissuration en fatigue implique plus de 1000 acquisitions de signaux A-Scans, devant chacun être analysé pour suivre la propagation de la fissure. Or en plus de la possibilité de gérer les déclenchements d'acquisitions à partir de l'électronique de pilotage des machines d'essais utilisées, donc de les synchroniser avec les acquisitions d'images, cette interface a permis la récupération des cartographies TOFD de type A-Scan sous forme de fichiers de points. Il est dès lors intéressant de noter qu'un gain de temps considérable peut être réalisé en automatisant la procédure de détection et de dimensionnement des fissures. Cela est rendu possible grâce à la connaissance de l'allure des signatures de fissures. Un algorithme a donc été développé sous environnement Matlab afin de pouvoir prendre en charge les fichiers enregistrés au cours des essais.

La Figure II.27 constitue une bonne illustration du fonctionnement de l'algorithme. À partir du signal enregistré, des seuils définis par l'utilisateur permettent de détecter les écarts d'amplitude par rapport à la valeur neutre. L'analyse des passages par zéro du signal permet ensuite de repérer et enregistrer les temps de vol des ondes latérale et diffractée en coin de fissure. La Figure II.29 représente en échelle de couleurs à la manière d'un B-Scan une agglomération de l'ensemble des A-Scans obtenus au cours du suivi d'un essai de fissuration sur éprouvette à défaut hémisphérique. Il s'agit d'une représentation spatiotemporelle du déroulement de l'essai, la direction verticale représentant position dans la profondeur de l'éprouvette et la direction horizontale le nombre de cycles de sollicitation. Les mesures de temps de vol de l'onde latérale et de l'onde diffractée issues de l'algorithme de détection ont été par ailleurs superposées à cette représentation. Elles apparaissent sous la forme de doubles séries de points bleus, situés aux alentours de $15,3 \mu\text{s}$ pour l'onde latérale et évoluant entre $16,8 \mu\text{s}$ en début d'essai et $15,8 \mu\text{s}$ en fin d'essai pour l'onde diffractée. On peut remarquer l'aspect crénelé des signatures d'écho de fond, d'onde latérale et de fissure, se répercutant sur les déterminations de temps de vol mesurés. Une telle visualisation permet d'illustrer les variations de PCS avec la sollicitation de l'éprouvette, évoquées au paragraphe II.5.1.b. L'emploi d'une méthode de calcul de la profondeur des discontinuités ne faisant pas intervenir cette grandeur apparaît dès lors justifiée.

Bien que l'algorithme de détection automatisé permette un gain de temps considérable, la méthode de franchissement de seuil employée la rend non parfaite même pour notre cas d'étude. Des parties de code favorisant la probabilité de détection et la robustesse ont été implémentées mais malgré tout le choix des seuils conditionne les fausses détections et les non détections de défaut. Un seuil trop proche de la valeur neutre du signal pourra ainsi conduire au cas d'espèce rencontré sur la Figure II.27.a où la présence du bruit peut interférer avec la détection des positions de défaut. Au contraire, un seuil trop éloigné de la valeur neutre sera préjudiciable à la détection dans les premiers stades de la fissuration pour lesquels l'amplitude des ondes diffractées est faible.

En effectuant un moyennage sur un nombre suffisant de signaux reçus (dans notre cas 6 acquisitions en rafale), l'augmentation des rapports signal sur bruit obtenus permet d'augmenter la probabilité de détection dans la phase d'amorçage tout en diminuant la probabilité de fausse détection. Si celles-ci sont ponctuelles, il est également possible de discriminer *a posteriori* les valeurs aberrantes issues d'erreurs de détection en observant les valeurs prises par le laplacien de leur évolution temporelle. Un seuillage par cette quantité, dont la valeur limite d'acceptation est à déterminer au cas par cas, permet en effet d'éliminer les variations trop brutales sur la profondeur de front de fissure mesurée.

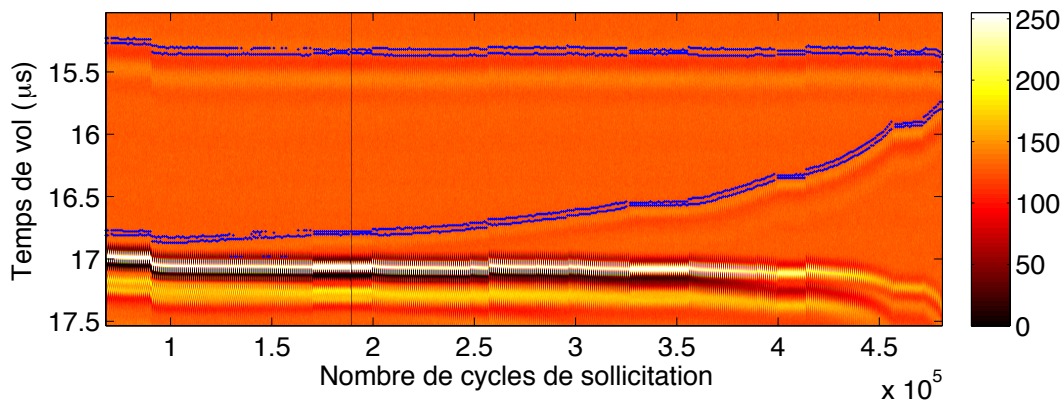


Figure II.29 : Représentation en échelle de couleurs de l'amplitude du signal ultrasons reçu par le traducteur ; superposition de la position de l'onde latérale et du front de fissure observés au cours des cycles de sollicitation

Les temps de vols mesurés à partir de la méthode de dépouillement automatique par seuillage mise en place permettent de calculer l'évolution de la hauteur de fissure en se servant, dans notre cas, de l'équation (II.11). La Figure II.30 montre, après suppression des valeurs parasites, les résultats des mesures effectuées au cours d'un essai sur éprouvette à défaut hémisphérique. Contrairement à la hauteur de zone morte basse Z_{mb} de 1,7 mm annoncée au paragraphe II.5.1.a, nous pouvons voir ici que les premières longueurs de fissure détectables se situent aux alentours de 1,1 mm de profondeur. Ces résultats étant issus de la procédure de dépouillement automatisée, la dimension minimale de fissure détectable est dépendante de la valeur de seuil fixée par l'utilisateur. Un dimensionnement commence d'ailleurs à être possible pour des longueurs de fissure inférieures en procédant à une analyse manuelle. La zone morte supérieure Z_{mh} , évaluée par calcul à 7,9 mm, n'est quant à elle pas atteinte dans la conduite de cet essai de fissuration, ni dans l'ensemble des essais menés dans ces travaux. La propagation instable de la fissure intervient en effet dans chaque cas de chargement appliqué avant d'atteindre cette zone de l'éprouvette. Les paliers de stabilisation de la longueur de fissure constatés sur la Figure II.30.a et tronqués sur la Figure II.30.b correspondent aux sollicitations sous amplitudes de contrainte réduites nécessaires (expliquées au paragraphe II.6.1).

Sur la Figure II.30.b, une diminution temporaire de la vitesse de propagation est observable à partir de 340 000 cycles de sollicitation. Elle correspond à la réalisation d'une décroissance d'effort, ou load-shedding en anglais. Dans le contexte industriel de l'étude, cette procédure de décroissance permet d'évaluer le gain potentiel que l'on peut attendre en termes de durée de vie si l'on abaisse le niveau de sollicitation nominal d'une structure en cas d'impossibilité de réparation immédiate du composant fissuré.

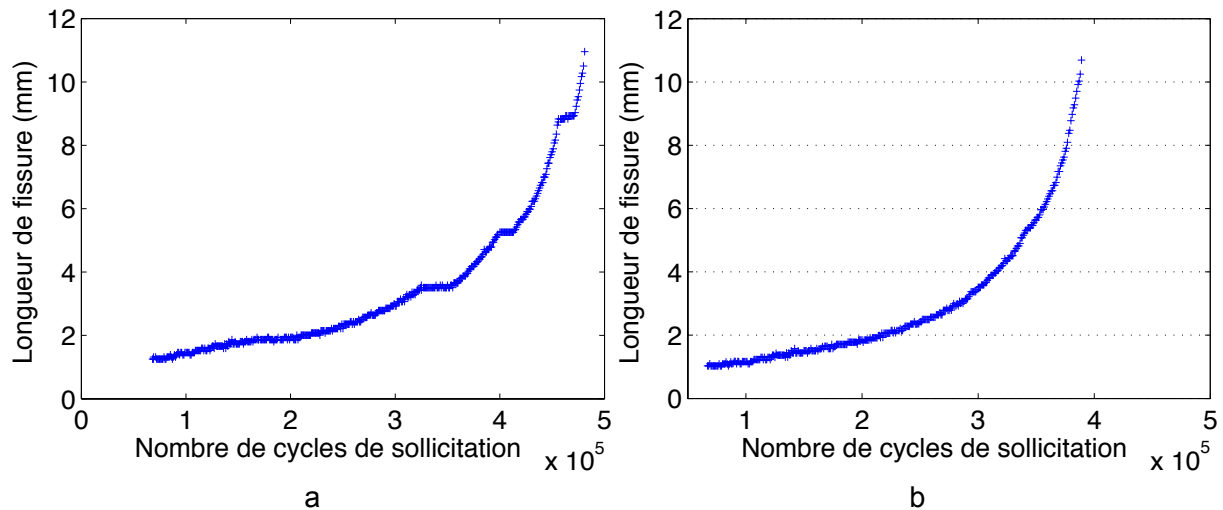


Figure II.30 : Courbe de longueur de fissure mesurée par TOFD au cours d'un essai de fissuration sur éprouvette à défaut hémisphérique (a) avec et (b) sans paliers de sollicitation à amplitude de contrainte réduite.

Dans notre cas, cette décroissance est volontairement insuffisante pour stopper complètement l'avancée de la fissure. Ce choix a été effectué afin de conserver la possibilité de disposer d'évolutions de longueur de fissures exploitables suite à cette procédure et ainsi pouvoir les comparer avec les prévisions du modèle présenté dans le Chapitre III.

La Figure II.31 présente également l'évolution d'une propagation de fissure dans une éprouvette à défaut hémisphérique, mais ayant cette fois subi une sollicitation cyclique de rapport de charge égal à -1. En suivant la procédure d'essai décrite au paragraphe II.4.1, des acquisitions ont pour celle-ci été effectuées au niveau d'effort inférieur (soit $F_{min} = -F_{max}$), à effort nul, à l'effort correspondant au cas de chargement en rapport de charge égal à 0,1 (soit $F = 0,1 \times F_{max}$) et à effort maximal. Ce protocole d'acquisition a permis de comparer la détectabilité de la fissure et les valeurs de longueur obtenues en fonction du chargement appliqué, donc de son ouverture.

On peut se rendre compte grâce à la superposition sur la Figure II.31 des courbes obtenues que pour les acquisitions à effort nul, à rapport de charge égal à 0,1 et à effort maximal, les mesures de longueur de fissure obtenues sont comparables. Les courbes présentées sur la Figure II.32 apportent un complément d'information. Tout d'abord nous pouvons nous rendre compte qu'une mesure effectuée sous sollicitation nulle présente une probabilité de détection plus faible, puisqu'un certain nombre de longueurs de fissures sont mal évaluées sur la Figure II.32.b. D'autre part, nous pouvons constater que la fissure n'est pas détectable lorsque celle-ci est complètement refermée par application d'une sollicitation en compression.

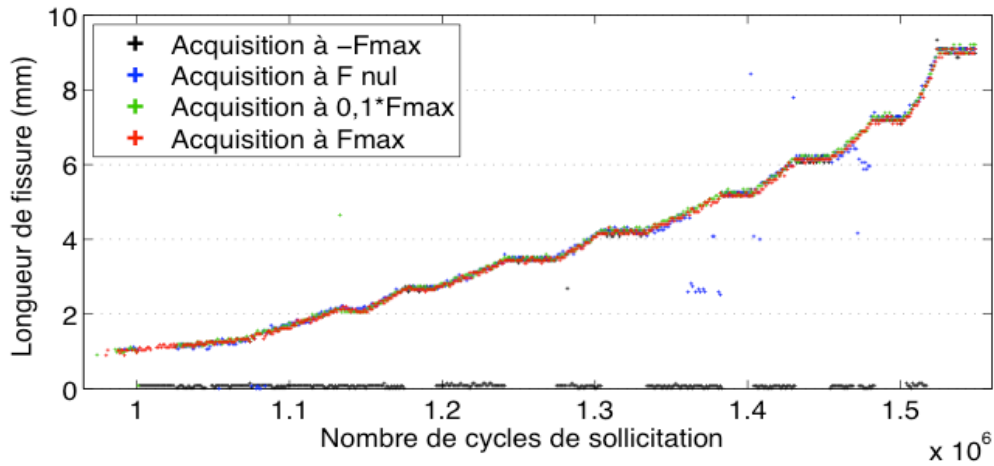


Figure II.31 : Superposition des évolutions de longueur de fissure mesurées par TOFD à quatre niveaux d'efforts distincts sur une éprouvette à défaut hémisphérique soumise à une sollicitation cyclique de rapport de charge -1

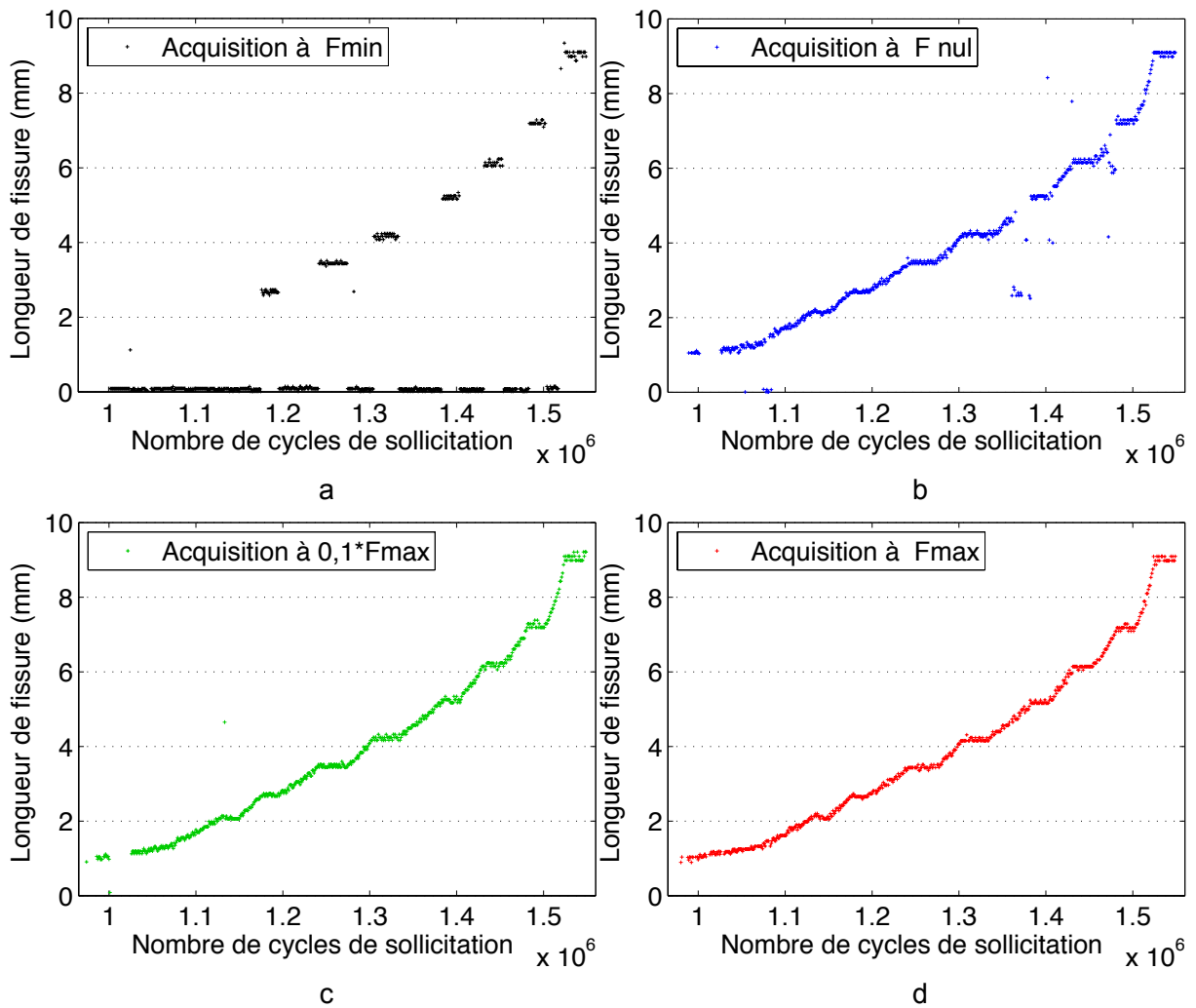


Figure II.32 : Vues individuelles des évolutions de longueur de fissure mesurées par TOFD à quatre niveaux d'efforts distincts sur une éprouvette à défaut hémisphérique soumise à une sollicitation cyclique de rapport de charge -1

Cette constatation est de première importance de par sa transposition aux cas de contrôles industriels ou une détection sur installation déchargée, ou éventuellement soumise à une sollicitation de flexion refermant la fissure peut masquer sa détection. L'observation sur la Figure II.33 des cartographies A-Scan obtenues à nombre de cycles identiques donne un aperçu de la raison de cette différence de détection.

La Figure II.33 apporte une illustration de l'origine de ces manques de détection. Il y apparaît que l'amplitude de la signature de la fissure diminue notablement lorsque la fissure n'est pas ouverte par une sollicitation en traction de l'éprouvette. Le phénomène d'atténuation est amplifié lorsqu'une sollicitation en compression contribue à fermer la fissure. La signature de l'onde diffractée disparaît ainsi totalement des acquisitions lorsque celles-ci sont réalisées à l'effort minimal du cycle effectué sous rapport de charge égal à -1. Comme on peut le voir sur la Figure II.32.a, ce constat est valable quelle que soit la longueur de fissure propagée lors de l'essai présenté. Seuls les paliers de diminution d'amplitude de contraintes, pour lesquels le rapport de charge passe de -1 à 0,7 permettent donc d'observer un état de sollicitation en traction de l'éprouvette à F_{min} et d'y observer la signature de l'onde diffractée.

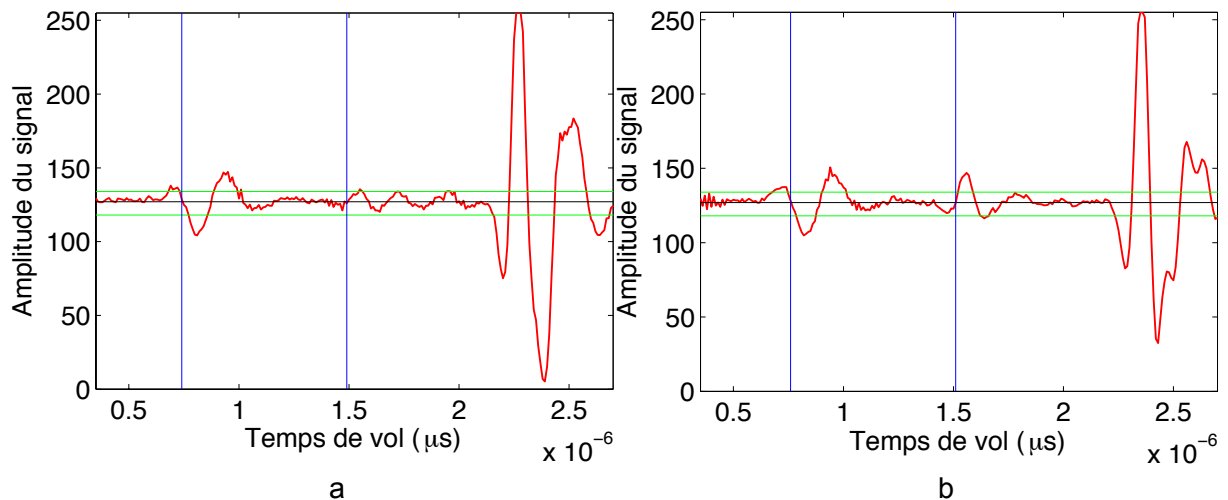


Figure II.33 : Signaux ultrasons reçus à nombre de cycles identique (a) pour une acquisition à effort nul et (b) pour une acquisition à effort maximal

Enfin, la similitude des courbes présentées sur les Figure II.32.c et Figure II.32.d, permet de retrouver un résultat présenté dans le Chapitre I au cours de l'analyse des essais de fissuration sur éprouvettes CCT (paragraphe I.5.3.b). L'absence de diminution de probabilité de détection pour $F = 0,1 F_{Max}$ permet en effet de considérer la fissure ouverte à ce niveau d'effort.

II.5.2. Mesures par stéréocorrélation d'images numériques

II.5.2.a. Configuration optique

Dans notre cas, le dispositif d'acquisition d'images permettant la réalisation de mesures par stéréocorrélation est composé de deux caméras de même modèle, déjà

utilisées dans la campagne d'essais menée sur éprouvettes CCT. Chacune d'entre elles possède une définition de 12 mégapixels. La Figure II.34 montre une représentation rappelant la configuration du dispositif expérimental mis en place autour des éprouvettes à défaut testées. Les caméras utilisées sont associées à des objectifs de focale fixe 105 mm afin d'obtenir un grossissement satisfaisant de la zone utile de l'éprouvette proche de l'amorce de fissure. Par opposition aux essais conduits sur éprouvettes CCT, une faible ouverture du diaphragme de l'objectif (associée à un éclairage important) a été choisie ici. Ce choix permet d'augmenter considérablement la profondeur de champ, c'est-à-dire la profondeur sur laquelle la scène observée apparaît nette sur les images. On obtient avec ces nouveaux réglages des images nettes sur près de 8 mm de profondeur contre quelques dixièmes de millimètres dans la campagne décrite dans le Chapitre I. Une faible ouverture du diaphragme réduit en revanche l'intensité lumineuse parvenant jusqu'au capteur et nécessite donc un dispositif d'éclairage plus important et des temps d'exposition plus élevés.

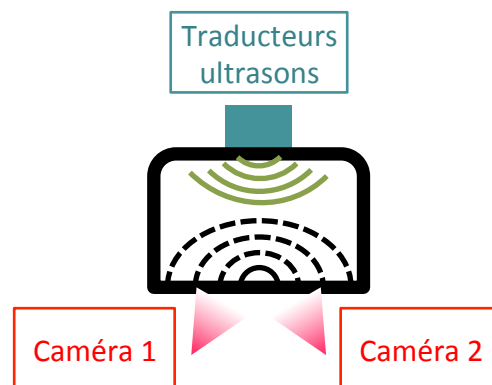


Figure II.34 : Disposition des moyens de suivi de fissuration lors des essais effectués sur barreau à défaut hémisphérique

II.5.2.b. Reconstruction des champs de déplacement tridimensionnels

La Figure II.35 rappelle l'ensemble des opérations de corrélation d'images à effectuer (hors phase d'étalonnage à partir de la mire) conduisant à la reconstruction de la forme et la projection des champs de déplacement mesurés sur celle-ci. On peut y voir les associations d'images temporelles réalisées indépendamment à partir des observations gauche et droite d'une région d'intérêt commune ainsi que l'association spatiale résultant d'un calcul de corrélation entre deux images de référence gauche et droite. Cette dernière opération permet de lier les coordonnées des points observés indépendamment sur les deux images. Avec les matrices de projection obtenues lors de la phase d'étalonnage, la surface observée peut être reconstruite et les champs de déplacement mesurés.

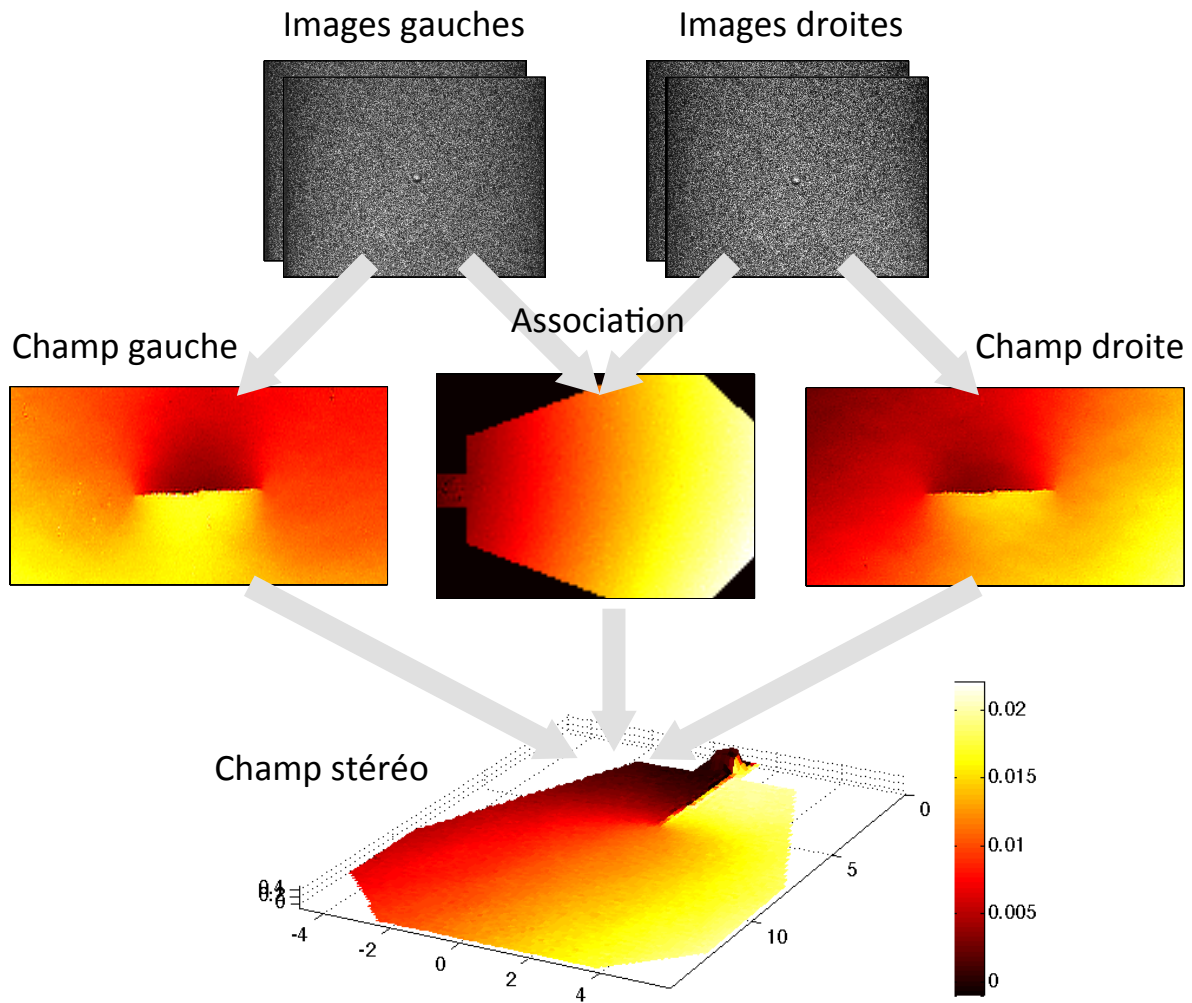


Figure II.35 : Résumé de l'ensemble des champs de déplacement calculés par corrélation d'images numériques, utilisés pour obtenir une mesure du champ de déplacement (ici parallèle à la direction de sollicitation) associé à la reconstruction de forme sur une éprouvette à défaut hémisphérique

Bien que la profondeur de champ de la configuration optique ait été maximisée afin de disposer d'images nettes, les bords des images sont plus délicats à apparier. Ils demeurent en effet moins nets et davantage sujets aux distorsions optiques intrinsèques au montage. Afin de conserver des mesures de champ de qualité, les régions d'intérêt ont donc été optimisées afin de favoriser la convergence de l'algorithme de corrélation autour de la zone de fissuration. La différence de position des points correspondants sur les images acquises par les deux caméras peut de plus être importante ; le calcul de corrélation est donc dans notre cas initialisé par un champ de déplacement parabolique appliqué à l'image de droite à partir de points repérés manuellement sur les deux photographies. Sans cette étape d'initialisation, la convergence de l'algorithme peut parfois être difficilement atteinte. Une illustration de cette étape est observable sur la Figure II.36, présentant l'image « déformée » (par opposition à l'image de référence utilisée en corrélation d'images) avant et après que lui soit appliqué le champ de déplacement parabolique.

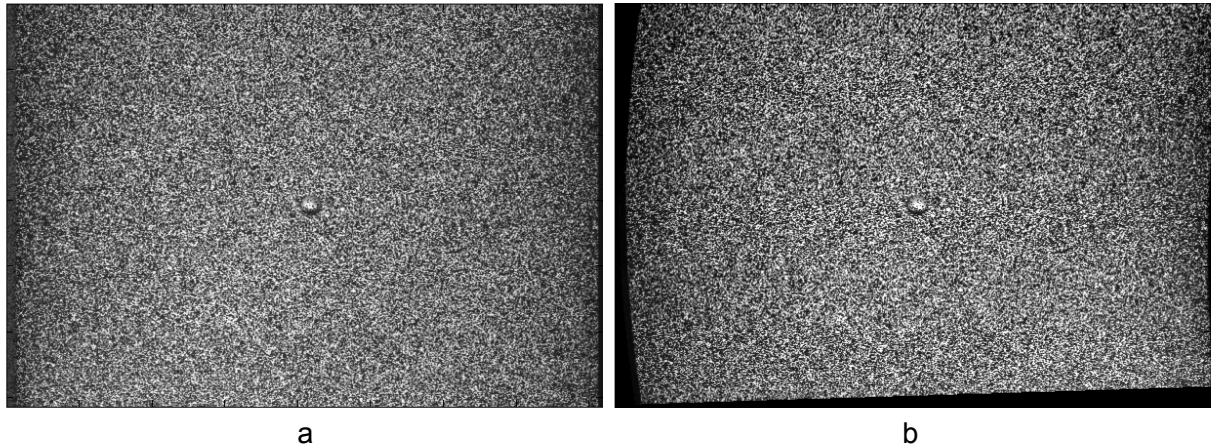


Figure II.36 : Image « déformée » utilisée pour l'étape d'appariement spatial par calcul de corrélation d'images numériques (a) avant et (b) après application du champ de déplacement parabolique d'initialisation

Également dans l'optique de favoriser l'appariement spatial, la convergence des calculs de corrélation d'images numériques a été facilitée en prenant pour base des éléments Q4 de 16 pixels de côté. La résolution spatiale résultant de ce choix est de l'ordre de $20 \mu m$.

Des comparaisons de forme ont été réalisées à partir des mesures de morphologie obtenues par interférométrie présentées au paragraphe II.4.1.a. Nous pouvons ainsi quantifier la qualité de reconstruction obtenue par stéréocorrélation d'images numériques. Sur l'exemple présenté Figure II.37, un écart de profondeur de l'ordre de 0,025 mm a été identifié en fond de défaut entre la mesure sur profil reconstruit par stéréocorrélation d'images et celle obtenue à l'aide du profilomètre. De même, avec une hauteur moyenne mesurée sur la partie plane de la reconstruction égale à 0,02 mm associée à un écart-type de l'ordre de 0,033 mm, on peut considérer le processus de reconstruction de qualité très satisfaisante.

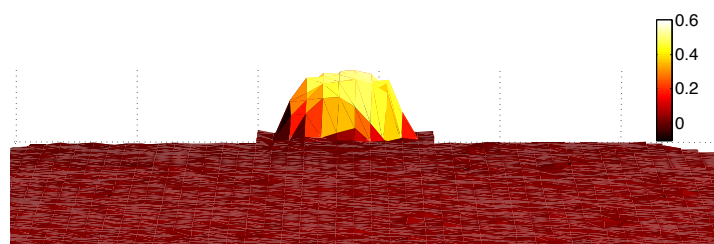


Figure II.37 : Reconstruction de profil obtenu par stéréocorrélation d'images numériques sur une éprouvette à défaut hémisphérique ; hauteur du profil en échelle de couleur. Unité en mm

Or le respect de la géométrie calculée vis-à-vis de la géométrie nominale de l'éprouvette est garante de la qualité de reconstruction des mesures de champs de déplacement. Ceux-ci sont en effet calculés pour chaque caméra comme s'il s'agissait d'un suivi d'essai par corrélation d'images numériques en monovision. Plus précisément, les images de chaque série gauche et droite sont traitées suivant la même méthode que celle employée pour les essais de fissuration sur éprouvettes CCT et décrite dans le Chapitre I. L'observation des résidus de corrélation comme estimateur d'erreur est donc possible dans cette première phase de calcul des champs de déplacement caméra par caméra. La

connaissance du déplacement relatif et bidimensionnel des points des images, dans le repère de ces images, permet ensuite de les ramener dans le repère 3D de la scène par la même méthode que celle employée pour la reconstruction de forme. C'est alors cette qualité de reconstruction qui conditionne celle des mesures. Afin de disposer d'un estimateur qualitatif d'erreur de celle-ci, il est également possible d'observer la valeur des résidus. Ainsi, contrairement à l'exemple de la Figure II.37, la Figure II.38.a illustre un cas où la répartition non homogène des valeurs et leur niveau élevé dans la partie non convergée du calcul donne lieu à une reconstruction non fidèle à la géométrie attendue, visible sur la Figure II.38.b. Outre le pic culminant à près de 7 mm visible dans un coin de la forme reconstruite pour une altitude nominale nulle, les proportions de la géométrie sont loin d'être respectées. Cela est notamment visible par comparaison avec la forme du masque présenté sur la Figure II.38.a, mais également de manière plus quantitative puisque la dimension verticale, ici de l'ordre de 50 mm, ne devrait excéder 10 mm.

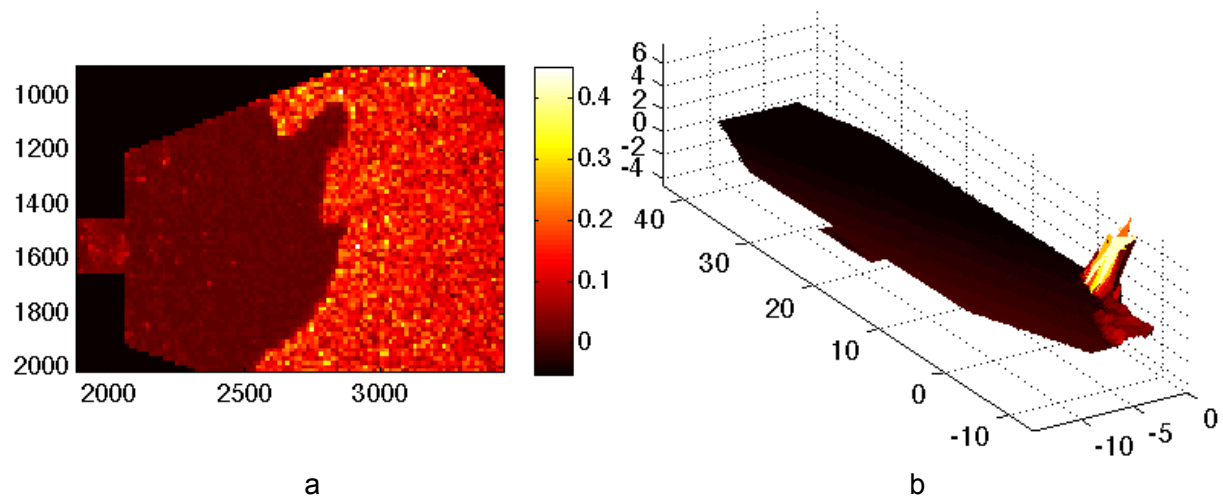


Figure II.38 : Illustration d'une mauvaise association spatiale des images gauche et droite, repérable sur (a) la carte des résidus et de son influence sur (b) la géométrie résultante. Unité en mm

II.5.2.c. Identification des champs de la MELR

La finalité de la conduite de ces essais était de mesurer la propagation des fissures lors de la sollicitation d'éprouvettes à défaut hémisphérique. Les champs de déplacement tridimensionnels obtenus à partir des mesures par stéréocorrélation d'images numériques ont donc servi de base à l'identification des champs de la mécanique élastique linéaire de la rupture correspondants. La méthode employée pour l'identification est la même que celle décrite et employée au paragraphe I.5.3. La richesse de l'information dont nous disposons grâce à la mesure de champs surfaciques 3D a par ailleurs également permis d'identifier le facteur d'intensité des contraintes en mode III K_{III} , à partir de l'expression

$$u_3(z) = \frac{2K_{III}}{\mu} \left(\frac{r}{2\pi}\right)^{1/2} \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) + rT_{13} \cos(\theta) + o(r^{3/2}) \quad (\text{II.15})$$

proposée dans [67]. Par analogie avec les équations (I.2) et (I.3), les variables r et θ représentent les coordonnées d'un point dans le repère de la pointe de fissure et μ le coefficient de Lamé. L'expression de u_3 dépend également de T_{13} , contrainte T antiplane.

Un calcul préliminaire d'identification, dont les résultats sont visible sur la Figure II.39, a été effectué afin de comparer les mesures obtenues en état de contraintes planes ou de déformations planes. En effet, la section utile des éprouvettes à défaut hémisphérique étant de 20 x 30 mm, celles-ci peuvent être considérées comme des structures épaisses dont la sollicitation interne se rapproche d'un état de déformation plane. Cependant, les mesures effectuées par corrélation d'images numériques étant tridimensionnelles surfaciques, les mesures ont été considérées avoir été effectuées en état de contraintes planes. Nous pouvons constater que les valeurs du facteur d'intensité des contraintes en mode I obtenues sont plus élevées en déformations planes qu'en contraintes planes. Cette différence provient de la présence du coefficient κ , présent dans les équations (I.2) et (I.3) et plus faible dans le cas de déformations planes. La différence reste constante de l'ordre de 10 % sur l'ensemble du trajet de fissuration. Bien que l'amplitude du premier ordre de la série de Williams intervienne dans le calcul de la position de la pointe de fissure (équation (I.21)), celle-ci est en pratique principalement dépendante du terme d'ordre -1. Avec des écarts de mesure situés aux alentours de 10^{-2} mm, nous pouvons considérer que la longueur de fissure obtenue par identification des champs de la MELR n'est pas affectée par un calcul effectué en contraintes planes ou en déformations planes. De même les valeurs de facteur d'intensité des contraintes en mode II et III ne changent pas de manière significative, avec des écarts moyens de l'ordre de $10^{-2} \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ associés à un écart type de l'ordre de $10^{-1} \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$.

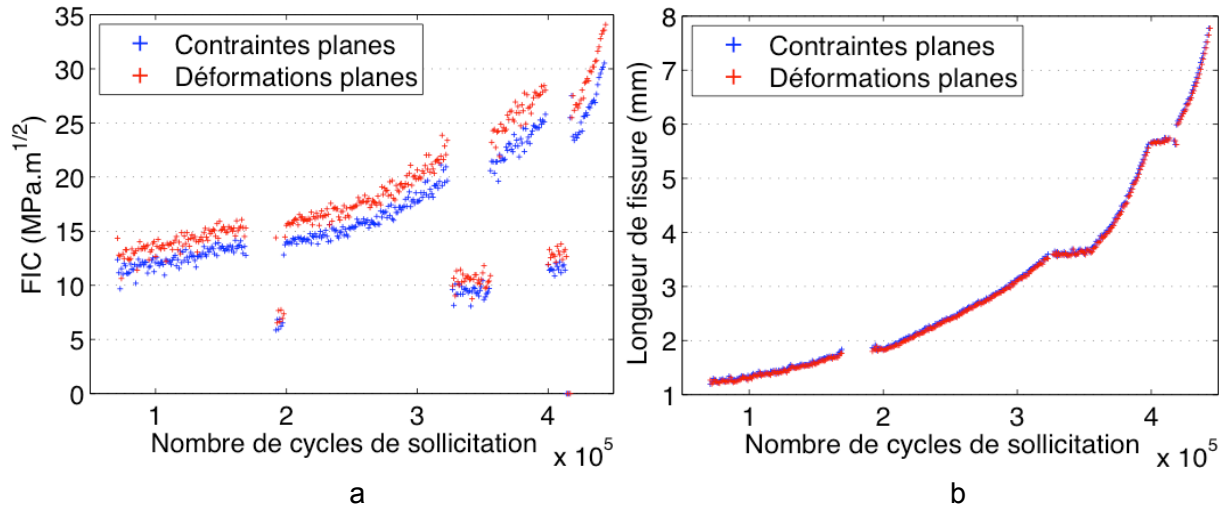


Figure II.39 : Comparaison des valeurs (a) de facteur d'intensité des contraintes (mode I) et (b) de longueur de fissure obtenues sur la même lèvres de fissure à partir d'identifications de champs de la MELR en contraintes planes et en déformations planes

Nous avons vu au paragraphe I.5.3.b qu'il est difficile de déterminer un jeu précis de paramètres présentant un gain significatif en termes de qualité d'identification. Toutefois, en accord avec les observations résultant de l'étude paramétrique conduite sur éprouvettes CCT, un masque extérieur de taille variable égale à $a/2$ a été retenu. De même les termes d'indices -3 à 6 de la série de Williams ont été utilisés pour les identifications afin de garantir la qualité et la robustesse de celles-ci. Le rayon du masque appliqué sur le trajet de

fissuration et autour de la pointe de fissure de rayon est de 0,3 mm, soit de taille équivalente à ceux de 20 pixels appliqués dans le cas des éprouvettes CCT.

Comme dans le cas des mesures par corrélation d'images numériques en monovision, la qualité des identifications peut être quantifiée à partir des résidus. Une représentation de cet indicateur de qualité, nul en moyenne, peut être effectuée sous forme de champs présentant la différence point-à-point de valeurs obtenues, de la même manière que dans le cas en deux dimensions représenté sur la Figure I.28. Les résidus peuvent également être représentés par l'intermédiaire de leur écart-type, ce qui permet alors de quantifier l'incertitude à associer aux résultats d'identification. Ainsi nous pouvons voir sur la Figure II.40.d que dans le cas des champs de la MELR obtenus à partir de champs de déplacement mesurés par stéréocorrélation d'images numériques, l'incertitude associée à l'identification demeure inférieure à $0,3 \mu m$ sur la quasi-totalité de la fissuration. Cette valeur est à rapprocher des résolutions et incertitudes présentées dans le Chapitre I. Les incertitudes associées aux résultats obtenus sur éprouvettes CCT se situaient aux alentours de $0,5 \mu m$, c'est-à-dire proche de la résolution du système pour des calculs conduits avec des éléments de 8 pixels de côté. Dans le cas présenté ici, l'incertitude est donc plus faible et se rapproche une nouvelle fois de la résolution du système pour des éléments de 16 pixels. Les résultats présentés sur les Figure II.40.a, Figure II.40.b et Figure II.40.c peuvent donc être considérés comme valides jusqu'à la fin du dernier palier de décroissance d'amplitude de sollicitation, vers 475 000 cycles. Après ce stade, un état de plasticité généralisé de l'éprouvette entraîne une propagation instable de la fissure. Les décroissances sont d'ailleurs clairement observables sur la Figure II.40.a, présentant les mesures d'amplitude de facteur d'intensité des contraintes en mode I mesurées sur les lèvres gauche et droite de la fissure propagée dans une même éprouvette. La comparaison de ces valeurs avec les contributions des modes II et III, présentées pour les deux lèvres de fissure sur la Figure II.40.c, fournit un second critère de validation de l'essai conduit. La constance des valeurs à un faible niveau dans ces deux modes assure en effet une conformité de la conduite d'essai avec le cahier des charges initial. La dispersion associée aux valeurs d'amplitude de facteur d'intensité des contraintes en mode III est toutefois bien plus élevée que celle associée à celles des modes I et II. La cause provient de la faible amplitude des déplacements hors plans mesurés, générant une incertitude plus importante sur les champs identifiés. Enfin, du fait de la croissance des valeurs de facteur d'intensité des contraintes en mode I avec la longueur de fissure, nous pouvons noter un incrément de propagation de la fissure plus important sur le dernier palier de décroissance d'amplitude de sollicitation que celui désiré et obtenu sur les paliers précédents.

L'évolution des différences d'amplitude d'intensité des contraintes et des longueurs de fissure mesurées en cours d'essai entre les lèvres gauche et droite de la fissure sont présentées sur la Figure II.41. Malgré le soin apporté à la préparation de l'essai présenté, les aléas expérimentaux ont entraîné l'apparition d'une dissymétrie au niveau de la propagation de fissure. Elle évolue entre une valeur initiale de 0,1 mm en fin de préfissuration jusqu'à 0,6 mm en fin d'essai et est accompagnée par une dissymétrie de même allure de l'amplitude de facteur d'intensité des contraintes mesuré en mode I, évoluant approximativement entre 1 et $4 MPa\sqrt{m}$. La vue de ces deux courbes de la Figure II.41 laisse penser que la cause probable de ces différences de propagation entre la lèvre gauche et la lèvre droite de la fissure provient de l'incertitude sur l'alignement de l'éprouvette dans la machine d'essai.

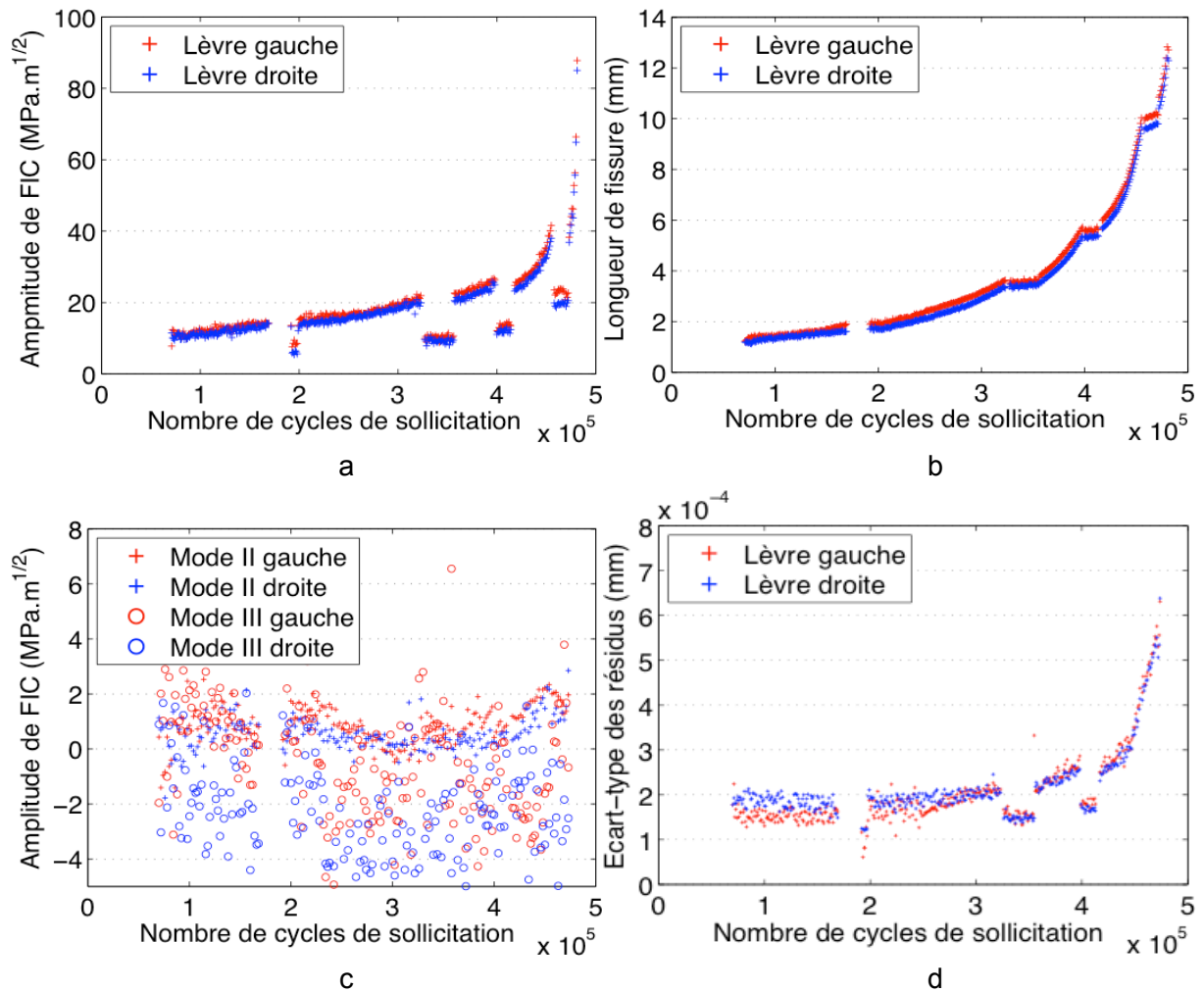


Figure II.40 : Évolution des valeurs (a) de facteur d'intensité des contraintes en mode I, (b) de longueur de fissure, (c) facteur d'intensité des contraintes en mode II et III et (d) des résidus d'identification mesurées sur les lèvres de fissure gauche et droite d'une même éprouvette à défaut hémisphérique à partir d'identifications de champs de la MELR

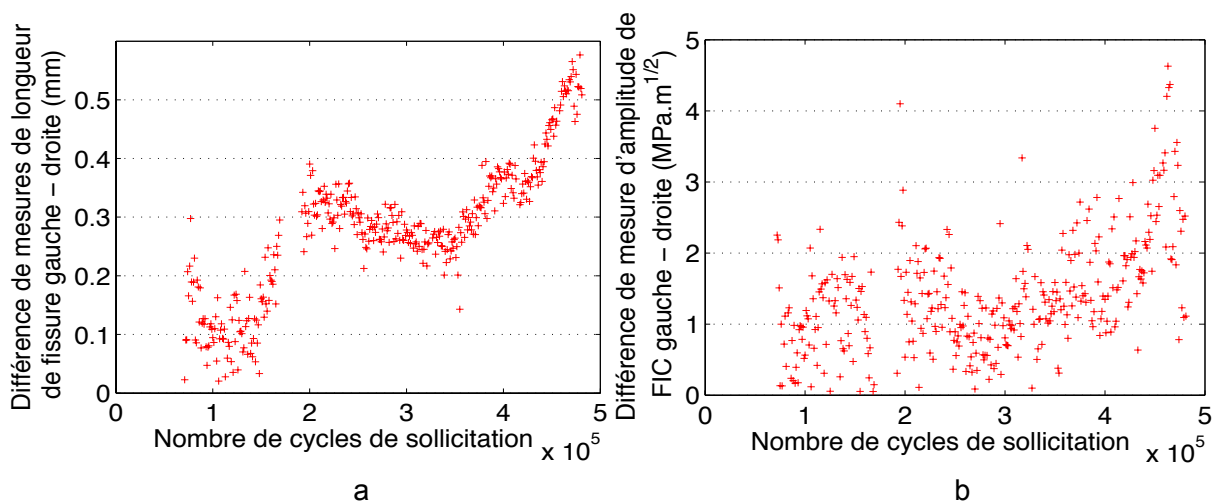


Figure II.41 : Différence des valeurs (a) de longueur de fissure et (b) de facteur d'intensité des contraintes mesurées entre les lèvres de fissure gauche et droite d'une même éprouvette à défaut hémisphérique à partir d'identifications de champs de la MELR

À partir des données représentées sur la Figure II.40, il est possible d'identifier la loi de fissuration (équations (I.9) et (I.10)), pour une propagation de fissure surfacique dans nos éprouvettes à défaut sollicitées cycliquement sous rapport de charge égal à 0,1. Les valeurs $C = 1,26 \cdot 10^{-12}$ et $m = 3,32$ ont été obtenues pour la loi de fissuration sans seuil de non propagation et $C_s = 1,20 \cdot 10^{-11}$, $m_s = 2,72$ et $\Delta K_s = 3 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ pour la loi de fissuration avec seuil. Elles sont comparables aux valeurs moyennes obtenues à partir de l'étude paramétrique menée dans le Chapitre I sur les éprouvettes CCT soumises au même rapport de charge. Pour rappel, ces valeurs étaient $C = 2,74 \cdot 10^{-12}$, $m = 3,29$; $C_s = 4,87 \cdot 10^{-11}$, $m_s = 2,62$ et $\Delta K_s = 3,66 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$. La différence avec les valeurs observées dans ce paragraphe est donc très raisonnable, puisque de l'ordre de 0,5 écart-type pour les préfacteurs C et C_s , respectivement 0,1 et 0,3 écart-type pour les coefficients m et m_s et autant pour le seuil de non propagation ΔK_s . La Figure II.42 permet de visualiser la comparaison entre les courbes obtenues dans chaque cas. En accord avec les valeurs numériques, les pentes observées sur les Figure II.42.a et Figure II.42.b sont équivalentes entre la loi de fissuration moyenne identifiée sur éprouvettes CCT et celle obtenues sur éprouvettes à défaut. La différence sur les coefficients C et C_s est toutefois à l'origine d'un léger décalage des ordonnées à l'origine, traduisant des valeurs d'amplitude de facteur d'intensité des contraintes mesurées plus élevées à longueur de fissure équivalente.

Pour rappel, l'unité des valeurs du paramètre C présentées dans ces travaux est définie telle que l'unité d'incrément de fissure da est le mètre et celle de l'amplitude du facteur d'intensité des contraintes ΔK est le $\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$.

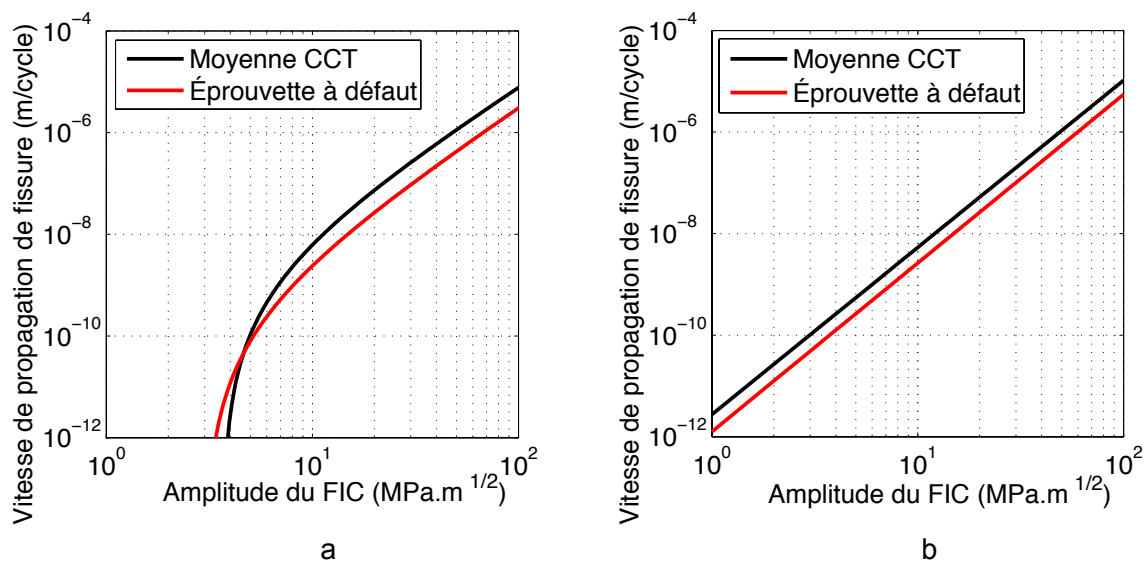


Figure II.42 : Comparaison avec les résultats de l'étude paramétrique menée sur éprouvettes CCT de la loi de fissuration (a) avec et (b) sans seuil de non propagation obtenue à partir des résultats de la Figure II.40 sur l'éprouvette à défaut hémisphérique sollicitée sous rapport de charge égal à 0,1

Enfin, on peut retrouver sur la Figure II.43 le même type de dissymétrie de propagation que sur les Figure II.40 et Figure II.41 pour l'éprouvette sollicitée avec un rapport de charge égal à -1. La méthode de calcul de la position de pointe de fissure étant basée sur une mesure de champs de déplacement relatifs entre deux états de sollicitation distincts, elle permet de mesurer correctement les positions successives de pointe de fissure malgré une

image de référence acquise sous sollicitation négative. Les problèmes de détection rencontrés dans l'utilisation de la méthode TOFD pour les fissures fermées ne sont donc pas rencontrés dans le cas de la corrélation d'images. Notons cependant que le choix des images entre lesquelles la corrélation est effectuée aura une influence sur les valeurs d'amplitude de facteur d'intensité des contraintes mesurées.

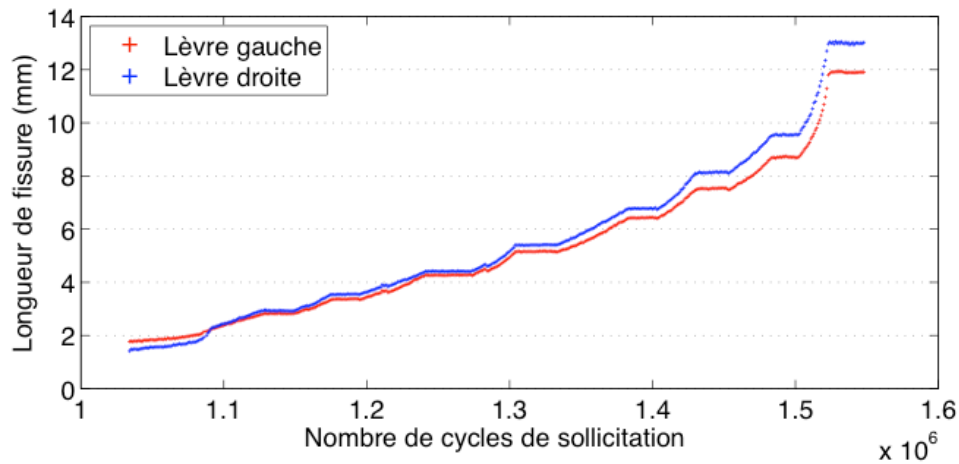


Figure II.43 : Évolution mesurées à partir d'identifications de champs de la MELR des longueurs de lèvres gauche et droite d'une fissure propagée dans une éprouvette à défaut hémisphérique soumise à une sollicitation cyclique de rapport de charge -1

Le Tableau II.3 présente la valeur des facteurs d'intensité des contraintes en mode I, II et III calculés pour une série d'images acquises au bout de 1340000 cycles de sollicitation. Ces valeurs ont été obtenues à partir de mesures de champs prenant comme référence commune une image acquise à F_{\min} et comme image déformée une image acquise à F_{nul} , $F = 0,1 F_{\text{Max}}$ ou $F = F_{\text{Max}}$. Nous pouvons nous rendre compte que les mesures de facteur d'intensité des contraintes en mode I suivent effectivement approximativement la proportionnalité de l'amplitude d'effort appliqué à l'éprouvette. Les facteurs d'intensité des contraintes en mode II et III demeurent au contraire à des niveaux faibles, indépendamment de l'amplitude du champ de déplacement mesuré entre l'état de référence et l'état déformé. Comme pour le cas de l'essai sous rapport de charge égal à 0,1, cela indique que la fissure est sollicitée en mode I et que les variations dans les valeurs observées relèvent de l'incertitude de mesure. Il est d'ailleurs une nouvelle fois possible de constater que celle associée au mode III est plus importante que celles associées aux modes I et II.

Couple d'images	FIC I ($MPa\sqrt{m}$)	FIC II ($MPa\sqrt{m}$)	FIC III ($MPa\sqrt{m}$)
$F_{\min} - F_{\text{nul}}$	11,23	1,24	-2,76
$F_{\min} - 0,1 F_{\text{Max}}$	11,78	3,13	0,54
$F_{\min} - F_{\text{Max}}$	24,11	1,15	-3,58

Tableau II.3 : Comparaison des valeurs de facteur d'intensité des contraintes en mode I, II et III obtenues par identification des champs de la MELR à partir de mesures de champs calculées avec une image de référence commune acquise à F_{\min} et une image déformée acquise à différents niveaux de sollicitation

II.6. Morphologie des fronts de fissure

La finalité de cette étude morphologique du front de fissure est de pouvoir l'intégrer dans le modèle de prévision de durée de vie décrit dans le Chapitre III, dans lequel elle occupe une place significative (équation (III.10)). Qui plus est, l'observation de la variabilité des valeurs prises par cette quantité lors des différents essais conduits pourra fournir une information intéressante sur l'incertitude supplémentaire à associer au facteur d'intensité des contraintes. De même, la connaissance de son éventuelle évolution au cours de la propagation serait à prendre en compte dans le calcul de propagation de fissure effectué dans le modèle de prévision.

II.6.1. Marquage de fronts de fissure

Le marquage de front de fissure permet de graver sur le faciès de rupture la position du front de fissure à un moment donné. Cette technique permet de quantifier *a posteriori* la propagation d'une fissure mais également d'observer au cours de cette propagation l'évolution de la morphologie du front d'avancée. Dans notre cas, ces observations ponctuelles ont également permis une confrontation avec le suivi des essais réalisé périodiquement à l'aide des autres techniques de mesure (paragraphe II.5.1.d et II.5.2.c). Ce *juge de paix*, déjà évoqué lors de la phase de vérification de l'étalonnage du système TOFD (paragraphe II.5.1.c), permet de disposer d'un moyen supplémentaire validant les résultats obtenus.

Les marquages de front de fissure sont fréquemment observables sur les faciès provenant de cas de ruptures industrielles [68]. Différentes méthodes sont d'ailleurs présentées dans la littérature afin de reproduire expérimentalement leur apparition [69-72]. Certaines utilisent des appareillages extérieurs au dispositif expérimental pour imprimer des variations de couleur sur les morphologies de front de fissure. Parmi les techniques les plus répandues nous pouvons citer le marquage par chauffage [70], exploitant les propriétés thermiques des matériaux (notamment pour les aciers inoxydables ou les inconels, dont la couleur conserve la mémoire de la température maximale) ou le marquage par infiltration d'encre [69] pour différencier *post mortem* les parties saines des parties fissurées à différents stades de fissuration. Hormis le fait que le premier type de marquage ne s'applique pas facilement à tous les matériaux il nécessite une vérification que la création induite d'oxydes sur la surface fissurée n'influence pas la vitesse de fissuration. Le temps de séchage imposé par la mise en œuvre du marquage par pénétration d'encre et la difficulté d'obtenir plusieurs marquages par éprouvette avec cette technique nous ont conduit à ne pas conserver cette méthode pour nos essais.

D'autres méthodes de marquage, appelées en anglais beach marking, utilisent en revanche uniquement la dépendance de morphologie des stries de fatigue au chargement appliqué et à la vitesse de propagation de la fissure pour procéder au marquage (paragraphe I.2.2.c). La fiabilité des résultats obtenus par celle-ci n'est pas à remettre en cause puisqu'il s'agit réellement de figer à un instant donné la position du front de fissure dans le volume de matière qui le contient. Cette méthode, très bien adaptée à l'étude de l'évolution de la morphologie de fissures au cours de leur propagation, influence cependant bien souvent la vitesse de propagation de la fissure et c'est justement ce que nous ne souhaitons pas. En

procédant à une augmentation de l'amplitude de contraintes sur quelques cycles (augmentation de l'effort maximum ou diminution de l'effort minimum), la taille des stries de fatigue formées au cours de ces cycles augmente en effet également ce qui les rend repérables. Leur dimension contraste de plus avec les stries de taille réduite qui leur succèdent. L'augmentation de la taille de la zone plastique en compression en pointe de fissure associée à l'application d'une surcharge réduit en effet la vitesse de propagation sur les cycles suivant [73].

La mise en place du protocole de marquage de front de fissure a donc dans notre cas nécessité une revue plus poussée de la littérature ainsi que plusieurs tentatives pour parvenir au double résultat escompté : obtenir une information physique fiable quant à la position de la pointe de fissure à l'instant souhaité et affecter le moins possible (dans l'idéal pas du tout) la vitesse de propagation sur les cycles faisant suite au processus de marquage. La méthode finalement adoptée a été d'effectuer le marquage de front par diminution de l'amplitude de contrainte, en conservant le niveau d'effort maximal. Bien qu'ayant fait ses preuves [72], cette technique est délicate à mettre en œuvre à plusieurs niveaux. L'augmentation du rapport de charge cyclique conditionne la diminution de l'amplitude du facteur d'intensité des contraintes et donc la vitesse de fissuration. Un rapport de charge trop élevé stoppera donc la propagation alors que le choix d'un rapport trop faible autorisera une avancée trop rapide de la fissure pendant le processus de marquage ce qui, en plus de nuire à la conduite de l'essai, pourra éventuellement ne pas produire d'effet visible. Le nombre de cycles d'application de ce rapport de charge est également une variable à prendre en compte, en corrélation avec le choix de l'amplitude de la sollicitation.

Les paramètres de marquage optimaux sont réputés dépendants du matériau testé. Dans le cas de l'acier P265GH, une division par deux de l'amplitude de sollicitation, soit un passage du rapport de charge de 0,1 à 0,55, s'est avéré être le meilleur choix. Les essais faisant intervenir les rapports 0,8 et 0,7 n'ont en revanche pas fourni de marquage franc et facilement observable. Le nombre de cycles d'application de la procédure de marquage de front n'a pas été un paramètre fixe. Des mesures par corrélation d'images numériques ponctuelles ont aidé à détecter une avancée de fissure minime permettant de s'assurer du succès de l'opération. Le nombre de cycles nécessaires a donc été fonction de la vitesse d'avancée de fissure, donc de l'avancement de l'essai. La Figure II.44 présente les marquages de front de fissure obtenus sur deux éprouvettes à défaut hémisphérique sollicitées sous deux rapports de charge nominaux différents valant -1 (Figure II.44.a) et 0,1 (Figure II.44.b). Conformément à la remarque effectuée au paragraphe II.5.2.c le dernier marquage de front réalisé sur le faciès de la Figure II.44.b, réalisé à un stade de fissuration avancé, a conduit à une propagation de fissure plus importante que lors des précédents marquages.

Sur l'éprouvette présentée sur la Figure II.44.a, il semblerait que le rapport de charge négatif ayant été appliqué ait maté la surface. S'il est possible de discerner à l'œil nu les lignes de marquage sous formes de demi ellipses, il s'est avéré plus délicat de les observer de manière nette et donc les repérer lorsqu'une photographie est prise. Cela explique d'ailleurs l'erreur particulièrement importante associée à deux longueurs mesurées sur la Figure II.25 du paragraphe II.5.1.c dans la validation de l'étalonnage du système TOFD. Une observation au microscope électronique à balayage (MEB) du faciès concerné a également été effectuée pour tenter d'améliorer la qualité des observations mais n'a pas permis d'obtenir de meilleurs résultats. Les longueurs de fissures mesurées *post mortem* à partir

des lignes de marquage de front seront présentées dans le paragraphe suivant et comparées avec les mesures obtenues en cours d'essai par TOFD et corrélation d'images numériques (Figure II.45 et Figure II.47).

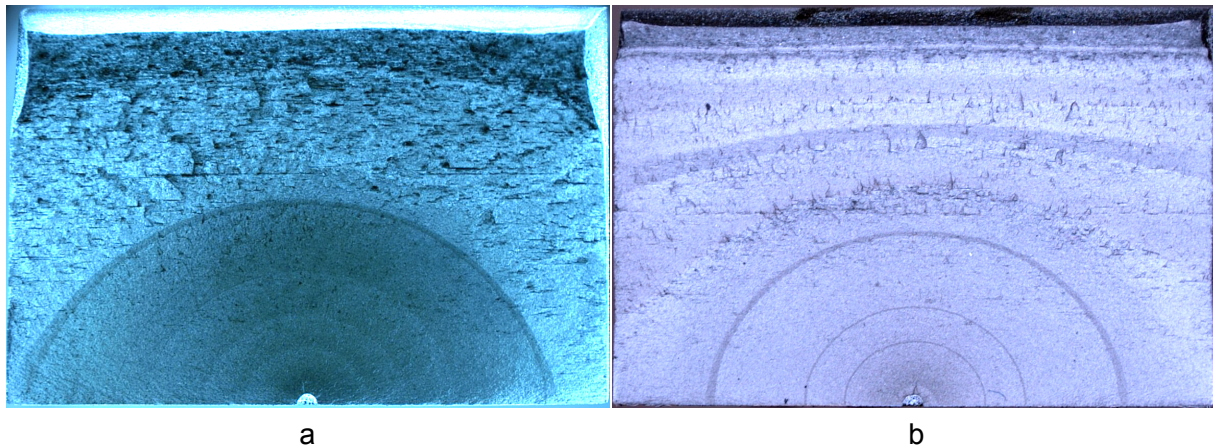


Figure II.44 : Faciès de rupture incluant des marquages de fronts de fissures réalisés sur deux éprouvettes à défaut hémisphérique sollicitées sous rapport de charge égal à (a) -1 et (b) 0,1

II.6.2. Évolution de la morphologie des fronts de fissures

Dans l'optique du développement d'un modèle de prévision de durée de vie en fatigue basé sur la mécanique de la rupture (Chapitre III), il est important de disposer d'informations sur la morphologie du front de fissure et sur son évolution au cours de la propagation. C'est dans cette optique que les essais sur les éprouvettes à défaut ont été conduits. En effet, d'une part la géométrie du défaut a été pensée pour avoir la plus faible influence possible sur la mécanique de la propagation et d'autre part les suivis de fissuration par deux moyens de mesure complémentaires et synchronisés a permis d'obtenir les évolutions de propagation de fissures suivant leurs deux directions principales. Les marquages de front réalisés au cours de ces essais ont servi de juge de paix concret concernant les mesures effectuées.

La Figure II.45 présente donc une superposition des mesures obtenues par TOFD et identification des champs de déplacement de la mécanique élastique linéaire de la rupture. Ces valeurs sont celles obtenues sur l'éprouvette à défaut sollicitée sous rapport de charge 0,1 déjà présentée précédemment. Y sont également superposées les valeurs mesurées sur les marquages de front de fissure. Afin de disposer de quantités comparables tout en s'affranchissant de la dissymétrie de la propagation, les mesures obtenues par corrélation d'images numériques sont en fait la moyenne des longueurs obtenues sur les lèvres gauche et droite de la fissure. Les quantités représentées sont donc la profondeur de fissure et sa demi-longueur surfacique. Nous pouvons tout d'abord constater la cohérence des résultats obtenus par TOFD et corrélation d'images numériques avec les longueurs physiques relevées sur le faciès de rupture de l'éprouvette. De plus, la disponibilité de mesures synchronisées tout au long de la propagation de la fissure permet de tracer l'évolution du rapport de la profondeur sur la demi-longueur surfacique.

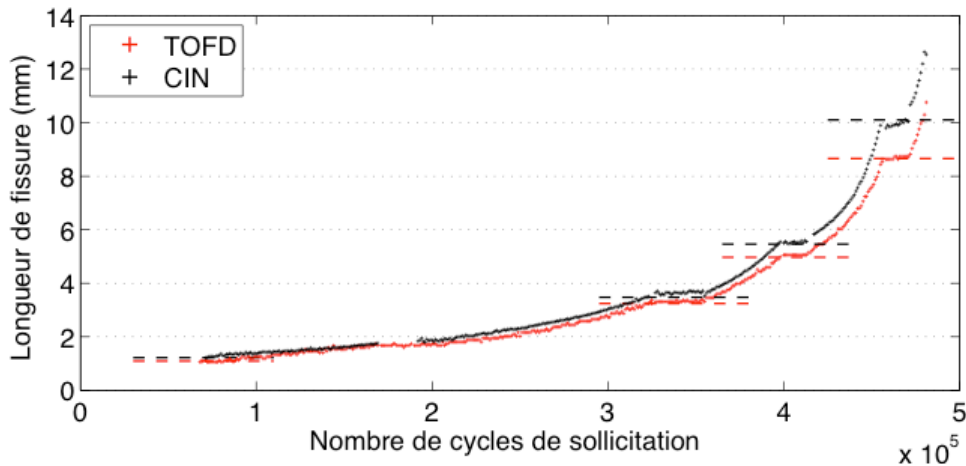


Figure II.45 : Superposition des mesures de propagation de fissure obtenues par TOFD et par stéréocorrélation d'images numériques sur une éprouvette à défaut hémisphérique soumise à sollicitations de rapport de charge égal à 0,1. Les lignes en pointillés représentent les observations de marquages de fronts de fissure

La Figure II.46 présente l'évolution de ce rapport avec le nombre de cycles de sollicitation. Il est possible de distinguer en début de propagation une phase instationnaire au cours de laquelle les valeurs augmentent puis diminuent avant de se stabiliser autour de 0,9. Une nouvelle évolution semble se produire en phase de fissuration avancée, avec une vitesse de propagation plus importante de la fissure en profondeur.

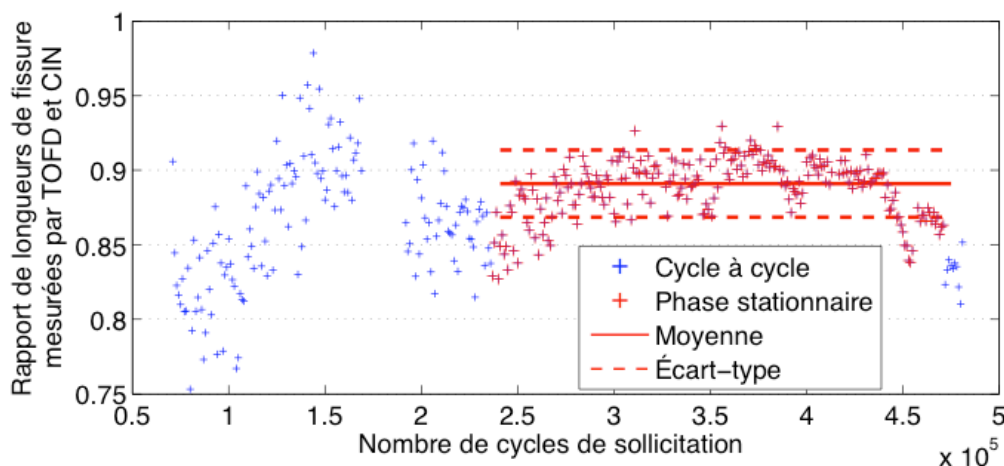


Figure II.46 : Évolution du rapport entre la profondeur de fissure et sa demi-longueur apparente, obtenues respectivement par TOFD et stéréocorrélation d'images numériques au cours de sa propagation dans une éprouvette à défaut hémisphérique soumise à sollicitations de rapport de charge égal à 0,1

La Figure II.47 présente le même type de mesures que la Figure II.45 mais réalisées sur l'éprouvette à défaut sollicitée sous rapport de charge -1, également présentée dans les paragraphes précédents. Nous pouvons noter dans ce cas de charge une différence plus importante entre les valeurs de profondeur et de demi-longueur surfacique de fissure mesurées que dans le cas précédent d'une sollicitation sous rapport de charge 0,1.

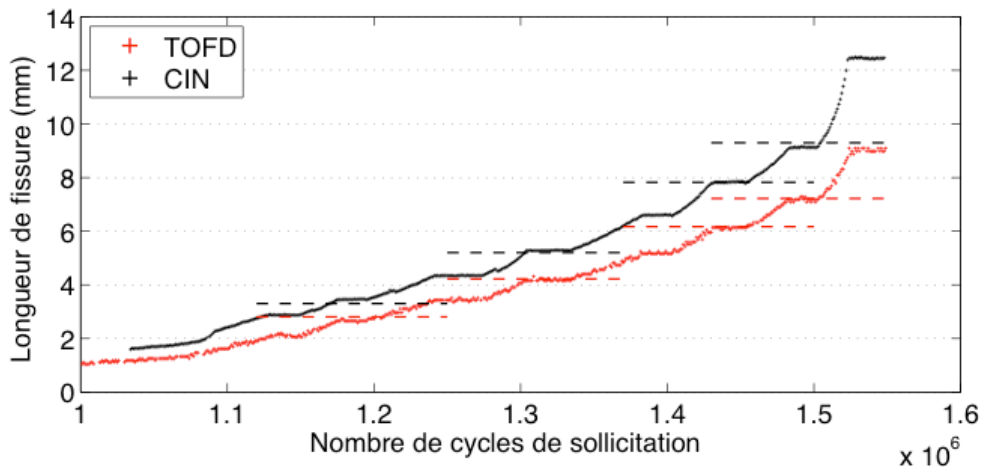


Figure II.47 : Superposition des mesures de propagation de fissure obtenues par TOFD et par stéréocorrélation d'images numériques sur une éprouvette à défaut hémisphérique soumise à sollicitations de rapport de charge égal à -1. Les lignes en pointillés représentent les observations de marquages de fronts de fissure

Cette observation se confirme au regard de l'évolution du rapport entre les deux quantités, présentée sur la Figure II.48, dont la valeur moyenne diminue de 0,88 à 0,76. Tout comme sur la Figure II.46, une phase instationnaire est repérable en début de propagation avant de voir une stabilisation du rapport autour de 0,78 puis une décroissance en phase de fissuration avancée.

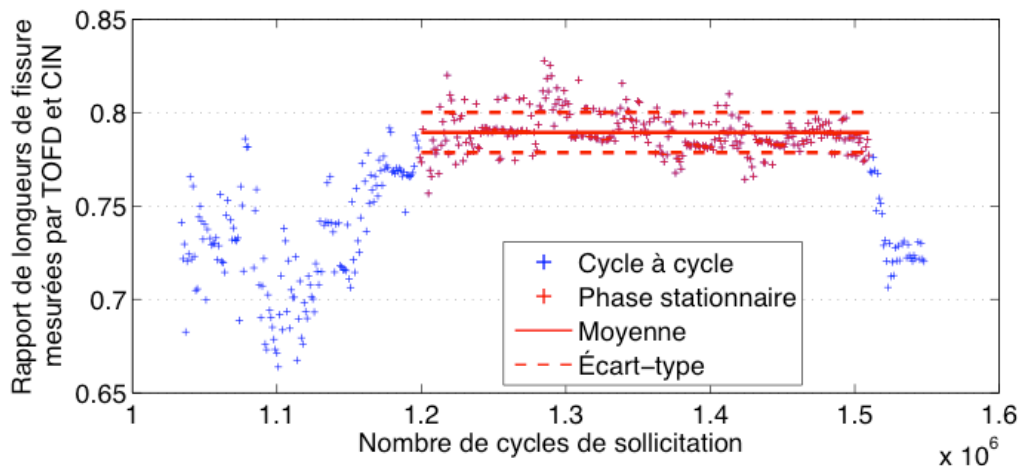


Figure II.48 : Évolution du rapport entre la profondeur de fissure et sa demi-longueur apparente, obtenues respectivement par TOFD et stéréocorrélation d'images numériques au cours de sa propagation dans une éprouvette à défaut hémisphérique soumise à sollicitations de rapport de charge égal à -1

Le tracé de ces deux évolutions du rapport profondeur sur longueur surfacique de fissure dans un diagramme en fonction de la profondeur de la fissure permet de regrouper sur une même figure les cas de chargement sous rapport de charge 0,1 et -1. La Figure II.49 permet ainsi de se rendre compte de la similitude du profil d'évolution du rapport dans les deux cas. Malgré des valeurs moyennes différentes, valant respectivement 0,88 et 0,77 pour en rapports de charge 0,1 et -1, les écart-types des valeurs du rapport sur l'ensemble de la propagation sont sensiblement identiques, soit respectivement 0,035 et 0,034. La

stabilisation des valeurs semble par ailleurs intervenir pour une profondeur de fissure mesurée comprise entre 2 et 2,5 mm. En ne conservant que les valeurs obtenues pour des profondeurs mesurées supérieures à celles-ci dans le calcul des valeurs statistiques du rapport profondeur de fissure sur longueur apparente, un gain de 30 à 40 % est réalisable sur les valeurs d'écart-types, passant à 0,023 et 0,017. Les phases instationnaires du début de propagation étaient déjà visibles sur les Figure II.40 et Figure II.43. On pouvait ainsi déjà remarquer que l'établissement définitif des dissymétries gauche – droite ne s'affirmait qu'après des valeurs mesurées équivalentes à celles constatées ici. Nous pouvons donc émettre l'hypothèse que seules les longueurs mesurées supérieures à 2 mm sont obtenues en régime de fissuration établi, par opposition aux précédentes obtenues toujours en régime de préfissuration. Nous ne conserverons donc dans la suite que les valeurs issues de la seconde partie de la courbe.

Enfin, bien que les mesures obtenues sur l'éprouvette sollicitée sous rapport de charge -1 s'arrêtent à des longueurs plus faibles que celles obtenues sous rapport de charge 0,1, nous pouvons constater une même tendance d'évolution du rapport en phase de fissuration avancée.

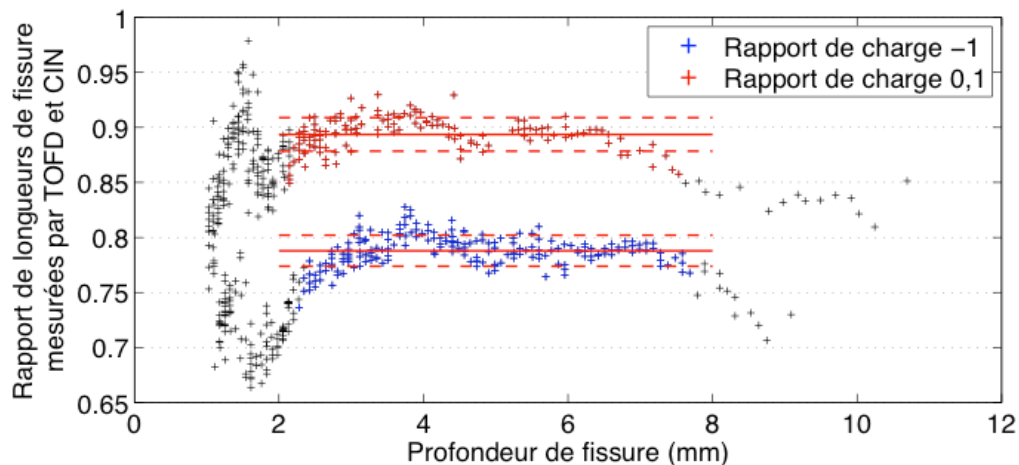


Figure II.49 : Évolution des rapports entre la profondeur de fissure et sa demi-longueur apparente en fonction de la profondeur de fissure pour les éprouvettes à défaut hémisphérique soumises à des sollicitations cycliques de rapport de charge égal à -1 et 0,1

Remarque : la même démarche de comparaison des évolutions du rapport profondeur sur demi-longueur surfacique a été effectuée entre les éprouvettes sollicitées sous rapport de charge 0,1 mais ayant subi une préfissuration sous rapport de charge différent. Aucune différence notable n'a pu être mise en évidence.

II.7. Synthèse et discussion des résultats

Afin d'alimenter la base de données nécessaire à la prise en compte des incertitudes dans la quantification de la nocivité des défauts, une méthodologie d'essai a été mise en place. Elle a consisté à amorcer puis propager une fissure en mode I dans des éprouvettes à défaut hémisphérique afin d'obtenir une configuration proche de celle que l'on peut rencontrer dans des cas industriels. L'intégration au protocole expérimental d'une

instrumentation composée de plusieurs outils de mesure : TOFD, stéréocorrélation d'images numériques et marquages de front de fissure, a été réalisée dans le but d'obtenir une analyse détaillée de l'évolution des fissures au cours des cycles de sollicitation.

Après avoir pris soin d'étalonner les instruments et de quantifier leurs performances, la conduite effective des essais a permis d'obtenir les informations souhaitées. Celles-ci sont à classer en deux catégories : les données d'entrée statistiques du modèle, c'est le cas du rapport profondeur sur demi-longueur apparente de fissure ; les données de référence servant à évaluer la véracité des résultats du modèle, c'est le cas des évolutions de longueur de fissure.

Quelques remarques sont tout de même à effectuer sur la conduite de ces essais. Tout d'abord les mesures TOFD effectuées dans notre étude ont été obtenues dans des conditions de laboratoire ; les incertitudes obtenues s'en trouvent donc largement diminuées par rapport à celles communément admises dans les utilisations industrielles (typiquement comprise aux alentours de 0,5 mm). De plus, nous avons pu remarquer que la méthode de calcul de profondeur des discontinuités employée dans ces travaux fournit des résultats suffisamment proches de ceux obtenus par la méthode traditionnellement utilisée consistant à prendre le temps de vol de l'onde latérale comme référence. Pour autant la raison principale pour laquelle nous n'avons pas utilisé cette dernière dans les travaux présentés ici est de s'affranchir d'entrer la valeur du PCS comme paramètre du calcul. Une conséquence de premier ordre est de diminuer de manière non négligeable l'incertitude de mesure résultant de l'étude de répétabilité par rapport à la méthode classique (voir Figure II.21). L'introduction de la valeur du retard sabot dans le calcul implique par contre un étalonnage du système adapté à chaque jeu utilisé, ce qui se fait de manière aisée grâce aux routines développées dans cette étude mais peut s'avérer compliqué dans un cas industriel. De même, l'épaisseur de couplant présent entre le sabot et la surface de la pièce pourrait avec notre méthode de calcul légèrement impacter les mesures obtenues à moins qu'une attention particulière soit portée au maintien d'une épaisseur constante.

De plus, la tomographie avait été prévue comme moyen supplémentaire de caractériser la géométrie des fissures en cours de propagation. En pratique l'utilisation d'éprouvette en acier, au fort pouvoir absorbant pour les rayons X, associée à des dimensions de section utile de 20 x 30 mm a constitué un frein pour la caractérisation précise des morphologies de fissure. Ainsi la Figure II.50 montre les résultats d'un scan effectué en fin de fissuration sur une éprouvette à défaut testée. Malgré l'état avancé de fissuration obtenu, les images obtenues ne sont pas de qualité suffisante pour quantifier avec précision les dimensions de la fissure. On peut notamment observer sur la Figure II.50.b qu'il est délicat d'estimer à quel moment la fissure visible s'arrête dans le bruit d'acquisition. La Figure II.50.c présentant une vue en coupe de la section de l'éprouvette au niveau de la fissure, montre également que l'ouverture n'est pas suffisante pour avoir une description satisfaisante du faciès.

Sur une autre éprouvette à défaut présentée la Figure II.51, on peut voir que le phénomène de durcissement de faisceau est largement présent au niveau des bords de l'éprouvette. Il s'agit de l'éprouvette victime de l'avarie hydraulique présentée au paragraphe II.4.2. Dans ce cas particulier, la plastification du front de fissure a permis d'obtenir une ouverture suffisante pour avoir une visualisation convenable de sa morphologie. Les défauts de reconstruction liés au durcissement de faisceau peuvent en revanche engendrer de

larges erreurs de mesure. Nous pouvons d'ailleurs observer au centre de l'éprouvette des porosités virtuelles uniquement liées aux difficultés de reconstruction du volume.

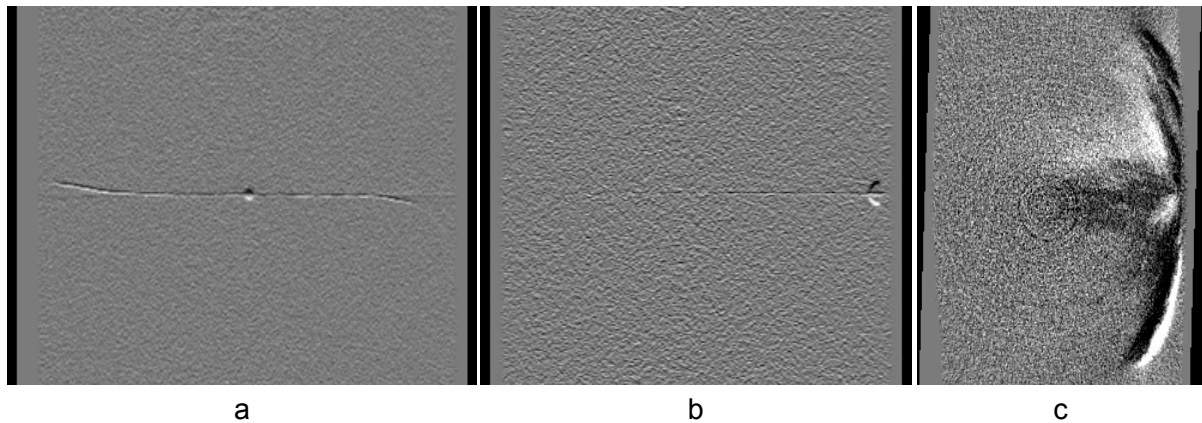


Figure II.50 : Projections d'une reconstruction tomographique effectuée sur éprouvette à défaut hémisphérique en fin de fissuration sollicitée sous rapport de charge -1 : (a) vue de face, (b) vue en coupe de côté et (c) vue en coupe de la section utile au niveau de la fissure

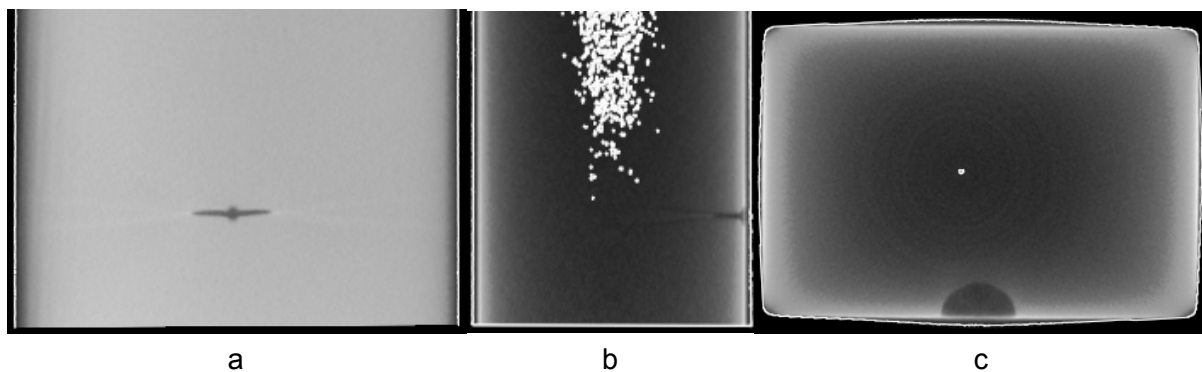


Figure II.51 : Projections d'une reconstruction tomographique effectuée sur éprouvette à défaut hémisphérique fissurée sous rapport de charge 0,1 puis plastifiée en traction : (a) vue de face, (b) vue en coupe de côté et (c) vue en coupe de la section utile au niveau de la fissure

Des solutions sont toutefois envisageables pour obtenir des résultats à partir d'images de tomographie. Si un grossissement suffisant peut être obtenu, il serait ainsi intéressant de réaliser sur un matériau des essais *in situ*, avec une ligne de lumière d'énergie suffisante, afin de réaliser un suivi de fissuration par corrélation d'images volumiques. Ce type d'essai [74, 75] permettrait notamment d'observer l'évolution complète de la morphologie de la fissure et de disposer des valeurs de facteur d'intensité des contraintes sur l'ensemble du front de fissuration.

Chapitre III : Prédiction de la dispersion de durée de vie

III.1. Modélisation des défauts

III.1.1. Types de défauts rencontrés

Comme précisé au début du Chapitre II, le terme de défaut peut regrouper une grande quantité de définitions allant des défauts géométriques aux défauts de montage. Bien que notre étude se concentre sur les fissures et leur propagation dans un matériau métallique, il peut être intéressant de dresser un tour d'horizon des différents types de défauts rencontrés et des moyens de les prendre en compte.

III.1.1.a. Nature des défauts

Laissons de côté les défauts de nature géométrique d'ordre inférieur à 3 (e.g. rectitude, ondulations) [76] ou de montage afin de nous intéresser à ceux susceptibles d'amorcer une fissure par fatigue et de conduire à un endommagement de la structure qui les contient. Ces défauts trouvent souvent leur origine dans les procédés d'élaboration métallurgiques des alliages et de mise en forme des composants mécaniques [3, 77, 78] ou apparaissent au cours du cycle de vie de ces derniers. En première approche, les défauts peuvent être classés en deux catégories : les défauts assimilables à des fissures et les défauts non assimilables à des fissures. Les défauts assimilables à des fissures sont généralement plans, principalement caractérisés par une longueur et une profondeur et présentent un faible rayon de courbure en pied de défaut, à la manière des fissures. Au contraire les défauts non assimilables à des fissures sont des défauts en trois dimensions, que l'on peut retrouver isolés ou en groupe, ne formant pas en tant que tel une fissure mais impliquant une concentration de contraintes pouvant conduire à un amorçage.

Dans la seconde catégorie on retrouve notamment les inclusions, métalliques ou non, issues du processus de fonderie [79] ; les porosités et les soufflures issues du rejet des gaz dissous dans l'alliage fondu lors de la phase de refroidissement [80] et d'emprisonnements de bulles d'air au remplissage [81] ; les retassures liées au retrait du métal lors de la phase de solidification associé à un blocage de l'approvisionnement en métal fondu [81]. Dans la catégorie des défauts assimilables à des fissures, on retrouve l'ensemble des défauts plans pouvant être rencontrés dans les composants mécaniques. Ceux-ci rassemblent principalement les criques issues du retrait inhomogène du métal à cause d'un gradient de température trop important lors de la phase de solidification pour les procédés de fonderie ou de soudage [81] ou d'une déformation trop importante lors de la mise en forme par déformation (matriçage, laminage) [82, 83] ; les tapures pour les procédés de mise en forme par déformation, analogues aux criques de fonderie ; les replis faisant suite à des frappes

successives en opération de forgeage ; les, fissures internes extrêmement fines et planes issues de la présence d'hydrogène dans le métal de base [82].

Il peut par ailleurs dans certains cas être recommandé de traiter des défauts volumiques comme des fissures, par exemple lorsque l'on retrouve un alignement de porosités ou d'inclusions ou que des microfissures peuvent être présentes en pied de défaut. Des codes de construction métier et normes fournissent des consignes sur la manière de traiter ces défauts ou populations de défauts [40, 84].

Les défauts assimilables à des fissures présentant des risques plus importants du fait de leur morphologie, leur détection en sortie de chaîne de fabrication conduit bien souvent à une mise au rebut ou une réparation immédiate [84]. Les défauts volumiques n'étant au contraire pas assimilables à des fissures ils seront plus facilement tolérés, en fonction de leur taille et de leur localisation. Constituant des amorces potentielles de fissure, leur évolution devra par contre être surveillée. Les fissures non présentes lors de la fabrication du composant mais amorcées en cours de vie à partir d'un défaut tiers sont également à prendre en compte, car potentiellement plus nocives que les autres défauts énoncés jusqu'ici. Lorsque celles-ci se sont suffisamment développées pour être détectables, la singularité géométrique qu'elles représentent peut en effet conduire rapidement à la ruine du composant (Chapitre I, paragraphe I.2.2).

Il peut également être intéressant d'ajouter aux défauts énoncés précédemment les arrachements et les états de surface grossiers générés par opération d'usinage. Cette source d'amorce de fissure peut être préjudiciable à l'intégrité de la structure au même titre que les défauts décrits précédemment [10].

III.1.1.b. Taille, localisation et orientation des défauts

L'ensemble des défauts décrits précédemment peut être situé en surface, en sous couche ou à cœur. Leur morphologie et localisation peuvent d'ailleurs évoluer lors des étapes successives de fabrication : déformation par procédé de forgeage ou de laminage, débouchage en surface par étape usinage, etc. Leurs caractéristiques géométriques finales détermineront toutefois la nocivité qu'ils présentent pour l'utilisation de la structure.

Tout d'abord, les travaux de Kitagawa et Takahashi [85] ont mis en évidence l'influence de la taille des défauts sur la limite d'endurance d'un matériau. Ils ont en effet révélé l'existence de deux domaines d'évolution de celle-ci en fonction de la taille des défauts présents. Pour les défauts de taille suffisante il est possible d'appliquer des critères basés sur la mécanique élastique linéaire de la rupture (déjà détaillés dans le Chapitre I), tandis que les tailles inférieures à un seuil critique nécessitent l'utilisation de critères en contrainte. Ainsi Murakami [86] a exprimé par une relation empirique la limite de fatigue d'un métal en fonction d'un paramètre \sqrt{area} introduit comme la racine carrée de l'aire d'un défaut ou d'une fissure projetée sur le plan orthogonal à la direction principale du chargement. Il est également apparu que la limite de fatigue évaluée est plus élevée pour les défauts internes que pour les défauts de surface. Cette modélisation est valable pour de petits défauts réels, tels que le paramètre \sqrt{area} soit compris approximativement entre 5 μm et 1000 μm . Son approche a depuis été reprise dans plusieurs études [87, 88], confirmant l'effet de taille sur l'amorçage de fissure et l'intérêt de dimensionner un défaut par rapport à son orientation vis-à-vis du chargement. Cette dernière [87] précise par ailleurs que la

présence de défauts internes conduit à une réduction moins importante de la durée de vie qu'un défaut surfacique de taille comparable. La raison avancée est l'environnement de propagation, différent du milieu extérieur et moins propice à l'endommagement [89].

III.1.1.c. Modélisation de défauts

Le type de modélisation choisie pour la conduite de calculs de prévision de durée de vie en fatigue dépend fortement du type de défaut rencontré et du domaine d'application de l'étude, c'est pourquoi il est difficile de se montrer exhaustif. Sa taille peut en effet varier de quelques micromètres pour une inclusion à plusieurs millimètres pour une fissure amorcée. De même, dans le premier cas la description de la population de ces défauts se fera par une distribution, permettant de traduire leur taille et probabilité d'occurrence dans le même esprit que les courbes de pureté fournies pour les alliages issus de fonderie. Dans le second l'utilisation d'une distribution de probabilité pourra davantage traduire la dispersion relative à sa taille, sa morphologie et son orientation.

Dans le cas des défauts de type métallurgique (inclusion, porosités) il n'est pas rare que les auteurs adoptent une approche par volume élémentaire statistique, au sein duquel une population de défaut est modélisée par une loi de probabilité [77, 90]. Cette loi peut être celle décrite par Weibull [9, 91], développée spécialement pour la représentation de défauts dans les matériaux à comportement fragile. Elle a pour avantage non négligeable de permettre une expression immédiate de la fiabilité du composant. Elle n'est toutefois pas bornée et certains auteurs lui préfèrent une loi de type bêta [77], offrant une souplesse de représentation importante et évitant les défauts décrits par de longues queues de distribution.

Dans le cas des fissures potentiellement amorcées sur ce type de défauts mais propagées en fatigue, de nombreuses études ont été effectuées depuis le début de l'avènement de la mécanique élastique linéaire de la rupture. Une revue des morphologies fréquemment observables a donc été rassemblée [21] et permet au travers de paramètres de forme pertinents de modéliser le type de fissure correspondant à la situation rencontrée : fissure débouchante ou non, semi-circulaire ou semi-elliptique. L'importante redistribution des contraintes liée à cette singularité nécessite également la prise en compte de la géométrie du volume la contenant dans la description.

III.2. Modélisation de la prévision de durée de vie

Nous avons vu au paragraphe I.2.1 qu'il existe dans le domaine de la fatigue des matériaux plusieurs méthodes d'évaluation de durée de vie. Quelle que soit la méthode adoptée, elle est caractérisée par une rupture survenant lorsque le chargement devient supérieur à la résistance mécanique. La question se pose alors de connaître le moment où cette rupture intervient dès lors qu'au moins l'une de ces deux variables est incertaine. Afin de répondre à cette question il est intéressant d'étudier l'aspect probabiliste de la durée de vie d'une pièce (et par conséquent d'une structure) sollicitée en fatigue.

III.2.1. Approche probabiliste

Il se peut que la résistance d'un composant mécanique, la sollicitation qui lui est appliquée ou bien ces deux facteurs dépendent, de manière plus ou moins importante, de variables auxquelles sont associées des dispersions. Lorsque ce cas de figure est rencontré, une étape nécessaire pour évaluer la fiabilité du système consiste donc à déterminer les distributions associées à la fois à la résistance et à la sollicitation en fonction des distributions des paramètres les influençant.

III.2.1.a. Méthode de Monte-Carlo

Il s'agit d'une méthode visant à calculer une estimation numérique d'une quantité en utilisant des procédés aléatoires. Prenons le cas d'un ensemble de variables aléatoires X_i dont les distributions de probabilités sont connues et d'une fonction q également connue. Si la quantité Y est reliée aux variables X_i par la fonction q selon la relation

$$Y = q(X_i) \quad (\text{III.1})$$

la méthode de Monte-Carlo permet d'obtenir la distribution statistique de Y en effectuant des tirages aléatoires dans les distributions des variables X_i .

Il est donc possible par la mise en œuvre de cette méthode d'obtenir une distribution stochastique du résultat d'un modèle là où les outils analytiques ne le permettent pas, du fait de la complexité de q ou des distributions des variables X_i . La loi des grands nombres indique que pour obtenir une bonne représentation de la distribution de Y , un grand nombre de tirages aléatoires dans les distributions de probabilité de X_i est nécessaire [92].

III.2.1.b. Distributions de paramètres

Contrairement aux prévisions déterministes nécessitant uniquement la connaissance d'un jeu de valeurs pour les paramètres d'entrée du modèle, une prévision probabiliste nécessite l'emploi de méthodes faisant intervenir leurs distributions. Pour limiter la taille du problème une analyse de sensibilité basée sur la variance peut être effectuée, permettant de détecter les paramètres les plus influents pour y consacrer plus de ressources. Les analyses de sensibilité sont de manière générale très importantes dès lors qu'un modèle est piloté par plusieurs paramètres, quel que soit le domaine d'étude dans lequel il s'applique (économie, pollution, populations, etc.). Elles permettent en effet d'estimer l'influence de chacun des paramètres sur la sortie, c'est-à-dire l'impact qu'une modification de la valeur de ce paramètre aurait sur le résultat du modèle. De nombreuses méthodes existent [93], permettant d'observer la variation de réponse du modèle vis-à-vis d'une variation individuelle ou simultanée de plusieurs paramètres. Une méthode classique consiste à observer de manière analytique ou numérique la dérivée partielle de la formulation du modèle par rapport à chaque paramètre, ceux-ci étant fixés à leur valeur nominale. Il existe toutefois plusieurs inconvénients à cette méthode : si le modèle est non linéaire la dérivée partielle ne reflète que l'influence locale des paramètres sur le modèle, la distribution des paramètres n'est pas

prise en compte et enfin il s'agit là d'une analyse paramètre par paramètre ne prenant donc pas en compte les corrélations existantes.

Afin de s'affranchir de ces limitations, il est possible de réaliser l'étude de la variance de la sortie Y du modèle vis-à-vis des valeurs prises par l'ensemble de ses variables d'entrée. L'effet à l'ordre n peut alors être introduite. En prenant pour chaque variable d'entrée X_i , $i \in [1, k]$ avec k le nombre de paramètres du modèle, la variance relative de l'espérance de Y à X_i fixé

$$S_{X_i} = \frac{V_{X_i} \left(E_{X_{-i}}(Y|X_i) \right)}{V_Y} \quad (\text{III.2})$$

avec X_{-i} l'ensemble des variables X_j , $j \neq i$ et $E_{X_{-i}}$ l'espérance de la quantité d'intérêt lorsque X_{-i} varie, il est possible d'obtenir l'effet d'ordre 1 du paramètre X_i . La normalisation par la variance totale du modèle permet d'obtenir la contribution du paramètre X_i à celle-ci. Si les variables du modèle ne sont pas couplées, la somme des variances relatives est donc égale à l'unité. Le cas contraire signifie que des corrélations existent entre certains paramètres ; il est alors possible de quantifier ces corrélations en menant une analyse couplée à l'aide de l'équation

$$S_{X_i X_j} = S_{X_i X_j}^c - S_{X_i} - S_{X_j} \quad (\text{III.3})$$

où $S_{X_i X_j}$ constitue l'effet d'ordre 2 des paramètres X_i et X_j et où $S_{X_i X_j}^c$ s'exprime par

$$S_{X_i X_j}^c = \frac{V_{X_i X_j} \left(E_{X_{-i,j}}(Y|X_i, X_j) \right)}{V_Y} \quad (\text{III.4})$$

Si l'on souhaite procéder à une analyse exhaustive des contributions à la variance de Y la complexité peut alors augmenter rapidement. Il devient en effet nécessaire de calculer l'intégralité des effets des variables X_i , de l'ordre 1 jusqu'à l'ordre k , afin de n'oublier aucun couplage. Par extrapolation des formulations proposées pour les effets d'ordre 1 et 2, on obtient alors

$$\sum_i S_i + \sum_i \sum_{j>i} S_{ij} + \sum_i \sum_j \sum_l S_{ijl} + \dots + S_{12\dots k} = 1 \quad (\text{III.5})$$

Cette méthode a donc pour avantage de pouvoir isoler les couplages entre tous les paramètres du modèle mais peut rapidement s'avérer laborieuse. Une alternative peut alors être de calculer l'effet total d'une variable sur la réponse du modèle par la relation

$$S_{TX_j} = 1 - \frac{V_{X_{-j}} \left(E_{X_j}(Y|X_{-j}) \right)}{V_Y} \quad (\text{III.6})$$

où la variance relative calculée dans le membre de droite représente la somme de tous les termes de l'équation (III.5) ne faisant pas intervenir la variable X_j . Contrairement à la méthode précédente, les corrélations entre paramètres ne sont ici pas établies. Une hiérarchisation de l'influence des paramètres d'entrée du modèle sur la réponse de celui-ci peut en revanche être plus facilement obtenue.

III.2.2. Méthode contrainte – résistance

Lorsque les distributions de paramètres intervenant dans le calcul de la résistance du composant mécanique et de la sollicitation qui lui est appliquée sont connues et que ceux jugés pertinents ont été sélectionnés, il est possible d'effectuer des prévisions.

Deux approches sont pour cela envisageables : d'une part la probabilisation d'un critère de durée de vie basé sur l'analyse de contraintes et d'autre part la probabilisation d'une loi de fissuration issue de la mécanique de la rupture, comme effectué dans nos travaux. Dans les deux cas, la rupture survient lorsque le chargement appliqué devient supérieur à résistance de la pièce ; le but est donc de quantifier le risque qu'une telle situation se produise. La Figure III.1 illustre le principe de cette méthode contrainte – résistance avec les courbes représentant la densité de probabilité de la contrainte et de la résistance qui se chevauchent. Les situations de rupture peuvent justement intervenir dans cette zone de chevauchement et la probabilité d'un tel événement est caractérisée par l'aire grisée sous les courbes.

Plusieurs méthodes peuvent alors s'appliquer pour déterminer la fiabilité du système. Dans le cas où la distribution de sortie du modèle est inconnue, une méthode de Monte-Carlo pourra être effectuée avec un tirage sur l'ensemble des distributions de paramètres pertinents pour décrire les distributions de contrainte et de résistance. La probabilité de rupture est alors un nombre relatif d'occurrence par rapport au nombre total de tirages. Il s'agit de la méthode la plus facile mais qui possède toutefois un gros inconvénient : pour un système fiable, seules les queues de distribution se chevauchent et la vitesse de convergence peut être très lente. Afin d'obtenir suffisamment d'occurrences dans cette zone, un très grand nombre de tirages est donc nécessaire. Si cela est possible des surfaces de réponse [94] peuvent être utilisées pour accélérer le calcul. Il s'agit d'hypersurfaces représentant la réponse d'un modèle en fonction des valeurs prises par ses paramètres d'entrée. Sur la base du modèle présenté dans [87] et de la représentation des défauts proposée dans [86], Nasr [88] a donc choisi de se baser sur cette méthode en interpolant une surface de réponse à partir d'un nombre limité de jeux de paramètres afin d'accélérer son calcul. Un bon accord a été trouvé entre les résultats prévus par [87] et [86].

Dans le cas où la distribution de sortie du modèle est connue et exprimable analytiquement la méthode contrainte – résistance est plus aisément réalisable par intégration de l'aire sous la courbe : soit par intégration numérique directe si les lois analytiques le permettent soit en appliquant les méthodes FORM ou SORM [95]. Ces méthodes, respectivement linéaire et non linéaire, permettent d'obtenir une approximation de l'indice de fiabilité d'une structure sans procéder à l'intégration directe de sa densité de probabilité de défaillance. Une transformation est pour cela appliquée à l'espace de base des paramètres pour obtenir un espace de variables normales centrées réduites. Cette transformation permet de trouver le vecteur des variables d'entrée produisant la probabilité

de défaillance la plus importante puis de le situer par rapport au sommet de la densité de probabilité. La distance obtenue constitue alors l'indice de fiabilité de la structure étudiée.

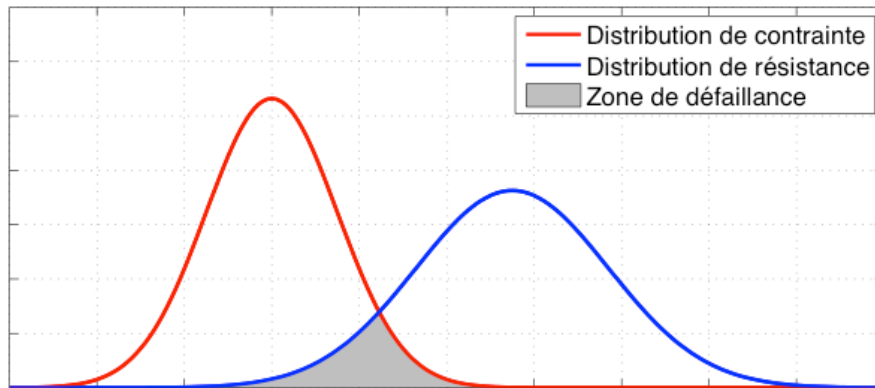


Figure III.1 : illustration de la méthode contrainte – résistance

III.3. Hypothèses de travail

Comme indiqué précédemment, l'un des objectifs de notre étude est de développer un modèle probabiliste de prévision de durée de vie en fatigue de pièces fissurées. Contrairement à un certain nombre de travaux présentés dans les paragraphes III.1 et III.2, ce modèle ne s'intéresse pas directement aux populations de défaut pouvant conduire à une rupture ni au phénomène d'amorçage à partir de ces mêmes défauts. Sauf mention contraire, l'emploi du terme *défaut* sera donc dans ce qui suit synonyme de fissure.

Pour décrire le phénomène de propagation, le choix d'un modèle purement numérique s'est rapidement imposé. Ce choix a été effectué du fait de la difficulté d'intégrer analytiquement la loi décrivant les incréments de propagation en fonction des paramètres de la loi de fissuration, contrairement à l'intégration du nombre de cycles conduisant à une longueur de fissure cible. Un modèle de prévision de durée de vie basé sur la mécanique élastique linéaire de la rupture a donc été implémenté sous Matlab. Il permet pour une pièce fissurée de fournir de manière incrémentale l'évolution d'une fissure dans un massif à partir d'un ensemble de données géométriques et de paramètres dépendant du matériau.

L'objectif des travaux étant de se placer dans un cadre probabiliste rendant compte de l'influence des incertitudes de mesure et de manière plus générale de la variabilité des paramètres d'entrée du modèle sur la prévision, il est important de disposer de données réalistes. Les méthodes et résultats présentés dans les Chapitre I et Chapitre II ont par conséquent eu pour finalité de fournir pour ces paramètres des valeurs statistiques expérimentales exploitables dans le modèle développé dans ce chapitre. Comme cela a été effectué dans les deux chapitres précédents, les paramètres ont été classés en deux catégories : les paramètres géométriques permettant de décrire de manière statistique la morphologie de la fissure et les paramètres permettant de décrire de manière statistique la propagation de la fissure dans le matériau.

Les paragraphes III.3.1 et III.2 présentent la manière dont les données obtenues dans les Chapitre I et Chapitre II ont été exploitées afin d'être intégrées dans le modèle de prévision probabiliste développé.

III.3.1. Modélisation de la loi de fissuration

Comme indiqué dans le paragraphe I.5.4.b, ont été discutés les résultats de l'étude paramétrique conduite sur les éprouvettes CCT et les distributions obtenues pour les coefficients C , m des lois de Paris avec et sans prise en compte du seuil de non propagation. Il s'agit maintenant d'exploiter ces distributions afin de pouvoir les incorporer dans le modèle probabiliste de prévision de fissuration. Plusieurs tests d'ajustement ont donc été effectués sur chacune d'entre elles, dont les résultats sont donnés en Figure III.2 et Figure III.4 pour les lois de fissuration avec et sans seuil. Les lois normale, log-normale, de Weibull et bêta ont été testées et les erreurs associées à chaque ajustement sont montrées sur les Figure III.3 et Figure III.5 pour les lois de fissuration avec et sans seuil. La loi bêta, définie sur l'intervalle $[0, 1]$, a été étendue par changement de variable à l'intervalle $[\min(X), \max(X)]$, X étant la variable aléatoire dont la loi de distribution est à identifier. L'ensemble des formulations analytiques des lois étudiées dans ce chapitre est présenté en Annexe G.

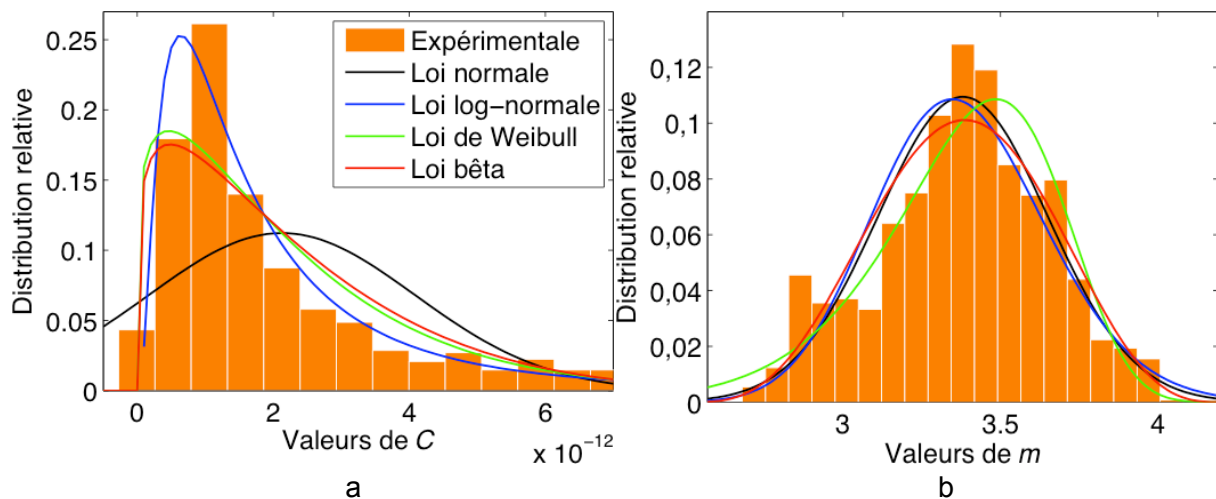


Figure III.2 : Distributions expérimentales des paramètres (a) C et (b) m de la loi de Paris sans seuil de non propagation issues de l'étude paramétrique menée sur les éprouvettes CCT et ajustements réalisés à partir des lois de probabilité normale, log-normale avec seuil, de Weibull à trois paramètres et bêta

Pour les distributions relatives de paramètres des lois de fissuration sans seuil identifiées, nous pouvons voir que obtenues pour le paramètre C c'est la loi log-normale qui offre la moyenne quadratique (RMS) de résidus la plus faible avec des valeurs de $1,5 \cdot 10^{-2}$ et la loi normale à égalité avec la loi bêta pour le paramètre m avec une moyenne quadratique de résidus de $1,1 \cdot 10^{-2}$.

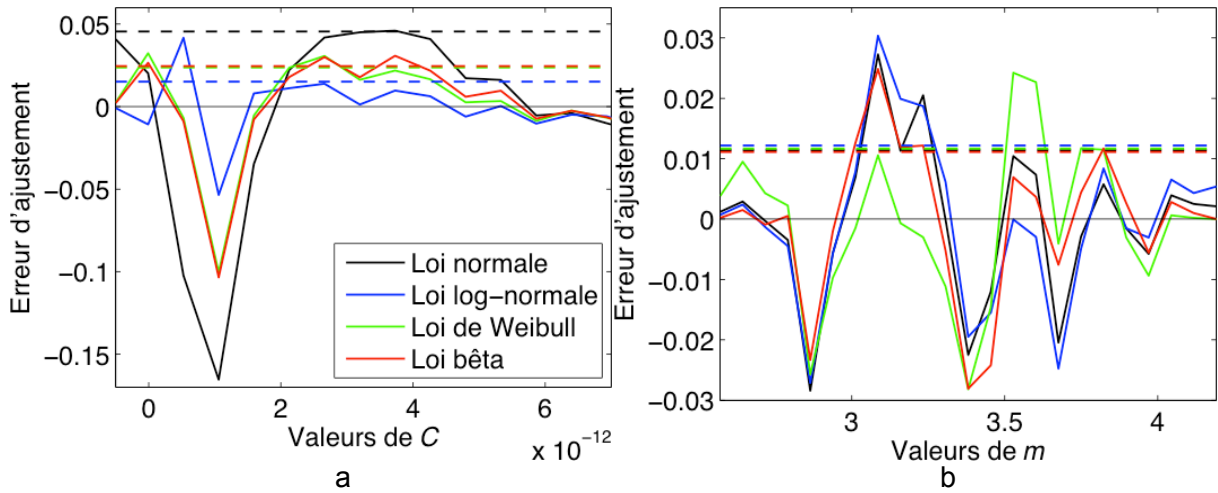


Figure III.3 : Résidus des ajustements réalisés à partir des lois de probabilité normale, log-normale avec seuil, de Weibull à trois paramètres et bêta sur les distributions expérimentales des paramètres (a) C et (b) m de la loi de Paris sans seuil de non propagation. Les droites en pointillés correspondent à l'erreur quadratique moyenne

L'observation des Figure III.2 et Figure III.4 nous permet de constater l'impact des différences d'allure des distributions de paramètres des lois avec et sans seuil de non fissuration sur les lois de probabilités identifiées. Nous pouvons voir que c'est la loi bêta qui présente les résidus d'ajustement les plus faibles pour les paramètres C et m avec des valeurs identiques égales à $1,2 \cdot 10^{-2}$. La loi normale offre cependant des résultats de qualité très similaire pour les deux distributions avec respectivement des moyennes quadratiques de résidus variant entre $1,3 \cdot 10^{-2}$ et $1,2 \cdot 10^{-2}$.

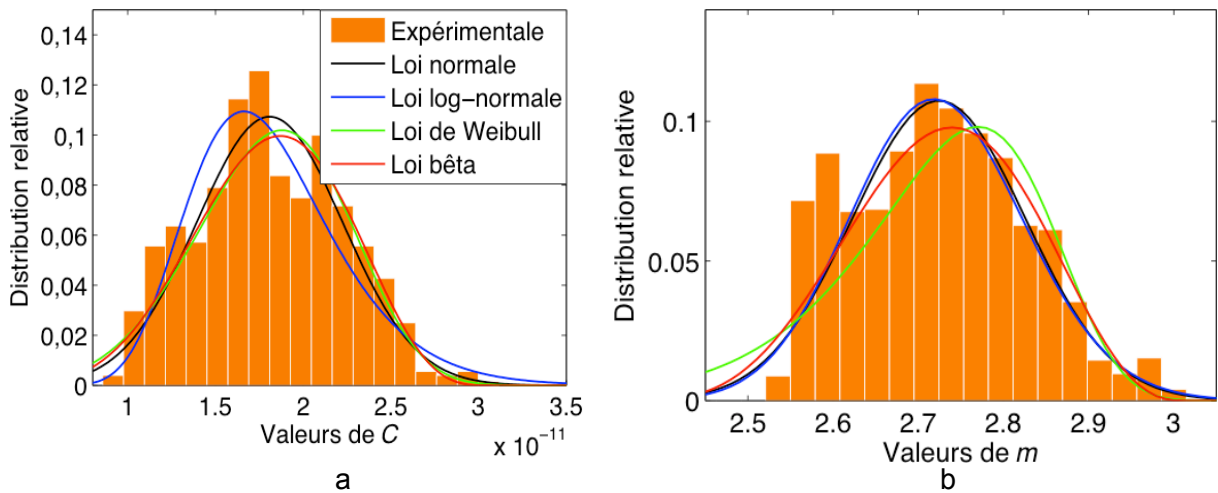


Figure III.4 : Distributions expérimentales des paramètres (a) C et (b) m de la loi de Paris avec seuil de non propagation issues de l'étude paramétrique menée sur les éprouvettes CCT et ajustements réalisés à partir des lois de probabilité normale, log-normale avec seuil, de Weibull à trois paramètres et bêta

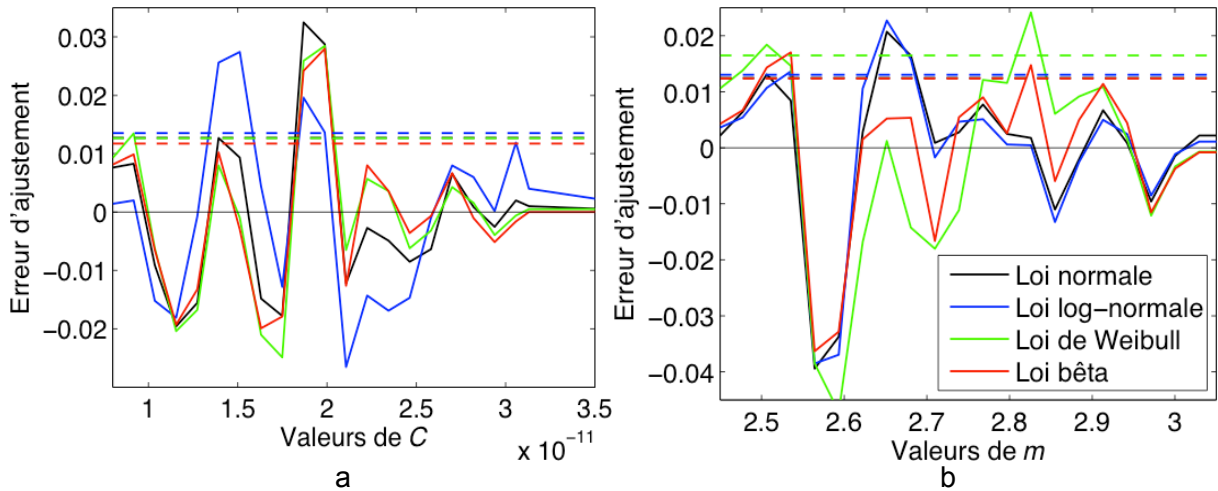


Figure III.5 : Résidus des ajustements réalisés à partir des lois de probabilité normale, log-normale avec seuil, de Weibull à trois paramètres et bêta sur les distributions expérimentales des paramètres (a) C et (b) m de la loi de Paris avec seuil de non propagation. Les droites en pointillés correspondent à l'erreur quadratique moyenne

Concernant le seuil de non propagation ΔK_s de la loi de fissuration, les ajustements de la distribution expérimentale sont superposés à celle-ci sur Figure III.6.a, avec en regard les résidus correspondants sur la Figure III.6.b. C'est pour ce paramètre un ajustement par la loi normale qui fournit le résultat le plus satisfaisant avec des résidus de $1,0 \cdot 10^{-2}$ contre $1,5 \cdot 10^{-2}$ pour la loi bêta, arrivant en troisième position.

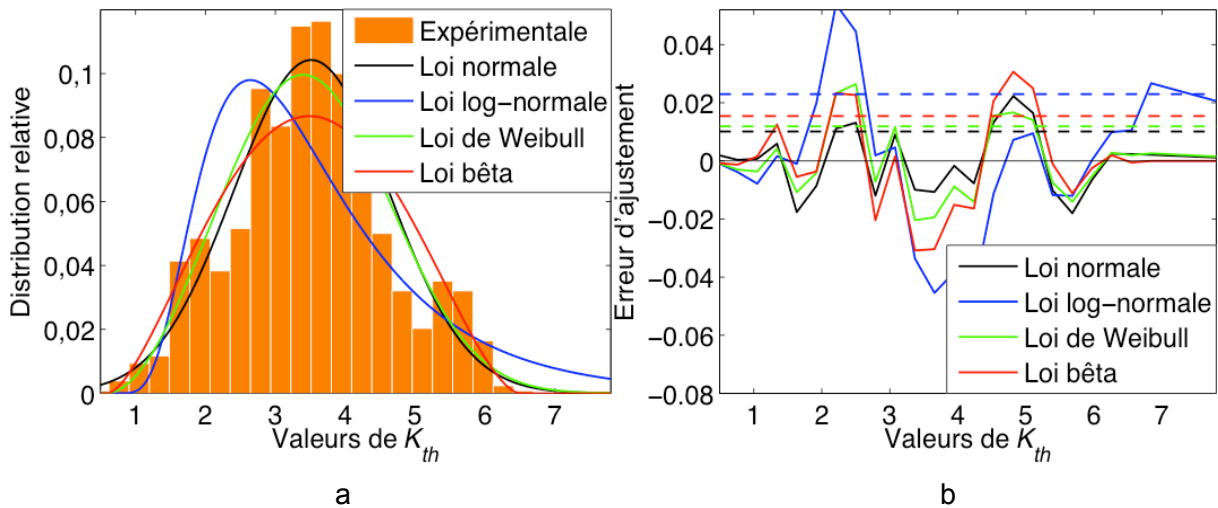


Figure III.6 : Distribution expérimentale du seuil de non propagation ΔK_s de la loi de Paris issue de l'étude paramétrique menée sur les éprouvettes CCT et (a) ajustements et (b) résidus des ajustements réalisés à partir des lois de probabilité normale, log-normale avec seuil, de Weibull à trois paramètres et bêta. Les droites en pointillés correspondent à l'erreur quadratique moyenne

Les valeurs des paramètres obtenus après ajustement des distributions expérimentales des paramètres de lois de Paris avec et sans seuil de non propagation par les lois de probabilité normale, log-normale, de Weibull et bêta sont regroupées dans le

Tableau III.1. Les valeurs des résidus d'identification correspondants sont également indiquées et pour chaque paramètre le cas le plus favorable est mis en évidence.

Type de loi	Paramètres	Loi sans seuil		Loi avec seuil		
		C	m	C	m	ΔK_s
Bêta	α	1,20	4,69	6,94	5,40	2,64
	β	7,15	4,42	4,84	4,03	2,71
	Borne inf.	0,00	2,49	0,00	2,34	0,96
	Borne sup.	1,51e-11	4,21	3,07e-11	3,02	5,91
	Résidus	2,5e-2	1,1e-2	1,2e-2	1,2e-2	1,5e-2
Log-normale	μ	-27,28	1,21	-24,76	1,00	0,97
	σ	0,92	0,08	0,24	0,04	0,51
	Résidus	1,5e-2	1,2e-2	1,4e-2	1,3e-2	2,3e-2
Normale	μ	2,13e-12	3,38	1,80e-11	2,72	2,92
	σ	1,96e-12	0,27	0,42e-11	0,10	1,11
	Résidus	4,6e-2	1,1e-2	1,3e-2	1,2e-2	1,0e-2
Weibull	κ	2,26e-11	3,50	1,97	2,77	3,27
	λ	1,18	13,90	4,76	26,97	2,85
	Résidus	2,4e-2	1,2e-2	1,3e-2	1,6e-2	1,2e-2

Tableau III.1 : Valeurs des paramètres des lois de probabilité normale, log-normale, de Weibull et bêta identifiées à partir des distributions expérimentales des paramètres des lois de Paris avec et sans seuil de non fissuration ; les résidus d'identification sont indiqués dans chaque cas et les cas les plus favorables mis en évidence

Malgré le « classement » des qualités d'ajustement présenté, la loi bêta présente comme avantage certain en comparaison des autres lois testées d'être bornée. Au vu des valeurs souvent proches de résidus obtenus, le choix a été fait de décrire tous les paramètres par cette loi. De plus, cela permet de conserver une cohérence entre la description des lois avec et sans seuil de non propagation.

L'exploitation de ces distributions dans un modèle probabiliste de fissuration ne peut être effectuée de manière correcte qu'à la condition d'observer les corrélations potentielles existant entre les différents paramètres pour pouvoir en tenir compte. Les matrices de corrélation $\rho_{\text{paris_seuil}}$ et ρ_{paris} des jeux de paramètres identifiés des lois de Paris avec et sans seuil de non propagation ont donc été étudiées et l'évaluation de leurs expressions respectives

$$[\rho_{\text{paris}}] = \begin{pmatrix} \rho_{C,C} & \rho_{C,m} \\ \rho_{C,m} & \rho_{m,m} \end{pmatrix} \quad (\text{III.7})$$

$$[\rho_{\text{paris_seuil}}] = \begin{pmatrix} \rho_{C,C} & \rho_{C,m} & \rho_{C,\Delta K_{th}} \\ \rho_{C,m} & \rho_{m,m} & \rho_{m,\Delta K_{th}} \\ \rho_{C,\Delta K_{th}} & \rho_{m,\Delta K_{th}} & \rho_{\Delta K_{th},\Delta K_{th}} \end{pmatrix} \quad (\text{III.8})$$

avec ρ_{X_i, X_j} le coefficient de corrélation associé au couple de paramètres X_i et X_j donnent

$$[\rho_{paris}] = \begin{pmatrix} 1,00 & -0,91 \\ -0,91 & 1,00 \end{pmatrix} \quad [\rho_{paris_seuil}] = \begin{pmatrix} 1,00 & -0,74 & 0,16 \\ -0,74 & 1,00 & -0,16 \\ 0,16 & -0,16 & 1,00 \end{pmatrix}$$

Une forte anticorrélation peut être observée entre les valeurs des paramètres C et m , notamment dans le cas de la loi de fissuration sans seuil de non propagation. La diminution de la valeur absolue de leur coefficient de corrélation pour la loi de Paris avec seuil de non propagation résulte de l'introduction d'un paramètre d'identification supplémentaire ajoutant un degré de liberté. Cet ajout peut d'ailleurs expliquer l'augmentation de la variabilité des valeurs de C et m identifiées. La corrélation entre les valeurs du seuil de non propagation ΔK_{th} identifiées et celles des autres paramètres, inférieure en valeur absolue à 0,2, n'est en revanche pas considérée comme significative.

Plusieurs méthodes sont envisageables pour exploiter dans un processus de Monte-Carlo les distributions de deux variables fortement corrélées sans perdre cette information et augmenter de fait l'erreur de modélisation. On peut tout d'abord se contenter de ne tirer que des couples de valeurs associées afin de conserver directement la corrélation les unissant. Cette méthode peut être intéressante car ne nécessitant pas d'opération particulière. On peut également opérer un changement d'espace de représentation des variables afin de se placer dans un cas où les nouvelles variables aléatoires impliquées sont décorréliées. Dans ce cas, les distributions de ces nouvelles variables peuvent être identifiées pour être exploitées en effectuant des tirages aléatoires indépendants dans chacune d'entre elle. Un changement de variable inverse pour se replacer dans l'espace d'origine est ensuite nécessaire pour pouvoir utiliser les couples de valeurs obtenus. Enfin, une troisième méthode peut être d'identifier la relation existant entre les deux variables corrélées. Les tirages aléatoires ne sont dans ce cas à effectuer que dans la distribution d'une des deux variables aléatoire, les valeurs correspondantes de la seconde étant alors obtenues analytiquement à l'aide de la relation identifiée.

La première méthode décrite est intéressante car, comme précisé, elle ne nécessite pas d'opération particulière avant d'être mise en œuvre. Une condition nécessaire à sa mise en place est toutefois de disposer de suffisamment d'observations par rapport au nombre de tirages à effectuer pour ne pas biaiser le processus avec une répétition des valeurs utilisées. Grâce à la conduite de l'étude paramétrique conduite sur les éprouvettes CCT (Chapitre I), nous disposons de plus de 2000 jeux de paramètres différents pour la loi de fissuration sans seuil comme pour la loi de fissuration avec seuil. Cependant le nombre de tirages aléatoires effectués lors de la mise en œuvre de la méthode de Monte-Carlo (paragraphe III.4.1.a) nous a poussé à chercher une solution plus universelle. La seconde méthode décrite peut constituer une bonne solution puisqu'à partir de deux distributions de variables aléatoires indépendantes il devient aisé de procéder aux tirages de jeux de paramètres. Elle demande cependant la mise en œuvre de beaucoup d'opérations supplémentaires et surtout pose l'hypothèse forte que dans le nouvel espace les distributions des variables aléatoires décorréliées soient identifiables. La dernière méthode exposée, consistant à trouver une relation analytique reliant les variables corrélées a donc été explorée.

Bien que la relation existant entre les paramètres C et m soit révélée par la valeur du coefficient de corrélation, nous pouvons nous rendre compte sur la Figure III.7.a que la

relation les unissant est fortement non linéaire. Les identifications par des polynômes de supérieur ou égal à 2 n'ont pas permis de décrire correctement cette dépendance des valeurs de m à celles de C , notamment sa monotonie. Une relation logarithmique de la forme

$$m = B_1 \ln(C) + B_2 \quad (III.9)$$

avec B_i des coefficients à identifier a été mise en évidence, comme présenté sur la Figure III.7. La Figure III.7.a permet d'observer la bonne superposition de la courbe identifiée à l'aide de l'équation (III.9) avec les couples de valeurs expérimentales des paramètres C et m . La qualité de cet ajustement est ensuite quantifiable sur la Figure III.7.b, présentant les résidus par éprouvette ainsi que leur valeur moyenne quadratique totale. Avec un écart RMS de 0,08 entre les valeurs analytiques et expérimentales de m , la relation décrite par l'équation (III.9) peut être considérée comme largement pertinente pour décrire la corrélation existant entre C et m .

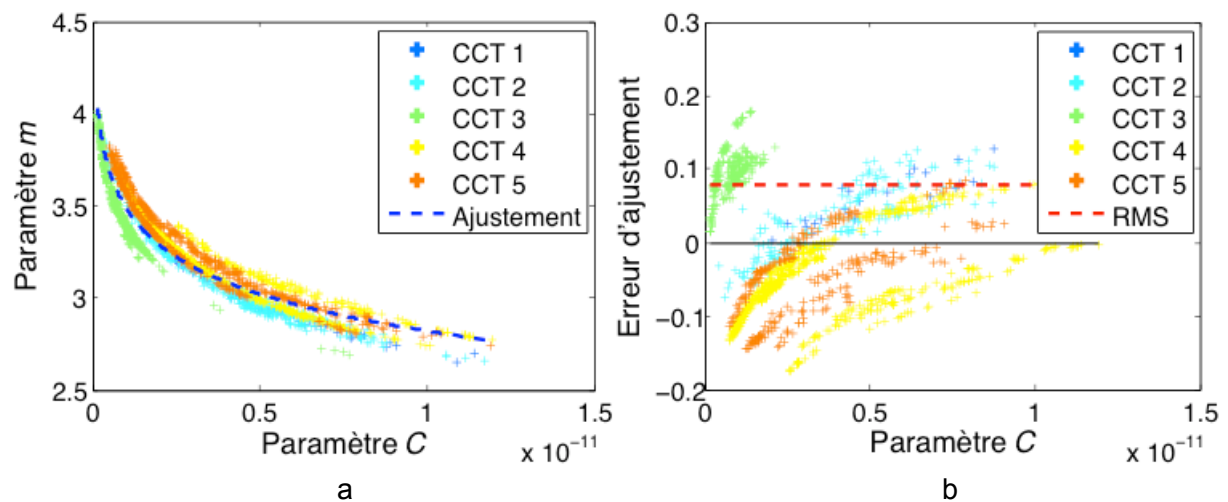


Figure III.7 : Représentation de la corrélation entre les paramètres C et m de la loi de Paris : (a) superposition aux valeurs expérimentales de l'ajustement de la relation par une fonction logarithmique et (b) résidus obtenus par cette méthode

Un exemple est présenté en Figure III.8 de la superposition de la distribution expérimentale du paramètre m , sa distribution ajustée avec la loi bêta et la distribution obtenue à partir de la relation analytique définie par l'équation (III.9) et la loi bêta ajustée sur le paramètre C . On peut noter une erreur par rapport à la distribution expérimentale légèrement supérieure dans le cas de la distribution issue de la relation avec celle du paramètre C avec une valeur RMS de $3,0 \cdot 10^{-2}$ contre $1,3 \cdot 10^{-2}$ pour le cas de la loi bêta directement ajustée. Cette augmentation provient de l'erreur d'ajustement de la distribution du paramètre C , plus importante dans ce cas que celle du paramètre m , ajoutée à l'incertitude de corrélation entre les paramètres C et m .

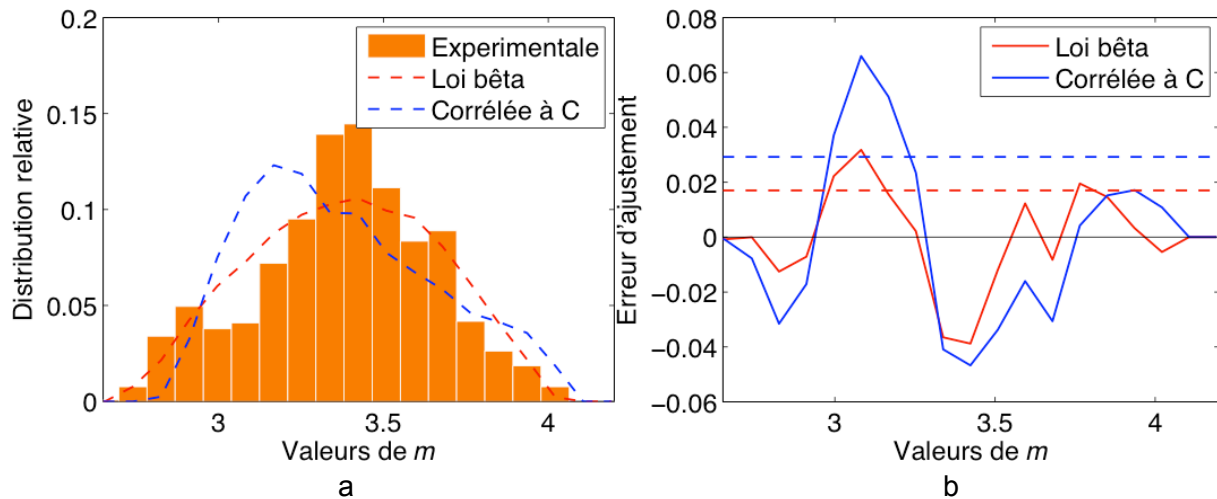


Figure III.8 : Représentation de la corrélation entre les paramètres C et m de la loi de Paris : (a) superposition aux valeurs expérimentales de l'ajustement de la relation par une fonction logarithmique et (b) résidus obtenus par cette méthode. Les droites en pointillés correspondent à l'erreur quadratique moyenne

Bien que présentée uniquement pour la loi de fissuration sans seuil de non propagation, une relation du même type permet de décrire la corrélation existant entre les paramètres C et m de la loi de fissuration avec seuil de non propagation. La valeur moyenne quadratique des résidus d'ajustement est également égale à 0,08.

III.3.2. Modélisation du défaut

Maintenant que les valeurs statistiques des paramètres de la loi de fissuration ont été définies, les données inhérentes à la configuration de la structure étudiée sont nécessaires. Ce paragraphe traite donc des facteurs morphologiques décrivant la fissure à étudier et la structure la contenant, représentés sur la Figure III.9. Y seront notamment abordées la valeur a_i de la profondeur de fissure mesurée par notre méthode de contrôle non destructif TOFD ainsi que celle du rapport r_{ac} entre cette profondeur mesurée et la longueur de fissure apparente en surface. La méthode du calcul des facteurs d'intensité des contraintes, directement liée à la morphologie de la fissure étudiée, sera également étudiée ainsi que sa valeur critique, la ténacité K_{Ic} et son influence sur la longueur de fissure critique a_c conduisant à la ruine de la structure.

III.3.2.a. Morphologie de la fissure

Le choix a été fait de représenter le défaut par une fissure semi-elliptique dans un massif de dimensions finies, tel que présenté sur la Figure III.9.

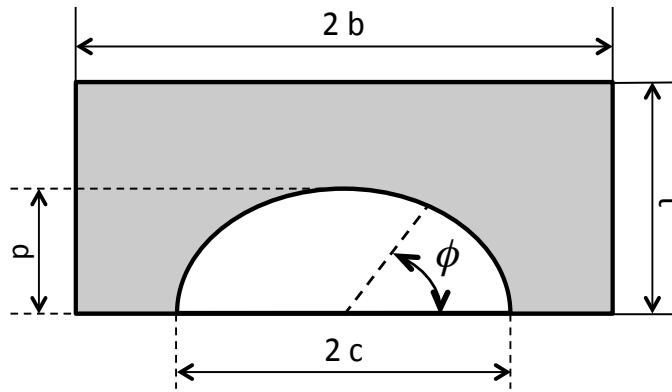


Figure III.9 : Schéma descriptif d'une fissure semi-elliptique de surface dans un milieu fini.

Cette hypothèse de représentation est justifiable au vu de la Figure III.10 sur laquelle on aperçoit le profil de rupture d'une éprouvette à défaut hémisphérique, déjà présenté précédemment sur la Figure II.44, auquel ont été superposées manuellement trois ellipses suivant fidèlement les lignes de marquage de front de fissure obtenues par beach marking.

Le choix commun [96] retenu de représenter les défauts observés dans le cadre de nos travaux par des demi-ellipses nécessite la connaissance de deux quantités déjà introduites précédemment : la profondeur p du front de fissure et la demi-longueur apparente c de la fissure en surface.

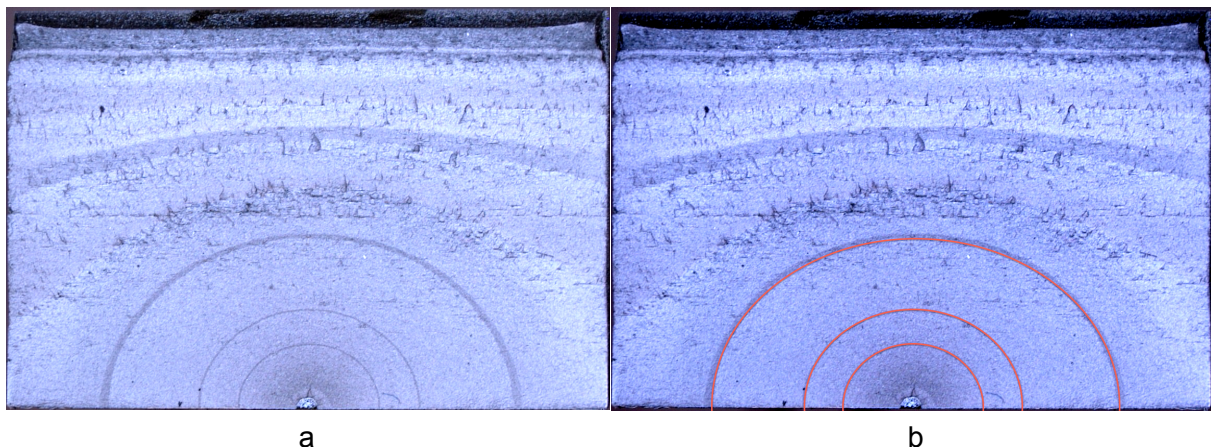


Figure III.10 : Faciès de rupture obtenus sur une éprouvette à défaut hémisphérique sollicitées sous rapport de charge égal à 0,1 (a) sans et (b) avec superposition d'ellipses sur les marquages de fronts de fissures réalisés

Les résultats présentés au paragraphe II.6.2 ont permis d'obtenir une estimation statistique du rapport r_{pc} (Figure III.11) définissant la relation entre ces deux quantités. Pour rappel, sur la phase stabilisée du rapport ses moyenne et écart-type ont été établies respectivement à 0,89 et 0,02. La définition de la géométrie de la fissure ainsi que la connaissance de ce rapport permettent donc de décrire la géométrie de la fissure à partir de la connaissance de sa profondeur p .

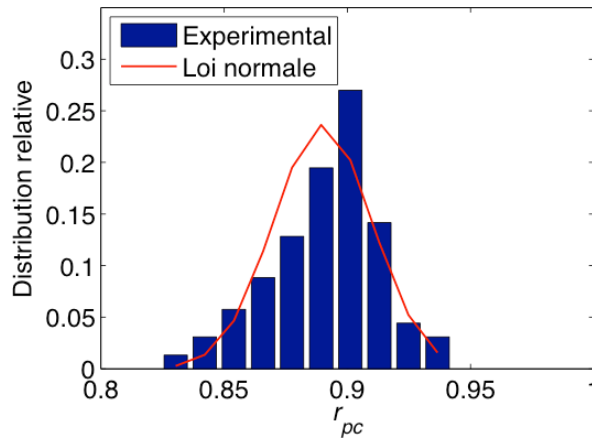


Figure III.11 : Distribution expérimentale relative du rapport r_{pc} et superposition de la densité de probabilité de la loi normale correspondante

Cette quantité est notamment utilisée pour initialiser le calcul de propagation par le modèle développé à partir d'une taille initiale a_i mesurée par TOFD. L'incertitude associée à p_i étudiée aux paragraphes II.5.1.b et II.5.1.c, variant entre $6,8 \cdot 10^{-2}$ mm en début de fissuration et 0,1 mm en fin de fissuration doit alors être prise en compte. Par analogie avec les populations de défaut présentes dans un massif, modélisées par des lois de probabilités [9, 77, 91], la longueur de fissure p_i utilisée pour initialiser le calcul se voit donc attribuée une distribution normale centrée sur la valeur mesurée et d'écart type l'incertitude de mesure.

III.3.2.b. Facteur d'intensité des contraintes

Le type de modélisation de fissure retenu influence naturellement la répartition des contraintes le long du front de celle-ci et dans le massif. Le choix de représenter par une géométrie semi-elliptique les fissures rencontrées dans nos travaux n'étant pas atypique il a été possible de trouver dans la littérature des expressions analytiques du facteur d'intensité des contraintes correspondant à notre configuration. Newman et Raju [21, 97] ont en effet proposé une expression dans le cas d'une fissure semi-elliptique débouchante contenue dans un volume de dimension finie. Cette configuration correspond à celle proposée sur la Figure III.9.

Les termes intermédiaires intervenant dans le calcul ne seront pas détaillés ici, mais l'expression finale du facteur d'intensité des contraintes exprimé en $Mpa\sqrt{mm}$ est décrite par

$$K = F_s \cdot (St + H_s \cdot Sb) \cdot \sqrt{\pi \frac{p}{Q}} \quad (III.10)$$

où St et Sb sont les contraintes respectivement liées à l'effort de traction et au moment de flexion en mode I, p est la profondeur de fissure et F_s , H_s et Q sont des termes faisant intervenir des relations entre les paramètres géométriques p , c , t et b ainsi que l'angle ϕ décrits sur la Figure III.9. Notre cas de charge étant la traction simple (les effets de flexion parasite liée à la dissymétrie de la section fissurée sont négligés), le terme Sb est considéré nul.

Cette approche ne nécessite que la connaissance à un instant donné de la longueur de fissure p , du rapport r_{pc} ainsi que de la géométrie de l'éprouvette simulée afin d'obtenir une valeur de facteur d'intensité des contraintes. Or nous avons présenté les valeurs statistiques des deux premières quantités au paragraphe précédent et les dimensions de l'éprouvette est connue. Un autre paramètre rentre toutefois en compte dans le calcul du facteur d'intensité des contraintes, il s'agit de la position sur le front de fissure du point auquel il est calculé, soit en d'autres termes l'angle ϕ du point de la demi-ellipse par rapport à son grand axe. La Figure III.12 montre, pour notre configuration géométrique, l'influence de ce paramètre sur la valeur de facteur d'intensité des contraintes calculée en fonction de la profondeur de fissure. Nous pouvons nous rendre compte qu'à profondeur de fissure fixée c'est pour l'angle $\phi = \pi/2$ que la valeur la plus importante est obtenue et ceci quelle que soit cette profondeur. Cette observation traduit le fait que le champ d'intensité des contraintes est plus important en état de déformations planes qu'en état de contraintes planes. D'autre part c'est également pour cette valeur $\phi = \pi/2$ que la propagation de fissure est calculée avec le modèle et que les valeurs de facteur d'intensité des contraintes seront donc estimées.

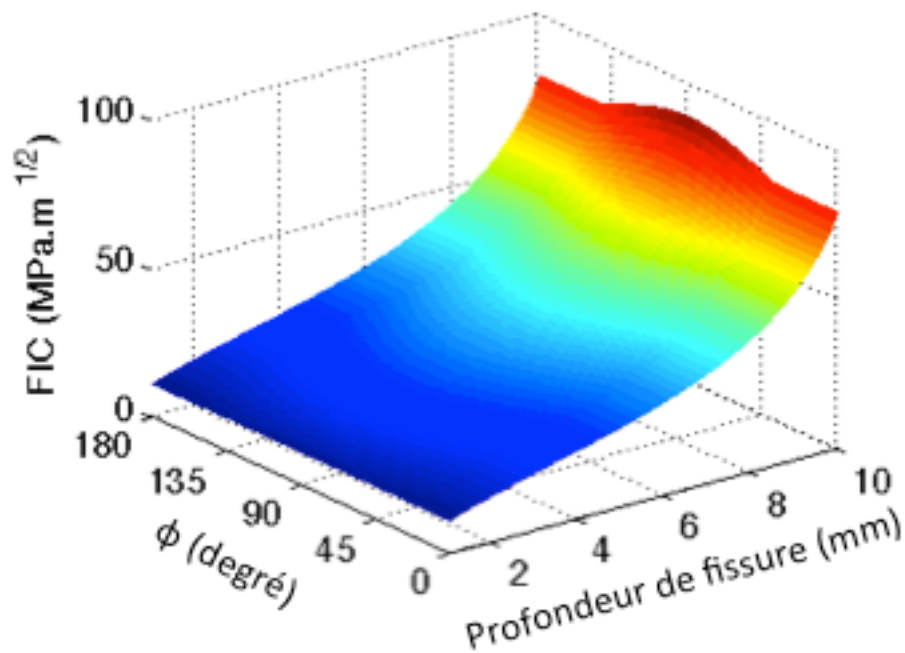


Figure III.12 : Évolution du profil de facteur d'intensité des contraintes le long du front de fissure au cours de la fissuration selon [97]

Il est important de noter que l'expression de facteur d'intensité des contraintes fournie par l'équation (III.10) est valable [97] pour des valeurs du rapport c/b inférieures à 0,5, soit dans le cas de notre géométrie une profondeur p de fissure de l'ordre de 6,7 mm. Cette limitation sera étudiée plus loin (paragraphe III.4.1.b).

III.3.2.c. Longueur de fissure critique / critère de rupture

Le critère de rupture appliqué dans la prévision de la propagation de fissure est une longueur de fissure critique. Cette taille critique p_c est effet calculée à partir de l'équation

(III.10), en postulant que la rupture intervient lorsque la valeur maximale du facteur d'intensité des contraintes sur un cycle de sollicitation atteint la ténacité K_{Ic} . Afin d'obtenir une distribution de cette taille critique comme pour les autres paramètres du modèle, il convient d'identifier les facteurs influents. Les paramètres de forme b et t de l'éprouvette ainsi que l'effort de sollicitation appliqué étant réputés connus et fixes, l'équation (III.10) indique que la valeur de p_c ne dépend que de la valeur de la ténacité K_{Ic} et du rapport r_{pc} .

Concernant le rapport r_{pc} , celui-ci a été étudié au paragraphe précédent et les valeurs de ténacités équivalentes obtenues à l'aide des formules empiriques ont été présentées au paragraphe I.5.4.c. L'influence de la valeur de la ténacité K_{Ic} et plus généralement de la longueur de fissure critique sera étudiée au paragraphe III.4.1.a. Nous pouvons cependant d'ores et déjà évaluer les longueurs de fissure critiques obtenues en considérant la formule d'équivalence de Barsom et Rolfe [52] décrite par l'équation (I.35) comme la plus pertinente pour le cas du P265GH dans nos conditions de travail. L'utilisation des valeurs statistiques de la limite d'élasticité R_e et de la résilience KV intervenant dans l'équation (I.35) ainsi que celle du rapport r_{pc} intervenant dans l'équation (III.10) permet d'obtenir la distribution de longueur de fissure critique présentée sur la Figure III.13.

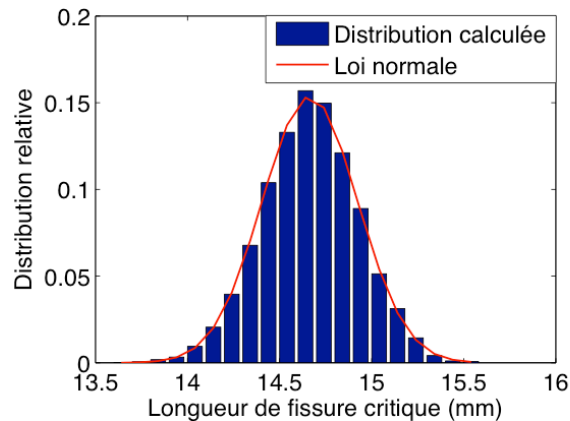


Figure III.13 : Distribution expérimentale relative de la longueur de fissure critique a_c et superposition de la densité de probabilité de la loi normale correspondante

Nous pouvons observer l'excellente concordance entre la distribution de longueur de fissure critique obtenue et la loi normale correspondante lorsqu'une distribution normale est appliquée à R_e et r_{pc} (la dispersion observée au cours des 3 essais Charpy ayant montré une dispersion nulle). Suite aux tirages aléatoires effectués dans les distributions de paramètres d'entrée du modèle (paragraphe III.4.1.a), indépendamment de l'influence de la longueur critique sur les résultats du modèle nous pouvons postuler que sa distribution sera normale, de valeur moyenne 14,7 mm et d'écart-type 0,2 mm.

III.4. Prévisions de durée de vie

La présentation dans les paragraphes III.3.1 et III.3.2 des données d'entrée nécessaires à l'estimation de la propagation des fissures dans l'acier P265GH ainsi que leur modélisation par des variables aléatoires permet de conduire des calculs de propagation par l'intermédiaire d'un modèle de fissuration. Notons que par la suite, sauf mention contraire,

l'emploi du terme *longueur* pour décrire la taille d'une fissure correspondra à la quantité p et sera donc synonyme de *profondeur*.

III.4.1. Calcul de propagations de fissure

III.4.1.a. Méthode employée

Comme décrit dans le Chapitre I, les propagations de fissure calculées ici se basent sur l'utilisation de la loi de Paris. Pour rappel, les essais de fissuration menés sur éprouvettes CCT ayant été réalisés à ΔK croissant après la phase de préfissuration, l'identification et l'utilisation d'une loi de fissuration sans seuil de non propagation semble plus pertinent. De même, le cadre des travaux présentés étant limité à l'étude de fissures amorcées dans une structure et détectées par TOFD, l'utilisation d'une loi de fissuration sans seuil de non fissuration semble adaptée. À titre de comparaison, les résultats obtenus avec une loi de Paris avec seuil seront tout de même présentés sur un cas test pour chaque rapport de charge (-1 et 0,1) étudié.

Remarque : dans les cas où une décroissance d'effort est réalisée afin de ralentir la propagation d'une fissure, disposer d'une loi avec seuil peut être intéressant. Le modèle de prévision développé ne prend cependant pas en compte le phénomène de fermeture lié à la plasticité en pointe de fissure ; une décroissance d'effort trop importante rendra donc les résultats peu précis, voire beaucoup trop conservatifs lorsque la plasticité stoppe complètement l'avancée de la fissure.

Les distributions identifiées aux paragraphes III.3.1 et III.3.1 ont été utilisées afin de considérer les données d'entrée de la loi de Paris comme des variables aléatoires et une étude de sensibilité a été conduite sur la géométrie des éprouvettes à défaut hémisphérique. L'influence de ces données d'entrée sur l'évolution des longueurs de fissures calculées a donc pu être observée. Dans cette étude, des calculs de durée de vie résiduelle ont été effectués à partir de l'intégration de l'expression

$$N_f = \int_{p_i}^{p_c} \frac{\Delta K^{-m}}{C} dp \quad (\text{III.11})$$

où p_i est la longueur de fissure initiale à partir de laquelle la durée de vie résiduelle est calculée, p_c la taille de fissure critique pour laquelle la rupture survient et N_f le nombre de cycle à rupture. Nous pouvons préciser au passage la raison pour laquelle le critère de rupture retenu dans le modèle est basé sur une taille de fissure critique (paragraphe III.3.2.c) plutôt que directement sur une valeur critique de facteur d'intensité des contraintes : c'est cette longueur critique qui permet d'intégrer l'équation (III.11).

Contrairement aux méthodes présentées au paragraphe III.2.1.b, nous n'avons pas étudié directement la sensibilité du modèle par l'observation des variances relatives ou des dérivées partielles. Dans les calculs de propagation menés, un tirage simultané dans les distributions de variables aléatoires est réalisé et le calcul est ensuite conduit. D'une part prendre en compte la variation de l'ensemble des paramètres d'entrée ne rajoute pas de temps de calcul supplémentaire et d'autre part cela va dans le sens de la démarche de

l'étude, visant à prendre en compte l'ensemble des sources de dispersion pouvant introduire une méconnaissance de l'état du système. La démarche retenue dans l'analyse effectuée ici a donc été de faire varier les paramètres sur une plage de valeurs pertinente afin de regarder la réponse du modèle. De même, aucune analyse de corrélation supplémentaire que celle existant entre C et m n'a été conduite. La corrélation existant entre ces deux paramètres est telle qu'il n'y aurait aucune signification physique à la variation unique de l'un d'eux.

La plage de valeurs retenue pour les paramètres C , m , K_s et r_{pc} testés est centrée sur leur valeur moyenne et s'en écarte de plus ou moins trois écarts-types, les autres paramètres étant conservés à leur valeur moyenne. Toutefois le coefficient C peut prendre des valeurs négatives sur cet intervalle en raison de la valeur élevée de son coefficient de variation (paragraphe I.5.4.b Tableau I.11). L'intervalle a donc été tronqué en zéro dans le cas de ce paramètre pour éviter les valeurs non physiques. La plage de valeurs de longueur de fissure initiale retenue dans cette étude de sensibilité est centrée sur 1,05 mm, soit approximativement le seuil de détection de notre système TOFD sur les éprouvettes à défaut hémisphérique testées dans ces travaux, et s'étale de chaque côté de plus ou moins trois écarts-types. Les résultats de cette étude sont présentés sur la Figure III.14 qui permet de constater la différence de sensibilité du modèle de fissuration à ses paramètres d'entrée. On peut ainsi observer une dépendance quasi linéaire de la réponse du modèle aux paramètres a_i (Figure III.14.c) et r_{pc} (Figure III.14.d) sur l'intervalle considéré avec des influences similaires en valeur absolue mais de pente opposée. La similitude provient de l'origine commune des deux observations, c'est-à-dire la quantité de surface fissurée au début du calcul. *A contrario* la dépendance de la durée de vie résiduelle aux paramètres C et m , tirés indépendamment ou de manière corrélée, ainsi qu'au seuil de non propagation K_s dans le cas d'une loi avec seuil est non linéaire et plus importante. Les couples de valeurs des paramètres C et m admissibles par la relation (III.9) sont d'ailleurs représentés sur la Figure III.14.a à l'aide d'une ligne rouge superposée à la surface de réponse.

Nous avons pu constater au paragraphe I.5.4.c la disparité des valeurs de la ténacité $K_{Ic_{eq}}$ équivalentes obtenues en appliquant les formules d'équivalence à partir des mesures de résilience et des propriétés mécaniques du matériau. L'influence de ce paramètre sur la durée de vie résiduelle calculée des éprouvettes à défaut hémisphérique a donc également fait l'objet d'une étude, les autres paramètres étant fixés à leur valeur moyenne. Une plage de 40 à 300 MPa $\cdot\sqrt{m}$ a été retenue, la première valeur correspondant à un minorant obtenu grâce aux mesures par corrélation d'images numériques en fin d'essais sur éprouvettes CCT et la seconde permettant d'englober l'ensemble des valeurs obtenues à partir des formules d'équivalence trouvées dans la littérature [51]. Rappelons que cet ensemble de valeurs s'étale entre 121 et 230 MPa \sqrt{m} , avec une valeur optimale donnée par l'équation (I.35) égale à 143 MPa \sqrt{m} . Les résultats des calculs conduits sont visibles sur la Figure III.15.a, sur laquelle la plage de variation obtenue pour les valeurs de facteur d'intensité des contraintes $K_{Ic_{eq}}$ calculées par les formules d'équivalence est représentée en rouge. Deux choses sont à noter : tout d'abord l'influence de la valeur de K_{Ic} sur la durée de vie résiduelle calculée est minimale sur l'ensemble des valeurs observées ; il est de plus possible de constater un fort fléchissement de la courbe aux alentours de 70 MPa \sqrt{m} , au delà duquel la valeur de la ténacité du matériau a une influence quasi nulle. L'explication de cette observation réside en la phase avancée de fissuration dans laquelle se trouve le massif lorsque ces valeurs de

ténacité sont approchées (Régime C sur la Figure I.1), impliquant des vitesses de propagation élevées conduisant rapidement à la ruine. On peut ajouter au regard de la Figure III.15.b la différence constatée entre l'influence de la longueur de fissure initiale et la longueur de fissure critique. Ainsi la première a une incidence non négligeable sur le résultat de la prévision pour des variations de quelques dixièmes de millimètre (Figure III.14.a) tandis que la seconde ne l'affecte quasiment pas pour des variations de plusieurs millimètres (Figure III.15.b). Ces résultats montrent l'importance d'apporter un soin particulier à la diminution de l'incertitude de mesure des instruments de contrôle non destructif utilisés.

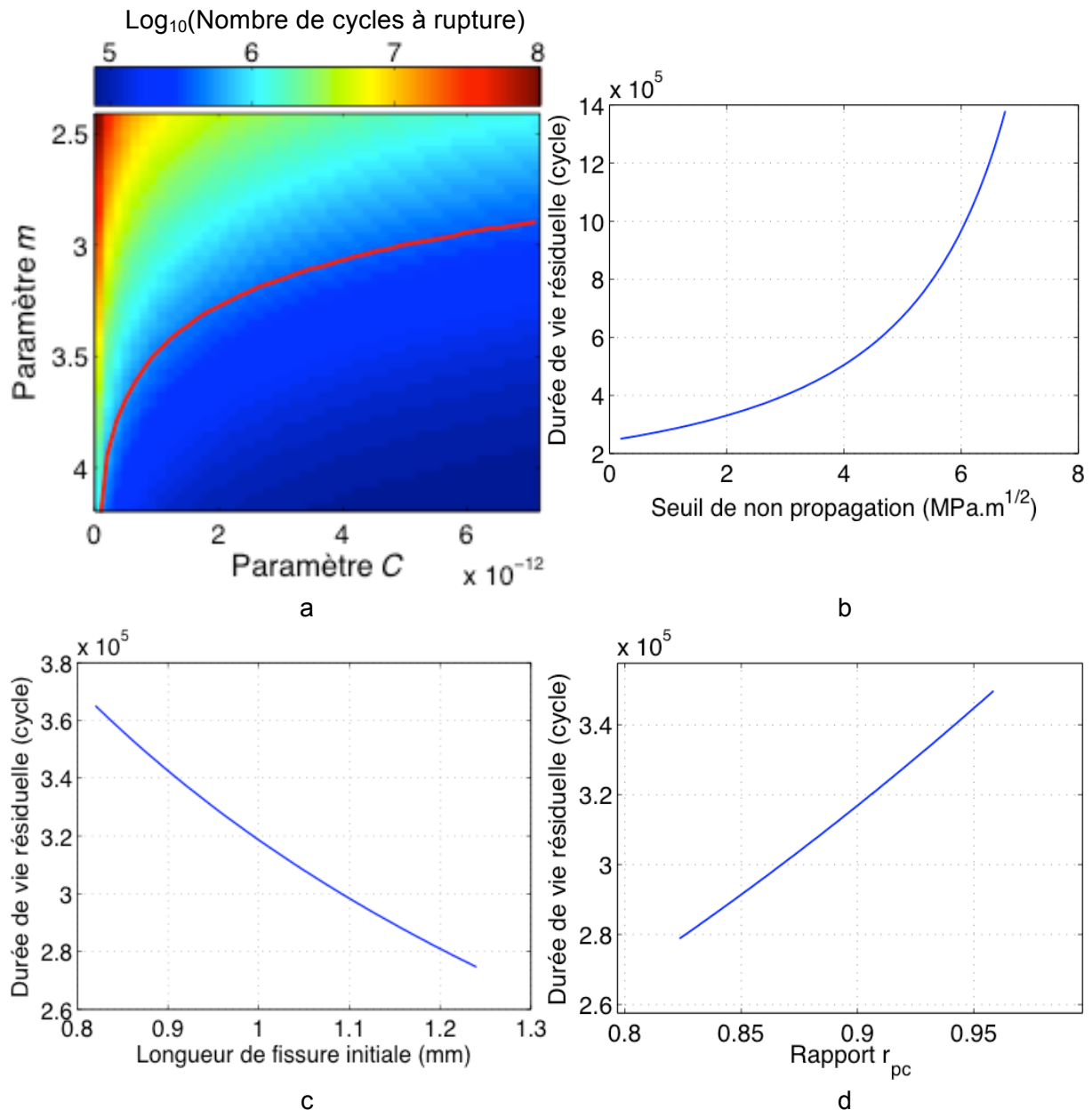


Figure III.14 : Évolution de la réponse du modèle en fonction des valeurs (a) du couple de paramètres C et m (b) du seuil de non propagation de fissure ΔK_s (c) de la longueur de fissure initiale et (d) du rapport r_{pc} , les autres paramètres étant fixés à leur valeur moyenne

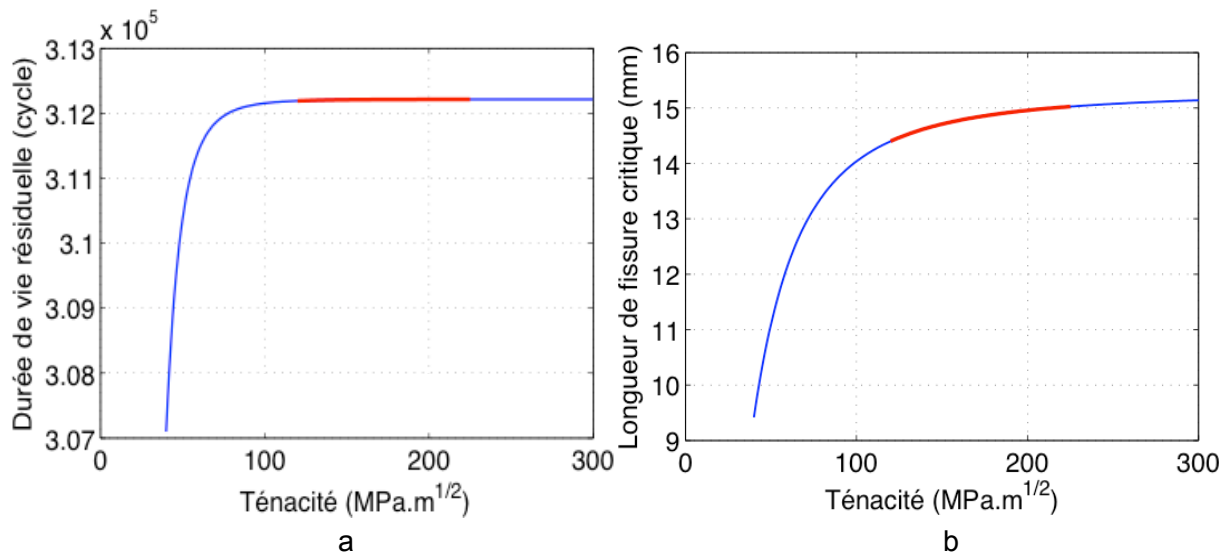


Figure III.15 : (a) Influence de la valeur de la ténacité sur le nombre de cycles à rupture calculés et (b) équivalence entre la valeur de la ténacité et la longueur de fissure critique correspondante ; en rouge, l'intervalle de valeurs données par les formules d'équivalence avec la résilience pour l'acier P265GH

Le tracé sur les Figure III.14 et Figure III.15 des réponses du modèle permet de fournir une représentation visuelle de la sensibilité de celui-ci à ses paramètres d'entrée. Il est également possible de hiérarchiser l'influence de ceux-ci en quantifiant la variation de la durée de vie calculée en fonction de la variation de chacun des paramètres, les autres demeurant fixes. De nouveau, dans le cas des paramètres C et m la corrélation existante a été respectée et la variation a été appliquée à C et répercutée sur m à l'aide de l'équation (III.9). Les résultats obtenus sont regroupés dans le Tableau III.2. Dans le cas d'une loi avec seuil de non propagation, il apparaît primordial de bien connaître la valeur de ce dernier. Il possède en effet une influence directe sur la valeur du facteur d'intensité des contraintes efficace et il peut notamment conduire à des vitesses de propagation très lentes en début de propagation. Dans le cas d'une loi sans seuil ce sont les paramètres C et m pilotant la vitesse de fissuration qui sont les plus influents. Viennent ensuite les conditions initiales p_i et r_{pc} puis enfin la longueur de fissure critique p_c par l'intermédiaire de la valeur K_{Ic} de la ténacité.

Paramètres	ΔK_s	$C - m$	p_i	r_{pc}	K_{Ic}	
Variation appliquée	[-1 ; +1] écart-type	[-1 ; +1] écart-type	[-1 ; +1] écart-type	[-1 ; +1] écart-type	[40 ; 300] MPa \sqrt{m}	[121 ; 230] MPa \sqrt{m}
Écart relatif calculé (%)	83	35	12	9	2,1	0,01

Tableau III.2 : Tableau regroupant les résultats de l'étude de sensibilité conduite sur les paramètres d'entrée du modèle de prévision de fissuration probabiliste

Cette étude de sensibilité montre par ailleurs tout l'intérêt de la démarche mise en œuvre dans ces travaux en soulignant combien une méthode déterministe peut s'avérer

insuffisante car ne prenant ni en compte la variabilité des paramètres d'entrée, ni la sensibilité du résultat à cette dispersion.

Une méthode de Monte-Carlo a ensuite été réalisée sur les distributions des paramètres dont l'influence a été étudiée ci-dessus. Pour chaque jeu tiré a été obtenue une évolution de longueur de fissure depuis une longueur initiale aléatoire jusqu'à une longueur critique également aléatoire. L'ensemble des longueurs initiales a été généré à partir d'une longueur de fissure obtenue expérimentalement et de son incertitude de mesure associée ; l'ensemble des longueurs de fissure critiques a été généré à partir des valeurs statistiques du rapport r_{pc} et de la ténacité équivalentes $K_{I_{ceq}}$.

III.4.1.b. Résultats

Les calculs menés sur chaque configuration expérimentale (Tableau II.2) ont donné les courbes d'évolution de longueur de fissure avec le nombre de cycles de sollicitation appliqués. La Figure III.16 présente les résultats obtenus pour des calculs effectués à partir d'une sollicitation cyclique d'effort maximal 160 kN avec un rapport de charge égal à 0,1. Comme indiqué au paragraphe précédent, les résultats issus de calculs basés sur l'utilisation d'une loi de fissuration avec seuil sont également présentés.

Bien que les valeurs statistiques des évolutions de fissure seront étudiées au paragraphe suivant, on peut d'ores et déjà se rendre compte que la courbe expérimentale, en rouge sur la Figure III.16 se superpose convenablement dans la partie médiane du faisceau de courbes calculées à partir des tirages aléatoires dans les paramètres d'entrée du modèle implémenté. L'utilisation dans la conduite du calcul d'une loi avec seuil de non propagation semble en revanche conduire à des durées de vie très importante, allant largement à l'encontre du conservatisme. L'évolution des valeurs moyennes et médianes de la distribution calculée est tracée.

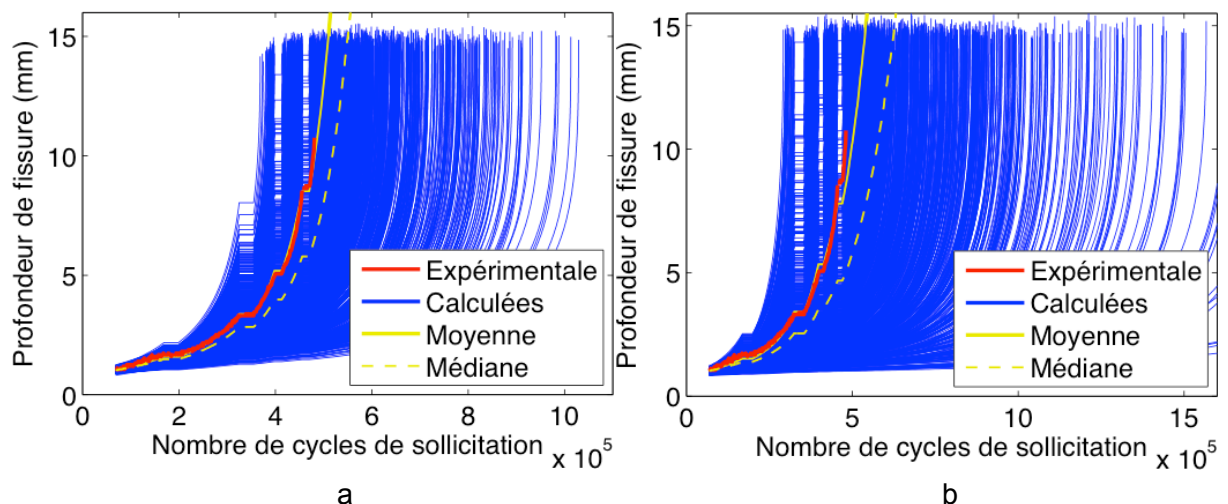


Figure III.16 : Faisceaux de courbes d'évolution de longueur de fissure résultant des calculs de propagation à partir d'une loi de Paris (a) sans seuil et (b) avec seuil de non propagation pour une rapport de charge égal 0,1 ; résultats obtenus à partir de 10000 tirages aléatoires dans les distributions des paramètres et superposition des données expérimentales

Contrairement aux résultats précédents, nous pouvons voir sur la Figure III.17 que les résultats du modèle affecté des paramètres d'entrée identifiés dans ces travaux ne s'accordent en rien avec les mesures expérimentales sous rapport de charge égal à -1. Cette observation ne met toutefois pas la qualité des résultats présentés en cause dans la mesure où les paramètres de la loi de fissuration identifiés ont été obtenus sous rapport de charge positif et non négatifs. L'extrapolation à des rapports de charge négatifs nécessite un enrichissement de la loi de Paris [98].

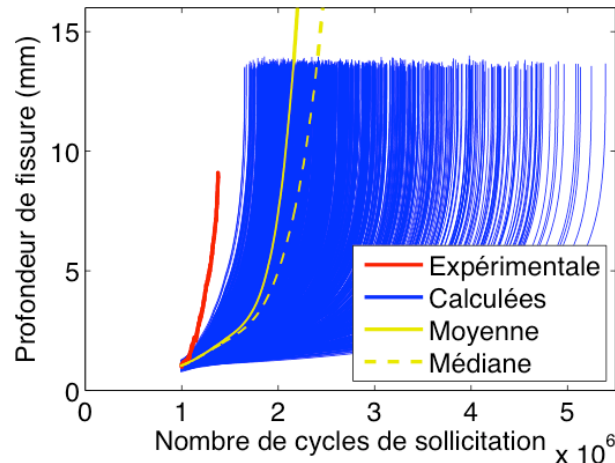


Figure III.17 : Faisceaux de courbes d'évolution de longueur de fissure résultant des calculs de propagation à partir d'une loi de Paris sans seuil de non propagation pour une rapport de charge égal -1 ; résultats obtenus à partir de 10000 tirages aléatoires dans les distributions des paramètres et superposition des données expérimentales

Nous pouvons observer sur la Figure III.16 que la longueur de fissure critique évaluée par le modèle développé se situe aux alentours de 15 mm. En raison des limitations évoquées au paragraphe III.3.2.b, il est dès lors nécessaire de se poser la question de la validité de la formulation analytique des valeurs de facteur d'intensité des contraintes. Pour rappel, la restriction d'application de la formule définie par l'équation (III.10) concerne la valeur du rapport c/b (notations précisées sur la Figure III.9), devant demeurer inférieure à 0,5. La Figure III.18 propose donc une comparaison entre les valeurs expérimentales du facteur d'intensité des contraintes, mesurées au cours d'un essai de fissuration sur éprouvette à défaut hémisphérique et les valeurs calculées analytiquement. Contrairement aux valeurs calculées pour la prévision de propagation, les valeurs montrées sur la Figure III.18 ont été évaluées pour un angle $\phi = 0$ puisque les valeurs expérimentales ont été mesurées en surface de l'éprouvette (et rapportées, ici, à la longueur correspondante p de fissure mesurée par TOFD). Nous pouvons constater une très bonne concordance des valeurs obtenues par les deux méthodes jusqu'à des longueurs de fissure d'une dizaine de millimètres, donc plus importantes que celles prévues par les restrictions du modèle (ici $c/b \approx 6,7$). De plus, la Figure III.16 montre que pour les longueurs de fissures supérieures à 10 mm les vitesses de propagation sont suffisamment élevées pour qu'une erreur sur la valeur calculée du facteur d'intensité des contraintes n'ait pas d'impact significatif sur la durée de vie résiduelle calculée. Nous pouvons par ailleurs remarquer qu'à ce degré d'avancement de la fissuration de l'éprouvette un état de plasticité étendue peut commencer à intervenir et ainsi induire des erreurs également dans les mesures de facteur d'intensité

des contraintes. L'écart constaté entre les valeurs de facteur d'intensité des contraintes mesurées par corrélation d'images numériques et celles obtenues analytiquement sont donc à nuancer pour les longueurs de fissure supérieures à 10 mm.

Enfin, à défaut d'avoir pu obtenir une valeur expérimentale de la ténacité du P265GH, la dernière mesure de facteur d'intensité des contraintes obtenue avant rupture de l'éprouvette hem_3 – à savoir $90 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ – peut en être une nouvelle borne inférieure.

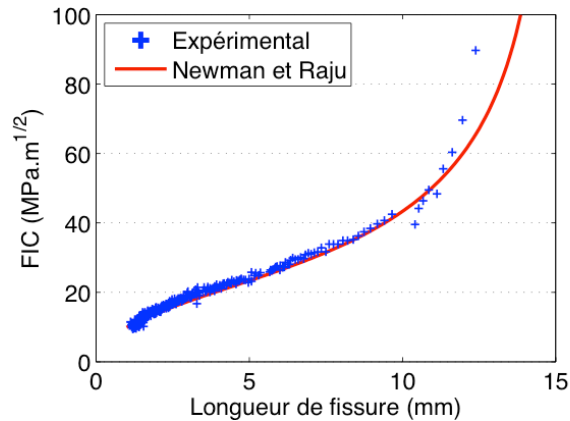


Figure III.18 : Comparaison des facteurs d'intensité des contraintes mesurés sur une éprouvette à défaut hémisphérique (hem_3) avec les valeurs obtenues analytiquement pour la même configuration géométrique [97]

La présentation des résultats des Figure III.16 et Figure III.17 sous forme de superposition stricte avec les données expérimentales visait à faciliter la démarche de comparaison expérimental – numérique. Il est toutefois plus cohérent avec le concept de durée de vie résiduelle de raisonner en prenant comme origine le nombre de cycle initial auquel a été détecté une fissure de taille donnée. Cela permet d'ailleurs de superposer les résultats expérimentaux issus de plusieurs éprouvettes présentant un nombre de cycles différents à l'amorçage. Sur la Figure III.19, l'évolution des profondeurs de fissure des éprouvettes hem_2 et hem_3 du Tableau II.2 sont donc superposées au faisceau de courbes calculé à partir d'une longueur initiale de fissure centrée sur 1,6 mm pour un cas de sollicitation cyclique d'effort maximal 160 kN sous rapport de charge 0,1. Comme sur la Figure III.16 l'évolution des valeurs moyennes et médianes de la distribution calculée est tracée. Nous pouvons observer dans ce cas une meilleure concordance des résultats obtenus par le modèle. Cela semble être lié au fait que la longueur de fissure utilisée pour amorcer le calcul est plus élevée que dans le cas précédent, évitant ainsi la zone instationnaire du rapport r_{pc} , entrant en jeu dans le calcul du facteur d'intensité des contraintes, mise en évidence sur la Figure II.50 du paragraphe II.6.2.

Nous pouvons tout d'abord noter que les mesures expérimentales s'arrêtent pour des longueurs de fissure inférieures aux longueurs critiques calculées à l'aide du modèle. La raison est double : l'accélération du processus de fissuration ne permet pas d'obtenir un échantillonnage fin de l'évolution de longueur de fissure en phase de fissuration avancée ; la taille de zones mortes intrinsèques à la configuration TOFD mise en place ne permet plus à partir d'une profondeur de 12 mm détecter convenablement les fissures (paragraphe II.5.1.a). L'observation de ces résultats laisse toutefois à nouveau présager un bon accord entre les résultats expérimentaux et les prévisions numériques obtenues à l'aide du modèle.

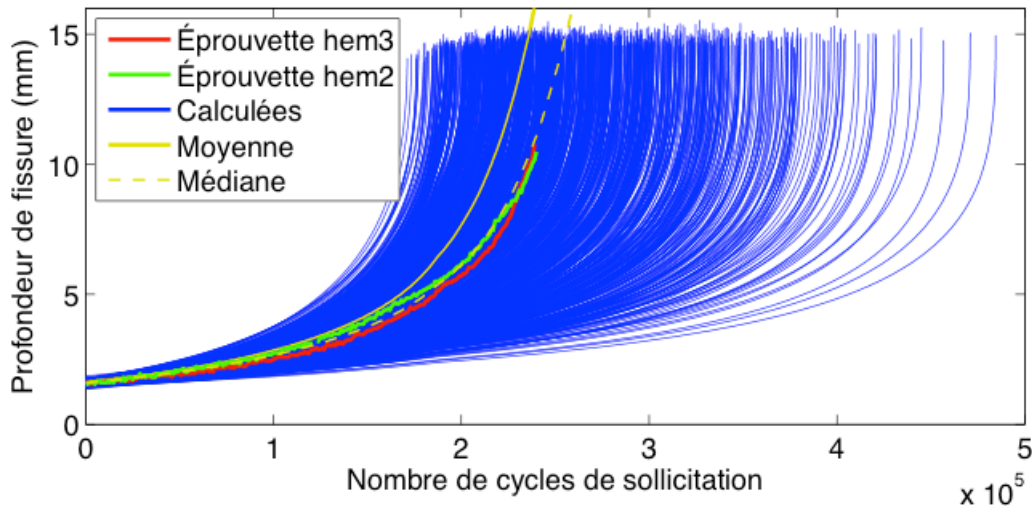


Figure III.19 : Tracé des résultats d'évolution de longueur de fissure en fonction du nombre de cycles de sollicitation appliqué : comparaison entre les mesures expérimentales et les prévisions numériques

Il est possible de s'en assurer en procédant à des projections des faisceaux de courbes parallèlement aux axes des abscisses et des ordonnées. Une projection suivant l'axe des abscisses reviendra à obtenir la distribution de nombre de cycles de sollicitation conduisant à une longueur de fissure attendue. Une projection suivant l'axe des ordonnées reviendra à obtenir la distribution de longueurs de fissure résultant de l'application d'un nombre de cycles donné. On peut par ailleurs noter que dans les deux cas l'objectif est de conserver cette taille de fissure en dessous de la valeur critique conduisant à la ruine de la structure. Une illustration de cette méthode d'obtention des distributions est présentée sur la Figure III.20. On peut notamment y voir que pour une projection suivant l'axe des abscisses à une longueur de fissure de 4,6 mm, soit légèrement avant l'application sur l'éprouvette hem_2 d'une première décroissance d'effort. Une bonne concordance des prévisions du modèle par rapport aux résultats expérimentaux est une nouvelle fois mise en avant sur l'exemple montré en Figure III.20. Ainsi une propagation de 3 mm de la fissure, soit un peu moins d'un quart de la propagation conduisant à la rupture, a nécessité dans les deux essais réalisés l'application de 164000 et 181000 cycles de sollicitation. Pour la propagation de fissure, le modèle développé propose un nombre moyen de 185000 cycles de sollicitation soit un écart de 7% par rapport à la moyenne expérimentale. Cet écart, au demeurant faible même si n'allant pas dans le sens du conservatisme, est toutefois à nuancer. Nous ne disposons en effet que de deux points expérimentaux, ce qui ne suffit pas à décrire l'allure d'une distribution. Afin d'évaluer la qualité d'estimation de la propagation par notre modèle, il est donc intéressant de comparer sa médiane aux résultats de mesurages expérimentaux. Au vu de l'asymétrie de la distribution obtenue numériquement, cette quantité a pour intérêt d'estimer la valeur centrale des résultats en s'affranchissant du poids des valeurs élevées intervenant dans le calcul de la moyenne et pouvant polluer le résultat. On obtient ainsi une valeur de 173000 cycles de sollicitation, présentant un écart de 0,5 % par rapport à la moyenne expérimentale.

Les mêmes comparaisons peuvent être effectuées concernant les longueurs de fissure obtenues expérimentalement ou numériquement après application de 150000 cycles, soit 65

% de la durée de vie résiduelle. Une différence absolue de longueur de 2 % est alors constatée, cette fois dans le sens du conservatisme, sur la longueur de fissure totale obtenue entre la moyenne du modèle et la moyenne expérimentale. Lorsque c'est la médiane de la distribution des résultats du modèle qui est considérée, cette différence est réduite à 0,7 %.

Le grand nombre de tirages aléatoires effectués suivant la méthode décrite au paragraphe III.4.1.a ainsi que les faisceaux de courbes d'évolution de fissures en résultant ont permis de modéliser de manière statistique leur propagation. Comme nous l'avons observé, deux informations intéressantes et complémentaires peuvent alors être étudiées à partir des données d'entrée du modèle : le nombre de cycles de sollicitation conduisant à une taille de fissure donnée noté $(N|p)$ et la taille de fissure obtenue après un nombre de cycles de sollicitation donné notée $(p|N)$.

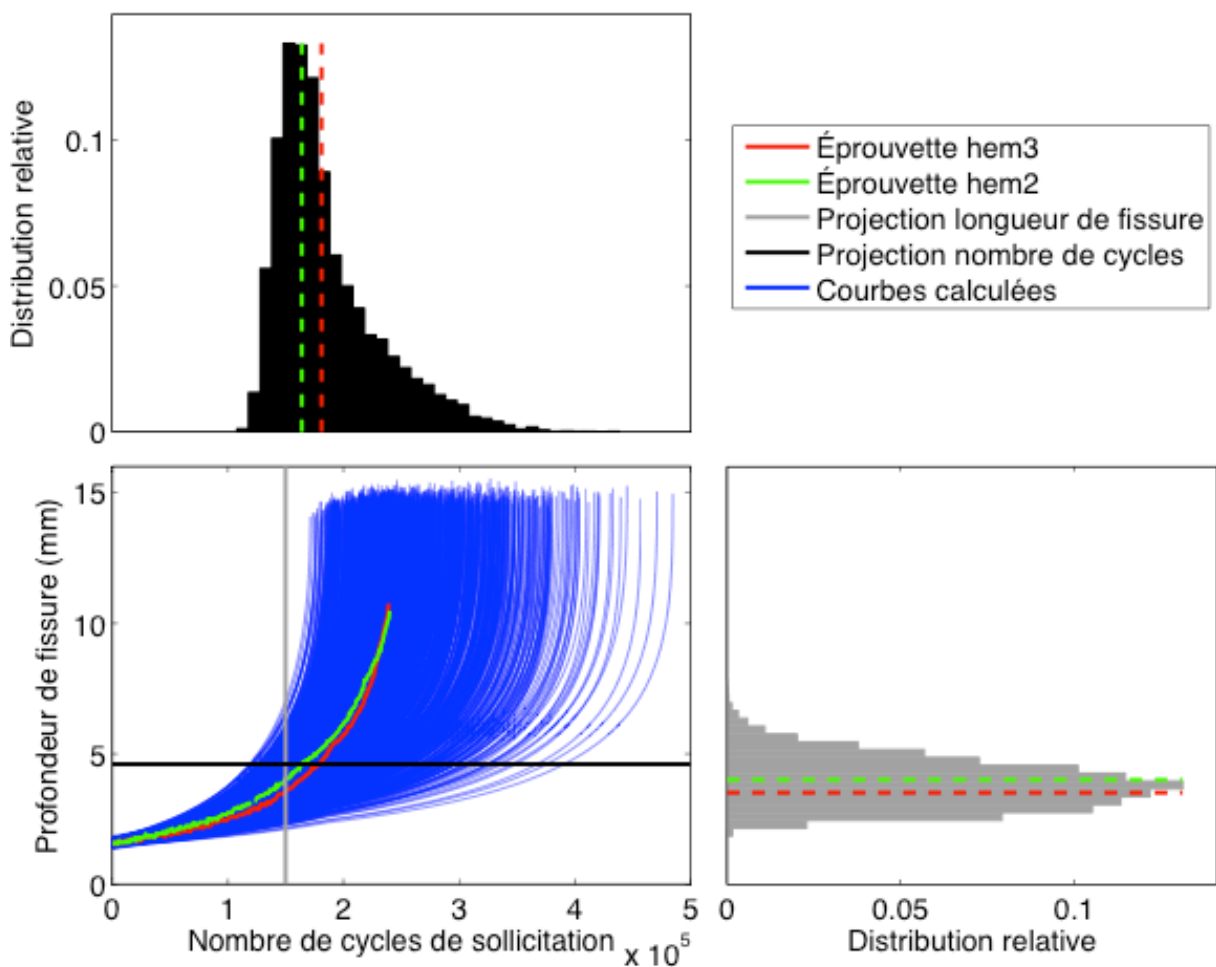


Figure III.20 : Illustration des projections parallèlement à l'axe des ordonnées et des abscisses du faisceau de courbes de propagation de fissure obtenu par la méthode de Monte-Carlo afin d'obtenir respectivement les distributions de longueur de fissure et de nombre de cycles de sollicitation ; superposition des résultats expérimentaux (droites pointillées)

III.4.2. Modélisation de la propagation

La pertinence des résultats de prévision du modèle ayant été avérée, il est intéressant de pouvoir les modéliser afin d'obtenir les distributions statistiques analytiques des quantités d'intérêt. L'intérêt d'obtenir de telles informations se situe dans la conduite d'analyses de fiabilité, notamment à partir de la méthode de contrainte – résistance, évoquée au paragraphe III.2.2. Des tests d'ajustement ont donc été effectués en utilisant plusieurs lois de probabilité. Ils ont permis d'estimer dans le cas des nombre de cycles de sollicitation et des longueurs de fissure la loi qui décrit le mieux les résultats présentés au paragraphe III.4.1.b.

Les Figure III.21 et Figure III.22 illustrent pour les projections présentées en Figure III.20 les résultats obtenus pour trois types de distributions ajustées – à savoir la loi normale, la loi log-normale avec seuil (décalage en abscisse par ajout d'un troisième paramètre ; Annexe G) et la loi de Weibull à trois paramètres – les résultats obtenus ainsi que les erreurs associées. Nous pouvons observer que dans ce cas précis les deux distributions minimisant les résidus sont les distributions log-normales. Il est cependant nécessaire d'effectuer cette analyse sur l'ensemble de la propagation afin de généraliser cette observation.

La loi bêta, précédemment confrontée aux lois normale, log-normale et de Weibull pour la description des paramètres de la loi de fissuration, n'a pas été retenue pour cette nouvelle étude comparative. La raison en sera présentée au paragraphe III.4.2.b. Les trois lois retenues pour l'identification s'avèrent toutefois adaptées pour ce genre d'exercice. La, la loi de Weibull est en effet réputée pour la description de phénomènes de rupture [9, 99], et les lois normale et log-normale largement employées pour la description de phénomènes stochastiques, notamment dans le domaine de la fatigue des matériaux (courbes de Wöhler, etc.).

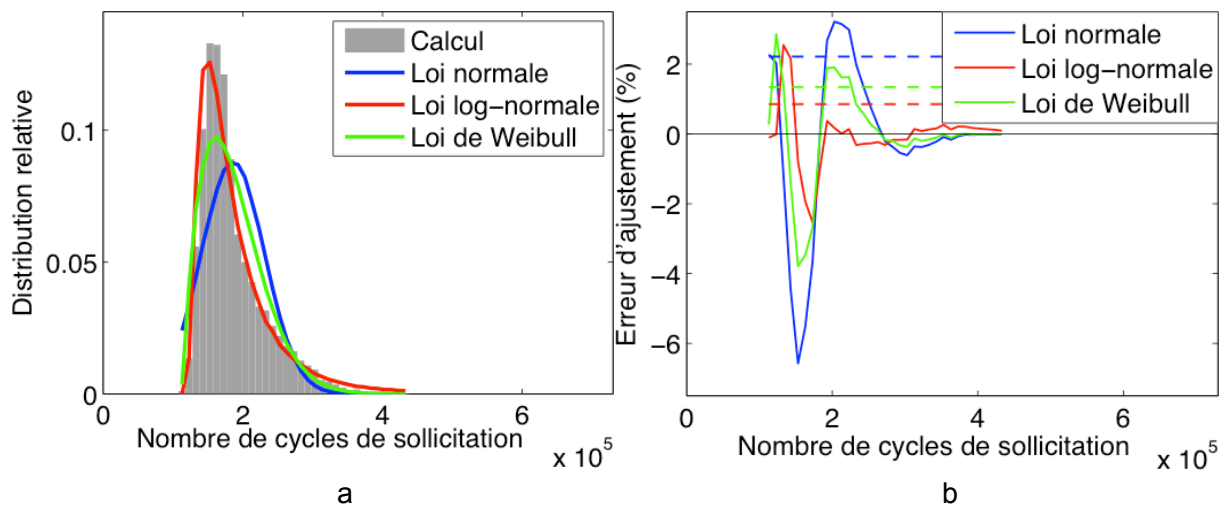


Figure III.21 : Distribution du nombre de cycles obtenu à l'aide du modèle de prévision conduisant à une longueur de fissure de 4,6 mm : (a) projection à partir de 10000 tirages aléatoires dans les distributions des paramètres et superposition des ajustement réalisés par trois lois statistiques ; (b) erreur point par point et erreur quadratique moyenne d'ajustement de la distribution par des lois statistiques. Les droites en pointillés correspondent aux moyennes des erreurs quadratiques moyennes

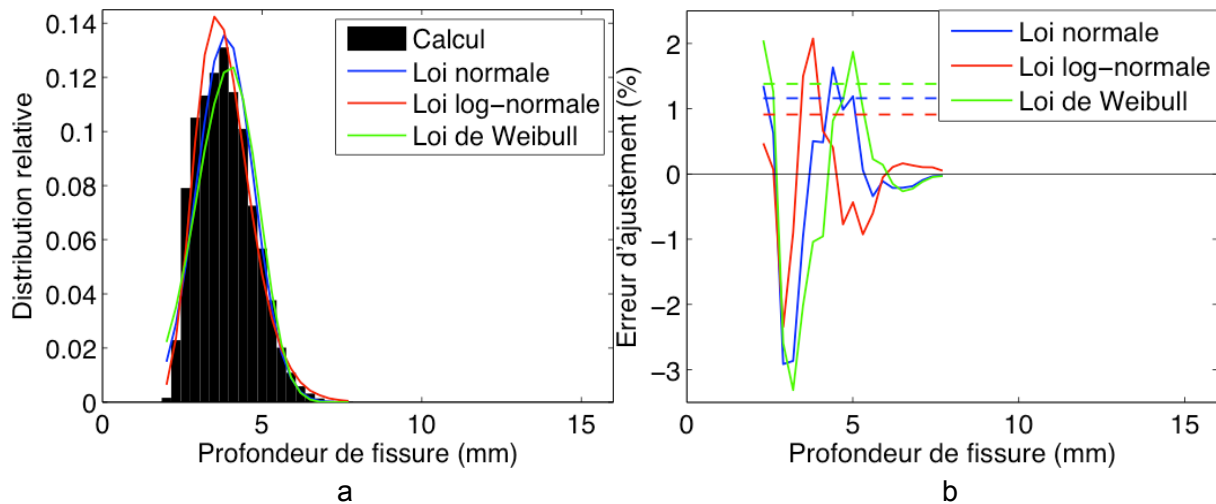


Figure III.22 : Distribution de la longueur de fissure obtenue à l'aide du modèle de prévision après un 150000 cycles de sollicitation : (a) projection à partir de 10000 tirages aléatoires dans les distributions des paramètres et superposition des ajustement réalisés par trois lois statistiques ; (b) erreur point par point et erreur quadratique moyenne d'ajustement de la distribution par des lois statistiques. Les droites en pointillés correspondent aux moyennes des erreurs quadratiques moyennes

III.4.2.a. Taille de fissure fixée

Intéressons nous tout d'abord à l'identification de la loi correspondant à l'évolution du nombre de cycles de sollicitation conduisant à une taille de fissure donnée. La Figure III.23.a présente pour les trois types de lois présentées sur la Figure III.20.a l'évolution de la valeur moyenne de $(N|p)$ lorsque p varie entre sa valeur initiale p_i et sa valeur critique p_c . Pour rappel, cette dernière quantité est estimée à partir de la ténacité K_{Ic} calculée du matériau et du rapport r_{pc} . L'échantillonnage de longueur de fissure choisi est de 0,05 mm soit légèrement inférieur à la résolution de la mesure TOFD. L'estimateur de qualité retenu pour déterminer l'identification la plus pertinente est la valeur moyenne sur l'ensemble de la propagation de fissure de l'erreur quadratique moyenne (présentée sur les Figure III.21.b et Figure III.22.b) d'ajustement des distributions successives fournies par le modèle. Comme indiqué au paragraphe précédent, un troisième paramètre a été ajouté à la loi log-normale et à la loi de Weibull. L'introduction de ce seuil a permis une diminution de la moyenne de l'erreur quadratique moyenne d'un facteur supérieur ou égal à deux dans chaque cas, soit respectivement de 0,56 à 0,21 % pour la loi log-normale et de 0,95 à 0,48 % pour la loi de Weibull.

Avec une erreur résiduelle d'identification de la distribution du nombre de cycles demeurant inférieure à 0,5 % sur l'ensemble de la propagation de fissure, la loi log-normale représente remarquablement bien la distribution de $(N|p)$. C'est d'ailleurs elle qui convient le mieux pour la représentation de cette quantité. La Figure III.24 montre l'évolution des valeurs statistiques des distributions identifiées, obtenues à partir des paramètres de forme des lois log-normales successives. Comme sur la Figure III.20, nous pouvons observer un bon accord entre l'évolution de la valeur médiane de la distribution et les courbes expérimentales. La valeur moyenne est également tracée sur la Figure III.24. Du fait de

l'asymétrie de la loi log-normale, la médiane – scindant une distribution en deux zones équiprobable – lui sera toutefois préférée dans la suite des travaux. Pour la même raison, si la zone s'écartant d'un écart-type de la valeur moyenne est représentée sur la Figure III.20 il n'est en revanche pas possible d'utiliser cet estimateur de dispersion pour effectuer des prévisions probabilisées de propagation de fissure. L'utilisation de quantiles sera dans cette optique préférée par la suite pour les distributions log-normales. Cette démarche sera abordée au paragraphe III.5.1.

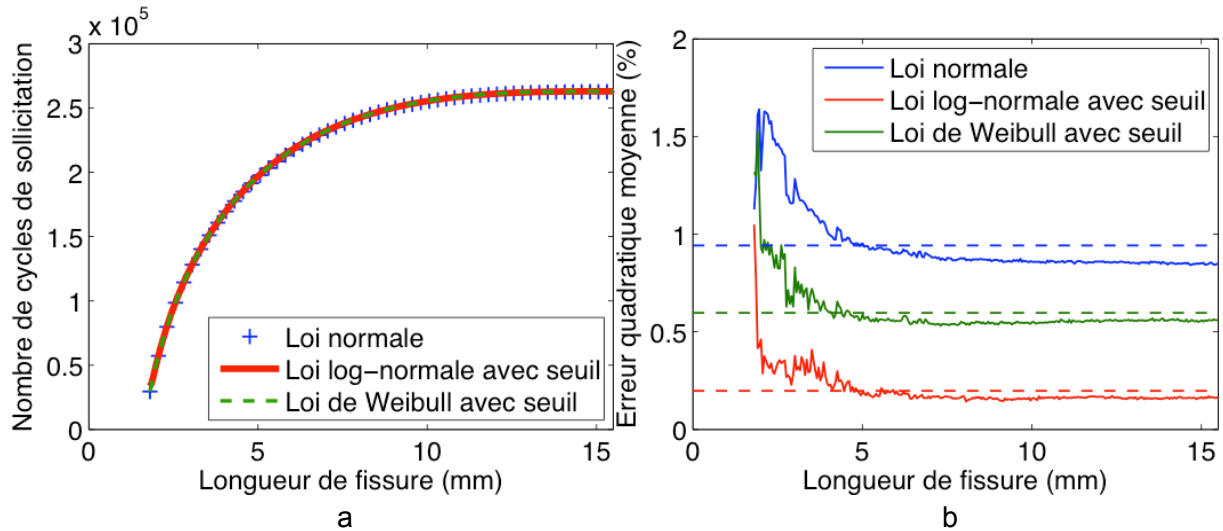


Figure III.23 : Évolution (a) de la valeur moyenne des lois de probabilité ajustées pour le nombre de cycles de sollicitation conduisant à une taille de fissure donnée et (b) de la valeur quadratique moyenne des résidus associés. Les droites en pointillés correspondent aux moyennes des erreurs quadratiques moyennes

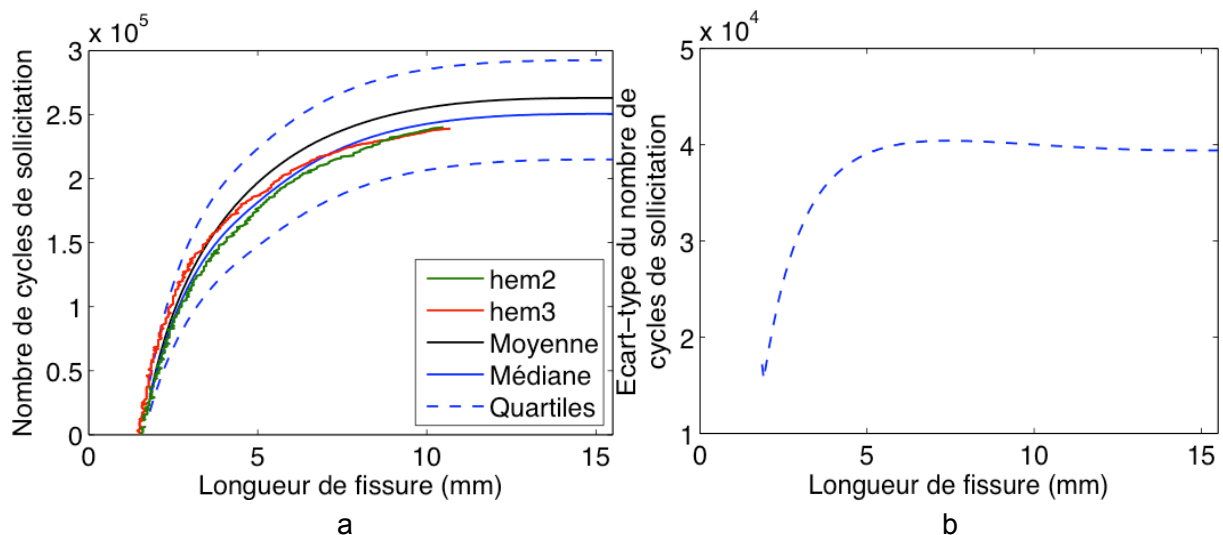


Figure III.24 : Évolution (a) de la description du nombre de cycles de sollicitation conduisant à une taille de fissure donnée par la loi de probabilité log-normale avec seuil (b) de l'écart-type associé ; superposition dans le premier cas des données expérimentales

III.4.2.b. Nombre de cycles fixé

L'opération menée au paragraphe précédent peut être répliquée en s'intéressant cette fois à la loi de probabilité de la longueur de fissure obtenue après un nombre de cycles fixé. La Figure III.25.a présente pour les trois types de lois présentées sur la Figure III.20.b l'évolution de la valeur moyenne de $(p|N)$. Contrairement au cas étudié au paragraphe précédent, les distributions n'ont pas de paramètre supplémentaire mais ont par contre été censurées. Il s'agit concrètement de pouvoir prendre en compte dans l'identification des distributions de longueur de fissure la présence de cas de rupture sans toutefois que le pic de distribution inhérent à ces longueurs de fissures saturant à la longueur critique ne vienne polluer l'identification. Une illustration de ce type de distribution de longueur de fissure est présentée sur la Figure III.26.a. Une routine permettant de prendre en compte ces cas de rupture a donc été employée et le bénéfice en termes de cohérence de résultats est observable par comparaison entre la Figure III.25.a et la Figure III.26.b. On voit notamment sur cette dernière un début d'inflexion de la courbe d'évolution de la longueur moyenne de fissure, se poursuivant hors des limites du graphique jusqu'à convergence vers la moyenne de la longueur de fissure critique. Au contraire, sur la Figure III.25.a la longueur moyenne de fissure continue d'augmenter au delà de cette longueur critique et permet ainsi de mener correctement l'étude probabiliste de prévision de fissuration.

La mise en place de la censure des valeurs de longueur de fissure à la longueur critique constitue la raison principale de la proscription de la loi bêta de cette étude comparative. Il s'est en effet avéré délicat d'identifier les bornes supérieures de distribution en parallèle de la mise en place d'une censure à une valeur inférieure.

Nous pouvons remarquer que c'est une nouvelle fois la loi log-normale qui offre la meilleure qualité d'identification pour l'évolution de la distribution de longueur de fissure, avec une erreur quadratique moyenne demeurant inférieure ou égale à 0,2 % pour un grand nombre de cycles de sollicitation (jusqu'à 200000). Sa valeur moyennée entre l'application de 1 et 300000 cycles de sollicitation est de 0,23 %.

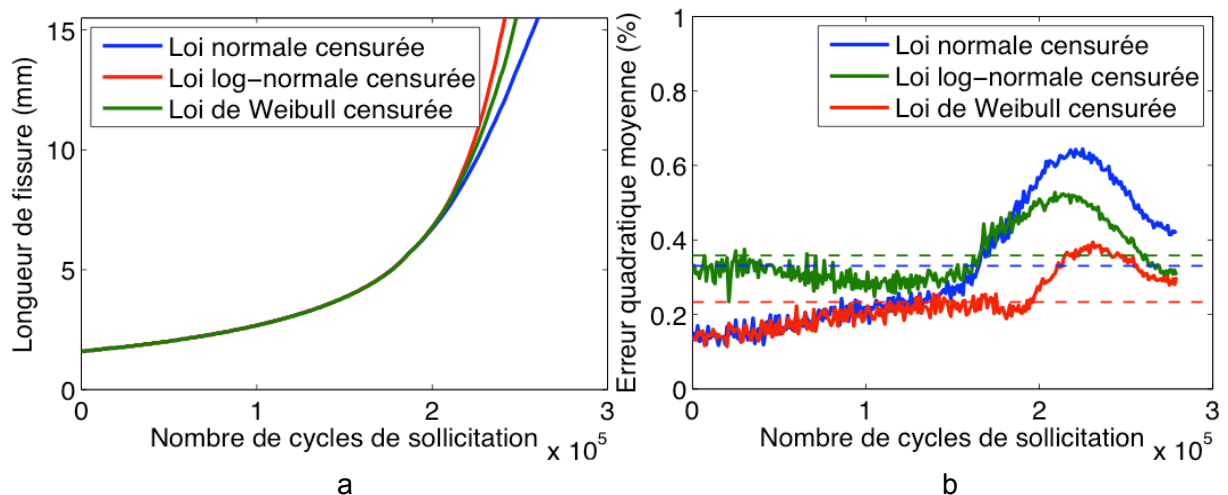


Figure III.25 : Évolution (a) de la valeur moyenne des lois de probabilité ajustées pour la taille de fissure obtenue après un nombre de cycles de sollicitation donné et (b) de la valeur quadratique moyenne des résidus associés. Les droites en pointillés correspondent aux moyennes des erreurs quadratiques moyennes

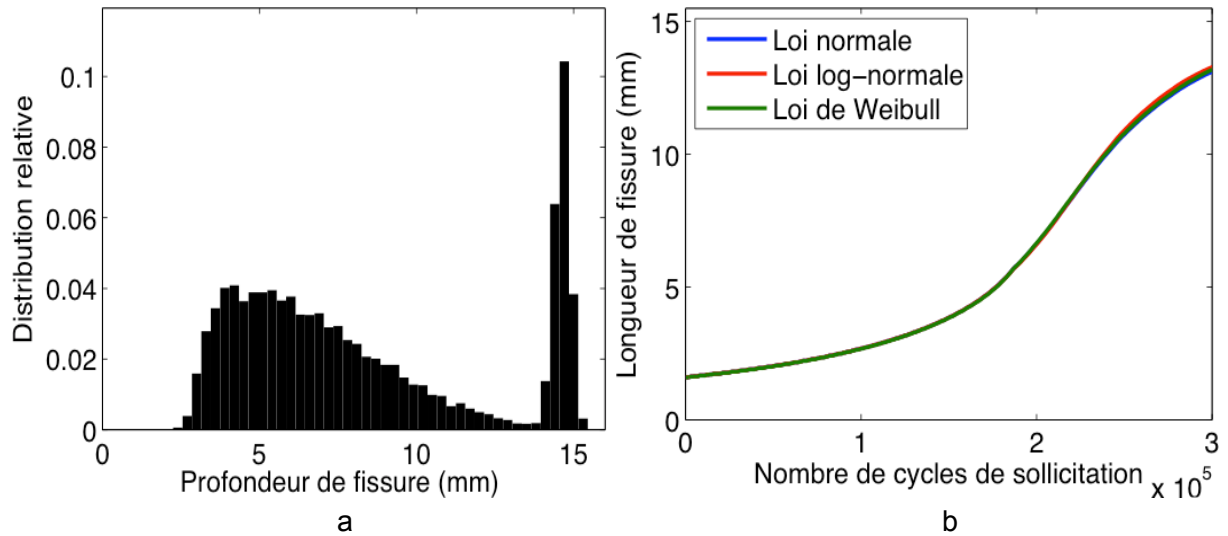


Figure III.26 : (a) Exemple de distribution relative de longueur de fissure calculée faisant intervenir des cas de rupture et (b) évolution de la valeur moyenne des loi log-normales ajustées sur les distributions de taille de fissure sans censure de ces cas de rupture (à comparer à la Figure III.25.a)

La Figure III.27 montre l'évolution des valeurs statistiques des distributions identifiées obtenues à partir des paramètres de forme des lois log-normales successives. Nous pouvons à nouveau observer un bon accord entre l'évolution de la valeur médiane de la distribution et les courbes expérimentales. L'asymétrie de la loi log-normale choisie pour décrire la distribution de la longueur de fissure prévisionnelle nous conduira par la suite à préférer l'utilisation de la médiane à celle de la moyenne comme dans le cas de la distribution du nombre de cycles de sollicitation. De même, l'utilisation de l'écart-type pour effectuer des prévisions associées à un intervalle de confiance n'étant pas pertinent dans le cas d'une distribution asymétrique, l'utilisation des quantiles sera préférée.

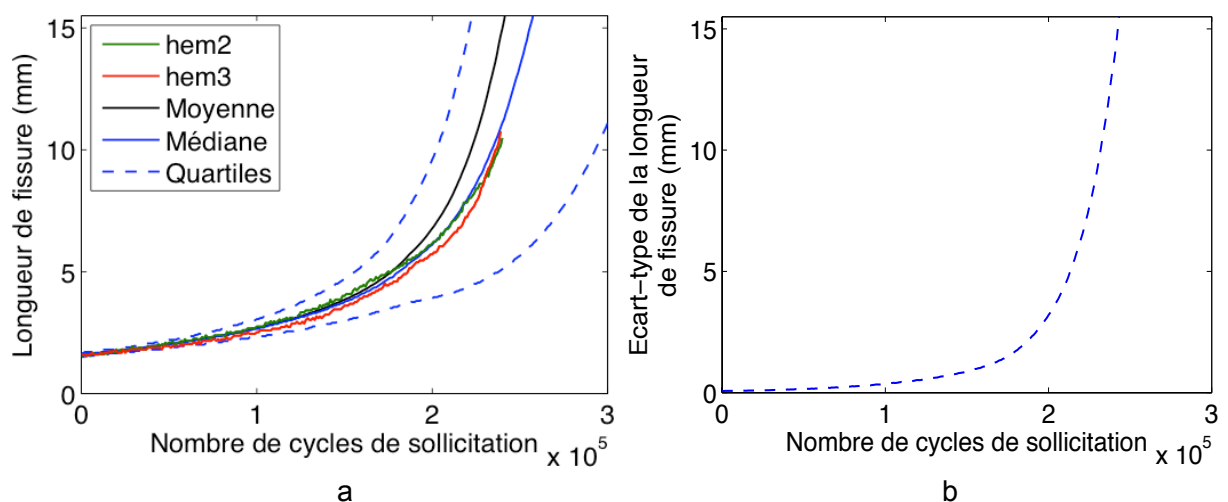


Figure III.27 : Évolution (a) de la description de la taille de fissure obtenue après un nombre de cycles de sollicitation donné par la loi de probabilité log-normale avec seuil (b) de l'écart-type associé ; superposition dans le premier cas des données expérimentales

III.4.2.c. Comparaison avec les données de la littérature

L'analyse statistique de leurs données d'essais ainsi que la comparaison avec celles disponibles dans la littérature a permis à Wu et coll. [100] d'étudier la meilleure loi de probabilité décrivant les distributions de $(N|p)$ et $(p|N)$. Les auteurs concluent que ce sont dans ce cas respectivement la loi log-normale et la loi de Weibull qui représentent le mieux ces deux distributions. L'observation des données présentées dans [100] place cependant les lois log-normale et de Weibull à quasi-égalité dans le cas de la distribution de $(p|N)$ et la loi log-normale a un meilleur niveau pour la distribution de $(N|p)$. Malgré le fait que dans notre cas la loi log-normale présente des résidus d'identification visiblement en dessous de ceux obtenus grâce à la loi de Weibull, ces résultats sont tout de même en bon accord avec les observations effectuées.

Les auteurs se sont également employés à analyser l'évolution de la distribution au cours du processus de fissuration. Il en découle tout d'abord que les écart-types respectifs de la longueur de fissure en fonction du nombre de cycle et du nombre de cycle conduisant à une longueur de fissure augmentent tous les deux au cours de la propagation. Le coefficient de variation de la première quantité $(N|p)$ diminue alors que celui de la seconde $(p|N)$ augmente. Cela traduit le fait que pour la prévision de la taille de fissure en fonction du nombre de cycles de chargement la dispersion augmente plus vite que la valeur moyenne. Une démarche similaire est présentée au paragraphe III.5.1.

III.5. Exploitation des résultats

III.5.1. Fiabilité / risque d'exploitation

Les résultats présentés aux paragraphes III.4.2.a et III.4.2.b ont permis d'établir dans un cadre probabiliste l'évolution du nombre de cycles nécessaire à l'obtention d'une fissure de taille donnée ainsi que l'évolution de la taille de fissure obtenue après un nombre de cycles de sollicitation imposé. La Figure III.28 synthétise l'évolution de ces distributions, toutes deux représentées par des lois log-normales et permettant d'obtenir des résultats de fiabilité de la structure. Cet exercice, bien que déjà envisageable à partir des données brutes de calcul, est en effet rendu plus simple et robuste par l'identification des lois de probabilités ajustant le mieux les distributions obtenues. Disposer d'une description analytique des distributions permet d'une part d'alléger considérablement le volume de données à manipuler, puisque les lois sont définies chacune à l'aide de seulement deux à trois paramètres contrairement aux résultats des 10000 tirages aléatoires. D'autre part, cela permet une formulation également analytique du problème de fiabilité grâce aux propriétés connues de la loi log-normale, à savoir sa fonction de densité de probabilité [95].

L'observation des densités de probabilité permet de retrouver la tendance d'évolution globale des deux quantités étudiées par celle de leur mode avec une information complémentaire concernant la dispersion des valeurs autour de celui-ci. Nous pouvons d'ailleurs observer sur la Figure III.28 un « aplatissement » plus important lors de l'évolution de la distribution de longueur de fissure par rapport à celle du nombre de cycles, ce qui laisse à penser que sa dispersion relative est également plus importante. Cette hypothèse

est confirmée au regard de la Figure III.29 présentant l'évolution des coefficients de variation des deux types de distributions étudiées.

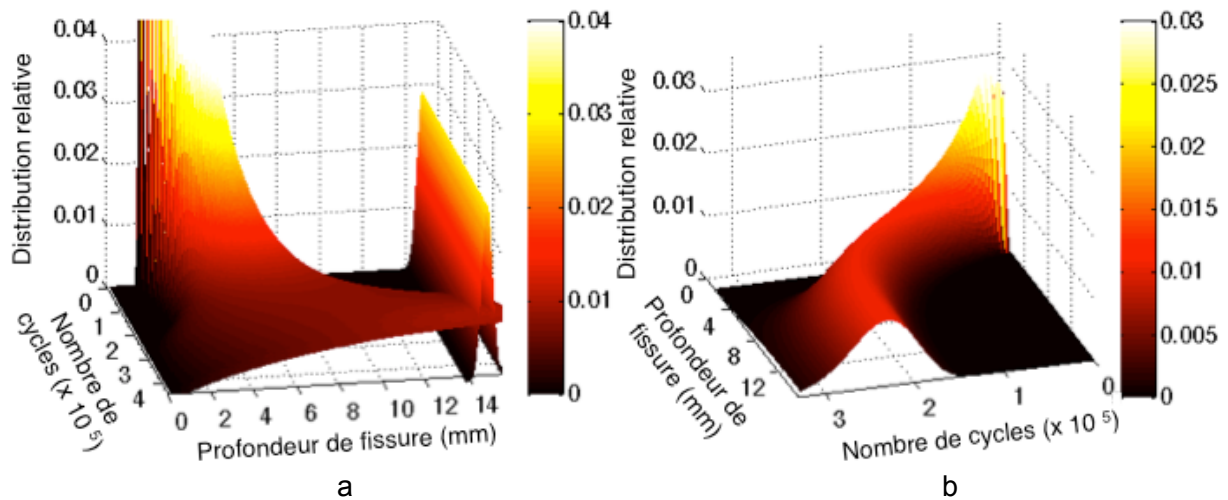


Figure III.28 : Évolution de la densité de probabilité (a) de la longueur de fissure prévisionnelle en fonction du nombre de cycles de sollicitation ciblé et (b) du nombre de cycles de sollicitation prévisionnel en fonction de la longueur de fissure ciblée ; superposition dans le premier cas de la densité de probabilité de la longueur de fissure critique

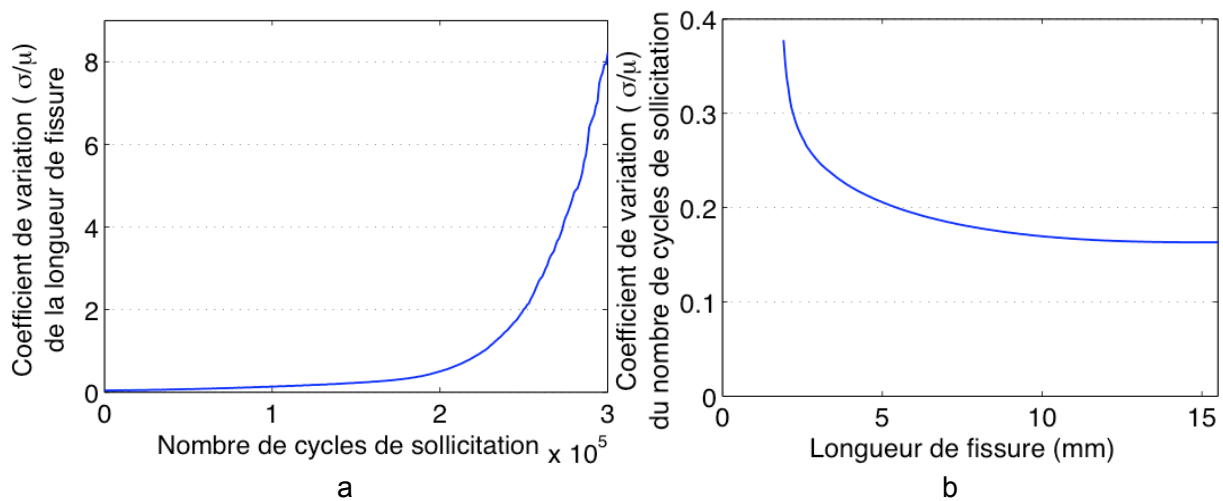


Figure III.29 : Évolution du coefficient de variation des lois de probabilité ajustée pour (a) la taille de fissure obtenue après un nombre de cycles de sollicitation donné (distributions $(p|N)$) et (b) le nombre de cycles de sollicitation conduisant à une taille de fissure donnée (distributions $(N|p)$)

On peut se rendre compte que ce rapport ne cesse d'augmenter pour les distributions de $(p|N)$ au fur et à mesure de l'éloignement de l'horizon de prévision. Il part ainsi d'une valeur située aux alentours de 0,2 pour atteindre des valeurs supérieures à 8 lorsque la prévision s'effectue au delà de 300000 cycles. Si l'écart-type et la moyenne ne peuvent pas être utilisés comme moyens quantitatifs d'évaluer une probabilité d'évènement, leur observation, notamment à travers ce rapport permet d'avoir une idée de l'importance de la dispersion du résultat de prévision. Nous verrons plus loin que l'évolution du coefficient de variation de la longueur de fissure rend difficile la proposition de prévisions précises lorsque

la vision est trop éloignée. Au contraire ce rapport décroît rapidement en début de propagation pour $(N|p)$ et se stabilise finalement autour d'une valeur de 0,2, ce qui tend à rendre compte d'une dispersion moins importante de la prévision de cette quantité et donc d'une incertitude plus faible. Notons que ces observations sont en accord avec ceux de Wu et coll. [100].

Outre l'évolution des densités de probabilité, il est également possible d'observer celle des fonctions de répartition des deux quantités étudiées. Les Figure III.30 et Figure III.31 présentent leur évolution. On retrouve comme sur la Figure III.28 la tendance d'évolution globale de la distribution, cette fois au travers de sa valeur médiane, permettant maintenant directement une prévision d'évènement assortie d'un intervalle ou d'un niveau de confiance. Il est possible de généraliser cette remarque pour tous les points représentés sur les Figure III.30 et Figure III.31 puisque chacun d'entre eux représente la probabilité $\mathcal{P}(X_p \leq p|N)$ qu'un couple de valeurs (p, N) soit atteint à partir du point de vue initial ; X_p représente dans ce cas la variable aléatoire représentant la distribution de longueur de fissure p .

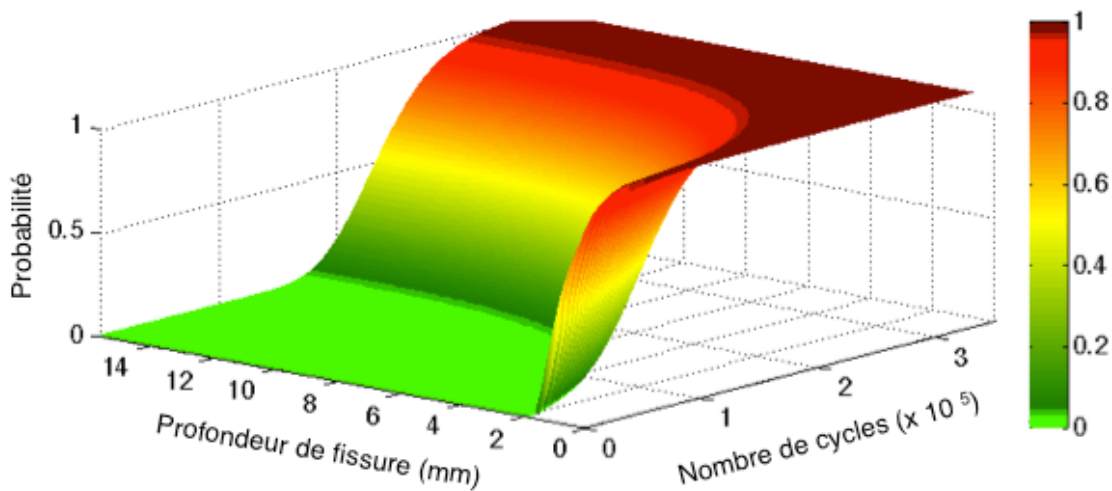


Figure III.30 : Évolution de la fonction de répartition du nombre de cycles de sollicitation prévisionnel en fonction de la longueur de fissure ciblée

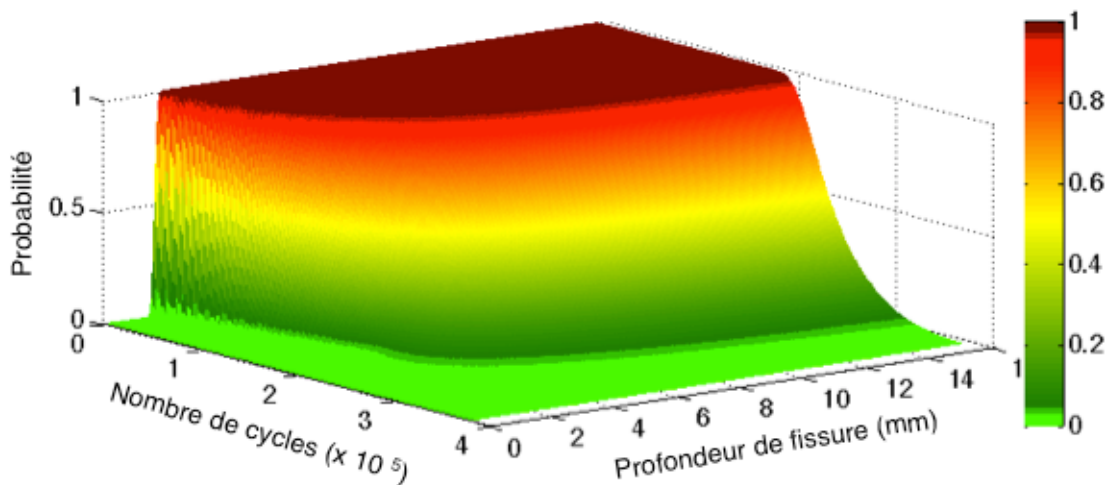


Figure III.31 : Évolution de la fonction de répartition de la longueur de fissure prévisionnelle en fonction du nombre de cycles de sollicitation ciblé

Une représentation analogue à la Figure III.31 mais en deux dimensions, obtenue en représentant les probabilités d'occurrence uniquement en échelle de couleur, est visible sur la Figure III.32. Sur cette nouvelle représentation, les valeurs prises par la fonction de répartition de $(p|N)$ ont été remplacées par leur complémentaire par rapport à l'unité afin d'obtenir une carte de risque. Il s'agit donc d'un outil rapide afin de cibler et délimiter les zones présentant une probabilité faible d'occurrence et donc zone d'utilisation sûre.

Cette représentation met d'ailleurs en avant l'apparition d'un bourrelet aux alentours de 175000 cycles. Bien qu'il concerne des niveaux de risque importants, peu enclins à être observés quelle que soit le domaine d'utilisation du composant impliqué, une explication s'impose. Cet horizon correspond à l'apparition des premiers cas de prévision de rupture. À partir de 175000 cycles, le nombre de longueurs de fissures censurées augmente donc et avec elle la dispersion de prévision associée.

Il est à ce stade intéressant de faire remarquer qu'une distinction est faite depuis le début de ces travaux entre l'évaluation de $(N|p)$ et celle de $(p|N)$. Or il peut sembler, notamment en observant certaines figures présentées (Figure III.24, Figure III.27, Figure III.32) qu'il s'agit en fait d'une seule et même problématique puisque les deux quantités sont inverses. Cependant, la méthode d'identification des distributions est basée sur la projection des faisceaux de courbes parallèlement aux axes des abscisses et des ordonnées (paragraphe III.4.1.b) représentant chacune l'une des deux quantités. Cette identification indépendante fournit des résultats ne présentant pas une concordance stricte. Il faudrait que l'identification se base sur une projection parallèlement à la droite normale à une tangente de ce faisceau. Ainsi il est préférable de n'appliquer les résultats présentés sur la Figure III.32 que pour l'évaluation de la probabilité $\mathcal{P}(X_p > p|N)$ d'atteindre une taille donnée après un nombre de cycles de sollicitation donné. La carte analogue correspondant à la Figure III.29 fournira des résultats de meilleure qualité pour l'évaluation d'une probabilité $\mathcal{P}(X_N \leq N|p)$ de nombre de cycles de sollicitation conduisant à une longueur de fissure fixée. Notons au passage qu'il s'agit cette fois d'utiliser la projection de la Figure III.29 et non son complémentaire pour estimer le risque de rencontrer un couple (p, N) de valeurs données.

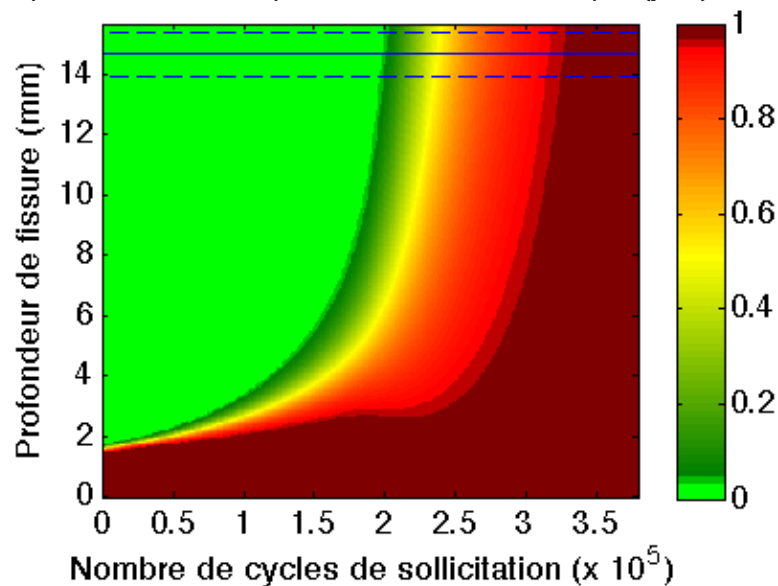


Figure III.32 : Carte de risque d'occurrence des couples de valeurs (p, N) ; superposition de la longueur moyenne de fissure critique et de son intervalle à 99,99% de probabilité

Nous pouvons observer sur la Figure III.32 la répartition des densités de probabilité et commencer à effectuer des choix d'exploitation et de gestion de campagnes de maintenance ou de contrôles non destructifs sur la base de probabilités d'occurrence.

Si l'on souhaite disposer d'un intervalle de confiance ou de données quantitatives précises afin de disposer d'un critère fixe de décision, l'évolution des fonctions de répartition de $(p|N)$ et de $(N|p)$ peuvent également être exploitées. Elles permettent en effet d'obtenir l'évolution de la valeur médiane (déjà présentée aux paragraphes III.4.2.a et III.4.2.b respectivement pour $\mathcal{P}(X_N \leq N|p)$ et $\mathcal{P}(X_p \leq p|N)$) et des quantiles correspondant au niveau de fiabilité désiré.

La Figure III.33 présente donc pour ces deux quantités d'intérêt l'évolution des quantiles correspondant à 0,01 %, 5 %, 50 %, 95 % et 99,99 %. Si l'on souhaite conserver un risque d'exploitation inférieur à 0,01 %, on pourra ainsi se baser sur les estimations de propagation indiquées par la courbe correspondant au quantile à 99,99 % c'est-à-dire regroupant sous elle 99,99 % des occurrences de l'événement (p, N) . Ces courbes sont donc très utiles pour conduire une étude probabiliste concernant la propagation d'une fissure dans un massif. C'est le cas si l'on dispose d'une valeur seuil de longueur de fissure admissible p_{seuil} (éventuellement imposée par une norme ou un code de construction [56]) et que l'on souhaite conserver la longueur d'une fissure inférieure à cette valeur dans le massif la contenant.

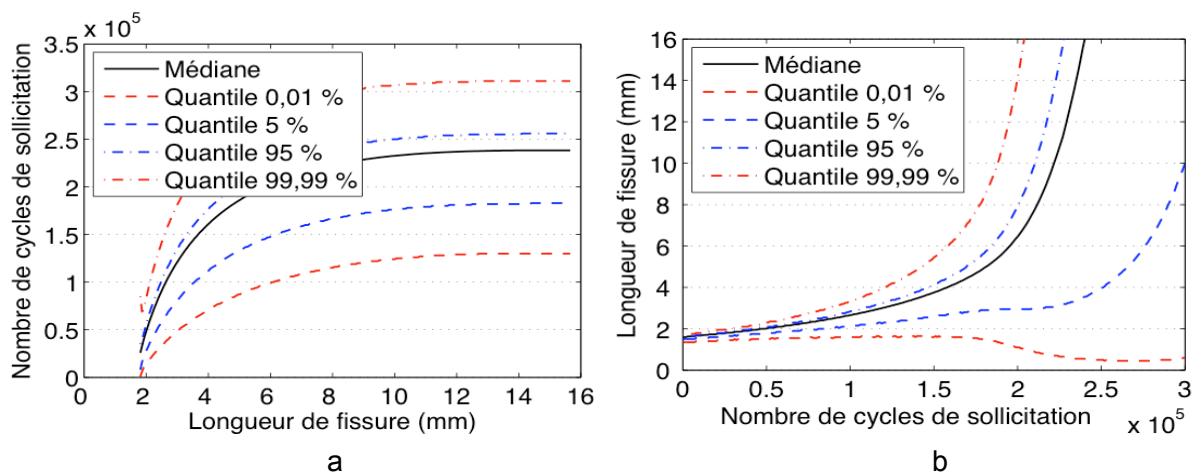


Figure III.33 : Évolution de la valeur médiane et des quantiles à 0,01 %, 5 %, 95 % et 99,99 % de la prévision (a) de nombre de cycles de sollicitation nécessaires à l'obtention d'une longueur de fissure cible et (b) de la longueur de fissure obtenue en fonction du nombre de cycles de sollicitation appliqués

À titre d'exemple si p_{seuil} vaut 4 mm, soit une propagation légèrement inférieure à 2,5 mm par rapport à la valeur mesurée lors du premier contrôle, on obtient un nombre de cycles médian de 160000. S'il s'agit d'une installation industrielle sensible et que cette valeur de 4 mm est la limite de défaut acceptable alors l'observation pour cette abscisse sur la Figure III.33.a de la courbe à 0,01 % de probabilité conduit à effectuer un nouveau contrôle ou une opération de maintenance au bout de 70000 cycles. Dans le cas d'une installation moins sensible, si un risque de 5 % de se trouver à une longueur de fissure supérieure est acceptable il sera possible de n'effectuer un nouveau contrôle qu'après 110000 cycles de sollicitation. Ces valeurs peuvent également être utilisées non pas pour planifier une future

opération (contrôle ou maintenance) mais pour estimer si le nombre de cycles nécessaires à l'atteinte de la longueur seuil permet de poursuivre l'exploitation jusqu'à la prochaine opération déjà planifiée tout en maîtrisant les risques.

Il est par ailleurs possible de remarquer sur les courbes d'iso-quantiles inférieures à 50% de la Figure III.33.b l'apparition du bourrelet souligné lors de la présentation de la Figure III.32.

Lorsque le cas d'une longueur de défaut admissible est comme décrit précédemment fixée à un seuil, l'étude de fiabilité et de risque d'exploitation lié à la présence d'une fissure se résume donc à l'observation de la fonction de répartition de $(N|p)$, pour $p = p_{seuil}$.

Si l'on se place dans le cadre fiabiliste de la nocivité des défauts, avec une incertitude sur les propriétés mécaniques du matériau, la morphologie exacte de la fissure étudiée voire sur la géométrie exacte de la pièce (cas non étudié ici, paragraphe III.1.1.a), une incertitude existe alors également sur la taille de fissure critique. Afin d'étudier le risque d'exploitation, c'est-à-dire le risque qu'une fissure connue à une incertitude près se propage au delà d'une taille de fissure critique également connue à une incertitude près, il est nécessaire d'employer une approche par contrainte – résistance, illustrée au paragraphe III.2.2 par la Figure III.1 et dans notre cas d'application par la Figure III.34.

Dans le cadre de nos travaux, la connaissance des lois analytiques décrivant l'évolution de la longueur de fissure et de la taille de fissure critique – décrite par une loi normale – permet de calculer aisément la probabilité de défaillance du système par intégration numérique de l'équation

$$P_f = \iint_{\Gamma} f_p(p) f_{p_c}(p_c) dp dp_c \quad (III.12)$$

avec f_p et f_{p_c} les densités de probabilité respectivement de p et p_c et Γ le domaine d'intégration, défini sur l'ensemble de la zone de défaillance ($p > p_c$).

L'intégration de l'équation (III.12) permet de calculer l'évolution, au cours de la propagation de la fissure, de l'aire sous les courbes de densité de probabilité de la longueur de fissure et de longueur de fissure critique. Cette surface correspond sur la Figure III.34 à la zone hachurée.

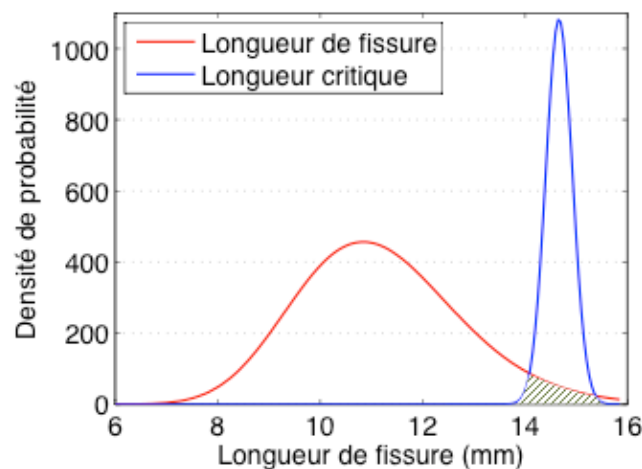


Figure III.34 : Illustration d'une étude de fiabilité par la méthode de contrainte – résistance

Les calculs menés ont donc permis d'obtenir les courbes présentées sur la Figure III.35 et représentant l'évolution du risque associé à l'exploitation de la pièce endommagée en fonction du nombre de cycles de sollicitation appliqué (Figure III.35.b) et de la fiabilité correspondante (Figure III.35.a).

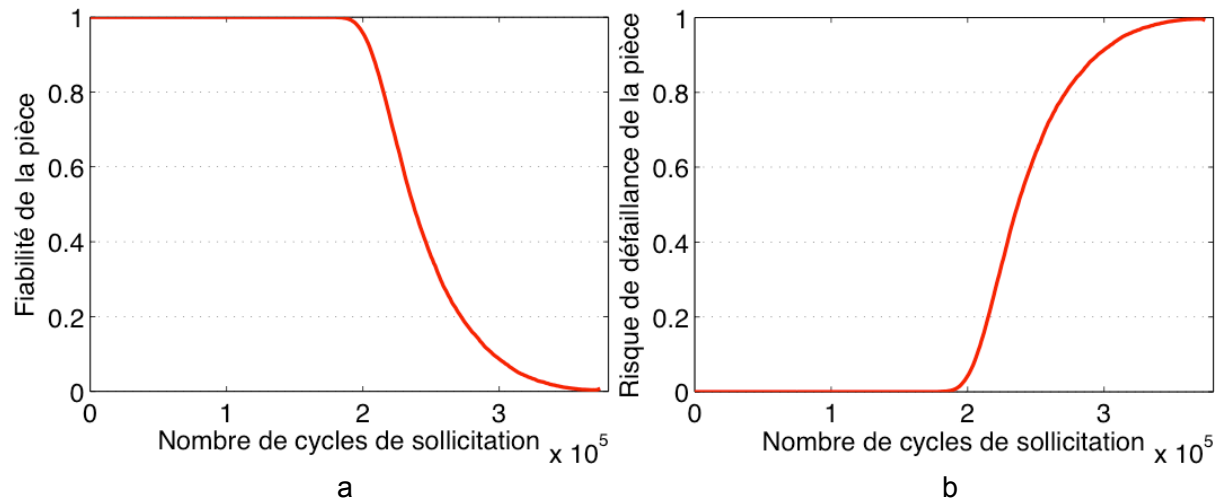


Figure III.35 : Évolution (a) de la fiabilité de la pièce contenant la fissure étudiée et (b) de son risque de défaillance associé

Disposer de cet outil est très intéressant afin de mener une démarche d'optimisation de l'exploitation d'une installation en maîtrisant les risques associés. Ces courbes fournissent en effet un moyen de décision tangible et quantitatif de prévision des campagnes de maintenance et / ou d'inspection à prévoir dans le cadre du fonctionnement d'un composant mécanique.

III.5.2. Effet d'une actualisation de longueur de fissure

Nous avons pu constater dès le paragraphe III.4.1.b puis dans les paragraphes suivants une augmentation de la largeur du faisceau de courbes décrivant les évolutions calculées de longueur de fissure par méthode de Monte-Carlo. Cela se traduit concrètement par une augmentation de l'incertitude avec l'éloignement de l'horizon de prévision. En fin de vie de la pièce, l'intervalle de confiance à 99,98 % des valeurs de longueur de fissure peut en effet s'étendre sur près de 15 mm pour le cas de charge étudié au paragraphe III.5.1. À l'opposé, un intervalle de confiance similaire associé à la longueur de fissure issue d'un contrôle TOFD s'étend sur 0,5 mm. En se replaçant dans un contexte industriel, cela signifie qu'à chaque campagne de contrôle non destructif conduite sur la pièce endommagée au cours sa vie, une actualisation de la longueur de fissure prévisionnelle par la distribution de longueur issue du CND peut diminuer significativement l'incertitude associée à sa taille. Dans le cas d'une structure industrielle pour laquelle une campagne de maintenance, éventuellement avec arrêt de l'installation et remplacement ou réparation de la pièce endommagée peut s'avérer onéreux, il peut être intéressant de savoir si la durée de vie sans intervention peut être prolongée. Il en va d'ailleurs de même si le délai d'approvisionnement de la pièce à remplacer dépasse la durée de vie résiduelle admissible. Une actualisation de

la longueur de fissure par un nouveau contrôle peut permettre d'atteindre cet objectif en réduisant l'incertitude associée à la connaissance de la fissure.

Une actualisation périodique de la longueur de fissure par une nouvelle campagne de contrôle de l'installation endommagée a donc été simulée. Une actualisation des longueurs prévisionnelles par la longueur mesurée expérimentalement par TOFD est effectuée pour des intervalles de cycles de sollicitation de 50000 et 100000. Le détail de ces actualisations est présenté dans le Tableau III.3.

Nombre de cycles		50000	100000	150000	200000
Longueur médiane avant actualisation (mm)	Actualisation tous les 50 000	2,02	2,40	3,33	5,27
	Actualisation tous les 100 000	2,00	2,65	3,33	4,90
Longueur médiane après actualisation (mm)	Actualisation tous les 50 000	1,85	2,42	3,51	5,64
	Actualisation tous les 100 000	/	2,42	/	5,64

Tableau III.3 : Détail des longueurs de fissures prévisionnelles avant et après actualisation de la par une mesure TOFD

Les Figure III.36.a et Figure III.37.a présentent pour les deux cas l'évolution de l'écart entre la valeur du quantile à 99,99 % (équivalent à $\mu + 3,65\sigma$ dans le cas d'une loi normale $\mathcal{N}(\mu, \sigma)$) et la valeur médiane de longueur de fissure estimée. L'effet sur la prévision en termes de diminution de l'incertitude est observable sur les cartes de risque correspondantes présentées sur les Figure III.36.b et Figure III.37.b et analogues à celle présentée sur la Figure III.32.

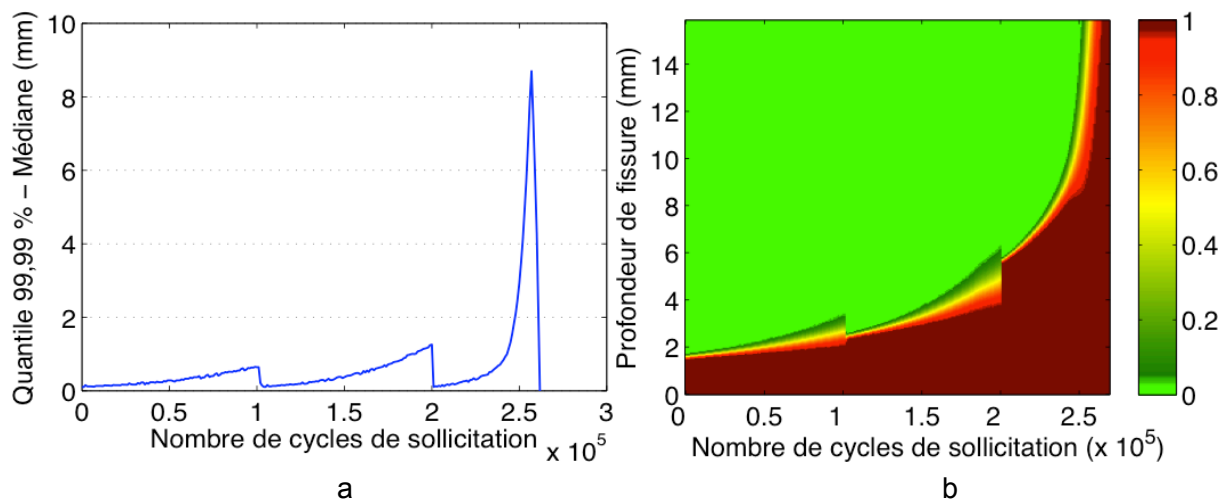


Figure III.36 : Évolution (a) de l'écart ($Q_{99,99} - Q_{50}$) et (b) du risque d'occurrence des couples de valeurs (p, N) calculés à partir des prévisions de propagation de fissure obtenues sur la base de l'actualisation de la longueur de fissure tous les 100000 cycles de sollicitation

On peut tout d'abord constater que dans les deux cas la réduction de l'incertitude de prévision fournie par l'actualisation de la longueur de fissure a permis un gain comparable en

termes de durée d'exploitation de la structure. D'autre part une actualisation de la prévision par une mesure tous les 100000 cycles permet de maintenir la différence ($Q_{99,99} - Q_{50}$) entre le quantile à 99,99% et la médiane inférieure à 1 mm sur l'ensemble de l'évolution de la fissuration jusqu'à 10000 cycles avant la rupture de la pièce. Une actualisation tous les 50000 cycles permet quant à elle de maintenir la différence ($Q_{99,99} - Q_{50}$) inférieure à 0,5 mm sur une grande partie de l'évolution de la fissuration mais ne présente pas de gain quantifiable en fin de vie par rapport à une actualisation tous les 100000 cycles.

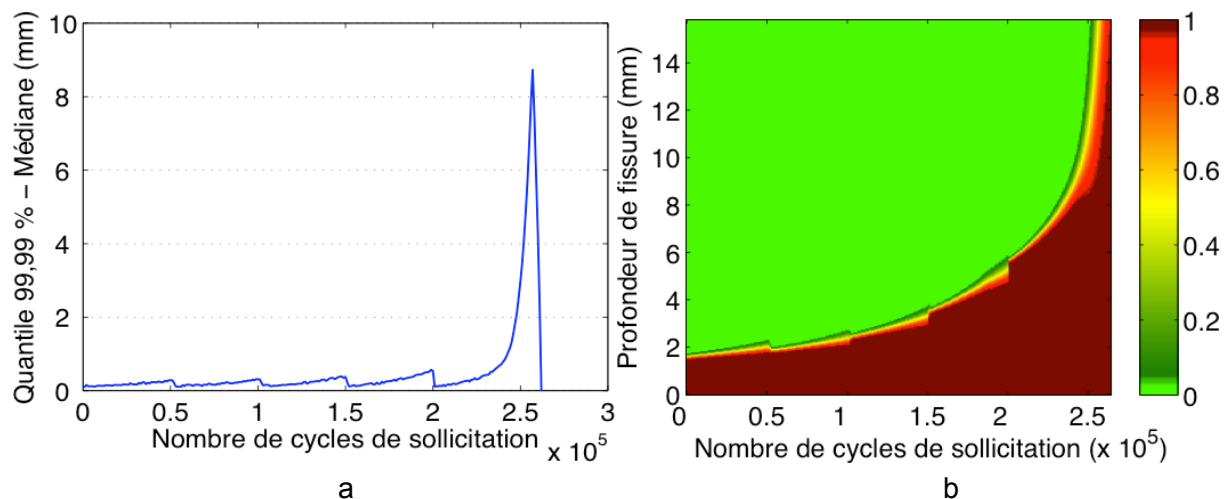


Figure III.37 : Évolution (a) de l'écart ($Q_{99,99} - Q_{50}$) et (b) du risque d'occurrence des couples de valeurs (p, N) calculés à partir des prévisions de propagation de fissure obtenues sur la base de l'actualisation de la longueur de fissure tous les 50000 cycles de sollicitation

Par ailleurs l'observation des Figure III.36.b et Figure III.37.b permet de retrouver le bourrelet présent sur la Figure III.32. La diminution de l'incertitude de prévision obtenue par l'actualisation de la connaissance de la longueur de fissure a cependant repoussé les premières prévisions de rupture et par conséquent l'apparition de ce phénomène.

Les bénéfices d'une actualisation de la longueur de fissure en termes d'incertitude de prévision et donc de durée de vie résiduelle estimée ont été mis en avant. Il est toutefois intéressant de définir un critère sur lequel baser la décision de ces actualisations. Cela est d'autant plus vrai que la mise en œuvre d'une campagne de contrôle dans un contexte industriel génère un coût et qu'il s'avère donc nécessaire de disposer d'un critère d'optimisation.

Sur la Figure III.35 nous pouvons voir que l'incertitude associée à la prévision de propagation conduit le risque d'exploitation de la structure à dépasser les 0,01 % au bout de 178000 cycles de sollicitation. Un nouveau calcul de fiabilité a donc été lancé sur la base des prévisions effectuées à partir d'une mesure de longueur de fissure relevée par TOFD à 178000 cycles de sollicitation et est présentée sur la Figure III.38. On peut constater que l'utilisation de la pièce peut être poursuivie sans excéder 0,01 % de risque de défaillance jusqu'à 230000 cycles, soit un gain de 52000 cycles de sollicitation soit environ 30 % de la vie totale de la pièce. On peut une nouvelle fois constater que l'actualisation de la longueur de fissure a eu pour effet une réduction de l'incertitude de prévision et permis un gain important en termes de durée d'exploitation de la structure. L'opération peut être réitérée au besoin, avec toutefois une perte d'efficacité puisque la première actualisation a diminué la

largeur de l'écart ($Q_{99,99} - Q_{50}$) de la distribution du nombre de cycles de sollicitation de 90 %.

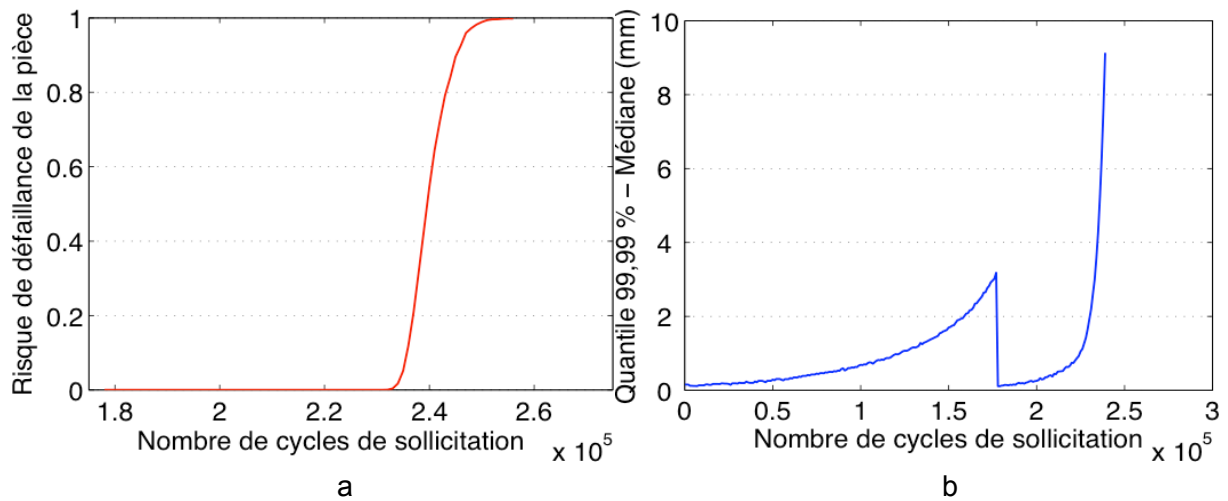


Figure III.38 : Évolution (a) du risque de défaillance et (b) de l'écart ($Q_{99,99} - Q_{50}$) calculés à partir des prévisions de propagation de fissure obtenues sur la base de l'actualisation de la longueur de fissure après 178000 cycles de sollicitation

L'application d'une décroissance d'effort de 10 % permettant de limiter l'effet de retard lié à la réduction de zone de plasticité cyclique [27] a également été appliquée sur l'éprouvette physique et simulée. Le gain obtenu par cette méthode en supplément de celui issu de l'actualisation a ainsi pu être quantifié. Les prévisions numériques annoncent un gain de 20000 cycles de sollicitation supplémentaires avec 99,99 % de probabilités de survie, devenant légèrement non conservatif à ce niveau de fiabilité pour la dernière mesure TOFD effectuée sur l'éprouvette correspondant à ce cas de charge. Une différence de 5000 cycles est en effet constatée entre l'observation expérimentale et la prévision pour une longueur de fissure de 10,76 mm malgré le taux de fiabilité de 99,99 % appliqué. Rappelons que la vitesse de propagation du modèle est gérée uniquement par les paramètres C et m de la loi de Paris. La simplicité du modèle et l'absence de terme gérant les effets de retard peut expliquer ce manque de fidélité.

III.6. Synthèse et discussion des résultats

Le développement d'un modèle de prévision de fissuration a été présenté, fournissant un outil quantitatif d'évaluation de la nocivité de fissures présentes dans des composants mécaniques. L'exploitation des résultats obtenus aux Chapitre I et Chapitre II a permis de probabiliser la loi de Paris utilisée dans le modèle numérique proposé pour modéliser la propagation de la fissure. Ainsi, suite à l'étude paramétrique réalisée sur les éprouvettes CCT au Chapitre I, le choix a été effectué de retenir des lois de probabilité de type bêta pour décrire les distributions des paramètres des lois de Paris avec et sans seuil identifiées. Malgré des valeurs de résidus d'identification parfois légèrement plus élevées pour cette loi que pour les lois normale, log-normale ou de Weibull, ce choix a été motivé par l'utilisation d'une loi bornée pour décrire les paramètres en question. Une relation analytique décrivant

la corrélation existant entre les paramètres C et m par une loi logarithmique a été mise en avant et fournit une erreur quadratique sur l'ensemble des valeurs de m inférieure à 0,1 pour les lois avec et sans seuil de non propagation.

L'incertitude de mesure imputée à la configuration TOFD employée dans ces travaux a été modélisée sous forme d'une densité de probabilité décrivant la longueur de fissure et suivant une loi normale. Cette observation a permis d'utiliser la longueur de fissure initiale comme une variable aléatoire en entrée du modèle, fournissant une approche analogue aux calculs de durée de vie à partir de pièces contenant des populations de défauts [77]. Les données statistiques recueillies sur le rapport r_{pc} , décrivant dans le modèle la morphologie de la fissure [97], ont permis d'observer une bonne description de sa distribution par une loi normale. Enfin la valeur de la longueur de fissure critique p_c , dépendant de la valeur de la ténacité (équivalente dans notre cas [52]) et du rapport r_{pc} suivant tous deux une loi normale, a également été ajustée par une loi normale.

Une analyse de sensibilité a été conduite sur ces paramètres d'entrée afin d'observer et hiérarchiser leur influence sur les résultats de prévision du modèle. Les paramètres C et m , pilotant la vitesse de fissuration dans la loi de Paris sont les deux plus importants si l'on ne considère pas de seuil de non propagation. Dans le cas d'une loi avec seuil, l'importance de ce dernier peut être plus élevée que celle des paramètres C et m , notamment si l'on considère des efforts initiaux et / ou une longueur de fissure initiale petits. Cette longueur de fissure initiale p_i vient par ordre hiérarchique juste après les paramètres de la loi de fissuration sensiblement au même niveau que le rapport r_{pc} . Les valeurs de ténacité K_{Ic} et, dans une certaine mesure, de longueur de fissure critique p_c ont par contre un impact quasi nul sur la durée de vie résiduelle à niveau d'effort constant.

Des calculs ont été effectués avec la méthode de Monte-Carlo à l'aide du modèle et des distributions de paramètres identifiées en observant plusieurs cas de charge. Il a été observé que l'utilisation d'une loi de fissuration avec seuil de non propagation n'est pas pertinente dans le cas étudié. Les raisons invoquées sont une taille de fissure initiale trop importante ainsi que la procédure d'essais employée afin de déterminer la loi de fissuration. Cette loi de fissuration probabilisée ayant été identifiée à l'aide d'essais menés sous rapport de charge 0,1, l'utilisation du modèle avec un rapport de charge égal à -1 donne également des résultats trop optimistes. La non prise en compte des phénomènes de plasticité joue certainement un rôle dans cette erreur. Pour les cas de charge réalisés sous rapport de charge égal à 0,1, le modèle fournit en outre des estimations de propagation de fissure en très bon accord avec les données expérimentales.

Basée sur l'observation de cette concordance, la confiance accordée aux prévisions nous a permis d'utiliser les résultats afin de mener une étude probabiliste sur la propagation de fissure. Une étude comparative a permis d'identifier la loi log-normale comme la plus apte à décrire les distributions du nombre de cycles conduisant à une longueur de fissure et de la longueur de fissure obtenue après un nombre de cycles de sollicitation. Pour la première quantité, la loi retenue a été une loi log-normale avec seuil, permettant d'obtenir de meilleurs résultats avec une erreur quadratique moyenne d'ajustement des distributions numériques inférieure à 0,5 % sur l'ensemble de la propagation de fissure. Pour la seconde quantité, c'est une loi log-normale censurée permettant de prendre en compte les cas extrêmes, c'est-à-dire la saturation des valeurs de longueur de fissure à leur valeur critique, qui a été retenue. L'erreur quadratique moyenne d'ajustement des distributions numériques demeure

dans ce cas également inférieure à 0,5 % sur l'ensemble du nombre de cycles de sollicitation appliqués.

La qualité de ces identifications a permis d'étudier aisément sous forme de distributions analytiques les résultats de calculs de propagation obtenus par méthode de Monte-Carlo. L'asymétrie de la loi log-normale proscrivant l'utilisation dans l'optique de prévisions probabilistes les estimateurs statistiques classiques, à savoir la valeur moyenne et l'écart-type, les cartes d'évolution de la fonction de répartition de $(N|p)$ et de $(p|N)$ ont été utilisées. Elles ont fourni un outil rapide d'observation du risque associé à l'occurrence d'évènements (p, N) . Les fonctions de répartition ont en outre permis la possibilité d'identifier l'évolution des quantiles des variables p et N . Le choix d'un niveau de confiance associé au quantile en accord avec les exigences d'exploitation permet alors d'obtenir une prévision probabilisée de l'évolution de la fissure avec les cycles de sollicitation. L'évolution de la fiabilité de la structure liée à l'évolution de la distribution statistique de la longueur de fissure prévisionnelle et à l'incertitude associée à la longueur de fissure critique a également été étudiée. La mise en œuvre d'une méthode contrainte – résistance a mis en évidence l'évolution du risque d'exploitation au cours de la vie de la pièce et ainsi permis de maîtriser le niveau de fiabilité de la structure.

Le gain en termes d'incertitude de prévision généré par une actualisation de connaissance d'une longueur de fissure par un contrôle en cours de la vie de la structure a ensuite été présenté. Une proposition d'optimisation de la planification de cette actualisation a enfin été effectuée sur la base du calcul de fiabilité de la structure présenté au préalable. Une diminution drastique de l'ordre de 90 % de la dispersion de la prévision a été obtenue, permettant une prolongation significative de la durée de vie de la pièce en conservant le risque d'exploitation sous le seuil initial.

Des pistes restent toutefois à explorer afin de poursuivre la validation et l'amélioration des prévisions et étendre le domaine d'application du modèle. Il serait tout d'abord souhaitable d'éclaircir la raison du manque de fidélité des prévisions du modèle dans la zone hypothétiquement considérée comme transition entre l'influence des paramètres C et m en fin de paragraphe III.5.2. Un test pourrait être envisagé pour vérifier si le centrage de la distribution des valeurs de m tirées dans la méthode de Monte-Carlo sur des valeurs trop faibles en est la cause. Dans ce cas la relation analytique liant ce paramètre à C pourrait être inversée pour observer le gain obtenu en termes de description de la fissuration lorsque le tirage de valeurs du couple (C, m) s'effectue à partir de la distribution de m . Un ajout de termes dans la loi de fissuration peut également améliorer sa description du phénomène. L'ajout d'un seuil de non propagation identifié à partir d'essais plus adaptés permettant une amélioration de son estimation pourrait notamment constituer une piste. L'introduction de termes traduisant les effets de variations du chargement mécanique sur la microstructure proche du front de fissure pourrait également contribuer à un élargissement du domaine d'application du modèle de prévision développé. Le terme de retard de Wheeler [26] pourrait notamment avoir deux conséquences bénéfiques : d'une part prendre en compte avec plus d'exactitude une incertitude sur les niveaux de sollicitation imposés ; d'autre part en association avec l'introduction d'un seuil de non propagation rendre compte du bénéfice d'une décroissance d'effort, même significative, en termes de prolongation de durée de vie.

Dans les travaux présentés un soin particulier a été apporté à l'évaluation des incertitudes associées aux paramètres d'entrée du modèle. Cela a été effectué dans le but d'obtenir une dispersion des prévisions reflétant le plus fidèlement possible celle

intrinsèquement liée à la variabilité naturelle des paramètres et aux moyens d'en obtenir des estimations. Dans cette logique, en l'absence d'information sur la dispersion associée à un chargement en milieu industriel dans un cadre correspondant à celui de l'étude, le choix a été effectué ne pas tenir compte de la variabilité des sollicitations appliquées au composant étudié. Afin de compléter l'étude de la dispersion associée aux prévisions, il serait toutefois intéressant de disposer de telles données.

La confrontation des prévisions effectuées avec d'autres modèles de fissuration ou de prévision de durée de vie présents dans la littérature pourrait enfin être intéressante. Cela permettrait de valider la pertinence de la démarche tout en observant les écarts tant en termes de prévisions que de dispersion liés aux différences de choix de modélisation.

Enfin, le choix a été effectué de représenter les quantités d'intérêt ($p|N$) et ($N|p$) par des lois de probabilité analytiques plutôt que de conserver les distributions de résultats issus des tirages aléatoires, plus lourds à manipuler. Au vu de la qualité d'ajustement de ces quantités par les lois log-normales retenues, il serait intéressant d'expérimenter un nombre de tirages aléatoires moins important afin de diminuer le temps de calcul (donc un gain de temps dans le délai de traitement de la prévision) et d'observer l'évolution des qualités d'ajustement et donc de prévision. La concordance remarquable des prévisions du modèle avec les relevés expérimentaux dans le cas de charge de l'éprouvette hem_3, se situant dans le domaine d'application du modèle développé, fournirait à cette fin un cas test valable. À titre d'information, pour 10000 tirages aléatoires le temps de calcul se situe actuellement selon la durée de propagation étudiée entre 1 h et 3 h sur ordinateur de bureau standard avec calcul non parallélisé.

Conclusion et perspectives

Les travaux abordés dans ce mémoire ont proposé une démarche, synthétisée sur la Figure i. Elle permet de quantifier les risques associés à l'utilisation d'un composant mécanique endommagé par fissuration. Trois axes principaux ont été abordés : l'identification des propriétés de l'acier P265GH retenu pour l'étude et la quantification des incertitudes associées ; la collecte de données expérimentales permettant de décrire les morphologies de fissures propagées et l'étude des incertitudes associées aux moyens de mesure déployés ; la réalisation d'une analyse de fiabilité permettant la mise en œuvre d'une maintenance prévisionnelle à partir des informations recueillies dans les deux premières parties.

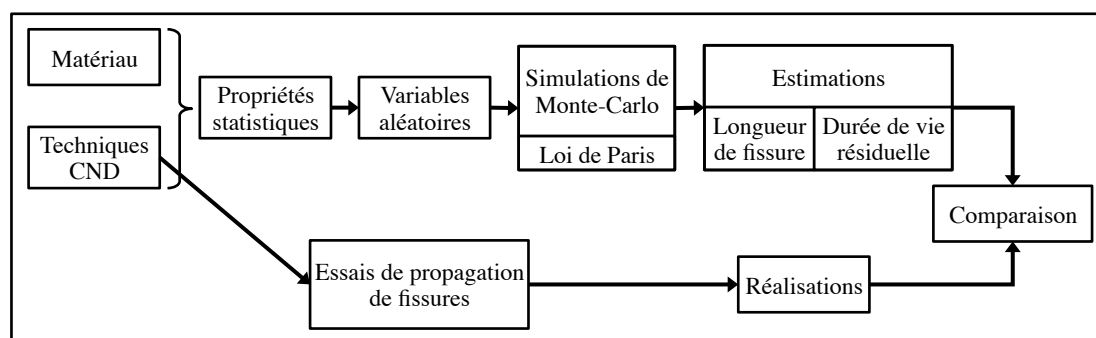


Figure i : Approche générale du problème adoptée dans les travaux.

Le premier chapitre a été consacré à la présentation et l'étude de l'acier P265GH. Une série d'essais de caractérisation a conduit à la qualification de son comportement mécanique (homogénéité, isotropie transverse) et la quantification statistique de ses propriétés mécaniques générales (résistance à la traction, module d'Young, dureté).

Une étude poussée du phénomène de fissuration dans cet acier a permis d'identifier des valeurs statistiques des paramètres de la loi de Paris avec et sans seuil de non fissuration. Ces dernières sont nécessaires à la réalisation des calculs de propagation de fissure. Pour cela le suivi des essais a été réalisé par corrélation d'images numériques afin de mesurer l'évolution des champs de déplacement au voisinage des pointes de fissure. L'utilisation d'un algorithme de corrélation globale a permis d'obtenir des niveaux d'incertitude de mesure significativement bas tout en obtenant une résolution spatiale des champs de l'ordre d'une dizaine de micromètres. Cette richesse d'information est particulièrement appréciable autour des pointes de fissures où les gradients de contrainte sont importants. Elle a rendu possible une identification des champs théoriques de la mécanique élastique linéaire de la rupture à partir de la forme proposée par Williams. Les valeurs d'amplitudes de facteur d'intensité des contraintes ont ainsi pu être mesurées au cours de la propagation plutôt qu'évaluées à partir de mesures d'ouverture de fissure par capteur COD et du polynôme de souplesse. L'étude paramétrique réalisée a mis en

évidence des niveaux de résidus d'identification proches des résolutions de mesure par corrélation d'images pour la majorité des paramètres étudiés.

Toutefois l'adaptation de la région d'intérêt avec l'évolution de la propagation semble apporter une stabilité dans les résultats. Malgré tout une dépendance des paramètres optimaux à la configuration optique semble avoir été mise en avant, notamment concernant la taille de la région d'intérêt retenue. La forte singularité du champ de déplacement au voisinage d'une pointe de fissure et l'existence d'une zone de plasticité cyclique évoluant en cours de fissuration en sont les causes les plus probables. Un moyen de valider ces hypothèses serait donc d'effectuer de nouveaux essais de fissuration en choisissant au minimum un niveau de grossissement optique différent, toutes choses étant égales par ailleurs. Un grossissement plus important permettrait également d'augmenter la richesse de l'information pour les valeurs faibles d'amplitude de facteur d'intensité des contraintes, favorisant la recherche du seuil de non propagation du matériau.

Un inconvénient de l'approche adoptée demeure toutefois la présence et l'évolution de la zone de plasticité cyclique en pointe de fissure, devant être masquée pour adopter une approche basée sur le facteur d'intensité des contraintes. L'utilisation des champs élasto-plastiques HRR [101, 102], éventuellement couplée à une loi de fissuration en énergie [103] pourrait notamment être une voie pour contourner cette difficulté.

Enfin, disposer d'une base de donnée d'essais plus conséquente permettrait d'améliorer la connaissance de la variabilité expérimentale des paramètres de la loi de fissuration liée aux conditions de répétabilité et de reproductibilité.

Le second chapitre regroupe l'ensemble des travaux réalisés en vue de quantifier les états successifs de fissuration des éprouvettes testées. Afin de décrire correctement les évolutions de morphologie des fissures propagées dans les éprouvettes, une multi-instrumentation faisant intervenir des mesures de champs tridimensionnelles surfaciques et des mesures par ultrasons a été mise en place. La réalisation de « beach markings » sur plusieurs cas de chargement a permis d'identifier *a posteriori* la forme des fronts de fissures comme étant semi-elliptique à tous les états d'avancement de fissuration contrôlés. La connaissance de cette géométrie assure une description complète de l'évolution des fissures à partir de sa demi-longueur apparente en surface et de sa profondeur, correspondant respectivement au demi-grand axe et au demi-petit axe. Ces quantités ont été obtenues par les mesures issues de la stéréocorrélation d'images numériques et de la technique de temps de vol des ondes diffractées (TOFD) déployés dans le dispositif expérimental. Leur acquisition sur l'ensemble de la fissuration des éprouvettes testées a rempli un double objectif : d'une part obtenir les valeurs statistiques d'un paramètre d'entrée du problème, le facteur de forme de la fissure décrit par excentricité de l'ellipse et dépendant du rapport de charge appliqué ; d'autre part disposer de données de référence afin d'initialiser les calculs (longueur initiale de fissure) puis comparer les propagations prévisionnelles et expérimentales sur des cas test.

L'étude des incertitudes de mesure a également pris une part importante de ce second chapitre. En particulier, le TOFD n'étant pas un moyen de contrôle de fissuration très répandu en suivi d'essais de fissuration malgré une utilisation massive dans l'industrie, un défi a été de développer une interface permettant le pilotage des acquisitions ainsi qu'une procédure d'étalonnage adéquate. Cette dernière a été menée de manière à pouvoir être aisément réalisable pour tout changement de configuration du système TOFD. L'incertitude

relative aux calculs de profondeur de fissure par mesure de temps de vols s'en est trouvée largement diminuée par rapport à celles communément admises dans les utilisations industrielles.

L'association au TOFD de mesures de champs volumiques obtenus à partir d'images tomographiques au cours d'essais *in situ* permettrait une étude plus poussée du phénomène de fissuration dans les éprouvettes testées. Une description complète de l'évolution du front de fissuration serait notamment rendue possible et la mesure des facteurs d'intensité des contraintes pourrait être envisagée tout le long de celui-ci [104, 105]. Ce type d'essais permettrait également de suivre l'évolution de fissures internes, notamment observables dans le cas de joints soudés.

Le troisième et dernier chapitre traite du modèle de prévision développé dans ces travaux. Il synthétise les résultats obtenus au cours des deux chapitres précédents et traduit la variabilité des paramètres d'entrée en termes de lois statistiques. La sensibilité du modèle aux paramètres de la loi de fissuration et l'exclusion de valeurs extrêmes invraisemblables a conduit à choisir d'ajuster leurs distributions par une loi bornée, contrairement à celles retenues pour représenter les autres paramètres. La loi bêta a été retenue malgré des résidus d'identification parfois légèrement supérieurs à ceux obtenus par d'autres lois. La forte corrélation mise en évidence au cours du premier chapitre entre les valeurs des paramètres de la loi de Paris a conduit à la recherche d'une relation analytique les reliant. La relation logarithmique ainsi mise en évidence s'est avérée particulièrement performante et a permis une génération stochastique de lois de fissuration fidèle aux données expérimentales.

La méthode de Monte-Carlo employée a permis d'obtenir des valeurs non déterministes de propagation de fissure et une comparaison avec les données expérimentales a écarté les cas de charges non pertinents avec la loi de fissuration identifiée. Pour les cas appropriés, les distributions du nombre de cycles de sollicitation conduisant à une taille de fissure donnée et de la taille de fissure obtenue après un nombre de cycles de sollicitation donné ont été ajustées. L'utilisation respectivement des lois log-normale avec seuil et log-normale censurée a montré de bons résultats et a fourni un outil rapide d'observation du risque associé à l'occurrence d'évènements [longueur de fissure ; nombre de cycles].

Disposer de lois analytiques pour décrire l'évolution des états de fissuration a également permis de baser les prévisions probabilisées sur l'utilisation de quantiles, correspondant au niveau de risque acceptable par un exploitant industriel. En se plaçant dans le cas de la maintenance systématique, l'actualisation périodique de la connaissance de la longueur de fissure par une mesure TOFD a mis en évidence la diminution conséquente du niveau d'incertitude sur le long terme. Un corolaire de cette diminution est un gain non négligeable obtenu en termes de durée de vie à niveau de fiabilité maîtrisé. Une amélioration de la qualité de prévision par la mise à jour des paramètres de la loi de fissuration suite à une actualisation de la longueur de fissure a également été envisagée. Il faut toutefois rester vigilant car l'introduction dans la méthode de Monte-Carlo de sources d'incertitude influençant le calcul de propagation autres que les paramètres de la loi de fissuration (sur la longueur de fissure initiale dans notre cas) doit entrer en ligne de compte. Il paraît dès lors peu concevable qu'un unique jeu de paramètres soit conservé. Il s'agirait

plutôt de l'ensemble des jeux de paramètres pouvant relier la distribution de longueurs de fissure initiale à la distribution de longueurs de fissure évaluée après un contrôle.

Enfin, la mise en œuvre d'une méthode contrainte – résistance a permis la réalisation d'une étude de fiabilité. L'évolution de celle-ci avec le nombre de cycles de sollicitation subis par un composant mécanique a notamment été présentée. En se plaçant dans le cas de la maintenance prévisionnelle, une méthode d'optimisation de l'actualisation de la connaissance de la longueur de fissure a été proposée sur la base de l'évolution de cette fiabilité. Il faut tout de même garder en vue que l'exploitation d'une installation industrielle nécessite une démarche d'optimisation globale des campagnes de contrôle et de maintenance afin de minimiser les coûts relatifs.

La démarche de prévision proposée dans ces travaux a été présentée sous forme modulaire, c'est-à-dire que tous les éléments (techniques de mesure, loi de fissuration, matériau, *etc.*) peuvent être modifiés tout en conservant la démarche. Concernant la loi de fissuration, un choix simple de loi de Paris à deux paramètres a été retenu. Certaines modifications pourraient cependant permettre une amélioration des résultats du modèle mais surtout lui conférer une flexibilité supérieure. L'ajout d'un terme correctif tenant compte du rapport de charge de la sollicitation serait une première voie d'amélioration possible [98]. L'introduction d'un terme de retard suivant le modèle proposé par Wheeler [26] pourrait également compléter le domaine d'application du modèle en permettant de simuler convenablement l'effet d'une décroissance d'effort sur la prolongation de durée de vie. Il serait tout aussi pertinent de considérer une loi de fissuration intégrant ce terme dans l'optique d'introduire la variabilité du chargement dans les sources d'incertitudes par exemple en utilisant des lois incrémentales [4]. Il a également été proposé de considérer la contrainte T [106] comme paramètre influent de la propagation.

Références bibliographiques

- [1] Tweeddale M., Managing risk and reliability of process plants, Gulf Professional Pub, Boston, 2003.
- [2] Association Française de Normalisation, NF EN 13306 - Maintenance - Terminologie de la maintenance, 2010.
- [3] Billaudeau T., Nadot Y., Bezine G., Multiaxial fatigue limit for defective materials: mechanisms and experiments, *Acta Materialia*, 52 (2004) 3911-3920.
- [4] Frémy F., Fissuration par fatigue en mode mixte I+II+III non proportionnel dans l'acier 316L, École normale supérieure de Cachan - ENS Cachan, 2012.
- [5] Association Française de Normalisation, NF ENV 13005 - Guide pour l'expression de l'incertitude de mesure, 1999.
- [6] Rankine W.J.M., On the causes of the unexpected breakage of the journals of railway axles, and on the means of preventing such accidents by observing the law of continuity in their construction, *Minutes of the Proceedings*, 2 (1843) 105-107.
- [7] Schijve J., Fatigue of structures and materials in the 20th century and the state of the art, *International Journal of Fatigue*, 25 (2003) 679-702.
- [8] Murakami Y., Endo M., The area parameter model for small defects and nonmetallic inclusions in fatigue strength: experimental evidences and applications, *Theoretical Concepts and Numerical Analysis of Fatigue*, (1992) 51-71.
- [9] Weibull W., A statistical theory of the strength of materials, *Generalstabens litografiska anstalts förlag*, 1939.
- [10] Suresh S., *Fatigue of Materials*, Cambridge University Press, 1998.
- [11] Forsyth P., The application of 'fractography' to fatigue failure investigations, *Roy Aircraft Est, Tech Note Met*, 257 (1957).
- [12] François D., Pineau A., Zaoui A., *Comportement mécanique des matériaux II : Viscoplasticité, endommagement, mécanique de la rupture et mécanique du contact*, Lavoisier : Hermès science, Paris, 1993.
- [13] Lieurade H.-P., *La Pratique des essais de fatigue: méthodes expérimentales et analyse des résultats*, Pyc édition, 1982.
- [14] Lemaitre J., Chaboche J.-L., Benallal A., Desmorat R., *Mécanique des matériaux solides*, Dunod, Paris, 2008.
- [15] François D., *Essais de mesure de la ténacité - Mécanique de la rupture*, *Techniques de l'ingénieur - Essais mécaniques sur les métaux et alliages*, TIB531DUO (2007).
- [16] Westergaard H., Bearing pressures and cracks, *ASME Journal of Applied Mechanics*, 6 (1939) 49-53.
- [17] Irwin G.R., Analysis of Stresses and Strains Near the End of a Crack Traversing a Plate, *J. Appl. Mech.*, (1957).
- [18] Williams M.L., On the stress distribution at the base of a stationary crack, *Journal of Applied Mechanics*, 24 (1957) 109-114.
- [19] Tada H., Paris P.C., Irwin G.R., *The Stress Analysis of Cracks Handbook*, Del Research Corporation, 1973.
- [20] Newman Jr J.C., Raju I.S., *Analyses of Surface Cracks in Finite Plates Under Tension or Bending Loads*, NASA, 1979.
- [21] Newman Jr J.C., Raju I.S., *Stress-intensity factor equations for cracks in three-dimensional finite bodies subjected to tension and bending loads*, *NASA Technical Memorandum*, 1984.
- [22] Griffith A.A., The phenomena of rupture and flow in solids, *Philosophical transactions of the royal society of london*, (1921) 163-198.

- [23] Rice J.R., The mechanics of crack tip deformation and extension by fatigue, ASTM STP, 415 (1967) 247–309.
- [24] Laird C., The influence of metallurgical structure on the mechanisms of fatigue crack propagation, ASTM STP, 415 (1967) 131-180.
- [25] Paris P., Erdogan F., A Critical Analysis of Crack Propagation Laws, J. Basic Eng., 85 (1963) 528-533.
- [26] Wheeler O.E., Spectrum Loading and Crack Growth, J. Basic Eng., 94 (1972) 181-186.
- [27] International Organization for Standardization, ISO 12108 - Matériaux métalliques - Essais de fatigue - Méthode d'essai de propagation de fissure en fatigue, 2012.
- [28] ASTM, E647 - Test Method for Measurement of Fatigue Crack Growth Rates, 2011.
- [29] Sutton M.A., Wolters W.J., Peters W.H., Ranson W.F., McNeill S.R., Determination of displacements using an improved digital correlation method, Image and Vision Computing, 1 (1983) 133-139.
- [30] Hild F., Roux S., Digital Image Correlation: from Displacement Measurement to Identification of Elastic Properties – a Review, Strain, 42 (2006) 69-80.
- [31] Hild F., Roux S., Comparison of Local and Global Approaches to Digital Image Correlation, Experimental Mechanics, 52 (2012) 1503-1519.
- [32] Besnard G., Hild F., Roux S., “Finite-Element” Displacement Fields Analysis from Digital Images: Application to Portevin–Le Châtelier Bands, Experimental Mechanics, 46 (2006) 789-803.
- [33] Hild F., Raka B., Baudequin M., Roux S., Cantelaube F., Multiscale displacement field measurements of compressed mineral-wool samples by digital image correlation, Appl. Opt., 41 (2002) 6815-6828.
- [34] Bornert M., Brémand F., Doumalin P., Dupré J.C., Fazzini M., Grédiac M., Hild F., Mistou S., Molimard J., Orteu J.J., Robert L., Surrel Y., Vacher P., Wattrisse B., Assessment of Digital Image Correlation Measurement Errors: Methodology and Results, Experimental Mechanics, 49 (2009) 353-370.
- [35] Association Française de Normalisation, NF EN 10028-2 - Produits plats en aciers pour appareils à pression - Partie 2 : aciers non alliés et alliés avec des caractéristiques spécifiées à température élevée, 2009.
- [36] Association Française de Normalisation, NF EN 583-6 - Contrôle ultrasonore - Partie 6 : Technique de diffraction du temps de vol utilisée comme méthode de détection et de dimensionnement des discontinuités, 2009.
- [37] François D., Essais mécaniques des métaux - Essais de dureté, Techniques de l'ingénieur - Essais mécaniques sur les métaux et alliages, TIB531DUO (2005).
- [38] International Organization for Standardization, NF EN ISO 18265 - Matériaux métalliques - Conversion des valeurs de dureté, 2013.
- [39] Equivalence dureté / résistance - Lamineries Matthey SA, <http://www.matthey.ch/index.php?id=equivalence>.
- [40] BSI British Standards, BS 7910:2005 Guide to methods for assessing the acceptability of flaws in metallic structures, 2005.
- [41] Pilkey W.D., Peterson's Stress Concentration Factors, Wiley, 1997.
- [42] Mathieu F., Analyse de la tenue mécanique d'un liner en titane : apport des mesures de champs cinématiques, École normale supérieure de Cachan - ENS Cachan, 2013.
- [43] Labbens R., Pellissier-Tanon A., Heliot J., Application de la théorie linéaire de la mécanique de la rupture aux structures métalliques épaisses - Méthodes pratiques de calcul des facteurs d'intensité de contrainte, Revue de Physique Appliquée, 9 (1974) 587-598.
- [44] Hamam R., Hild F., Roux S., Stress Intensity Factor Gauging by Digital Image Correlation: Application in Cyclic Fatigue, Strain, 43 (2007) 181-192.
- [45] Roux S., Réthoré J., Hild F., Digital image correlation and fracture: an advanced technique for estimating stress intensity factors of 2D and 3D cracks, Journal of Physics D: Applied Physics, 42 (2009) 214004.

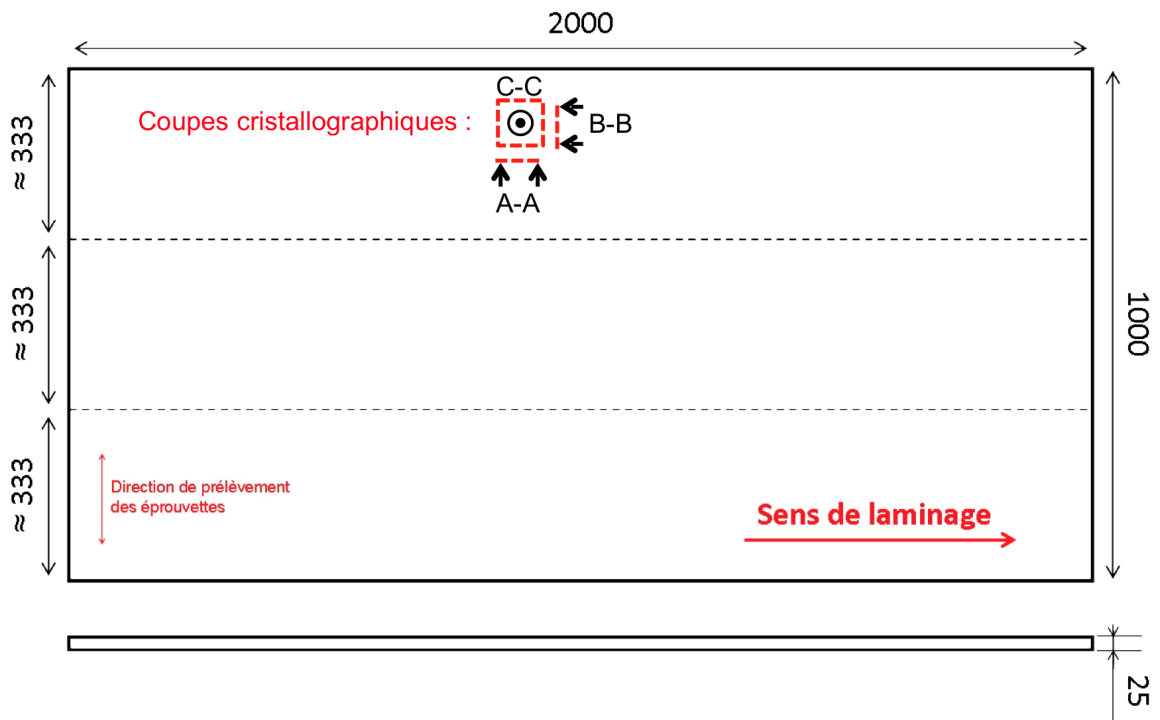
- [46] Mathieu F., Hild F., Roux S., Identification of a crack propagation law by digital image correlation, *International Journal of Fatigue*, 36 (2012) 146-154.
- [47] Ashbaugh N.E., Johnson D.A., Determination of Crack Length as a Function of Compliance and Gage Length for an M(T) Specimen, ASTM International, 1992.
- [48] Isida M., On the determination of stress intensity factors for some common structural problems, *Engineering Fracture Mechanics*, 2 (1970) 61-79.
- [49] Fayolle X., Hild F., Controlling Stress Intensity Factor Histories with Digital Images, *Experimental Mechanics*, 54 (2014) 305-314.
- [50] Bathias C., Bailon J.-P., *La fatigue des matériaux et des structures*, 1980.
- [51] Prioul C., Berdin C., Relation résilience – ténacité - Apports de la modélisation numérique, *Techniques de l'ingénieur - Essais mécaniques sur les métaux et alliages*, TIB531DUO (2007).
- [52] Barsom J.M., Rolfe S.T., Correlations Between KIC and Charpy V-Notch Test Results in the Transition Temperature Range, *ASTM STP*, 466 (1970) 281-302.
- [53] International Organization for Standardization, NF EN ISO 148-1 - Matériaux métalliques - Essai de flexion par choc sur éprouvette Charpy - Partie 1 : méthode d'essai, 2011.
- [54] Rivenez J., *Le TOFD en pratique*, CETIM, Senlis, 2009.
- [55] Dupont B., *Etudes numérique et expérimentale des technologies ultrasonores multiéléments en vue d'une application en Contrôle Non Destructif des matériaux*, Université de Technologie de Compiègne, 2010.
- [56] Association Française de Normalisation, NF EN 15617 - Essais non destructifs des assemblages soudés - Technique de diffraction des temps de vol (méthode TOFD) - Niveaux d'acceptation, 2009.
- [57] International Organization for Standardization, NF EN ISO 10863 - Contrôle non destructif des assemblages soudés - Contrôle par ultrasons - Utilisation de la technique de diffraction des temps de vol (méthode TOFD), 2011.
- [58] Sutton M., Yan J., Tiwari V., Schreier H., Orteu J., The effect of out-of-plane motion on 2D and 3D digital image correlation measurements, *Optics and Lasers in Engineering*, 46 (2008) 746-757.
- [59] Fayolle X., Calloch S., Hild F., Contrôler une machine d'essai avec une caméra, *Mécanique & Industries*, 9 (2008) 447-457.
- [60] Beaubier B., Dufour J.E., Hild F., Roux S., Lavernhe S., Lavernhe-Taillard K., CAD-based calibration and shape measurement with stereoDIC, *Experimental Mechanics*, 54 (2014) 329-341.
- [61] Dufour J.-E., Hild F., Roux S., Shape, displacement and mechanical properties from isogeometric multiview stereocorrelation, *The Journal of Strain Analysis for Engineering Design*, (2015).
- [62] Sutton M.A., Orteu J.-J., Schreier H., *Image Correlation for Shape, Motion and Deformation Measurements*, Springer US, Boston, MA, 2009.
- [63] Besnard G., Lagrange J.-M., Hild F., Roux S., Voltz C., Characterization of Necking Phenomena in High-Speed Experiments by Using a Single Camera, *EURASIP Journal on Image and Video Processing*, 2010 (2010) 215956.
- [64] Besnard G., Characterization and quantification of surface by using the stereo correlation technique concerning quasi static experiments up to ultra high speed tests, *École normale supérieure de Cachan - ENS Cachan*, 2010.
- [65] Walaszek H., Bossuat B., Flavenot J., Non Destructive Evaluation by Time of Flight Diffraction Method Mechanical Applications, 9th European NDT Conference (ECNDT), Berlin, 2006.
- [66] Qozam H., Bourse G., Walaszek H., Bouteille P., Robin C., Cherfaoui M., Influence des paramètres de mesure sur la détermination ultrasonore des contraintes : application au cas des assemblages soudés, *Cofrend 2008*, Toulouse, France, 2008.
- [67] Zhang L., Kim J.-H., Higher-Order Terms for the Mode-III Stationary Crack-Tip Fields in a Functionally Graded Material, *Journal of Applied Mechanics*, 78 (2010) 011005-011005.

- [68] Richard H.A., Fulland M., Sander M., Kullmer G., Fracture in a rubber-sprung railway wheel, *Engineering Failure Analysis*, 12 (2005) 986-999.
- [69] Steenkamp P.A.J.M., Hartevelt M., Crack front marking by dye penetrants, *Int J Fract*, 27 (1985) R93-R98.
- [70] L. Doremus, Nadot Y., Henaff G., Mary C., Pierret S., Calibration of the potential drop method for monitoring small crack growth from surface anomalies – Crack front marking technique and finite element simulations, *International Journal of Fatigue*, 70 (2015) 178-185.
- [71] Nadot Y., Ranganathan N., Mendez J., Béranger A.S., A study of natural cracks initiated on casting defects by crack front marking, *Scripta Materialia*, 37 (1997) 549-553.
- [72] Husset J., Lieurade H.P., Maltrud F., Truchon M., Fatigue crack growth monitoring using a crack front marking technique, *Welding in the World*, 23 (1985) 276-283.
- [73] Bathias C., Vancon M., Mechanisms of overload effect on fatigue crack propagation in aluminium alloys, *Engineering Fracture Mechanics*, 10 (1978) 409-424.
- [74] Taillandier-Thomas T., Roux S., Hild F., Morgeneyer T., Regularized digital volume correlation applied to study the slant 'fast shear' fracture, in: 1st International Conference on Tomography of Materials and Structures, 2013.
- [75] Limodin N., Réthoré J., Buffière J.-Y., Hild F., Ludwig W., Rannou J., Roux S., 3D X-ray Microtomography Volume Correlation to Study Fatigue Crack Growth, *Advanced Engineering Materials*, 13 (2011) 186-193.
- [76] Barlier C., Bourgeois R., Ingénierie & mécanique conception et dessin, Casteilla, Saint-Quentin-en-Yvelines, 2011.
- [77] Hild F., Billardon R., Béranger A.-S., Fatigue failure maps of heterogeneous materials, *Mechanics of Materials*, 22 (1996) 11-21.
- [78] Murakami Y., *Metal Fatigue: Effects of small defects and metallic inclusions*, Elsevier Science Ltd, Oxford, 2002.
- [79] Pokorny J., Pokorny A., Inclusions non métalliques dans l'acier, *Techniques de l'ingénieur - Méthodes de caractérisation et d'analyse des métaux et alliages*, TIB532DUO (1998).
- [80] DeGarmo E.P., Black J.T., Kohser R.A., *Materials and Processes in Manufacturing*, Wiley, 2003.
- [81] Garat M., Le Nézet A., *Fonderie d'aluminium - Défauts et conception des pièces*, *Techniques de l'ingénieur - Fonderies et moulages des alliages*, TIB479DUO (2013).
- [82] Rambaud J.-B., *Forgeage libre de l'acier*, *Techniques de l'ingénieur - Élaboration des métaux ferreux*, (1988).
- [83] Bataille C., *Laminage des produits longs - Cylindres, calibrage, défauts*, *Techniques de l'ingénieur - Élaboration des métaux ferreux*, TIB367DUO (2003).
- [84] API, ASME, *Fitness-for-service*, 2007.
- [85] Kitagawa H., Takahashi S., Applicability of fracture mechanics to very small cracks or the cracks in the early stage, in: *Second International Conference on Mechanical Behavior of Materials*. ASM, Metals Park, Ohio. 1976, 627-631, 1976.
- [86] Murakami Y., Endo M., Effects of Hardness and Crack Geometries on Delta K sub th of Small Cracks Emanating From Small Defects, *Mechanical Engineering Publications, The Behaviour of Short Fatigue Cracks*, (1986) 275-293.
- [87] Nadot Y., Billaudeau T., Multiaxial fatigue limit criterion for defective materials, *Engineering Fracture Mechanics*, 73 (2006) 112-133.
- [88] Nasr A., Nadot Y., Chokri B., *Prévision probabiliste de la tenue en fatigue polycyclique des matériaux à défauts de surface*, 18ème Congrès Français de Mécanique, Grenoble, 2007.
- [89] Chantier-De Lima I., *Tolérance aux défauts initiaux et effets de surface : dimensionnement à la fatigue de pièces de fonderie*, École normale supérieure de Cachan - ENS Cachan, 2000.
- [90] Thieulot-Laure E., *Méthode probabiliste unifiée pour la prédiction du risque de rupture en fatigue*, École Normale Supérieure de Cachan, 2008.

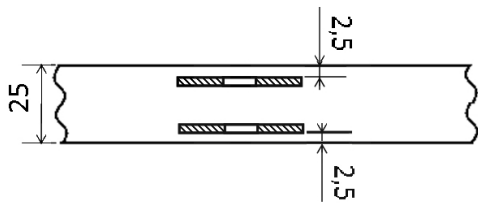
- [91] Cetin A., Naess A., Toward a proper statistical description of defects, *International Journal of Fatigue*, 38 (2012) 100-107.
- [92] Grimmett G., Stirzaker D., *Probability and Random Processes*, Oxford, 2001.
- [93] Saltelli A., Ratto M., Tarantola S., Campolongo F., Sensitivity analysis practices: Strategies for model-based inference, *Reliability Engineering & System Safety*, 91 (2006) 1109-1125.
- [94] Vaurio J.K., Mueller C., Probabilistic Analysis of Liquid-Metal Fast Breeder Reactor Accident Consequences with Response Surface Techniques, *Nucl. Sci. Eng.*; (United States), 65:2 (1978).
- [95] Cizelj L., Mavko B., Riesch-Oppermann H., Application of first and second order reliability methods in the safety assessment of cracked steam generator tubing, *Nuclear Engineering and Design*, 147 (1994) 359-368.
- [96] Kou K.P., The SIF for long-deep semi-elliptical surface crack in finite thickness plates, in: *Proc. ABAQUS User Conference*, Stockholm, 2005.
- [97] Newman Jr J.C., Raju I.S., Stress-intensity factor equations for cracks in three-dimensional finite bodies subjected to tension and bending loads, *Computational methods in the mechanics of fracture*, 2 (1986) 312-334.
- [98] Elbert W., The significance of fatigue crack closure, *ASTM stp*, 486 (1971) 230-243.
- [99] Weibull W., Weibull W., Physicist S., Weibull W., Weibull W., A statistical representation of fatigue failures in solids, *Elander*, 1949.
- [100] Wu W.F., Ni C.C., Statistical aspects of some fatigue crack growth data, *Engineering Fracture Mechanics*, 74 (2007) 2952-2963.
- [101] Hutchinson J.W., Singular behaviour at the end of a tensile crack in a hardening material, *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 16 (1968) 13-31.
- [102] Rice J.R., Rosengren G.F., Plane strain deformation near a crack tip in a power-law hardening material, *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 16 (1968) 1-12.
- [103] Chow C.L., Lu T.J., Cyclic J-integral in relation to fatigue crack initiation and propagation, *Engineering Fracture Mechanics*, 39 (1991) 1-20.
- [104] Limodin N., Réthoré J., Buffière J.-Y., Gravouil A., Hild F., Roux S., Crack closure and stress intensity factor measurements in nodular graphite cast iron using three-dimensional correlation of laboratory X-ray microtomography images, *Acta Materialia*, 57 (2009) 4090-4101.
- [105] Limodin N., Réthoré J., Buffiere J.-Y., Hild F., Roux S., Ludwig W., Rannou J., Gravouil A., Influence of closure on the 3D propagation of fatigue cracks in a nodular cast iron investigated by X-ray tomography and 3D volume correlation, *Acta Materialia*, 58 (2010) 2957-2967.
- [106] Hutař P., Seitl S., Knésl Z., Quantification of the effect of specimen geometry on the fatigue crack growth response by two-parameter fracture mechanics, *Materials Science and Engineering: A*, 387–389 (2004) 491-494.

Annexe A

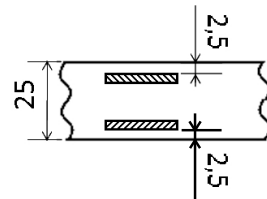
Plan de prélèvement des échantillons



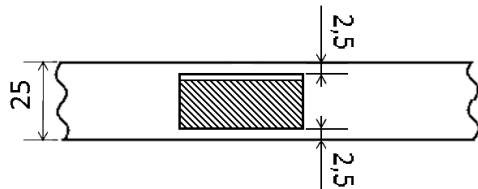
Eprouvettes CCT



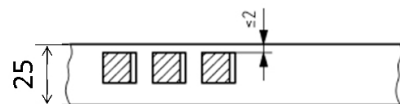
Eprouvettes de traction



Eprouvettes à défaut

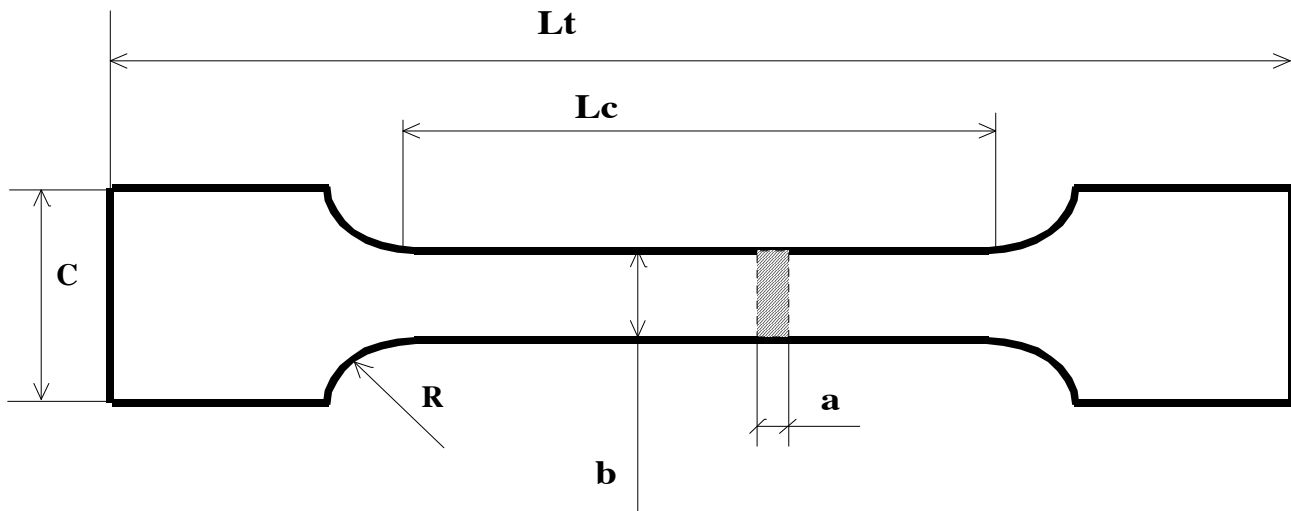


Eprouvettes KCV



Annexe B

Plan des éprouvettes de traction



a = épaisseur du produit brut avec peaux du laminage conservées,
(a = 30 mm avec 1 seule peau si épaisseur entre 30 et 40 mm)

b = $20 \pm 0,02$ avec tolérance de forme 0,03 mm (écart maxi-mini)

c = 30 ± 1 , brut sciage

R = 12 mini

Rugosité partie calibrée $R_a \leq 1,6$ ou $R_t \leq 8$

a	Lc mini	Lt
$3 < a \leq 8$	90	200
$8 < a \leq 14$	120	230
$14 < a \leq 22$	150	300
$22 < a \leq 30$	180	330

Machine d'essai : SCHENCK RM 400 de classe 1

Le laboratoire est accrédité COFRAC pour cet essai

date mise à jour 7/12/09

LABO DE MATERIAUX METALLIQUES

CETIM NANTES

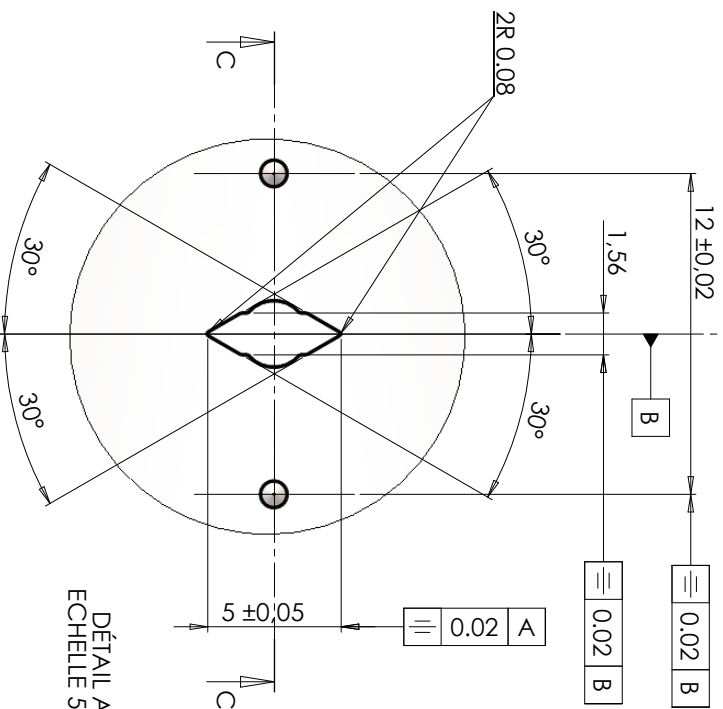
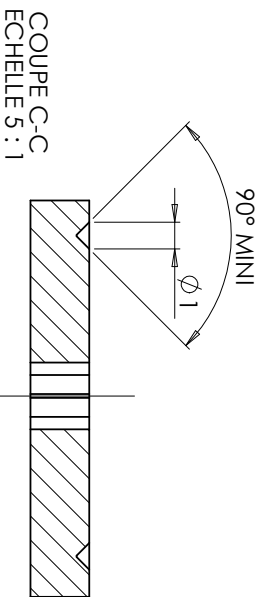
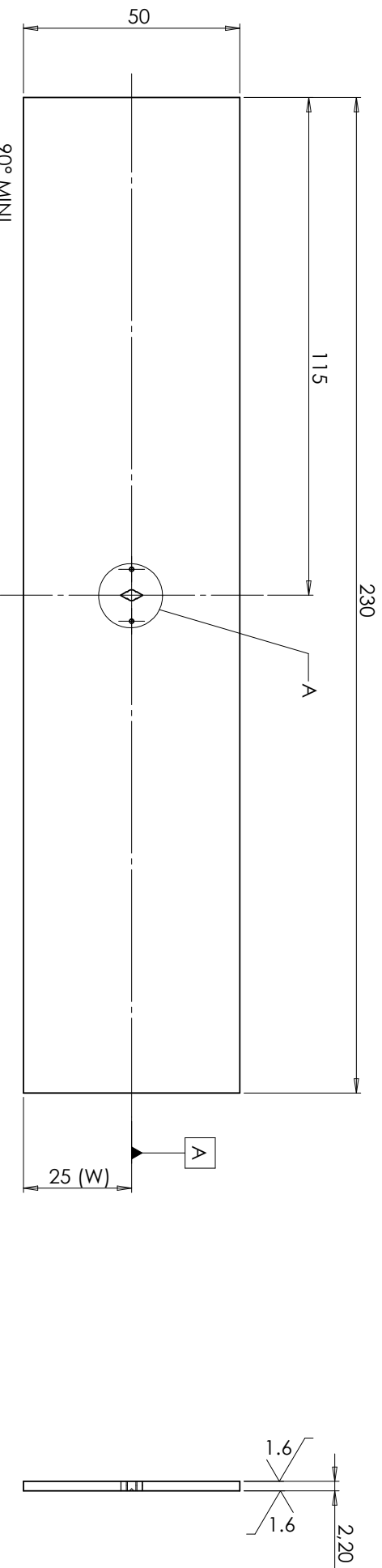
74, route de la jonelière , B.P. 82617 44326 Nantes Cedex 3

Tel : 02 40 37 36 35 Fax : 02 40 37 36 99

e-mail : philippe.mahieu@cetim.fr

Annexe C

Plan des éprouvettes CCT



* SAUF SUR TOLE EN EPAISSEUR FOURNIE

Nota 1: l'entaille usinée est centrée dans les $\pm 0.002W$ (norme ISO),

Nota 2: Les faces sont parallèle à $\pm 0.05\text{mm/mm}$ (norme ISO),

Nota 3: Les 2 faces ne peuvent pas hors plan de plus 0.05mm (norme ISO), sauf tole

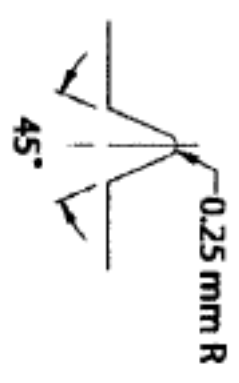
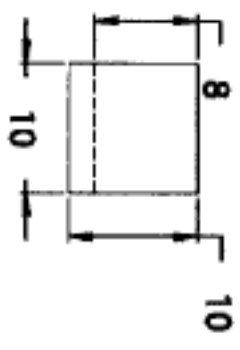
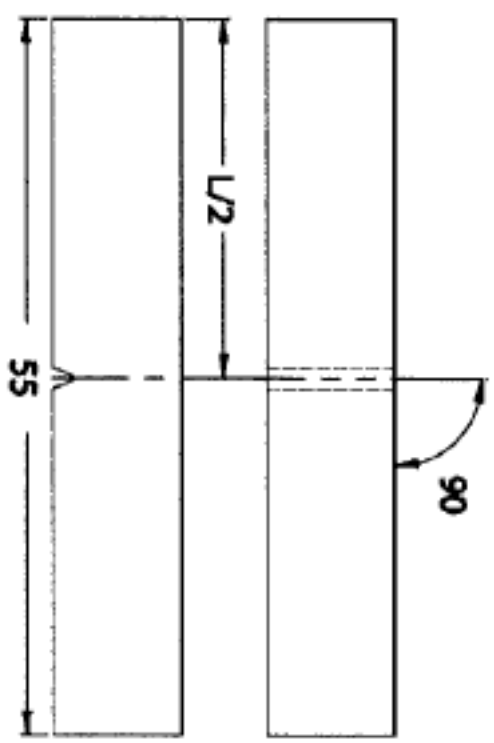
CONFORME A LA NORME ISO 12108:202 (E)

SL XXXXX

Echelle 1:1		- Graver N° plan dans la zone SL XXXXX - Tolérance générales js 13/JS13 - Ra 6.3 sauf indications - Casser les angles vifs
Format : A3		- Ce plan ne peut être communiqué ni reproduit sans l'autorisation du CETIM
Designation : EPROUVETTE STYLE CCT		
Ensemble : MONTAGE FATIGUE		
Matière : P265GH	Quantité : -	N° Plan
Traitement : -	N° Projet : pb 043223-02	SL 043223-
Protection : -	Masse : - kg	Ind. -
 52 avenue Felik-Louati 60300 SENLIS Tél : 03 44 67 35 84 Fax : 03 44 67 31 58		Créé le : 01/01/2013 Par : S. BERNARDEZ

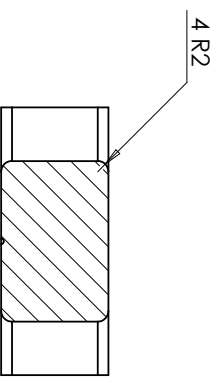
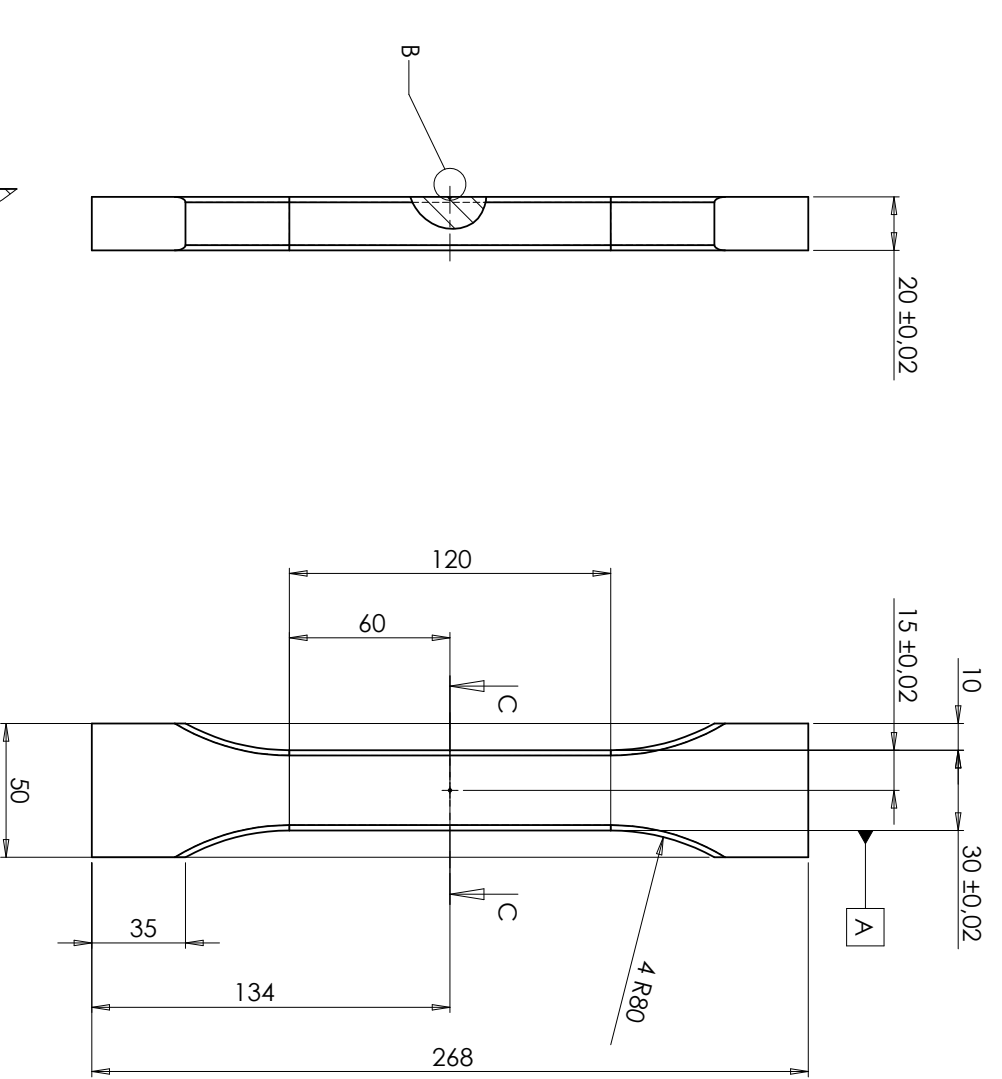
Annexe D

Plan des éprouvettes Charpy V



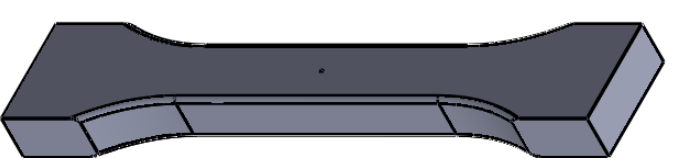
Annexe E

Plan des éprouvettes à défaut hémisphérique



DÉTAIL B
ECHELLE 10 : 1


COUPE C-C
ECHELLE 1 : 1



TOLERANCES GENERAL $\pm 0,1$ $\sqrt{3.2}$

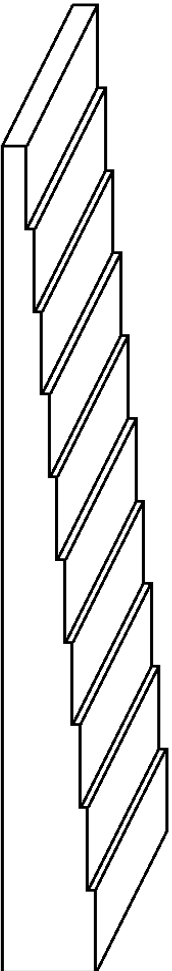
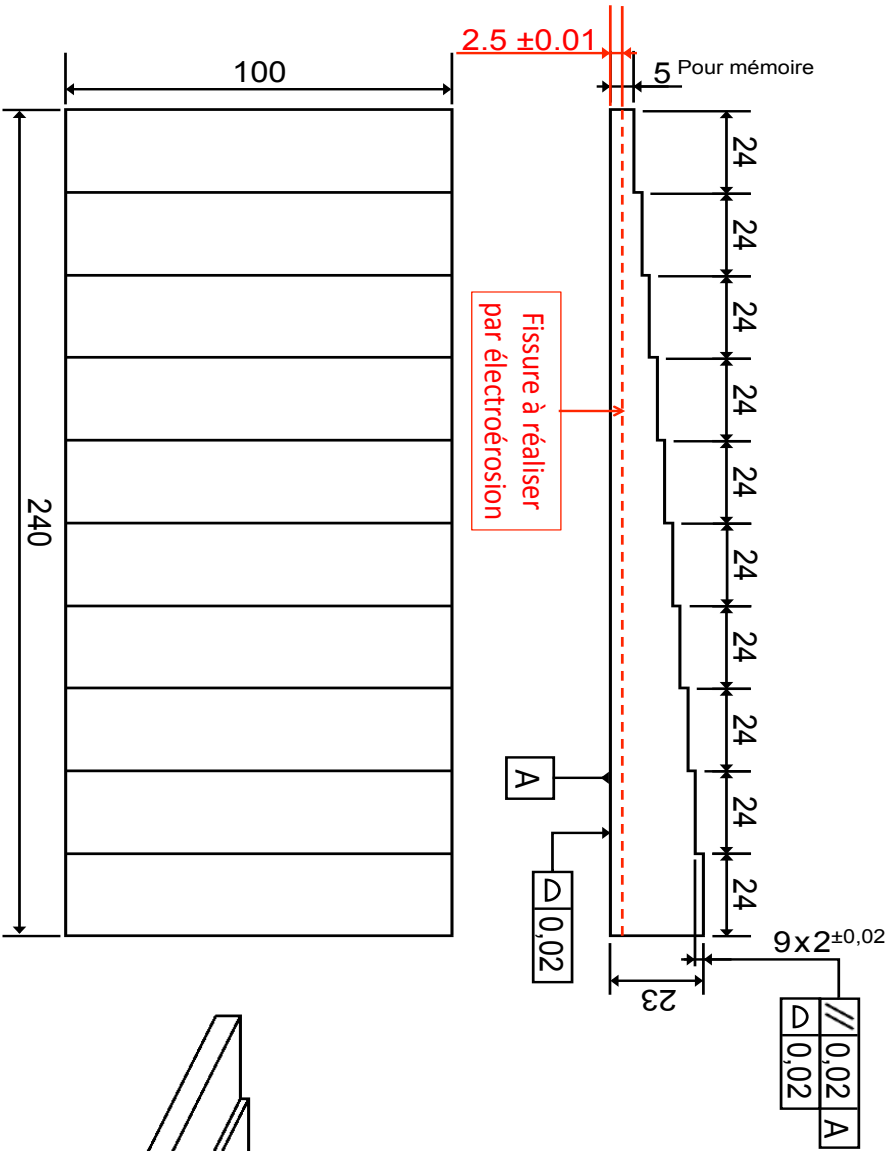
∇	0.05/100
\parallel	0.02/100
\perp	0.02 A

SL XXXXX

Echelle 1:2		- Graver N° plan dans la zone SL XXXXX - Tolérance générales js 13/JS13 - Ra 6,3 sauf indications - Casser les angles vifs - Ce plan ne peut être communiqué ni reproduit sans l'autorisation du CETIM	
Désignation : EPROUVETTE POINT HEMISPHERIQUE MONTAGE FATIGUE		N° Plan SL 043223-	
Ensemble :		Quantité : -	
Matière : P265GH		N° Projet : P.B.043223-02	
Traitement :		Masse : kg	
Protection :		Ind. -	
52 avenue Felix-Louat 60300 SENLIS  CENTRE NATIONAL DES INDUSTRIES MECANQUES		Créé le : 01/01/2013 Par : S.BERNARDEZ Tél : 03 44 67 35 84 Fax : 03 44 67 31 58	

Annexe F

Plan de la calle d'étalonnage à gradins



Tolérance générale 0,1 mm

Annexe G

Formulation analytique des lois de probabilité

Type de loi	Densité de probabilité	Intervalle de définition
Bêta	$f_B(x; \alpha, \beta) = \frac{x^{\alpha-1}(1-x)^{\beta-1}}{\int_0^1 u^{\alpha-1}(1-u)^{\beta-1} du}$	$[0, 1]$
Bêta à quatre paramètres	$f_{\bar{B}}(x; \alpha, \beta, x_{inf}, x_{sup}) = \frac{f_B\left(\frac{x-x_{inf}}{x_{sup}-x_{inf}}; \alpha, \beta\right)}{x_{sup}-x_{inf}}$ $= \frac{(x-x_{inf})^{\alpha-1}(x_{sup}-x)^{\beta-1}}{(x_{sup}-x_{inf})^{(\alpha+\beta-1)} \int_0^1 u^{\alpha-1}(1-u)^{\beta-1} du}$	$[x_{inf}, x_{sup}]$
Log-normale	$f_{LN}(x; \mu, \sigma) = \frac{1}{x} f_N(\ln(x); \mu, \sigma) = \frac{1}{x\sigma\sqrt{2\pi}} e^{-\frac{1}{2}\left(\frac{\ln(x)-\mu}{\sigma}\right)^2}$	$]0, +\infty[$
Log-normale avec seuil	$f_{LN}(x; \mu, \sigma, \tau) = \frac{1}{x-\tau} f_N(\ln(x-\tau); \mu, \sigma)$ $= \frac{1}{(x-\tau)\sigma\sqrt{2\pi}} e^{-\frac{1}{2}\left(\frac{\ln(x-\tau)-\mu}{\sigma}\right)^2}$	$]\tau, +\infty[$
Normale	$f_N(x; \mu, \sigma) = \frac{1}{\sigma\sqrt{2\pi}} e^{-\frac{1}{2}\left(\frac{x-\mu}{\sigma}\right)^2}$	$] -\infty, +\infty[$
Weibull	$f_N(x; k, \lambda) = \frac{k}{\lambda} \left(\frac{x}{\lambda}\right)^{k-1} e^{-\left(\frac{x}{\lambda}\right)^k}$	$[0, +\infty[$
Weibull avec seuil	$f_N(x; k, \lambda, \tau) = \frac{k}{\lambda} \left(\frac{x-\tau}{\lambda}\right)^{k-1} e^{-\left(\frac{x-\tau}{\lambda}\right)^k}$	$[\tau, +\infty[$

Annexe H

Article



5th Fatigue Design Conference, Fatigue Design 2013

Probabilistic prediction of fatigue life of cracked parts: Linear elastic fracture mechanics based approach

Pierre Boutet^{a-b}, François Hild^b, Fabien Lefebvre^a *

^a Centre Technique des Industries Mécaniques (CETIM), 52 av. Felix Louat, 60300 Senlis, France

^b Laboratoire de Mécanique et Technologie (LMT-Cachan), ENS Cachan / CNRS / Université Paris 6 / PRES UniverSud Paris
61 av. du Président Wilson, 94235 Cachan Cedex, France

Abstract

In the context of regular inspections of structures, the presence of cracks can sometimes be revealed. It is therefore interesting to know whether the structure can still be used or if a degraded mode of operation should be considered. It is of concern to assess the scatter of the remaining life of such cracked parts due to the uncertainties on the parameters of the prediction model. Thus for the purpose of the present study, a special attention has been given to the quantification of the uncertainty of each collected data (e.g., material properties, crack measurements) to be integrated in the crack propagation model. Three families of uncertainties have been studied, namely, material properties, geometrical and loading uncertainties. A linear elastic fracture mechanics (LEFM) based approach has been used to predict crack propagation in a widely used pressure vessel steel. The model uses classical Paris' law where all the controlling parameters have been replaced by statistical distributions obtained from experiment, namely, crack growth tests, hardness tests, tensile tests and Charpy tests. Crack growth tests have also been carried out on thick notched specimen submitted to uniaxial cyclic load to obtain two dimensional cracks that can be representative of those to be found in industrial structures. During these tests, crack lengths have been measured simultaneously by time of flight diffraction (TOFD) ultrasonic method, digital image correlation (DIC) and some markings have been performed to estimate the crack length and crack front shape after the specimen failure. The comparison of data obtained from different observation techniques allowed for the quantification of the crack measurement uncertainty of the industrial TOFD technique. A sensitivity analysis has been carried out on the parameters of the model to evaluate and classify the influence of all sources of uncertainty on the residual life prediction. Last, results from crack growth tests on notched specimen have been used to assess the accuracy of the model prediction.

© 2013 The Authors. Published by Elsevier Ltd.

Selection and peer-review under responsibility of CETIM, Direction de l'Agence de Programme.

* Corresponding author. Tel.: +33-344-673-419; fax: +33-344-673-158.

E-mail address: fabien.lefebvre@cetim.fr

Keywords: crack propagation; crack front marking; digital image correlation; time of flight diffraction; uncertainty analysis.

1. Introduction

In industrial plants, the concept of exploitation risk is of first order importance due to equipment and employees' safety as well as economic considerations [1,2]. Non-destructive evaluations and preventive maintenance stops are planned to manage this risk as much as possible. When some cracks are found, the owner has then to know whether the equipment can still be used (i.e., damage tolerance tools are needed) and for how long without being hazardous (i.e., crack propagation has to be assessed) or if it should be stopped and replaced. When it has been decided to replace the damaged part but its substitution cannot be performed straightaway, it is of interest to know whether a fail-soft mode can be planned to avoid shutting down the plant operations. The same idea can be used in the domain of extending the life of industrial structures.

Although the fatigue damage process is largely dependent on material properties and loading conditions, the existing commercial codes are deterministic and do not take into account the scatter of predictions due to uncertainties to evaluate a given risk [3]. A probabilistic approach of this phenomenon is developed herein. The scatter of some parameters will be quantified and their influence on the remaining life of cracked parts loaded in fatigue will be observed. Experiments have been carried out to evaluate the uncertainties of both measurement techniques and material properties to integrate them in Paris' crack propagation model. In the following, experimental and numerical results will be shown. First, all uncertainties taken into account are introduced and the way they have been evaluated will be presented. The choice has been made to classify those uncertainties into three categories, namely, material uncertainties, measurement uncertainties and loading uncertainties. Then Paris' law based remaining fatigue life prediction model will be presented. Results obtained on specimen representative of the case study will also be shown before a comparison between prediction and experiment is performed.

Nomenclature

f	reference picture in digital image correlation
g	deformed picture in digital image correlation
\underline{u}	measured displacement field by digital image correlation
a	crack length (for 1D cracks)
N	number of cycles
C	constant in Paris' law
n	power in Paris' law
K	stress intensity factor
ν	Poisson' ratio
E	Young's modulus
σ_y	yield stress
σ_X	standard deviation of variable X
μ_X	mean value of variable X
KV	resilience (or impact toughness)
K_{Ic}	toughness
St, Sb	tensile and bending remote stress in stress intensity factor calculation
Fs, Hs, Q	constants in stress intensity factor calculation
a	crack depth (for 2D cracks)
c	half-crack surface length (for 2D cracks)
t	thickness of specimen
b	half-width of specimen

2. Material and experimental techniques

2.1. Material and equipment

For practical purposes, the choice has been made to use the so-called P265GH steel for this study. It is a material commonly used in the petrochemical industry and in many pressure vessels whose composition, manufacturing and minimum mechanical properties are standardized [4]. Specimen have been machined in a raw material laminate plate 25 mm in thickness, and the orientation of the machining compared with the rolling direction has been taken into account. Charpy, tensile and fatigue tests have been performed. During these tests, measurement techniques have been used to assess crack propagation: digital image correlation (DIC) and time of flight diffraction (TOFD). Digital image correlation is a displacement field measurement technique consisting of the registration of several pictures of the same area, taken at different instants of time. Let us assume that two pictures f and g are acquired for a different mechanical state. The relative displacement field \underline{u} between $f(\underline{x})$ and $g(\underline{x})$ is measured by assuming gray level conservation

$$f(\underline{x}) = g(\underline{x} + \underline{u}(\underline{x})) \tag{1}$$

This conservation is not strictly satisfied as Gaussian and uncorrelated fluctuations in gray levels arise at each pixel. It leads to uncertainties in the displacement field measurement. A particularity of the DIC algorithm used to determine the displacement field is that it is a global approach based on Q4P1-shape functions relevant to finite element simulations [5]. Furthermore, a post-processing of the measured displacement fields has been performed to determine precisely the position of the crack tip and the stress intensity factor during the tests [6,7]. This post-processing is based on the identification of linear elastic fracture mechanics (LEFM) fields matching in the least squares sense those measured by DIC. The fields correspond to Williams’ series [8] representing mode I and mode II contributions to the resulting displacement field

$$u(z) = \sum_n [\omega_n \Omega_n(z) + v_n \Upsilon_n(z)] \tag{2}$$

with

$$\Omega_n(z) = \frac{(-1)^{(1-n)/2}}{2\mu\sqrt{2\pi}} r^{n/2} \left[k \exp\left(\frac{in\theta}{2}\right) - \frac{n}{2} \exp\left(\frac{i(4-n)\theta}{2}\right) + \left((-1)^n + \frac{n}{2}\right) \exp\left(-\frac{in}{2}\right) \right] \tag{3}$$

$$\Upsilon_n(z) = \frac{i(-1)^{(1-n)/2}}{2\mu\sqrt{2\pi}} r^{n/2} \left[k \exp\left(\frac{in\theta}{2}\right) + \frac{n}{2} \exp\left(\frac{i(4-n)\theta}{2}\right) + \left((-1)^n - \frac{n}{2}\right) \exp\left(-\frac{in}{2}\right) \right] \tag{4}$$

where μ is Lamé’s modulus, and k a dimensionless parameter dependent on Poisson’s ratio ν (*i.e.* $k = (3 - \nu)/(1 + \nu)$ in plane stress, or $3 - 4\nu$ in plane strain). Amplitudes ω_1 and v_1 , associated with fields Ω_1 and Υ_1 , are the mode I and II stress intensity factors, K_I and K_{II} , respectively. Amplitudes ω_0 and v_0 correspond to rigid body translations. The crack tip is located by cancelling out amplitude ω_{-1} of the first supersingular field. More precisely, a non-zero ω_{-1} results in a shift d of the crack tip with respect to its exact location [9]

$$d = \frac{2 * \omega_{-1}}{\omega_1} \tag{5}$$

Two parameters have to be chosen before performing this identification. First, as the theoretical fields are

described by semi-infinite series, not all the terms will be kept for the identification and their number may influence the results. Second, the region of interest in the vicinity of the crack tip in which the identification will be performed has to be defined by two parameters, namely, the external radius of the area and the size of the mask to apply to the crack path.

The second technique used to evaluate the crack size during the tests is the time of flight diffraction (TOFD) method. It is an ultrasonic based method with double transducer probe based on the observation of diffraction waves at crack tip(s) in addition to classical transmitted / reflected waves. It uses Huygens-Fresnel's theory according to which in a material, a discontinuity that receives an incident wave emits in each of its end point spherical waves of given frequency and phase. It follows that a crack tip in an area controlled by the TOFD technique would emit a wave toward the receiver transducer. If the time of flight of the so-called lateral wave, which is traveling straight from transmitter to receiver transducers, is taken as the reference time, the observation of the time of flight of the diffracted wave provides the depth of the crack tip in the controlled part [10].

2.2. Experimental techniques

To determine the material properties necessary to implement the prediction model, standard tests have been carried out in different directions with respect to the rolling direction, namely, tensile tests on prismatic specimen [11] with longitudinal extensometer, and Charpy impact test on V-notched specimen [12]. Crack propagation tests have also been performed on centre cracked tension (CCT) specimen 50 mm in width [13] analysed by DIC to identify Paris' law coefficients C and n

$$\frac{da}{dN} = C * \Delta K^n \quad (6)$$

where ΔK is the stress intensity factor amplitude over a loading cycle governing the crack propagation increment da during a number of cycle increment dN . These tests are cyclic with load ratio $F_{min} / F_{Max} = 0.1$ and frequency of 8 Hz with some interruptions every 1,000 cycles to take pictures at F_{min} and F_{Max} . Another test on notched sample has been instrumented with both TOFD and DIC techniques. The loading profile applied to the specimen was of the same type as that applied to the CCT sample but completed with some sequences of crack front marking.

3. Determination of uncertainties

In this section, the experimental methods that will assess all the uncertainties are presented. Three categories have been identified, namely, material property, geometrical and loading uncertainties.

3.1. Material property uncertainties

First, uncertainties on basic material properties such as Young's modulus E , yield stress σ_Y , or impact toughness KV have been quantified from standardized tests. For the tensile tests, three machining orientations have been chosen: 0, 45 and 90 degrees relative to the rolling direction, and three samples have been tested in each of them to estimate the scatter. Three loading / unloading cycles beyond the theoretical yield stress have then be applied to each specimen to have a good estimation of Young's modulus before the tests were conducted up to failure to obtain both yield stress and ultimate tensile strength. Those tests revealed that the material has a transversely isotropic behaviour (*i.e.*, no tests could be performed in the short transverse direction). The mean value μ_E of Young's modulus is equal to 206 GPa with an associated standard deviation σ_E of 9 GPa. The mean yield stress μ_Y is equal to 302 MPa with an associated standard deviation σ_Y equal to 4 MPa. The ultimate tensile strength has a mean $\mu_U = 428$ MPa and a standard deviation $\sigma_U = 1$ MPa. As the material behaviour is transversely isotropic, only three Charpy tests have been performed perpendicular to the rolling direction and led to the same absorbed energy of 110 J. Due to the high ductility of P265GH steel (elongation to failure of the order of 36%), specimen with a thickness of 76 mm should have been tested to identify its toughness. As the raw material plate was 25 mm thick this test is not possible. Some equivalence formulae are available to relate impact toughness and toughness [14,15,16,17,18], leading to a variation between 120 and 225 MPa.m^{1/2}.

Another source of scatter in the estimation of the residual life in fatigue by LEFM is the uncertainty on Paris' law coefficients C and n . To estimate the scatter in the determination of these coefficients, sources of uncertainties are accounted for, namely, picture acquisition noise, identification parameters and uncertainty of the model. The results are presented in Table 1 and Fig. 2. Raw data from a test performed on a CCT specimen are also shown on Fig. 1. It is worth noting that in order to minimize the effect of measurement uncertainties, the identifications of crack propagation laws are carried out on fitted crack propagation curves and not on these raw data, which would have led to very high scatter [7].

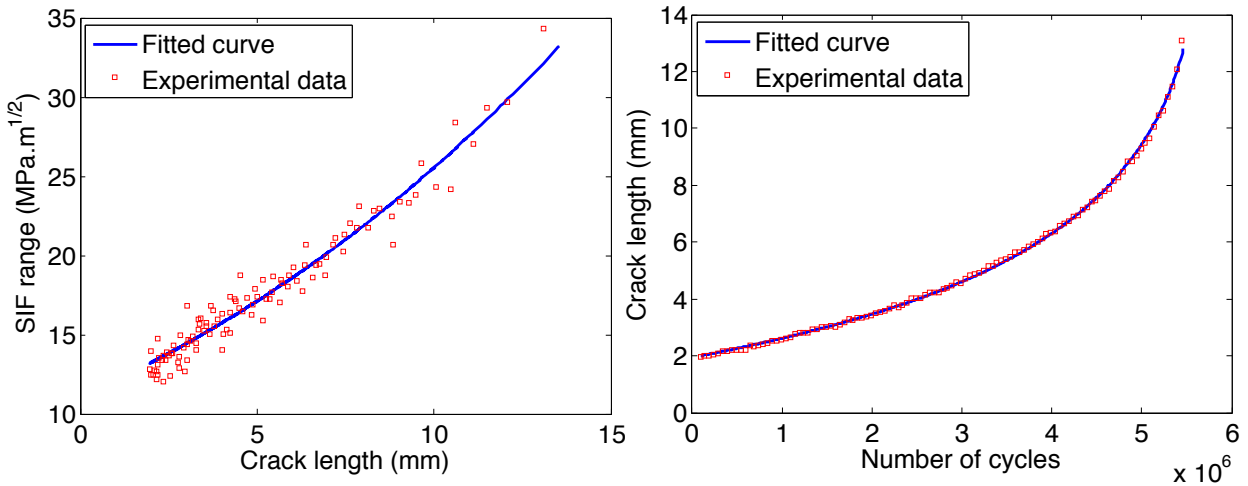


Fig. 1. Raw and fitted data from a CCT specimen test: (a) stress intensity factor range versus crack length; (b) crack length versus number of loading cycles

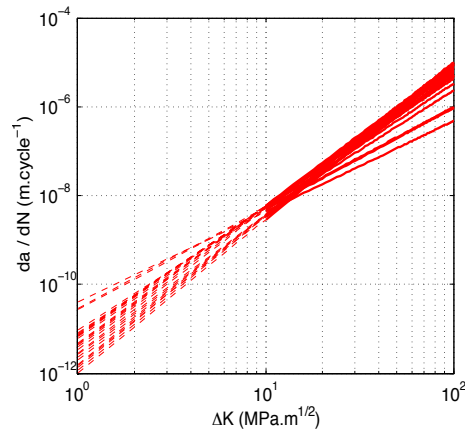


Fig. 2. Paris' laws determined by measured displacement fields that are post-processed with relevant identification parameters

Table 1: Values of Paris' law coefficients obtained with the proposed identification procedure

Coefficients	Mean	Standard deviation
C (mm. [MPa.√m] ⁻ⁿ)	$7.7 \cdot 10^{-11}$	$9.4 \cdot 10^{-12}$
n	3.0	0.4

Three points are of interest. First the scatter is high. Second, the correlation coefficient between C and n is close to 1. Last, a crack propagation threshold could have been introduced as an additional parameter in the experimental crack growth fitting step. This last point would have led to a better description of the material behaviour for small values of stress intensity factor amplitude. With the available data, this parameter could not be identified. Neglecting the latter will yield conservative results.

3.2. Measurement uncertainties

Concerning the measurements, different steps have been implemented to assess the uncertainties involved by the TOFD technique. First, as an in-house ultrasonic acquisition chain has been developed for the purpose of the study, a calibration step block has been designed with a thickness ranging from 7 mm to 23 mm with 2 mm steps. A series of TOFD acquisitions have been performed for all thicknesses to obtain a mean value for all calibrated steps and have then been corrected. The measurement results and the associated error before and after calibration are shown in Fig. 3. Once corrected, the measurement is biased by an error less than 2 μm and an associated standard deviation of 30 μm .

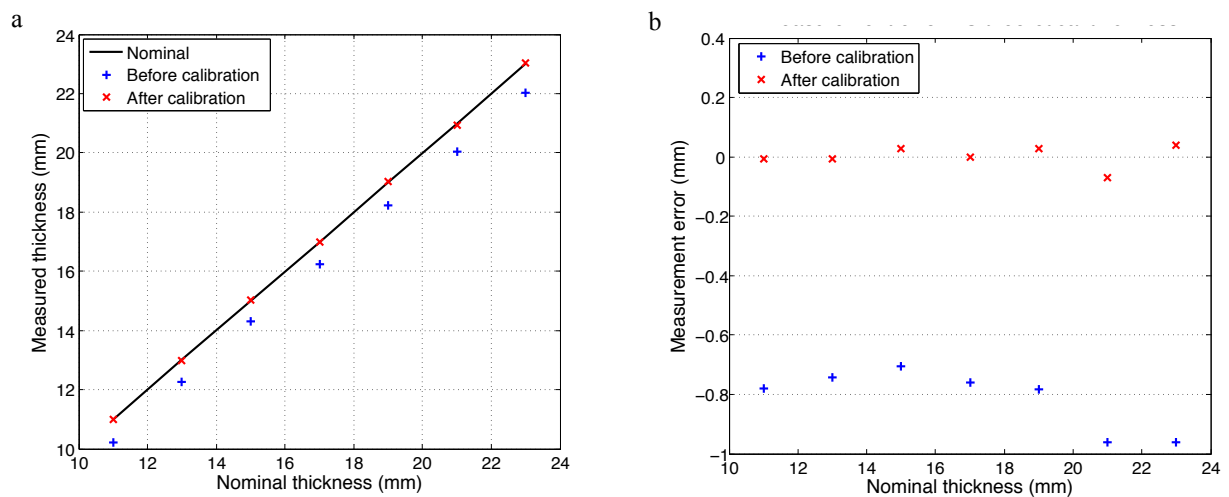


Fig. 3. (a) TOFD measurements carried out on the calibration block before and after calibration; (b) associated error

Once the calibration has been performed, repeatability studies have been carried out on some cracks varying from 1 to 10 mm in depth. The measurement uncertainty (0.16 mm) is greater than that coming from a simple thickness measurement. It is of the same order of magnitude as that found for industrial TOFD systems [19]. Additionally, the repeatability of the measurement is equal to 20 μm , which is close to the level observed during the calibration step.

Last, the ratio a/c between the depth of the crack and its half-width (Fig. 4) has been evaluated by performing crack front markings. The results of these markings lead to a mean value μ_{rac} of 0.64 associated with a standard deviation σ_{rac} of 0.17.

3.3. Loading variability

Even though this source of variability is very important in practical applications, it will not be addressed herein. In the reported experiments, the uncertainty on the applied load is very low in comparison with other sources of uncertainty and it will be neglected.

4. Determination of uncertainties

4.1. Presentation of the model

The crack propagation model has been implemented on the basis of Paris’ law (6). It has been applied to a finite body specimen containing a semi-elliptical crack, which is representative of what could be found during in-service crack detection. An analytical expression for the stress intensity reads [20]

$$K = F_s \cdot (St + H_s \cdot Sb) \cdot \sqrt{\pi \frac{a}{Q}} \tag{7}$$

where St and Sb are the contributions related respectively to the remote tensile stress and to the bending moment, a is the crack depth and F_s , H_s and Q are dependent on geometrical parameters a , c , t and b described in Fig. 4. Of all these terms, the most influential is the ratio a/c between the depth of the crack and its half-width. The sensitivity analysis presented hereafter will quantify its effect.

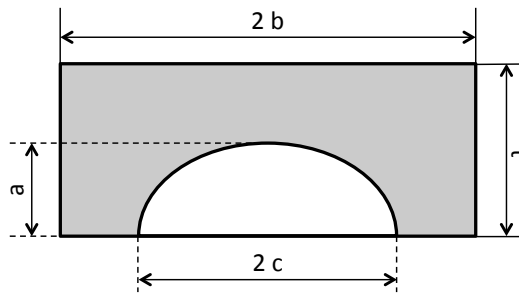


Fig. 4. Schematic drawing of a semi-elliptical crack in a finite body

The dimensions of the considered case have been chosen to be identical to those of the tested specimen, namely, a width $2b$ of 30 mm, a thickness t of 20 mm and a pre-cracking surface length c_i equal to 1 mm. The ratio a/c is equal to its mean value of 0.64 mentioned above.

4.2. Construction of references

The first parameters to test are the coefficients of Paris’ law. A response surface has been constructed and is shown in Fig. 5(a). It gives (in logarithmic scale) the model result in terms of residual life of the virtual specimen in cycles for different values of parameters C and n . This surface has been generated by integration of

$$N_f = \int_{a_i}^{a_c} \frac{1}{C} \Delta K^{-n} da \tag{8}$$

where a_i is the initial crack length from which the residual life is calculated, a_c the critical crack size for which failure occurs and N_f the number of cycles to failure. The critical crack size a_c is calculated from (7), postulating that fracture occurs when the (maximum) value of the stress intensity factor (over a loading cycle) reaches the material toughness K_{Ic} . The range of values chosen for the parameters is taken about their mean value plus or minus two standard deviations. Parameter C has been truncated at zero (no negative values are allowed). The influence of the initial crack length on the prediction of the model has also been studied. Fig. 5(b) shows the results when a_i varies from 0.2 to 1.1 mm. These values correspond to a variation of 0.45 mm (about three times the identified

measurement uncertainty) about the initial crack length value of 0.65 mm.

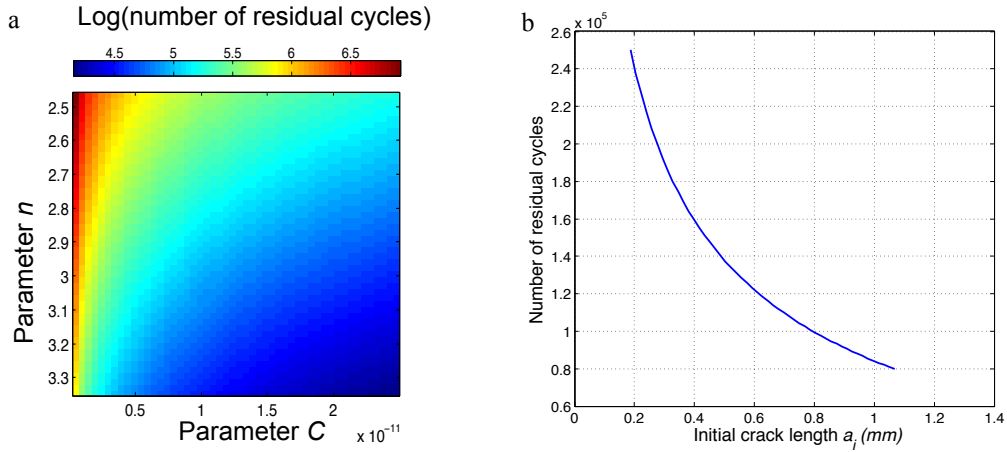


Fig. 5. Response of the model in terms of residual life as a function of: (a) parameters C and n ; (b) initial crack length a_i

10,000 random selections according to normally distributed parameters C , n , a_i and K_{Ic} have been drawn. The results of the model predictions are shown in Fig. 6 (the red line represents the mean value of the remaining life in an actual experiment campaign and the dashed ones represent the scatter of those experimental data).

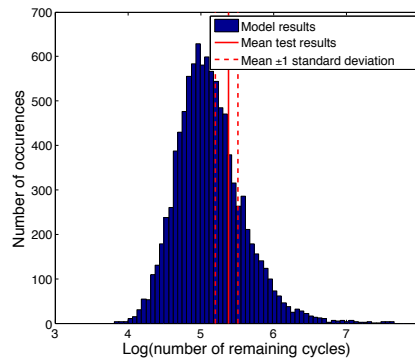


Fig. 6. Distribution of the model results for 10,000 random selection in parameters C , n , a_i and K_{Ic} distributions

As it was pointed out in Section 3.1, the toughness of the P265GH grade has not been measured directly but only estimated with equivalence formulae. The influence of this parameter on the model response is shown in Fig. 7. The red bold line depicts the range of values that this parameter can reach depending on all the expressions that are found in the literature [14,15,16,17,18] (*i.e.*, from 120 to 225 MPa.m^{1/2}).

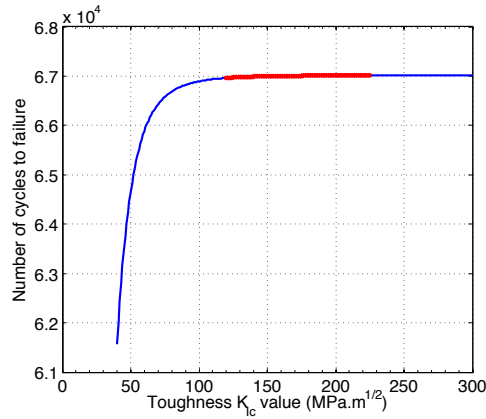


Fig. 7. Sensitivity of the prediction model to the K_{Ic} value

It is concluded that in the considered range the influence of K_{Ic} is negligible. At the end of the stable crack propagation stage only a small number of cycles is needed to go from the minimum value to the maximum value of K_{Ic} .

5. Experimental results

To properly initiate a crack from a semi spherical defect, a pre-cracking sequence has been performed. The analysed propagation sequence starts when the TOFD system identifies a 0.65 mm long crack in the thickness. A crack propagation followed by that system is shown in Fig. 8. The crack front marking sequences are visible as constant crack length is performed for 1 mm steps of propagation. Load shedding has also been performed on some specimen when the crack growth velocity was high in order to assess the retardation induced by fail-soft modes of a structure. The results of these tests are summarized in

Table 2 with the effective lifetime until failure. This effective lifetime does not take into account the pre-cracking sequence or the crack front marking sequences. The results of such markings are shown for specimen 2 in Fig. 9. The initiation of the crack from the defect can easily be seen as well as the semi-elliptical propagation of the crack inside the specimen. In this profile, the lines relative to the marking sequences are about 0.1 mm thick, which guarantees a good evaluation of the ratio a/c .

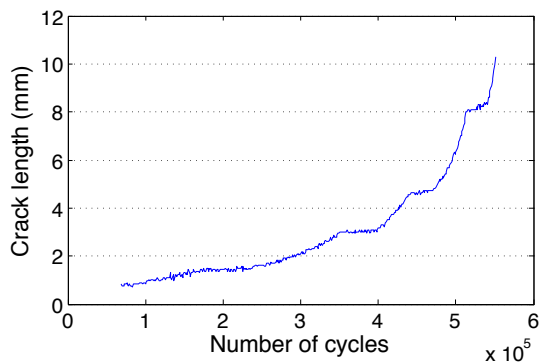


Fig. 8. Crack length measured by TOFD during the fatigue test on notched specimen

Table 2: Summary of results obtained from crack propagation tests on notched specimen

Specimen	Effective number of cycles to failure	Remark
1	138,000	Different precracking sequence: higher applied load
2	310,000	None
3	182,000	None
4	333,000	Different loading ratio: $R = -1$
Mean	241,000	
Standard deviation	83,000	

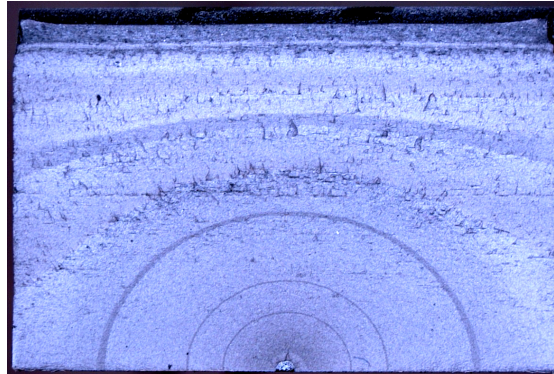


Fig. 9. Fractured surface of specimen 2 after cyclic test with crack front marking

6. Discussions

6.1. Evaluation of uncertainties

It is shown that the measurement uncertainty in the crack depth estimation, about 0.16 mm, is greater than that of a simple thickness measurement. It is worth remembering that the study has been based on experiments to get the most relevant results. All uncertainties have been evaluated this way and provide an appropriate tool to quantify the confidence that can be given to a remaining life prediction. Some points may be improved. First, the TOFD acquisition system has been tuned using a calibration step block. Measurements performed on cracks then lead to a measurement uncertainty of about 0.16 mm. As this device is mainly used to measure crack depths, measurement errors could be reduced by tuning it directly from calibrated cracks of different sizes instead of planar surfaces. More reliable values would be found for the initial crack depth a_i and its associated uncertainty and then be integrated in the sensitivity analysis. Another point is that although a mean value and a standard deviation have been identified for the ratio a/c , this information has not been completely used herein. Only the mean value has been used as a fixed parameter and the influence of its scatter on the prediction of the crack propagation has not been studied. This effect should also be treated as part of the overall sensitivity analysis. Last, the analysis should be performed taking into account the correlations between parameters (some of them are known to be strongly linked).

6.2. Comparison between calculations and experiments

First, it is observed that the model results are conservative. There is a reasonable agreement between the calculations and the experiments. To get a better result, load shedding applied to tested specimen should be taken into account in the model. Second, the pre-cracking length is known for each specimen but has not been strictly constant from one specimen to the next. This parameter has been experimentally identified as of first order regarding the residual life of tested specimen. The experimental scatter in the initial pre-cracking length will be exploited and related to the uncertainty of the TOFD crack length measurement. Some comparisons will thus be made between the theoretical influence of the initial crack depth a_i and that observed experimentally.

7. Conclusions

The present work has shown an approach of the problem of reliability of cracked structures. It has started from the survey of the uncertainty sources, their evaluation and their impact on the residual life prediction of a damaged component. A quantification of these sources of uncertainty has been carried out and the values obtained have been used as entries to a linear elastic fracture mechanics crack propagation model. A global sensitivity analysis has been initiated from which some results have been obtained. The latter ones are to be completed with the remainder of the sensitivity analysis and by taking into account the effect of load shedding, which is representative of fail-soft modes, on the predicted life. The tests performed so far are representative of this type of situation, and will be of importance to compare calculations with experiments. A final step is to get in-service loading data, e.g. recorded during the exploitation of a pressure vessel. These data would allow the variability of the loading to be accounted for in addition to other sources of uncertainty. The comparison between experimental and simulated residual life showed that the model gives some conservative but still acceptable results. Last, more than the prediction of a probabilistic remaining life as a function of some uncertain entry parameters, crack propagation after a certain number of cycles should also be studied and compared to experiments. The model will thus be adapted so that the prediction of the number of cycles leading to a critical crack length and the crack length obtained after a given number of cycles will be compared to experiments.

References

- [1] E. Propeck-Zimmermann, L. Ravenel, T. Saint Gérard, Cartographie des risques technologiques majeurs : nouvelles perspectives avec les SIG, Mappemonde 65 (2002).
- [2] B.A. Aubert, J.G. Bernard, Mesure intégrée du risque dans les organisations, Les presses de l'université de Montréal, 2004.
- [3] F. Gaudier, A. Pasanisi, A. Dutfoy, 2011, Forum ORAP, 28th ed., CNRS, Paris, 2011.
- [4] European Committee for Standardization, Produits plats en aciers pour appareils à pression - Partie 2 : Aciers non alliés et alliés avec caractéristiques spécifiées à température élevée, EN 10028-2, 2009.
- [5] G. Besnard, F. Hild, S. Roux, "Finite-element" displacement fields analysis from digital images : Application to Portevin-Le Châtelier bands, Exp. Mech. 46 (2006) 789-804.
- [6] R. Hamam, F. Hild, S. Roux, Stress intensity factor gauging by digital image correlation: Application in cyclic fatigue, Strain 43, 2007, 181-192.
- [7] F. Mathieu, F. Hild, S. Roux, Identification of a crack propagation law by digital image correlation, Int. J. of Fract. 36, 2012, 146–154.
- [8] M.L. Williams, On the stress distribution at the base of a stationary crack, ASME J. Appl. Mech. 24, 1957, 109-114.
- [9] S. Roux, J. Réthoré, F. Hild, Digital image correlation and fracture: an advanced technique for estimating stress intensity factors of 2D and 3D cracks, J. Phys D: Appl. Phys. 42, 2009.
- [10] J. Rivenez, Le TOFD en pratique, Les ouvrages du Cetim, 2009.
- [11] International Organization for Standardization, Essai de traction - Partie 1 : Méthode d'essai à température ambiante - méthode «B», ISO 6892-1, 2009.
- [12] International Organization for Standardization, Matériaux métalliques - Essai de flexion par choc sur éprouvette Charpy - Partie 1 : méthode d'essai, NF EN ISO 148-1, 2009.
- [13] International Organization for Standardization, Matériaux métalliques - Essais de fatigue - Méthode d'essai de propagation de fissure en fatigue, ISO12108, 2008.
- [14] J.M. Barsom, S.T. Rolfe, Correlations between K_{Ic} and Charpy V - Notch Test Results in the Transition Range, ASTM STP 466, 1970, 281-302.
- [15] J.M. Barsom, Development of the AASHTO Fracture Toughness Requirements of Bridge Steels, Eng. Fract. Mech. 7 (1975) 605-618.
- [16] R.H. Sailors, H.T. Corten, Relationship between Material Fracture Toughness Using Fracture Mechanics and Transition Temperature Tests, ASTM STP 514, 1972, 164-191.
- [17] B. Marandet, G. Sanz, Experimental Verification of the J_{Ic} and Equivalent Energy Methods for the Evaluation of the Fracture Toughness of Steels, ASTM STP 631 (1977) 462-476.
- [18] V.S. Girenko, V.P. Lyndin, Relationship between the impact strength and fracture mechanics criteria and K_{Ic} of structural steels and welded joints in them, Automatic Welding September, 1985, 13-19.
- [19] C.K. Shield, K.M. Swanson, R.J. Dexter, In-service non-destructive estimation of the remaining fatigue life of welded joints, Ship structure committee report 444, 2005.
- [20] J.C. Newman, I.S. Raju, Stress-intensity factor equations for cracks in three-dimensional finite bodies subjected to tension and bending loads, NASA Technical Memorandum 85793, 1984.