



# Influence de micro-entailles sur le comportement en fatigue à grand nombre de cycles d'un alliage de TA6V : Comparaison avec le fretting-fatigue

Julien Simon

## ► To cite this version:

Julien Simon. Influence de micro-entailles sur le comportement en fatigue à grand nombre de cycles d'un alliage de TA6V : Comparaison avec le fretting-fatigue. Autre. ISAE-ENSMA Ecole Nationale Supérieure de Mécanique et d'Aérotechnique - Poitiers, 2017. Français. NNT : 2017ESMA0034 . tel-01735766

**HAL Id: tel-01735766**

**<https://theses.hal.science/tel-01735766>**

Submitted on 16 Mar 2018

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

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

# THESE

Pour l'obtention du Grade de  
**DOCTEUR DE L'ECOLE NATIONALE SUPERIEURE DE MECANIQUE ET  
D'AEROTECHNIQUE**  
(Diplôme National – Arrêté du 25 mai 2016)

Ecole Doctorale :  
Sciences et Ingénierie en Matériaux, Mécanique, Energétique et Aéronautique

Secteur de Recherche  
Mécanique des solides, des matériaux des structures et des surfaces  
Présentée par :

Julien SIMON

\*\*\*\*\*

Influence de micro-entailles sur le comportement en fatigue à grand nombre de cycles  
d'un alliage de TA6V; comparaison avec le fretting-fatigue

\*\*\*\*\*

Directeur de thèse : Yves NADOT

\*\*\*\*\*

Soutenue le 26/09/2017

devant la Commission d'Examen

\*\*\*\*\*

## JURY

**Présidente :**

POMMIER Sylvie, Professeur, LMT / ENS Paris Saclay

**Rapporteurs :**

POMMIER Sylvie, Professeur, LMT / ENS Paris Saclay

PALIN LUC Thierry, Professeur, I2M / Arts et Métiers ParisTech centre de Bordeaux

**Membres du jury :**

ARAUJO José Alexander, Professeur, Universidade de Brasilia

NADOT Yves, Professeur, ISAE-ENSMA

PUJOL D'ANDREBO Quentin, Ingénieur, Safran Aircraft Engines

MONTEBELLO Claudio, Ingénieur, Safran Aircraft Engines

A mes parents,

# Remerciements

Cette thèse a été réalisée au sein du Département Physique et Mécanique des matériaux de l'institut P' à l'Ecole Nationale Supérieure de Mécanique et d'Aérotechnique (ISAE-ENSMA) dans le cadre d'une thèse CIFRE avec Safran Aircraft Engines que je tiens à remercier en premier pour le financement de cette étude.

Je tiens ensuite à remercier tout particulièrement Yves NADOT, mon directeur de thèse, pour ces années d'encadrements. Sa gentillesse, sa pédagogie et sa disponibilité ont été des éléments primordiaux à l'aboutissement de ces travaux. Nos nombreuses discussions et son souci du détail m'ont énormément apporté, tant à titre professionnel que personnel.

Je souhaite ensuite remercier chaleureusement Sylvie POMMIER qui m'a fait l'honneur d'être à la fois présidente du jury et rapporteur de mes travaux. J'en profite pour remercier sincèrement Thierry PALIN-LUC qui fut aussi rapporteur de cette étude et dont l'analyse critique et la précision scientifique a largement animé les discussions lors de la soutenance. Merci aussi à José Alexander ARAUJO, Quentin PUJOL D'ANDREBO et Claudio MONTEBELLO d'avoir participé à l'évaluation de ces travaux.

Je voudrais ensuite remercier tous les participants au projet COGNAC, pour toutes les discussions techniques que nous avons pu avoir ensemble ainsi que pour la bonne humeur et la bienveillance constante que j'ai apprécié tout au long de cette thèse.

J'adresse aussi mes remerciements les plus sincères à toute l'équipe scientifique et technique au sein du département sans laquelle cette étude n'aurait pas pu aboutir. La qualité de la formation et de l'encadrement technique est la clef à de nombreux éléments de cette thèse. Je remercie donc notamment Florence HAMON, Anne-Laure Gorge, Guillaume BENOIT, Michael GUEGUEN, Médéric MORISSET, David MELLIER et Denis BERTHEAU qui ont chacun participé à leur façon à la qualité des essais, des observations ou des analyses qui ont été réalisés dans cette étude. Merci aussi à Jacques, Nicolas, Laurent et Théo pour les nombreux usinages que vous avez effectués dans le cadre de cette étude.

Il m'était aussi impossible de rédiger ces remerciements sans citer les personnes responsables de la bonne humeur régnant au sein du laboratoire. Sans être exhaustif, je pense notamment à Francine, Karine, Brigitte, Eliane Azdine et Layla, véritables créateurs de sourires et de bonne humeur lors des matins difficiles.

Mes pensées vont aussi aux doctorants du laboratoire. Je tiens particulièrement à remercier les membres du bureau Multimat'. Les anciens qui me sont activement venus en aide en début de thèse : merci à Stéphane, Ousseynou, Yacine, Loïc, Battista, Mohamed et Troung ; mais aussi Amélie, ma camarade durant la quasi-totalité de ce travail. Je souhaite aussi bonne chance aux générations plus récentes avec qui j'ai passé de très bon moments qui ne tarderont plus à devoir rédiger ce type d'éloges, merci donc à Vincent, Aurélien, Romain, Emeline, Julius, Anani, Tomoki et Carolina.

Merci aussi aux personnes ayant participé à l'ATEM, toute génération confondue pour l'investissement effectué et pour la cohésion de groupe qu'ils ont créé. Ces moments partagés participent à la réussite personnelle et scientifique des travaux dans le laboratoire.

Enfin, je voudrais remercier les personnes m'ayant soutenu et supporté durant cette étude (et certains depuis plus longtemps encore). Je n'aurais sûrement pas réussi à effectuer ces travaux sans eux. Je remercie donc mes parents et ma sœur, mes soutiens de toujours. Yves, Vivien et Marine qui m'ont



aidé dans les moments difficiles. Je remercie aussi mes anciens professeurs notamment Bertrand HUNEAU, Erwann VERRON et Adrien LEYGUE sans qui l'idée de faire une thèse ne me serait sans doute jamais passée par la tête. Mes pensées vont ensuite aux personnes des écuries des Theils qui m'ont accueilli dans cette famille et avec qui j'ai passé des bons moments salutaires lors de phases des phases compliquées au travail ou dans la vie. Merci à Sandrine, Eloïse, Elodie, Marie-Emilie, Laurane, Angie, Mémé, Elise, Nanard et Sawa.

Enfin je voudrais témoigner toute mon affection à ma compagne Aurore qui a réussi à me supporter et à prendre soin de moi au quotidien.

Et à toi, lecteur qui est arrivé au bout de ces 2 pages, je te remercie aussi et demande ta clémence pour les petites coquilles pouvant subsister dans cet imposant manuscrit que tu t'apprête sûrement à lire.

## Table des matières

|                                                                                           |    |
|-------------------------------------------------------------------------------------------|----|
| Introduction.....                                                                         | 1  |
| Chapitre I. Bibliographie.....                                                            | 5  |
| 1. Généralités sur les alliages de titane.....                                            | 6  |
| 1.1. Cristallographie du titane non allié .....                                           | 6  |
| 1.2. Alliages de titane .....                                                             | 6  |
| 1.3. Traitements thermomécaniques sur le TA6V.....                                        | 8  |
| 2. La fatigue dans les alliages de titane.....                                            | 10 |
| 2.1. Les différentes phases de la fatigue .....                                           | 10 |
| 2.2. Mécanismes d'amorçages et de premiers stades de propagation .....                    | 12 |
| 2.3. Effets de la préparation de surface .....                                            | 12 |
| 2.3.1. Influence des contraintes résiduelles.....                                         | 14 |
| 2.3.2. Influence de la rugosité.....                                                      | 14 |
| 2.3.3. Influence des modifications de microstructure .....                                | 14 |
| 2.3.4. Modifications de la tenue en fatigue provoquées par la préparation de surface .... | 16 |
| 2.4. Effets de fréquence .....                                                            | 17 |
| 2.5. Effet de la charge moyenne.....                                                      | 19 |
| 3. Effets d'entaille sur la fatigue à grand nombre de cycles .....                        | 21 |
| 3.1. Effets de gradient .....                                                             | 21 |
| 3.2. Effet d'échelle.....                                                                 | 22 |
| 3.3. Méthodes d'obtention d'une limite de fatigue.....                                    | 23 |
| 3.3.1. Méthode de tracée de la courbe S-N .....                                           | 23 |
| 3.3.2. Méthode de l'escalier.....                                                         | 24 |
| 3.3.3. Méthode par paliers .....                                                          | 25 |
| 3.4. Fissures non propageantes.....                                                       | 27 |
| 4. Fretting-fatigue.....                                                                  | 29 |
| 4.1. Définition du phénomène .....                                                        | 29 |
| 4.2. Essais de fretting-fatigue .....                                                     | 30 |
| 4.3. Mécanismes d'endommagement.....                                                      | 31 |
| 4.4. Comparaison fretting/entailles .....                                                 | 34 |
| 5. Critères de fatigue .....                                                              | 35 |
| 5.1. Contraintes équivalentes.....                                                        | 36 |
| 5.1.1. Critère de Crossland .....                                                         | 36 |
| 5.1.2. Critère de Sines.....                                                              | 36 |
| 5.1.3. Critère de Kakuno-Kawada.....                                                      | 36 |
| 5.2. Modèles de prise en compte des effets de gradient et d'échelle.....                  | 37 |

|                                                                                           |                                                                                   |    |
|-------------------------------------------------------------------------------------------|-----------------------------------------------------------------------------------|----|
| 5.2.1.                                                                                    | Approches par la théorie du gradient .....                                        | 37 |
| 5.2.2.                                                                                    | Approches du type théorie de la distance critique .....                           | 38 |
| 5.2.3.                                                                                    | Approches probabilistes.....                                                      | 39 |
| Chapitre II. Caractérisation des entailles : état de surface et état de contraintes ..... |                                                                                   | 41 |
| 1.                                                                                        | Introduction.....                                                                 | 42 |
| 2.                                                                                        | Matériau de l'étude.....                                                          | 42 |
| 2.1.                                                                                      | Titane (TA6V) forgé provenant d'un disque FAN .....                               | 42 |
| 2.2.                                                                                      | Données mécaniques .....                                                          | 43 |
| 2.2.1.                                                                                    | Les données de la bibliographie .....                                             | 43 |
| 2.2.2.                                                                                    | Les données « Matériau sain » .....                                               | 44 |
| 2.2.3.                                                                                    | Les données du projet COGNAC.....                                                 | 44 |
| 2.2.4.                                                                                    | Propriétés mécaniques.....                                                        | 44 |
| 2.3.                                                                                      | Composition, microstructure .....                                                 | 44 |
| 2.3.1.                                                                                    | Composition .....                                                                 | 45 |
| 2.3.2.                                                                                    | Microstructure.....                                                               | 45 |
| 2.3.3.                                                                                    | Modification locale de la microstructure .....                                    | 46 |
| 2.3.3.1.                                                                                  | Observations dans le plan du meulage .....                                        | 46 |
| 2.3.3.2.                                                                                  | Observation dans le plan perpendiculaire au meulage.....                          | 49 |
| 2.3.3.3.                                                                                  | Cas des éprouvettes entaillées.....                                               | 50 |
| 2.4.                                                                                      | Discussiuns et conclusions .....                                                  | 53 |
| 3.                                                                                        | Usinage des entailles .....                                                       | 54 |
| 3.1.                                                                                      | Méthode d'usinage des entailles .....                                             | 54 |
| 3.2.                                                                                      | Choix de la gamme d'entaille .....                                                | 56 |
| 3.3.                                                                                      | Caractérisations géométriques des entailles .....                                 | 60 |
| 3.3.1.                                                                                    | Géométrie de l'éprouvette lisse.....                                              | 60 |
| 3.3.2.                                                                                    | Eprouvettes de référence.....                                                     | 61 |
| 3.3.3.                                                                                    | Eprouvettes avec une entaille, étude de l'effet de rayon de fond d'entaille ..... | 61 |
| 3.3.4.                                                                                    | Eprouvettes avec 2 entailles inclinées.....                                       | 62 |
| 4.                                                                                        | Contrôles géométriques et état de surface .....                                   | 64 |
| 4.1.                                                                                      | Méthodes de mesures.....                                                          | 64 |
| 4.1.1.                                                                                    | Analyse de répliques par microscopie optique .....                                | 64 |
| 4.1.2.                                                                                    | Contrôle 3D par microscopie optique .....                                         | 65 |
| 4.1.3.                                                                                    | Contrôles en microscopie optique par le côté .....                                | 66 |
| 4.2.                                                                                      | Précision géométrique des entailles .....                                         | 68 |
| 4.2.1.                                                                                    | Entaille unique.....                                                              | 68 |
| 4.2.2.                                                                                    | Eprouvettes de comparaison au fretting-fatigue possédant 2 entailles .....        | 69 |

|               |                                                                                        |     |
|---------------|----------------------------------------------------------------------------------------|-----|
| 4.3.          | Contrôle des états de surfaces .....                                                   | 70  |
| 4.3.1.        | Rugosité.....                                                                          | 71  |
| 4.3.2.        | Contraintes résiduelles.....                                                           | 72  |
| 4.4.          | Conclusion .....                                                                       | 73  |
| 5.            | Répartition spatiale des contraintes en présence de micro-entailles.....               | 74  |
| 5.1.          | Définition des modèles éléments finis .....                                            | 74  |
| 5.1.1.        | Géométrie des modèles éléments finis.....                                              | 74  |
| 5.1.2.        | Symétries.....                                                                         | 75  |
| 5.1.3.        | Choix des éléments et hypothèses.....                                                  | 75  |
| 5.1.4.        | Robustesse des modèles .....                                                           | 76  |
| 5.1.4.1.      | Post-traitements .....                                                                 | 76  |
| 5.1.4.2.      | Convergence au sens du maillage .....                                                  | 78  |
| 5.1.4.3.      | Convergence des conditions aux limites et analyse des modèles simplifiés .....         | 80  |
| 5.2.          | Répartition des contraintes pour les différentes éprouvettes de l'étude .....          | 83  |
| 5.2.1.        | Eprouvettes de référence.....                                                          | 83  |
| 5.2.2.        | Eprouvettes possédant une entaille non inclinée .....                                  | 85  |
| 5.2.3.        | Eprouvettes avec deux entailles inclinées.....                                         | 86  |
| 5.3.          | Impact des imperfections géométriques sur les champs de contraintes .....              | 91  |
| 5.3.1.        | Entailles isolées .....                                                                | 91  |
| 5.3.2.        | Entailles de comparaison avec le fretting fatigue .....                                | 93  |
| 6.            | Conclusion .....                                                                       | 95  |
| Chapitre III. | Amorçage et propagation en présence de micro-entailles usinées par meulage.....        | 97  |
| 1.            | Introduction.....                                                                      | 98  |
| 2.            | Présentation des essais sur vibrophore .....                                           | 99  |
| 2.1.          | Présentation de la machine d'essais .....                                              | 99  |
| 2.2.          | Méthode par paliers.....                                                               | 100 |
| 3.            | Influence d'une entaille sur la durée de vie en fatigue à grand nombre de cycles ..... | 101 |
| 3.1.          | Eprouvettes de référence.....                                                          | 101 |
| 3.1.1.        | Types d'amorçage.....                                                                  | 102 |
| 3.1.1.1.      | Introduction.....                                                                      | 102 |
| 3.1.1.2.      | Amorçages à l'interface entre zone meulée et fraisée .....                             | 103 |
| 3.1.1.3.      | Amorçage en sous couche de la surface tournée .....                                    | 105 |
| 3.1.1.4.      | Amorçage à l'interface tournage-meulage .....                                          | 106 |
| 3.1.1.5.      | Amorçages à partir de la zone meulée.....                                              | 108 |
| 3.1.2.        | Caractérisation des zones d'amorçages .....                                            | 109 |
| 3.1.2.1.      | Analyse des zones d'amorçage .....                                                     | 109 |

|                                                                                                                                     |                                                                                   |     |
|-------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|-----------------------------------------------------------------------------------|-----|
| 3.1.2.2.                                                                                                                            | Comparaison avec des zones hors amorçages.....                                    | 111 |
| 3.1.3.                                                                                                                              | Tenue en fatigue.....                                                             | 114 |
| 3.1.3.1.                                                                                                                            | Résultats bruts.....                                                              | 114 |
| 3.1.3.2.                                                                                                                            | Effet de la contrainte moyenne sur la limite de fatigue .....                     | 115 |
| 3.2.                                                                                                                                | Eprouvettes entaillées.....                                                       | 118 |
| 3.2.1.                                                                                                                              | Caractérisation des phases de fissuration.....                                    | 119 |
| 3.2.1.1.                                                                                                                            | Allure général des facies de rupture .....                                        | 119 |
| 3.2.1.2.                                                                                                                            | Etude des zones proches des amorçages.....                                        | 121 |
| 3.2.1.3.                                                                                                                            | Etude de l'amorçage multiple .....                                                | 125 |
| 3.2.1.4.                                                                                                                            | Angles des premiers stades de propagation en présence d'entailles inclinées..     | 131 |
| 3.2.2.                                                                                                                              | Tenue en fatigue des éprouvettes avec une entaille .....                          | 137 |
| 3.2.3.                                                                                                                              | Tenue en fatigue des éprouvettes avec 2 entailles inclinées.....                  | 141 |
| 4.                                                                                                                                  | Recherche de fissures non propagantes .....                                       | 144 |
| 4.1.                                                                                                                                | Introduction.....                                                                 | 144 |
| 4.2.                                                                                                                                | Méthodes de détection des fissures non propagantes.....                           | 148 |
| 4.2.1.                                                                                                                              | Bibliographie.....                                                                | 146 |
| 4.2.1.1.                                                                                                                            | Observations de coupes polies.....                                                | 146 |
| 4.2.1.2.                                                                                                                            | Marquage du front de fissure à l'encre.....                                       | 146 |
| 4.2.1.3.                                                                                                                            | Marquage thermique du front de fissure .....                                      | 147 |
| 4.2.2.                                                                                                                              | Marquage à l'encre .....                                                          | 148 |
| 4.2.3.                                                                                                                              | Marquage chimique .....                                                           | 151 |
| 4.2.4.                                                                                                                              | Observations de coupes polies.....                                                | 153 |
| 4.3.                                                                                                                                | Analyse des résultats de recherche de fissures non propagantes.....               | 154 |
| 4.3.1.                                                                                                                              | Marquage à l'encre .....                                                          | 154 |
| 4.3.2.                                                                                                                              | Observation de coupes polies .....                                                | 156 |
| 4.4.                                                                                                                                | Analyse et interprétation des résultats.....                                      | 158 |
| 5.                                                                                                                                  | Synthèse des mécanismes d'amorçage et de propagation.....                         | 161 |
| 5.1.                                                                                                                                | Comparaison des éprouvettes entaillées avec les éprouvettes de référence .....    | 161 |
| 5.2.                                                                                                                                | Comparaison avec les mécanismes observés sur des essais de fretting-fatigue ..... | 164 |
| 6.                                                                                                                                  | Conclusions.....                                                                  | 165 |
| Chapitre IV. Prédiction des limites d'endurance par des critères de fatigue en présence de forts concentrateurs de contraintes..... |                                                                                   | 167 |
| 1.                                                                                                                                  | Introduction.....                                                                 | 168 |
| 2.                                                                                                                                  | Contrainte équivalente de Crossland .....                                         | 169 |
| 3.                                                                                                                                  | Critères de fatigue aptes à prendre en compte le gradient des contraintes .....   | 172 |
| 3.1.                                                                                                                                | Critère basé sur la méthode du gradient .....                                     | 172 |

|             |                                                                                                                                                                |     |
|-------------|----------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|-----|
| 3.1.1.      | Définition du critère .....                                                                                                                                    | 172 |
| 3.1.2.      | Identification des paramètres .....                                                                                                                            | 173 |
| 3.1.3.      | Utilisation du critère.....                                                                                                                                    | 174 |
| 3.2.        | Critère basé sur la théorie de la distance critique .....                                                                                                      | 177 |
| 3.2.1.      | Définition du critère .....                                                                                                                                    | 177 |
| 3.2.2.      | Identification des paramètres .....                                                                                                                            | 178 |
| 3.2.3.      | Utilisation du critère.....                                                                                                                                    | 179 |
| 3.3.        | Critère probabiliste.....                                                                                                                                      | 181 |
| 3.3.1.      | Introduction.....                                                                                                                                              | 181 |
| 3.3.2.      | Discretisation des champs mécaniques .....                                                                                                                     | 182 |
| 3.3.3.      | Modèles réalisés.....                                                                                                                                          | 184 |
| 3.3.3.1.    | Modèles volumique.....                                                                                                                                         | 184 |
| 3.3.3.2.    | Modèles surfaciques .....                                                                                                                                      | 185 |
| 3.3.3.3.    | Modèles sub-surfacique .....                                                                                                                                   | 185 |
| 3.3.4.      | Identification des paramètres .....                                                                                                                            | 186 |
| 3.3.4.1.    | Identification directe sur les éprouvettes de référence et une entaille : Méthode identifiée                                                                   | 187 |
| 3.3.4.2.    | Identification par optimisation sur les éprouvettes entaillées : Méthode optimisée                                                                             | 188 |
| 3.3.4.3.    | Paramètres identifiés .....                                                                                                                                    | 189 |
| 3.3.5.      | Résultats des critères probabilistes.....                                                                                                                      | 190 |
| 3.3.5.1.    | Résultats du modèle surfacique basé sur la contrainte de Crossland avec des paramètres obtenus par optimisation (Crossland optimisé modèle surfacique) .....   | 190 |
| 3.3.5.2.    | Résultats du modèle volumique basé sur la contrainte de Mises avec des paramètres obtenus par une identification simple (Mises identifié modèle volumique).... | 191 |
| 3.3.5.3.    | Résultats de chacun des critères probabilistes .....                                                                                                           | 193 |
| 3.3.6.      | Comparaison qualitative entre dispersion des modèles probabilistes et dispersions expérimentales.....                                                          | 195 |
| 3.3.7.      | Elargissement vers un critère 3D.....                                                                                                                          | 200 |
| 4.          | Conclusions et perspectives .....                                                                                                                              | 203 |
| Chapitre V. | Conclusion générale .....                                                                                                                                      | 205 |
|             | Table des notations .....                                                                                                                                      | 210 |
|             | Table des références .....                                                                                                                                     | 213 |
|             | Table des illustrations.....                                                                                                                                   | 220 |



# Introduction



## Introduction

Les pièces tournantes dans les moteurs d'avions sont sujettes à des chargements complexes. Les aubes sont un exemple particulièrement intéressant de cela. En effet, ces pièces peuvent entre autre subir des endommagements par de la fatigue de contact au niveau de la liaison aube/disque, du fluage, de la fatigue et des agressions extérieures (ingestion d'objets ou problèmes de maintenances). L'ensemble de ces phénomènes doit être compris afin de pouvoir alléger les moteurs d'avions tout en garantissant la sécurité des passagers. Afin de dimensionner au plus juste les pièces tournantes, les motoristes sont obligés d'effectuer des procédures de test longues et coûteuses pour chaque phénomène.

Dans ce travail, nous nous intéresserons particulièrement à deux domaines de la fatigue :

- La fatigue de contact (fretting-fatigue)
- La fatigue sur des forts concentrateurs de contraintes

Le fretting fatigue est un phénomène courant aux liaisons aubes/disque. De légers déplacements relatifs des pièces en contact combinés à une sollicitation mécanique extérieure suffit souvent à provoquer des endommagements. Le phénomène de fatigue sur des concentrateurs de contraintes est présent dès qu'une pièce possède un défaut géométrique. Une rayure, un choc, ou un défaut métallurgique sont des exemples courants de ce qui peut déclencher une fissuration par fatigue grâce à la concentration des contraintes.

Pour le moment, la fatigue en présence de forts concentrateurs de contrainte et le fretting-fatigue sont traités séparément dans les étapes de test et de dimensionnement. Pourtant, la communauté scientifique a mis en avant de fortes similitudes au niveau des champs de contraintes produit par ces deux types de sollicitations :

- Forte concentration des contraintes à la surface de contact ou en fond de défaut, rayure,...
- Fort gradient des contraintes au voisinage du point chaud
- Fort taux de triaxialité des contraintes

Basé sur ces constats, Safran Aircraft Engines a initié le projet COGNAC (COmpetition between the Gradient effect and the scale effect in Notch fatigue And Contact fatigue). L'objectif de ce projet est de mener une comparaison des phénomènes de fatigue sur entailles (fort concentrateur de contrainte) et de fretting-fatigue. A terme, cette comparaison pourrait permettre de proposer un outil unique capable de prévoir les ruptures causées par ces deux phénomènes et à diminuer la matrice de tests à effectuer pour dimensionner les pièces.

Afin de répondre à la problématique il a été décidé de produire un cas de comparaison expérimental entre les essais de fretting-fatigue et les essais de fatigue sur éprouvettes entaillées. Ces différents essais doivent être dimensionnés afin d'avoir le maximum de similitude entre les deux campagnes d'essais. La comparaison portera à la fois sur la résistance à la fatigue des éprouvettes (limite de fatigue) et sur les mécanismes d'endommagement.

Cette thèse traitera de la partie expérimentale sur la fatigue en présence d'entailles. Une autre étude est menée en parallèle sur la partie fretting-fatigue par [Ferry2017]. 4 enjeux scientifiques majeurs sont présents dans cette thèse. Le premier est un prérequis à l'ensemble de l'étude, il s'agit de réussir à usiner précisément des entailles aigües micrométriques capables de produire des champs de contraintes similaires au fretting-fatigue. Le second enjeu est l'analyse des mécanismes d'endommagements en fond de micro-entailles. Ces mécanismes permettront de mieux comprendre les ruptures engendrés par des fortes concentrations de contraintes et participeront à la comparaison

## Introduction

avec le fretting-fatigue qui est le troisième enjeu de l'étude. Cette comparaison aura lieu tout d'abord sur les limites de fatigue afin de vérifier si les deux cas produisent des champs de contraintes similaires pour de tels chargements. Ensuite, la comparaison devra être faite sur les mécanismes afin de montrer les limites de la comparaison. Enfin, le dernier enjeu de cette étude est de proposer une approche capable de prévoir les ruptures sur les éprouvettes entaillées tout d'abord mais aussi sur les éprouvettes de fretting-fatigue. Une telle approche répondrait à l'objectif du projet d'unifier les deux phénomènes.

Cette étude est scindée en 4 chapitres.

Le Chapitre I mettra en place les différents éléments importants de cette thèse par une étude de la bibliographie. Le matériau utilisé et ses particularités seront présentés. Les mécanismes d'endommagement seront particulièrement étudiés en détaillant les effets des états de surface (contraintes résiduelles, rugosité et microstructure), les effets de la fréquence de chargement et de la contrainte moyenne. Les effets d'entailles seront ensuite abordés afin de comprendre les spécificités de ce type d'essai. Les effets du gradient des contraintes et du volume fortement sollicité sur la limite de fatigue seront détaillés et la possibilité d'amorcer des fissures non propageantes à fond d'entaille étudiée. Les éléments de base du fretting-fatigue, permettant de comprendre les comparaisons effectuées seront présentés. Enfin, différents critères de fatigue capable de prendre en compte l'effet de gradient seront présentés.

Le Chapitre II s'attachera à définir les méthodes mises en place afin de produire une comparaison cohérente avec le fretting-fatigue. Le matériau sera tout d'abord étudié afin de définir sa provenance et ses caractéristiques microstructurales. L'état de surface sera particulièrement étudié afin de s'assurer d'avoir des effets de surfaces similaires dans les deux études. Pour cela, il a été choisi d'usiner les entailles à la meule et de faire une rectification sur les éprouvettes de fretting-fatigue. Les 2 campagnes d'essais auront donc des préparations de surface similaires. L'usinage des entailles sera ensuite développé avec le choix des paramètres géométriques afin de se rapprocher des champs de contrainte rencontrés lors d'essais de fretting-fatigue. Les géométries des entailles seront ensuite contrôlées. Ce contrôle permettra de connaître la variation des champs de contraintes entre deux éprouvettes. Pour cela, des simulations par éléments finis sont utilisés. Ces simulations serviront aussi à optimiser les géométries d'entailles pour reproduire les champs de contrainte du fretting-fatigue. Enfin, ce chapitre se clôturera par la présentation des champs de contraintes des différentes géométries retenues.

Le Chapitre III s'occupera de la partie expérimentale de l'étude. Les essais seront présentés ainsi que la méthode d'obtention des limites de fatigue. L'analyse des essais commencera avec des éprouvettes lisses avec un état de surface meulé. Ces éprouvettes ont pour objectif de produire des données de référence pour le projet pour un état de surface similaire à tous les autres essais. Ces essais permettront en outre d'étudier les effets des contraintes moyennes et d'avoir une base de comparaison des mécanismes de fissuration à partir d'un état de surface meulé. Une étude sur l'effet du rayon de fond d'entaille sera ensuite effectuée. L'objectif est de vérifier s'il existe un seuil à partir duquel le rayon de fond d'entaille n'influe plus la limite de fatigue. Une campagne d'essais sur des éprouvettes avec des champs de contraintes comparables au fretting fatigue sera effectué. La comparaison sera effectuée vis-à-vis des répartitions de contraintes mais aussi des mécanismes observés. Enfin une campagne de recherche des fissures non propageantes sera effectuée pour compléter l'analyse des mécanismes de fissuration à partir d'entaille meulées.

Enfin, le Chapitre IV présentera les différents modèles proposés afin de prendre en compte les effets de gradient et d'échelle. L'analyse se portera surtout sur une approche probabiliste de type Weibull

## Introduction

capable de prendre en compte ces 2 effets. Les résultats de ce critère sur les éprouvettes entaillées seront présentés. Les cas de fretting ne seront malheureusement pas intégrés à cette analyse.

Enfin, le Chapitre V conclura cette étude en présentant les aboutissements de cette étude et les perspectives.

# Chapitre I. **Bibliographie**

# 1. Généralités sur les alliages de titane

## 1.1. Cristallographie du titane non allié

Le titane pur fait partie des métaux possédant deux structures cristallographiques stables selon la température :

- Une configuration  $\alpha$  stable à basse température caractérisé par une structure hexagonale pseudo-compacte
- Une configuration  $\beta$  à haute température caractérisée par une microstructure cubique centrée

Ces deux structures cristallines et leurs domaines de stabilité sont illustrés sur la Figure I-1.

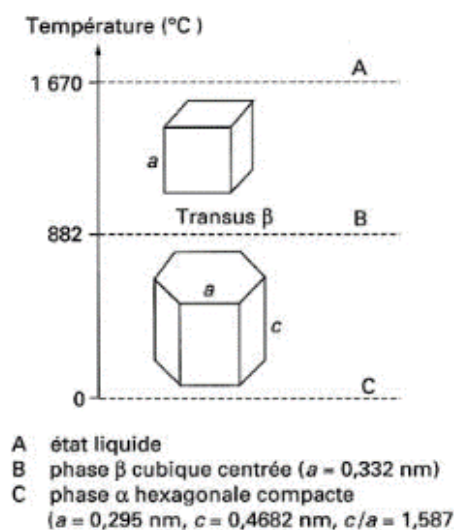


Figure I-1 : Cristallographie du Titane pur [Combres1995]

L'existence de ces deux configurations microstructurales du titane entraîne une possibilité de transformation allotropique. Ces transformations sont largement utilisées dans les traitements thermomécaniques du titane afin de travailler sa microstructure.

## 1.2. Alliages de titane

Les principaux éléments d'alliage du titane sont couramment classés selon leur pouvoir de stabilisation de la configuration  $\alpha$  ou  $\beta$ .

On retrouve alors :

- Les éléments  $\alpha$ -gènes stabilisant la configuration  $\alpha$  (B, C, N, O, Al)
- Les éléments  $\beta$ -gènes stabilisant la configuration  $\beta$  (H, V, Cr, Fe, Nb, Mo, Ta, W)
- Les éléments neutres ne favorisant aucune des configurations (Zr, Sn)

Les effets de ces différents éléments sont souvent mis en compétition. Afin de prédire simplement le comportement des alliages obtenus, les effets des éléments  $\alpha$ -gènes sont souvent exprimés en concentration équivalente d'Al :  $[Al]_{eq}$  et ceux des éléments  $\beta$ -gène en concentration équivalente de

## Chapitre I Bibliographie

Mo :  $[Mo]_{eq}$ . ([Gregory1994] et [Le Biavant-Guerrier2000]). Les équations ( I.1 ) et ( I.2 ) définissent ces concentrations équivalentes.

$$[Al]_{eq} = [Al] + \frac{[Zr]}{6} + \frac{[Sn]}{3} + 10([O] + 2[N] + [C]) \quad (I.1)$$

$$[Mo]_{eq} = [Mo] + \frac{[Ta]}{5} + \frac{[Nb]}{3,6} + \frac{W}{2,5} + \frac{V}{1,5} \quad (I.2)$$

Il est intéressant de noter que les éléments neutres apparaissent dans le calcul de la concentration équivalente d'Al et sont donc légèrement  $\alpha$ -gène.

Ces concentrations équivalentes permettent ensuite de classer les alliages de titane selon leurs concentrations en éléments  $\alpha$ -gène et  $\beta$ -gènes. Ainsi, la Figure I-2 présente 4 classes d'alliages de titane ( $\alpha$ ,  $\alpha+\beta$ ,  $\beta$  riches et  $\beta$  métastables)

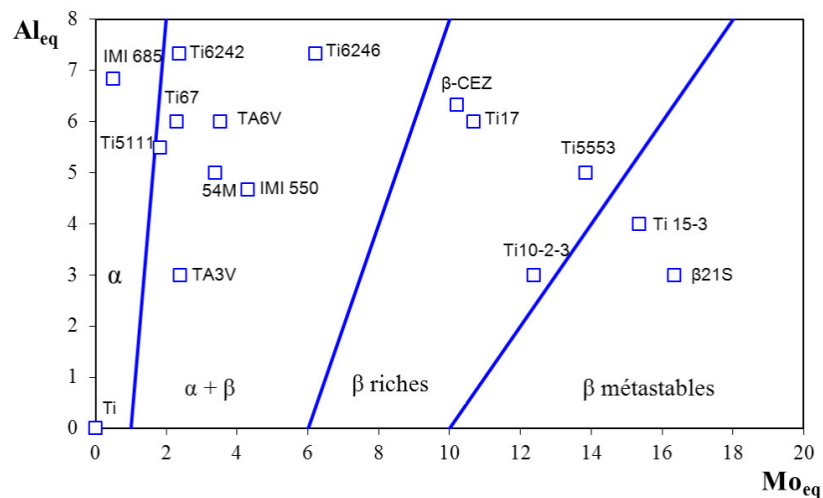


Figure I-2 : Classification des alliages de titane [Benson1972]

Le choix de l'alliage est relatif à l'utilisation envisagée. En effet, certaines propriétés du matériau évoluent en fonction de sa proportion de structure  $\alpha/\beta$  comme l'illustre la Figure I-3. Le choix de l'alliage à utiliser est un compromis entre les différentes qualités des alliages  $\alpha$  et  $\beta$ .

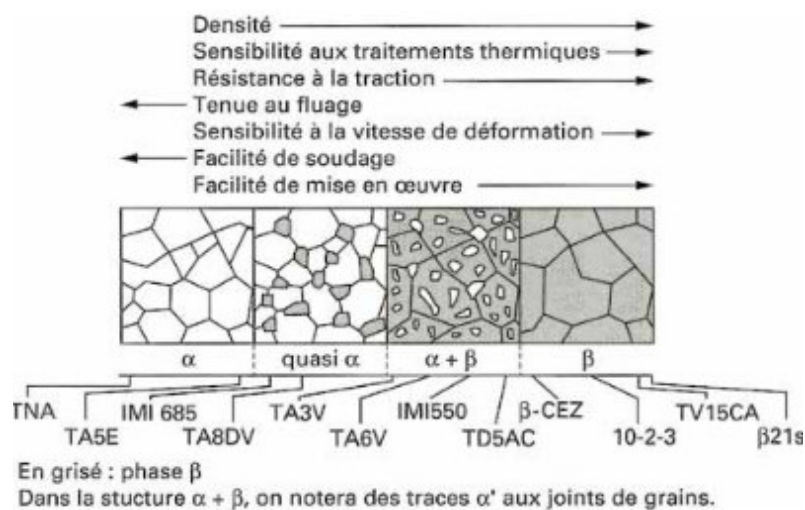


Figure I-3 : Représentation schématique des structures micrographiques d'équilibre des alliages de titane [Combres1995]

Le matériau étudié dans l'étude est un TA6V. Il s'agit donc d'un alliage de type  $\alpha+\beta$ . Sa composition chimique est détaillée dans le Tableau I-1. Ces valeurs ont été citées plusieurs fois dans la bibliographie [Benson1972], [Bowen1979], [Cellier2013] et [Delahay2004] mais aussi sur différents sites d'industriels.

|     | Ti    | Al    | V    | Fe    | O     | C      | N     | H      | Y      |
|-----|-------|-------|------|-------|-------|--------|-------|--------|--------|
| Min | 88,1% | 5,5%  | 3,5% | --    | --    | --     | --    | --     | --     |
| Max | 91%   | 6,75% | 4,5% | 0,30% | 0,20% | 0,008% | 0,05% | 0,015% | 0,005% |

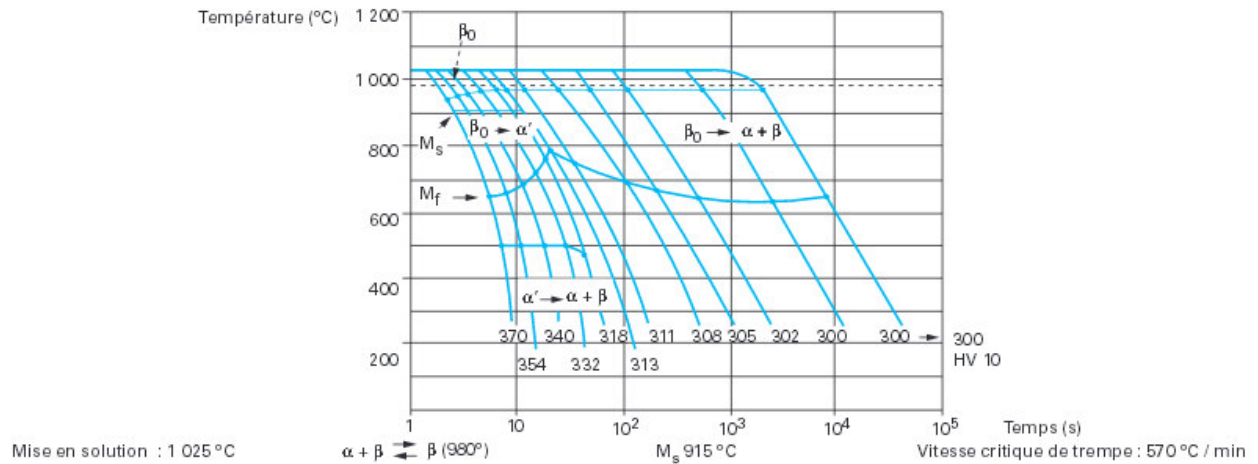
Tableau I-1 : Composition chimique en pourcentage massique des alliages de TA6V (titane grade 5)

### 1.3. Traitements thermomécaniques sur le TA6V

Les traitements thermomécaniques des alliages de titane ont pour objectif de travailler la microstructure de cet alliage. Durant ces traitements, différentes phases peuvent apparaître ([Combres1995], [Le Biavant-Guerrier2000]), comme par exemple :

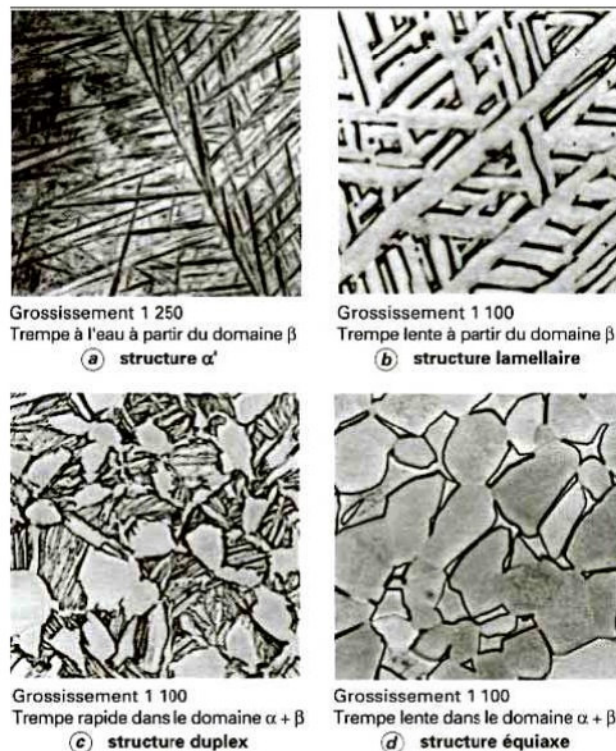
- ▶ Phase  $\alpha$
- ▶ Phase  $\beta$
- ▶ Phase  $\beta_m$  ou  $\beta$  métastable est une phase bête possédant sa composition chimique stable à haute température. Cette phase est susceptible de se transformer en  $\alpha_{II}$  ou  $\omega$  par des traitements thermiques
- ▶ Phase  $\beta_t$  ou  $\beta$  transformée ou encore matrice  $\beta$  vieillie est le résultat d'une décomposition de  $\beta$  en  $\alpha+\beta$ . Cette phase est souvent composée de lamelles  $\alpha$  dans une matrice  $\beta$
- ▶ Phase  $\alpha_I$  ou  $\alpha$  primaire. Il s'agit de la phase alpha qui se crée à haute température pendant les traitements thermomécaniques
- ▶ Phase  $\alpha_{II}$  ou  $\alpha$  secondaire. Phase issue de la décomposition de  $\beta_m$  ou  $\beta_t$
- ▶ Phase  $\alpha'$  est une phase hexagonale ayant la composition chimique de la phase  $\beta$ . Cette phase est obtenue en faisant une trempe de la phase  $\beta$  pour des alliages  $\alpha$ -gènes
- ▶ Phase  $\alpha''$  est une phase martensitique de structure orthorhombique, elle est obtenue par précipitation dans la phase  $\beta_m$  sous sollicitations mécaniques

Ainsi, la Figure I-4 présente le diagramme TTT pour un alliage de TA6V dans son domaine  $\beta$ . On y retrouve à haute température les domaines de transformation de la matrice  $\beta$  initiale ( $\beta_0$ ) en  $\alpha'$  puis sa décomposition en  $\alpha$  et  $\beta$ . En refroidissant la phase  $\alpha$  deviendra la phase  $\alpha_I$  la phase  $\beta$  se décomposera en  $\beta_t$  et  $\alpha_{II}$ .



**Figure I-4 : Diagramme TTT du TA6V à partir du domaine β [Combres1995]**

Ainsi, en fonction des temps des traitements thermiques et des vitesses de refroidissement, plusieurs microstructures peuvent être obtenues. Quatre d'entre elles sont présentées sur la Figure I-5.



**Figure I-5 : Différentes morphologies de l'alliage TA6V obtenues par différents traitements thermiques [Combres1995]**

Les traitements thermomécaniques afin d'obtenir une microstructure équiaxe ont été particulièrement étudiés par [Le Biavant-Guerrier2000] et illustrés par la Figure I-6. Ils se décomposent généralement en :

- Un forgeage dans le domaine β suivi d'une trempe
- Un second forgeage dans le domaine α+β suivi d'une nouvelle trempe
- Une phase de recristallisation dans le domaine α+β sans contrainte appliquée suivi d'une trempe créant les nodules d'α<sub>i</sub> une phase α'



- Un recuit à 700°C suivi d'un refroidissement lent afin de séparer la phase  $\alpha'$  en  $\alpha_{II}$  et  $\beta_t$

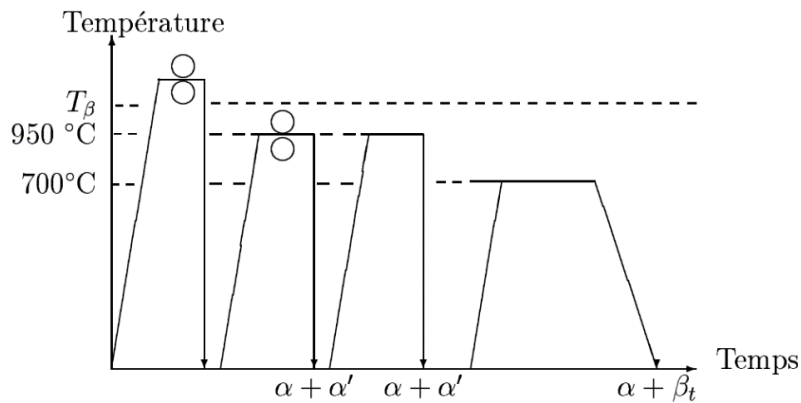


Figure I-6 : Schéma de traitement thermomécanique du TA6V [Le Biavant-Guerrier2000]

## 2. La fatigue dans les alliages de titane

### 2.1. Les différentes phases de la fatigue

Le phénomène de fatigue intervient lorsqu'un matériau est sollicité de façon cyclique. Dans le cas de chargements sinusoïdaux, les contraintes appliquées peuvent s'exprimer par la formule ( 1.3 ). La définition de ces chargements peut se faire à partir de la contrainte moyenne et l'amplitude des contraintes ( $\sigma_m$  et  $\sigma_a$ ) ou à partir du minimum et du maximum des contraintes sur un cycle ( $\sigma_{max}$  et  $\sigma_{min}$ ). Le rapport de charge R est aussi une valeur couramment utilisée et est définie par :  $R = \sigma_{min} / \sigma_{max}$

$$\sigma = \sigma_m + \sigma_a \cdot \sin(\omega \cdot t) \quad (1.3)$$

L'endommagement par fatigue peut se scinder en trois étapes successives illustrées sur la Figure I-7 :

- Une étape d'amorçage des fissures sur un site d'amorçage (P)
- Une étape de propagation des fissures souvent marquée par des rivières (R)
- La rupture finale quand la surface restante est trop réduite pour supporter la charge statique

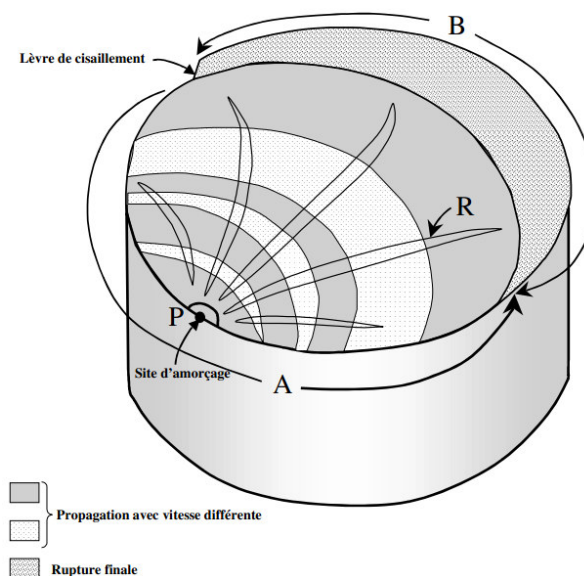


Figure I-7 : Aspect schématique d'une surface de rupture de fatigue [Henaff2005]

L'étape de propagation peut aussi se diviser en 3 phases distinctes [Miller1973] et [Le Biavant-Guerrier2000] illustrées sur la Figure I-8 dépendant de la taille de la fissure  $a$  :

- Fissures microstructuralement courtes (a) : la fissure ne traverse que quelques grains. La propagation de ces fissures est fortement influencée par la microstructure et les approches basées sur la mécanique des milieux continus ne sont donc pas applicables
- Fissures physiquement courtes (b) : La taille de la fissure est du même ordre de grandeur que la taille de la zone plastique qu'elle crée. La plasticité n'est donc pas négligeable dans les calculs et les approches purement élastiques sont mises en défaut
- Fissures longues (c) : Les fissures traversent un très grand nombre de grains et la taille de la zone plastique en pointe de fissure est négligeable par rapport à la taille de la fissure. La mécanique linéaire de la rupture est applicable à ces fissures

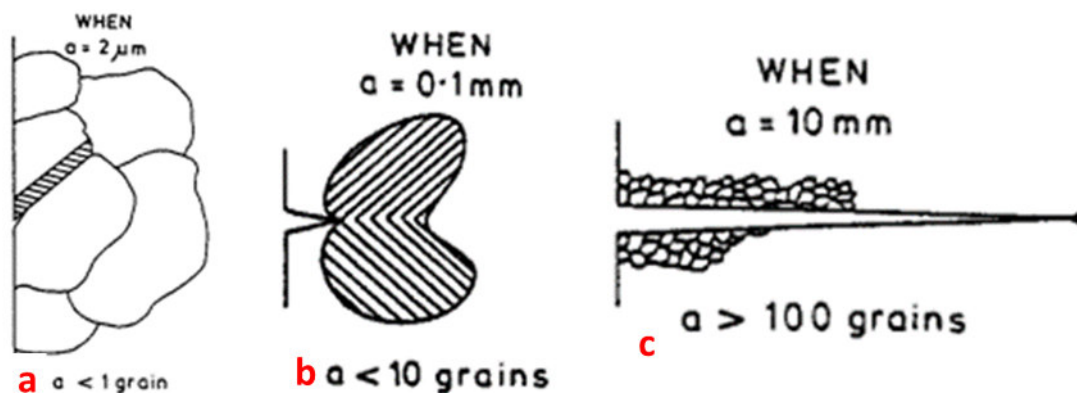


Figure I-8 : Différents stades de fissurations en fonction de la taille de fissure [Miller1973]

Les fissures courtes se différencie aussi des fissures longues par leur comportement, ainsi, il est couramment admis que les fissures courtes commencent à propager sur un plan incliné par rapport à l'axe de sollicitation. Le plan à 45° est souvent cité car c'est celui qui maximise le cisaillement dans le cas d'un essai de fatigue uniaxial. La fissure bifurque ensuite sur un mode de propagation perpendiculaire à la plus grande contrainte principale. Ces deux étapes sont usuellement appelés stades I et II comme l'illustre la Figure I-9

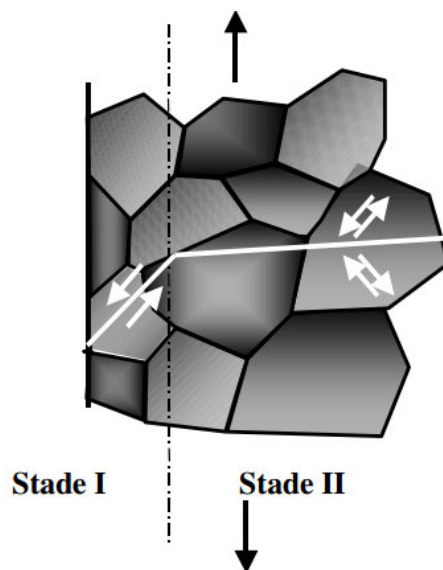


Figure I-9 : Passage d'une propagation stade I à stade II [Henaff2005]

## 2.2. Mécanismes d'amorçages et de premiers stades de propagation

La phase d'amorçage et les premiers stades de propagation dans les alliages de TA6V ont été étudiés par de nombreux auteurs ([Benson1972], [Bowen1978], [Demulsant1995], [Gilbert1989], [Neal1976], [Peters1980] et [Ward-Close1980]). Nous nous plaçons ici dans le domaine particulier de la fatigue à grand nombre de cycles (HCF mégacyclique).

La bibliographie a mis en avant plusieurs sites d'amorçage possibles. On peut notamment trouver :

- Amorçage à l'interface entre phase  $\alpha$  et phase  $\beta$  proche de la surface libre (Benson)
- Amorçage en interne localisé sur un joint de grain (Neal)

Plusieurs mécanismes de début de propagation ont aussi été étudiés sur le TA6V. Néanmoins, le pseudo-clivage se dégage nettement des autres par la vitesse de propagation supérieure qu'il impose. Il faut bien différencier ce mécanisme du mécanisme de clivage « classique », il s'agit ici d'un mécanisme qui est progressif et donc bien distinct du comportement fragile associé au clivage. Ce mécanisme crée des facettes reconnaissables sur les faciès de rupture. La Figure I-10 illustre le type de facettes qui sont visibles sur les faciès de rupture et le fait que ces mécanismes sont présents en présence d'entailles (a) et (b).

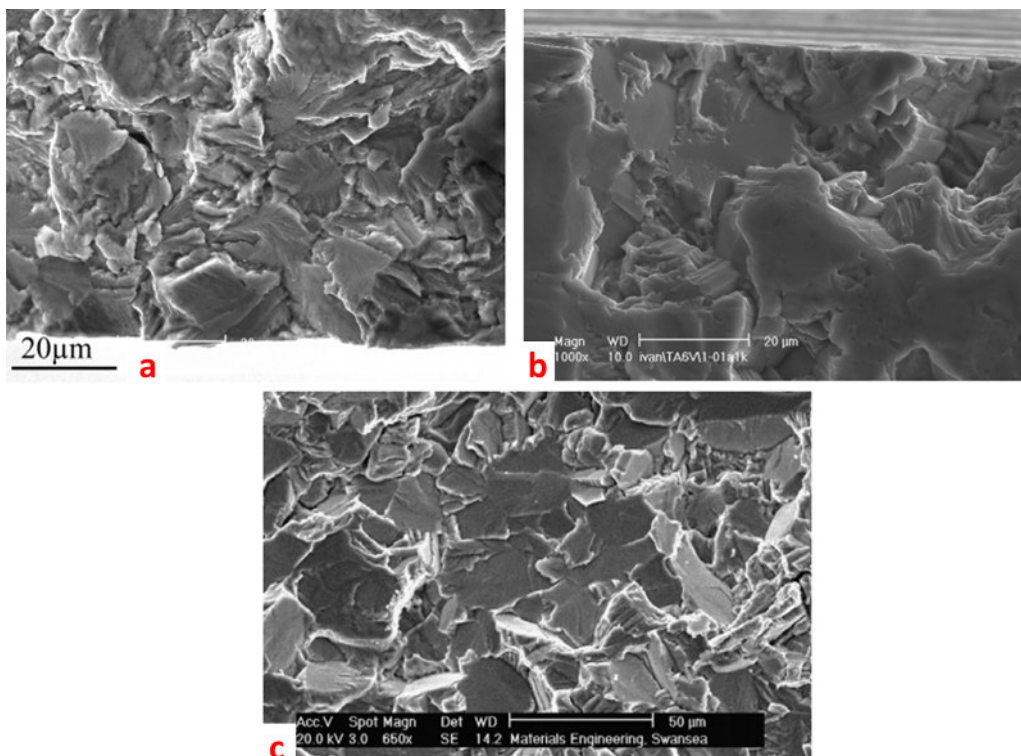


Figure I-10 : Facettes de pseudo clivage produites par des amorçages à proximité de concentrateurs de contraintes (a) et (b) [Le Biavant-Guerrier2000] ou par effet dwell (c) [Bache2003]

## 2.3. Effets de la préparation de surface

L'état de surface est un paramètre important des essais de fatigue, il peut se diviser en trois éléments distincts :

## Chapitre I Bibliographie

- Les contraintes résiduelles
- La rugosité de la surface
- Les modification locales de microstructures

Du fait de son fort impact sur les limites de fatigue, de nombreux auteurs ont étudié les effets de l'état de surface des matériaux afin d'identifier la préparation de surface optimale vis-à-vis de la résistance à la fatigue. Dans ce cadre, nous citons par exemple [Mabru2012] qui a étudié l'influence de plusieurs usinages produisant des états de surfaces différents (cf Figure I-11) sur la résistance à la fatigue (Figure I-12) d'un alliage d'Aluminium (7010-T7451). Il y a entre autres une différence dans la direction d'usinage, les éprouvettes UT ayant des stries d'usinage parallèles à la direction de sollicitation et les éprouvettes UL perpendiculaire à celle-ci. Cet exemple illustre bien l'importance de l'état de surface sur la résistance à la fatigue. Notamment au niveau de la limite de fatigue, cet exemple présente des différences de l'ordre de 50% entre 2 états de surfaces générés par le même procédé. De plus, une différence significative est observée entre les éprouvettes usinées dans la direction de la sollicitation (UT) résistant mieux à la fatigue que celles usinées perpendiculairement à la direction de sollicitation (UL).

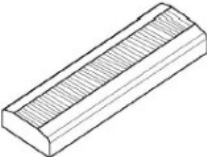
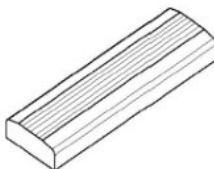
| Specimen reference | Ra T direction (μm) | Ra L direction (μm) | Cutting speed (m/mm) | Residual stress T direction (MPa) | Groove direction                                                                      |
|--------------------|---------------------|---------------------|----------------------|-----------------------------------|---------------------------------------------------------------------------------------|
| UL11               | 0.5                 | n.a.                | 12                   | -137                              |   |
| UL12               | 0.5                 | n.a.                | 50                   | -45                               |                                                                                       |
| UL21               | 7                   | n.a.                | 12                   | -54                               |                                                                                       |
| UL22               | 7                   | n.a.                | 50                   | -21                               |                                                                                       |
| UT11               | 0.25                | 0.5                 | 12                   | -172                              |  |
| UT21               | 0.35                | 7                   | 12                   | -152                              |                                                                                       |
| UT22               | 0.3                 | 7                   | 50                   | -29                               |                                                                                       |
|                    |                     |                     |                      |                                   |                                                                                       |

Figure I-11 : Génération des surfaces à l'étau limeur [Mabru2012]

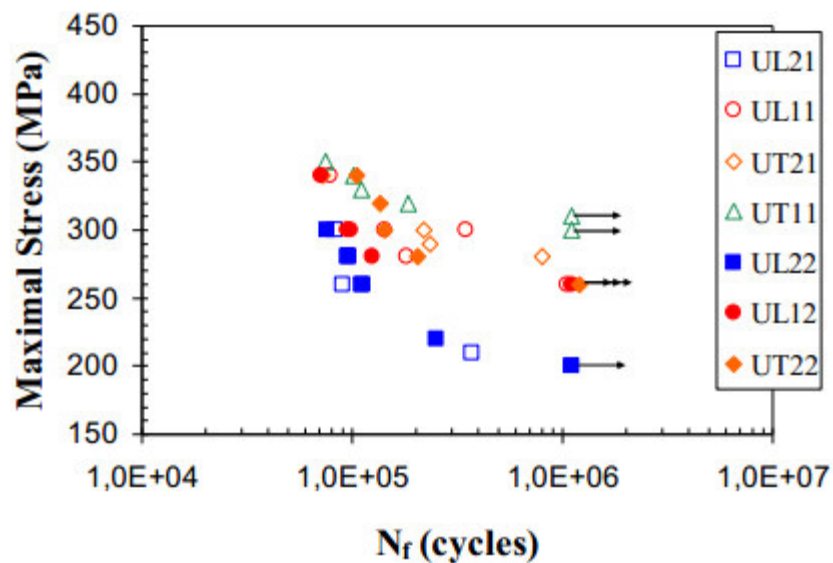


Figure I-12 : Durée de vie et limites de fatigue en fonction des états de surface produits par un étai limeur [Mabru2012]

Le titane est connu pour être particulièrement sensible à la préparation de surface [Leopold2011]. Notamment du fait qu'une grande partie des amorçages (en HCF) sur le titane ont lieu en surface et que les essais à grand nombre de cycles sur le titane sont majoritairement pilotés par le temps d'amorçage. C'est pourquoi il est important d'étudier l'influence des 3 éléments participants à l'état de surface sur les limites de fatigue.

### **2.3.1. Influence des contraintes résiduelles**

De manière générale, l'effet des contraintes résiduelles sur le comportement en fatigue est assez bien connu. Ainsi, des contraintes résiduelles de compression proche des surfaces auront tendance à diminuer les risques d'amorçages et bloquer les premiers stades de propagations des fissures. A l'inverse, des contraintes résiduelles de traction auront tendance à favoriser les amorçages et accélérer les premiers stades de propagation. Les contraintes résiduelles de compression en surface augmentent donc la résistance à la fatigue ([Wagner1999], [Jiang2006], [Zay2011] et [Zhang2010]).

De fait, plusieurs procédures de traitements de surface utilisent les contraintes résiduelles afin de renforcer la résistance à l'amorçage et aux premiers stades de propagation du matériau. Les procédés de grenaillage et de galetage peuvent notamment être cités. Ces procédés pouvant même renforcer assez la résistance de la surface du matériau pour activer un mécanisme d'amorçage en interne.

Dans les cas où il y a présence de contraintes résiduelles sur des pièces soumises à un chargement mécanique, le principe de superposition est le plus souvent appliqué afin de calculer le chargement local réel. Il est à noter que les contraintes résiduelles à prendre en compte dans ce type d'approche ne sont pas directement celles produites par la préparation de surface. En effet, un phénomène de relaxation d'une partie des contraintes résiduelles est souvent observé lors des premiers cycles de fatigue.

### **2.3.2. Influence de la rugosité**

Les effets de la rugosité ont aussi été étudiés par plusieurs auteurs ([Feng2009], [Pazos2010] et [Zhang2010]). Ainsi, pour tous types de métaux, une forte rugosité en surface aura tendance à proposer de nombreux sites d'amorçages préférentiels. Les temps d'amorçage et donc la durée de vie des matériaux en seront donc diminués. Le titane ne déroge pas à cette règle. Certaines études ([Mabru2012]) proposent même des modèles complets partant des paramètres d'usinage pour prévoir les paramètres de rugosités puis la durée de vie des pièces à partir des rugosités de la surface

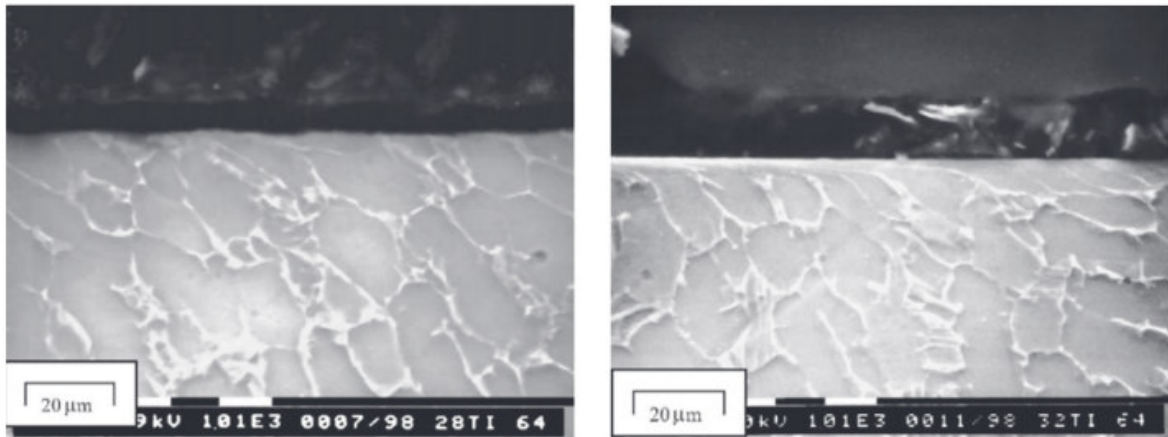
Il est intéressant de noter que le grenaillage qui est utilisé pour améliorer les propriétés en fatigue par l'ajout de contraintes résiduelles de compressions a tendance à augmenter la rugosité de la surface en même temps. Il faut donc faire attention que le gain effectué par les contraintes résiduelles ne soit pas plus important que la perte liée à la rugosité.

### **2.3.3. Influence des modifications de microstructure**

Plusieurs auteurs ont mis en avant les modifications de microstructure lors de procédés de fabrication ou de traitements de surface sur des TA6V. Les modifications de microstructure provoquées par des usinages mécaniques ont été étudiées par de nombreux auteurs. Ils ont ainsi montré l'orientation de la microstructure par de fortes sollicitations thermomécaniques dans les zones proches de la surface ([Cellier2013], [Che-haron2005], [Pan2017] et [Puerta2010]).



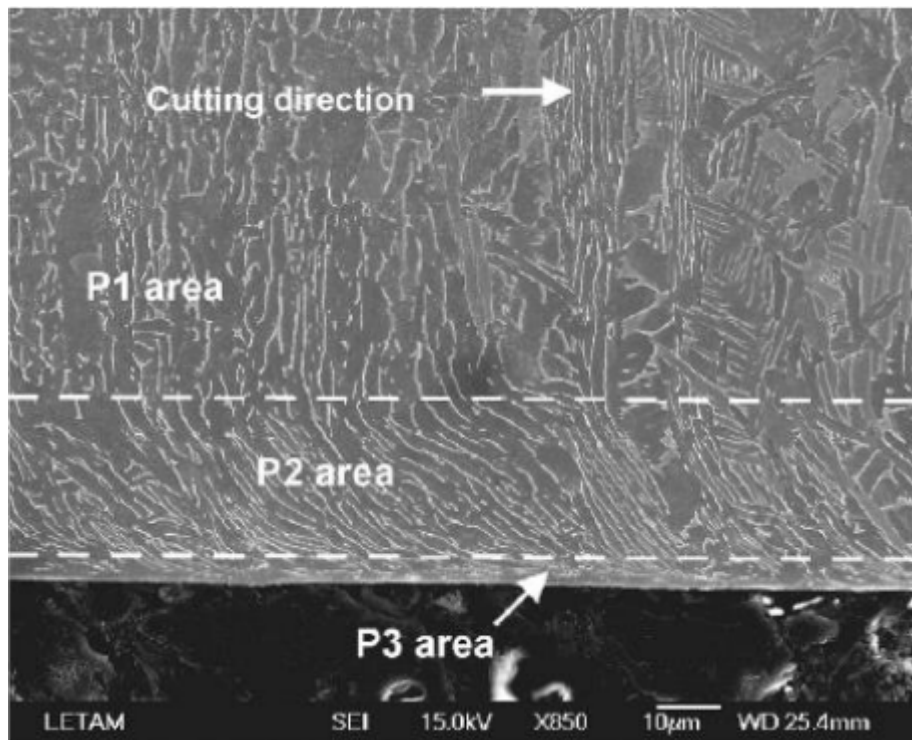
Cette orientation, généralement observé à partir de l'alignement des phases  $\beta$  peut dépendre de l'outil utilisé (Figure I-13) et d'autres paramètres comme la vitesse de coupe, la profondeur de passe et l'usure de l'outil.



**Figure I-13 : Surface usinée par deux outils différents : orientation de la microstructure proche de la surface usinée [Pan2017]**

Les zones affectées par l'usinage peuvent être séparées en plusieurs zones (Figure I-14) :

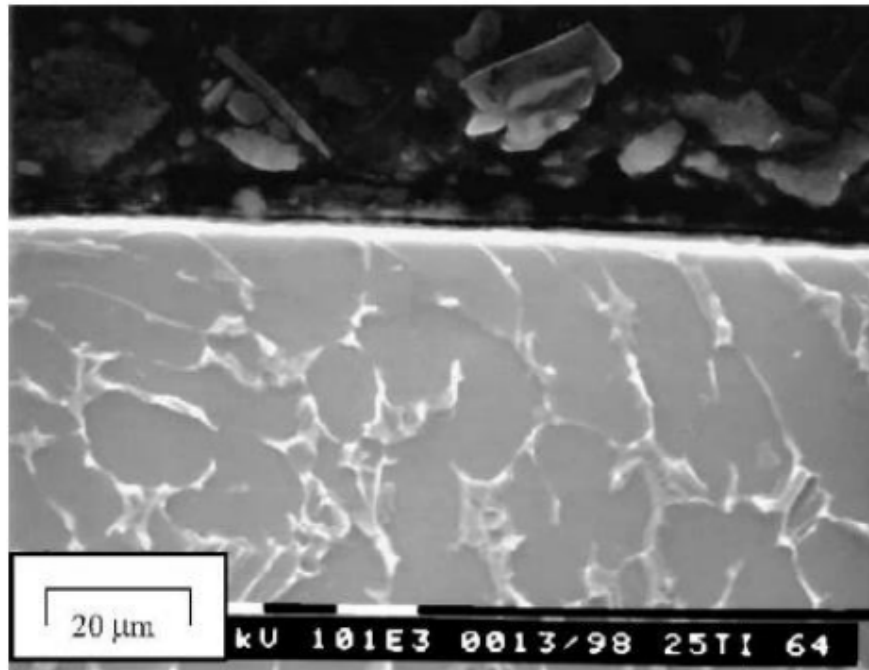
- ▶ Une zone loin de la surface usinée non affectée par l'usinage (P1)
- ▶ Une zone où les grains  $\beta$  s'alignent dans la direction de l'usinage (P2) (entre 5 et 60  $\mu\text{m}$ )
- ▶ Une zone juste sous la surface usinée (P3) possédant des grains beaucoup plus fins que le reste de la microstructure et parallèles à la surface usinée (entre 1 et 5  $\mu\text{m}$ )



**Figure I-14 : Microstructure modifiée par la surface usinée d'un TA6V : 3 zones distinctes [Puerta2010]**

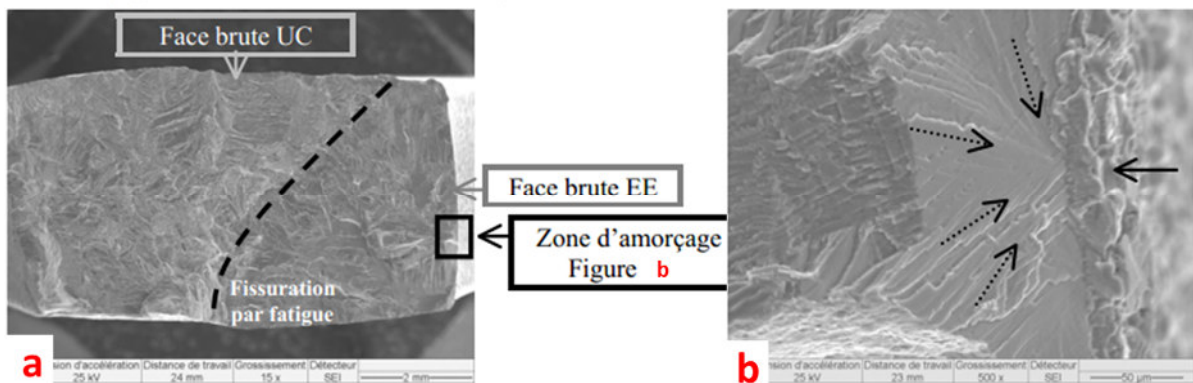
Cette dernière zone (P3) très déformée plastiquement est parfois observée sous la forme d'un liseris blanc (Figure II-16) et appelée « couche blanche ». Sa formation peut être expliquée par des

contraintes mécaniques fortes (écrouissage) et à un échauffement local suivi d'un refroidissement rapide. D'après la bibliographie, cette couche est très dure mais aussi fragile et faciliterait donc l'apparition de fissures.



**Figure I-15 : Couche blanche observée sur la surface d'un TA6V [Che-haron2005]**

Il est aussi intéressant de citer que ces modifications ne sont pas limitées aux usinages mécaniques. D'autres types d'usinages comme l'électroérosion peuvent provoquer des zones affectées par le procédé engendrant des amorçages entre le matériau affecté par le procédé et le matériau « sain » (non affecté) cf Figure I-16.

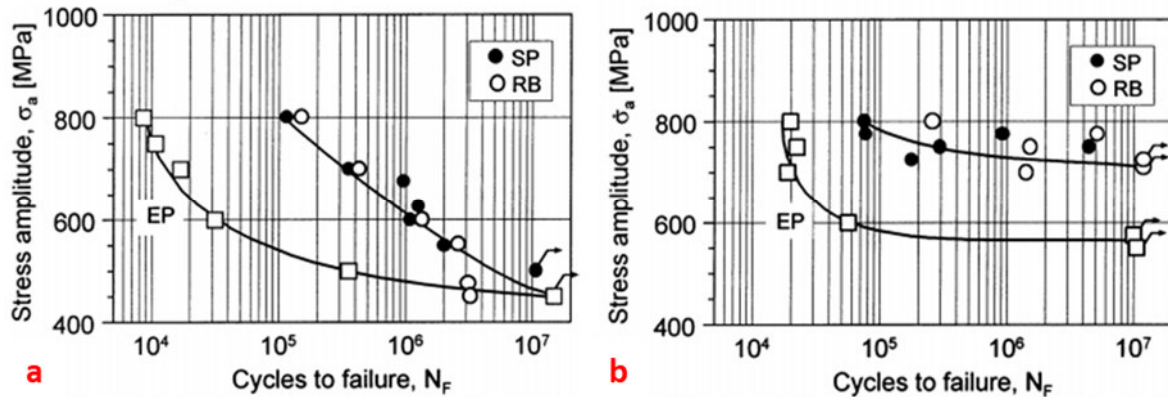


**Figure I-16 : Amorçage en fatigue d'une éprouvette de TA6V moulé à la limite entre « matériau sain » et matériau affecté par le procédé d'électroérosion [Leopold2011]**

### 2.3.4. Modifications de la tenue en fatigue provoquées par la préparation de surface

Les contraintes résiduelles, la rugosité et les modifications de microstructures peuvent provoquer des changements importants de comportement du matériau vis-à-vis de la fatigue. Nous pouvons notamment citer l'étude de [Wagner1999] sur un alliage de titane  $\alpha+\beta$ .

La Figure I-17 illustre bien l'importance des traitements de surface après usinage. Un état poli « brut » (EP) a été comparé à ce même état après une étape de grenaillage (SP) ou de galetage (RB). Les traitements de surface permettent d'augmenter sensiblement la tenue en fatigue du matériau que ce soit dans le domaine des courtes ou des longues durées de vie. Nous pouvons voir que des traitements thermiques différents avant l'usinage des éprouvettes peuvent aussi fortement affecter le résultat des traitements de surface (peu de gain sur la limite de fatigue dans le cas du traitement (a) et environ 27% de gain pour le cas (b))



**Figure I-17 : Effets de traitements mécaniques de surface sur la tenue en fatigue de deux Ti-6Al-7Nb, refroidis à l'air (a) ou à l'eau (b). Eprouvettes formées par polissage électrolytique (EP) puis grenaillée (SP) ou galetée (RB) [Wagner1999]**

Ces différents cas observés montrent que l'état de surface est un élément très important de la tenue en fatigue des alliages de titanes. Afin de définir correctement les essais, il est donc nécessaire de porter une attention particulière aux 3 éléments définissant un état de surface (contraintes résiduelles, rugosité et microstructure locale).

## 2.4. Effets de fréquence

La fréquence des sollicitations est aussi un paramètre à prendre en compte dans la résistance à la fatigue des métaux. Ainsi, [Henaff2005] énonce 3 causes aux évolutions de la limite de fatigue selon la fréquence de sollicitation :

- Vitesse de sollicitation (effet de viscosité)

Mécanismes de déformation cyclique

- Echanges physico-chimiques des fissures avec le milieu ambiant (effet d'environnement)

Plusieurs études ont été menées ([Li2016], [Morrissey1997], [Morrissey1999], [Papakyriacou2001], [Ritchie1999] et [Takeuchi2008]) sur des alliages de titane afin d'étudier les effets de fréquence sur le comportement en fatigue à grand nombre de cycles. Ainsi, [Ritchie1999] a montré (Figure I-18) que la fréquence modifiait très peu la propagation des fissures sur un large intervalle de fréquence (50 à 1000 Hz pour un rapport de charge  $R=0,1$ ). Les études de [Wanhill1974] et [Dawson1974] permettent d'étendre cet intervalle vers les basses fréquences (0,1 Hz). Il est particulièrement intéressant de s'apercevoir que les valeurs proches du seuil de fissuration (donc pour des faibles vitesses de propagation) ne sont pas non plus affectées par les effets de fréquence.



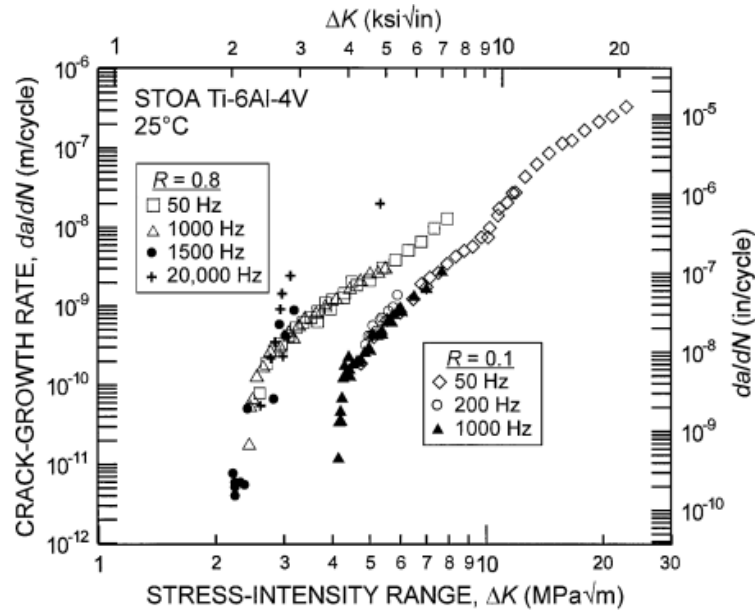


Figure I-18 : Effet de fréquence de sollicitation sur la propagation de fissures dans le TA6V [Ritchie1999]

D'autres études se sont intéressées à la durée de vie totale. Nous pouvons ainsi présenter les travaux de [Takeuchi2008] sur la Figure I-19 qui ont mis en évidence que les effets de fréquence étaient négligeables sur la tenue en fatigue d'un TA6V dans les cas d'amorçage internes et d'amorçages à partir d'entailles sur une plage de fréquence de 120 Hz à 20 KHz. Par contre les effets ne sont plus négligeables dans le cas d'un amorçage en surface pour des éprouvettes lisses (b). Les différences pouvant avoisiner les 20% sur la limite de fatigue.

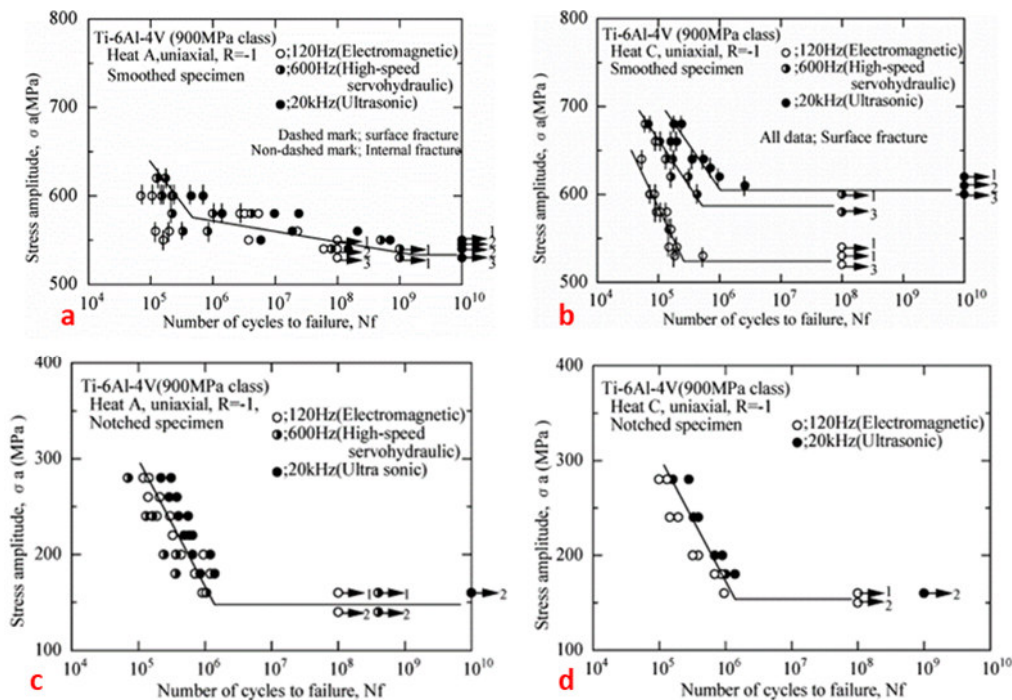


Figure I-19 : Effets de fréquence sur la tenue en fatigue à grand nombre de cycles d'éprouvettes lisses amorçant en interne (a), sur la surface lisse (b) et d'éprouvettes entaillées (c) et (d) [Takeuchi2008]

Dans une autre étude, [Morrissey1997] a mis en évidence une différence d'environ 10% sur la limite de fatigue à  $R=0,1$  pour  $N=10^7$  cycles entre des fréquences de 70 Hz et 400 Hz. [Li2015] a montré l'absence d'effets de fréquence sur un Ti17 entre un essai à 50 Hz et un essai à 20 kHz et enfin

[Papakyriacou2001] a étudié et montré la similitude des résultats de fatigue obtenus sur un Ti-6Al-7Nb à 100 Hz et 20 KHz et [Janeček2015] sur un TA6V entre 30 et 20 000 Hz sur des amorçages en surface ou sub-surface.

En résumé, la bibliographie semble mettre en avant une relativement bonne stabilité du titane vis-à-vis des effets de fréquence sur un large spectre de fréquence dans le domaine de la fatigue à grand nombre de cycles et à l'ambiante. La phase de propagation de fissure semble être insensible à la fréquence de 0,1 à 1000 Hz. Il faut néanmoins garder à l'esprit qu'il semble exister une influence sur la durée de vie en amorçage dans le cas d'amorçage en surface sur des éprouvettes lisses dans certaines études.

## 2.5. Effet de la charge moyenne

[Bellecave2015] a fait une revue bibliographique de nombreux résultats d'essai de fatigue en traction-traction et traction-compression pour des rapports de charge variant de -1 à 0,8. Ces résultats ont été produits à partir d'essais sur éprouvettes lisses de TA6V à température ambiante. Le Tableau I-2 répertorie les données bibliographiques utilisées lors de son étude. On peut s'apercevoir que pour un même alliage, les données microstructurales (tailles des grains  $\alpha_1$  et pourcentage de la phase  $\alpha_1$ ) sont très différentes d'une étude à l'autre. Il est donc important de noter que les études ont été faites à partir de matériaux différents (même s'il s'agit du même alliage). [Bellecave2015] a ensuite utilisé les différents essais à  $R=0,1$  et  $R=-1$  en les plaçant sur une courbe SN (Figure I-20). Il a ainsi mis en évidence que malgré les différences de matériau, les résultats d'essai sont assez proche les uns des autres. Il a donc obtenu une limite de fatigue moyenne à  $10^6$  cycles pour les 2 rapports de charges. Il a aussi mis en évidence que la grande majorité des essais pouvaient être contenus dans une incertitude de  $\pm 20\%$  en contrainte. Nous utiliserons régulièrement les données produites par cette revue bibliographique dans la suite de l'étude.

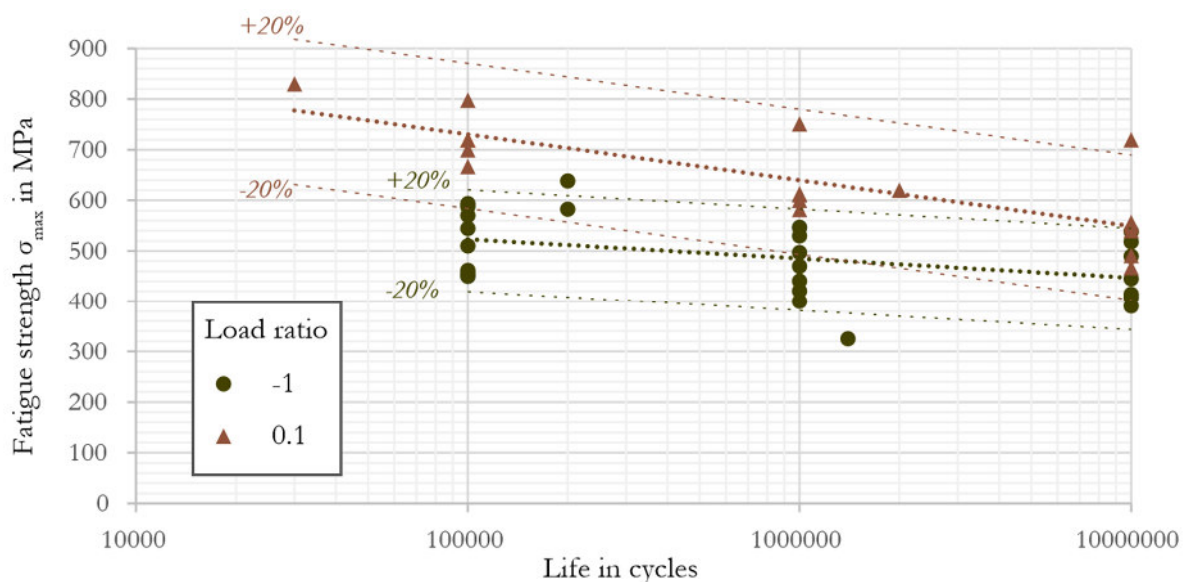


Figure I-20 : Courbes SN d'alliages de TA6V provenant de résultats de la bibliographie [Bellecave2015]

## Chapitre I Bibliographie

| Référence     | Ratio of $\alpha_1$ –grain in % | Average size of $\alpha_1$ -grain in $\mu\text{m}$ | Frequency in Hz | Stress ratio | HCF fatigue limit $\sigma_{\text{max}}$ (MPa) for $N_0=10^5$ cycles | HCF fatigue limit $\sigma_{\text{max}}$ (MPa) for $N_0=10^6$ cycles | HCF fatigue limit $\sigma_{\text{max}}$ (MPa) for $N_0=10^7$ cycles |
|---------------|---------------------------------|----------------------------------------------------|-----------------|--------------|---------------------------------------------------------------------|---------------------------------------------------------------------|---------------------------------------------------------------------|
| [Nalla2002]   | 64                              | 20                                                 | 25              | 0,1          | 700                                                                 | 600                                                                 | 540                                                                 |
|               |                                 |                                                    |                 | 0,5          | 850                                                                 | 780                                                                 | 640                                                                 |
| [Zuo2008a]    | 55                              | 10                                                 | 20.000          | -1           |                                                                     | 546                                                                 | 518                                                                 |
| [Nagai1993]   |                                 | 4                                                  | 20              | 0,01         | 800                                                                 | 720                                                                 | 640                                                                 |
|               |                                 | 4                                                  |                 | 0,01         | 800                                                                 | 720                                                                 | 690                                                                 |
|               |                                 | 2,8                                                |                 | 0,01         | 800                                                                 | 740                                                                 | 720                                                                 |
|               |                                 |                                                    |                 | -1           | 588                                                                 | 547                                                                 | 539                                                                 |
| [Peters1984]  |                                 | 6                                                  | 80              | -1           | 710                                                                 | 675                                                                 | 675                                                                 |
| [Bellows1999] | 60                              | 13                                                 | 60              | -1           | 450                                                                 | 400                                                                 | 390                                                                 |
|               |                                 |                                                    |                 | 0,1          | 667                                                                 | 611                                                                 | 556                                                                 |
|               |                                 |                                                    |                 | 0,5          | 860                                                                 | 800                                                                 | 640                                                                 |
|               |                                 |                                                    |                 | 0,8          | 950                                                                 | 920                                                                 | 900                                                                 |
| [Hines1999]   | 35                              | 7,5                                                | 90              | -1           | 545                                                                 | 470                                                                 | 445                                                                 |
| [Ivanova2002] | 60,5                            | 8                                                  | 30              | 0,1          |                                                                     |                                                                     | 467                                                                 |
|               |                                 | 24,8                                               | 8,5             |              | 830<br>( $3.10^4$ )                                                 | 620( $2.10^6$ )                                                     | 550                                                                 |
| [Nalla2003]   | 64                              | 20                                                 | 5               | -1           | 450                                                                 |                                                                     |                                                                     |
| [Zuo2008b]    | 55                              | 10                                                 | 25              | -1           | 570                                                                 | 530                                                                 |                                                                     |
| [Inanova1999] | 60,5                            | 8                                                  | 30              | -1           | 462                                                                 | 441                                                                 | 414                                                                 |
|               | 24,8                            | 8,5                                                |                 |              | 455                                                                 | 421                                                                 | 407                                                                 |
|               | 28,7                            | 5,5                                                |                 |              | 510                                                                 | 497                                                                 | 490                                                                 |
|               | 60,5                            | 8                                                  |                 | 0,1          | 720                                                                 | 582                                                                 | 491                                                                 |
|               | 24,8                            | 8,5                                                |                 |              | 720                                                                 | 613                                                                 | 551                                                                 |
|               | 28,7                            | 5,5                                                |                 |              | 798                                                                 | 751                                                                 | 720                                                                 |
| [Lanning2005] |                                 |                                                    |                 | -1           |                                                                     | 482                                                                 |                                                                     |
|               |                                 |                                                    |                 | 0,1          |                                                                     | 591                                                                 |                                                                     |
| [Araújo2007]  | 65                              | 5                                                  |                 | 0            |                                                                     | 596<br>( $1,4.10^6$ )                                               |                                                                     |
|               |                                 |                                                    |                 | -1           |                                                                     | 325<br>( $1,4.10^6$ )                                               |                                                                     |
| [Ferré2013]   | 60                              | 30                                                 |                 | -1           | 593,97                                                              |                                                                     |                                                                     |
| [Delahay2004] |                                 |                                                    |                 | -1           | 638<br>( $2.10^5$ )                                                 | 583<br>( $2.10^6$ )                                                 |                                                                     |

**Tableau I-2 : Revue bibliographiques des données d’essais de fatigue à l’ambiante effectués sur un TA6V à microstructure bimodale selon [Bellecave2015]**

À retenir

- ▶ Les états de surfaces sont un paramètre de premier ordre sur les limites d'endurance surtout pour les alliages de titane
- ▶ Peu d'effets de fréquence sur les essais à l'endurance sur des alliages de titane sauf dans certains cas observés sur éprouvettes lisses ayant un amorçage en surface
- ▶ Les effets de charge moyenne sont étudiés à partir de l'analyse de [bellecave2015]
  - ▶ 20% de dispersion observée entre différents TA6V

### 3. Effets d'entaille sur la fatigue à grand nombre de cycles

Un grand nombre d'auteurs se sont penchés sur les effets de concentrateurs de contraintes sur le comportement des matériaux sollicités en fatigue à grand nombre de cycles. Une approche courante est de travailler avec des éprouvettes entaillées. Ces essais sur entailles, bien que plus simple que les géométries de pièces industrielles, permettent l'étude de plusieurs facteurs importants dans la fatigue à grand nombre de cycles :

- ▶ Effets de gradient des contraintes
- ▶ Effet d'échelle
- ▶ Effet de plasticité locale
- ▶ Effet des contraintes résiduelles

Ces phénomènes étant présents sur les pièces industrielles, il est nécessaire de réussir à prévoir correctement leurs effets sur les limites de fatigue. C'est pourquoi, de nombreuses études visant à proposer des critères de fatigue fiables en présence de concentrations de contraintes utilisent une ou plusieurs géométries d'éprouvette entaillées afin d'identifier et/ ou de vérifier leurs critères.

#### 3.1. Effets de gradient

Les effets de gradient sur la limite de fatigue sont connus depuis longtemps. Différents modes de sollicitation peuvent engendrer des répartitions des contraintes avec des gradients différents. L'exemple le plus commun des effets de gradient est la différence de contrainte locale à la limite de fatigue entre les essais de traction-traction, de flexion rotative et de flexion plane. Ainsi, [Henaf2005] présente l'exemple de 3 modes de sollicitation pouvant induire les mêmes contraintes locales (Figure I-21) mais qui mènent à des limites de fatigue différentes (Tableau I-3). Ces différences sont souvent mises sur le compte des effets de gradient. En réalité, ces modes de sollicitation modifient aussi les volumes fortement sollicités. Il y a donc aussi un effet d'échelle.

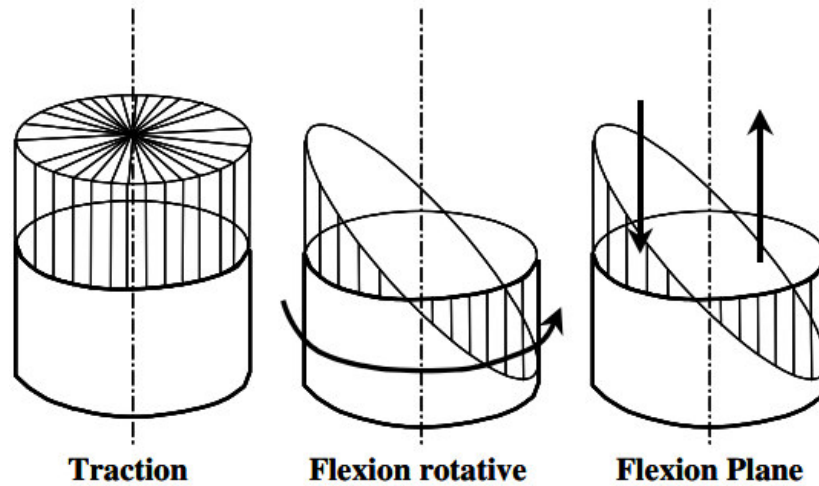


Figure I-21 : Répartitions des contraintes à un instant donné du cycle sur la section droite d'une éprouvette cylindrique de révolution sollicitée au même niveau de contrainte en traction, flexion rotative ou flexion plane [Henaff2005]

|                                       | Flexion plane | Traction / Compression | Torsion |
|---------------------------------------|---------------|------------------------|---------|
| $\times \sigma_D$ en flexion rotative | 1,05          | 0,9                    | 0,6     |

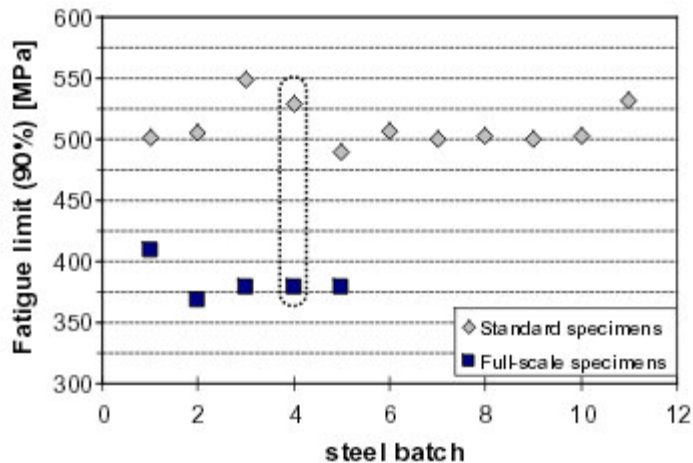
Tableau I-3 : Rapport entre différentes limites de fatigue pour différents modes de sollicitation par rapport à la flexion rotative [Henaff2005]

Ainsi, les gradients des contraintes améliorent généralement la résistance à la fatigue des métaux en limitant le volume fortement sollicité. Les effets de gradient sont donc étroitement liés aux effets d'échelles qui sont présentés ci-dessous.

Les effets de gradient sont un facteur omniprésent de la fatigue sur entaille. Les études pouvant porter sur des rayons de fond d'entaille très diverses (typiquement de quelques dizaines de  $\mu\text{m}$  à plusieurs mm), la gamme de gradient à prendre en compte sera elle aussi très large.

## 3.2. Effet d'échelle

L'effet d'échelle est un facteur bien connu mais souvent négligé sur la tenue en fatigue des métaux. Il s'illustre généralement par la diminution de la limite de fatigue lorsque le volume des pièces augmente (Figure I-22). Cette dépendance au volume est souvent expliquée par l'augmentation avec le volume de la probabilité de rencontrer un défaut critique dans le matériau qui permet d'amorcer une fissure puis de la propager pour des faibles contraintes.



**Figure I-22 : Etude de la limite de fatigue d'un acier pour des éprouvettes de laboratoire de 8 mm de diamètre (Standard specimens) et des pièces industrielles de 190 mm de diamètre (Full-scale specimens) [Beretta2005]**

Bien que négligé dans de nombreuses approches (cf partie 5), cet effet d'échelle peut être important dans le cas de la fatigue sur entailles. En effet, la concentration de contrainte en fond d'entaille fait que les volumes fortement sollicités sont extrêmement faibles pour des entailles très fines (faible rayon de fond d'entaille). Lorsque ces essais sont comparés à des essais sur éprouvettes lisses, les volumes fortement sollicités peuvent ne pas être du même ordre de grandeur et donc activer un effet d'échelle.

Il est aussi important de noter que les effets d'échelle sont souvent complémentaires à des effets de gradients. En effet, à part le cas précédent où le volume d'une pièce lisse est multiplié de façon importante, les effets d'échelles s'appliquent souvent à des pièces qui peuvent avoir un volume du même ordre de grandeur mais qui possèdent des concentrateurs de contraintes qui ne sont pas du même ordre. La concentration de contrainte la plus sévère mène alors souvent à un gradient des contraintes plus élevé et à un volume fortement sollicité plus faible.

### 3.3. Méthodes d'obtention d'une limite de fatigue

La bibliographie propose plusieurs méthodes afin de produire des limites de fatigue dans le domaine des grandes durées de vie. Trois d'entre-elles vont être présentées ici.

#### 3.3.1. Méthode de tracée de la courbe S-N

La méthode la plus évidente afin d'obtenir une limite de fatigue expérimentale pour un nombre de cycles donné est de tracer une courbe SN expérimentale aussi appelée diagramme de Wöhler (cf Figure I-23) L'obtention de points expérimentaux pour différents chargements et à différentes durées de vie permet de tracer une courbe moyenne. Il suffit alors de lire la contrainte à laquelle cette courbe croise la durée de vie souhaitée afin d'obtenir la résistance à la fatigue pour ce nombre de cycles. Dans l'exemple proposé, la limite de fatigue de cet acier serait de 250 MPa à  $10^6$  cycles.

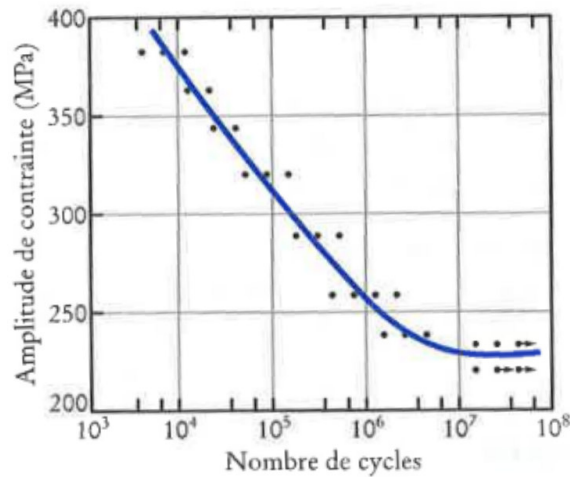


Figure I-23 : Courbe de Wöhler d'un acier doux, les points simples sont des points à rupture et ceux avec une flèche des points à non rupture [Bailon2000]

### 3.3.2. Méthode de l'escalier

La méthode de l'escalier est assez simple et bien décrite dans le recueil [Rabbe2000]. Elle permet l'obtention d'une limite de fatigue à un nombre de cycles donné avec une base expérimentale moins importante que la méthode précédente. La procédure à mettre en œuvre est la suivante :

- Avant essai, un niveau de chargement initial ( $\sigma_1$ ) pas trop éloigné de la limite de fatigue supposée à  $N_0$  cycles est choisi
- Avant essai, un pas d'échelonnement en contrainte entre 2 essais est choisi ( $d$ )
- La premier essai est effectué avec un chargement ( $\sigma_1$ ) et un arrêt d'essai à rupture ou à  $N_0$  cycles
- Si le nième essai mène à rupture, l'essai suivant est relancé avec un chargement ( $\sigma_{n+1}=\sigma_n-d$ ) à l'inverse si l'essai se termine par une non rupture à  $N_0$  cycles, le chargement suivant sera ( $\sigma_{n+1}=\sigma_n+d$ )
- Une fois toutes les éprouvettes testées, un diagramme comme celui présenté sur la Figure I-24 est obtenu (ici  $d=20$  MPa)

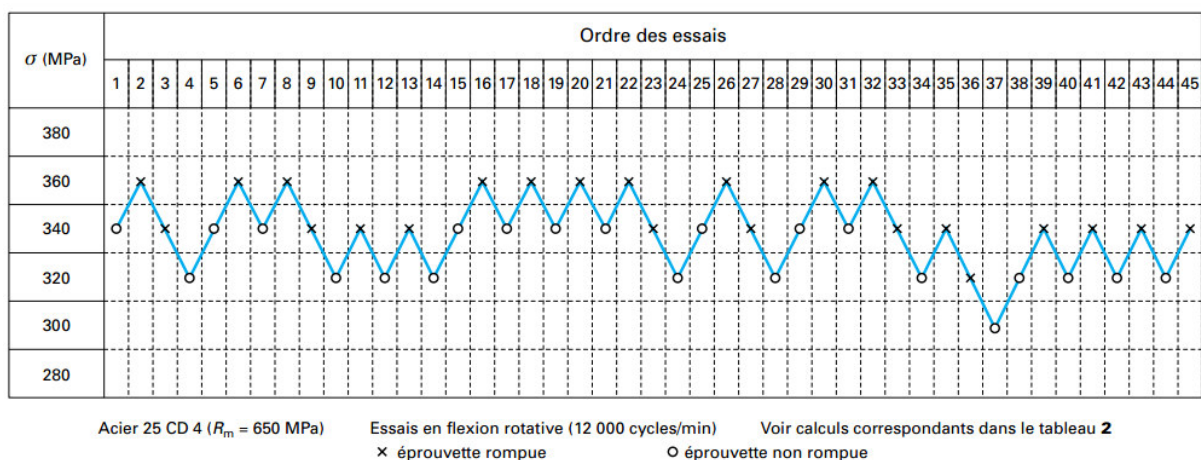


Figure I-24 : Exemple de détermination de la limite de fatigue médiane à  $N$  cycles par la méthode de l'escalier [Rabbe2000]



L'estimation de la limite de fatigue à  $N_0$  cycles peut s'effectuer de la manière suivante :

- ▶ Seul l'évènement qui a été le moins présent est utilisé (rupture ou non rupture). Ceci afin d'éviter un effet du choix d'une contrainte initiale trop éloignée de la limite de fatigue
- ▶ Chaque niveau de contrainte est numéroté (notons les  $S_i$ ) à partir de 0 pour le niveau le plus faible de l'évènement considéré
- ▶ Le nombre de fois que l'évènement choisi a été obtenu à un niveau de chargement  $i$  est noté  $n_i$
- ▶ La formule ( I.4 ) est utilisée afin de définir la limite de fatigue. La valeur  $\pm 1/2$  représente  $+1/2$  si l'étude est faite à partir des essais à non rupture et un  $-1/2$  à partir des essais à rupture

$$\sigma_D = S_0 + d \left( \frac{\sum(i * n_i)}{\sum(n_i)} \pm \frac{1}{2} \right) \quad (\text{I.4})$$

Cette méthode permet de plus de calculer la dispersion des résultats. Ce calcul ne sera pas développé dans ce document.

### 3.3.3. Méthode par paliers

La méthode par paliers développée par [Prot1937] permet d'accélérer sensiblement l'obtention des limites de fatigue par rapport aux méthodes précédentes.

La méthode est souvent décrite comme suit afin d'obtenir une limite de fatigue à  $N_0$  cycles :

- ▶ Chargement sous la limite de fatigue pendant  $N_0$  cycles
- ▶ Augmentation de quelques pourcents (typiquement 5) de la charge appliquée à R constant puis on relance un essai à  $N_0$  cycles
- ▶ L'étape précédente est rééditée jusqu'à l'obtention d'une rupture avant  $N_0$  cycles au nième palier
- ▶ La formule ( I.5 ) est appliquée afin de définir la limite de fatigue de l'éprouvette à  $N_0$  cycles

$$\sigma_{DR}^{ta}(N_0) = \sigma_{n-1} + \frac{N}{N_0} \cdot (\sigma_n - \sigma_{n-1}) \quad (\text{I.5})$$

La procédure d'essai par paliers est illustrée sur la Figure I-25.

Cette méthode possède l'avantage de produire une limite de fatigue par éprouvette et permet donc de tester des éprouvettes difficilement reproductibles (usinages difficiles, défauts naturels, pièces couteuses, ...). 4 éprouvettes seraient suffisantes pour avoir une estimation assez précise de la limite de fatigue [Maxwell1999]. L'utilisation de cette méthode est néanmoins soumise à certaines limitations :

- ▶ Les paliers précédents sont supposés ne pas affecter le dernier palier, cela sous-entend de travailler uniquement aux alentours de la limite de fatigue du matériau et de faire l'hypothèse que l'endommagement et le durcissement cyclique est négligeable sous la limite de fatigue
- ▶ L'augmentation d'un palier à l'autre doit être suffisante pour que l'on puisse faire l'hypothèse que le palier précédent la rupture n'intervient pas. L'augmentation ne doit pas être trop importante non plus pour que l'équation ( I.5 ) donne un résultat précis



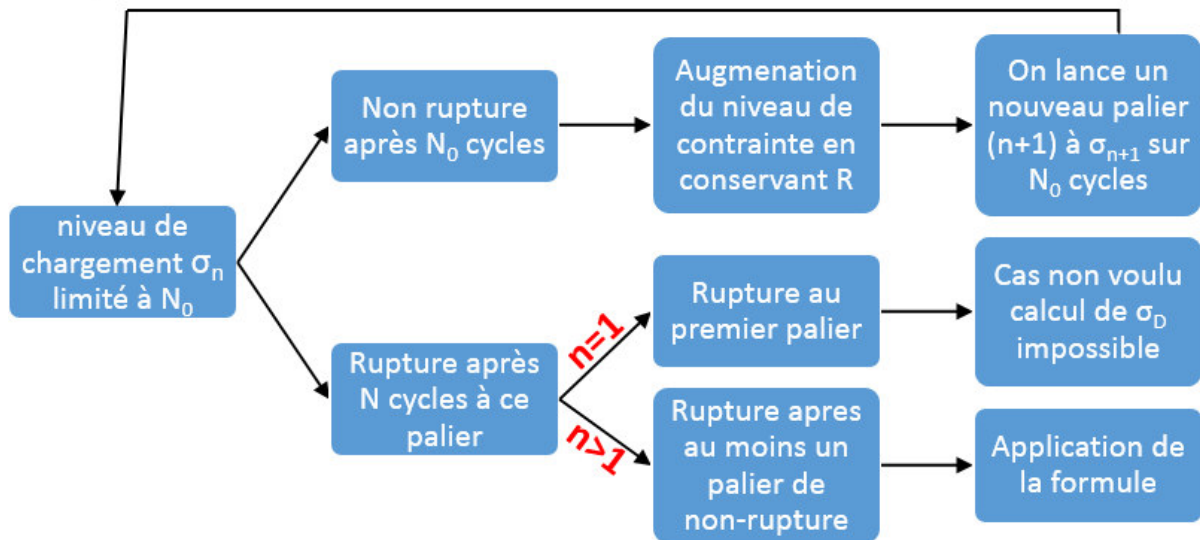


Figure I-25 : Illustration de la méthode par paliers

Différentes études ont validé l'utilisation de cette méthode sur du TA6V, citons notamment [Nicholas2002] et [bellows1999] qui ont démontré pour le TA6V l'équivalence de cette méthode par rapport à une méthode plus classique basée sur le tracé des courbe S-N (Figure I-26) et ce pour un nombre de paliers pouvant dépasser 10.

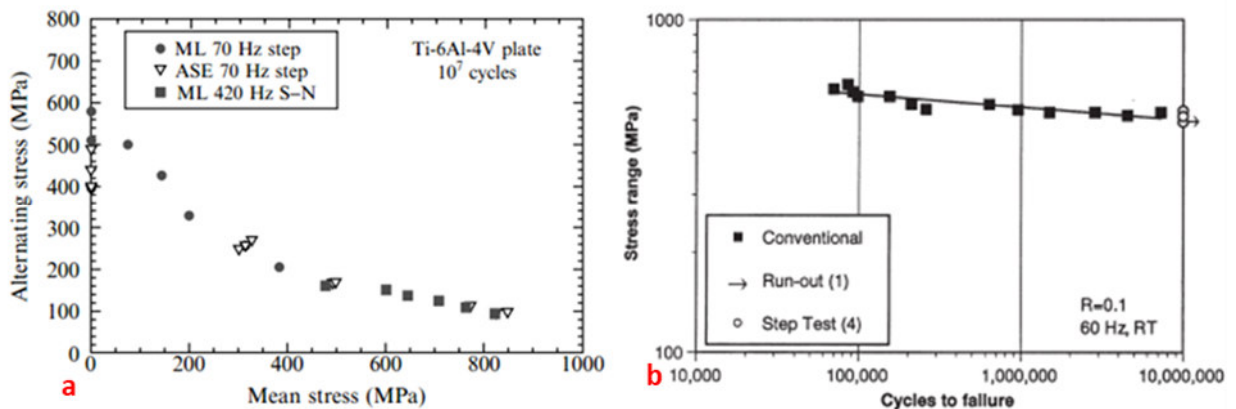


Figure I-26 : Non-influence de la méthode d'obtention des limites de fatigue d'un TA6V (a) [Nicholas2002], (b) [Bellows1999]

Enfin il est intéressant de mettre en avant que de nombreux travaux sur la fatigue en présence de concentrateurs de contraintes (naturels ou entailles) dans un alliage de titane s'appuient cette méthode ([Lin2014], [Lanning1999], [Lanning2005]). Nous citerons ici les travaux de [Haritos1999] (Figure II-26) qui a démontré que dans le cas du TA6V, cette méthode était précise en présence d'entailles à  $R=0,1$ .

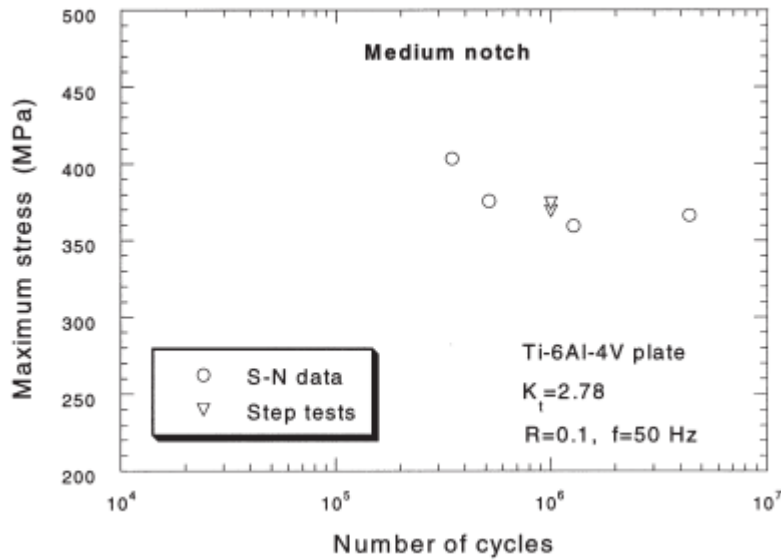


Figure I-27 : Non influence de la méthode d'obtention de la limite de fatigue d'une éprouvette entaillée en TA6V [Haritos1999]

Cette méthode sera utilisée tout au long de cette étude. Son application dans le cadre de l'étude sera plus détaillée dans la partie 2.2 du Chapitre III.

### 3.4. Fissures non propageantes

La bibliographie a aussi mis en évidence un phénomène de fissures non propageantes dans certains essais sur des entailles particulièrement sévères ([El-Haddad1979], [Sadananda1997], [Susmel2007], [Verreman2008]). Ce phénomène apparaît lorsque la sollicitation locale en fond d'entaille est assez importante pour générer des amorçages mais qu'une fois que la fissure aura commencé à propager, les sollicitations plus loin du fond d'entaille ne sont plus suffisantes pour faire propager la fissure.

L'apparition de ce phénomène est régulièrement reliée à l'augmentation de la concentration de contrainte comme l'illustre la Figure I-28. Passé une certaine concentration de contrainte, la courbe prévoyant le minimum de contrainte nécessaire pour amorcer une fissure passe sous la contrainte minimale nécessaire à la propagation des fissures. Il existe donc pour ces forts  $K_t$  un domaine dans lequel les fissures peuvent amorcer mais où la propagation des fissures n'est pas possible. Il s'agit du domaine des fissures non propageantes. Dans ce cas, l'apparition du domaine des fissures non propageantes s'accompagne donc d'un palier de limite de fatigue, les contraintes devant dépasser le seuil de propagation pour mener à la rupture totale.

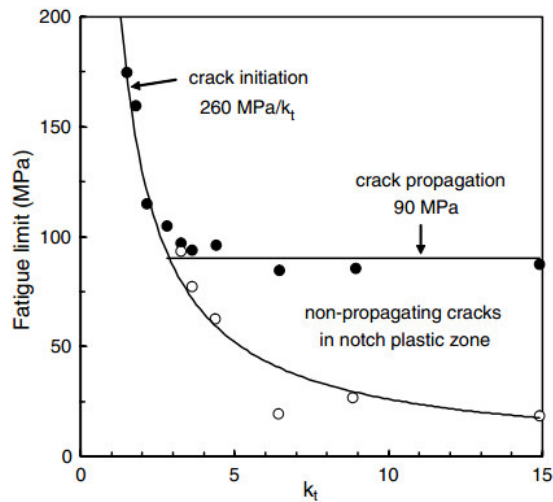


Figure I-28 : Effet du  $K_t$  sur la limite de fatigue et domaine d'existence des fissures non propageantes [Frost1959]

La plupart des auteurs mettent en avant l'incapacité des calculs des facteurs d'intensité de contraintes traditionnels élastiques afin de prévoir les fissures non propageantes. Les travaux de [El haddad1979] ont proposés une correction des calculs traditionnels en prenant en compte les effets plastiques en fond d'entaille. De nombreux auteurs ont repris ces travaux afin de prédire l'apparition des fissures non propageantes.

La Figure II-31 illustre les effets de la correction de [El haddad1979] sur le calcul du facteur d'intensité des contraintes. Ainsi, en présence d'un défaut sévère, le facteur d'intensité des contraintes commence par diminuer au fur et à mesure que la fissure grandit avant de reprendre une pente croissante. Dans le cas où la phase décroissante fasse passer la courbe en dessous de la valeur de  $\Delta K_{th}$ , la fissure n'a plus assez d'énergie pour se propager et s'arrête.

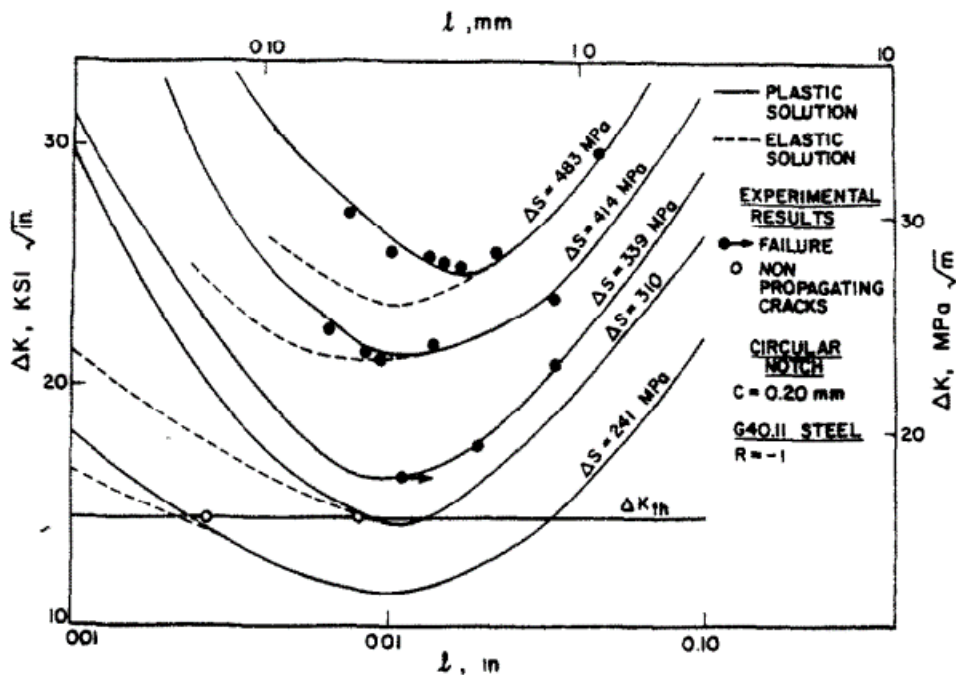


Figure I-29 : Prédiction de fissures non propageantes [El haddad 1979]

### À retenir

- ▶ Les effets de gradient sont généralement bénéfiques sur la résistance à la fatigue
- ▶ Les effets d'échelle peuvent intervenir entre deux pièces dont le volume sollicité est fortement différent, un plus grand volume a tendance à diminuer les limites de fatigue
- ▶ 3 méthodologies d'essais afin d'obtenir la limite de fatigue d'entailles ont été présentées :
  - ▶ Méthode du tracé de la courbe S-N
  - ▶ Méthode de l'escalier
  - ▶ Méthode par paliers (méthode accélérée qui permet de tester des éprouvettes avec des géométries ou des défauts difficiles à reproduire au prix d'une perte d'information sur la dispersion)
- ▶ Des entailles sévères (à forts  $K_t$ ) peuvent provoquer des fissures non propageantes
- ▶ L'apparition des FNP est souvent liée à une plastification du fond d'entaille

## 4. Fretting-fatigue

Les essais sur entailles de cette thèse seront comparés à des essais de fretting-fatigue issus des thèses de [Ferry2017] et [Bellecave2015]. Cette comparaison nécessite quelques notions de fretting. Ces notions seront développées dans cette partie. Cette partie fera donc une présentation succincte des essais de fretting-fatigue mais ne permettra pas d'appréhender la finesse de ces essais.

### 4.1. Définition du phénomène

Le phénomène de fretting intervient dès lors que 2 pièces sont en contact et qu'il existe des sollicitations sur l'une ou l'autre induisant des faibles déplacements relatifs entre les deux pièces. Ce phénomène est particulièrement présent dans les assemblages. Il est notamment rencontré dans les liaisons pieds d'aubes/disque de turbine (cf Figure I-30). Dans le cas des pieds d'aube, les forces centrifuges imposent une force de pression entre le disque et le pied d'aube. Les vibrations provoquées par les écoulements gazeux peuvent provoquer des chargements tangents à la surface induisant les déplacements relatifs responsables du phénomène de fretting-fatigue.

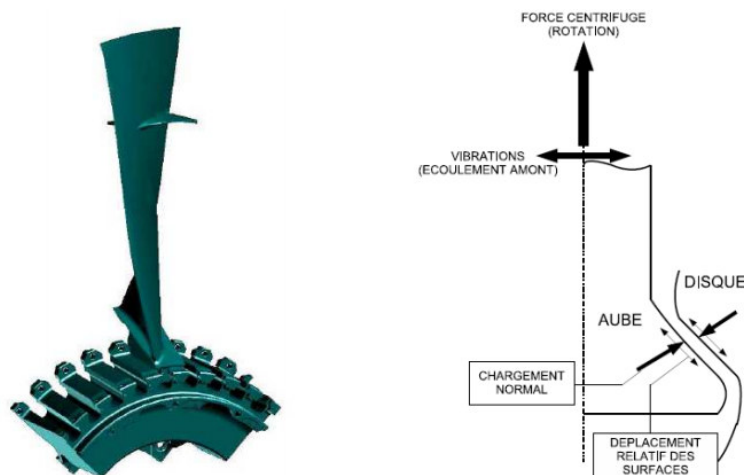


Figure I-30 : Phénomène de fretting-fatigue dans le cas de pied d'aube [Gallego2007]

En réalité, le terme fretting-fatigue reflète plusieurs types de phénomène selon les domaines de forces tangentielles et normales appliquées. La Figure I-31 introduit la différence entre les deux domaines principaux du fretting-fatigue. Lorsque les forces tangentielles sont assez faibles par rapport au chargement normal, la surface de contact sollicitée peut être séparée en 2 parties :

- Une partie qui reste collée à la pièce en contact
- Une partie qui glisse sur la pièce en contact

Les pièces sont alors dans un état de sollicitation en fretting appelé glissement partiel.

Lorsque les forces tangentielles augmentent, la surface collée entre les 2 pièces diminue. Lorsque cette surface devient nulle, les pièces sont en condition de glissement total.

Il est important de différencier ces 2 conditions de glissement car les phénomènes d'endommagement ne sont pas les mêmes dans les 2 cas. Ainsi, les pièces en condition de glissement partiel auront tendance à activer un mécanisme de fissuration alors que les pièces soumises à un glissement total auront tendance à subir une compétition entre un phénomène d'usure et un phénomène de fissuration.

En réalité, le phénomène d'usure peut exister dans des conditions de glissement partiel [Zhu2001], [Madge2007] mais peut être négligé [Fouvry2000], [Navarro2008], [Proudhon2006].

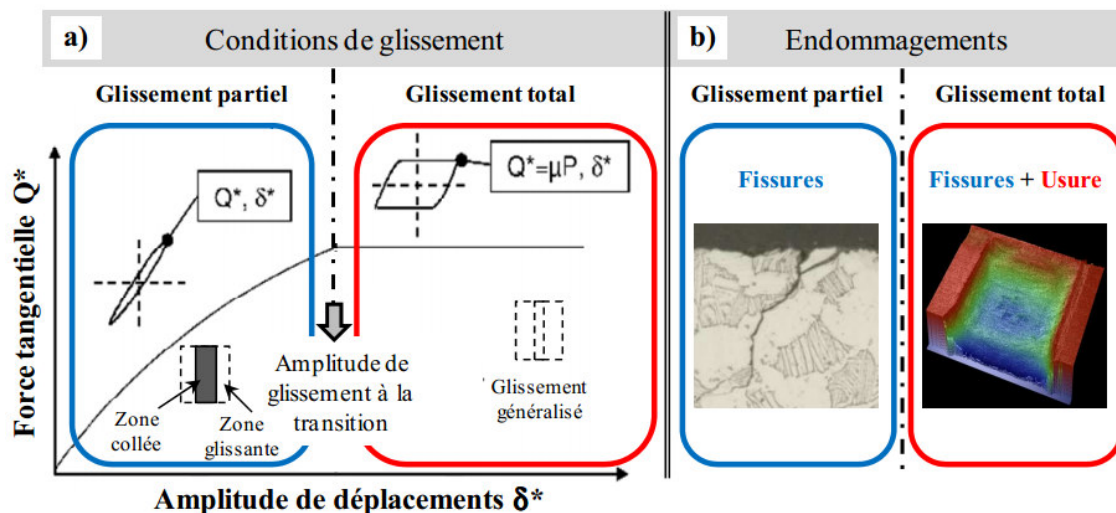


Figure I-31 : Deux domaines de fretting-fatigue, [Ferre2013]

Les éprouvettes entaillées ne pouvant subir des effets d'usure, il a été choisi de faire les essais de fretting-fatigue dans des cas de glissement partiel. Le glissement total ne sera donc pas présenté dans la suite de cette partie.

## 4.2. Essais de fretting-fatigue

Nous nous intéressons ici à des essais de fretting-fatigue effectués dans les travaux de [Bellecave2015] et [Ferry2017]. Ces essais sont des essais de fretting de type cylindre/plans. C'est-à-dire que le contact est modélisé par la pression de 2 pads cylindriques (dans la région du contact) sur une éprouvette de fretting plane. La Figure I-32 schématise le dispositif d'essais utilisé pour produire des données expérimentales qui seront comparées aux essais sur entailles de cette étude.

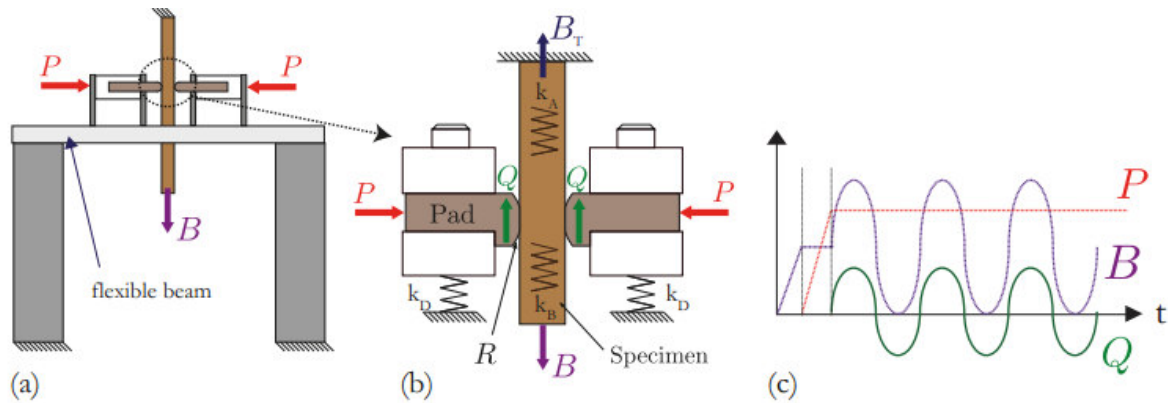


Figure I-32 : (a) schéma de la machine d'essais en fretting-fatigue (b) Forces appliquées lors d'un essai de fretting-fatigue (c) Diagramme des sollicitations cycliques [Bellecave2015]

Le chargement normal imposé ( $P$ ) induit une déformation à l'interface entre les pièces. Le contact cylindre plan devient alors surfacique au lieu de linéique comme l'illustre la Figure I-33.

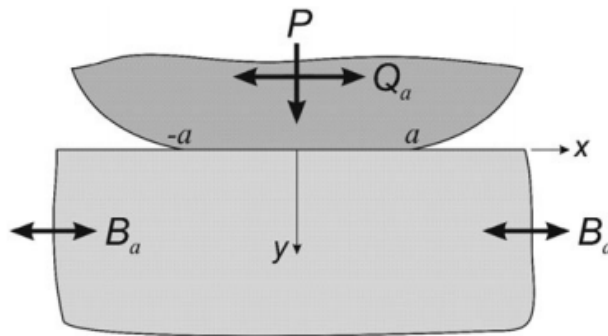
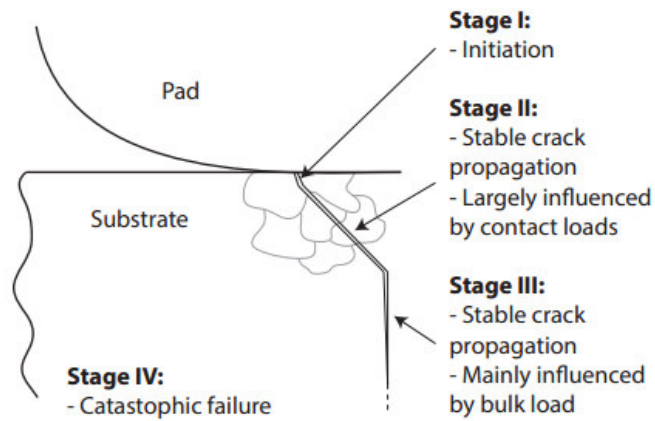


Figure I-33 : Schéma du contact entre les pads et l'éprouvette [Araújo2015]

### 4.3. Mécanismes d'endommagement

Les études de [Proudhon2007] ont montrés que ces essais engendraient des amorçages de fissures sur l'éprouvette dans la région où l'interface est parfois en condition de glissement et parfois en condition collée sur un cycle. C'est-à-dire sur la zone glissante présentée sur la Figure II-31. Parfois, il est considéré que c'est le bord du contact (noté  $a$  sur la Figure I-33) qui est le lieu des amorçages en fretting [Buckley1985], parfois le milieu de la zone glissante [Kuno1989]. Les retours d'expériences sont plus contrastés et montrent que l'ensemble de la zone glissante peut provoquer un amorçage et qu'il peut y avoir présence de multi amorçage.

La fissuration provoquée par un mécanisme de fretting-fatigue a été étudiée par plusieurs auteurs. Généralement, 4 phases distinctes peuvent être mises en avant (cf Figure I-34). Ces phases ont été étudiées plus en détail par [Proudhon2007] et [Asai2012]. Les angles que forment les fissures lors de ces différents stades par rapport à la normale à la surface libre ont notamment été étudiés (Figure II-35). Cette étude a montré que la phase d'amorçage était très inclinée par rapport à la normale ( $45^\circ$  en moyenne) à la surface mais aussi que les angles locaux pouvaient fortement différer pendant cette phase d'amorçage. Ces différences sont expliquées par une forte dépendance vis-à-vis de la microstructure locale. Il a été montré que cette première phase de fissuration subsistait sur une profondeur d'environ  $20 \mu\text{m}$ .



**Figure I-34 : Différents stades de fissuration en fretting-fatigue [Montebello]**

La seconde étape de fissuration provoque des angles de propagation beaucoup plus faibles (globalement entre  $10^\circ$  et  $30^\circ$ ). La fissure est aussi beaucoup plus stable et donc moins impactée par la microstructure. Cette phase peut se propager sur des profondeurs importantes (quelques centaines de  $\mu\text{m}$ ) avant de bifurquer sur la phase 3 qui correspond à un mécanisme de fissure longue.

Les études font l'analogie entre les phases I et II et une propagation en Mode II. La phase 3 de fissuration serait une phase de propagation en mode I.



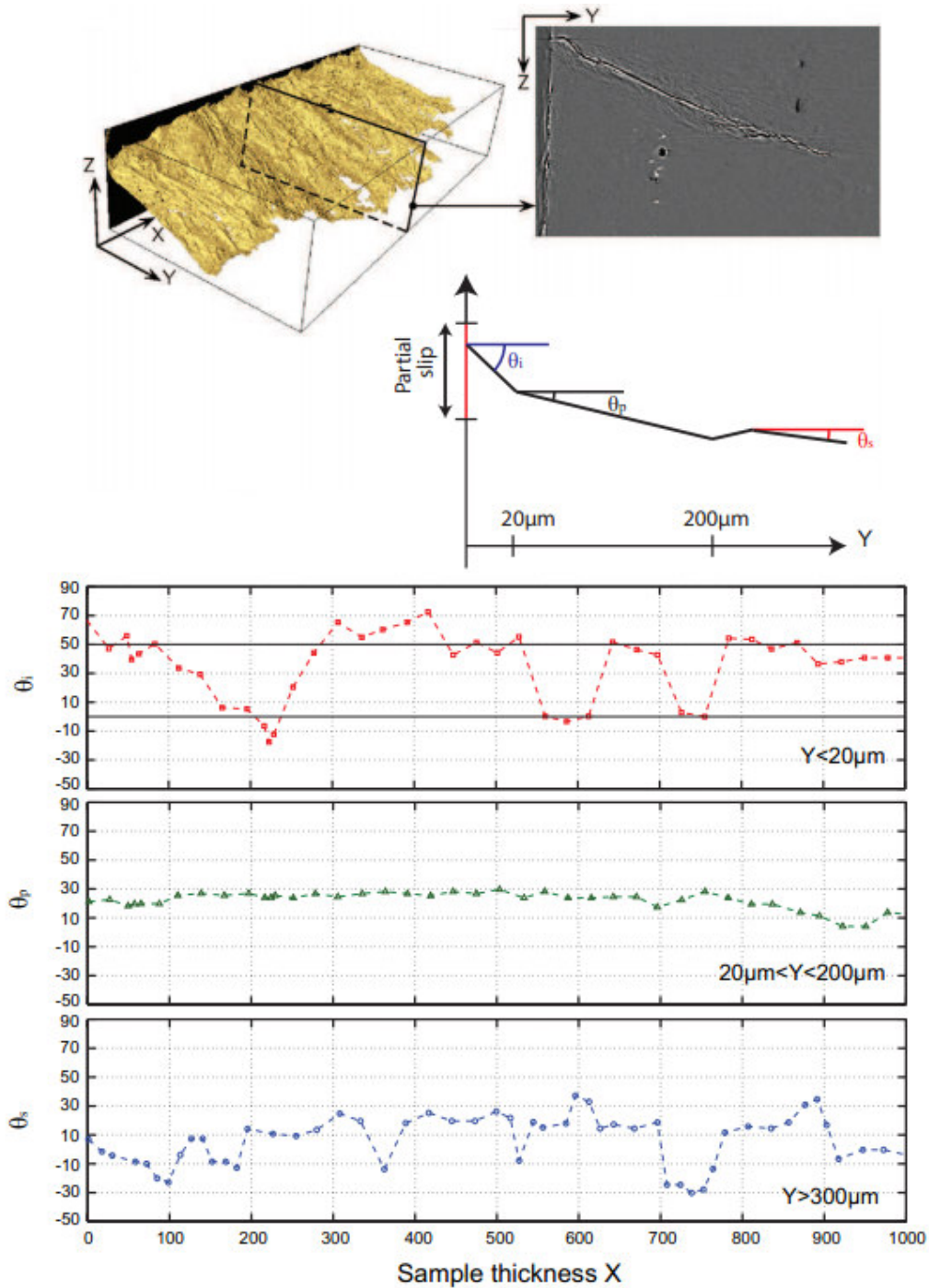


Figure I-35 : Etude des angles des différentes phases de la fissuration [Prouhdon2007]

En parallèle de ces phases de fissurations, de nombreux auteurs font état d'un nombre important de fissures non propageantes dans ce type d'essais [Asai2012]. Les conditions d'arrêts de ces fissures seraient créées par les gradients extrêmes présents proches de la surface de contact.

Enfin, l'étude des faciès de ruptures pour des éprouvettes de TA6V à microstructure bimodale sollicitées en fretting fatigue peuvent présenter du multi amorçage, un nombre important de rivière et du pseudo clivage proche des zones d'amorçage [Mall2004].



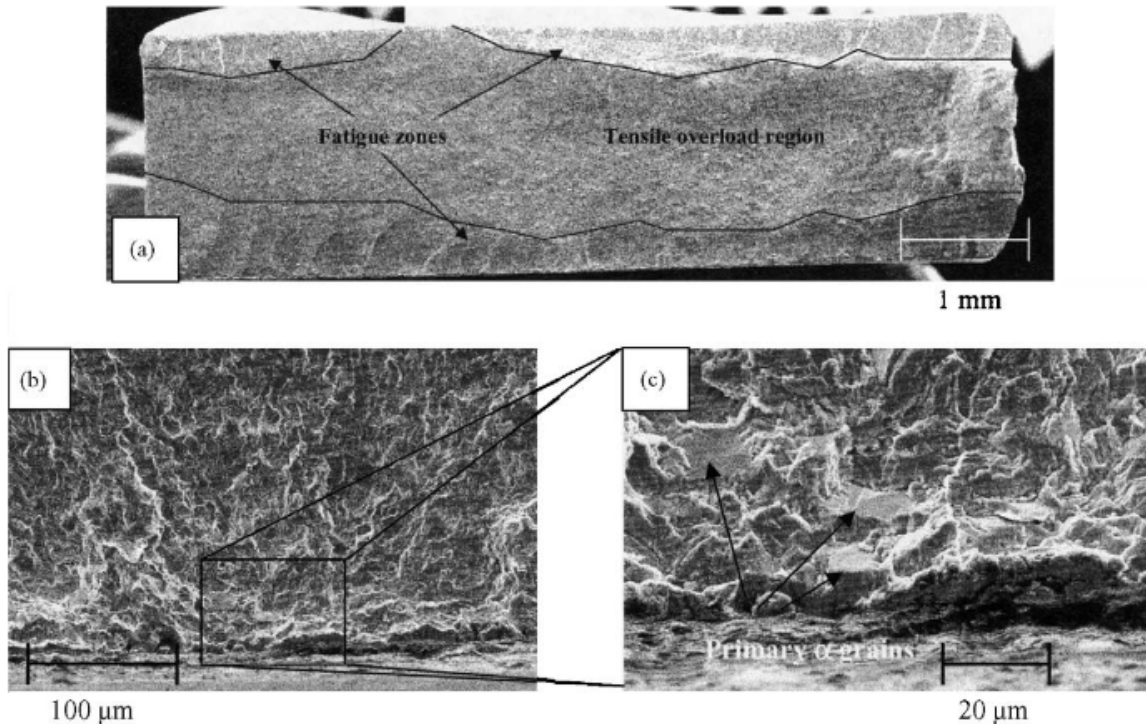


Figure I-36 : Facies de rupture d'un TA6V (microstructure bimodale) soumis à du fretting-fatigue [Mall2004]

## 4.4. Comparaison fretting/entailles

L'analogie entre fretting-fatigue et fatigue sur entailles n'est pas nouvelle et la bibliographie fait déjà état de plusieurs travaux sur le sujet ([Navarro2011], [Martins2007], [Vallellano2003], [Ciavarella2003], [Giannakopoulos2000], [Araújo2015]). Ces études s'appuient sur les différents paramètres importants de la fatigue sur entaille et du fretting-fatigue :

- ▶ Effet de forts gradients
- ▶ Effet d'échelle
- ▶ Présence potentielle de fissures non propageantes
- ▶ Mécanisme de pseudo-clivage proche de la zone d'amorçage
- ▶ La nécessité de faire appel à des méthodologies non locales pour prévoir les endommagements

Nous voyons bien ici que ces éléments sont les mêmes dans les deux cas. C'est pourquoi l'analogie a été rapidement faite entre les 2 phénomènes. Néanmoins, il faut souligner au moins deux éléments qui sont présents en fretting-fatigue et que la fatigue sur entaille ne peut pas reproduire :

- ▶ Une contrainte normale à la surface libre non nulle en surface
- ▶ Un endommagement par usure des surfaces (qui existe même s'il est souvent négligé)

Ces différentes études font l'analogie entre les deux phénomènes mais aucune n'a mené une comparaison complète de ces deux phénomènes en faisant des essais sur deux cas tests possédant des répartitions de contraintes similaires proche de la zone d'amorçage sur le même matériau.

Souvent, le gradient des contraintes locales n'est pas du même ordre entre les éprouvettes entaillées et les éprouvettes de fretting-fatigue. Comme l'illustre la Figure I-37, les gradients en fretting-fatigue sont souvent sous-estimés par les cas de comparaison en entaille. Au vu des travaux actuel, il paraît intéressant d'étayer l'analogie entre fatigue sur entaille et fretting-fatigue en proposant un cas test de chaque phénomène produisant des répartitions de contraintes proches.

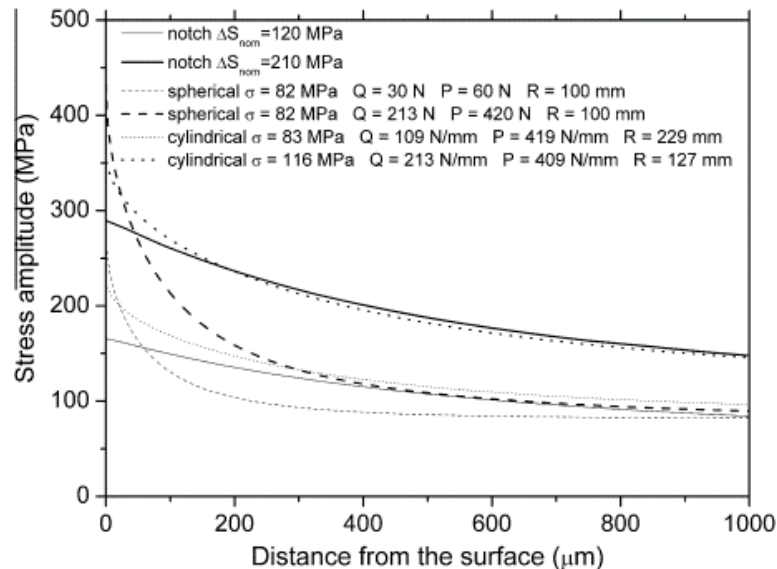


Figure I-37 : Comparaison des profils des contraintes élastiques pour des cas de fretting-fatigue et de fatigue sur entaille proche vis-à-vis de la répartition des contraintes [Navarro2011]

### À retenir

- Plusieurs modes existent en fretting-fatigue, nous nous intéressons au glissement partiel
  - Une partie des pièces reste collée l'une à l'autre et l'autre glisse
- Les amorçages ont lieux sur la surface de glissement
- Il existe 3 phases de fissurations en fretting-fatigue
  - Une phase très inclinée et fortement affectée par la microstructure (sur  $20 \mu\text{m}$ )
  - Une phase de propagation en mode mixte avec un angle de  $20$  à  $30^\circ$  (sur  $200 \mu\text{m}$ )
  - Une phase de propagation de fissure longue classique
- Le fretting-fatigue a déjà été comparé à de la fatigue sur entailles car ces 2 phénomènes mettent en jeu les mêmes éléments mais aucune campagne de tests produisant les deux types d'essais sur un cas comparable n'a été effectuée

## 5. Critères de fatigue

De nombreux chercheurs ont proposé des critères de fatigue afin de prédire par simulation la rupture des pièces mécaniques. Il existe énormément de critères différents, dépendant des effets qu'ils doivent prendre en compte. Dans le cas de la fatigue sur entailles, les effets de charge moyenne, de triaxialité des contraintes, de gradient et d'échelle sont à prendre en compte. Nous nous limiterons donc dans cette partie à présenter les critères permettant de prendre en compte ces paramètres.

## 5.1. Contraintes équivalentes

Une des premières approches afin de proposer un critère de fatigue a été de définir des valeurs équivalentes basées sur le tenseur des contraintes ou des déformations. Ce type de critère permet de prédire des effets de contrainte moyenne et de la triaxialité des contraintes mais pas les effets de gradient ou d'échelle. Néanmoins, leur étude est nécessaire car les critères non locaux capables de prendre en compte des effets de gradient sont souvent basés sur une de ces contraintes équivalentes.

### 5.1.1. Critère de Crossland

[Crossland1956] a été un des premiers à proposer un critère de fatigue basé sur une contrainte équivalente à partir d'essais sur lesquels il imposait une pression moyenne et une sollicitation alternée en torsion. Ce critère se base sur l'amplitude du second invariant des contraintes ( $J_{2,a}$ ) et sur le maximum sur un cycle du premier invariant ( $J_{1max}$ ). Comme l'illustre l'équation ( I.6 ).

$$\sigma_{cr} = \sqrt{J_{2,a}} + \alpha_{cr} \cdot J_{1max} < \beta_{cr} \quad (I.6)$$

Ce critère peut (entre autres) être identifié à partir de deux essais de fatigue uniaxiaux à 2 rapports de charge différents. Les équations ( I.7 ) et ( I.8 )présentent l'exemple d'une de ces identifications avec  $R=0,1$ .

$$\alpha_{cr} = \frac{\frac{\sigma_{D-1}^{ta}}{\sqrt{3}} - \frac{\sigma_{D0,1}^{ta}}{\sqrt{3}}}{\frac{2 \cdot \sigma_{D0,1}^{ta}}{2,7} - \frac{\sigma_{D-1}^{ta}}{3}} \quad (I.7)$$

$$\beta_{cr} = \frac{\sigma_{D-1}^{ta}}{\sqrt{3}} + \alpha_{cr} \cdot \frac{\sigma_{D-1}^{ta}}{3} \quad (I.8)$$

Du fait de sa simplicité d'identification et d'utilisation, ce critère est encore largement utilisé dans les dimensionnements de pièces en fatigue.

### 5.1.2. Critère de Sines

Le critère de Sines ([Sines1959]) est un critère du même type que le critère de Crossland. Il se base sur une contrainte équivalente qui diffère de Crossland par le terme statique. En effet, Sines estime que la contrainte moyenne sur un cycle du premier invariant du tenseur des contraintes est plus à même de prédire les ruptures en fatigue que le maximum de cette même valeur. Ainsi, la contrainte équivalente de Sines et le critère associé se définissent par l'équation ( I.9 ).

$$\sigma_{si} = \sqrt{J_{2,a}} + \alpha_{si} \cdot J_{1,m} < \beta_{si} \quad (I.9)$$

Ce critère est aussi simple que le critère de Crossland et presque autant utilisé.

### 5.1.3. Critère de Kakuno-Kawada

Un dernier critère basé sur une contrainte équivalente va être présenté dans cette partie. Il s'agit du critère de Kakuno-Kawada [Kakuno1979]. Ce critère est plus complexe que les précédents car il propose une dépendance du critère à la moyenne et à l'amplitude du premier invariant du tenseur des contraintes. Cette troisième dépendance rajoute un troisième paramètre à identifier. Ce critère nécessite donc un essai supplémentaire afin d'être identifié. L'équation de ce critère est présentée sur la formule ( I.10 ).

$$\sigma_{kk} = \sqrt{J_{2,a}} + \alpha_{kk} \cdot J_{1,m} + \gamma_{kk} \cdot J_{1,a} < \beta_{kk} \quad (I.10)$$

Dans la même famille des critères basés sur une contrainte équivalente, d'autres critères comme celui de [Vu2010] ont été créés afin de prendre en compte des effets supplémentaires. Dans le cas du critère de Vu, il s'agit de simuler correctement les chargements déphasés. L'étude actuelle ne rencontrant pas ces effets, nous n'avons pas eu besoin d'utiliser des critères plus complexes. Ils ne seront donc pas présentés.

## 5.2. Modèles de prise en compte des effets de gradient et d'échelle

Plusieurs fois dans cette étude, il a été fait mention de l'incapacité des critères purement locaux (type contrainte équivalente) à rendre compte des essais de fatigue en présence de forts gradients des contraintes. Ainsi, les essais sur entailles et les essais de fretting-fatigue nécessitent des critères plus élaborés prenant en compte des effets de gradient des contraintes voire d'effet d'échelle. Plusieurs de ces approches sont basées sur les contraintes équivalentes présentées ci-dessus. Une méthode de prise en compte des gradients des contraintes est ensuite ajoutée afin de définir un critère. Cette partie présentera 3 de ces approches

### 5.2.1. Approches par la théorie du gradient

Les approches du type théorie du gradient ont été développées par [Papadopoulos1996]. A l'origine, son critère se base sur la contrainte de Crossland qu'il modifie avec un terme de gradient. Ainsi, la formule ( I.11 ) présente le gradient du premier invariant du tenseur des contraintes défini dans ce critère : G. Le critère est quant à lui développé dans l'équation ( I.12 ).

$$G = \sqrt{\left(\frac{\partial J_{1max}}{\partial x}\right)^2 + \left(\frac{\partial J_{1max}}{\partial y}\right)^2 + \left(\frac{\partial J_{1max}}{\partial z}\right)^2} \quad (I.11)$$

$$\sqrt{J_{2,a}} + \alpha \cdot J_{1max} \cdot \left(1 - \beta \left\langle \frac{G}{J_{1max}} \right\rangle^n\right) < \gamma \quad (I.12)$$

On peut voir que ce critère demande deux paramètres de plus à identifier par rapport au critère de Crossland classique : n et  $\beta$ . D'après Papadopoulos, l'influence du gradient ne se ferait que sur  $J_{1max}$  et le gradient à prendre en compte est régi par une définition purement locale.

Il existe d'autres définitions pour décrire le gradient et d'autres auteurs préfèrent utiliser le gradient d'autres quantités mécaniques. Citons par exemple [Gadouini2007] qui définit le gradient des contraintes de Crossland en présence d'un défaut d'une certaine aire par la Figure I-38

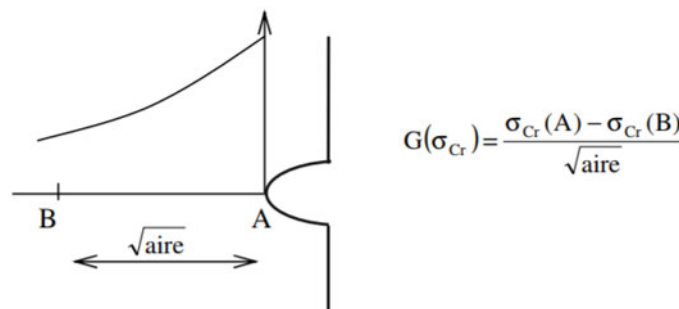


Figure I-38 Définition du gradient des contraintes de Crossland pour le critère de [Gadouini2007]

Le critère utilisé par Gadouini est ensuite défini par l'équation ( I.13 ). On peut voir sur cette équation que c'est l'ensemble de la contrainte de Crossland qui est impacté par le terme de gradient et que l'influence est définie comme linéaire (il n'y a plus le paramètre n).

$$\sigma_{ga} = \sigma_{cr} \cdot \left( 1 - b \cdot \left( \frac{G(\sigma_{cr})}{\sigma_{cr}} \right) \right) < \beta_{ga} \quad (\text{I.13})$$

Ce Type d'approche s'appuie sur le paramètre de [Murakami1994]  $\sqrt{aire}$  cette définition du gradient a l'avantage d'être un peu moins dépendante de ce qui se passe localement en fond de défaut mais a l'inconvénient de nécessiter la définition de défaut (qui est rarement automatique).

En résumé, de nombreux critères peuvent être décrits en utilisant la théorie du gradient. Ces critères différents selon 4 éléments :

- Définition du gradient
- Choix de la contrainte équivalente
- Choix de la contrainte dont on calcule le gradient
- Type d'influence du gradient sur le critère (influence linéaire ou à la puissance n)

Ce type d'approche permet donc de produire des critères prenant en compte les effets de gradient. Par contre, les effets d'échelles n'influent pas sur les prévisions du modèle.

### 5.2.2. Approches du type théorie de la distance critique

La théorie de la distance critique s'appuie sur les travaux récents de [Taylor2008] et [Susmel2008]. La base de cette théorie est la supposition que les amorçages ne sont pas seulement produits par un état de contrainte purement local mais qu'un petit volume autour du site d'amorçage participe à celui-ci. La théorie de la distance critique définit alors une longueur caractéristique L définie par l'équation ( I.14 ). Il est intéressant de souligner que Taylor propose 2 définitions différentes selon que l'on travaille sur des essais quasi-statiques ou des essais de fatigue.

$$L = \frac{1}{\pi} \cdot \left( \frac{K_c}{UTS} \right)^2 \text{ ou } L = \frac{1}{\pi} \cdot \left( \frac{\Delta K_{seuil}}{\sigma_D} \right)^2 \quad (\text{I.14})$$

Une fois cette fissure définie, il existe 4 méthodes différentes :

- Méthode du point

Le critère prévoit la rupture de l'éprouvette si la contrainte équivalente choisie dépasse une valeur seuil sur une distance supérieure à L/2

- Méthode de la ligne

Le critère prévoit la rupture de l'éprouvette si l'intégrale de la contrainte équivalente choisie sur une ligne de longueur 2L dépasse une valeur seuil

- Méthode de la fissure imaginaire

Le critère prévoit la rupture de l'éprouvette si les sollicitations sont suffisantes pour que la mécanique de la rupture prévoit une propagation d'une fissure (imaginaire) de longueur L

- Méthode de la mécanique des fissures finies [Taylor2005]

Ce critère est basé sur une énergie de type Griffith. Le critère prévoit la rupture de l'éprouvette s'il y a une quantité d'énergie suffisante pour propager une fissure sur une distance  $L$

Taylor souligne de plus que des méthodes d'intégrales sur des surfaces et des volumes ont été développées depuis et peuvent s'intégrer dans les critères de la théorie de la distance critique.

La méthode du point et de la ligne sont les plus utilisés dans les études du fait de leur simplicité. On peut notamment citer [Lanning2004] et [Yamashita2010] ayant travaillé sur des éprouvettes en TA6V entaillées en utilisant la théorie de la distance critique. Ces deux auteurs ont travaillé avec une autre définition de la distance critique. Ainsi, au lieu de la calculer à partir de la formule ( I.14 ). Ces auteurs ont pris  $L$  comme une variable classique à identifier sur leurs essais. Ils en sont venus à la conclusion que la théorie de la distance critique permettait de rendre compte correctement des essais sur des petites entailles quand les paramètres du critère sont identifiés sur des essais sur ce même domaine. Les différents essais afin d'avoir une longueur unique capable de prévoir les limites de fatigue d'éprouvettes sans défauts et d'éprouvettes avec des petites entailles se sont révéler inefficaces. La théorie de la distance critique semble donc être un outil puissant afin de prendre en compte les gradients des contraintes dans un domaine donné mais lorsque le domaine de gradient devient trop large (typiquement d'une éprouvette sans gradient à une éprouvette avec une entaille aigue), elle est mise en échec. Ce problème peut être provoqué par la non constance de  $L$  en fonction des chargements locaux mais aussi par la non prise en compte des effets d'échelle dans ce type d'approche.

### 5.2.3. Approches probabilistes

Enfin, un dernier type d'approche va être présenté ici. Il s'agit des approches probabilistes. Ces approches sont basées sur la théorie développée par [Weibull1939]. Cette théorie s'articule autour de l'hypothèse du maillon le plus faible et une répartition probabiliste des défauts dans le matériau. Les différents éléments importants derrière cette hypothèse sont listés ci-dessous :

- Une structure est vue comme un ensemble de maillons mésoscopiques liés ensemble
- La rupture d'un maillon entraîne la ruine de la structure entière
- Les probabilités de rupture de chaque maillon sont indépendantes

Pour le modèle, la probabilité de rupture d'un maillon est vu comme la probabilité pour un maillon soumis à une contrainte  $\sigma$  de posséder un défaut assez critique pour provoquer la rupture du maillon. Une fonction de distribution est utilisée afin de définir la probabilité de rupture d'un maillon en fonction de la contrainte appliquée. Plusieurs types de fonction de distribution existent comme le montre l'exemple des équations ( I.15 ). On y retrouve les probabilités de rupture de Weibull à 2 ou 3 paramètres. La seconde équation rajoute un seuil  $\sigma_0$  en dessous duquel la probabilité de rupture des maillons est nulle.

$$P_{rupture} = e^{-\ln 2 \cdot \left(\frac{\sigma}{\sigma_u}\right)^m} \text{ ou } P_{rupture} = e^{-\ln 2 \cdot \left(\frac{\sigma - \sigma_0}{\sigma_u}\right)^m} \quad (\text{I.15})$$

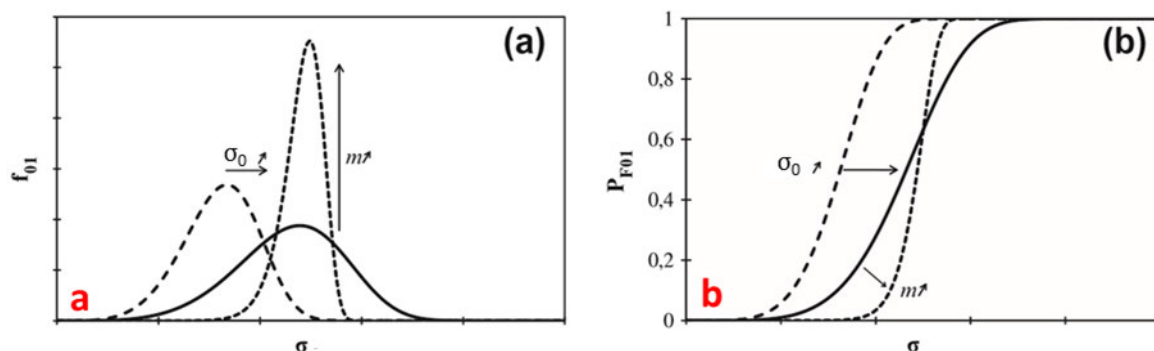
L'hypothèse de l'indépendance des différents maillons permet ensuite de calculer facilement la probabilité de survie de la structure : il s'agit de la probabilité que tous les maillons survivent :

$$p_{survie}^{structure} = \prod_{\text{tous les maillons}} 1 - p_{rupture}^{maillon} \quad (\text{I.16})$$

La connaissance de la répartition des contraintes d'une structure (ou d'une éprouvette) permet donc de calculer sa probabilité de survie.

Il est intéressant de noter que ce type d'approche peut être utilisé lorsque plusieurs mécanismes sont présents comme l'a montré [Pessard2013]. Il suffit alors de faire l'hypothèse que les différents modes de rupture sont indépendants et chaque maillon aura alors autant de probabilité de rupture que de mécanismes. Il suffit ensuite de calculer les probabilités de survie de la structure de chaque mécanisme par la formule ( I.16 ) puis de faire le produit de toutes ses probabilités. Cette approche permet donc de gérer simplement la présence de plusieurs mécanismes d'amorçage sur une structure. Par exemple la différence entre amorçage interne et amorçage en surface peut être faite. Néanmoins, cette démarche nécessite d'identifier les paramètres de la loi de probabilité de rupture pour chaque mécanisme ce qui peut être long.

Ces identifications sont généralement faites en utilisant des limites de fatigue et une dispersion expérimentale. Ainsi, le paramètre  $m$  des équations ( I.15 ). Est obtenu sur la base de la dispersion expérimentale comme le présente [Pessard2013] sur la Figure I-39. Et la  $\sigma_0$  à partir de la limite de fatigue (probabilité de rupture de 50 ou 63% selon les études).



**Figure I-39 : Effet du facteur de forme ( $m$ ) et de la contrainte seuil ( $\sigma_0$ ) de la loi de Weibull sur (a) la densité de probabilité de rupture et (b) la distribution des probabilités de rupture [Pessard2013]**

Ce type d'identification nécessite donc un grand nombre d'éprouvette du même type afin de définir proprement ces lois de distribution. D'autres auteurs comme [Lanning2003], utilisent l'effet d'échelle pour obtenir le paramètre de forme ( $m$ ). En effet, ce paramètre pilote à la fois la dispersion des essais mais aussi l'effet d'échelle qui est pris en compte dans le modèle. Ce type d'approche accélère sensiblement l'identification des paramètres vu que 2 limites de fatigue suffisent mais le choix des essais utilisés pour l'identification peut fortement modifier le paramètre de forme. (de 11 à 35 dans l'étude de [Lanning2003]).

Les critères probabilistes sont donc prometteurs. Ils sont simples (peu de paramètres à identifier) et sont capables de prédire des effets de gradient et des effets d'échelle via le paramètre de forme.

### À retenir

- Utilisation de contraintes équivalentes capable de prendre en charge les effets de charge moyenne et de triaxialité des contraintes
- 3 méthodes de prise en compte des effets de gradient ont été présenté
  - La théorie du gradient et la théorie de la distance critique permettent de créer une dépendance au gradient mais pas à l'effet d'échelle
  - Les critères probabilistes prennent en compte les effets de gradient et d'échelle

# Chapitre II.

## **Caractérisation des entailles : état de surface et état de contraintes**



# 1. Introduction

Dans le contexte du projet COGNAC , nous cherchons à reproduire des conditions de fretting-fatigue par des essais sur éprouvettes entaillées. Ce chapitre présente l'approche entreprise afin de maximiser la ressemblance entre les essais de fretting-fatigue et ceux sur entailles. Du fait de leur importance sur le comportement en fatigue, les 3 éléments suivants ont été considérés :

- ▶ Matériau
- ▶ Etat de surface
- ▶ Champs de contrainte

Les essais sont faits à température ambiante dans les 2 cas. Néanmoins, l'endommagement des surfaces en fretting fatigue peut provoquer un échauffement local et une modification de la surface des éprouvettes. Dans cette étude, nous n'avons pas accès à ces éléments. L'échauffement ainsi que le phénomène d'usure seront négligés (La partie 4 du Chapitre I justifie le fait de pouvoir négliger l'usure du matériau en condition de glissement partiel).

L'étude commencera par la caractérisation du matériau, par son historique thermique, ses propriétés mécaniques, sa microstructure et les modifications de celle-ci par la préparation de surface. Le choix du procédé de fabrication des entailles ainsi que de la géométrie de celles-ci sera ensuite abordé. Un effort particulier sera porté sur la caractérisation de l'état de surface correspondant à la méthode de fabrication des entailles. Les différents modèles de calculs par éléments finis seront ensuite présentés. Les résultats de ces calculs clôtureront ce chapitre avec la comparaison des champs mécaniques des différentes éprouvettes entaillées ou non, la modification de ces champs du fait des imprécisions géométriques du procédé d'usinage et enfin la comparaison des champs mécaniques entre fretting-fatigue et entaille. Ce chapitre pourra alors conclure sur la ressemblance entre les essais réalisés en fretting-fatigue et sur entailles.

## 2. Matériau de l'étude

### 2.1. Titane (TA6V) forgé provenant d'un disque FAN

Le matériau utilisé pour cette étude est un alliage de titane utilisé de façon courante dans le domaine aéronautique : le TA6V. Les généralités issues de la bibliographie sur cet alliage ont déjà été présentées (partie 1 ou Chapitre I). Cette partie mettra en avant les spécificités du matériau utilisé dans le cadre de cette étude.

Le matériau utilisé provient d'un disque FAN forgé. Le traitement thermique appliqué a été le suivant :

- ▶ 1 heure à 955°C
- ▶ Une trempe à l'eau
- ▶ Un recuit avec un refroidissement à l'air après 2H à 700°C

Les éléments présentés dans la partie 1.3 du Chapitre I supposent que l'on obtiendra une microstructure bimodale en faisant une trempe rapide à l'eau depuis le domaine  $\alpha+\beta$ . L'étape de recuit permettant quant à elle d'abaisser les contraintes internes dans le matériau.

La Figure II-1 présente 3 images successives de notre lot matière. Sur (a) et (b), le quart de disque duquel les blocs de matière sont extraits est présenté. À partir des blocs, des cylindres sont extraits. Le positionnement de cylindres dans le quart de disque est visible sur (b) et (c). Ce positionnement est tangentiel (cf. (a)). L'ensemble des opérations de découpe illustrées ici sont faites par un procédé d'électroérosion.



Figure II-1 : Extraction de cylindre provenant d'un quart de disque FAN en TA6V

Il est important de noter que notre partie de l'étude (sur les entailles) utilise une moitié de disque et que la partie en fretting-fatigue utilise la seconde moitié du même disque. Les éprouvettes des 2 études provenant du même disque, les différences liées au matériau devraient être limitées au minimum et seront négligées.

## 2.2. Données mécaniques

La partie 2.3 du Chapitre I a mis en avant que l'état de surface était un paramètre de premier ordre vis-à-vis du comportement en fatigue à grand nombre de cycles. Cet état de surface est communément défini à partir de 3 paramètres :

- Rugosité
- Modification locale de la microstructure
- Contraintes résiduelles

Cette thèse utilise un état de surface qui s'avère être très dommageable vis-à-vis de la fatigue à grand nombre de cycle pour le titane (rectifié sens transverse). Il sera présenté et justifié dans la partie 3 de ce chapitre. Du fait de son influence majeure sur la tenue en fatigue à grand nombre de cycles, il est nécessaire de quantifier cette influence de l'état de surface. Dans cette étude, un comparatif des différentes données utilisées provenant de notre lot matière, mais aussi de la bibliographie, sera donc présenté.

Ce travail commence par la présentation des 3 types de données et l'explication de leurs différences : les données de la bibliographie, le jeu de données « Matériau sain » et les données produites sur nos éprouvettes (COGNAC). Les limites d'endurance en fatigue à grand nombre de cycles seront analysées dans la partie 2 du Chapitre IV après avoir présenté les essais.

### 2.2.1. Les données de la bibliographie

Ces données ont déjà été analysées dans la partie 2.5 du Chapitre I. Elles proviennent d'un horizon assez large d'utilisations de TA6V qui peuvent avoir été préparés différemment que ce soit vis-à-vis du

procédé de mise en forme, du traitement thermique ou du traitement de surface réalisé. Il paraît donc difficile d'utiliser directement les limites d'endurance correspondantes dans cette étude. Elles seront plutôt utilisées comme base de comparaison. Pour une meilleure lecture, nous n'utiliserons pas les données provenant de chaque élément de la bibliographie mais une moyenne de celles-ci effectuée par [Bellecave2015].

### 2.2.2. Les données « Matériau sain »

Ces données proviennent d'une moyenne de valeurs obtenues à partir du même type de matériau que celui utilisé dans cette étude (constitution chimique, traitements mécaniques et thermiques). Ces données devraient donc être représentatives de celles de l'étude. Néanmoins, l'état de surface est très différent de celui de nos éprouvettes, ce qui peut engendrer des différences importantes sur la réponse du matériau vis-à-vis de la fatigue à grand nombre de cycles (méga cyclique). Ces données serviront donc de base de comparaison à notre étude pour illustrer l'importance de la préparation de surface sur le comportement en fatigue de notre matériau. Elles seront aussi utilisées pour avoir les données mécaniques qui ne sont pas du domaine de l'amorçage (Tableau II-1) donc moins sensibles à l'état de surface.

### 2.2.3. Les données du projet COGNAC

Ces données sont les plus représentatives pour notre étude sur la fatigue. Elles ont été produites sur des éprouvettes de l'étude (provenant du même disque) et avec un état de surface correspondant à celui étudié. Nous reviendrons sur l'état de surface de ces éprouvettes dans la partie 4.3 et des campagnes d'essais ayant permis de produire ces données dans la partie 3.1 du Chapitre III. Ces données permettront d'avoir une référence sur le comportement en fatigue en prenant en compte la préparation de surface. Elles seront de plus comparées aux données bibliographiques et aux données sur matériau sain.

### 2.2.4. Propriétés mécaniques

Cette partie se limitera à l'analyse des données mécaniques en dehors des limites de fatigue. Celles-ci seront analysées dans la partie 2 du Chapitre IV. Le Tableau II-1 recueille les différentes données mécaniques provenant de la bibliographie utilisées dans cette étude.

|                                                                                                                                      | Matériau sain | Bibliographie |
|--------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|---------------|---------------|
| Module d'Young (E) GPa                                                                                                               | 120           |               |
| Coefficient de Poisson ( $\nu$ )                                                                                                     | 0,29          |               |
| Limite d'élasticité à 0,2 % ( $R_{p0,2}$ ) MPa                                                                                       | 910           |               |
| Résistance à la traction ( $R_m$ ) MPa                                                                                               | 980           |               |
| Seuil nominal de propagation à $R=0,1$ des fissures longues ( $\Delta K_{seuil}$ ) MPa.m <sup>-0,5</sup>                             |               | 4,5           |
| Seuil de propagation des fissures longues en variation effective du FIC ( $R=0,7$ )( $\Delta K_{eff\ seuil}$ ) MPa.m <sup>-0,5</sup> |               | 2,5           |

Tableau II-1 : Données mécaniques sur le TA6V utilisées dans l'étude

## 2.3. Composition, microstructure

Les travaux de cette étude n'incluent pas d'analyses microstructurales poussées. De fait, les éléments présentés ici caractériseront notre matériau mais n'entreront pas dans le détail. L'objectif est d'avoir

certaines données essentielles (type de microstructure, taille de grains, ...) mais pas d'analyser complètement les éléments de la microstructure afin de les utiliser dans la suite de l'étude.

### 2.3.1. Composition

La composition chimique est normée sur les alliages TA6V, la norme a déjà été présentée dans le Tableau I-1 (page 8).

### 2.3.2. Microstructure

La microstructure de notre matériau a été observée par microscopie électronique à balayage. La face observée a été polie jusqu'au micron. Aucune attaque chimique n'a été nécessaire. Nous avons choisi de présenter ici des coupes polies de certaines de nos éprouvettes qui ont servi dans la partie 3.1 du Chapitre III de notre étude. La Figure II-2 présente la microstructure observée. On y trouve une microstructure bimodale classique avec des grains  $\alpha$  en gris foncé unis et des ex grains  $\beta$  légèrement plus clairs pour lesquels on voit apparaître des colonies de lamelles  $\alpha$ . Il s'agit d'une microstructure classique que la bibliographie a présenté. Quelques défauts de polissage sont visibles sur cette figure ; des points noirs et des différences de brillances (facettisation de la zone observée par le polissage).

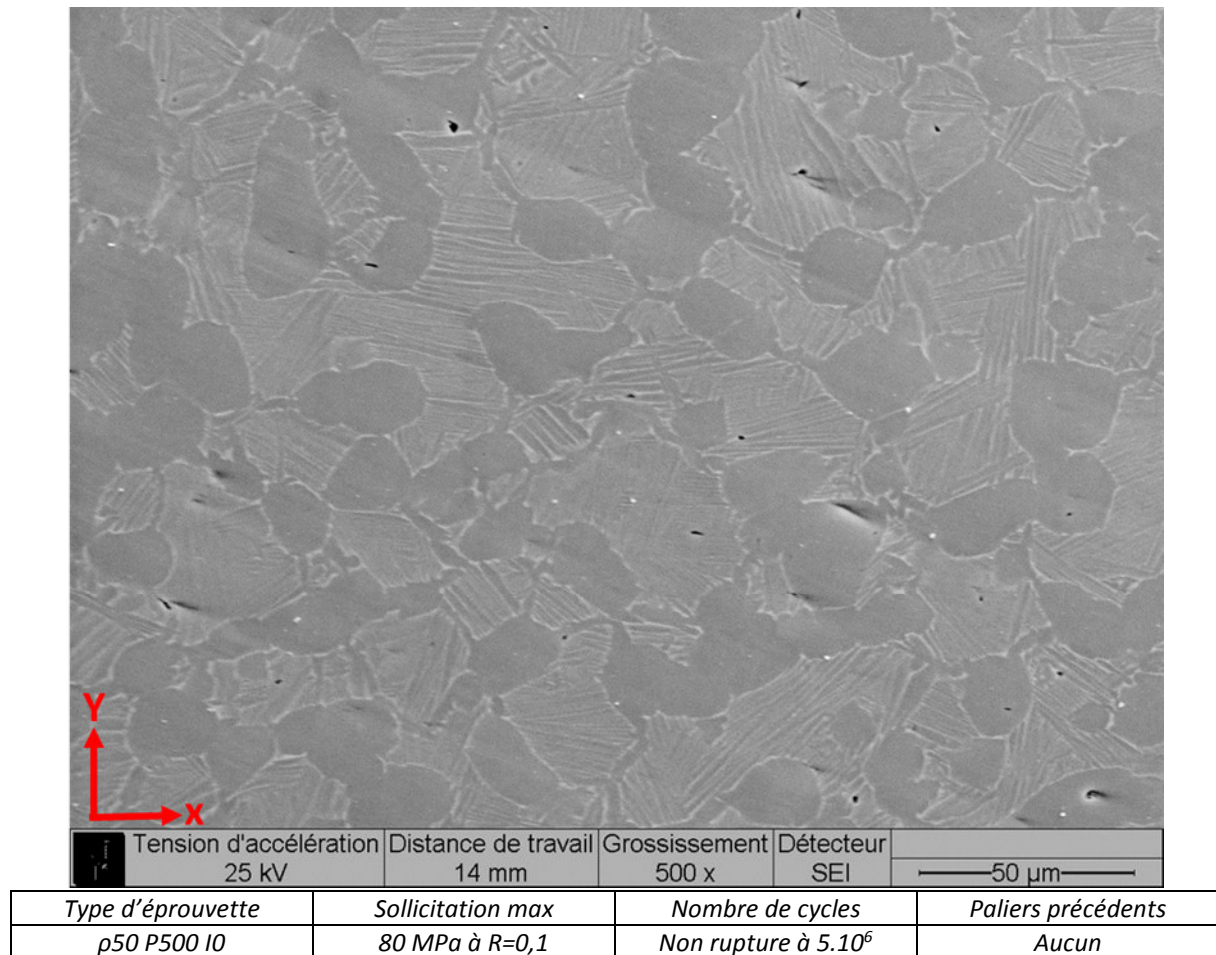


Figure II-2 : EPC15 : Micrographie de la microstructure du matériau

Nous pouvons de plus avoir une idée assez précise de l'échelle de notre microstructure sur ces observations. En observant les grains  $\alpha$  contenus sur cette image, on peut s'apercevoir que ceux-ci sont quasi-isotropes en termes de morphologie. En effet, ils ont une taille moyenne d'environ 18  $\mu$ m dans la direction X et d'environ 15  $\mu$ m sur la direction Y. Cette orientation de la microstructure est

légère et peut s'expliquer par le forgeage de notre matériau de base. La direction X étant la direction tangentielle de notre disque FAN.

On pourra retenir de cette étude que notre taille de grain est d'environ 15 à 20  $\mu\text{m}$ . Les données présentées proviennent d'une moyenne sur 67 grains identifiés sur cette image.

### 2.3.3. Modification locale de la microstructure

La structure du matériau « sain » est désormais connue. Néanmoins, la préparation des entailles modifie localement cette structure. Cette section de l'étude s'intéresse à la modification de microstructure produite par la préparation de surface des éprouvettes (Le meulage et l'état de surface associé sera présenté dans la partie 3).

Les micrographies suivantes ont été réalisées sur les éprouvettes qui seront présentées dans la partie 3.3.1 après essais sur des coupes dans le sens du meulage (Figure II-4, Figure II-5 et Figure II-6) et perpendiculaire à celui-ci (Figure II-7 et Figure II-8). La Figure II-3 (b) illustre la définition de ces 2 plans d'observations sur une surface meulée (la surface centrale de la photo). Les figures (a) et (c) permettent respectivement de visualiser la localisation de la zone observée sur une éprouvette et de présenter la meule qui produit les états de surface. L'observation dans le sens du meulage suit un sillon du meulage alors que l'observation perpendiculaire au meulage permet de visualiser de nombreux sillons différents. Les coupes ont été enrobées pour faciliter le polissage. Les micrographies présenteront donc une partie résine sombre en haut des images et en dessous, le matériau. La zone intéressante pour cette étude sera donc la zone à l'interface entre résine et matériau (en sous couche de la surface meulée). Les coupes ont été polies et attaquées au réactif de Kroll afin de révéler la microstructure et ses changements. (Le réactif de Kroll attaque préférentiellement la phase  $\alpha$ )

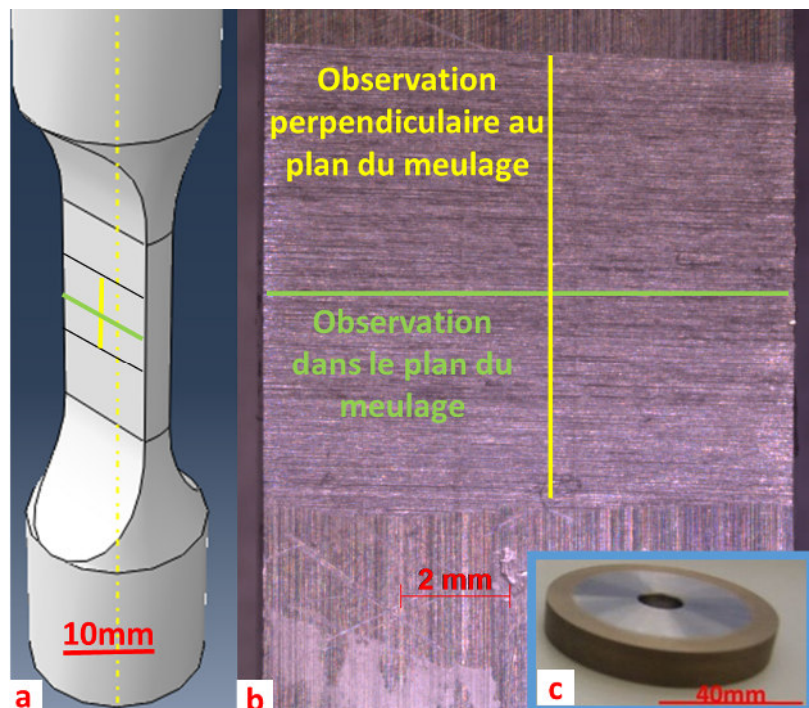


Figure II-3 : Définition des plans d'observation pour les modifications de microstructure

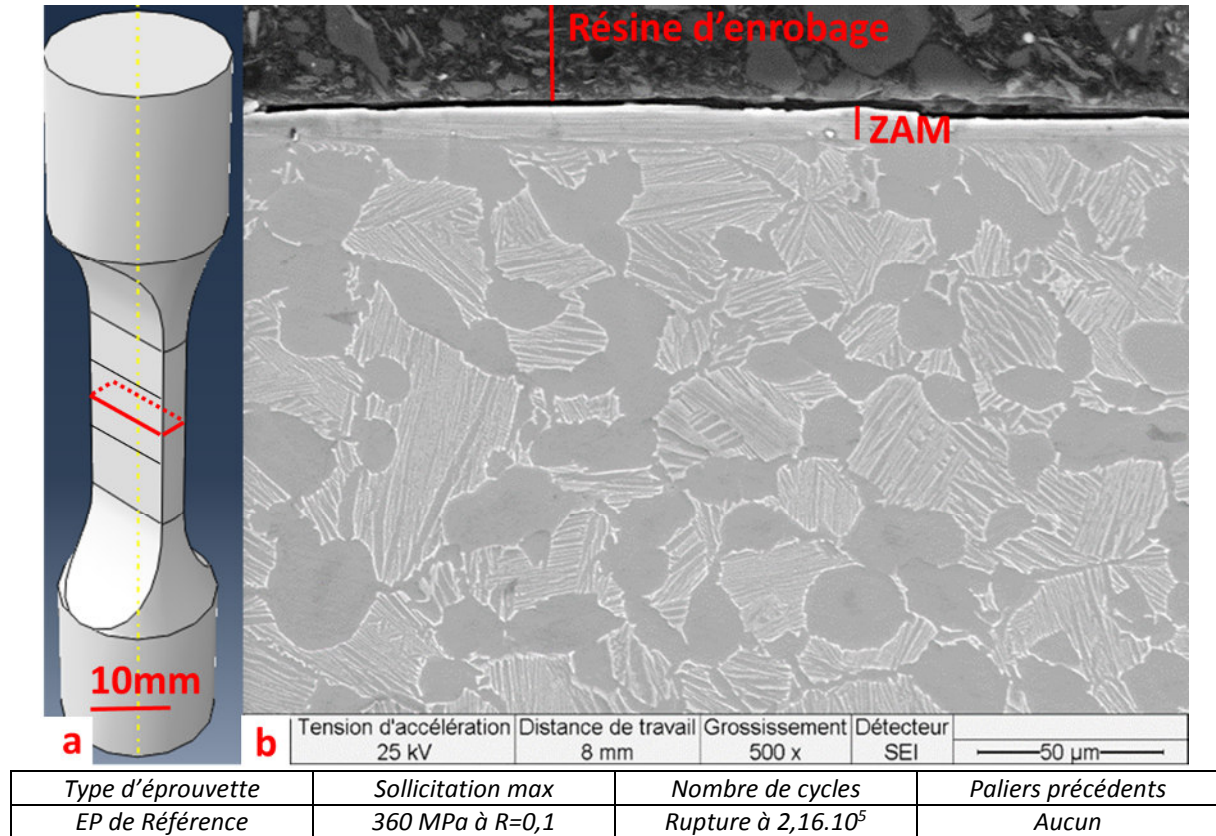
#### 2.3.3.1. Observations dans le plan du meulage

Dans cette partie, les observations utilisées sont faites dans le plan du meulage.



Sur la Figure II-4 (b), on peut voir le même type de microstructure « saine » déjà présentée dans la partie précédente. Une zone supplémentaire est visible proche de la surface. Une bande d'épaisseur inégale est présente (de 5 à 10 µm sur cette image). La microstructure semble modifiée par le meulage. La zone affectée par le meulage (ZAM) semble assez régulière sur ce plan d'observation.

Sur l'ensemble des observations, la zone affectée par le meulage semble varier de quelques microns par endroit (1 ou 2 µm) à environ 15 µm. L'impact du procédé utilisé sur la microstructure n'est donc pas homogène sur toute l'éprouvette.



**Figure II-4 : EPB11 : Image MEB d'une coupe (plan du meulage) polie et attaquée de la zone meulée**

La Figure II-5 est un agrandissement de la Figure II-4 sur la partie meulée. On peut y voir plus précisément la structure de cette zone affectée. Deux zones d'effet peuvent être définies. Une première zone (Z1) composée de grains fins alignés dans le sens du meulage. La seconde zone modifiée (Z2) est plus fine et se trouve à l'interface entre cette première zone et celle où la microstructure est « saine ». On peut en effet voir une zone de transition entre la microstructure parallèle à la surface et la microstructure « saine ». Dans cette zone de transition, les éléments microstructuraux ont été courbés dans le sens du meulage. Ces courbures ont été observées sur d'autres images (par exemple la Figure II-6) et se retrouvent partout alors que la première zone semble parfois absente ou trop petite pour être observée. Ces modifications sont le résultat des efforts thermomécaniques provoqués par le meulage.

Ces zones ont été observées dans la bibliographie (Figure I-14). La microstructure de la Z1 ressemble à la « couche blanche » décrite dans la partie 2.3.3 du Chapitre I. Cette zone serait dure et fragile.

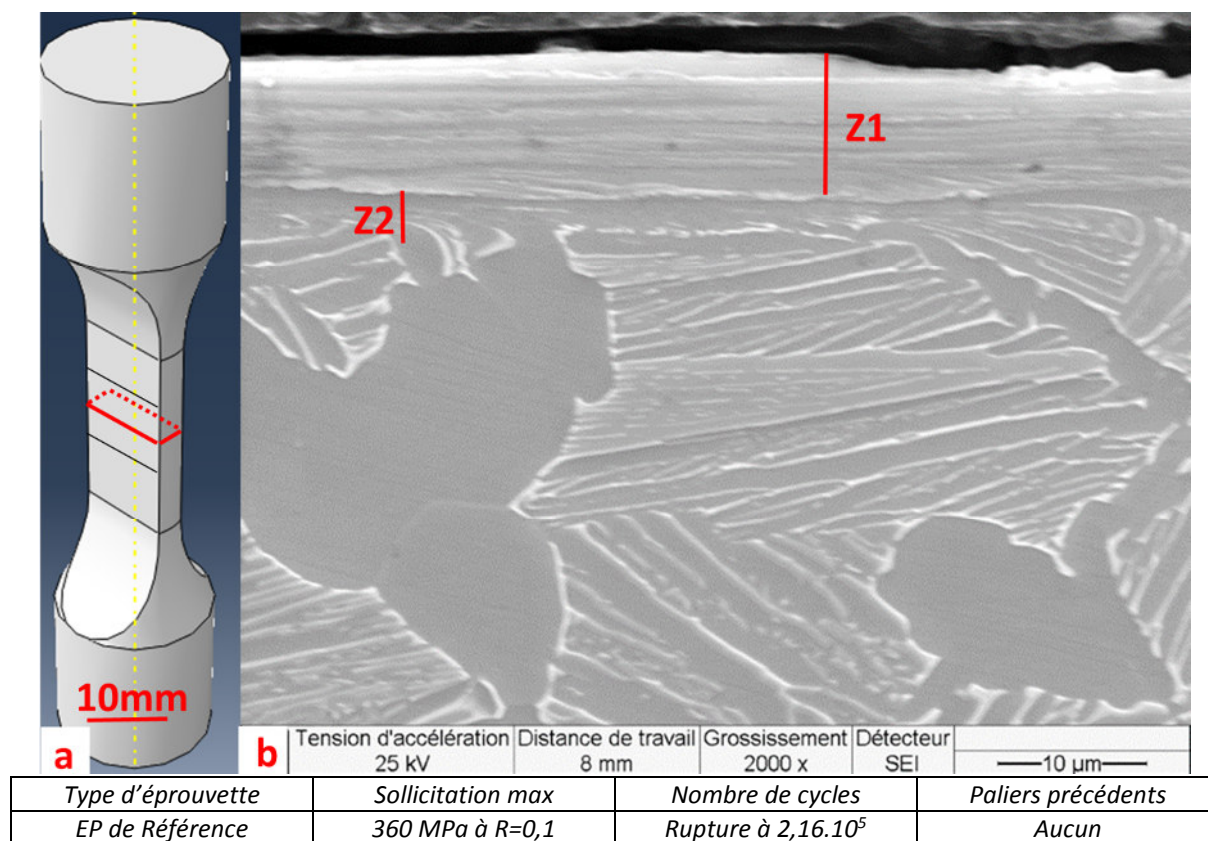


Figure II-5 : EPB11 : Observation de la zone affectée par le meulage (coupe dans le sens du meulage)

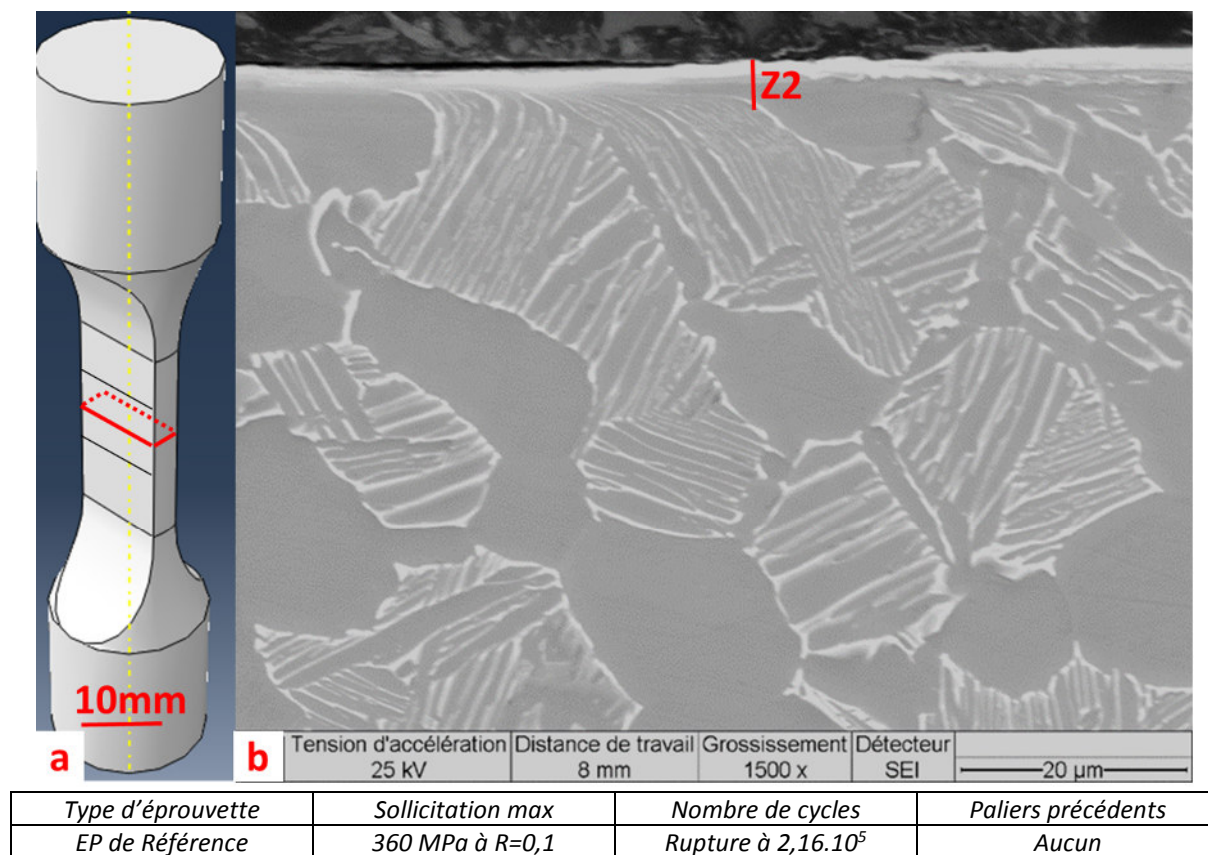


Figure II-6 : EPB11 : Courbure de la microstructure proche de la zone meulée

### 2.3.3.2. Observation dans le plan perpendiculaire au meulage

D'autres observations ont été faites sur une coupe dans le plan perpendiculaire au sens du meulage. Cette coupe, contrairement à la précédente, permet de visualiser différents sillons créés par le meulage. Ainsi, la Figure II-7 présente les éléments typiques observés sous la surface meulée dans ce plan d'observation. On y retrouve des zones où la microstructure avant meulage a disparu (Z1). Ces zones sont moins allongées que dans le plan précédent et plus en forme de vague. Cela donne l'impression que ces différentes « vagues » sont produites par des grains différents de la meule selon l'endroit où il arrache de la matière. Deux types d'endommagements sont présents sur ces coupes polies. Des décohésions de la zone affectée (visible sur le côté droit de la photo) et des petites fissures de fatigue partant de la surface et traversant la zone affectée par le meulage vers l'intérieur du matériau. Pour rappel, cette éprouvette a subi un test mécanique ayant mené à sa rupture avant cette observation. Le site visualisé se trouve « loin » au-dessus de la fissure ayant mené à la rupture (a).

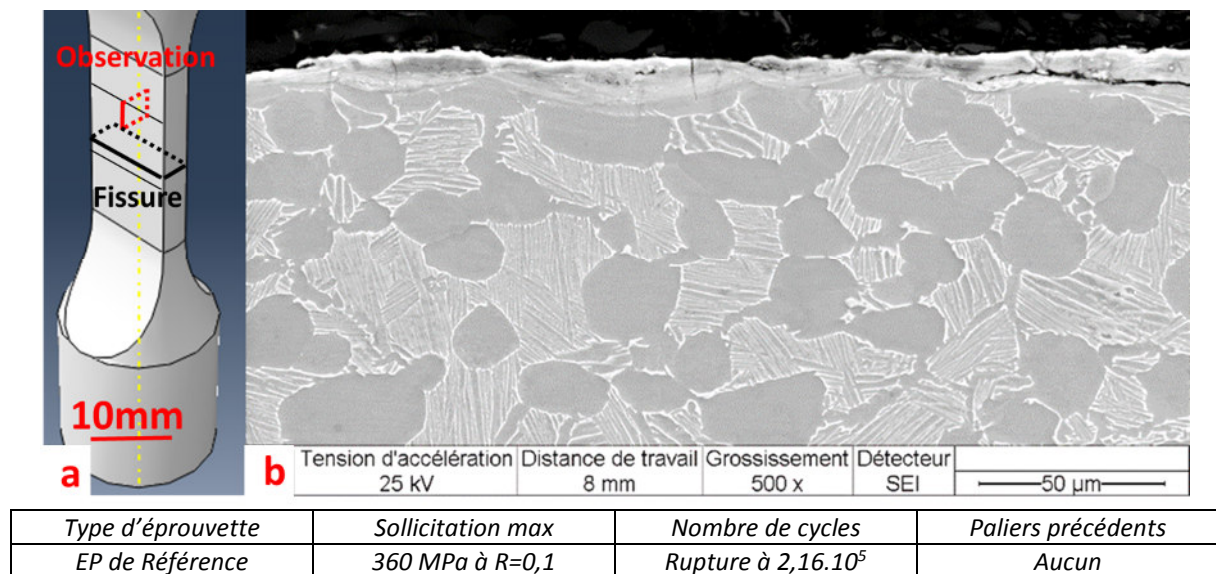


Figure II-7 : Observation de la zone affectée par le meulage (coupe perpendiculaire au meulage)

La Figure II-8 montre la fissure visible sur la Figure II-7 avec un grandissement plus important. Cette fissure s'arrête à l'interface entre la zone affectée et la zone non affectée. Rappelons que cette éprouvette a subi un essai mécanique et a rompu à un endroit éloigné du plan d'observation (a). Il n'est donc pas étrange d'observer de l'endommagement par endroit, même loin de la fissure menant à la rupture finale. Il est par contre important de noter que sur 14 zones fissurées trouvées sur cette même éprouvette (elles ne seront pas toutes représentées ici), toutes les fissures s'arrêtent proche de la fin de la zone affectée par le meulage (ZAM). On peut donc en conclure que ces zones affectées sont moins résistantes que le matériau sain et que la barrière microstructurale à la propagation se trouverait à la frontière entre zone affectée par le meulage et matériau sain. Ces observations sont confortées par la bibliographie qui a mis en évidence la fragilité de cette microstructure. Il est aussi intéressant de mettre en avant que les 14 zones fissurées ont été observées sur une distance meulée d'environ 1,5 cm. Ce qui fait environ 1 fissure tous les mm sur cette éprouvette après essais.



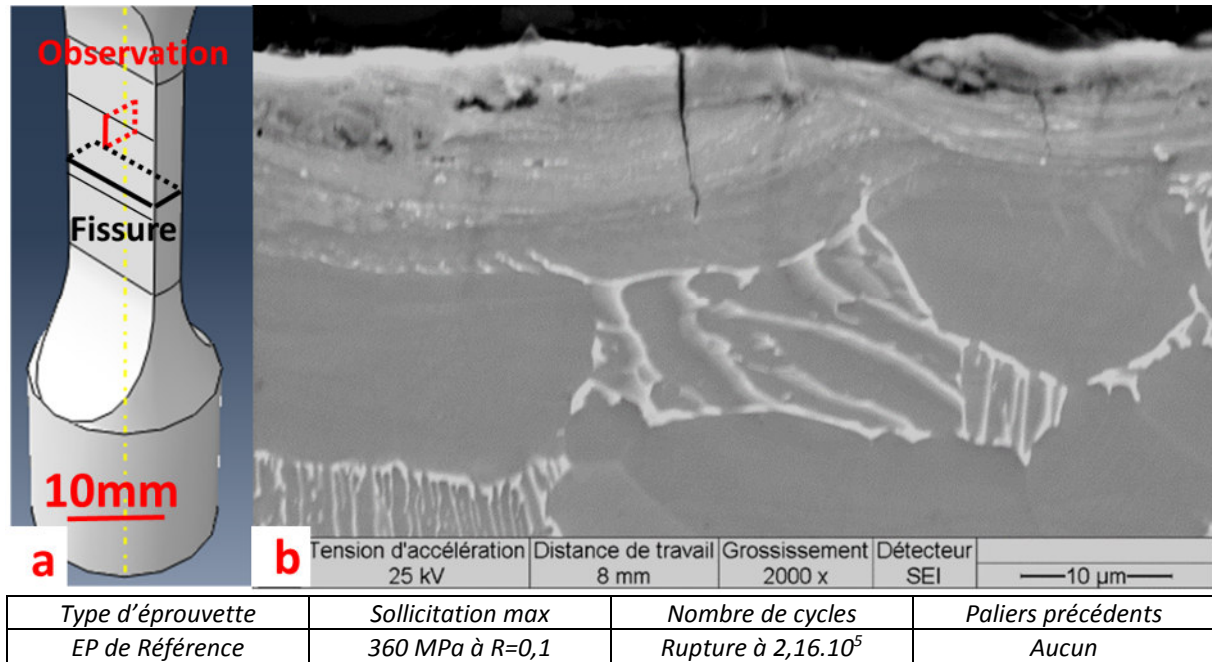


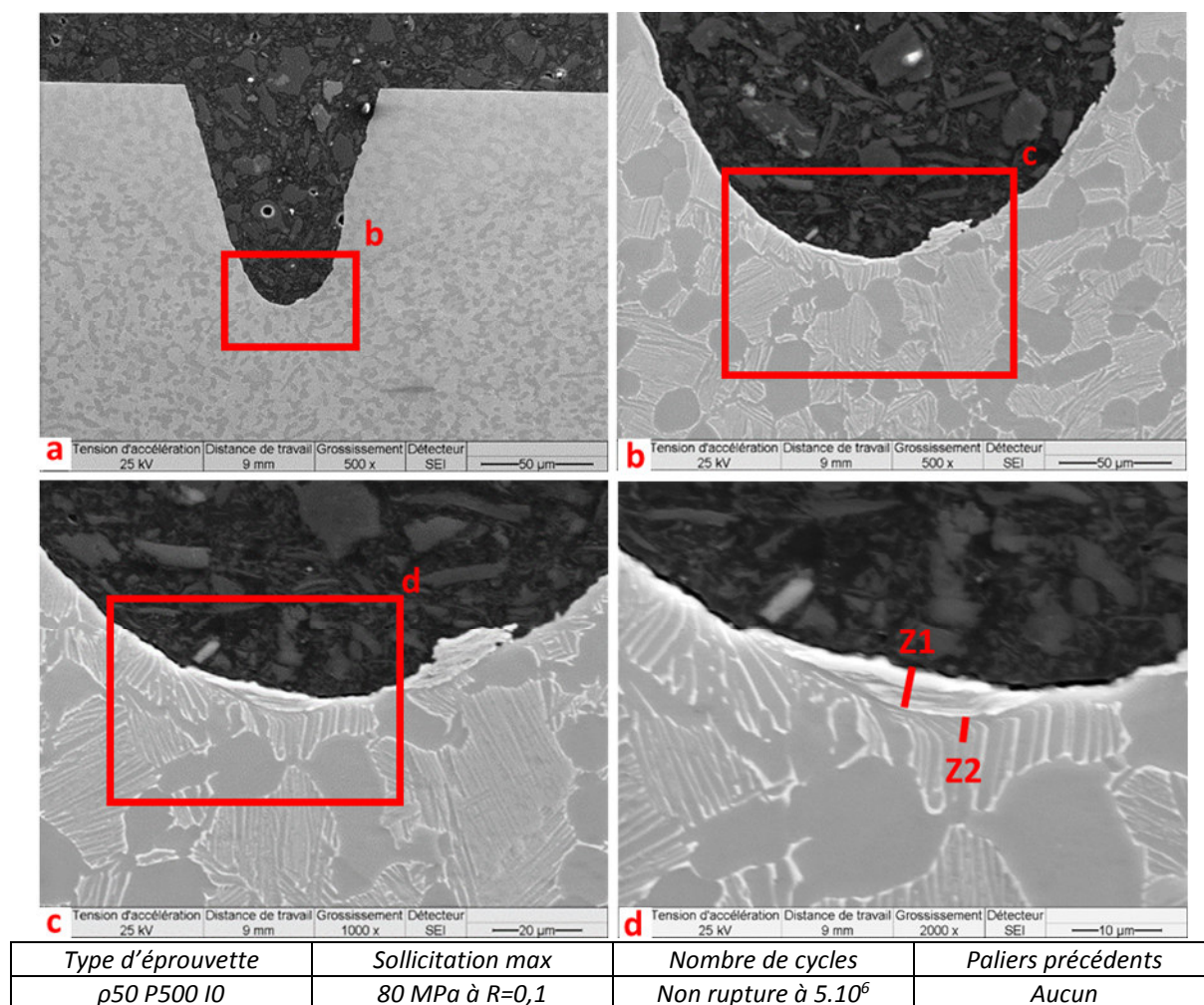
Figure II-8 : Zone affectée par le meulage et endommagement

### 2.3.3.3. Cas des éprouvettes entaillées

Ces modifications de microstructures sont dues à des échauffements locaux induits par le procédé de meulage (entailles ou surfaces plates) ainsi que par les contraintes appliquées par ce même procédé (écrouissage). Le titane est très sensible à ces sollicitations thermomécaniques locales. Ce processus est influencé par la procédure d'usinage mais aussi par la forme de la surface d'usinage. Ainsi, la géométrie locale étant très différente entre les éprouvettes lisses et les éprouvettes entaillées, le phénomène de diffusion risque d'être modifié. Il est donc possible que les effets du meulage sur la microstructure ne soient pas exactement les mêmes sur entailles et éprouvettes lisses.

Il est alors nécessaire de vérifier si la modification de microstructure est la même sur les éprouvettes lisses et sur les éprouvettes entaillées. Pour cela, des observations perpendiculaires au plan de meulage ont été réalisées. Les différents rayons de fond d'entaille de l'étude ont été analysés : 50, 200 et 500µm. Pour le cas où  $p=50\mu\text{m}$ , l'éprouvette a subi un chargement mécanique sous sa limite d'endurance (utilisée dans la partie 4.4.2 du Chapitre III). Pour les 2 autres rayons de fond d'entaille, les éprouvettes n'ont subi aucun chargement. Toutes les éprouvettes ont été polies et attaquées afin d'observer au mieux la microstructure.

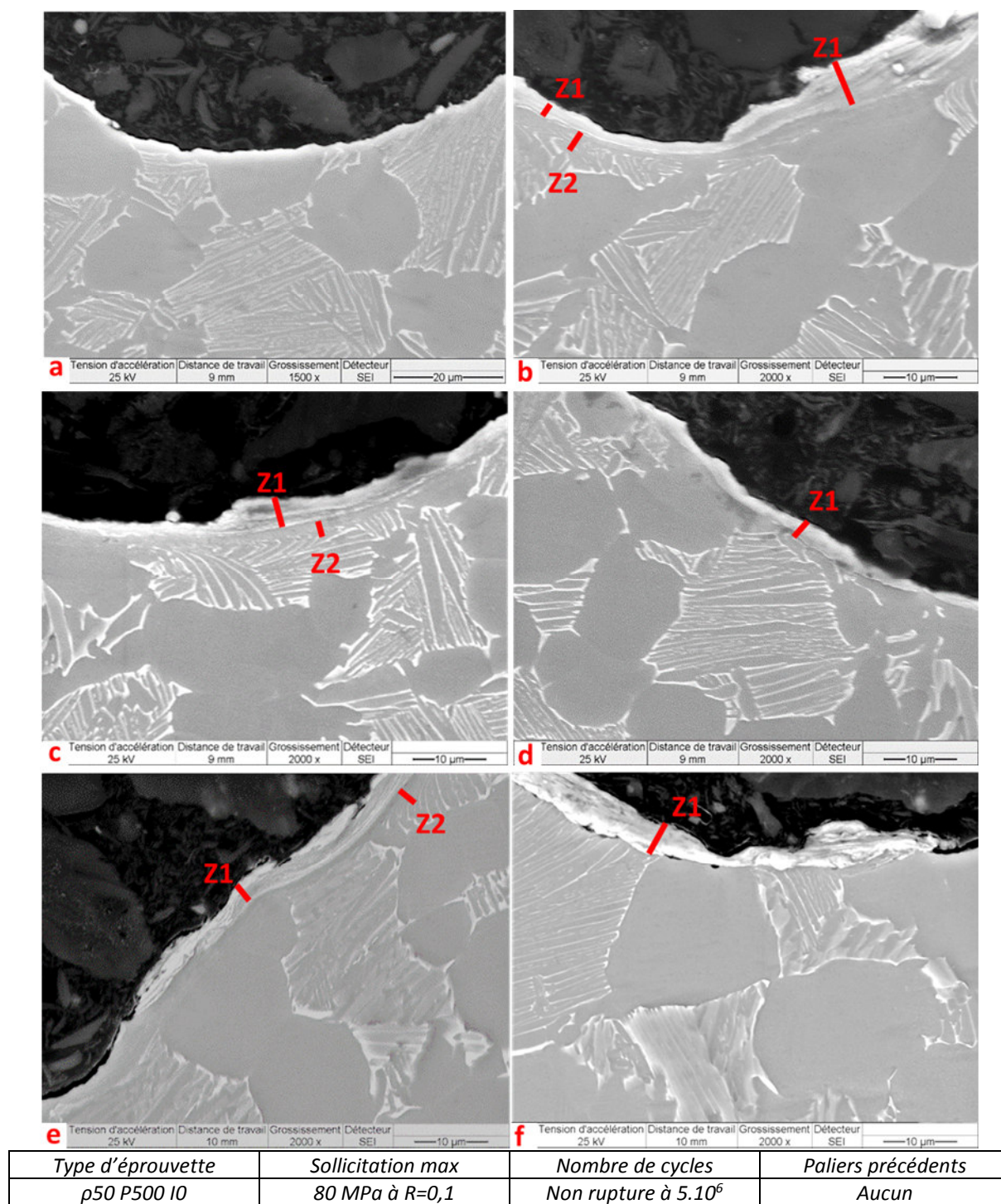
La Figure II-9 présente les observations sur une des coupes polies pour laquelle  $p=50\mu\text{m}$ , en partant d'un faible grossissement (a) à des grossissements importants (d). On s'aperçoit que des modifications de microstructure similaires à ce qui a été vu dans la partie précédente sont observées. On retrouve des zones que l'on devine peu affectées à proximités de zones très affectées. Ainsi, (d) présente une zone où la microstructure a été alignée dans le sens du meulage sur une profondeur d'environ 5 µm (Z1) et, autour de cette première, une zone dans laquelle la microstructure semble avoir été fortement écrouie (Z2).



**Figure II-9 : EPD7 : Modification de la microstructure en fond d'entaille  $\rho=50 \mu\text{m}$**

La Figure II-10 fait une liste des différents cas types observés sur les éprouvettes avec  $\rho=50\mu\text{m}$ . Il peut y avoir sur les coupes polies :

- Une absence de signe d'une modification microstructurale en fond d'entaille (a)
- Des bandeaux de fortes modifications microstructurales (Z1) en fond d'entaille (b,c,d,f) ou sur la partie droite de la géométrie (en dehors du rayon) (e)
- Une forte déformation de la microstructure existante (Z2) (c)
- De possibles décohésions de la zone affectée par le meulage (d,f)



**Figure II-10 : EPD7 : Types de modifications de microstructure observés avec  $\rho=50\mu\text{m}$**

Ces différentes observations sont à mettre en relation avec les observations sur éprouvettes lisses. En effet, on retrouve les mêmes éléments pour les modifications de microstructure. Néanmoins, les zones fortement affectées (Z1) sont plus profondes sur éprouvettes lisses et semblent plus continues. Ces changements sont probablement provoqués par la différence de géométrie qui modifie la réponse thermo-mécanique de l'éprouvette. Les endommagements sont aussi bien moindres par rapport à la Figure II-7 et la Figure II-8. Même si des décohésions de la zone affectée semblent apparaître pour certaines coupes polies, aucune fissure comme sur la Figure II-8 n'a été observée. Rappelons que contrairement aux éprouvettes lisses, les éprouvettes entaillées n'ont pas été menées à rupture, il est donc cohérent que les endommagements soient moindres.



L'analyse des entailles avec  $p=200$  et  $500\text{ }\mu\text{m}$  n'a pas révélé d'éléments supplémentaires. On y retrouve les mêmes zones très affectées que précédemment mais avec des profondeurs intermédiaires entre le cas lisse et le cas où le rayon est de  $50\text{ }\mu\text{m}$ . On retrouve une profondeur affectée d'environ  $12\text{ }\mu\text{m}$  pour le cas avec  $p=200\text{ }\mu\text{m}$  (a) et (b) et environ  $15\text{ }\mu\text{m}$  pour le cas avec  $p=500\text{ }\mu\text{m}$  (c et d). Cela semble valider que la géométrie usinée change légèrement la modification de microstructure de notre matériau.

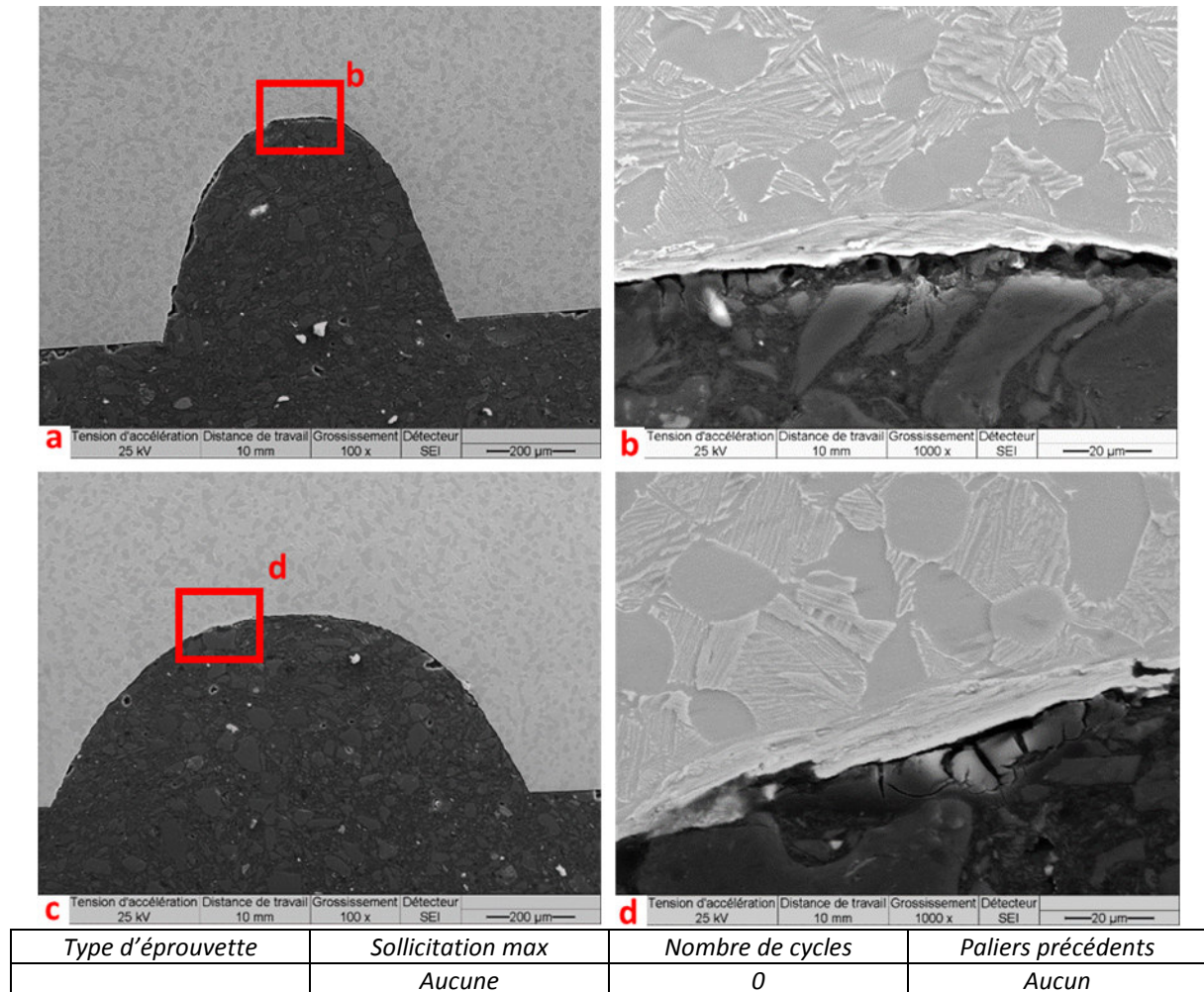


Figure II-11 : Modification de la microstructure en fond d'entaille ;  $p=200$  (a,b) et  $500\text{ }\mu\text{m}$  (c,d)

## 2.4. Discussiuns et conclusions

L'étude du matériau a permis de donner les éléments de provenance, préparation, résistance mécanique et microstructure. Une attention particulière a été portée aux effets de la préparation de surface peu commune pour des essais en laboratoire. Le choix de cette préparation de surface sera développé dans la partie 3. Les modifications microstructurales induites par le meulage ont été observées dans le cas de nos éprouvettes lisses et entaillées, mettant en avant la présence de zones affectées par le meulage (ZAM) dont la profondeur dépend (notamment) de la géométrie. Ces ZAM présentent de plus des endommagements prononcés après essais. La décohésion d'une partie de ces zones est visible sur une éprouvette lisse testée jusqu'à la rupture et sur une éprouvette entaillée testée en dessous de sa limite de fatigue. 14 petites fissures arrêtées à la frontière matériau ZAM/matériau sain ont été observées sur l'éprouvette lisse loin de la fissure ayant mené à la rupture finale.

L'ensemble de ces éléments met en avant l'importance de définir le plus précisément possible la qualité des surfaces utilisées dans cette étude. La méthodologie précise de fabrication des entailles, ainsi que la rugosité et les contraintes résiduelles devront être étudiées. Ces sujets seront traités dans la partie 3 et la partie 4.

### À retenir

- ▶ TA6V forgé issu d'un disque FAN
- ▶ Microstructure bimodale
- ▶ Taille de grain  $\approx 15\text{-}20\ \mu\text{m}$
- ▶ Profondeur affectée par le meulage d'environ  $10\text{-}20\ \mu\text{m}$  composée de 2 parties :
  - ▶ Une zone fragile avec des grains parallèles au meulage appelée (Z1)
  - ▶ Une zone qui semble être fortement écrouie située entre Z1 et la microstructure « saine »
- ▶ La ZAM présente des endommagements pour les éprouvettes déjà sollicitées
  - ▶ 1 fissure/mm dans la ZAM sur une éprouvette lisse
  - ▶ Décohésions entre la zone affectée par le meulage et le matériau sain

## 3. Usinage des entailles

Dans cette partie de l'étude, la préparation des différentes éprouvettes va être développée. Dans un premier temps, la méthode d'usinage des entailles sera présentée et discutée en mettant l'accent sur l'intégrité de surface. En effet, il a été vu dans la partie 2.3 du Chapitre I que le titane était très sensible à l'état de surface et que notre étude devrait prendre en compte l'état de surface en fond d'entaille afin d'avoir une approche rigoureuse. La participation des différents paramètres géométriques dans la production d'un champ de contraintes reproduisant le fretting-fatigue sera ensuite discuté. Enfin, nous concluons cette partie en présentant les différentes géométries utilisées durant cette étude.

### 3.1. Méthode d'usinage des entailles

La partie 2 a montré l'importance de la préparation de surface sur la microstructure de notre matériau. Afin d'avoir une approche cohérente entre les travaux sur entailles et ceux en fretting-fatigue, il a été décidé d'utiliser le même type de préparation de surface pour les 2 campagnes expérimentales.

Plusieurs préparations de surface ont été comparées. Les 2 impératifs des méthodes étudiées sont de réussir à faire des entailles fines très précises et des surfaces plates permettant les essais de fretting-fatigue. Le procédé devait de plus permettre d'usiner 2 entailles inclinées en « face à face » sur une même éprouvette afin d'avoir la meilleure comparaison possible avec le fretting-fatigue (cf 3.3.4). L'électroérosion et le meulage (rectification pour les usinages d'éprouvettes lisses) ont été considérés. En effet, ces deux techniques d'usinage étaient les seules à disposition capable d'usiner avec précision des entailles assez fines avec une géométrie répétable.

La rectification en sens transverse a été choisie pour le fretting-fatigue et le meulage pour la création des entailles. Ceci permet d'avoir un état de surface créé par une meule avec des sillons de meule dans la même direction (par rapport au chargement) dans les deux cas. Il ne s'agit pas d'un état de surface

correspondant à une pièce industrielle ou à une préparation classique en laboratoire. L'objectif est d'avoir des états de surface similaire. Nous espérons qu'avec cette approche, les paramètres de rugosité et de contraintes résiduelles seront proches. Ceci a pour objectif de réduire les différences provenant de l'influence de la préparation de surface au minimum dans la comparaison entre fretting et entailles. Ces paramètres seront mesurés par la suite (partie 4.3) dans le cas des entailles.

La Figure II-12 illustre le dispositif d'usinage des entailles. L'éprouvette, la meule ainsi qu'un dispositif d'éclairage et de prise d'image qui sera développés dans la partie 3.3.4 y sont présents. L'utilisation du meulage rajoute des difficultés d'usinages pour la partie « entaille », une précision géométrique plus fine que  $10\text{ }\mu\text{m}$  avec une meule n'étant pas triviale. Il faudra aussi s'assurer que les ruptures étudiées soient bien représentatives de cet état de surface et ne soient pas influencées par d'autres états de surface. Les fissures devront donc amorcer sur une surface meulée et assez loin des autres surfaces pour pouvoir négliger les « effets de bords ». Il faudra aussi faire des efforts pour utiliser des données mécaniques correspondant à notre état de surface (cf 2.2.3).



**Figure II-12 : Dispositif d'usinage des entailles (rectifieuse plane)**

En pratique, deux types de meules sont utilisées pour préparer les surfaces. Des meules larges afin d'avoir une surface « quasi plate » (un  $K_t$  négligeable) et des micro-meules pour faire des micro-entailles. Les zones affectées par la préparation de surface ont été étudiées dans la partie 2.3.3. Les micro-entailles serviront à se rapprocher des champs de contraintes observables en fretting-fatigue. La Figure II-13 illustre ces différents types de meules utilisés (b) durant cette étude ainsi que les usinages ciblés par celles-ci : une éprouvette avec une surface quasi plate meulée (c), une vue générale d'une éprouvette entaillée (a) et un zoom sur 3 entailles types ayant des rayons de fond d'entaille respectivement de 50, 200 et  $500\text{ }\mu\text{m}$  (c, d et e). Les méthodes de fabrication des surfaces sont aussi indiquées pour les éprouvettes de référence (lisse) (c) et pour les éprouvettes avec un rayon de fond d'entaille de  $500\text{ }\mu\text{m}$  (e). Les méthodes d'usinage sont les mêmes quel que soit le rayon de fond d'entaille.

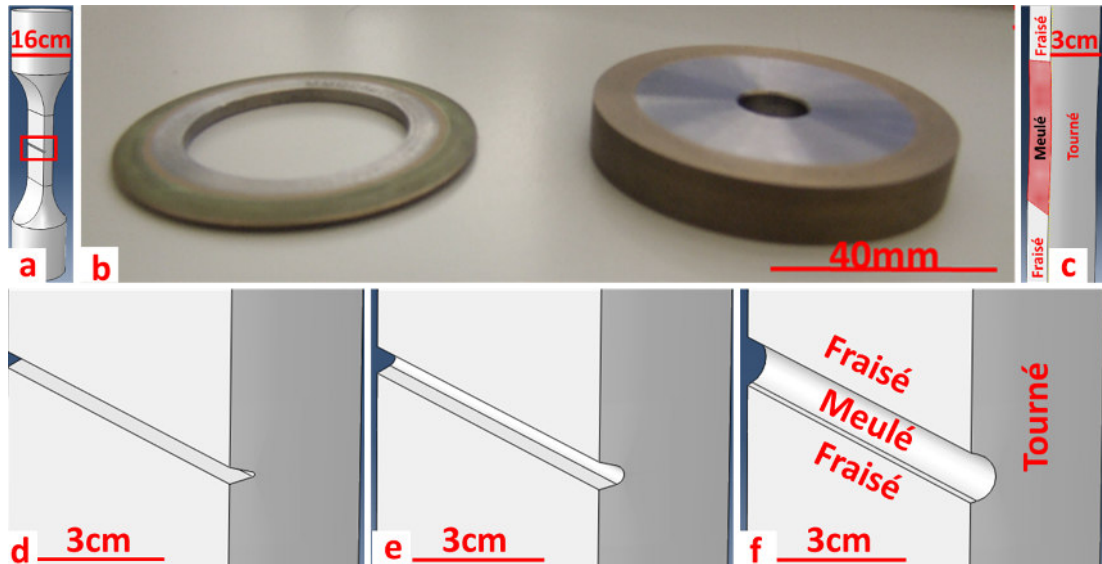


Figure II-13 : Meules d'usinage pour les entailles micrométriques et géométries cibles des entailles

Des efforts particuliers ont été réalisés pour limiter les contraintes résiduelles ainsi que l'usure des meules ; la profondeur de chaque passe et la vitesse d'usinage ont été limitées. Ainsi, la meule n'usine que sur 10  $\mu\text{m}$  de profondeur à chaque passe. La vitesse d'avancée est manuelle et en moyenne de 20 mm/min. La vitesse de rotation de la meule est définie par la machine et est d'environ de 2500 tours/min. Une approche « à l'œil » suivi de plusieurs passes dans le vide jusqu'à entendre le bruit de l'usinage de la meule sur l'éprouvette et enfin de voir une marque sur l'éprouvette permet de définir le moment du contact entre la meule et l'éprouvette (profondeur nulle). Les différentes observations effectuées ont montré que cette procédure permettait d'usiner plusieurs défauts par meules avant que l'usure de la meule ne modifie la géométrie des entailles. Les contraintes résiduelles seront aussi analysées dans la partie 4.3.2.

### 3.2. Choix de la gamme d'entaille

Nous avons vu dans le 0 que la finalité du projet COGNAC était de comparer la fatigue sur entaille avec le fretting-fatigue et que pour cela, il a été choisi de réaliser des campagnes d'essais avec une ressemblance maximum entre les champs de contraintes sur entaille et en fretting-fatigue.

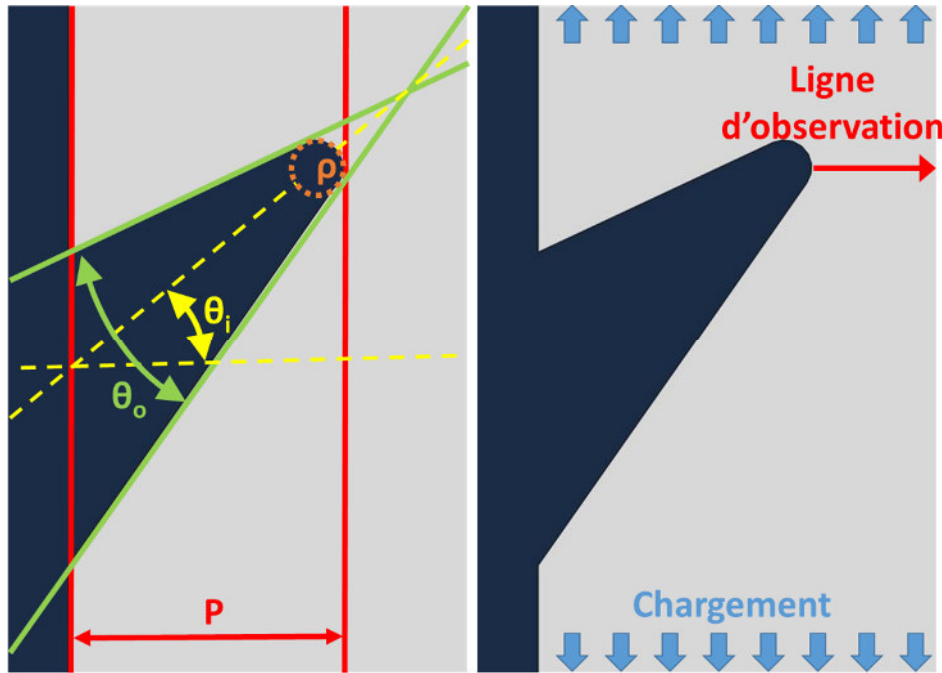
Il paraît nécessaire de rappeler quelques éléments importants des champs de contrainte en fretting-fatigue dans la zone d'amorçage des éprouvettes :

- Gradient des contraintes élevé
- Taux de triaxialité élevé
- Cisaillement important
- Pression en surface liée à la pression du Pad (cf Figure I-32)
- Volume fortement sollicité important (lié à la surface de glissement partiel)

Ces différents éléments sont autant de problèmes auxquels nous devons essayer d'apporter une solution par la définition de la géométrie de nos entailles. Cette partie traitera des « gammes » d'entailles proposées afin d'apporter le maximum de solutions.

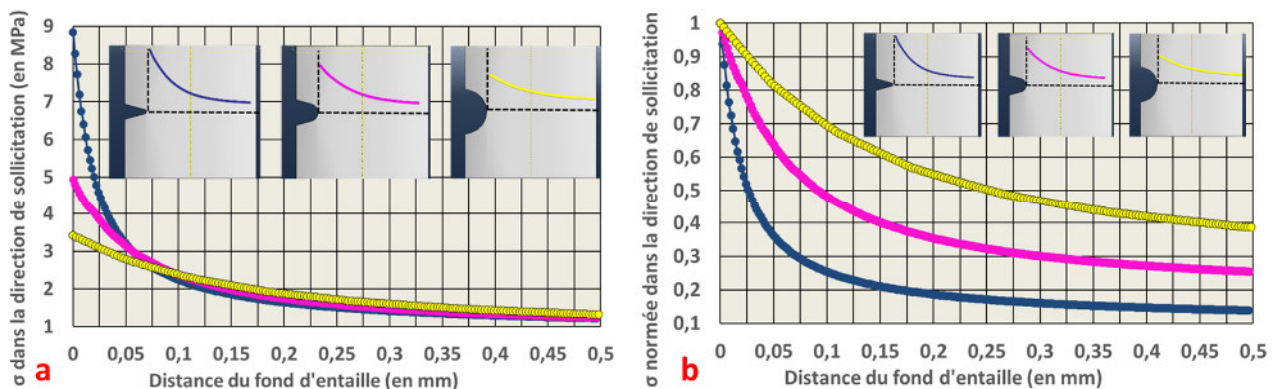


Afin de répondre à un maximum de ces questions nous proposons une gamme d'entailles en V. La Figure II-14 présente les différents paramètres géométriques de nos entailles en V (repris dans la table de notation p210). L'utilisation de faibles rayons de fond d'entaille permet d'augmenter le gradient des contraintes jusqu'à un niveau comparable au fretting-fatigue. En accord avec les faciès macroscopique de rupture qui est toujours perpendiculaire au chargement (cf partie 3.2.1.1 du Chapitre III), les répartitions de contraintes sont observées sur la direction perpendiculaire à la sollicitation des éprouvettes (visible sur la Figure II-14).



**Figure II-14 : Paramètres géométriques d'une entaille**

La Figure II-15 présente l'évolution des gradients des contraintes en fonction du rayon de fond d'entaille. Pour cela, les autres paramètres (profondeur, inclinaison et angle d'ouverture) ont été figés (respectivement à  $P=500\text{ }\mu\text{m}$ ,  $\theta_i=0^\circ$  et  $\theta_o=30^\circ$ ). Les calculs ont été réalisés par éléments finis sur un modèle 2D déformations planes (en accord avec la partie 5.1.4.3). Les sollicitations sont de 1 MPa loin de l'entaille (a) pour tous les modèles que l'on norme ensuite pour la Figure II-15 (b) avec la contrainte en fond d'entaille.



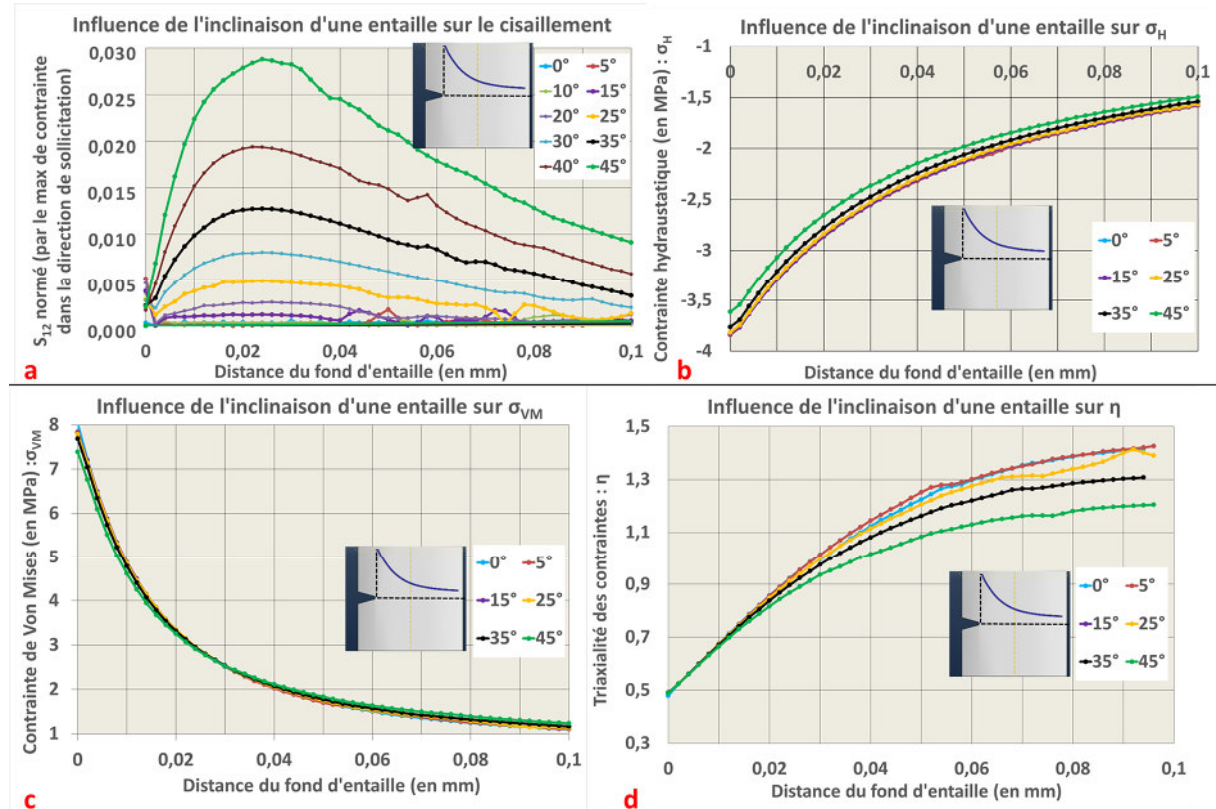
**Figure II-15 : Profil des contraintes dans la profondeur pour 3 rayons de fond d'entaille**

On retrouve sur cette figure l'évolution classique de l'influence du rayon de fond d'entaille sur les champs mécaniques. On peut en effet voir sur la partie (a) de la figure que l'on concentre plus les contraintes pour les rayons de fond d'entaille faible ( $K_t$  plus élevé). La figure (b) illustre que les effets



des entailles sont plus localisés pour les entailles à faible rayon. Ces deux faits étaient attendus du fait des connaissances actuelles sur les effets d'entailles. Le rayon de fond d'entaille sera donc utilisé pour choisir des gammes de gradients correspondant au fretting-fatigue.

La Figure II-16 présente l'influence de différents angles d'inclinaisons sur les répartitions des composantes du tenseur des contraintes proche de l'entaille. Les calculs ont été effectués sur un cas avec un rayon de fond d'entaille de 50  $\mu\text{m}$  et une profondeur de 500  $\mu\text{m}$ .



**Figure II-16 : influence de l'inclinaison d'une entaille sur le champ de contrainte**

On peut voir que l'inclinaison d'une entaille a peu d'influence sur le champ de contrainte à rayon de fond d'entaille et profondeur constants. Le cisaillement induit (a) est négligeable (de l'ordre de 2 à 3% de la contrainte dans la direction de sollicitation et sur profondeur d'environ 100  $\mu\text{m}$ ) et il n'y a pas de répercussions sur la contrainte de mises (c) ou la contrainte hydrostatique (b) et un effet limité sur le taux de triaxialité des contraintes (d). A priori, l'inclinaison d'une simple entaille ne permet pas de modifier sensiblement le champ de contrainte. Il faudra donc chercher ailleurs une méthode pour induire du cisaillement proche du fond d'entaille.

Afin de résoudre ce problème, il est proposé d'utiliser 2 entailles inclinées en « face à face » comme présenté sur la Figure II-17. L'interaction entre les 2 entailles permet de produire un champ de cisaillement plus important et surtout plus profond. La profondeur de ces entailles (cf Figure II-14) modifie aussi le ligament restant entre les entailles quand il y a 2 entailles. Cette longueur de filament est notée « D » sur la Figure II-17.

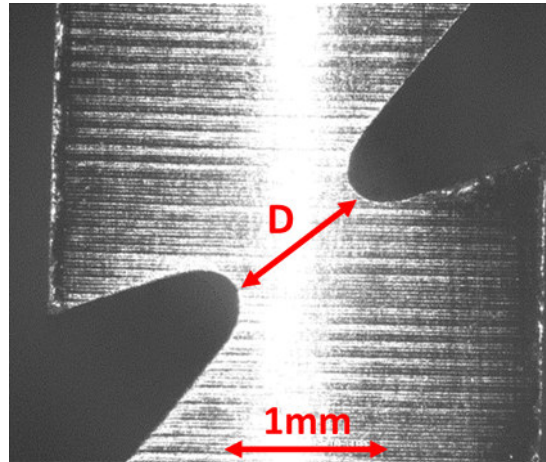


Figure II-17 : Epreuve avec 2 entailles inclinées

Le ligament se réduisant, la concentration des contraintes augmente. On obtient alors le type de graphique présenté sur la Figure II-18. Ainsi, la contrainte de Mises présentée ici est en constante augmentation avec la profondeur des entailles. Afin de s'affranchir des effets de concentration de contrainte, l'analyse sera faite, non plus avec des valeurs de contrainte brutes mais avec des valeurs normées par la contrainte dans la direction de sollicitation en fond d'entaille.

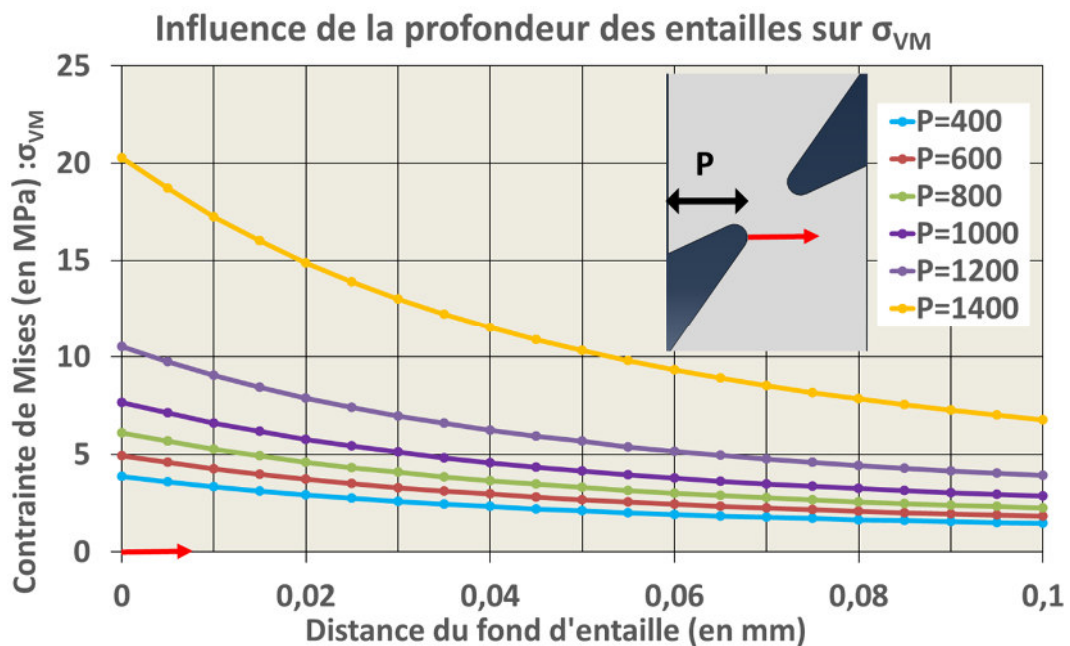
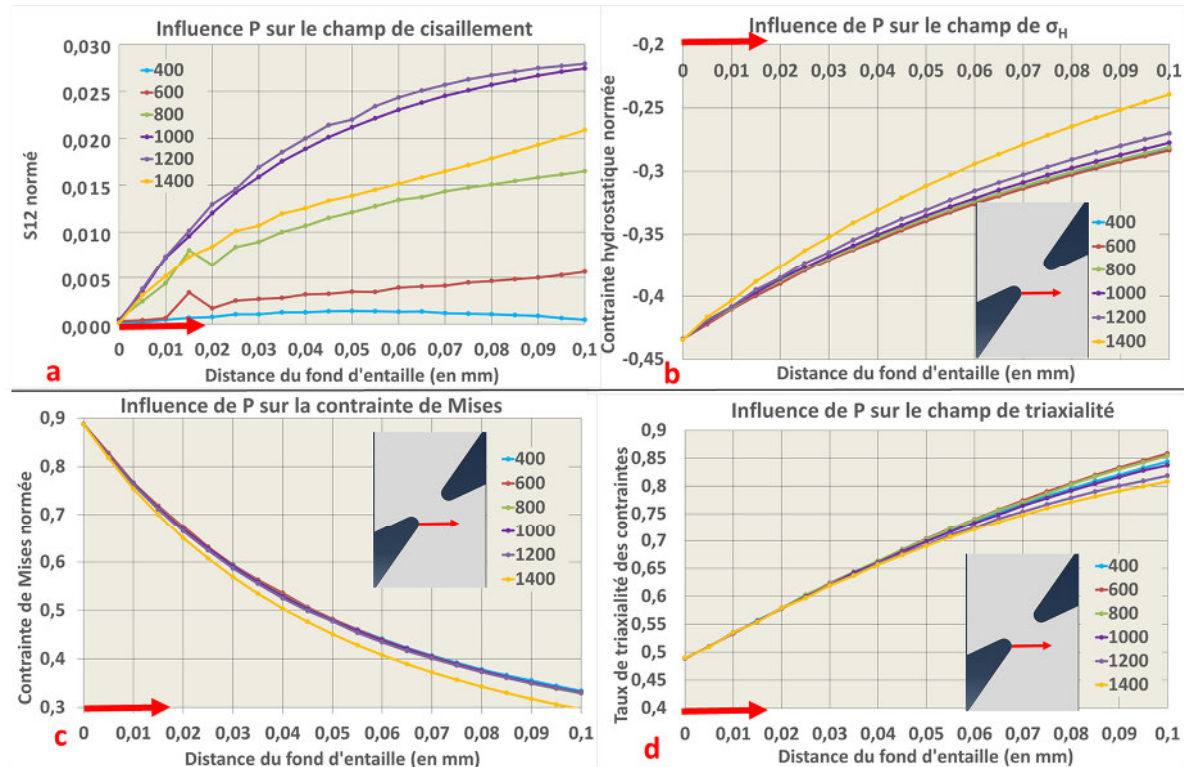


Figure II-18: Concentration des contraintes de Mises due à la profondeur des entailles

La Figure II-19 présente les champs de contrainte de 2 entailles inclinées en face à face. Le rayon et l'inclinaison des entailles sont fixés respectivement à 200  $\mu\text{m}$  et 40°. Ce qui est présenté est donc l'influence de la profondeur sur les champs de contraintes. Le cisaillement (a), la contrainte hydrostatique (b), la contrainte de Mises (c) et la triaxialité des contraintes (d) ont été représentés. Il apparaît clairement que la plupart des champs restent assez semblables quel que soit la profondeur d'entaille considérée. Ainsi, la part de la contrainte de Mises, de la contrainte hydrostatique et de la triaxialité des contraintes restent du même ordre pour toute la gamme de profondeur considérée.



**Figure II-19 : Effet de la profondeur des entailles sur les champs mécaniques en présence de 2 entailles**

Par contre, il y a une forte évolution sur le champ de cisaillement. Ainsi, la part de cisaillement dans le chargement mécanique augmente jusqu'à un maximum lorsque  $P=1200 \mu\text{m}$  avant de redescendre pour la dernière profondeur considérée.

Si l'on considère les champs normalisés, seul le cisaillement est fortement impacté par la modification de la profondeur des entailles. On pourra donc utiliser l'interaction entre les entailles pour augmenter la part de cisaillement vue par l'éprouvette sans modifier de façon notable les autres composantes.

Au début de l'étude, il avait été imaginé que la direction de fissuration initiale serait entre les 2 entailles dans la direction du ligament le plus fin. Il s'agit de la direction que porte la valeur « D » de la Figure II-17. Ce chemin de fissuration aurait induit plus de cisaillement. Mais les essais ont montré que les fissures amorcent et propagent dans la direction perpendiculaire au chargement partie 3.2.1.1 du Chapitre III), ceci explique pourquoi seule cette direction a été analysée dans les calculs éléments fini.

### 3.3. Caractérisations géométriques des entailles

Un des objectifs majeurs de cette thèse était d'encadrer un chargement de fretting-fatigue avec des essais sur entailles. Cet encadrement portant sur le gradient des contraintes, sur la triaxialité et le cisaillement. Dans cette optique, différentes géométries d'entaille ont été utilisées. Cette partie s'attache à présenter ces différentes géométries. Nous commençons par la géométrie des éprouvettes « saines » (avant que la préparation de surface ou l'usinage des entailles soit faites) pour ensuite présenter les éprouvettes lisses avec une surface meulée puis les différentes géométries avec une ou plusieurs micro-entailles.

#### 3.3.1. Géométrie de l'éprouvette lisse

La Figure II-20 présente la géométrie des éprouvettes saines de l'étude. On y trouve aussi les états de surfaces. Ces éprouvettes ont la particularité de ne pas avoir une section rectangulaire mais avec un arrondi sur les bords. Cette géométrie particulière a une double vocation. La première est de permettre l'étude d'un effet de volume sur entailles en modifiant l'épaisseur des éprouvettes (3 mm sur le plan). Cette possibilité n'a finalement pas été utilisée durant cette thèse. La seconde utilité de ce bord cylindrique est d'interagir avec l'entaille et d'accélérer la chute des contraintes à l'approche de la surface tournée. Ceci nous permet d'éviter les amorçages en coin qui seraient influencés par l'état de surface tournée. La Figure II-39 dans la partie 5.1.4 présentera une illustration de ce phénomène de diminution des contraintes quand l'entaille s'approche de la surface libre cylindrique.

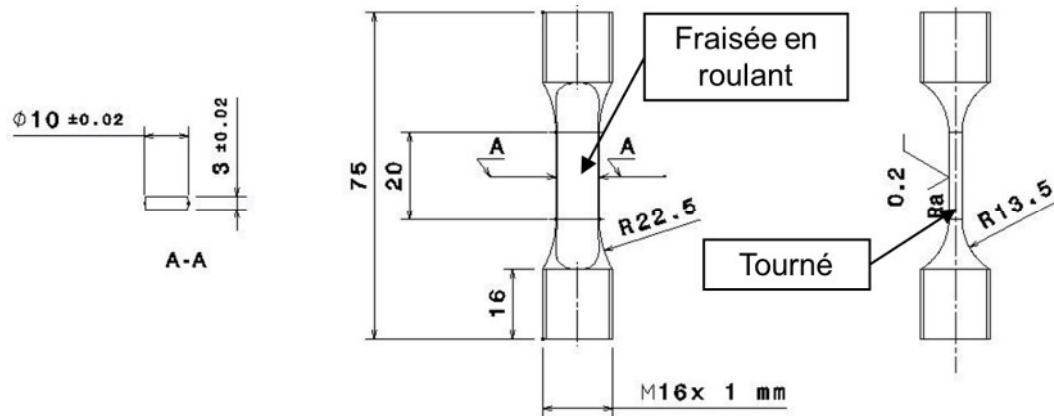


Figure II-20 : Plan des éprouvettes d'essai sans entaille

### 3.3.2. Eprouvettes de référence

Il a été mis en avant précédemment (2.3 du Chapitre I) que la tenue à la fatigue à grand nombre de cycles dépendait largement de l'état de surface considéré. Cela conduit à la nécessité d'avoir des données de fatigue correspondant à notre état de surface. Les éprouvettes « de référence » ont été réalisées afin de répondre à cet impératif. Ces éprouvettes ont le même état de surface que les différentes entailles ou éprouvettes de fretting-fatigue mais sans avoir de concentration de contrainte. Elles ont donc la même géométrie que les éprouvettes lisses mais avec un état de surface meulé à la place de l'état de surface fraisé.

Ces éprouvettes ont la même géométrie que les éprouvettes saines mais la surface fraisée en roulant a été meulée sur une profondeur d'environ 100  $\mu\text{m}$  avec des meules quasi-plates ( $p=100$  mm) du même type que celles utilisées pour les micro-entailles (matériau, particules abrasives) et une méthodologie similaire (profondeur de passe, vitesse de rotation, vitesse d'avance).

En plus de permettre l'obtention de données de fatigue cohérentes pour notre étude, ces éprouvettes permettent d'étudier plus facilement l'intégrité des surfaces meulées par rapport à des entailles fines. Ainsi, la partie 4.3 présentera le contrôle de la rugosité et des contraintes résiduelles sur ces éprouvettes.

### 3.3.3. Eprouvettes avec une entaille, étude de l'effet de rayon de fond d'entaille

Ces éprouvettes ont été les premières utilisées afin d'étudier l'effet des micro-entailles. Elles se basent donc sur la géométrie saine (Figure II-20), mais avec une micro-entaille en V supplémentaire. Pour cette partie de l'étude, la profondeur, l'inclinaison et l'angle d'ouverture des entailles (cf Figure II-14) sont fixés respectivement à 500  $\mu\text{m}$ ,  $0^\circ$  et  $30^\circ$ . Il y a 3 rayons de fond d'entaille différents : 50  $\mu\text{m}$ , 200



$\mu\text{m}$  et  $500\ \mu\text{m}$ , correspondant chacun à une géométrie de micro-meule. La Figure II-21 illustre le positionnement d'une entaille sur une éprouvette et présente en même temps les différents états de surface.

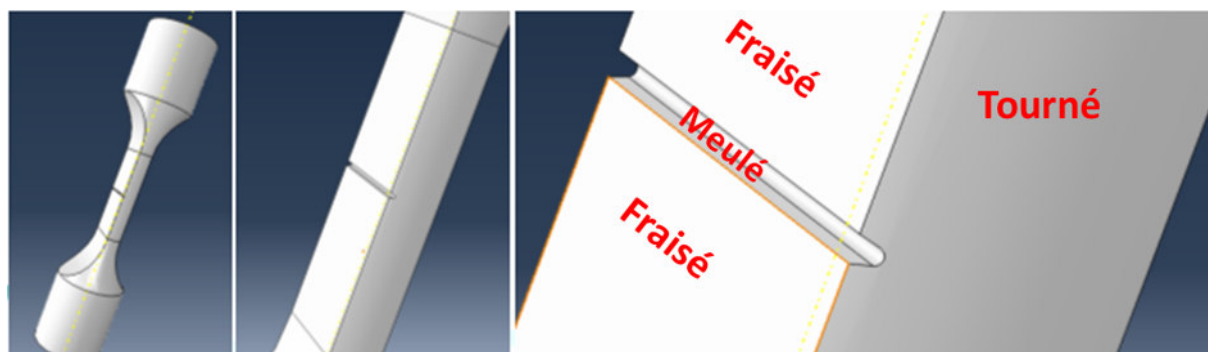


Figure II-21 : Positionnement et état de surface d'une entaille sur les éprouvettes

La Figure II-22 expose les géométries idéales réalisées sur Abaqus pour les 3 types d'entaille ainsi que des exemples d'entailles obtenues par meulage. On peut y voir que l'étude couvre un domaine assez large de profil d'entaille, avec des rayons de fond d'entaille de  $50\ \mu\text{m}$  (a et d),  $200\ \mu\text{m}$  (b et e) et  $500\ \mu\text{m}$  (c et f). Les entailles vont d'un domaine se rapprochant du défaut circulaire pour le rayon de  $500\ \mu\text{m}$  à une entaille en V très sévère  $\rho/P \approx 10$  pour le rayon de  $50\ \mu\text{m}$ . Ces rayons ont été choisis afin d'avoir un encadrement du domaine de gradient des essais de fretting-fatigue. En effet, il sera vu dans la partie 5.2 que le rayon de fond d'entaille de  $200\ \mu\text{m}$  permet d'obtenir des gradients comparables au fretting-fatigue.

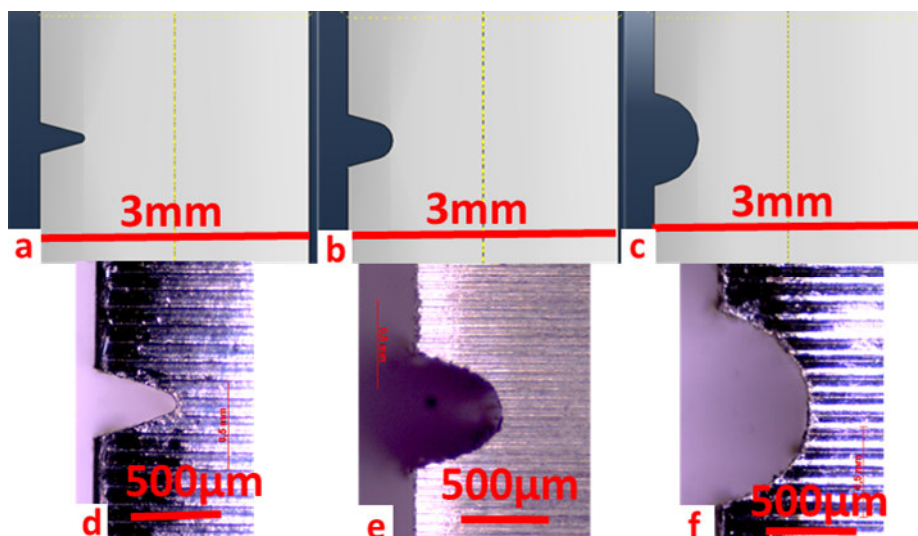


Figure II-22 : Géométries d'entaille étudiées

Ces éprouvettes permettront d'étudier l'influence du rayon de fond d'entaille sur la limite de fatigue.

### 3.3.4. Eprouvettes avec 2 entailles inclinées

Comme annoncé précédemment, ces éprouvettes serviront à se rapprocher des champs de contraintes correspondant au fretting-fatigue. Les calculs par éléments finis qui seront présentés dans la partie 5 ont permis de choisir une géométrie optimisée. Les paramètres géométriques présentés dans la Figure II-14 correspondant à cette optimisation sont repris dans le Tableau II-2.

| $\rho$ (en $\mu\text{m}$ ) | P (en $\mu\text{m}$ ) | $\theta_i$ (en $^\circ$ ) | $\theta_o$ (en $^\circ$ ) | D (en $\mu\text{m}$ ) |
|----------------------------|-----------------------|---------------------------|---------------------------|-----------------------|
|----------------------------|-----------------------|---------------------------|---------------------------|-----------------------|

|     |      |    |    |     |
|-----|------|----|----|-----|
| 200 | 1200 | 40 | 30 | 905 |
|-----|------|----|----|-----|

Tableau II-2 : Paramètres géométriques des entailles de comparaison au fretting-fatigue

Il convient aussi désormais de définir la « distance entre les 2 entailles » notée « D ». La distance minimale entre 2 points appartenant chacun à une entaille a été choisie. Cette définition est illustrée par la Figure II-23.

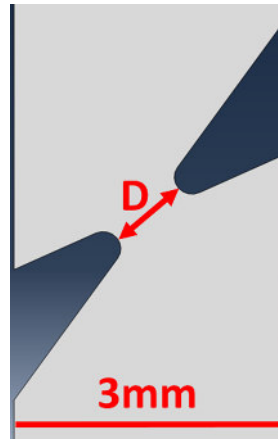


Figure II-23 : Géométrie de comparaison au fretting-fatigue et définition de la distance inter-entailles

En théorie, récupérer cette valeur est simple vu que cette distance est portée par l'axe médian des entailles. En connaissant la profondeur des entailles, l'épaisseur de l'éprouvette et l'inclinaison des entailles, le calcul est celui de l'équation ( II.1).

$$D = \frac{e - 2 * (P - \rho + \rho * \cos \theta_i)}{\cos \theta_i} \quad (\text{II.1})$$

En pratique cette donnée est un peu plus ardue à obtenir. En effet, nous verrons dans la partie 4.2.2 que ces entailles sont sujettes à des petites erreurs d'alignement lors de la fabrication ajoutant un nouveau paramètre dans cette équation.

Afin de limiter ces désalignements, un effort supplémentaire a été fourni sur la méthodologie pour usiner ces entailles. En effet, un retournement de l'éprouvette est nécessaire au moment de commencer l'usinage de la seconde entaille. Si le montage utilisé permet de garder de façon correcte l'angle d'inclinaison des entailles, il est nécessaire de procéder à un « recalage » au niveau de l'alignement des entailles. Pour cela, un outil de contrôle par imagerie optique (visible sur la Figure II-12) a été mis en place pour obtenir une précision maximale (de l'ordre de quelques dizaines de microns). La Figure II-24 présente le type d'images obtenu avec l'outil en question.

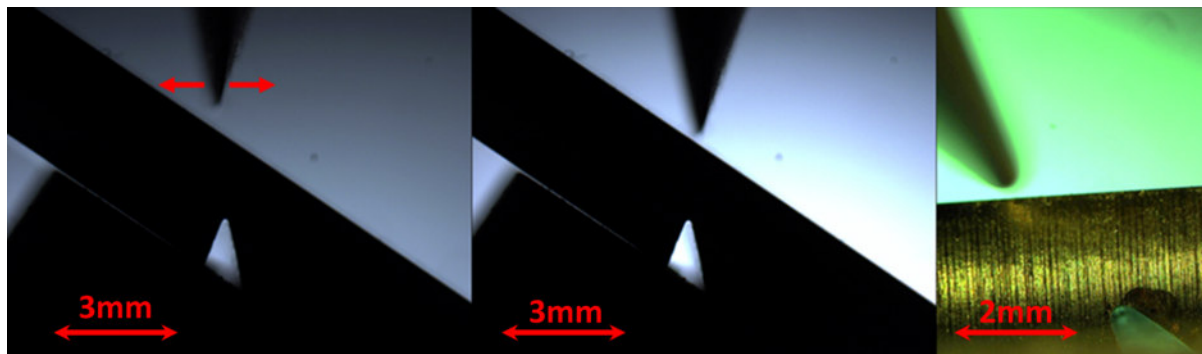


Figure II-24 : Recalage optique de la meule en face de l'entaille

Tout le travail de ce recalage est d'aligner au mieux l'image de la meule avec celle de l'entaille avant de commencer l'usinage. Ce procédé a permis d'améliorer la précision jusqu'à quelques dizaines de microns. La partie 4.2 présentera ces résultats géométriques en détail.

### À retenir

- ▶ Des surfaces usinées en meulage sens transverse (lisse et entailles)
- ▶ Choix de faire des entailles en V dépendant de  $\rho$ ,  $P$ ,  $\theta_i$  et  $\theta_o$  (cf Figure II-14)
- ▶ Le choix de  $\rho$  permet de choisir la gamme de gradient des contraintes
- ▶ L'inclinaison et la présence de 2 entailles en « face à face » permet d'augmenter la part de cisaillement dans le champ de contrainte à fond d'entaille
- ▶ Les limites de fatigue sur éprouvettes lisses seront obtenues sur les éprouvettes « de référence » qui possèdent une préparation de surface similaire aux autres éprouvettes
- ▶ Une campagne d'essai sur des entailles isolées non inclinées permettra d'étudier l'influence du rayon de fond d'entaille ( $\rho$ )
- ▶ Une campagne d'essai sur des éprouvettes avec 2 entailles inclinées en « face à face » permettra la comparaison avec les essais de fretting-fatigue

## 4. Contrôles géométriques et état de surface

Cette partie de l'étude a pour objectif de vérifier la précision des usinages effectués au niveau des entailles. Elle est nécessaire afin de pouvoir estimer l'approximation effectuée lorsque nous assimilons les éprouvettes d'essai à l'éprouvette possédant une géométrie idéale. La totalité des éprouvettes a subi un contrôle géométrique afin de pouvoir écarter celles s'éloignant trop de la géométrie voulue ou, le cas échéant, recalculer leur champ de contrainte en utilisant leur géométrie réelle. Pour commencer, les différentes méthodes de mesure seront présentées. Les résultats de ces contrôles seront décrits et commentés. Puis les contrôles des états de surface seront effectués afin de finir la définition des éprouvettes. La définition sera alors complète sur les éprouvettes entaillées et pourra à terme être comparée aux éprouvettes de fretting fatigue que ce soit au niveau du champ de contraintes mais aussi au niveau de l'intégrité de surface.

### 4.1. Méthodes de mesures

Différentes méthodologies ont été utilisées afin de mesurer la géométrie des entailles. Les principes de mesure et l'utilisation de chacune des méthodes seront présentés dans cette partie.

#### 4.1.1. Analyse de répliques par microscopie optique

Le contrôle géométrique par découpe de répliques polymère est une méthode classique utilisée sur les défauts. Les avantages sont qu'elle est non destructive, facile à mettre en œuvre et possède une précision suffisante pour nos entailles (de l'ordre de quelques  $\mu\text{m}$ ). De plus, les répliques des entailles permettent la conservation d'une empreinte du défaut initial même après rupture de l'éprouvette.

Ainsi, la Figure II-25 présente la méthode de fabrication d'une réplique d'entaille. De gauche à droite sur les photos, 2 monomères sont mélangés (a) avant d'étaler le mélange sur nos entailles (b). Une fois



la polymérisation finie, nous obtenons un négatif de l'entaille (c) qui est analysé en découpant selon 3 lignes représentées en rouge sur l'image. Il reste alors 2 tranches de 3 à 4 mm d'épaisseur.

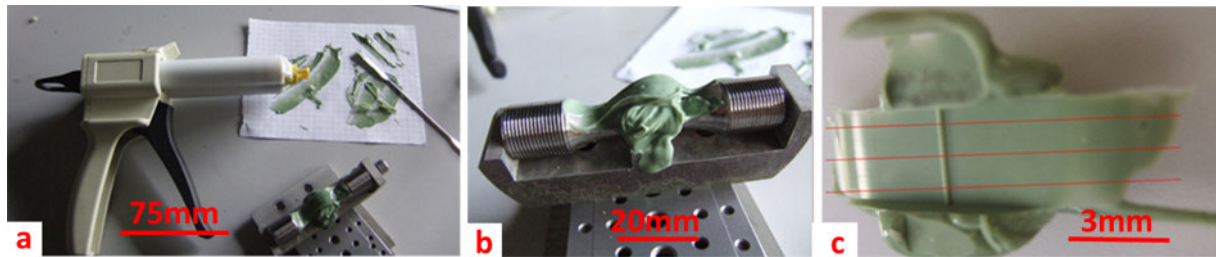


Figure II-25 : Fabrication des répliques des entailles

Ces tranches sont ensuite analysées avec une loupe binoculaire. Un exemple d'image obtenue est présenté sur la Figure II-26. De gauche à droite, nous retrouvons l'image brute (a), l'analyse des angles de l'entaille (b) et enfin l'analyse de la profondeur (c). Il est utile de noter qu'ayant 2 sections par entailles avec chacune 2 faces, nous avons 4 analyses de ce type à faire par entaille. Ceci permet d'avoir une première vision sur la répétabilité de nos mesures. Il est aussi possible de vérifier si certains paramètres évoluent le long des entailles. Dans les faits, l'évolution est seulement notable sur certaines éprouvettes pour la profondeur. C'est pourquoi dans les résultats, la profondeur minimale ( $P_{\min}$ ) et la maximale ( $P_{\max}$ ) seront présentées.

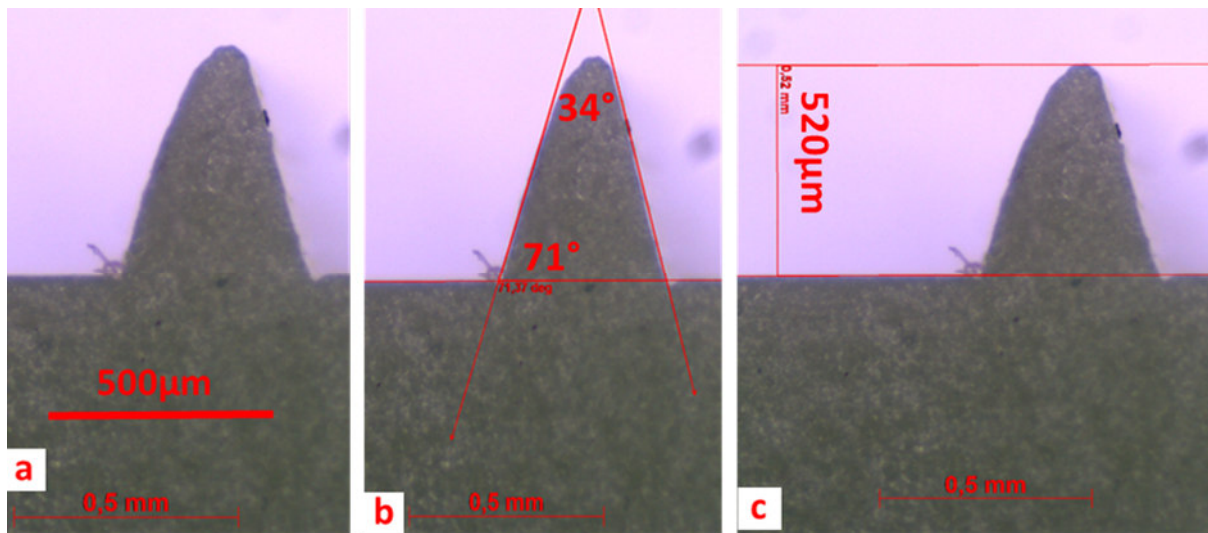


Figure II-26 : Analyse des répliques par microscopie optique

Pour le rayon de fond d'entaille, il est obtenu par construction géométrique sur papier, ce qui clos la recherche des paramètres géométriques. La non-symétrie qui est notable sur certaines entailles fines (comme celle ci-dessus) semble être attenante à la première méthodologie d'usinage car on ne retrouve pas ces défauts avec la méthode suivante. Pour le moment, l'explication retenue est que le premier dispositif d'usinage manquait de rigidité et fléchissait sous les efforts de coupe. Cette légère dissymétrie n'a qu'une influence négligeable sur le champ de contrainte et ne sera pas prise en compte.

### 4.1.2. Contrôle 3D par microscopie optique

Cette seconde méthode de mesure utilise un microscope optique capable de faire des prises d'image successives à des hauteurs différentes afin de reconstruire une image 3D. La Figure II-27 illustre ce que le microscope peut faire comme reconstruction 3D sur une de nos entailles. La précision des images 3D dépend de l'objectif mais peut descendre jusqu'à environ 1  $\mu\text{m}$  pour les objectifs à plus fort

grandissement. La précision est donc en accord avec les données recherchées mais ne permet pas une analyse de la rugosité.

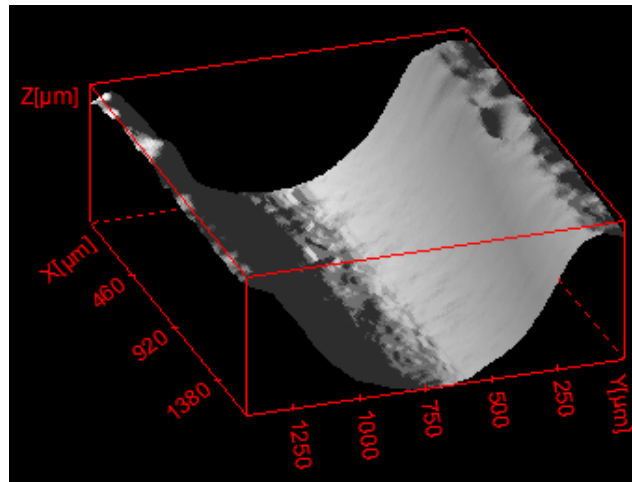


Figure II-27 : Profil 3D d'un fond d'entaille par microscopie optique ( $\rho=500\mu\text{m}$ )

A partir de ces images 3D, des profils de profondeur sur des plans (Y,Z) sont obtenus. La Figure II-28 illustre un profil obtenu par cette méthode. Le rayon et la profondeur de l'entaille sont alors calculés en analysant le profil.

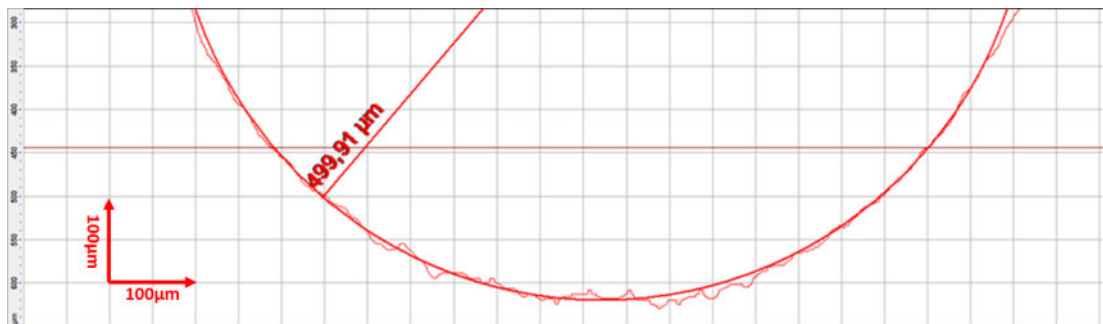


Figure II-28 : Profil 2D d'une entaille, permettant de mesurer  $\rho$  ( $\rho=500\mu\text{m}$ )

Pour augmenter la précision des contrôles géométriques, 3 images 3D de chaque entaille sont prises (à différents endroits) et 3 profils par image 3D sont analysés. Ce qui donne 9 jeux de paramètres géométriques par entaille (un jeu pour chaque profil). Ceci permet d'avoir une bonne vision de la variation de mesure sur une entaille. Ces variations peuvent provenir de la méthode de mesure mais aussi de modification progressive de la géométrie le long de l'entaille (comme pour la profondeur par exemple).

Cette méthode de mesure a été préférée à la précédente car elle permet de faire les mêmes mesures, de garder une trace de l'entaille après essais (on garde le format 3D) et est plus précise. Il a en effet été montré que le post traitement des répliques menait à une variation des valeurs de plus de  $5\mu\text{m}$  ( $\pm 10\%$ ) pour mesurer un rayon de fond d'entaille de  $50\mu\text{m}$  là où la microscopie 3D variait seulement de 1 à  $2\mu\text{m}$  ( $\pm 4\%$ ). Du fait de la similitude des valeurs obtenues pour les autres côtes mesurées, les 2 méthodes ont été conservées pour les entailles de rayons différents de  $50\mu\text{m}$ .

### 4.1.3. Contrôles en microscopie optique par le côté

Une méthodologie particulière légèrement simplifiée a dû être développée pour contrôler les éprouvettes possédant 2 entailles inclinées (partie 3.3.4). En effet, une inclinaison importante des entailles rend impossible le contrôle direct par microscopie du fait de l'encombrement de l'éprouvette.

Les 2 méthodes précédentes échouent aussi à étudier les 2 entailles en même temps. De fait, il a été choisi d'observer les entailles « par les côtés ». En observant en optique nos éprouvettes, nous pouvons obtenir des images comme celle présentée sur la Figure II-29.

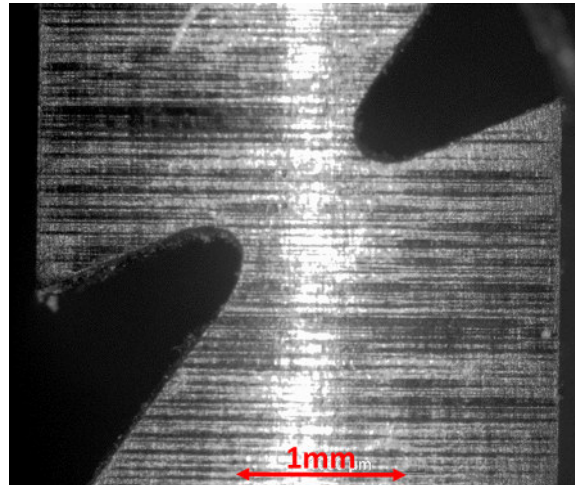


Figure II-29 : Contrôle optique d'alignement des entailles ( $\rho = 200\mu\text{m}$ ,  $P = 1200\mu\text{m}$ )

Ces images permettent de mesurer les différents paramètres géométriques nécessaires au contrôle des entailles. Les deux côtés des éprouvettes sont observés. En plus des éléments géométriques correspondant à une entaille, cette méthodologie permet de contrôler la précision géométrique du positionnement d'une entaille par rapport à l'autre. Ceci a permis de mettre en avant des erreurs d'alignement entre les entailles de ce type d'éprouvette. L'erreur d'alignement des entailles ( $\delta g$ ) est définie à partir de l'axe médian des entailles. Le système de retournement des entailles permet de garder une direction fixe pour l'axe médian, il est donc possible de définir la distance entre ces deux axes parallèles sur les images. Par définition sur les entailles inclinées, un  $\delta g$  est positif s'il éloigne les entailles et est négatif s'il les rapproche. La Figure II-30 illustre la définition de ce paramètre.

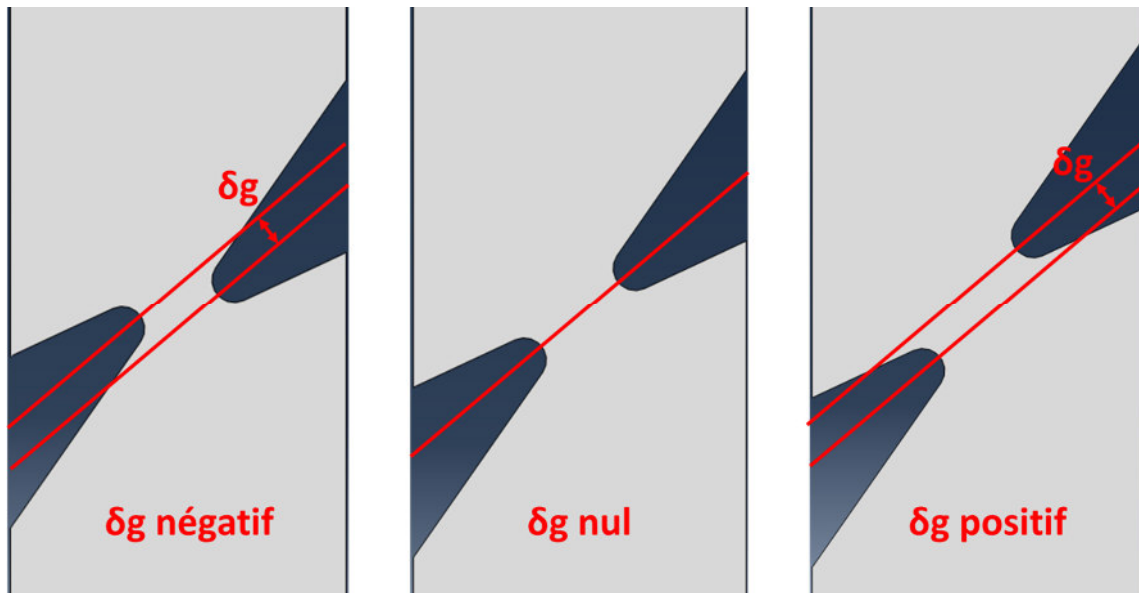


Figure II-30 : Définition du paramètre de désalignement des entailles

Ce nouveau paramètre géométrique a de plus tendance à évoluer le long de l'entaille. En effet les valeurs de  $\delta g$  ne sont pas les mêmes d'un côté et de l'autre des éprouvettes. Du fait de l'importance de ce paramètre sur l'interaction entre les entailles, ces variations seront étudiées dans les simulations.

Contrairement aux deux autres méthodes, celle-ci présente quelques limitations. Elle ne permet pas de garder d'empreintes (3D numérique ou réplique) de nos entailles. De plus, elle ne permet de faire que deux mesures sur chaque éprouvette. Cette méthode sera néanmoins conservée pour les éprouvettes avec deux entailles car elle est la seule des 3 à disposition capable de visualiser le positionnement de ces entailles l'une par rapport à l'autre. La tomographie aurait aussi pu être une solution intéressante pour obtenir la géométrie 3D des 2 entailles mais n'a pas été testée.

### 4.2. Précision géométrique des entailles

Les résultats des contrôles géométriques seront présentés dans cette partie. L'objectif est de quantifier la variation des paramètres géométriques d'une entaille à l'autre afin de pouvoir à terme définir les différences sur les champs mécaniques induit par ces variations. Comme précédemment, les entailles isolées seront traitées en première avant d'étudier les éprouvettes avec 2 entailles.

#### 4.2.1. Entaille unique

|               | Rayon d'entaille           | Profondeur minimale            | Profondeur maximale | Angle d'inclinaison | Ouverture de l'entaille |
|---------------|----------------------------|--------------------------------|---------------------|---------------------|-------------------------|
| Eprouvette n° | $\rho$ (en $\mu\text{m}$ ) | $P_{\min}$ (en $\mu\text{m}$ ) | $P_{\max}$ (en mm)  | $\theta_i$ (en °)   | $\theta_o$ (en °)       |
| A3            | 455                        | 490                            | 520                 | 1,25                | 34,74                   |
| A5            | 199                        | 450                            | 530                 | 1,97                | 34,42                   |
| A6            | 50,5                       | 510                            | 530                 | 1,19                | 34,56                   |
| A7            | 514                        | 500                            | 510                 | 1,43                | 38,47                   |
| A8            | 48,4                       | 490                            | 540                 | 0,54                | 33,97                   |
| A9            | 188                        | 470                            | 500                 | 0,38                | 36,8                    |
| A10           | 513                        | 520                            | 520                 | 1,7                 | 37,32                   |
| A12           | 199                        | 440                            | 500                 | 1,15                | 34,72                   |
| A13           | 49                         | 500                            | 530                 | 0,82                | 34,96                   |
| A14           | 56                         | 480                            | 510                 | 1,77                | 34,5                    |
| A15           | 52                         | 480                            | 520                 | 0,78                | 34,71                   |
| A16           | 504                        | 450                            | 510                 | 1,35                | 36,42                   |
| B1            | 53                         | 480                            | 510                 | 1,56                | 34,64                   |
| B2            | 202                        | 490                            | 520                 | 0,12                | 36,97                   |
| B3            | 202                        | 490                            | 500                 | 1,05                | 32,49                   |
| B4            | 67                         | 470                            | 470                 | 1,2                 | 34,1                    |
| C2            | 81                         | 480                            | 500                 | 0,65                | 33,2                    |
| C5            | 63                         | 480                            | 490                 |                     |                         |
| C6            | 61                         | 475                            | 500                 |                     |                         |
| C7            | 64                         | 500                            | 510                 |                     |                         |
| C8            | 61                         | 480                            | 500                 |                     |                         |
| C10           | 53                         | 470                            | 510                 |                     |                         |
| C12           | 53                         | 480                            | 510                 |                     |                         |
| C13           | 65                         | 490                            | 500                 |                     |                         |
| C14           | 65                         | 490                            | 500                 |                     |                         |
| C15           | 66                         | 480                            | 490                 |                     |                         |
| C16           | 62                         | 480                            | 520                 |                     |                         |
| C17           | 80                         | 520                            | 530                 |                     |                         |
| C18           | 103                        | 500                            | 510                 |                     |                         |
| D1            | 72                         | 480                            | 500                 |                     |                         |
| D2            | 76                         | 470                            | 500                 |                     |                         |
| D4            | 76                         | 510                            | 510                 |                     |                         |
| D6            | 73                         | 510                            | 520                 |                     |                         |
| D7            | 77                         | 490                            | 510                 |                     |                         |

Tableau II-3 : Géométrie des éprouvettes possédant une seule entaille (cf partie 3.3.3)

Le Tableau II-3 présente les différentes mesures effectuées sur les éprouvettes avec une entaille. Les différents paramètres géométriques (cf. Figure II-14 ) y sont analysés. Un code couleur indique si les valeurs observées sont dans l'intervalle admissible (vert) ou non (rouge). La définition des intervalles admissibles provient d'une analyse des résultats des calculs par éléments finis (partie 5.3). Il a ainsi été observé que le rayon et la profondeur pouvaient varier de 10% par rapport à la valeur nominale et les deux angles peuvent varier de plus de 10° sans engendrer plus de 5% de variation pour les champs de contraintes de Mises, hydrostatique et dans la direction de sollicitation en fond d'entaille.

L'analyse de ces résultats montre que la majorité des cotes sont respectées. Seule 1 valeur de profondeur et certains rayons sont hors intervalles. Pour les éprouvettes A12, A14 et C18, les erreurs sont probablement dues à de légères imprécisions lors de l'usinage (serrage des pièces, imprécision sur le contact, ...). Par contre, l'erreur sur  $\rho$  observée sur les éprouvettes B4 et suivantes est d'un autre ordre. En effet, la meule utilisée pour faire nos éprouvettes a été changée à l'occasion de l'éprouvette B4 et on remarque que le rayon n'est plus le même que sur les éprouvettes précédentes. Après plusieurs essais, il a été remarqué que le rayon de cette nouvelle meule était reproductible (autour de 70  $\mu\text{m}$  de rayon de fond d'entaille contre 50  $\mu\text{m}$  pour la première meule). Les usinages de la seconde meule sont donc à prendre à part des premiers résultats. Néanmoins, les résultats de ces essais pourront quand même être utilisés en prenant en compte des géométries proches de leur géométrie réelle plutôt que la géométrie initialement recherchée.

### 4.2.2. Eprouvettes de comparaison au fretting-fatigue possédant 2 entailles

Les résultats des contrôles géométriques sur les éprouvettes possédant deux entailles vont maintenant être présentés. Comme nous l'avons vu dans la partie 3.3.4, il y a un paramètre de contrôle géométrique supplémentaire pour ces éprouvettes. De plus, il va être nécessaire de différencier les 2 faces contrôlées. Par définition, la surface n°1 (notée S1) sera celle où les entailles sont positionnées en bas à gauche et en haut à droite. Inversement la surface n°2 (notée S2) est celle où les entailles sont positionnées dans les quartiers en haut à gauche et en bas à droite. Afin de garder une notation cohérente, les entailles seront aussi séparées. Ainsi, les entailles sur la partie haute de l'image seront notées E1 et celles sur la partie basse des images E2. La Figure II-31 illustre la définition de ces notations.

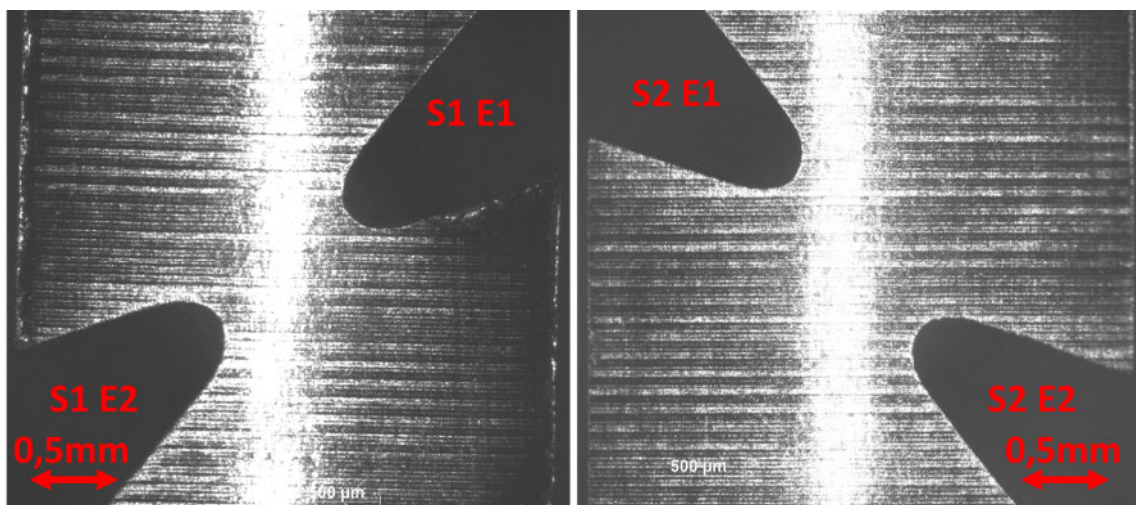


Figure II-31 : Notations utilisées pour contrôler les entailles inclinées



Le Tableau II-4 récapitule les données géométriques des éprouvettes possédant 2 entailles inclinées. L'analyse de ce tableau montre que les angles sont toujours aussi bien contrôlés que dans le cas des entailles droites, quelques degrés de différence au maximum. De plus, les angles sont bien conservés entre les deux entailles d'une même éprouvette et d'une face à l'autre. Par contre, les valeurs de profondeurs (P) et d'erreurs d'alignement ( $\delta g$ ) ont tendance à ne pas être les mêmes selon la face d'observation pour une même entaille. Ces 2 variations ont tendance à modifier la distance minimale entre les 2 entailles (D). Ces différentes variations et leurs impacts sur les champs de contraintes seront étudiés dans la partie 5.3. Il est intéressant de noter que généralement, une des valeurs de  $\delta g$  est très faible et l'autre a une valeur absolue plus importante. Ce fait montre que notre recalage (présenté sur la Figure II-24) est bon mais que l'alignement du montage n'est pas parfait et induit de légers défauts sur l'autre face.

Un code couleur a été mis en place afin de visualiser quelles sont les valeurs hors de l'intervalle cible (en rouge), celle qui sont au bord de l'intervalle cible (en orange) et celle qui sont dans l'intervalle cible (en vert). La précision ciblée a été définie par les résultats sur entailles isolées et par des calculs éléments finis dont les résultats seront présentés dans la partie 5.3.2. Les modifications du champ de contrainte induites par ces différences de géométrie seront aussi étudiées dans cette partie. Il a ici été choisi d'accepter les mêmes variations géométriques que pour les entailles isolées. Les calculs permettront donc de définir l'erreur commise sur les contraintes en assimilant les éprouvettes réelles à la géométrie idéale. Ce tableau illustre le fait que les différents objectifs de précision ont été atteints avec des erreurs ponctuelles sur certaines éprouvettes.

| Eprouvette n° | P(E1) en $\mu\text{m}$ | P(E2) en $\mu\text{m}$ | $\rho(E1)$ en $\mu\text{m}$ | $\rho(E2)$ en $\mu\text{m}$ | $\delta g$ en $\mu\text{m}$ | $\theta_i$ en ° | $\theta_o(E1)$ en ° |
|---------------|------------------------|------------------------|-----------------------------|-----------------------------|-----------------------------|-----------------|---------------------|
| D08 (S1)      | 1235                   | 1215                   | 217                         | 220                         | 110                         | 40              | 33                  |
| D08 (S2)      | 1232                   | 1193                   | 196                         | 204                         | 25                          | 41              | 33                  |
| D09 (S1)      | 1246                   | 1209                   | 198                         | 218                         | 80                          | 36              | 32                  |
| D09 (S2)      | 1228                   | 1276                   | 219                         | 212                         | 315                         | 36              | 35                  |
| D11 (S1)      | 1220                   | 1220                   | 200                         | 208                         | 20                          | 39              | 31                  |
| D11 (S2)      | 1375                   | 1235                   | 211                         | 202                         | 160                         | 39              | 33                  |
| D13 (S1)      | 1200                   | 1220                   | 184                         | 185                         | -41                         | 40              | 32                  |
| D13 (S2)      | 1209                   | 1213                   | 186                         | 194                         | 19                          | 40              | 34                  |
| D14 (S1)      | 1211                   | 1214                   | 183                         | 188                         | 11                          | 39              | 32                  |
| D14 (S2)      | 1241                   | 1297                   | 182                         | 186                         | 114                         | 39              | 31                  |
| D15 (S1)      | 1243                   | 1204                   | 197                         | 193                         | -19                         | 38              | 32                  |
| D15 (S2)      | 1221                   | 1224                   | 219                         | 191                         | 243                         | 38              | 32                  |

Tableau II-4 : Contrôles géométriques réalisés sur les entailles inclinées

### 4.3. Contrôle des états de surfaces

La partie 2.4 a mis en avant l'importance de l'état de surface et la nécessité de le contrôler. Cette partie présentera les résultats de ces contrôles. Ces valeurs ont plusieurs objectifs dans l'étude :

- Avoir une comparaison (partielle) entre les états de surface des éprouvettes de référence et éprouvettes entaillées
- Finir la définition des éprouvettes utilisées (rappelons que l'état de surface est un paramètre d'ordre 1 sur le comportement en fatigue à grand nombre de cycles)
- Avoir une base de comparaison des états de surface avec les essais de fretting-fatigue

Malheureusement, les éprouvettes de fretting-fatigue n'ont pas encore été contrôlées vis-à-vis de leurs états de surface. Les données correspondant à l'état de surface de nos essais seront donc

répertoriées ici mais ne pourront pas faire l'objet de comparaison avec le fretting-fatigue dans cette thèse. Les 2 paramètres étudiés ici sont la rugosité et les contraintes résiduelles.

### 4.3.1. Rugosité

La rugosité a été contrôlée sur deux éprouvettes différentes. Une éprouvette avec une micro entaille de 50 $\mu$ m de rayon et une éprouvette « de référence ». L'objectif de doubler la mesure était de vérifier si la rugosité des surfaces n'était pas modifiée par le passage d'une meule très fine (pour les micro-entailles) à une meule très large. Les mesures ont été effectuées par un microscope interférométrique qui permet notamment d'avoir une forte résolution en profondeur. Les images faites sur l'éprouvette possédant un rayon de fonds d'entaille de 50  $\mu$ m (a), ont dû subir un redressement (b) afin de s'affranchir du rayon de fond d'entaille. L'analyse a ensuite été menée de la même façon sur les deux éprouvettes. La Figure II-32 présente les différentes observations réalisées par interférométrie et le Tableau II-5 les jeux de paramètres de rugosité calculés.

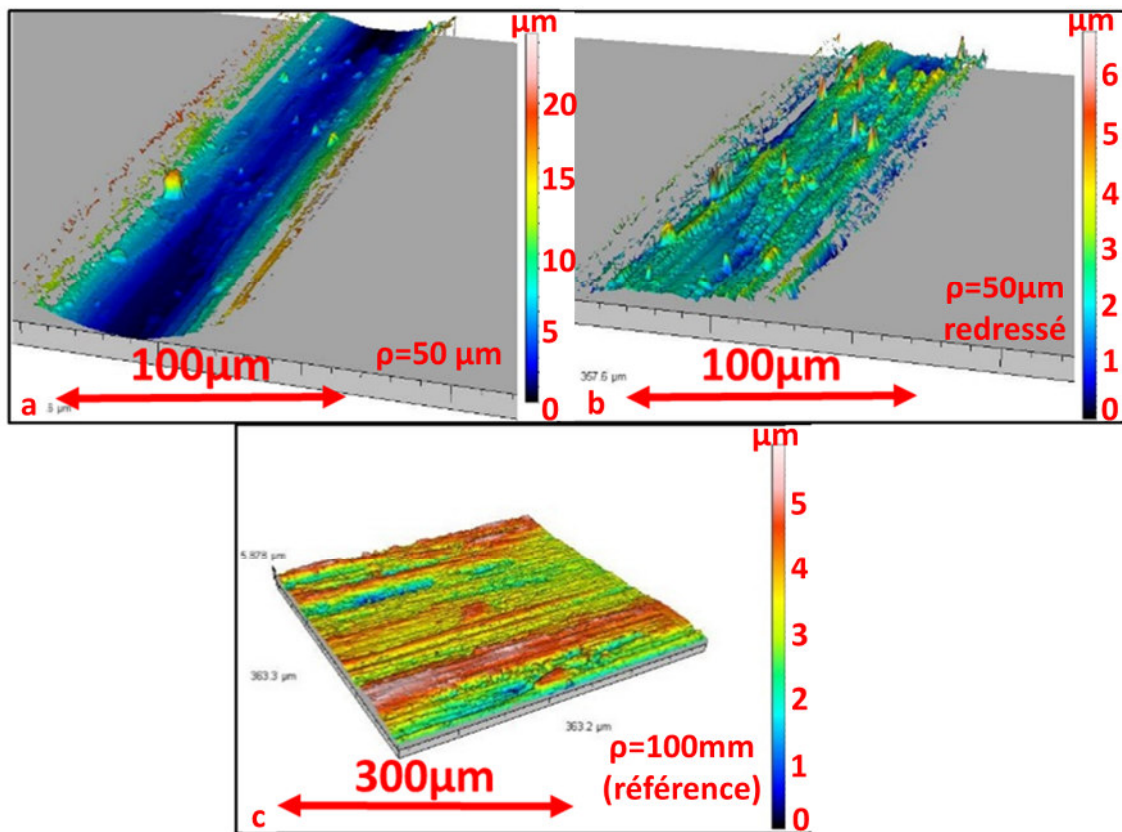


Figure II-32 Observation des surfaces meulées au microscope interférométrique

| Symbole | Nom de la variable                       | Entaille $\rho=50\mu\text{m}$ | Meulage plan (lisse) |
|---------|------------------------------------------|-------------------------------|----------------------|
| Sa      | Ecart moyen arithmétique de la surface   | 0,52 $\mu\text{m}$            | 0,69 $\mu\text{m}$   |
| Sq      | Ecart moyen quadratique de la surface    | 0,69 $\mu\text{m}$            | 0,88 $\mu\text{m}$   |
| Sp      | Hauteur max des pics de la surface       | 4,57 $\mu\text{m}$            | 2,33 $\mu\text{m}$   |
| Sv      | Profondeur max des vallées de la surface | 2,14 $\mu\text{m}$            | 3,55 $\mu\text{m}$   |
| St      | Profondeur totale de la surface          | 6,71 $\mu\text{m}$            | 5,88 $\mu\text{m}$   |
| Sz      | Hauteur « des dix points » de la surface | 6,69 $\mu\text{m}$            | 5,87 $\mu\text{m}$   |

Tableau II-5 : Paramètres de rugosité attendant au meulage

Ce tableau montre bien que les valeurs des paramètres de rugosité calculées pour les deux éprouvettes sont du même ordre. Seules les valeurs « maximales » diffèrent de façon significative, les valeurs



moyennes restant à environ 20% de différence. On peut conclure que les profils de rugosité sont proches entre les éprouvettes lisses et les fonds des micro-entailles. C'est un élément important afin de valider l'approche globale effectuée dans le but d'avoir des résultats « de référence » sur des éprouvettes lisses sans concentration de contrainte. En effet, pour que cette approche soit cohérente, il est nécessaire que les états de surface (microstructure, rugosité et contraintes résiduelles) soient les mêmes en fond d'entaille et sur les éprouvettes de référence.

La comparaison avec les éprouvettes de fretting-fatigue devrait être faite a posteriori dans la suite du projet COGNAC.

### 4.3.2. Contraintes résiduelles

Dans la même idée que pour la rugosité, les contraintes résiduelles ont été mesurées pour permettre une comparaison avec les éprouvettes de fretting-fatigue. Deux autres points ont été mis en avant pour justifier ce contrôle :

- Vérifier l'hypothèse que la procédure mise en place produisait de faibles niveaux de contraintes résiduelles
- Vérifier s'il y avait de la relaxation des contraintes résiduelles pendant l'essai

Ces questionnements ne faisant pas partie des axes principaux de l'étude, il a été décidé qu'une procédure avec une faible précision était suffisante. La diffraction des RX a été choisie. La norme NF EN 15305 a été utilisée pour procéder à l'analyse des mesures. Les analyses ont été effectuées sur 2 éprouvettes « de référence » (cf 3.3.1). Une de ces éprouvettes n'avait pas été testée mécaniquement et l'autre a été observée après rupture (sur une zone loin du faciès de rupture). Les observations sont faites selon les 2 directions de la surface. Notons « longitudinale » la direction de la sollicitation et transverse la direction orthogonale. L'analyse des contraintes se fait en surface et à 10  $\mu\text{m}$  de profondeur. La méthode possède une incertitude de 10 % sur la profondeur analysée et de 50 MPa sur les contraintes. Ces mesures ont été réalisées par Safran Aircraft Engines.

Le Tableau II-6 indique les valeurs de contraintes résiduelles obtenues.

| Avant essais                 |                   |                   | Après essais                 |                            |                  |
|------------------------------|-------------------|-------------------|------------------------------|----------------------------|------------------|
| Eprouvette B6                |                   |                   | Eprouvette C1                |                            |                  |
| Profondeur ( $\mu\text{m}$ ) | Contraintes (MPa) |                   | Profondeur ( $\mu\text{m}$ ) | Contraintes (MPa) $\pm 50$ |                  |
|                              | Sens longitudinal | Sens transverse   |                              | Sens longitudinal          | Sens transverse  |
| 0                            | -110 ( $\pm 50$ ) | -70 ( $\pm 50$ )  | 0                            | 0 ( $\pm 50$ )             | 100 ( $\pm 50$ ) |
| 10 $\pm 1$                   | -90 ( $\pm 50$ )  | -130 ( $\pm 50$ ) | 10 $\pm 1$                   | -10 ( $\pm 50$ )           | 80 ( $\pm 50$ )  |

**Tableau II-6 : Contraintes résiduelles mesurées avant et après essais**

La première observation qui peut être faite sur ces résultats est que les contraintes résiduelles sont faibles. Les valeurs de contraintes sont du même ordre de grandeur que l'incertitude de mesure (50 MPa contre environ 100 MPa avant essai). Il est donc difficile d'analyser finement les valeurs obtenues. Néanmoins, il est observé que la préparation de surface induit une légère compression en surface et à 10  $\mu\text{m}$  de profondeur dans les 2 directions (éprouvette B6). Ces contraintes semblent aussi se relaxer pendant l'essai jusqu'à devenir négligeables dans le sens longitudinal et avoir une légère traction dans le sens transverse après essai. Ces résultats permettent de valider le fait que la procédure utilisée pour préparer les surfaces induit peu de contraintes résiduelles. Dans la suite de l'étude, les contraintes résiduelles dans le sens longitudinal pourront être négligées vu que leurs valeurs sont assez faibles et qu'elles semblent se relaxer durant les essais. Il peut être supposé que la méthodologie d'essais utilisée (2.2 du Chapitre III) permette de relaxer ces contraintes avant l'amorçage du matériau.

Les éprouvettes de fretting-fatigue n'ont pas encore été étudiées vis-à-vis des contraintes résiduelles présentes avant essais et après le début des essais. Les comparaisons effectuées dans ce domaine pourraient dans l'avenir être d'une grande utilité dans la compréhension des ressemblances et différences entre fretting-fatigue et entailles. On peut en effet penser que les différences dans le mode de sollicitations modifieront le comportement de ces contraintes résiduelles. Les micro-entailles n'ont pas non plus pu être analysées, la méthode d'analyse ne pouvant être appliquée à des entailles très aiguës. L'hypothèse sera faite que les micro-entailles possèdent des contraintes résiduelles du même niveau que les éprouvettes plates et qu'elles pourront être négligées.

### 4.4. Conclusion

A ce niveau de l'étude, on peut avancer le fait que le processus d'usinage a été maîtrisé afin de produire des entailles avec la précision géométrique recherchée. L'utilisation de micro-meules a été un enjeu supplémentaire dans cette maîtrise, les usinages étant délicats. L'ensemble de cette recherche a été réalisée en accord avec les études de fretting-fatigue faites en parallèle dans le projet afin d'avoir le plus de cohérence possible dans la comparaison qui sera faite. En effet, le comportement en fatigue à grand nombre de cycles du titane est fortement dépendant de son état de surface (et donc du processus d'usinage). La rugosité, les contraintes résiduelles et les modifications de microstructures ont été étudiées. Les résultats sur la modification de microstructure (2.3.3) et sur la rugosité (4.3.1) ont permis de conclure que les états de surface étaient comparables dans le cas des éprouvettes de référence et des entailles. Les contraintes résiduelles ont pu être étudiées uniquement sur des éprouvettes de référence du fait de l'impossibilité de la technique utilisée à donner des résultats sur des surfaces non planes. Les contraintes résiduelles obtenues seront supposées du même ordre en présence d'entaille et donc de valeur négligeable. Ces éléments valident l'utilisation des éprouvettes de référence afin d'obtenir des données mécaniques vis-à-vis de la fatigue à grand nombre de cycles. A terme, ces données doivent aussi servir à une comparaison avec le fretting-fatigue. Nous sommes désormais en attente des résultats avec des éprouvettes de fretting fatigue afin de pouvoir conclure sur la similitude des états de surface.

#### À retenir

- ▶ Trois méthodes de mesure géométrique utilisées
  - ▶ Observations de coupes de répliques d'entailles
  - ▶ Reconstruction d'images 3D des entailles par microscopie optique
  - ▶ Observation des éprouvettes avec 2 entailles par le coté en microscopie
- ▶ Les précisions géométriques obtenues sont globalement bonne ( $\pm 10\%$  sur P et p)
  - ▶ Un problème inhérent au rayon d'une meule pour  $p=50\mu\text{m}$  a été détecté et nécessitera une attention particulière
- ▶ Les rugosités observées sont du même ordre sur les éprouvettes de référence et entaillées
- ▶ Les contraintes résiduelles sont faibles ( $< 100\text{ MPa}$ ) et semblent se relaxer durant les essais

## 5. Répartition spatiale des contraintes en présence de micro-entailles

A ce stade de l'étude, le matériau ainsi que les états de surface ont été caractérisés (parties 2 et 3). Les géométries cibles ont été définies (Partie 3.3). Pour finir de justifier l'utilisation de nos éprouvettes, il reste à présenter leurs champs de contrainte. L'obtention des champs mécaniques est important afin :

- ▶ D'avoir une ressemblance maximum des champs mécaniques entre éprouvettes entaillées et éprouvettes de fretting-fatigue
- ▶ Pouvoir utiliser des critères de fatigue se basant sur les contraintes au point chaud ou sur la répartition spatiale de celles-ci

Il a été choisi d'obtenir ces répartitions des contraintes en utilisant la méthode des éléments finis et le code de calcul ABAQUS. Cette partie commencera par présenter succinctement les modèles utilisés puis les différents éléments pris en compte afin d'assurer la robustesse des calculs et la bonne représentativité des simulations vis-à-vis des éprouvettes de l'étude. Les répartitions spatiales des contraintes seront ensuite présentées et analysées. Enfin l'impact d'imprécisions sur les paramètres géométriques présentés sur les Figure II-14 et Figure II-30 sera étudié.

### 5.1. Définition des modèles éléments finis

Afin de définir correctement nos modèles, il y a 4 éléments principaux à développer :

- ▶ Définition des hypothèses faites
- ▶ Définition de la géométrie
- ▶ Etude des symétries
- ▶ Définition des maillages

Ces éléments seront présentés succinctement ci-dessous.

#### 5.1.1. Géométrie des modèles éléments finis

Les géométries des éprouvettes utilisées lors des essais ont déjà été présentées dans la partie (3.3). Les géométries des modèles s'appuient sur ces géométries. Néanmoins, certains aménagements ont pu être faits sur certains modèles. Plusieurs types de modèles peuvent être séparés par leurs géométries :

- ▶ Les modèles complets qui prennent en compte l'éprouvette dans sa globalité. La géométrie utilisée est en 3D et prend en compte les têtes de l'éprouvette
- ▶ Les modèles « partie utile » qui prennent comme hypothèse que les contraintes sont homogènes à la sortie des têtes et qu'il est donc inutile de simuler les têtes des éprouvettes
- ▶ Les modèles 2D qui ne simulent qu'une tranche des éprouvettes en s'appuyant sur les hypothèses de déformations planes ou de contraintes planes.

Ces 2 dernières géométries de modèle correspondent à des simplifications du modèle complet et nécessiteront la vérification des hypothèses correspondantes. L'utilisation du modèle le plus simple qui représente correctement la réalité expérimentale est essentielle afin de limiter les temps de calculs. La Figure II-33 illustre les passages successifs (de gauche à droite) d'un modèle complet (a) à « partie utile » (b) puis à un modèle 2D (c).

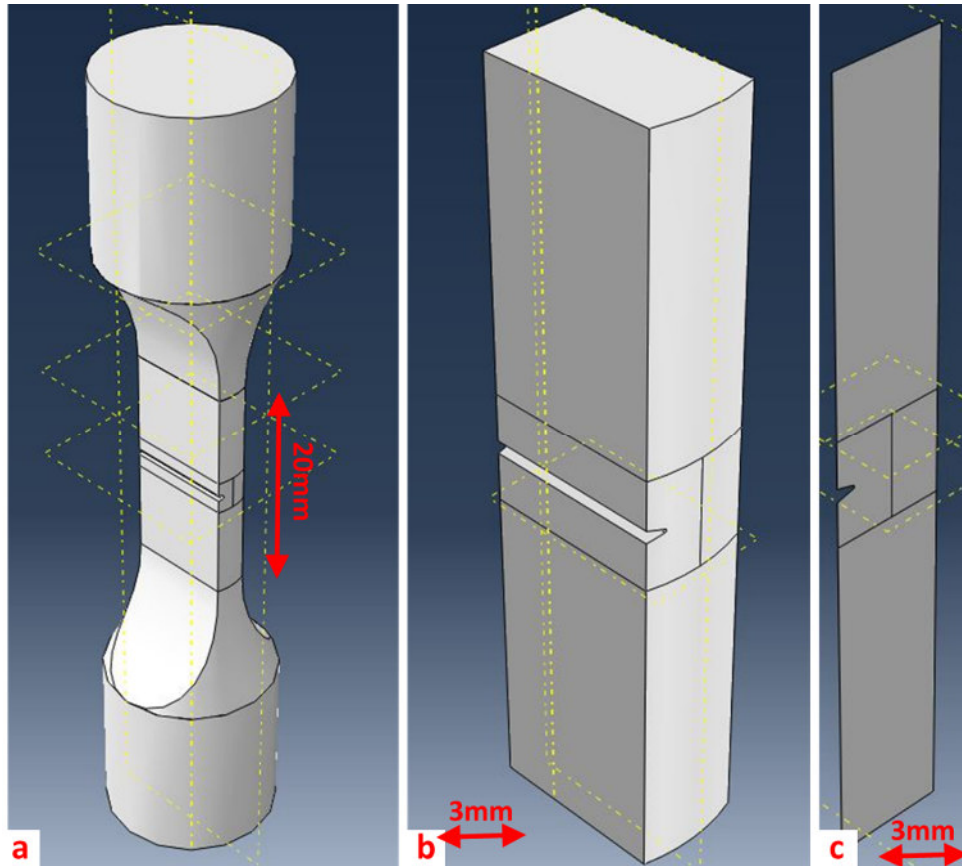


Figure II-33 : Modèles complet (a), partie utile (b) et 2D (c)

### 5.1.2. Symétries

Dans la même idée que l'optimisation des géométries utilisées afin de limiter les tailles et temps de calcul, les symétries permettent de réduire encore les tailles des modèles. Elles ont donc été étudiées. L'ensemble des symétries de l'ensemble des géométries ne sera pas développé ici, nous détaillerons juste le nombre de symétries dans chaque modèle présenté dans le Tableau II-7.

|            | Eprouvette avec une entaille unique non inclinée | Eprouvette avec deux entailles inclinées | Eprouvettes sans entailles |
|------------|--------------------------------------------------|------------------------------------------|----------------------------|
| Modèles 3D | 2                                                | 1                                        | 3                          |
| Modèles 2D | 1                                                | 0                                        | 2                          |

Tableau II-7 : Nombre de plans de symétrie pour chaque modèle

### 5.1.3. Choix des éléments et hypothèses

Après la géométrie et les symétries, plusieurs éléments doivent encore être définis et justifiés avant de faire les premiers calculs. Il est nécessaire de définir les types de mailles utilisées, la méthodologie de maillage et les lois de comportement utilisées.

Les éléments hexaédriques quadratiques (C3D10) sont utilisés pour les modèles 3D et les quadrilatères linéaires (CPS4, CPE4) pour les modèles 2D qu'ils soient en déformation planes ou en contraintes

planes. Le choix de ces éléments a été motivé par une plus grande stabilité des champs de contrainte avec les éléments hexaédriques comparativement à des calculs effectués avec des mailles tétraédriques. Les mailles quadratiques permettent d'obtenir une bonne prise en compte des zones à fort gradient en utilisant des tailles de maille plus élevées.

L'ensemble des modèles est réalisé avec une méthodologie de maillage permettant d'augmenter progressivement la taille de maille depuis le fond des entailles jusqu'au centre de la pièce. Cette méthodologie ne sera pas détaillée ici. Ces méthodologies s'appuient sur un seul paramètre «  $n$  » qui est la taille de maille au fond de l'entaille. Ce paramètre sera notamment utilisé dans la section suivante afin de définir la convergence au sens du maillage.

Enfin, il a été choisi d'utiliser une loi élastique linéaire isotrope qui s'appuie sur nos données matériau (Tableau II-1). Ce choix sous-entend l'hypothèse que les éprouvettes ne subiront pas de plasticité macroscopique pendant les essais. Cette hypothèse sera vérifiée à partir de  $Re_{0.2}$ . L'hypothèse sera considérée comme valide si la contrainte de Mises ne dépasse cette valeur à aucun endroit du modèle avec un chargement correspondant à la limite de fatigue. Il s'agit ici d'une simplification, les données cycliques auraient été plus pertinentes afin de prendre en charge la plasticité et l'adoucissement cyclique.

### 5.1.4. Robustesse des modèles

Une fois le modèle défini, il est nécessaire de réaliser les vérifications de rigueur quant au maillage utilisé. Ainsi, plusieurs types de convergences ont été vérifiés afin de garantir la robustesse du modèle. Plusieurs types de convergence existent, notamment :

#### ► Convergence au sens du maillage

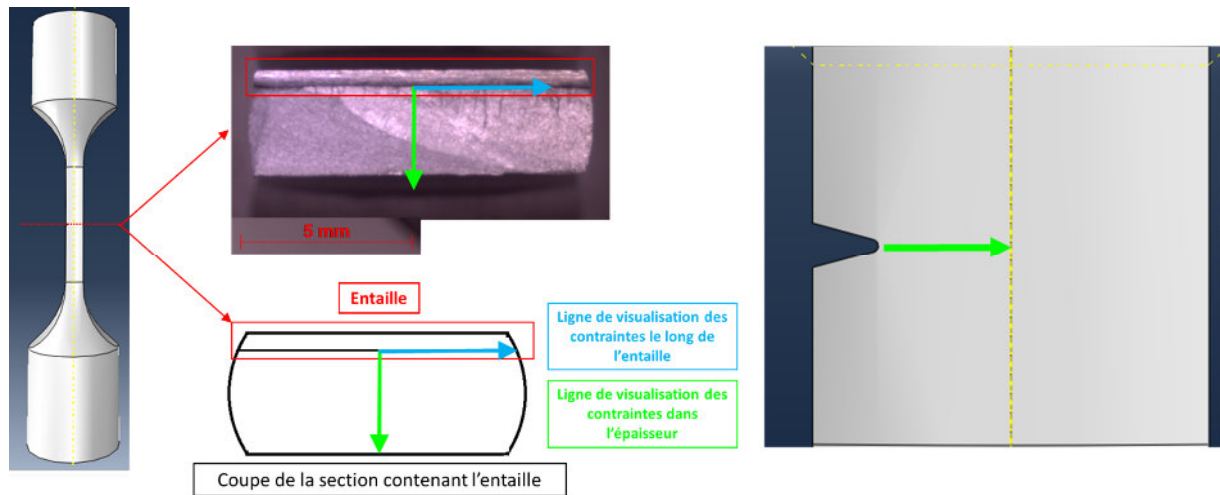
Il a été vérifié que les tailles de maille utilisées en fond d'entaille permettaient de bien prendre en compte les gradients de contrainte élevés que nous trouvons en fond d'entaille. La taille des éléments en fond d'entaille (de taille «  $n$  ») a ainsi été diminuée jusqu'à obtenir une convergence correcte (moins de 5% sur la contrainte dans la direction de sollicitation et  $\sigma_{VM}$ ). Le critère de convergence est expliqué

#### ► Convergence au sens des conditions aux limites

Quand un modèle simplifié est utilisé, c'est-à-dire les modèles « partie utile » et 2D, il est nécessaire de bien appréhender les conditions aux limites qu'il faut imposer au modèle afin de représenter au mieux la réalité. Ainsi, 2 approches ont été considérées. La première est de supposer la tête des éprouvettes infiniment rigide et d'imposer un déplacement plan sur le haut de la partie utile. La seconde est de considérer la tête comme « souple » et d'imposer une pression sur le haut de la partie utile. La convergence au sens des conditions aux limites est le fait de vérifier si ces 2 approches donnent des résultats différents. La convergence est atteinte si ces 2 résultats sont similaires ou du moins très proche (5% sur la contrainte dans la direction de sollicitation et  $\sigma_{VM}$ ).

#### 5.1.4.1. Post-traitements

Afin de présenter les résultats de ces convergences, il est nécessaire d'introduire les post-traitements qui seront effectués lors de cette étude. Ainsi, la Figure II-34 illustre les directions de post-traitement étudiées pour les éprouvettes possédant une entaille. On peut y voir une vue de coupe des éprouvettes au niveau du plan médian des entailles. Sur cette coupe, les deux directions de post-traitements privilégiées ont été indiquées et auront des utilités différentes.



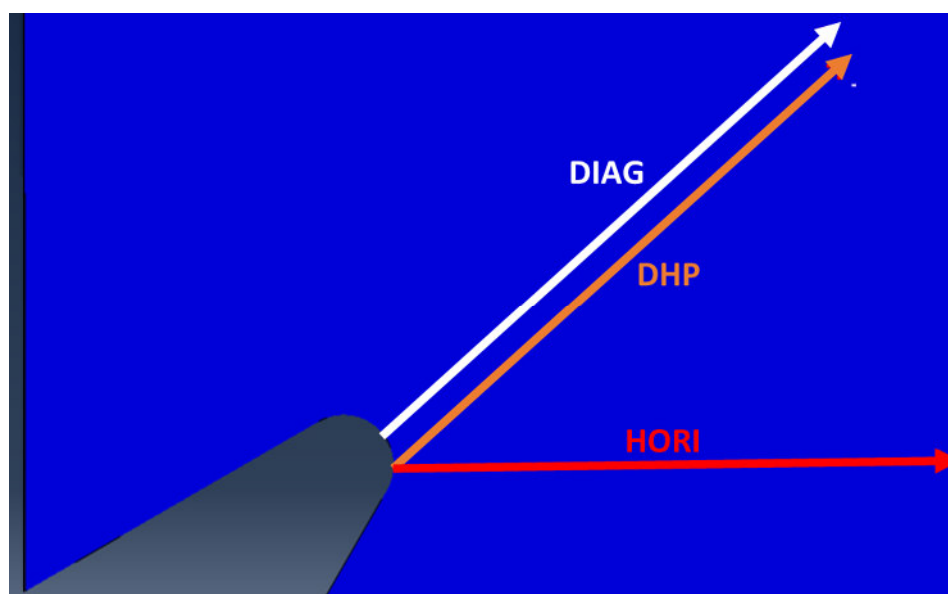
**Figure II-34 : Lignes de post traitement des calculs**

Pour les modèles avec 2 entailles inclinées, le cas est un peu plus complexe car plusieurs directions peuvent être considérées comme l'illustre la Figure II-35. Les directions privilégiées sont la direction horizontale (HORI), la direction diagonale (DIAG) et la direction diagonale à partir du point chaud (DHP).

La direction horizontale est justifiable dans l'hypothèse où ce serait le chargement qui pilote l'amorçage et le début de propagation. Les fissures vont donc s'amorcer et se propager dans un plan normal au chargement.

La direction diagonale part de l'hypothèse que l'interaction entre les deux entailles sera assez intense pour que la fissure préfère amorcer et se propager selon le plan minimisant la surface restante. Il s'agit du plan diagonal qui est porté par le plan médian des entailles.

La direction diagonale à partir du point chaud provient d'une hypothèse mixte, il est supposé que les champs mécaniques intenses en fond d'entaille sur le plan horizontal vont entraîner l'amorçage mais que l'interaction entre les deux entailles va rapidement prendre le dessus et entraîner la fissure dans la direction entre les deux entailles.



**Figure II-35 : Direction de post-traitement des modèles**



C'est le comportement expérimental qui tranche en faveur de la direction HORI. En effet, les fissurations se font selon cette direction (partie 3.2.1.1 du Chapitre III)

### 5.1.4.2. Convergence au sens du maillage

Comme annoncé précédemment, les convergences au sens du maillage ont été vérifiées afin de s'assurer que les modèles étaient capables de calculer correctement les champs de contrainte en présence de concentrations de contraintes importantes. Un paramètre de taille de maille en fond d'entaille «  $n$  » a été défini pour suivre les tailles des maillages. L'ensemble des tailles des mailles définies proches des entailles est proportionnelle à ce paramètre «  $n$  ». De fait, diviser ce paramètre par 2 revient à multiplier par 8 le nombre d'éléments d'un modèle 3D (ou par 4 pour un modèle 2D). La Figure II-36 illustre l'impact du paramètre «  $n$  » sur le maillage d'un modèle 2D sur une entaille avec  $\rho=50\text{ }\mu\text{m}$ . On y voit le passage d'un cas où  $n=20\text{ }\mu\text{m}$  (a) à un cas où  $n=10\text{ }\mu\text{m}$  (b).

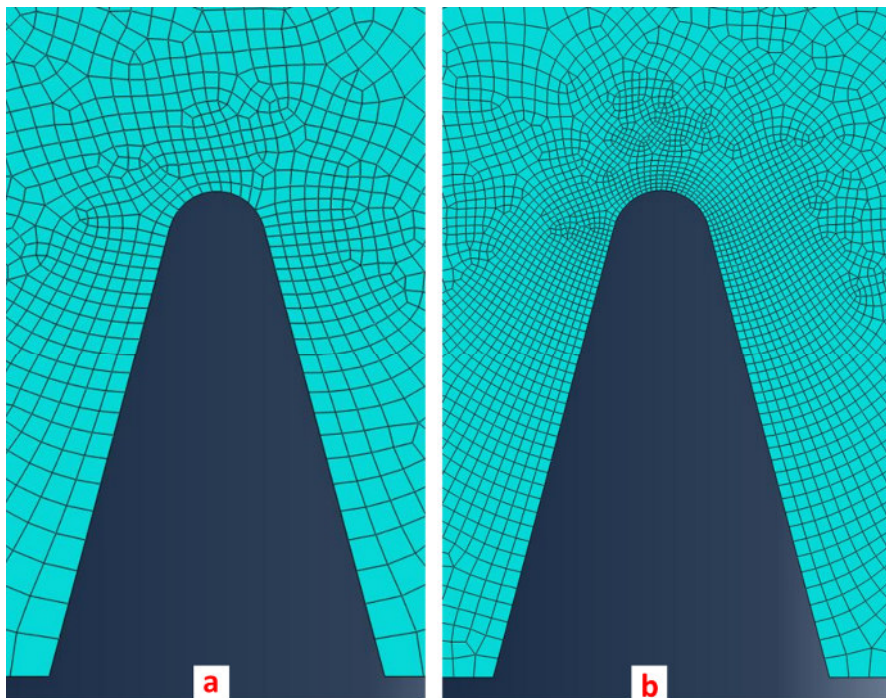


Figure II-36 : Maillages utilisés sur une éprouvette avec  $\rho=50\text{ }\mu\text{m}$  dans le cas où  $n=20\text{ }\mu\text{m}$  (a) et  $n=10\text{ }\mu\text{m}$  (b)

L'idée de l'étude de convergence est de diminuer  $n$  jusqu'à arriver à un niveau où les contraintes ne sont plus modifiées par la diminution suivante. Des critères assez restrictifs ont été choisis. Pour qu'un maillage soit accepté, les champs de contrainte calculés ne doivent pas différer de plus de 5% des champs de contrainte calculés par le maillage précédent. Et ceci, au point chaud de l'éprouvette mais aussi en profondeur sur les contraintes dans la direction de sollicitation et celle de Von Mises. De plus, pour les modèles 3D, une variation de moins de 5% est aussi demandée sur la ligne de visualisation des contraintes le long de l'entaille. Ainsi, la Figure II-37 présente l'étude de convergence dans la profondeur pour une entaille avec  $\rho=200\text{ }\mu\text{m}$ . L'étude a été faite avec la contrainte dans la direction de sollicitation et la contrainte équivalente de Mises. Il peut être vu que les contraintes varient peu d'une taille de maille à l'autre, y compris en fond d'entaille et en passant d'une taille de maille de  $50\text{ }\mu\text{m}$  à  $20\text{ }\mu\text{m}$ . Le critère des 5% est respecté. Ces critères devraient permettre de limiter l'erreur faites sur les données calculées par les modélisations à quelques pourcents. La Figure II-37 permet aussi d'illustrer le fait que des effets de taille de maille sont présents sur les courbes de pression hydrostatique et de taux de triaxialité (b et c). Ces effets diminuent avec la taille de maille. Pour la taille de maille retenue

## Chapitre II Caractérisation des entailles : état de surface et état de contraintes

(20  $\mu\text{m}$ ), ces effets commencent à devenir négligeables. Les courbes de contraintes dans la direction de sollicitation (d) et de contraintes de Von Mises (e) sont très peu impactées par la taille de maille sur ces graphiques.

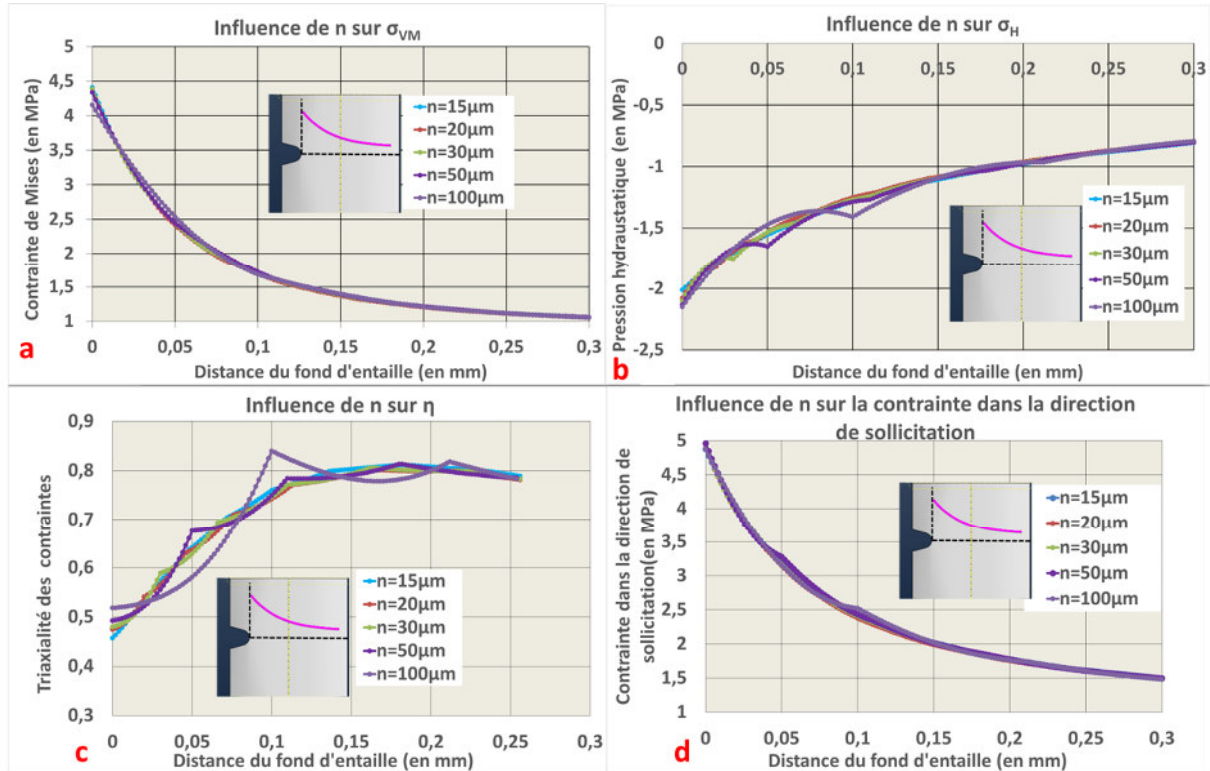


Figure II-37 : Convergence au sens du maillage dans la profondeur pour  $\rho=200\mu\text{m}$

La Figure II-38 présente l'étude de convergence de cette même éprouvette mais dans la direction le long de l'entaille. Les contraintes dans la direction de sollicitation (a) et la contrainte de Mises (b) sont visualisées. On peut y voir un palier pour chacune d'elle. Ce palier se stabilise rapidement quand les tailles de mailles sont diminuées. A partir de 30  $\mu\text{m}$ , les évolutions sont négligeables. De plus, ce palier est stable (peu d'oscillation autour de la valeur du palier).

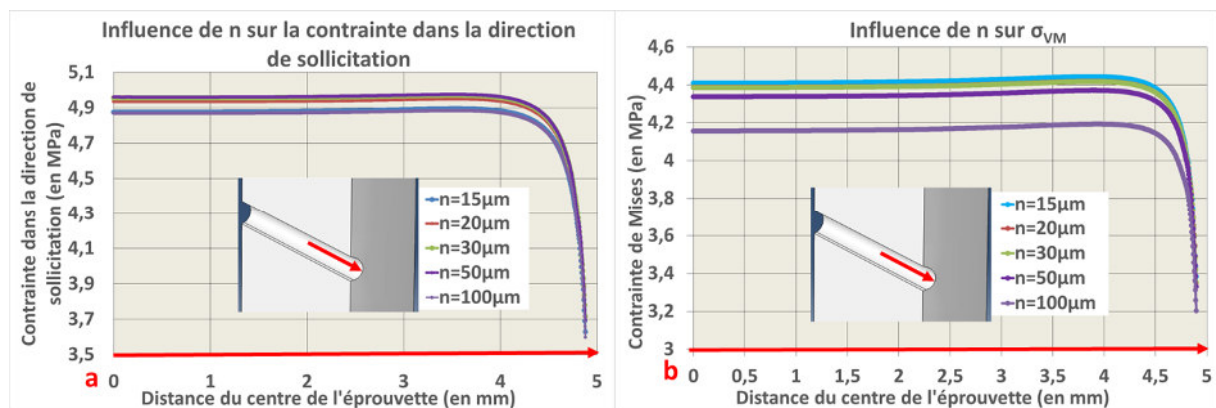
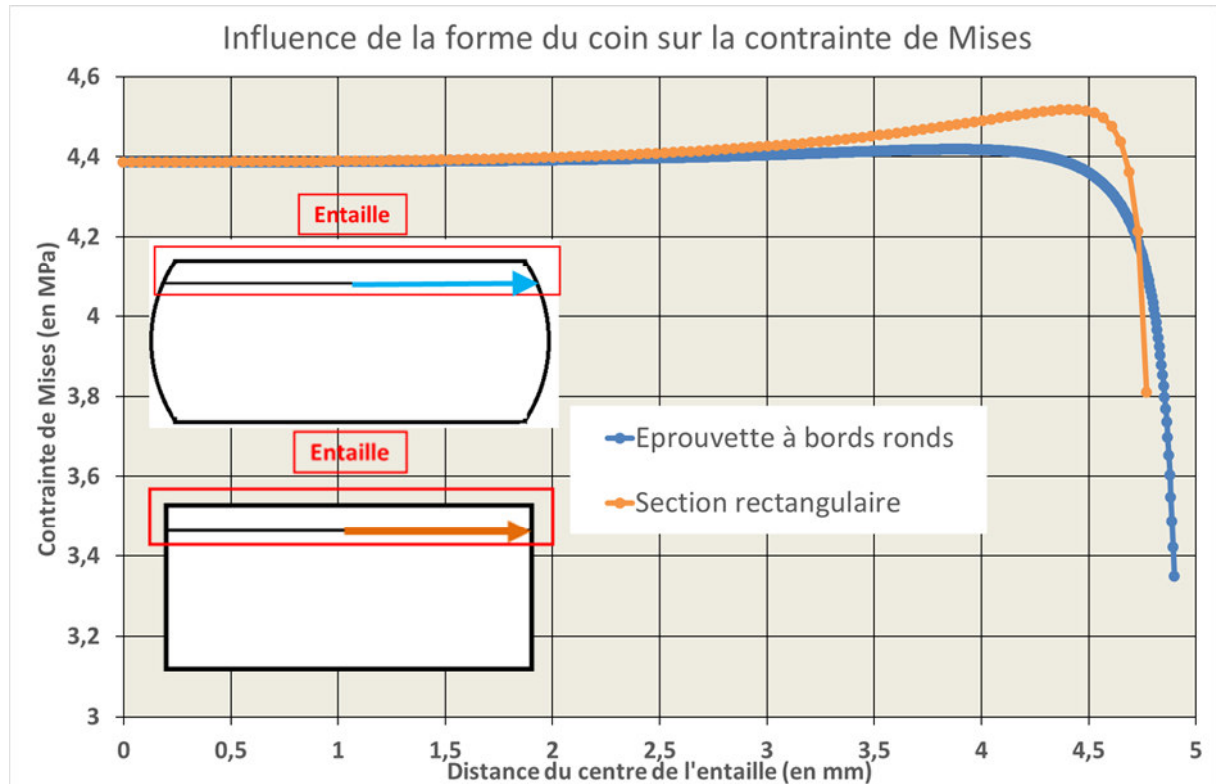


Figure II-38 : Convergence au sens du maillage en fond d'entaille pour  $\rho=200\mu\text{m}$

Avec ces 2 analyses, on peut conclure que le modèle avec  $n=20\mu\text{m}$  est acceptable d'après les critères choisis.

La même étude a été faite pour les autres rayons de fond d'entaille et éprouvettes lisses, les résultats ne seront pas détaillés pour les éprouvettes lisses,  $\rho=500\mu\text{m}$  et  $\rho=50\mu\text{m}$ .

En complément, la Figure II-39 présente une courbe orange qui simule le comportement d'une éprouvette entaillée similaire mais avec une section rectangulaire. Cette courbe est du même niveau que la courbe bleue pour le palier mais les contraintes chutent beaucoup moins à proximité du bord libre. On a ainsi une chute de 24% au bord de la surface libre pour notre éprouvette contre 14% pour la section rectangulaire. Pire, les éprouvettes à section rectangulaire possèdent une légère surcontrainte peu avant la surface libre (environ 3% de hausse), cela pouvant faciliter des amorçages dans cette zone extrêmement proche du coin. L'absence de surcontrainte et le déchargement plus important des contraintes permettent d'éviter d'avoir des amorçages en coin qui pourraient être influencés par l'état de surface tourné.



**Figure II-39 : Influence de la géométrie du bord de l'éprouvette sur la chute des contraintes**

Les modèles possédant 2 entailles inclinées ont aussi été étudiés et leurs convergences ne posent pas de problèmes particuliers sur les directions HORI et DHP (cf Figure II-35). Par contre, les convergences sont plus difficiles à obtenir sur la direction DIAG. Ce problème n'a pas été abordé dans ce document du fait que les fissures propagent dans la direction horizontale.

### 5.1.4.3. Convergence des conditions aux limites et analyse des modèles simplifiés

Maintenant que la convergence au sens du maillage a été obtenue, il est nécessaire de vérifier si les hypothèses derrière les simplifications géométriques de la partie 5.1.3 sont justes. Pour cela, il est proposé de faire les mêmes calculs avec les modèles complets, « partie utile » et 2D. La Figure II-40 présente la comparaison du modèle complet avec 2 modèles différents basés sur la partie utile, le tout avec  $p=200\mu\text{m}$ . La différence entre les 2 modèles « partie utile » est que les conditions aux limites ont été modifiées. Le premier chargement considéré est un déplacement imposé de la surface. Le second chargement est une pression imposée sur la même surface. Le cas étudié est entre ces 2 cas extrêmes. La Figure II-40 montre que les 3 calculs donnent des résultats similaires, la différence ne dépassant pas

les 4%. Il peut donc être conclu que les modèles partie utile sont tous les 2 utilisables car ils ne diffèrent pas du modèle complet.

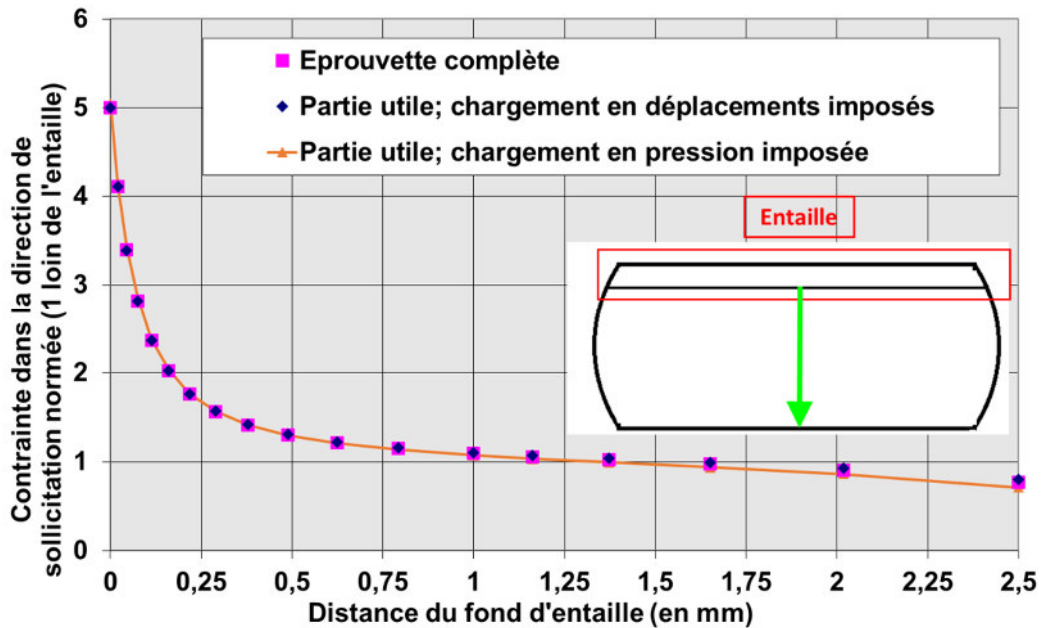


Figure II-40 : Comparaison des résultats de simulation des modèles complets et partie utile

Maintenant que le modèle « partie utile » est validé, il est intéressant de faire le même travail pour les modèles 2D. Les modèles 2D contraintes planes et déformations planes ont été testés dans l'épaisseur des éprouvettes pour une géométrie avec  $p=200\ \mu\text{m}$ . Les résultats sont respectivement présentés sur les Figure II-41 et Figure II-42. Pour ces comparaisons, il a été choisi de présenter les différentes composantes du tenseur des contraintes afin de mettre en avant les différences induites par le choix des déformations planes ou des contraintes planes. Les modèles 2D sont représentés par des marqueurs ponctuels et comparés à un modèle 3D « partie utile » représenté par des courbes continues.



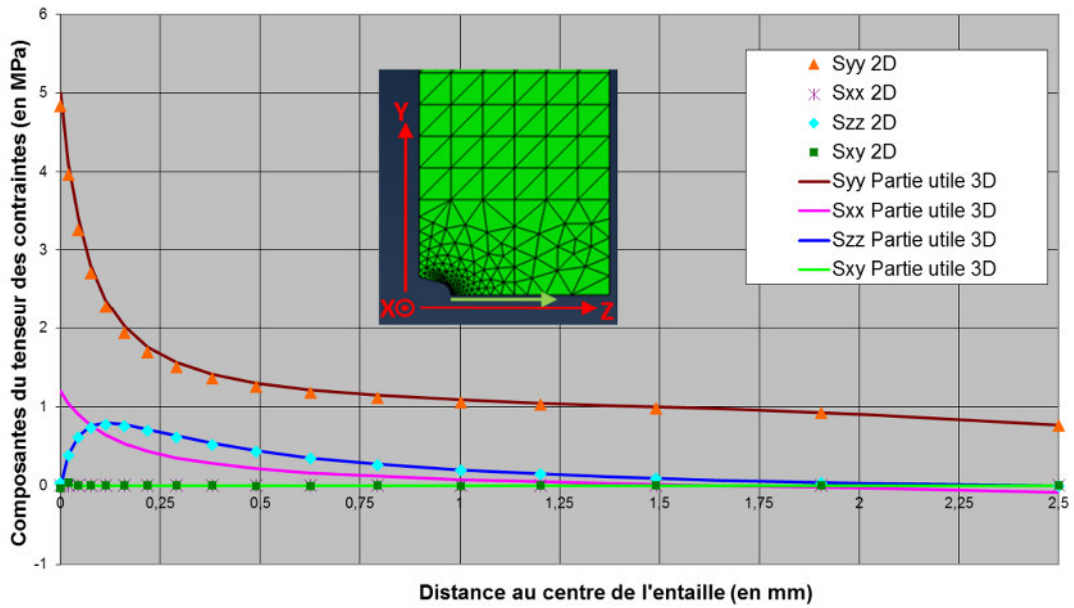


Figure II-41 : Comparaison des résultats de simulation 3D et 2D contraintes planes

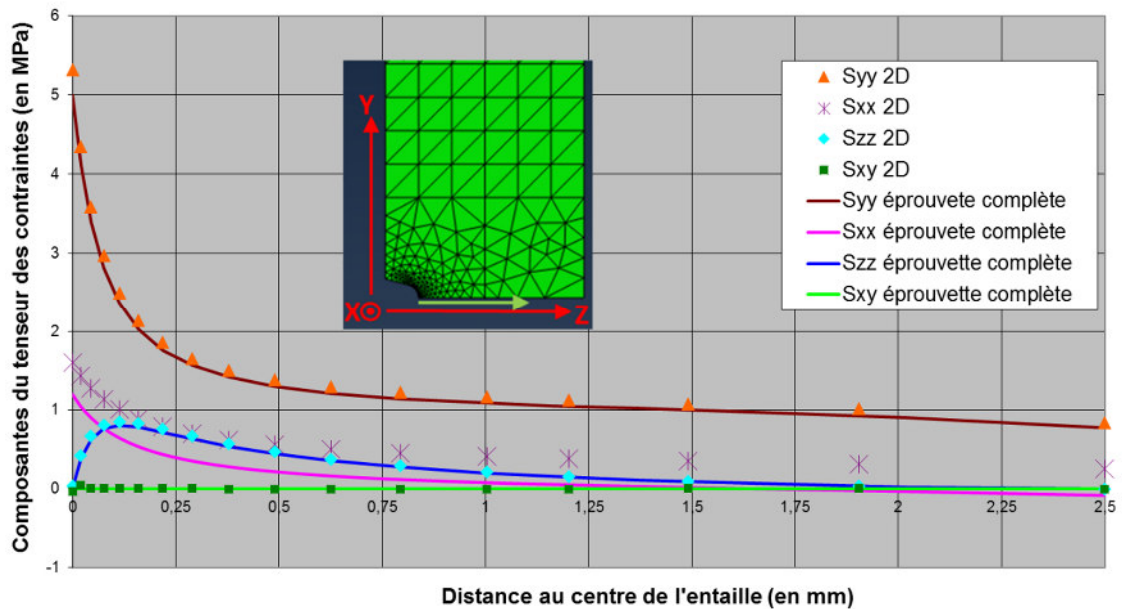


Figure II-42 : Comparaison des résultats de simulation 3D et 2D déformations planes

Ces 2 figures mettent en avant plusieurs choses. Tout d'abord, les modèles 2D représentent globalement bien les contraintes du cas 3D. Ensuite, le cas réel est entre le modèle contraintes planes et le modèle déformations planes. En effet, le modèle contraintes planes sous-estime par définition la contrainte hors plan ( $S_{xx}$ ) alors que le modèle déformations planes les surestime de manière notable (environ 30%). Les mêmes tendances sont obtenues sur les autres contraintes dans une moindre mesure. Afin de visualiser plus précisément les différences observées entre les modèles partie utile et les modèles 2D, le Tableau II-8 présente les différences observées sur la contrainte hydrostatique et la contrainte de Mises (souvent considérées comme les 2 contraintes à prendre en compte dans un critère de fatigue). Le modèle déformations planes est sans équivoque le modèle le plus juste des 2, néanmoins, il reste des différences notables avec le modèle « partie utile ».

|                                                                          | Modèle contraintes planes | Modèle déformations planes |
|--------------------------------------------------------------------------|---------------------------|----------------------------|
| Différence de la contrainte de Mises avec le modèle 3D partie utile      | 6,3%                      | 3,7%                       |
| Différence de la contrainte hydrostatique avec le modèle 3D partie utile | 27%                       | 11%                        |

**Tableau II-8 : Différences obtenues entre le modèle 3D et les modèles 2D**

Pour conclure, les modèles « partie utile » peuvent être utilisés, peu importe les conditions aux limites utilisées car ils donnent des résultats similaires au modèle simulant toute l'éprouvette. Par contre, pour les modèles 2D, les différences ne sont plus négligeables. Même pour le modèle déformations planes, les différences sur la contrainte hydrostatique restent de l'ordre de 10%. Pour cette raison, les calculs sur les modèles « partie utile » seront préférés pour les cas de calculs servant ensuite à l'utilisation de critères de fatigue (dans le Chapitre IV). Du fait de leur rapidité d'utilisations et de leur réussite à capter les tendances des tenseurs des contraintes, les modèles 2D déformations planes seront quand même utilisés afin de rechercher les géométries pour lesquelles les contraintes en fond d'entaille se rapprochent du cas de fretting fatigue.

## **5.2. Répartition des contraintes pour les différentes éprouvettes de l'étude**

A ce stade de l'étude, le matériau, les géométries et les méthodes de calcul ont été figés. Il est donc possible de présenter les répartitions de contrainte correspondant aux essais effectués. L'hypothèse que les éprouvettes restent dans le domaine de l'élasticité linéaire est conservée et sera vérifiée pour un chargement correspondant à la limite de fatigue de chaque éprouvette dans la partie 3.2.2 du Chapitre III.

Les différentes répartitions de contraintes des différentes géométries présentées dans la partie 3.3 sont développées dans cette partie.

### **5.2.1. Eprouvettes de référence**

Les éprouvettes de référence dont la géométrie a été présentée dans la partie 3.3.2 a pour but de se rapprocher des contraintes d'une éprouvette lisse en gardant l'état de surface meulé. Il sera donc vérifié dans cette partie que les concentrations de contrainte et effet d'entaille sont très faibles pour ces éprouvettes. Pour ce faire, les résultats des simulations numériques vont être présentés. La Figure II-43 présente les contraintes dans la direction de sollicitation vu par l'éprouvette en appliquant 1 au loin. On peut tout d'abord noter que ces contraintes sont maximales au milieu de la zone meulée et sont de 1,085 (pour 1 appliqué au loin). Les éprouvettes de référence ont donc un  $K_t$  de 1,085, ce qui est très faible. Les éprouvettes de référence concentrent donc peu les contraintes. Pour analyser plus en détail les champs de contraintes, une coupe de l'éprouvette selon le plan (X,Y) a été réalisé afin d'observer la répartition des différentes composantes du tenseur des contraintes sur la Figure II-44.

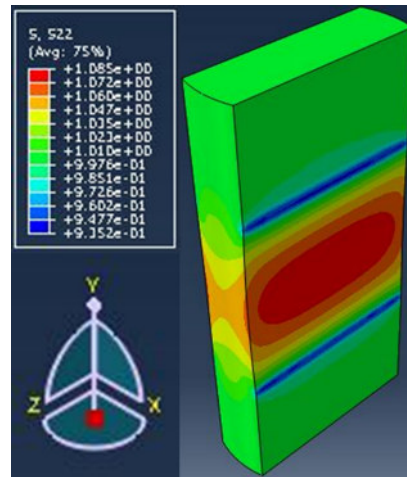


Figure II-43 : Contrainte dans la direction de sollicitation pour une éprouvette de référence

La Figure II-44 présente différentes contraintes vues dans cette éprouvette en appliquant 1 en haut de la partie utile. On y retrouve la contrainte dans la direction de sollicitation (a) notée S22, la contrainte équivalente de Mises (b) notée Smises, la contrainte hydrostatique (c) notée Spression, la contrainte dans la direction x (d) notée S11, le cisaillement dans ce plan d'observation (e) noté S12 et enfin la contrainte hors plan (f) notée S33.

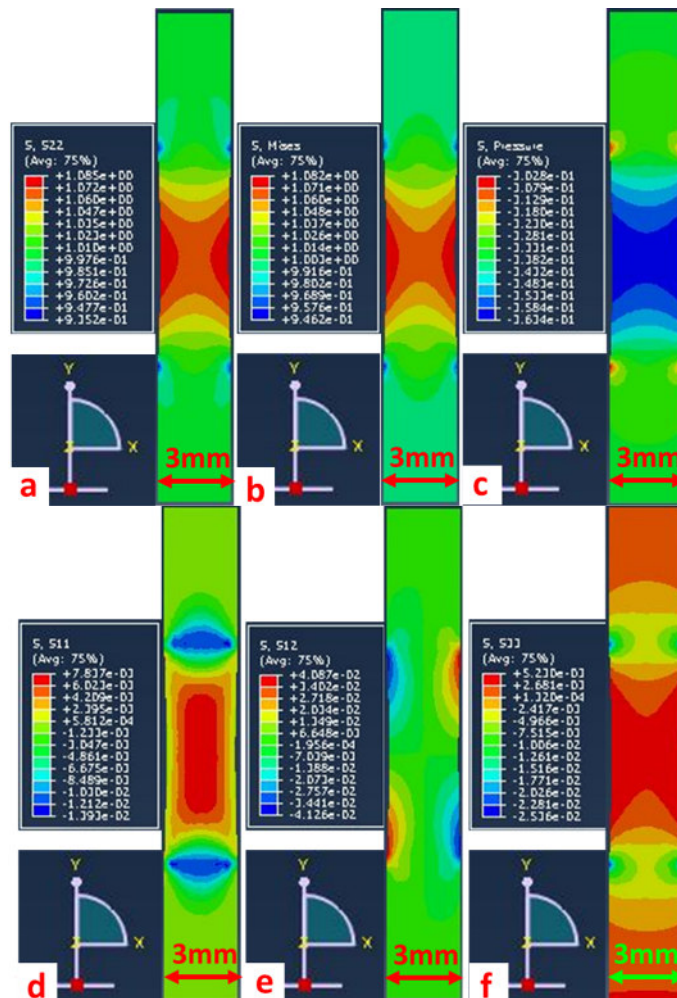


Figure II-44 : Champs de contrainte des éprouvettes de référence contrainte dans la direction Y (a), X (d) et Z (f), Contrainte de Mises (b), pression hydrostatique (c) et cisaillement selon le plan XY (e)



Pour commencer, en regardant les valeurs des échelles, on peut se rendre compte que S11 et S33 sont très faibles par rapport à S22 (moins de 1%). S12 peut varier de +5% à -5% de S22 mais se concentre aux extrémités des zones meulées et pas au cœur de celles-ci. Au milieu de la zone meulée, ce cisaillement est négligeable par rapport à S22. S22 se retrouve alors être la seule composante à avoir un impact non négligeable dans le tenseur des contraintes. On se retrouve dans un état de contrainte quasi-uniaxiale.

De plus, le gradient de S22 est faible, au centre de la zone meulée, les contraintes chutent de moins de 2% en 1 mm. On pourra donc considérer que les éprouvettes de références sont dans un état de contrainte uniaxiale sans gradient avec une concentration de contrainte de 1,085 dans la zone meulée.

### 5.2.2. Eprouvettes possédant une entaille non inclinée

Les géométries de ces éprouvettes ont été définies dans la partie 3.3.3. Il y a 3 géométries d'entaille qui ne diffèrent que par leur rayon de fond d'entaille  $\rho$ . La profondeur P ayant été fixée à 500 $\mu$ m. Les résultats seront présentés par une analyse des contraintes dans la direction normale à la surface depuis le fond d'entaille (direction choisie à partir des résultats d'essais). Cela correspond à la direction HORI de la Figure II-35 ou au trait noir au centre des entailles sur la Figure II-45.

La Figure II-45 présente la visualisation des contraintes dans la direction de sollicitation proche des entailles sur une coupe de l'éprouvette (la même que sur la Figure II-44). Les contraintes appliquées sont de 1 MPa loin de l'entaille. On observe sur cette figure que les concentrations de contrainte et les gradients sont plus importants pour les entailles avec  $\rho=50\mu$ m (a) que pour les entailles avec  $\rho=200\mu$ m (b) et celles avec  $\rho=500\mu$ m (c). Du fait que cette valeur a déjà été analysée pour ces éprouvettes avec la Figure II-15, L'analyse n'ira pas plus loin pour la contrainte dans la direction de sollicitation. On notera juste que le Tableau II-9 répertorie les différents facteurs de concentration de contrainte ( $K_t$ ) de ces entailles.

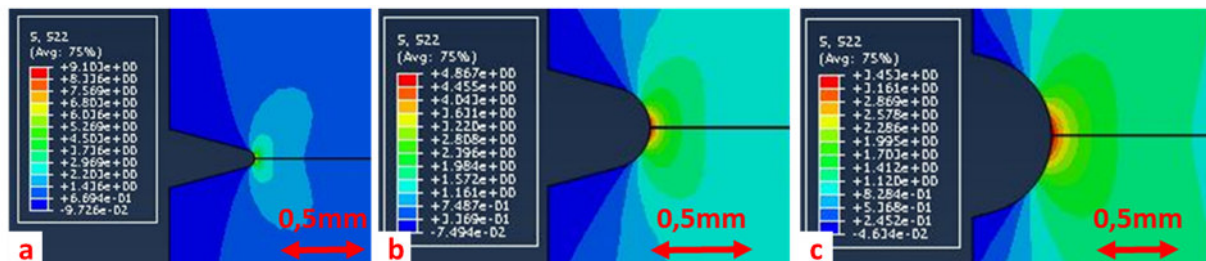


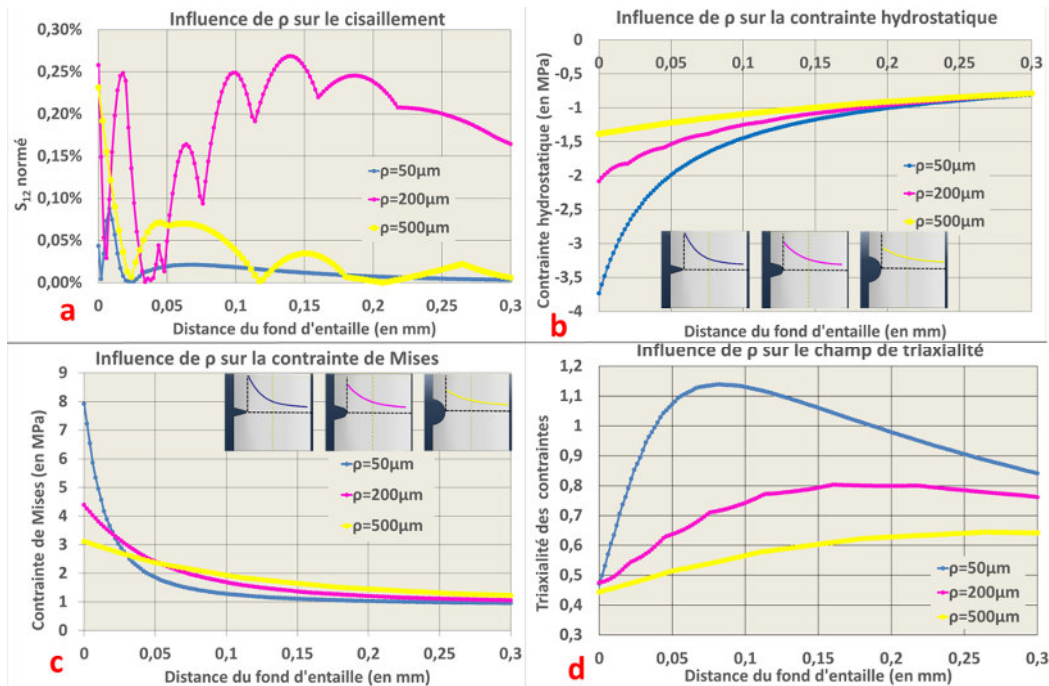
Figure II-45 : Champs de contrainte dans la direction de sollicitation en fonction du rayon d'entaille

| $\rho$ (en $\mu$ m) | 50  | 200 | 500 |
|---------------------|-----|-----|-----|
| $K_t$               | 8,8 | 4,9 | 3,4 |

Tableau II-9 : Facteur de concentration de contrainte en fond d'entaille non inclinée en fonction du rayon de l'entaille

Par contre, la participation des autres composantes du tenseur des contraintes n'a pas encore été présentée. La Figure II-46 réponds à cet objectif d'illustrer la composition des champs de contrainte. On y retrouve encore une fois le cisaillement (a), la contrainte équivalente de Mises (c), la contrainte hydrostatique (d) et la triaxialité des contraintes (d). Pour commencer, il est visible que le cisaillement est négligeable dans ces 3 éprouvettes. En effet, la courbe qui est visualisée ici ne dépasse pas 0,3% des contraintes locales dans la direction de sollicitation. Ici, la symétrie du modèle (ligne noire de la figure Figure II-45) est sensée imposer un cisaillement nul. Il est donc logique que cette valeur soit négligeable. Les contraintes de Mises et hydrostatique ont une évolution logique avec des gradients

plus élevés quand les rayons décroissent. De même, avec la diminution de  $\rho$ , la triaxialité des contraintes a tendance à fortement augmenter jusqu'à une profondeur à peu près égale au rayon de fond d'entaille pour chaque éprouvette avant de décroître doucement.

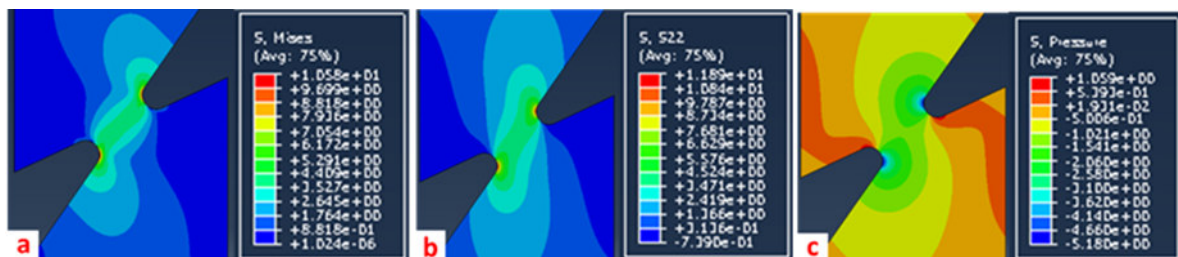


**Figure II-46 : Profils des contraintes pour les entailles non inclinées**

### 5.2.3. Epruvettes avec deux entailles inclinées

La géométrie de ces éprouvettes a été présentée dans la partie 3.3.4. Cette partie présentera les champs de contrainte calculés sur ces éprouvettes et les comparera à des contraintes observées dans des cas de fretting-fatigue. Du fait de l'hypothèse que l'on reste dans le domaine de l'élasticité linéaire, nous commencerons par présenter les champs de contraintes de ces éprouvettes, puis la répartition des contraintes de Crossland qui a servi à optimiser la géométrie des éprouvettes entaillées pour enfin avoir une comparaison un peu plus fine composante par composante. L'identification des paramètres de Crossland sera faite dans la partie 2 du Chapitre IV.

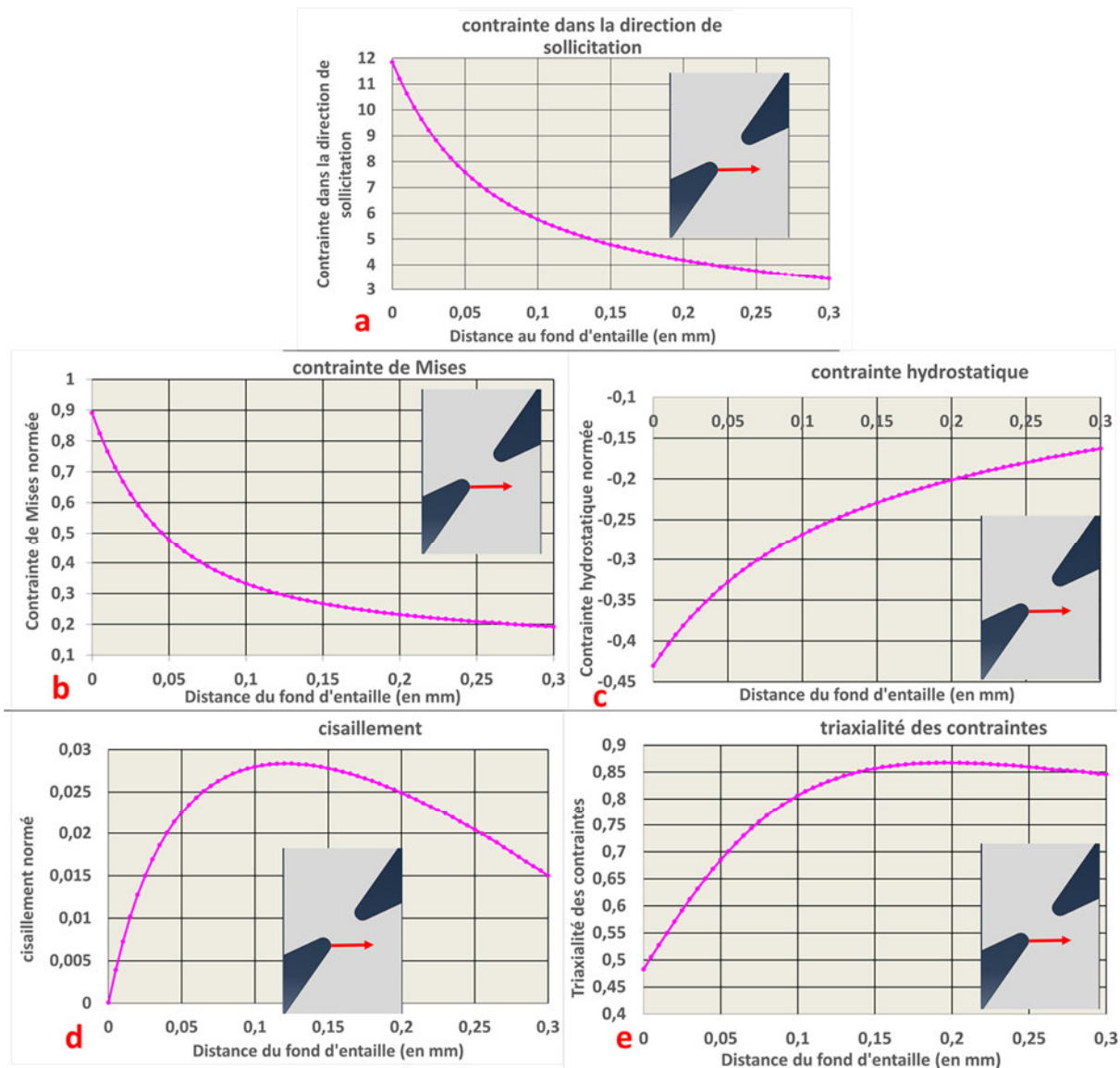
La Figure II-47 présente les champs de contrainte de ces éprouvettes si 1 est appliqué à l'entrée de la partie utile. On y retrouve le champ de contrainte de Mises (a), le champ de la contrainte dans la direction de sollicitation (b) et le champ de la contrainte hydrostatique (c).



**Figure II-47 : Visualisation des champs de contrainte pour les éprouvettes avec 2 entailles**

Cette figure montre l'importance des gradients et l'interaction des champs de contraintes. Les champs étant déviés en profondeur par l'autre entaille. Par contre, aux abords d'un fond d'entaille, la seconde entaille influence peu sur le chargement, on retrouve des contours bien circulaires pour les premières dizaines de microns.

L'ensemble des courbes affichées dans la suite de cette partie seront sur la direction HORI (cf Figure II-35), conformément aux observations effectuées sur les faciès de rupture (que nous verrons dans le Chapitre III). Ainsi, la Figure II-48 présente différentes composantes importantes du champ de contrainte et leurs évolutions sur cette ligne de post-traitement. On peut voir sur la courbe représentant les contraintes dans la direction de sollicitation (a) que le  $K_t$  de ces éprouvettes est très important (11,8). L'ensemble des autres composantes a été normé par la contrainte en fond d'entaille dans la direction de sollicitation (11,8) afin de visualiser rapidement la part du chargement qu'elles représentent. Ainsi, on peut s'apercevoir qu'en fond d'entaille, la contrainte de Mises (b) est à 90% de la contrainte dans la direction de sollicitation et que la pression hydrostatique (c) représente environ la moitié de cette même contrainte. Au fur et à mesure que l'on s'écarte du rayon de fond d'entaille, la triaxialité et le cisaillement augmentent. Ces résultats ressemblent à ce que l'on peut voir sur les éprouvettes avec une entaille.



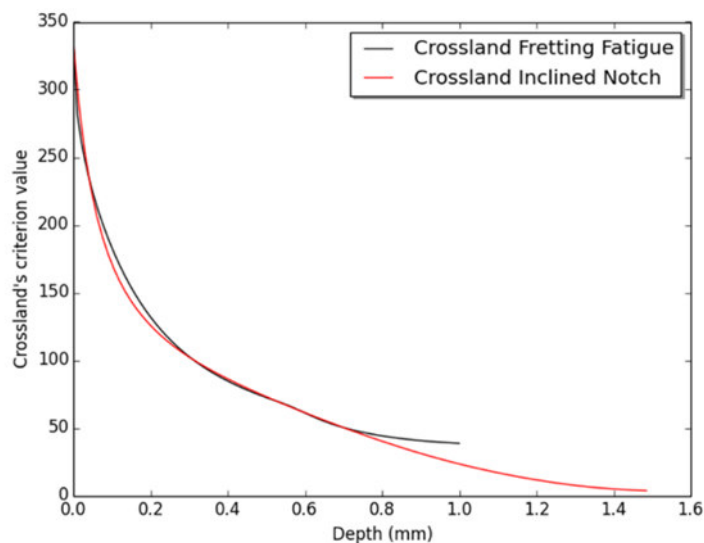
**Figure II-48 : Evolution du champ de contrainte dans la profondeur formé par une charge statique en présence de 2 entailles les champs de contrainte sont normés par la contrainte dans la direction de sollicitation en fond d'entaille)**

La géométrie d'entaille choisie a été motivée par une optimisation sur les contraintes réalisée par [FERRY2017] afin de reproduire fidèlement le cas de fretting suivant :

## Chapitre II Caractérisation des entailles : état de surface et état de contraintes

- Pad radius : 70 mm
- $P = 500$  MPa
- $Q = 2800$  MPa
- $B = 95$  MPa
- $R = 0,1$

La signification de ces paramètres a été étudiée dans la partie 4.2 du Chapitre I. Une optimisation sur la contrainte équivalente de Crossland a été faite par [FERRY2017] et a permis d'obtenir la courbe de la Figure II-49. Le chargement des éprouvettes entaillées correspond au chargement telle qu'on ait la même contrainte de Crossland que le fretting à profondeur nulle. L'hypothèse du comportement macroscopique élastique linéaire a été conservée pour le cas des entailles inclinées. On peut s'apercevoir que les 2 courbes concordent très bien sur une profondeur de plus de 500  $\mu\text{m}$ .



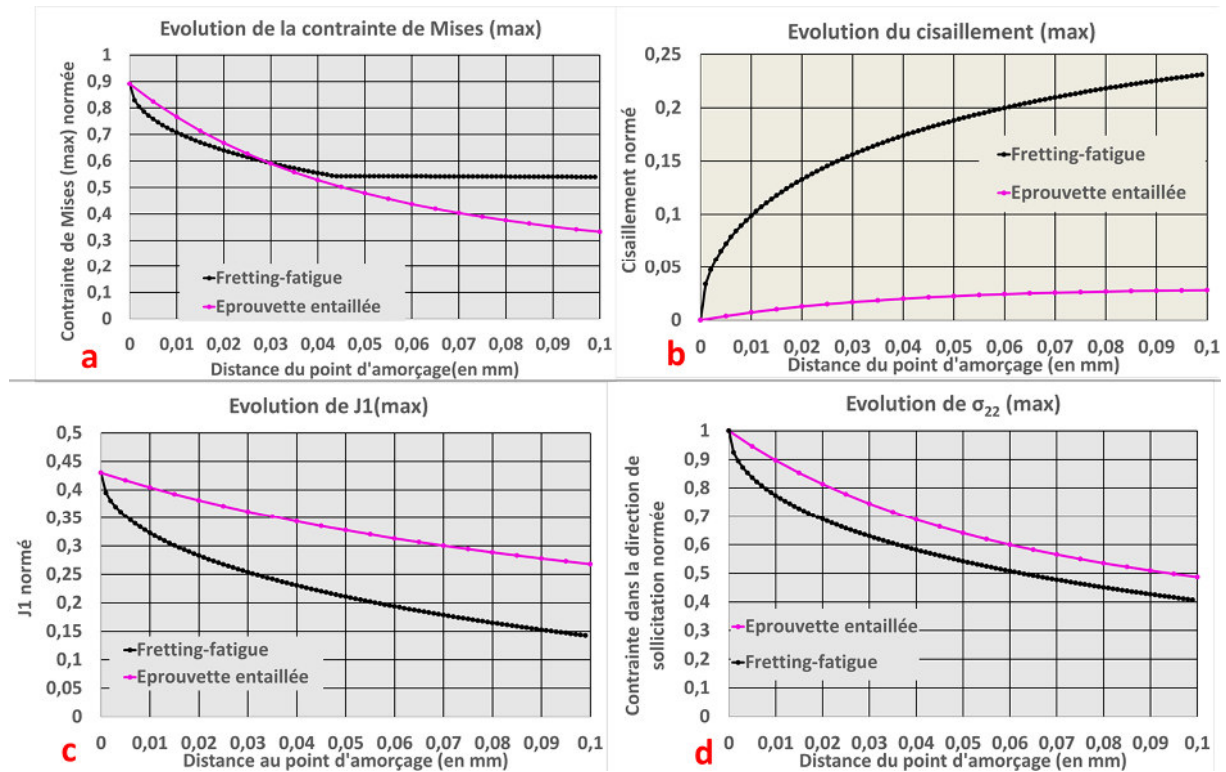
**Figure II-49 : Optimisation de la contrainte de Crossland entre fretting et 2 entailles inclinées**

Malheureusement l'éprouvette de fretting-fatigue décrite ci-dessus a mené à une rupture avec trop peu de cycles (60 000) pour pouvoir être cohérent avec la campagne d'essais sur éprouvettes entaillées. En effet, nous verrons dans la partie 2.1 du Chapitre III que la machine d'essais utilisée pour la campagne sur entailles ne peut être utilisée pour des essais avec si peu de cycles. D'autres essais de fretting-fatigue avec des paramètres proches ont été effectués et ont mené à des durées de vie compatible avec nos essais. C'est le cas de 2 éprouvettes de fretting qui ont été testées avec les paramètres suivants :

- Pad radius : 70 mm
- $P = 500$  MPa
- $Q = 2315$  MPa
- $B = 100$  MPa
- $R = 0,1$

La rupture est intervenue après 495 225 cycles pour la première éprouvette et 765 950 cycles pour la seconde.

Il a été choisi de comparer les champs mécaniques des éprouvettes entaillées avec ces éprouvettes de fretting-fatigue car elles serviront dans la suite de l'étude. Les calculs de champs de contrainte pour le fretting-fatigue a été effectué par [Ferry2017]. La Figure II-50 présente donc la comparaison de certaines contraintes d'une éprouvette avec 2 entailles inclinées et d'une de ces éprouvettes de fretting fatigue. Il a été choisi sur ces graphiques de présenter le maximum des contraintes sur un cycle. L'ensemble des courbes ont été normées à partir de la valeur maximale sur un cycle de la contrainte dans la direction de sollicitation au point d'abscisse nulle (fond d'entaille ou lieu de contact de l'éprouvette avec le pad). Ainsi, les contraintes de Mises (a) sont à peu près équivalentes dans les 2 cas jusqu'à une profondeur d'environ 50  $\mu\text{m}$ , les écarts deviennent importants par la suite. Le graphique (b) montre que la proportion de cisaillement apportée par les entailles est loin de suffire dans l'objectif de représenter un cas de fretting-fatigue. Le niveau de cisaillement du cas de fretting étant environ 5 fois plus important. La courbe représentant le maximum de  $J_1$  (c) n'est pas non plus parfaite. On peut y voir un gradient en fretting beaucoup plus important que ce que l'on peut voir sur nos entailles. Enfin, l'analyse de la courbe dans la direction de sollicitation (d) donne une convergence assez bonne entre les deux courbes.



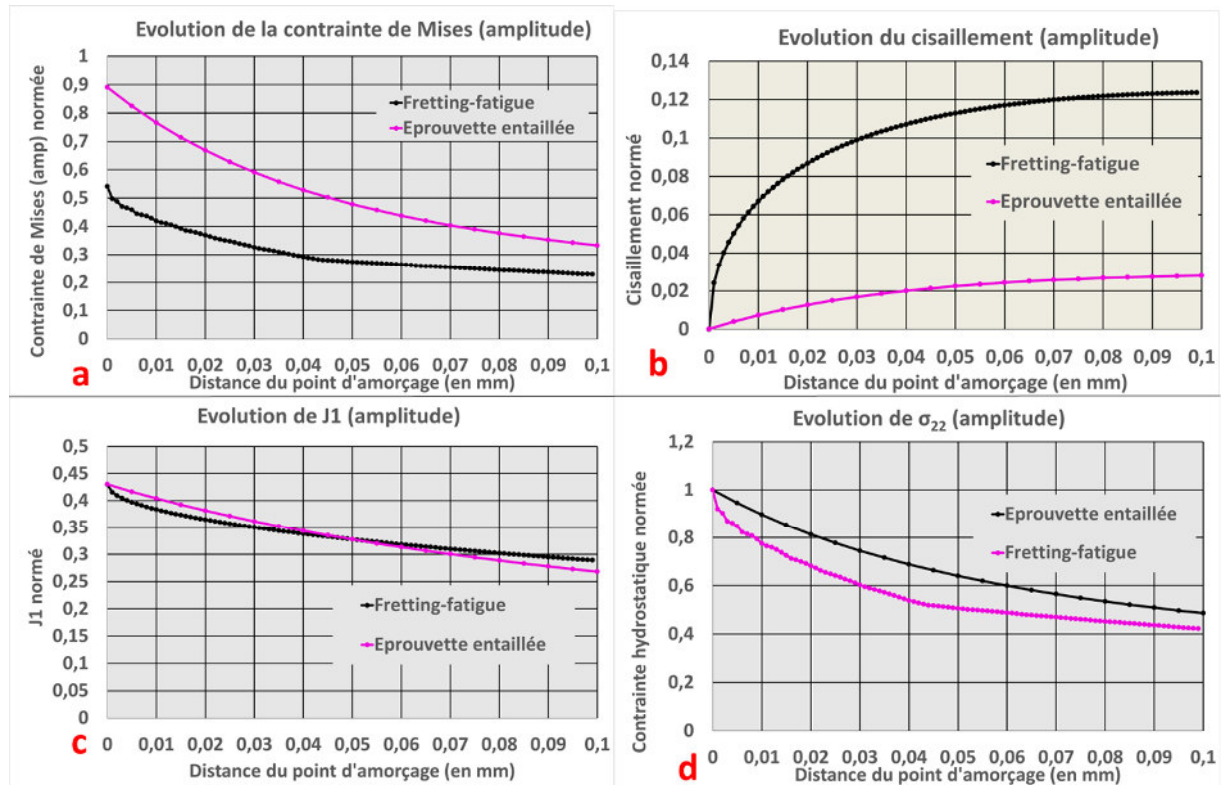
**Figure II-50 : Comparaison des champs de contraintes (maximum sur un cycle) en fretting et en entaille**

L'étude des champs de contrainte doit se poursuivre aussi dans le cas du fretting. En effet, le chargement étant plus complexe en fretting fatigue, la connaissance de l'amplitude des différents éléments composant les contraintes est aussi nécessaire. Rappelons que dans les cas sur entailles avec l'hypothèse de comportement élastique, il existe une relation directe entre la contrainte maximale sur un cycle et l'amplitude des contraintes (dépendant de R).

Ainsi, la Figure II-51 présente le même type de graphique que sur la figure précédente mais en présentant les amplitudes des contraintes. Les courbes ont été normées à partir de l'amplitude de la contrainte dans la direction de sollicitation. La figure (b) permet de refaire le constat que les éprouvettes entaillées ne permettent pas de produire assez de cisaillement. Les contraintes dans la direction de sollicitation (d) sont encore proche l'une de l'autre. Par contre, l'analyse des deux autres



courbes est différente de la figure précédente. Ainsi, les contraintes de mises (a) sont bien en dessous dans le cas du fretting-fatigue. Il y a un rapport 1,7 entre la fatigue sur entaille et le fretting fatigue. Et enfin, l'amplitude de J1 est assez similaire dans les 2 cas.



**Figure II-51 : Comparaison des champs de contraintes (amplitude sur un cycle) en fretting et en entaille**

Certaines comparaisons ont été faites au niveau des champs de contraintes sur des éprouvettes de fretting-fatigue et des éprouvettes avec 2 entailles inclinées. De fortes différences ont été observées sur J1max, sur l'amplitude de la contrainte de Mises et sur le cisaillement. Néanmoins, le choix de la valeur de la contrainte dans la direction de sollicitation afin de normer les courbes n'est sûrement pas le plus adapté.

Une autre comparaison a été faite et est présentée sur la Figure II-52. Il s'agit des contraintes équivalentes de Crossland normées par la contrainte maximale dans la direction de sollicitation. L'analyse a été faite sur le cas de fretting, sur une éprouvette entaillée de comparaison avec le fretting mais aussi sur un autre type d'éprouvette entaillée ; celle-ci possède 2 entailles inclinées avec un rayon à fond d'entaille de 50  $\mu\text{m}$ . Sa géométrie est la suivante :

- $\rho = 50 \mu\text{m}$
- $P = 1250 \mu\text{m}$
- $\theta_i = 25^\circ$
- $\theta_o = 30^\circ$



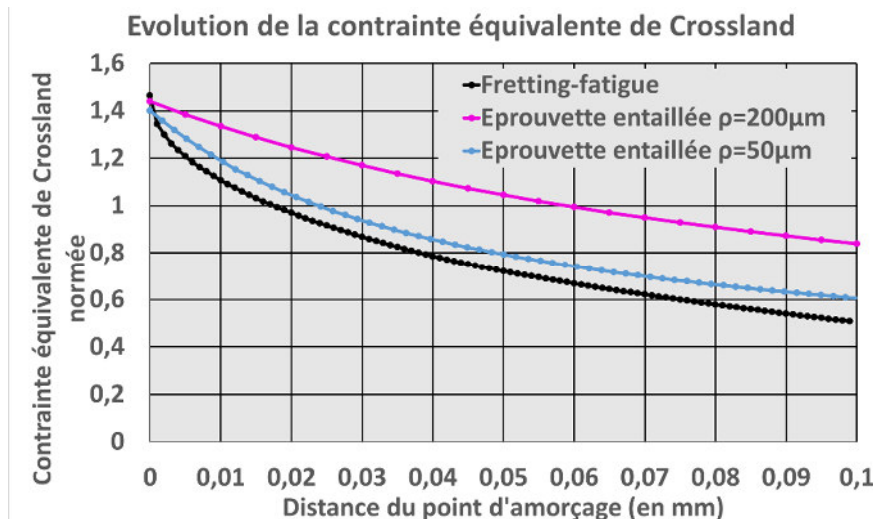


Figure II-52 : Comparaison des contraintes de Crossland normées dans le cas du fretting ou d'entailles

Cette figure illustre le fait qu'il y a probablement eu un problème dans le choix géométrique des entailles. En effet, le gradient des contraintes n'est pas le même entre les éprouvettes de fretting et les éprouvettes entaillées avec lesquelles  $\rho=200\mu\text{m}$ . La contrainte équivalente de Crossland semble chuter beaucoup plus vite dans le cas du fretting-fatigue que ce que la Figure II-49 a présenté. Par contre, le cas avec  $\rho=50\mu\text{m}$  semble bien reproduire les contraintes de Crossland dans le cas du fretting-fatigue. Les 2 types d'éprouvettes seront utilisés dans la suite de l'étude.

### 5.3. Impact des imperfections géométriques sur les champs de contraintes

Les champs de contrainte de nos différentes éprouvettes sont désormais connus. Mais la partie 4.2 a mis en avant des différences entre les géométries idéales et les géométries obtenues par le meulage. L'objectif de cette partie est de savoir si ces différences géométriques induisent de fortes modifications sur les champs de contrainte. Pour cela, l'impact des différents paramètres géométriques (présentés sur la Figure II-14 et la Figure II-30) sera analysé.

L'étude sera séparée en 2 parties. Tout d'abord le travail sera effectué sur les entailles isolées non inclinées et ensuite sur les entailles représentatives du fretting (géométries dans les parties 3.3.3 et 3.3.4 respectivement). Cette différenciation est faite car il est concevable que certains paramètres ne modifient pas les champs de contrainte de la même manière en présence ou en absence d'interaction entre 2 entailles.

#### 5.3.1. Entailles isolées

La Figure II-14 a introduit les paramètres géométriques des entailles isolées. Le Tableau II-3 répertorie toutes les géométries de micro-entailles obtenues par meulage. Il a été choisi qu'une géométrie était acceptable si chaque paramètre respectait la règle suivante :

- La modification de ce paramètre seul ne doit pas entraîner des modifications de plus de 5% sur les états de contrainte de Mises et dans la direction de sollicitation.

Les écarts ont été observés en fond d'entaille mais aussi dans la profondeur. L'erreur est ici calculée à partir de la contrainte dans la direction de sollicitation. La Figure II-53 et la Figure II-54 présentent respectivement l'impact d'une différence de 10% sur le rayon ou sur la profondeur sur le champ de

contrainte dans la profondeur. Il a été choisi de présenter l'influence des imperfections géométriques sur le cas au centre de notre domaine d'étude :  $\rho=200\text{ }\mu\text{m}$ .

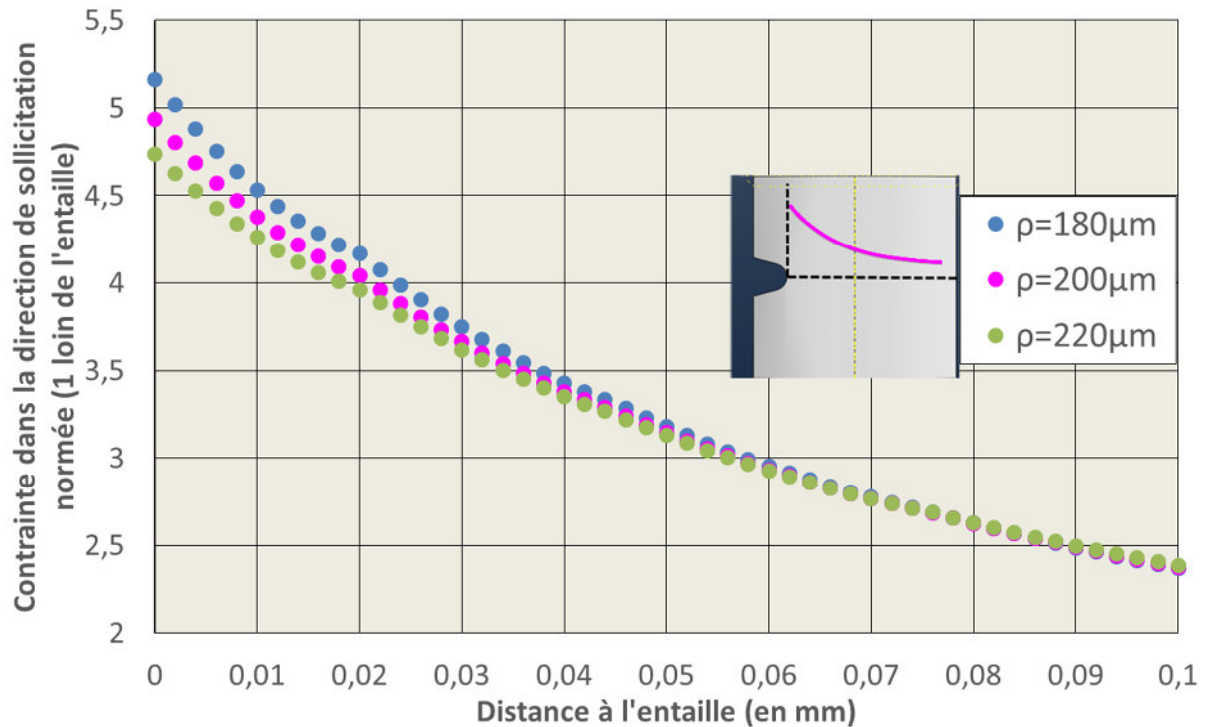


Figure II-53 : Modification des champs de contraintes par une erreur de 10% sur  $\rho$

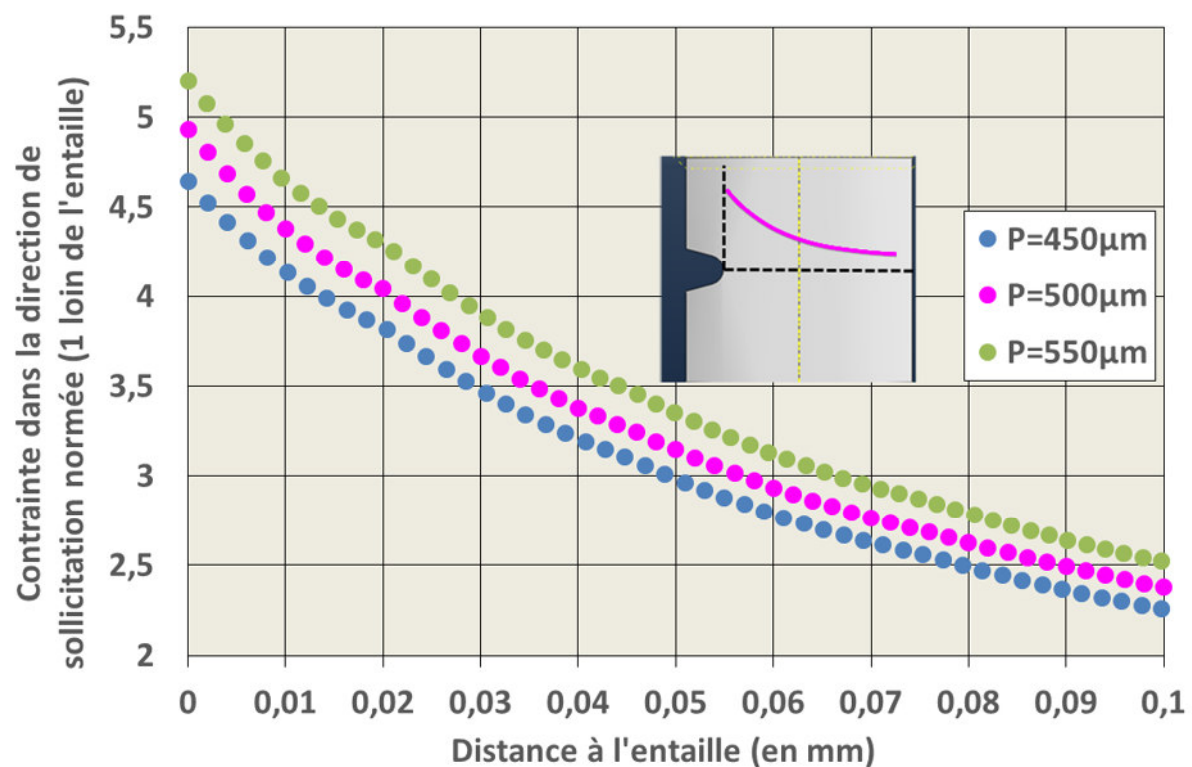


Figure II-54 : Modification des champs de contraintes par une erreur de 10% sur  $P$

On peut remarquer que ces différences de géométries modifient la réponse mécanique d'environ 5% en fond d'entaille et ont une influence faible dès que l'on s'éloigne du fond d'entaille. La différence maximale obtenue se situant en fond d'entaille, le critère se basera sur les valeurs en ces points. Ainsi,

le Tableau II-10 présente les contraintes de ces différents calculs en fond d'entaille ainsi que la différence au modèle avec la géométrie cible ( $\rho=200\text{ }\mu\text{m}$  et  $P=500\text{ }\mu\text{m}$ ). On peut y voir que des différences de  $\pm 10\%$  sur le rayon modifient les contraintes de moins de 5%. Par contre, les différences appliquées à la profondeur modifient les contraintes jusqu'à 6% environ. Néanmoins, du fait de la proximité avec ce qui est recherché,  $\pm 10\%$  seront acceptés sur les rayons et sur la profondeur.

|                   | $\rho 200\text{ } P 500$ | $\rho 200\text{ } P 450$ | $\rho 200\text{ } P 550$ | $\rho 180\text{ } P 500$ | $\rho 220\text{ } P 500$ |
|-------------------|--------------------------|--------------------------|--------------------------|--------------------------|--------------------------|
| Contrainte normée | 4,93                     | 4,64                     | 5,20                     | 5,16                     | 4,74                     |
| Différence (en %) | 0                        | 5,9%                     | 5,5                      | 4,7%                     | 3,9%                     |

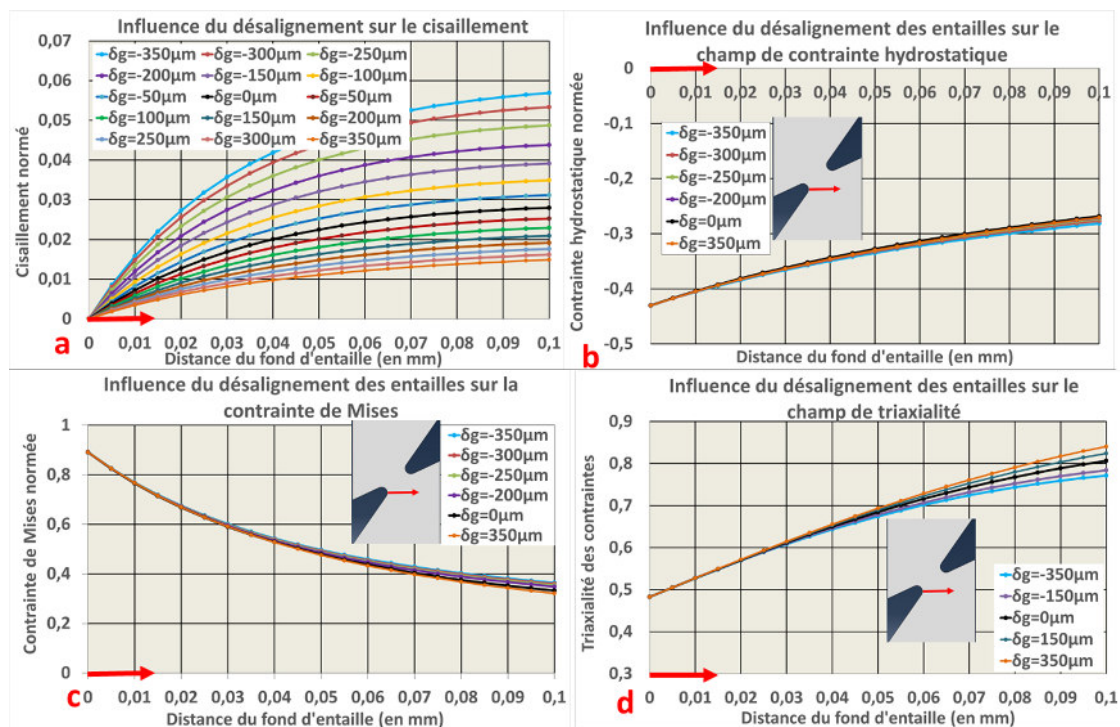
**Tableau II-10 : Différences maximales en contraintes dues à une différence géométrique**

L'impact des erreurs géométriques présenté ici est une étude simple. L'interaction entre des erreurs simultanées sur différents paramètres géométriques n'a pas été étudiée. On considérera néanmoins que les entailles qui seront dans l'intervalle admissible auront une précision d'environ 10%. Les autres paramètres n'influant que peu sur la répartition des contraintes, ils ne seront pas présentés ici.

### 5.3.2. Entailles de comparaison avec le fretting fatigue

Pour les éprouvettes de comparaison avec le fretting-fatigue, le problème est un peu différent du cas précédent. En effet, les différents paramètres géométriques peuvent influencer différemment sur les champs de contraintes. Par exemple, une faible variation de profondeur peut modifier de manière importante le ligament restant et donc la concentration de contrainte. De plus, il a été vu (Figure II-29 et Figure II-30) qu'il existait un paramètre géométrique supplémentaire : le désalignement des entailles.

Ainsi la Figure II-55 présente l'influence du désalignement des 2 entailles sur différentes composantes du tenseur des contraintes.

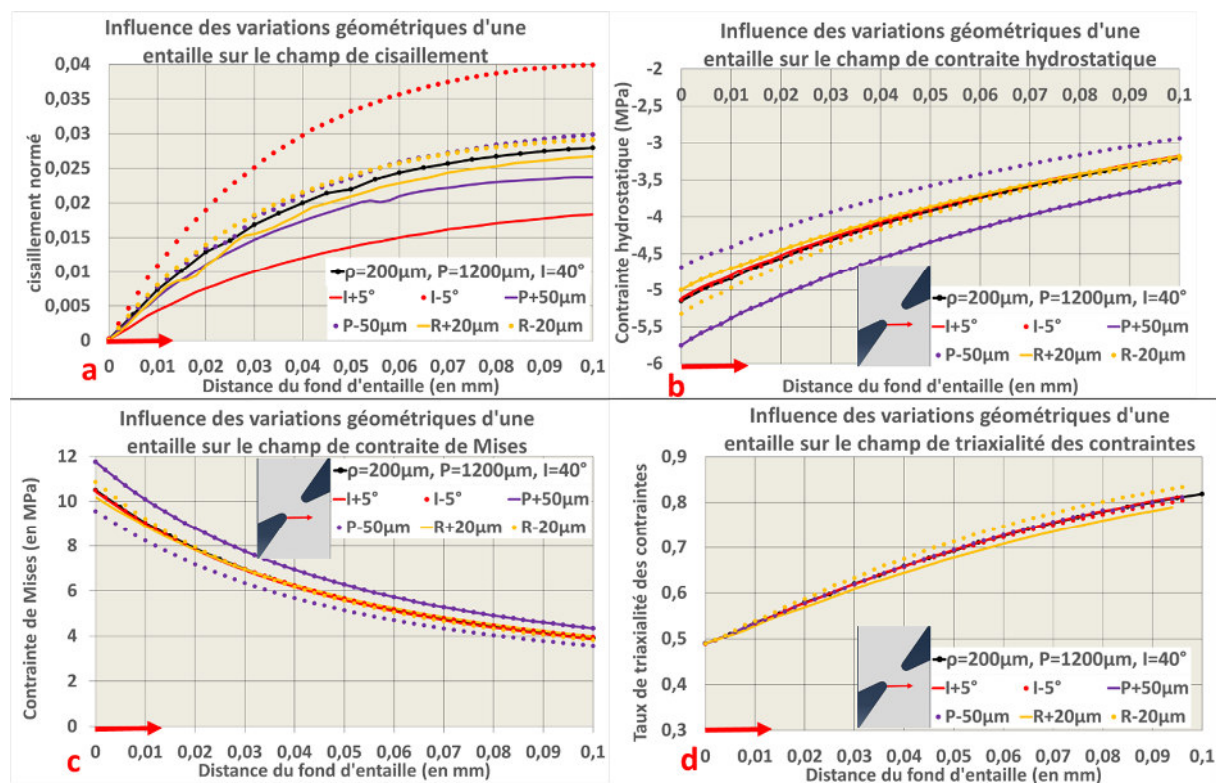


**Figure II-55 : Influence du désalignement des entailles sur le champ de contrainte**

On peut remarquer que le désalignement influe peu sur les différentes composantes. Seul le cisaillement est modifié de façon notable. Ainsi, un désalignement « positif » (cf Figure II-30) aura

tendance à diminuer la part de cisaillement dans l'état de contrainte. Inversement, un désalignement négatif aura tendance à augmenter la part de cisaillement. Ce fait n'a pas été utilisé afin d'adapter la géométrie à un cas de fretting. Il pourrait être intéressant de jouer sur le désalignement pour modifier la part de cisaillement des éprouvettes entaillées. La part de cisaillement étant faible (moins de 5% sur les 100 premiers  $\mu\text{m}$ ) et les autres composantes n'étant que très peu impactées, on peut conclure que le désalignement ne va pas modifier de façon importante les contraintes subies par une éprouvette entaillée au cours d'un essai mécanique. A l'avenir, il serait néanmoins intéressant d'intégrer ce paramètre dans les recherches de géométries optimales pour représenter le fretting-fatigue. Cela permettra d'augmenter sensiblement la part de cisaillement dans les essais sur entaille sans modifier les autres paramètres (sous réserve de parfaitement contrôler les conditions aux limites).

La Figure II-56 présente l'influence de légères modifications géométriques sur les champs de contrainte pour des éprouvettes entaillées possédant 2 entailles. Chaque graphique représente la répartition des contraintes pour la géométrie idéale (en noir), avec une modification de l'inclinaison (en rouge), une modification de la profondeur (en violet) et une modification du rayon (en jaune). Rappelons que les différents paramètres ont été décrit dans la Figure II-14 et que la géométrie idéale correspond à  $\rho=200\ \mu\text{m}$  ;  $P=1200\ \mu\text{m}$  et  $I=40^\circ$ . Les modifications de géométries sont de  $5^\circ$  pour l'inclinaison,  $20\ \mu\text{m}$  pour le rayon et  $50\ \mu\text{m}$  pour la profondeur en accord avec ce qui peut être vu sur la précision géométrique des entailles.



**Figure II-56 : Influence de modifications géométriques sur le champ de contraintes des entailles inclinées**

Ainsi, la part de cisaillement dans le champ de contrainte est fortement influencée par l'inclinaison des entailles mais peu par les 2 autres paramètres. La part du cisaillement reste faible (moins de 5%) mais est modifiée d'environ 25% pour une modification de  $5^\circ$  de l'inclinaison. Le champ de la contrainte hydrostatique et de la contrainte de Mises sont modifiés de façon importante par la profondeur des entailles mais assez peu par les 2 autres paramètres. La profondeur de ces entailles devrait donc être le paramètre d'ordre 1 pilotant l'amorçage. La différence avec le calcul à partir de la géométrie idéale est de l'ordre de 10% localement quand la profondeur varie de  $50\ \mu\text{m}$  sur les contraintes de Mises et

hydrostatique. Le rayon ne modifie ces valeurs que de 3% environ. Enfin le taux de triaxialité est assez stable peu importe les modifications géométriques effectuées avec une sensibilité légèrement supérieure au rayon de fond d'entaille.

### À retenir

- ▶ Les modèles éléments finis ont été définis, étudiés et vérifiés
  - ▶ Modèle « partie utile 3D » pour simuler précisément les champs mécaniques
  - ▶ Modèle 2D déformations planes afin de dimensionner rapidement les entailles, les différences avec le cas 3D sont de :
    - ▶ +11% sur la contrainte hydrostatique
    - ▶ +4% sur les contraintes de Mises
- ▶ Les répartitions des contraintes ont été obtenues pour les différentes entailles en faisant l'hypothèse d'un comportement élastique linéaire
  - ▶ Les éprouvettes représentatives du fretting fatigue ont un gradient des contraintes un peu trop faible pour bien représenter le fretting-fatigue un rayon de fond d'entaille de 50  $\mu\text{m}$  aurait été préférable.
- ▶ L'influence de variations géométriques autour de la géométrie idéale a été étudiée pour quantifier la précision des champs de contraintes réels.
  - ▶  $\pm 10\%$  sur les éprouvettes avec une entaille isolée non inclinée
  - ▶  $\pm 15\%$  sur les éprouvettes avec deux entailles inclinées

## 6. Conclusion

Ce chapitre a permis de présenter la démarche conduite pour préparer les éprouvettes entaillées afin de représenter des essais de fretting-fatigue. Plusieurs éléments importants vis-à-vis de la tenue à la fatigue à grand nombre de cycles ont été abordés :

- ▶ Le matériau utilisé et les états de surface des éprouvettes d'essai

Afin d'avoir une ressemblance maximale entre les essais de fretting-fatigue et ceux sur éprouvettes entaillées, les éprouvettes d'essai pour ces deux campagnes expérimentales ont été extraites d'un même disque FAN. Il s'agit d'un TA6V ayant une microstructure bimodale et une taille de grains d'environ 15 à 20  $\mu\text{m}$ .

L'impact de la préparation de surface a été particulièrement étudié. Afin d'obtenir des résultats comparables en fretting-fatigue et en entaille, la même préparation de surface a été effectuée. Il s'agit d'un meulage sens transverse par rapport à la direction de sollicitation. L'effet de cette préparation de surface sur notre matériau a été étudié.

La modification de la microstructure locale a été mise en avant avec l'observation de Zones Affectées par le Meulage (ZAM) sur les éprouvettes de référence et sur les éprouvettes entaillées. Celle-ci est séparée en 2 parties distinctes une première zone (Z1) d'environ 10  $\mu\text{m}$  de profondeur avec une microstructure à grains fins alignés dans le sens du meulage. Cette zone a déjà été étudiée dans la bibliographie et était appelée « couche blanche », elle serait dure et fragile. Une seconde zone (Z2) moins profonde a été observée entre la première zone et la microstructure saine. Dans cette zone, les



## Chapitre II Caractérisation des entailles : état de surface et état de contraintes

grains semblent être fortement écrouis et s'orientent progressivement dans le sens du meulage. Cette modification de microstructure affecte la résistance à la fatigue du matériau. En effet, de plusieurs fissures s'arrêtant toutes à l'interface entre la microstructure saine et la microstructure affectée par le meulage.

Les contraintes résiduelles ont été mesurées et seront négligées.

La rugosité de surface a été mesurée en fond d'entaille et sur les éprouvettes de référence, montrant une forte ressemblance.

Il serait intéressant de comparer les éléments cités ci-dessus avec les mêmes éléments obtenus sur les éprouvettes de fretting-fatigue afin de s'assurer de la similitude des états de surface.

### ► Les géométries des éprouvettes

Les géométries idéales des principales éprouvettes de l'étude ont été présentées. 3 types de géométries ont été utilisés dans cette étude.

-Des éprouvettes « de référence » sans concentration de contrainte mais avec un état de surface obtenu par un meulage sens transverse. Ces éprouvettes permettront d'étudier les effets de charge moyenne sur notre matériau en présence de l'état de surface rectifiée.

-Des éprouvettes possédant une micro-entaille en V non-inclinée de profondeur constante ( $P=500\text{ }\mu\text{m}$ ) mais avec des rayons de fond d'entaille différents (50, 200 et  $500\text{ }\mu\text{m}$ ). Les résultats d'essais sur ces éprouvettes permettront d'étudier les effets du gradient des contraintes.

-Des éprouvettes possédant 2 entailles inclinées en « face à face ». Ces éprouvettes sont utilisées afin de reproduire les champs mécaniques d'essais de fretting-fatigue.

Toutes les géométries d'entaille ont été contrôlées afin de pouvoir donner la différence entre le champ de contrainte de l'éprouvette idéale et les champs de contraintes élastiques des géométries effectivement usinées.

### ► Calcul des champs de contrainte

Les modèles éléments finis utilisés dans cette thèse ont été définis et présentés. L'hypothèse que l'on reste dans le domaine élastique a été faite et devra être discutée au moment de l'analyse des résultats d'essai. Les champs de contrainte correspondant aux différentes géométries ont ensuite été étudiés. Il a été montré que les éprouvettes possédant 2 entailles inclinées représentaient correctement les éprouvettes de fretting-fatigue vis-à-vis de la contrainte de Crossland. Néanmoins, cette méthode ne permet pas de reproduire l'intégralité du tenseur des contraintes pendant l'essai.

L'impact de la variabilité géométrique des usinages sur les champs de contrainte a été étudié et discuté. Les paramètres ont été étudiés séparément. Les résultats ont montré une précision locale sur la contrainte de Mises de l'ordre de 10% pour les éprouvettes avec une entaille et 15% pour celles avec 2 entailles inclinées.

Ce chapitre a donc permis de présenter la démarche entreprise dans ce travail et de la justifier. Il est le garant de la rigueur de l'analyse des résultats des essais de fatigue du chapitre suivant.



# Chapitre III.

## **Amorçage et propagation en présence de micro-entailles usinées par meulage**

# 1. Introduction

Après avoir défini le matériau, les états de surface, les types d'entaille et les géométries, cette partie s'appliquera à rendre compte des essais de fatigue réalisés et des mécanismes d'amorçage et de propagation des micro-fissures en fond d'entaille.

Les résultats d'essai présentés dans ce chapitre permettront l'étude de :

- ▶ L'influence des micro-entailles sur la limite de fatigue
- ▶ L'influence des micro-entailles sur les premiers stades d'endommagements (amorçage et début de propagation)
- ▶ Critères de fatigue dans le Chapitre IV

Ces données pourront ensuite être comparées à celles provenant des essais de fretting-fatigue afin de vérifier les similitudes et différences des essais selon les éléments suivants :

- ▶ Les champs de contrainte
- ▶ Les premiers mécanismes d'endommagements (amorçage et début de propagation)

L'analyse des mécanismes d'endommagement passera par 2 étapes. La première est l'étude des facies de rupture qui permettra de définir le type de comportement macroscopique des fissures, la présence d'amorçages multiples et les modes de fissuration présents aux abords des amorçages. La seconde est l'étude des fissures non propageantes.

La bibliographie (parties 3.4 et 4.3 du Chapitre I) a mis en avant la présence de fissures non propageantes dans les essais de fretting-fatigue et dans certains essais de fatigue en traction-traction en présence de forts concentrateurs de contrainte. Il serait intéressant de vérifier la présence de ce phénomène afin de mener la comparaison entre fretting-fatigue et micro-entailles jusqu'au bout. De plus, la présence de fissures non propageantes induirait que les ruptures à la limite de fatigue sont pilotées par un mécanisme de propagation d'une fissure déjà existante alors qu'en l'absence de ces fissures, la phase dominant le comportement en fatigue serait plutôt l'amorçage.

L'objectif de l'étude des mécanismes est de pouvoir comparer les résultats sur les différents types d'éprouvettes (référence, entaillées, fretting-fatigue). En effet, les lois régissant la limite d'endurance sont différentes si le mécanisme menant à rupture est différent. Par exemple, la rupture est pilotée par un seuil de propagation en présence de fissures non propageantes et plutôt par un critère d'amorçage en l'absence de ces fissures.

Pour répondre à ces objectifs, ce chapitre s'articulera en quatre parties :

Tout d'abord, la machine d'essais et la méthodologie utilisée afin d'obtenir les limites d'endurance de nos éprouvettes seront présentées (partie 2).

Ensuite les résultats d'essais seront exposés ainsi que les mécanismes d'amorçages et de propagation observés lors de ces essais. Les premières constatations sur les effets des entailles sur les mécanismes et la résistance à la fatigue pourront alors être faites ainsi qu'une comparaison entre les sollicitations à la limite de fatigue des essais sur entailles et de fretting-fatigue (partie 3).

Un effort particulier sera ensuite porté sur la recherche de fissures non propageantes (partie 4).

Enfin, une comparaison globale des différents mécanismes observés sera effectuée (partie 5).

## 2. Présentation des essais sur vibrophore

### 2.1. Présentation de la machine d'essais

Les machines utilisées durant cette étude sont des vibrophores. Une de ces machines est présentée sur la Figure III-1. Ces machines ont la particularité d'induire les sollicitations par effet de résonnance. La fréquence de sollicitation est définie par la fréquence de résonnance du montage et n'est donc pas choisie. Pour notre étude, la fréquence de sollicitation est toujours aux environs de 100 Hz. Rappelons que la partie 2.4 du Chapitre I a mis en avant le fait que les effets de fréquence avaient un impact assez faible sur la tenue à la fatigue à grand nombre de cycles du titane. Les articles considérés dans cette partie relataient des essais sur différents alliages de titane à des fréquences allant de 30 à 2000 Hz. Le principe des chargements induits par ces machines est assez simple. Un déplacement est imposé sur la traverse afin de définir le chargement moyen. Le chargement alterné est ensuite imposé par l'électroaimant qui va entretenir les sollicitations à une amplitude souhaitée. Une cellule de charge positionnée à la base de la ligne permet de connaître les efforts imposés en charge moyenne et amplitude et de les garder constants durant l'essai.

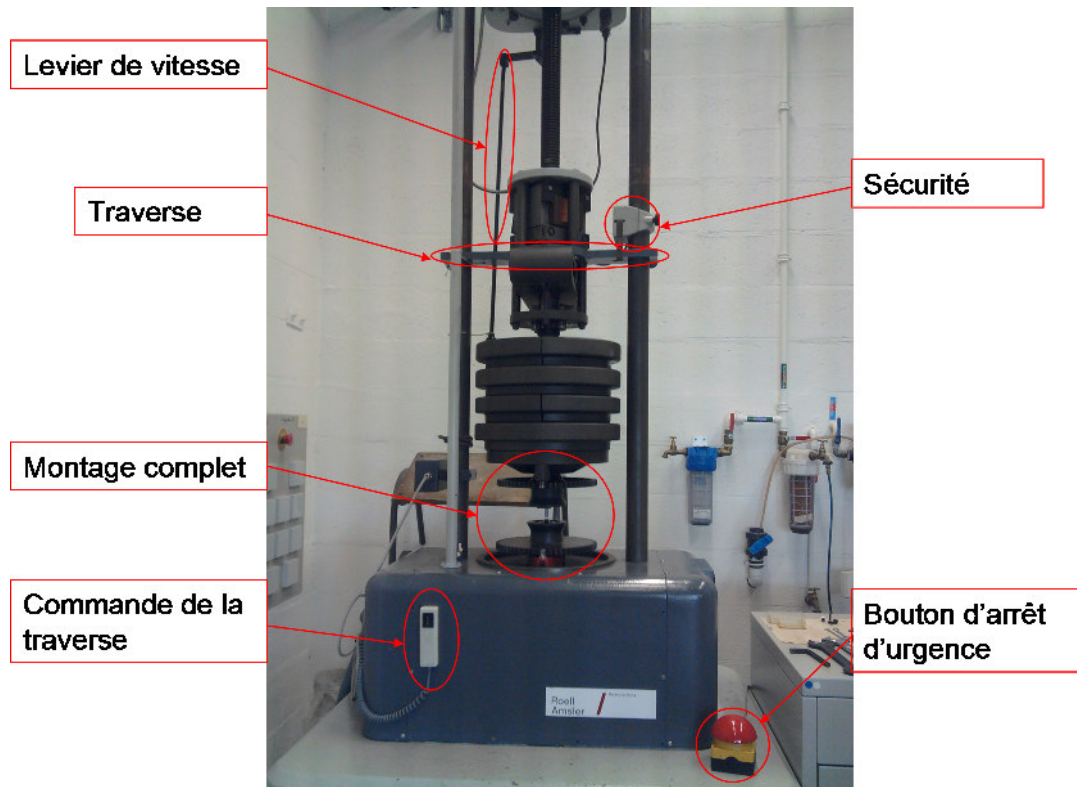


Figure III-1 : Machine d'essais vibratoire : le vibrophore

Les endommagements sont détectés grâce à la variation de fréquence de résonnance. En effet, l'avancée d'une fissure va diminuer la raideur de l'éprouvette et ainsi diminuer la fréquence de résonnance du montage. Dans notre cas, le critère de fin d'essai choisi est une chute de 5 Hz, ce qui correspond à environ une fissure qui des  $\frac{3}{4}$  de la surface utile. Il est normalement admis dans la bibliographie que dans le domaine HCF, le comportement du titane est piloté par l'amorçage et sa durée de vie comporte une large part d'amorçage.

Néanmoins, les vibrophores imposent des limitations qui doivent être présentées. Ainsi, il faut un certain temps à la machine avant d'atteindre l'amplitude de force demandée par résonnance. Il faut

donc un certain nombre de cycles pour atteindre les sollicitations voulues. Ce nombre de cycles est typiquement de  $1.10^3$  à  $5.10^3$  cycles. Cela implique que ce type de machine est inadapté pour travailler sur des durées de vie faibles (en dessous de  $5.10^4$  cycles).

## 2.2. Méthode par paliers

Avec la machine présentée ci-dessus, plusieurs méthodologies d'essai sont possibles. Plusieurs d'entre elles ont été présentées dans la partie 3.3 du Chapitre I. Nous détaillerons ici seulement l'application de la méthode utilisée : la méthode par paliers. Cette partie est donc un complément de la partie 3.3.3 du Chapitre I. La Figure III-2 présente schématiquement le fonctionnement de la méthode par paliers. Ainsi, nous commençons par charger l'éprouvette sur son premier palier (idéalement en dessous de la limite de fatigue). Si l'éprouvette résiste à ces  $5.10^6$  cycles ( $N_0$ ), un second palier est relancé en augmentant légèrement le chargement. L'augmentation continue de palier en palier jusqu'à obtenir une rupture comme l'illustre la Figure III-3 représentant sur une courbe SN les différents paliers d'une même éprouvette.

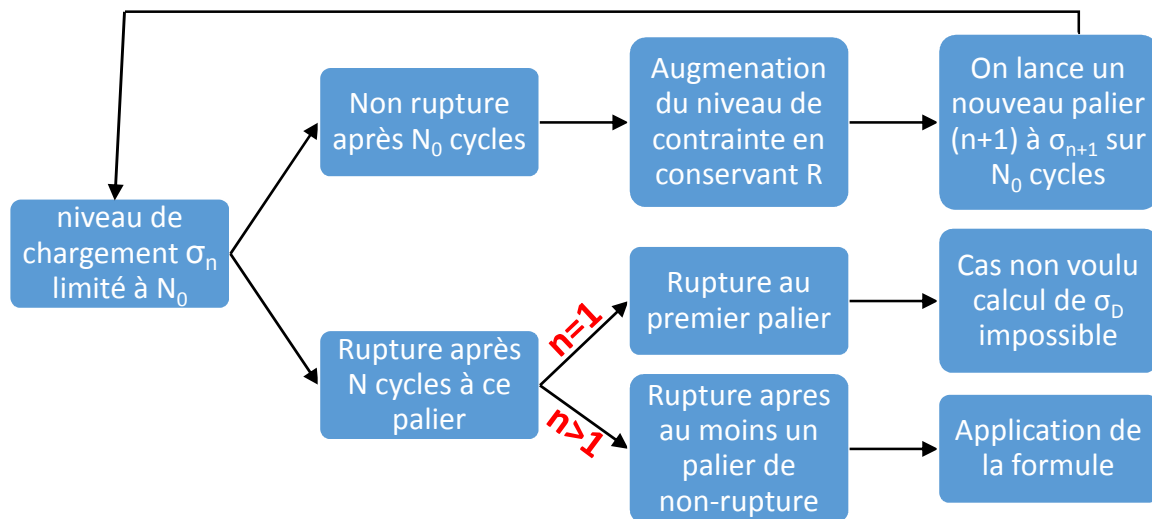


Figure III-2 : Schéma de principe de la méthode par paliers

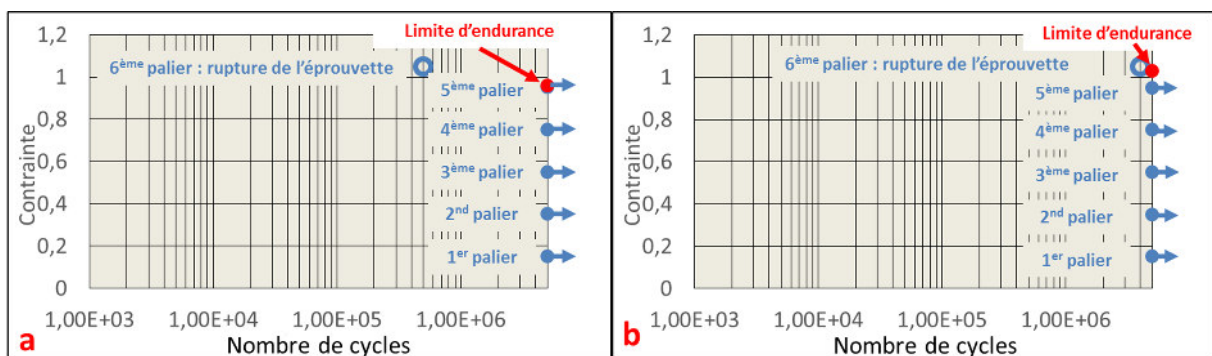


Figure III-3 : Détermination de la limite de fatigue en utilisant la méthode par paliers

Une fois la rupture obtenue par cette méthode, le palier de rupture et le palier précédent sont utilisés pour calculer la contrainte à laquelle l'éprouvette aurait tenu  $N_0$  cycles :  $\sigma_{DR}^{ta}(N_0)$  par la formule ( III.1 ). Il s'agit d'une régression linéaire entre les 2 derniers paliers afin de pondérer la limite de fatigue en fonction du nombre de cycles tenu lors du palier qui a mené à la rupture ( $N$ ). Ce fait est illustré sur la Figure III-3. La partie (a) de la figure représente un cas où le nombre de cycles au palier de rupture est négligeable devant  $N_0$ . La limite d'endurance calculée est alors quasi-superposée au palier

précédent. Par contre la partie (b) de la figure représente un cas où la rupture intervient en fin de palier. La limite d'endurance calculée se retrouve alors quasiment au niveau du palier de rupture.

$$\sigma_{DR}^{ta}(N_0) = \sigma_{n-1} + \frac{N}{N_0} \cdot (\sigma_n - \sigma_{n-1}) \quad (\text{III.1})$$

Chaque éprouvette produit alors une contrainte à laquelle elle aurait tenu  $N_0$  cycles. Cela permet d'accélérer la production de limites de fatigue et/ou de les obtenir sur des éprouvettes difficilement reproductibles (défauts naturels ou micro-usinages). Il faut néanmoins respecter les différentes hypothèses et limitations de la méthode (Cf partie 0 du Chapitre I).

Si cette méthode permet d'avoir de manière relativement précise la contrainte à laquelle l'éprouvette durerait  $N_0$  cycles, en toute rigueur, nous ne devrions pas utiliser le nombre de cycles effectués au palier de rupture afin d'établir une courbe SN. En effet, la bibliographie ne se prononce pas sur l'influence des paliers précédents sur la durée de vie lors du palier de rupture. Une attention particulière sera portée à l'analyse de ces données dans la suite de l'étude.

#### À retenir

- ▶ Utilisation d'une machine d'essai imposant les sollicitations par résonnance
  - ▶ Fréquence  $\approx 100\text{Hz}$
  - ▶ Endommagements détectés par une chute de fréquence de 5 Hz correspondant à une taille de fissure d'environ 3/4 de la surface utile
- ▶ Utilisation de la méthode par paliers pour obtenir les limites de fatigue
  - ▶ Permet d'avoir une limite de fatigue par éprouvette
  - ▶ Permet d'obtenir une limite de fatigue sur une éprouvette qu'il est difficile de reproduire
  - ▶ La durée de vie au dernier palier peut être influencée par l'historique de chargement

## 3. Influence d'une entaille sur la durée de vie en fatigue à grand nombre de cycles

L'ensemble de l'étude a été pensé afin d'avoir une comparaison la plus rigoureuse possible avec les essais de fretting fatigue. Le Chapitre II a présenté les procédures mise en place pour que les essais sur entailles ressemblent à ceux de fretting-fatigue au niveau du champ de contrainte et des états de surface. La partie 2 a présenté la méthodologie des essais qui a été utilisée. Cette partie va désormais s'appliquer à présenter les résultats des essais mécaniques, à discuter des mécanismes observés sur les éprouvettes lors de ces essais et à faire une analyse globale afin de réaliser une comparaison entre les différentes éprouvettes utilisées dans cette étude puis celles de fretting-fatigue.

### 3.1. Eprouvettes de référence

La géométrie de ces éprouvettes a été présentée dans la partie 3.3.2 du Chapitre II. Ces essais ont plusieurs objectifs :

- Déterminer les limites de fatigue sans entaille pour le même état de préparation de surface que pour les éprouvettes entaillées (état meulé)
- Déterminer les constantes du critère de Crossland de notre matériau
- Permettre la comparaison entre les mécanismes présents sur éprouvettes lisses et entaillées

Pour rappel, ces éprouvettes ont été préparées avec un état de surface meulé sens transverse qui représente l'état de surface de nos entailles et des éprouvettes de fretting-fatigue.

L'analyse des résultats des essais commencera par l'observation des mécanismes sur les éprouvettes de référence puis l'analyse des résultats de durée de vie sur une courbe SN. La Figure III-4 positionne les éprouvettes de référence sur une courbe SN afin de permettre au lecteur de visualiser les niveaux de sollicitation et les durées de vie des éprouvettes qui seront analysées dans la partie d'étude du mécanisme. Cette figure présente les points expérimentaux selon la contrainte maximale sur un cycle dans la direction de sollicitation. Les éprouvettes B16, C1, C3 et C4 ont une contrainte maximale plus faible car elles ont été sollicitées à  $R=-1$  contre  $R=0,1$  pour les autres. Elles ne seront pas observées dans la partie mécanismes.

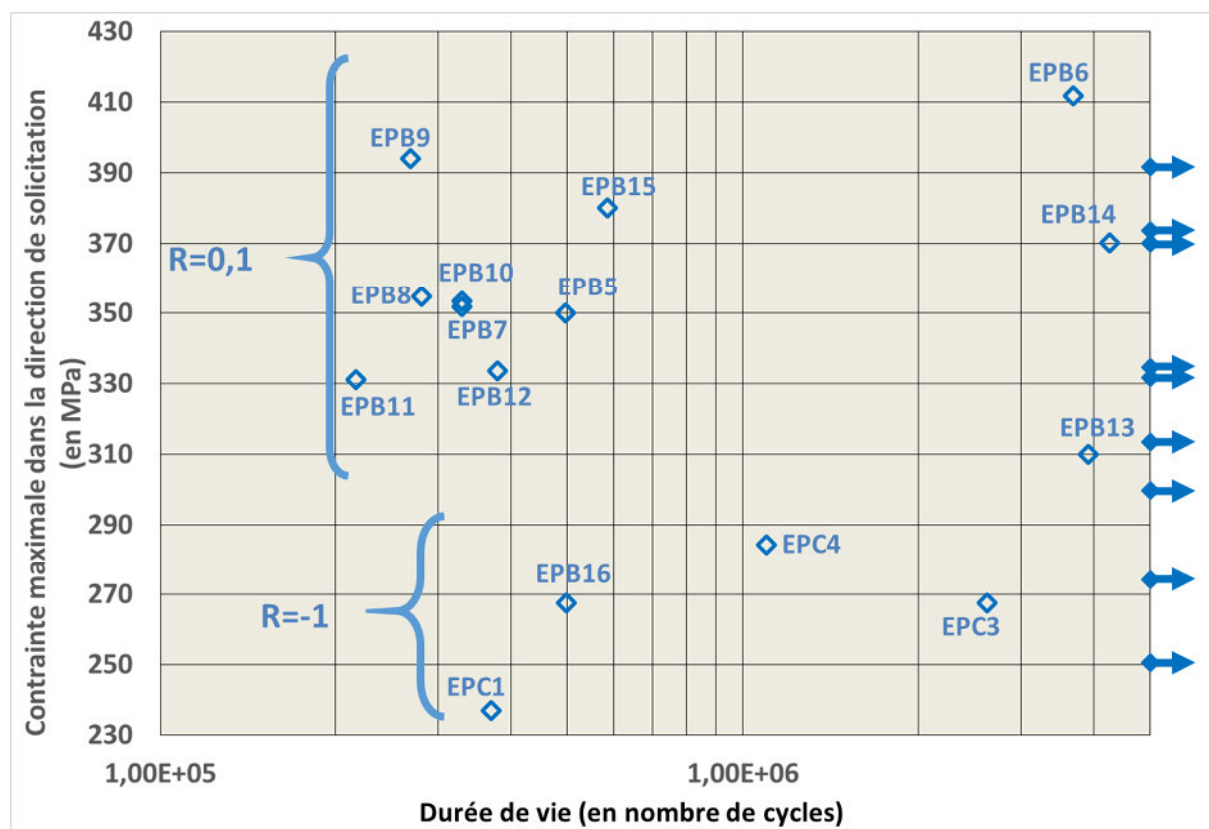


Figure III-4 : Positionnement des points expérimentaux des éprouvettes "de référence" sur une courbe SN

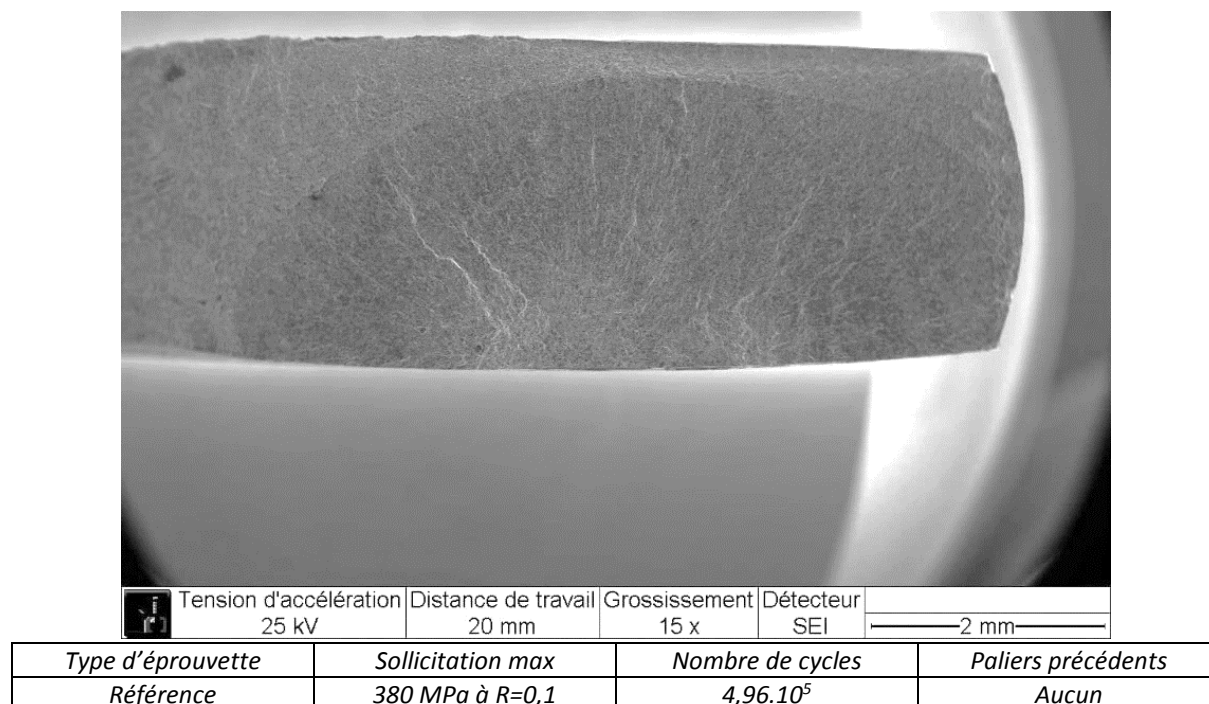
### 3.1.1. Types d'amorçage

#### 3.1.1.1. Introduction

L'importance de l'état de surface a été démontrée dans le début de l'étude. Les essais de fretting-fatigue du projet COGNAC amorcent sur une zone meulée sens transverse. Afin de conserver la cohérence de l'étude, les données mécaniques extraites des éprouvettes de référence doivent correspondre à un état de surface meulé sens transverse.



L'amorçage pris en compte dans cette étude est celui qui produit la fissure principale. Les faciès de rupture sur éprouvettes « de référence » sont assez faciles à lire du fait d'un amorçage qui semble unique et une phase de propagation semi elliptique comme l'illustre la Figure III-5.



**Figure III-5 : Faciès de rupture de l'éprouvette B5 : amorçage unique**

Afin de s'assurer que les résultats obtenus correspondent bien à l'état de surface meulé sens transverse, certains amorçages doivent être écartés (car non représentatifs de l'état de surface) :

- ▶ Amorçage sur la surface tournée
- ▶ Amorçage sur la surface fraisée
- ▶ Amorçage en interne
- ▶ Amorçage en coin entre deux surfaces avec des états de surface différents

La Figure III-6 rappelle les états de surface présents sur une éprouvette de référence. Plusieurs de ces amorçages non-conformes ont été rencontrés, ce qui a mené à légèrement modifier la méthodologie d'usinage des surfaces afin de limiter le nombre d'essais non exploitables. La suite de cette partie s'appliquera à définir les amorçages non désirés et les modifications effectuées pour les éviter.



**Figure III-6 : Etats de surface présents sur une éprouvette « de référence »**

### 3.1.1.2. Amorçages à l'interface entre zone meulée et fraisée

La Figure III-7 présente la localisation des sites d'amorçage à l'interface entre meulage et fraisage. Il s'agit des 2 lignes bleues. Ces amorçages sont à proscrire car les effets de surface et/ou les effets géométriques ne sont pas maîtrisés dans ces zones.

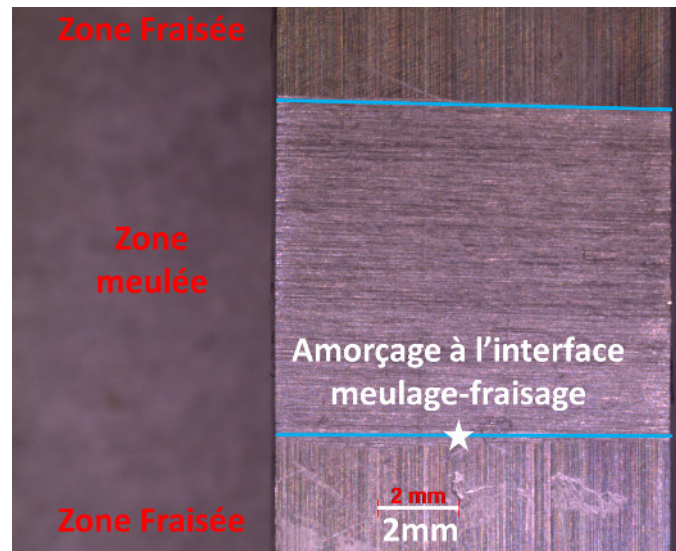


Figure III-7 : Site d'amorçage à l'interface meulage-fraisage

Une étude sur l'amorçage a montré que l'éprouvette qui a amorcé dans cette zone possédait un défaut géométrique. En effet, une « marche » était présente sur cette interface. Celle-ci est créée par le bord de la meule utilisée pour usiner ces surfaces. La Figure III-8 illustre ce phénomène géométrique. La partie (b) de la figure présente une schématisation en accentuant l'effet du meulage sur la géométrie afin de bien différencier les zones meulées (lignes courbes) des zones fraisées (lignes droites). La dimension finie de la meule est la cause de cette marche. En effet, elle correspond à l'endroit où le rayon de la meule s'arrête comme le montre la partie (c) de la figure. Bien que la marche ne fasse que quelques dizaines de microns, la concentration de contrainte induite par cette marche favorise l'amorçage et ne permet pas de conserver ces points expérimentaux dans l'analyse.

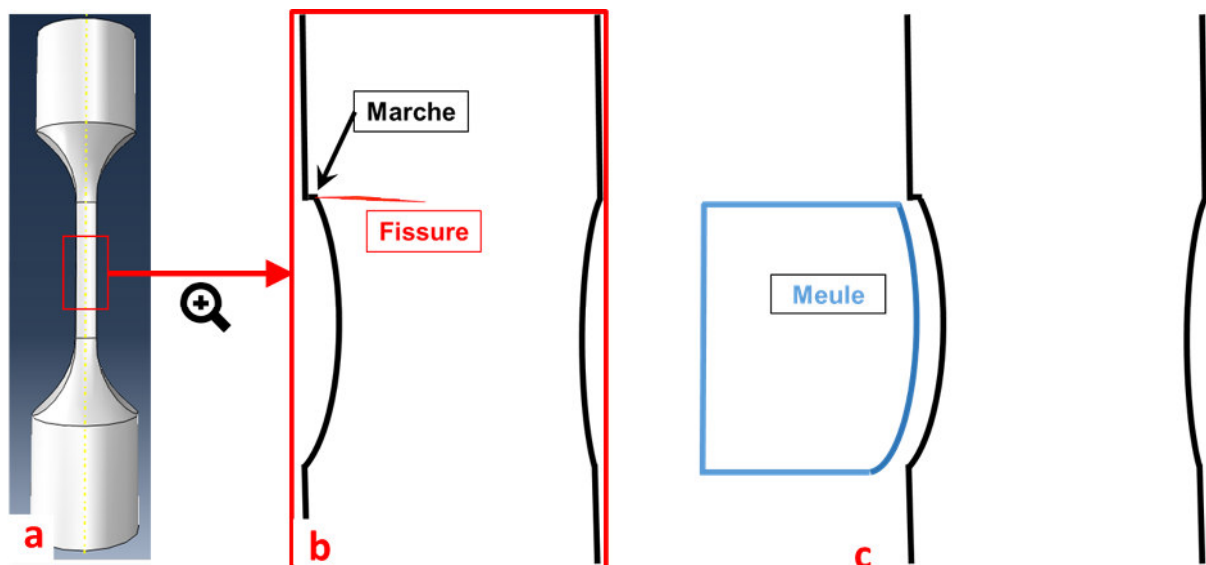
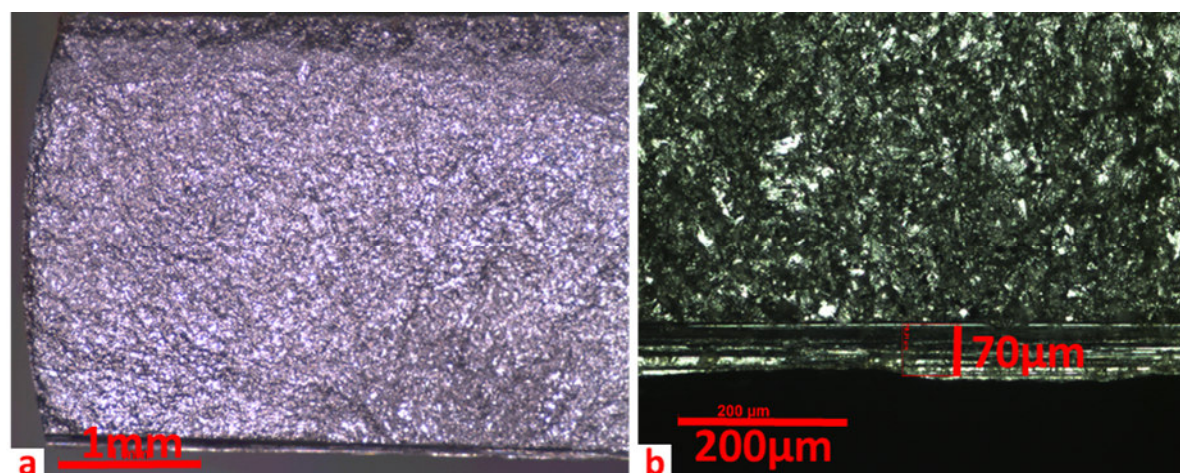


Figure III-8 : schématisation de l'effet de "marche" entre la zone meulée et fraisée

La Figure III-9 présente des images en microscopie optique du faciès de l'éprouvette B7 qui a amorcé à partir d'une de ces marches. La zone en bas de la photo correspond à la marche. On peut ainsi voir qu'elle est d'environ 70  $\mu\text{m}$  dans la zone d'amorçage.



| Type d'éprouvette | Sollicitation max | Nombre de cycles | Paliers précédents |
|-------------------|-------------------|------------------|--------------------|
| Référence         | 382 MPa à R=0,1   | $3,30.10^5$      | 2                  |

Figure III-9 : EPB7 : Faciès de rupture amorcé sur une marche (interface meulage-fraisage) faciès général (a) et zoom sur l'amorçage (b)

Suite à la rupture de la première éprouvette avec ce type d'amorçage, une modification de la méthodologie du meulage des éprouvettes de référence a été effectuée. En effet, après chaque préparation de surface, la présence de marches a été contrôlée sur chaque éprouvette et en cas de présence, les éprouvettes sont corrigées par une seconde passe de meule au niveau de la marche. La Figure III-10 présente la correction de ce problème. Il a de plus été vérifié que les amorçages ne se produisaient pas à la jonction entre les 2 passages de meules mais bien au milieu d'une zone meulée.

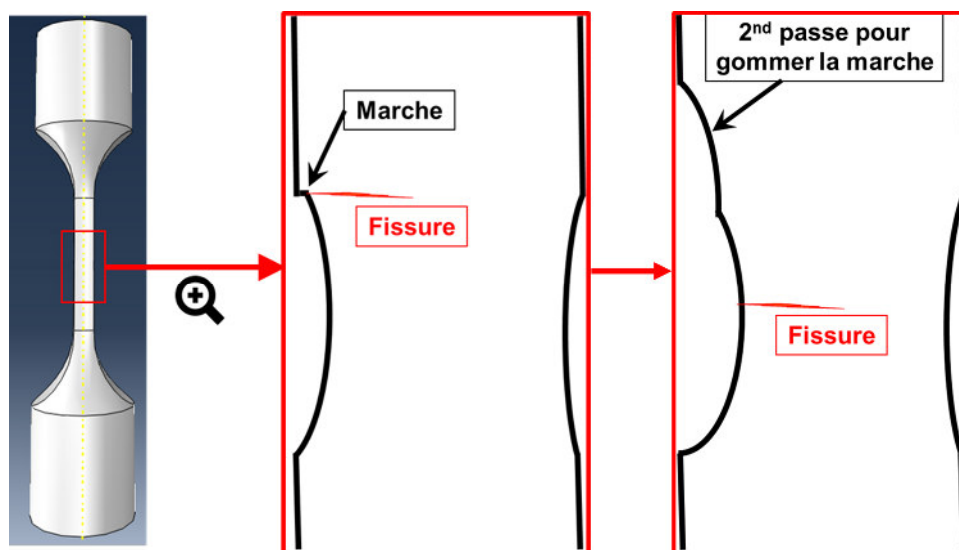


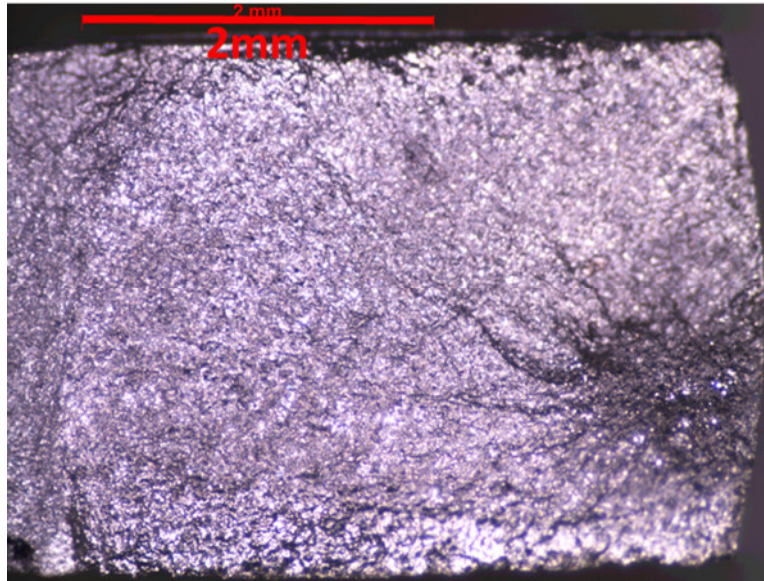
Figure III-10 : Correction du problème de "marche" sur une éprouvette de référence

L'éprouvette B7 est la seule à avoir eu un amorçage de ce type. La méthodologie a ensuite été modifiée afin d'éviter ce problème.

### 3.1.1.3. Amorçage en sous couche de la surface tournée

La Figure III-11 montre une micrographie optique du faciès de rupture de l'éprouvette B6. Il s'agit de la seule éprouvette avec un amorçage de ce type. L'observation a montré que l'amorçage s'était fait sur la surface tournée (surface de droite) ou en sous couche de celle-ci. Les données d'essais de cette éprouvette n'ont pas été utilisées dans la suite de l'étude, celle-ci ne reflétant pas le comportement de la surface meulée.





| Type d'éprouvette | Sollicitation max | Nombre de cycles | Paliers précédents |
|-------------------|-------------------|------------------|--------------------|
| Référence         | 447 MPa à R=0,1   | $3,70.10^6$      | 7                  |

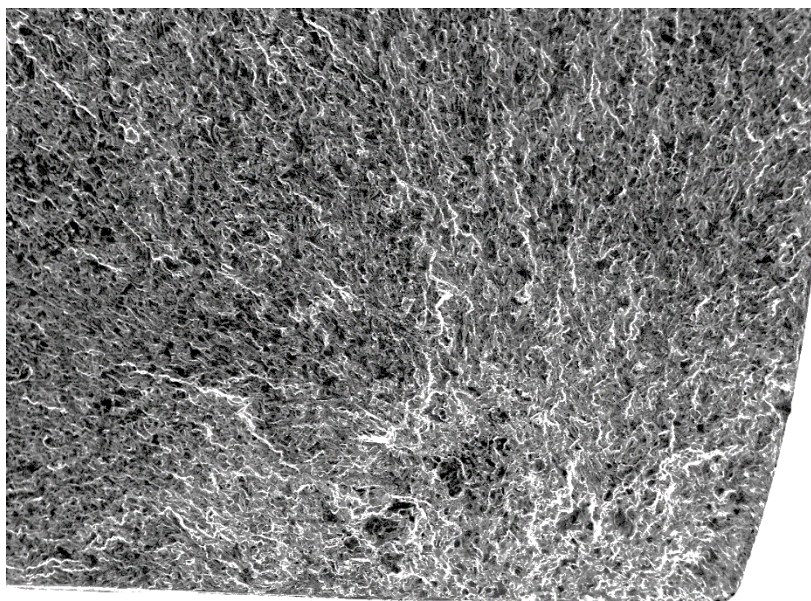
**Figure III-11 : EPB6 : Micrographie optique de l'amorçage sur la surface tournée**

L'analyse de cet essai pose quand même un problème. En effet, la Figure III-4 a positionné cet essai à des contraintes largement au-dessus des autres éprouvettes de références. Il est donc étrange que les surfaces meulées n'aient pas amorcé et propagé pour ce niveau de sollicitation.

De ce fait, nous aurions pu considérer ce point comme un point de non rupture vis-à-vis de la surface meulée. Ce n'est pas ce qui a été choisi dans l'étude et ce point a été écarté des analyses afin de produire les paramètres du critère de Crossland.

#### **3.1.1.4. Amorçage à l'interface tournage-meulage**

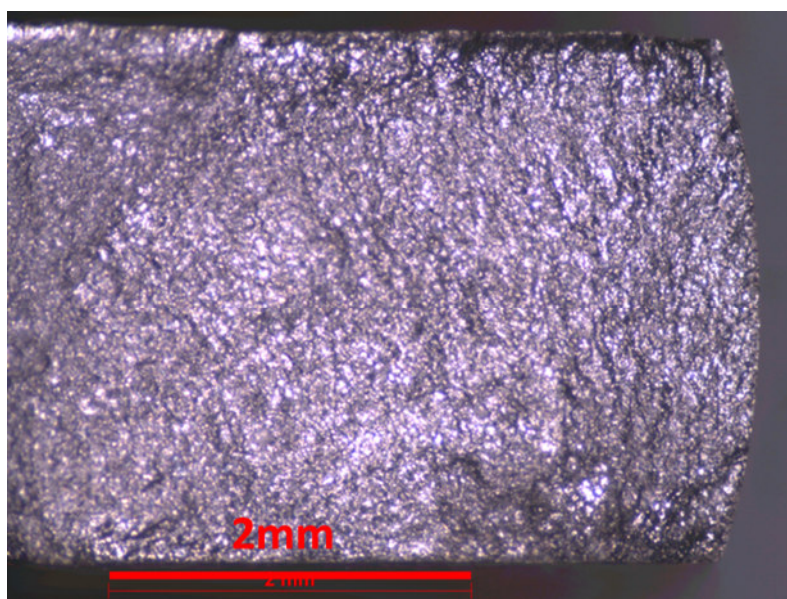
Les Figure III-12 et Figure III-13 présentent les images d'un amorçage proche de la zone tournée. Communément décrits comme « en coin », ces types d'amorçages peuvent se faire sur la surface meulée mais assez proche pour que l'on ne sache pas si l'état de surface tourné a influencé l'amorçage ou non. Ici, l'amorçage se situe typiquement entre 100 et 500  $\mu\text{m}$ . Le choix de la géométrie des éprouvettes permettait de limiter le risque des amorçages en coin sur les éprouvettes entaillées (cf partie Chapitre II 3.3.1) mais cet effet n'intervient pas ici en l'absence d'entaille.



|                                                                                   |                                 |                              |                       |                  |                                                                                     |
|-----------------------------------------------------------------------------------|---------------------------------|------------------------------|-----------------------|------------------|-------------------------------------------------------------------------------------|
|  | Tension d'accélération<br>25 kV | Distance de travail<br>31 mm | Grossissement<br>50 x | Détecteur<br>SEI |  |
|-----------------------------------------------------------------------------------|---------------------------------|------------------------------|-----------------------|------------------|-------------------------------------------------------------------------------------|

| Type d'éprouvette | Sollicitation max | Nombre de cycles | Paliers précédents |
|-------------------|-------------------|------------------|--------------------|
| Référence         | 427 MPa à R=0,1   | $2,69.10^5$      | 3                  |

Figure III-12 : EPB9 : Micrographie électronique d'un amorçage en coin



| Type d'éprouvette | Sollicitation max | Nombre de cycles | Paliers précédents |
|-------------------|-------------------|------------------|--------------------|
| Référence         | 427 MPa à R=0,1   | $2,69.10^5$      | 3                  |

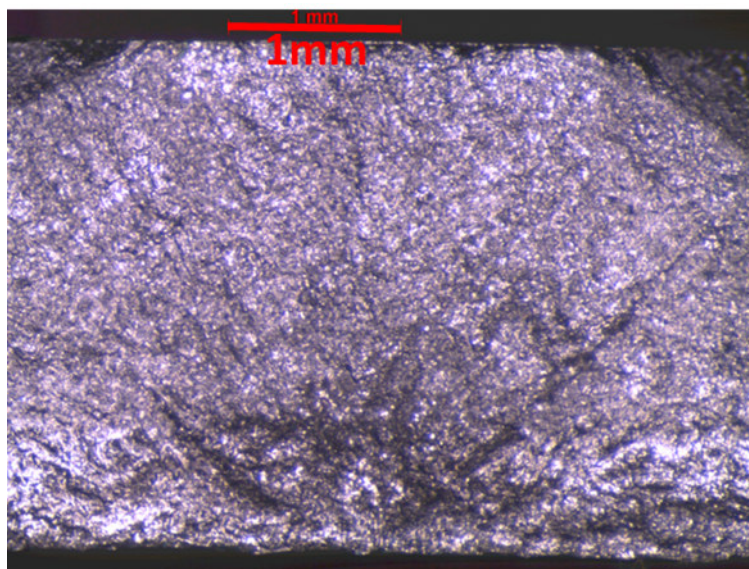
Figure III-13 : EPB9 : Micrographie optique d'un amorçage en coin

Les amorçages de plusieurs éprouvettes ont été étudiés en détail afin de définir si l'amorçage était « en coin » ou sur la surface meulée. Seul cet amorçage a été défini comme un amorçage en coin. Comme pour l'éprouvette précédente, le point expérimental est étrangement haut en contrainte sur la Figure III-4 ce qui sous-entend que la surface meulée de cette éprouvette a survécu jusqu'à ce niveau de contrainte. Afin d'assurer la représentativité des paramètres de Crossland à l'état de surface meulée, ce point expérimental n'a pas non plus été utilisé dans le calcul.



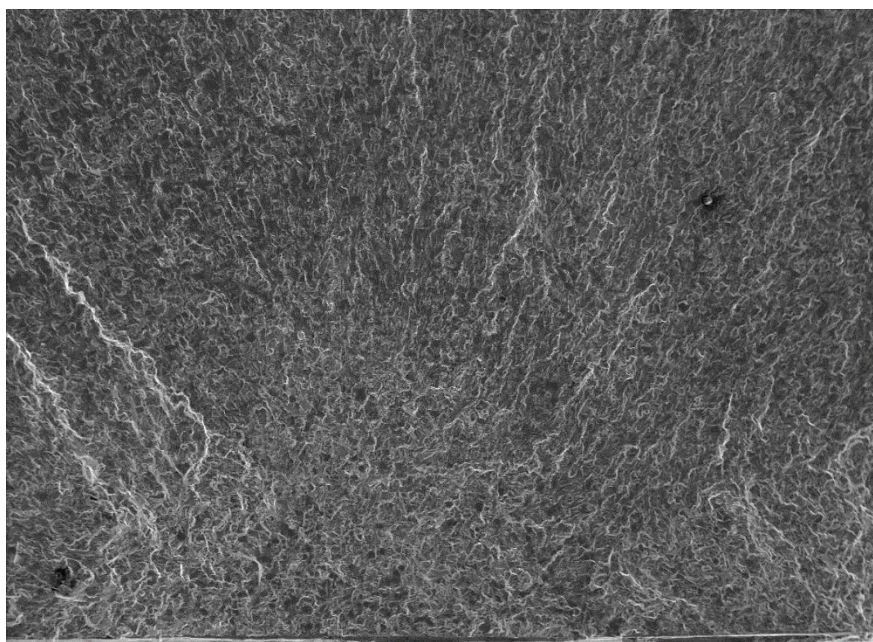
### 3.1.1.5. Amorçages à partir de la zone meulée

Ce paragraphe va maintenant présenter la morphologie des facies de rupture des éprouvettes de référence qui n'ont pas été rejeté du fait d'un amorçage sur une zone non meulée. Ainsi, la Figure III-14 présente une vue au microscope optique d'un amorçage classique. On peut y voir un amorçage unique en surface, loin du bord de l'éprouvette avec une fissure semi-circulaire. Les éprouvettes qui n'ont pas été présentées dans les parties précédentes ont toutes une morphologie de facies ressemblant à cette éprouvette.



| Type d'éprouvette | Sollicitation max | Nombre de cycle | Paliers précédents |
|-------------------|-------------------|-----------------|--------------------|
| Référence         | 402MPa à R=0,1    | $4,26.10^6$     | Aucun              |

Figure III-14 : EPB14 : Micrographie optique d'un facies de rupture type d'une éprouvette de référence



|                                 |                              |                       |                  |        |
|---------------------------------|------------------------------|-----------------------|------------------|--------|
| Tension d'accélération<br>25 kV | Distance de travail<br>20 mm | Grossissement<br>50 x | Détecteur<br>SEI | 500 µm |
|---------------------------------|------------------------------|-----------------------|------------------|--------|

| Type d'éprouvette | Sollicitation max | Nombre de cycle | Paliers précédents |
|-------------------|-------------------|-----------------|--------------------|
| Référence         | 412MPa à R=0,1    | $5,86.10^5$     | 9                  |

Figure III-15 : EPB5 : Micrographie électronique d'un amorçage classique d'une éprouvette de référence



La Figure III-15 présente une image du même type mais en microscopie électronique. On peut y voir que les rivières s'orientent bien vers la zone d'amorçage unique et que celle-ci semble bien être sur la surface de l'éprouvette.

### 3.1.2. Caractérisation des zones d'amorçages

#### 3.1.2.1. Analyse des zones d'amorçage

Maintenant que les types d'amorçage ont été présentés. Cette partie va étudier plus précisément ceux situés sur une surface meulée. Le but étant de comprendre ce qui mène notre matériau à la rupture. Plusieurs faciès de rupture seront détaillés afin d'illustrer le caractère répétable de ces caractérisations.

Ainsi, la Figure III-16 présente plusieurs images prises au MEB du faciès de rupture de l'éprouvette B11. Des grossissements progressifs sont effectués sur la zone d'amorçage afin d'analyser précisément les causes de celui-ci. Les rivières et la forme du faciès sont les guides nous permettant de définir le site de cet amorçage.

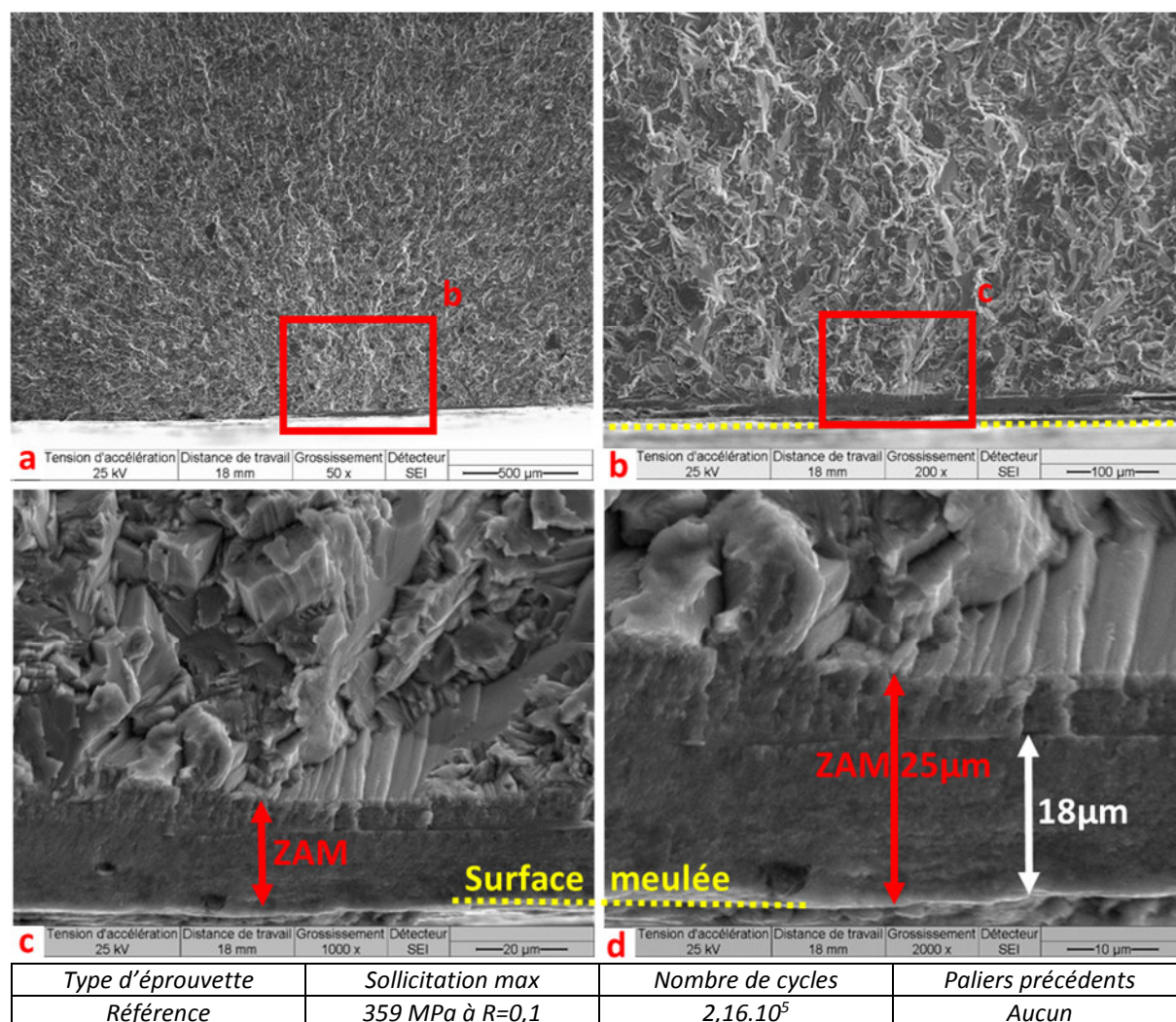


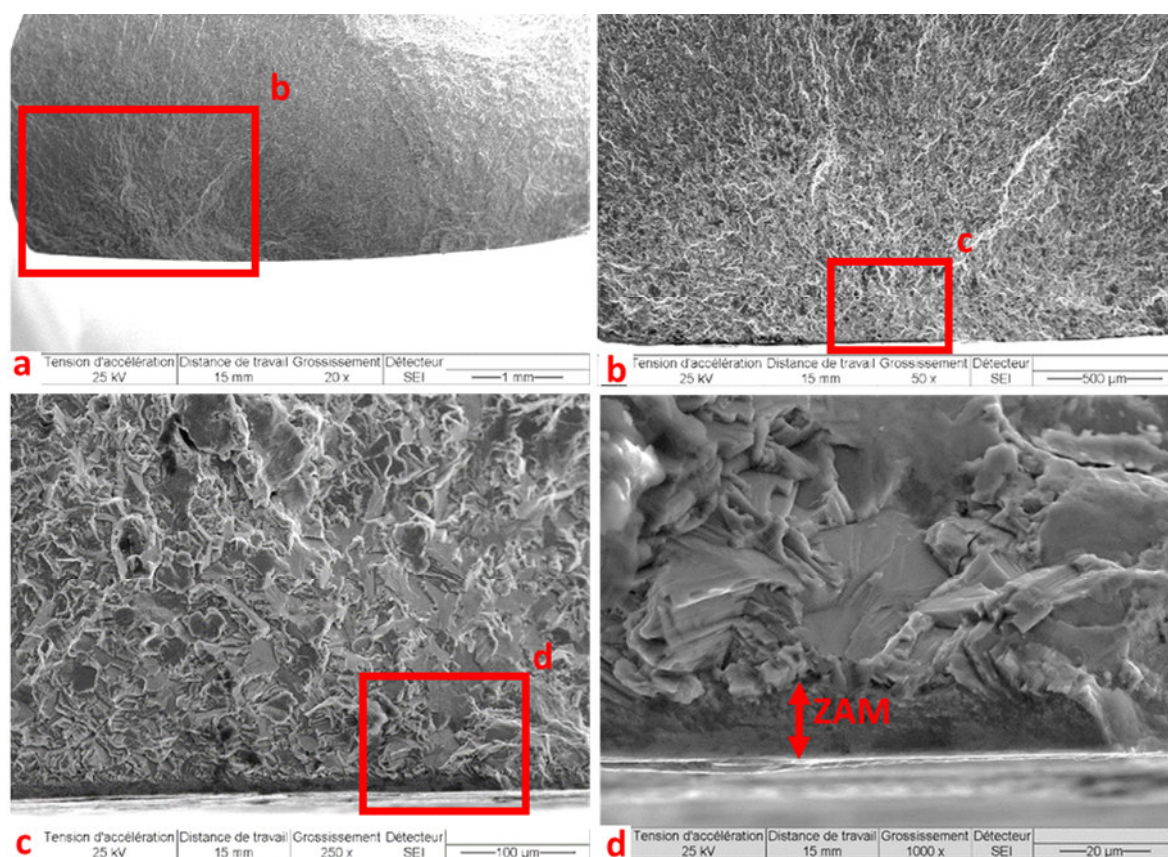
Figure III-16 : EPB11 : Etude de la zone d'amorçage

A partir d'un grossissement de x200 (b), un bandeau foncé différent du faciès de propagation apparaît en fond d'entaille. Les grossissements supérieurs permettent de définir une profondeur approximative de 25 μm. De plus, cette bande peut être séparée en 2 parties. Une première partie en fond d'entaille, de profondeur 17-18 μm caractérisée par une absence de relief et une faible émission (faciès sombre).

Et la zone restante (un peu moins de 10  $\mu\text{m}$ ) qui possède aussi une faible émission mais sur lequel les premiers reliefs de fatigue apparaissent. Ces zones peuvent être rapprochées des zones affectées par le meulage (ZAM) présentées dans le Chapitre II 2.3.3. La première zone pourrait correspondre à la zone sur laquelle la microstructure est parallèle au meulage et la seconde à la zone sur laquelle la microstructure semble fortement écroûie.

Le reste de la zone d'amorçage est assez classique pour un faciès de fatigue à grand nombre de cycles sur du titane. On retrouve beaucoup de pseudo clivages de fatigue qui ont été présentés dans la partie 2.2 du Chapitre I.

D'autres éprouvettes présentent aussi le même type de faciès comme par exemple l'éprouvette B8 (Figure III-17). L'amorçage est plus proche du bord de l'éprouvette cette fois-ci, mais assez loin pour considérer que la surface tournée n'influence pas les premiers stades de fissuration. On retrouve les nombreuses rivières qui guident la recherche de la zone d'amorçage. On retrouve aussi ce bandeau caractéristique de la ZAM (d) bien qu'il soit moins profond que celui de l'éprouvette B11 (environ 15  $\mu\text{m}$  en tout). On peut aussi voir qu'il est non continu (b, c et d). Il part en fait du bord de l'éprouvette pour s'arrêter proche de la zone d'amorçage. Il est aussi plus délicat de définir les 2 parties de ce bandeau. Le faciès général après cette zone se rapproche aussi de l'éprouvette précédente avec un faciès très facétisé proche de la zone d'amorçage.



| Type d'éprouvette | Sollicitation max | Nombre de cycles | Paliers précédents |
|-------------------|-------------------|------------------|--------------------|
| Référence         | 385 MPa à R=0,1   | $2,81.10^5$      | 1                  |

Figure III-17 : EPB8 : Zone affectée par le meulage proche du site d'amorçage

Une dernière éprouvette sera présentée ici, l'éprouvette B5 (Figure III-18). Les premières photos (a) et (b) permettent de situer la zone d'amorçage, les photos (c), (d) et (e) ont le même grossissement et permettent d'observer la longueur du bandeau de la ZAM proche de l'amorçage. Enfin la photo (f) permet d'observer plus en détail ce bandeau. Les 2 parties de la ZAM sont notamment présentes, la



première partie lisse et la suivante avec plus de relief. Cette fois si la répartition est à peu près égale (13  $\mu\text{m}$  pour la première partie et 11 pour la seconde).

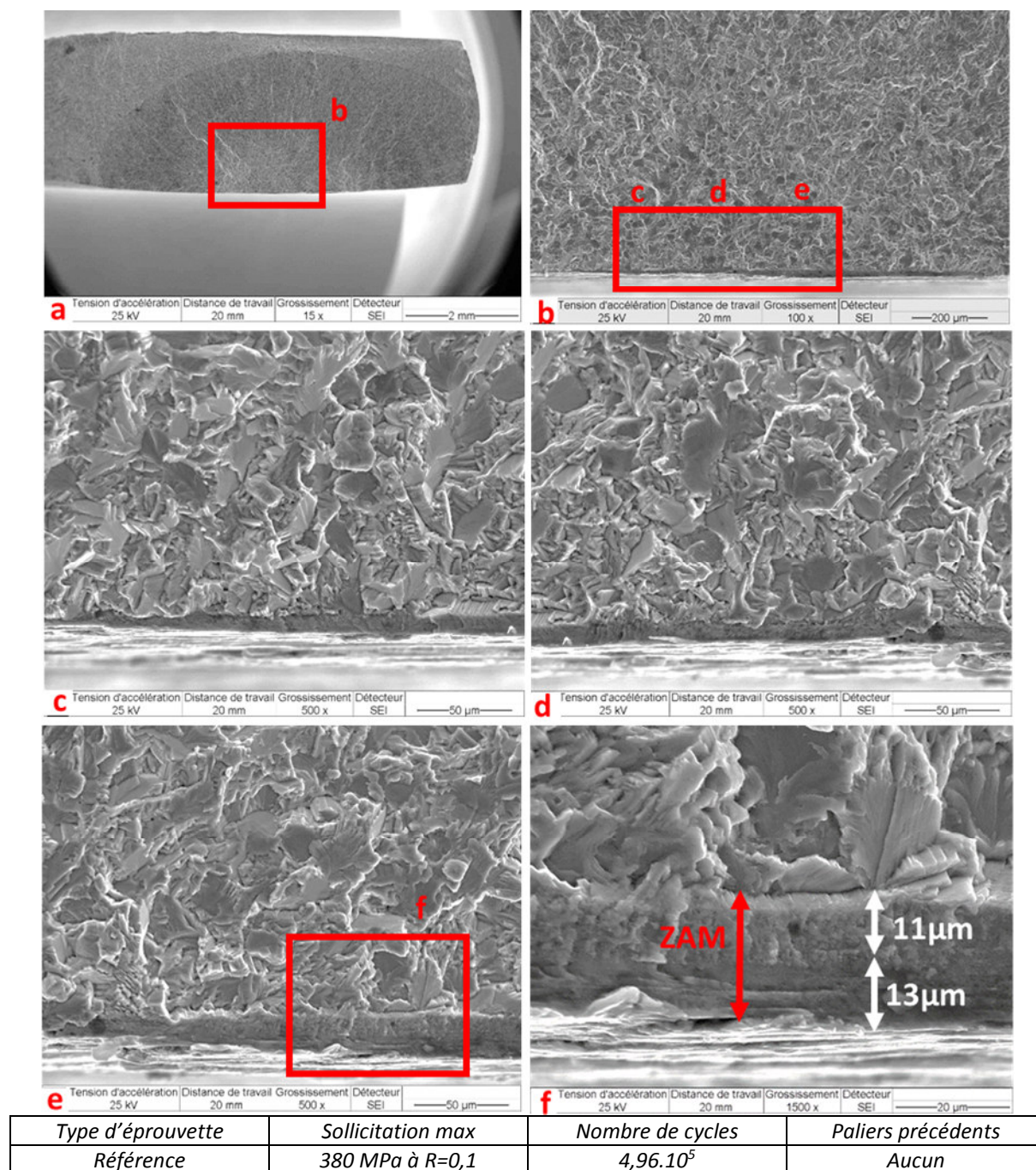


Figure III-18 : EPB5 : Etude de la zone d'amorçage

## 3.1.2.2. Comparaison avec des zones hors amorçages

Les figures précédentes ont mis en avant la présence de zones affectées par le meulage (ZAM) sous forme de bandeaux dans les environs des sites d'amorçage, il est intéressant de mener quelques comparaisons avec des zones loin des amorçages. En effet, la présence de tels bandeaux en dehors des zones d'amorçage mais toujours sur la surface meulée sera un argument important afin de valider que ces bandeaux sont bien des zones affectées par le meulage.

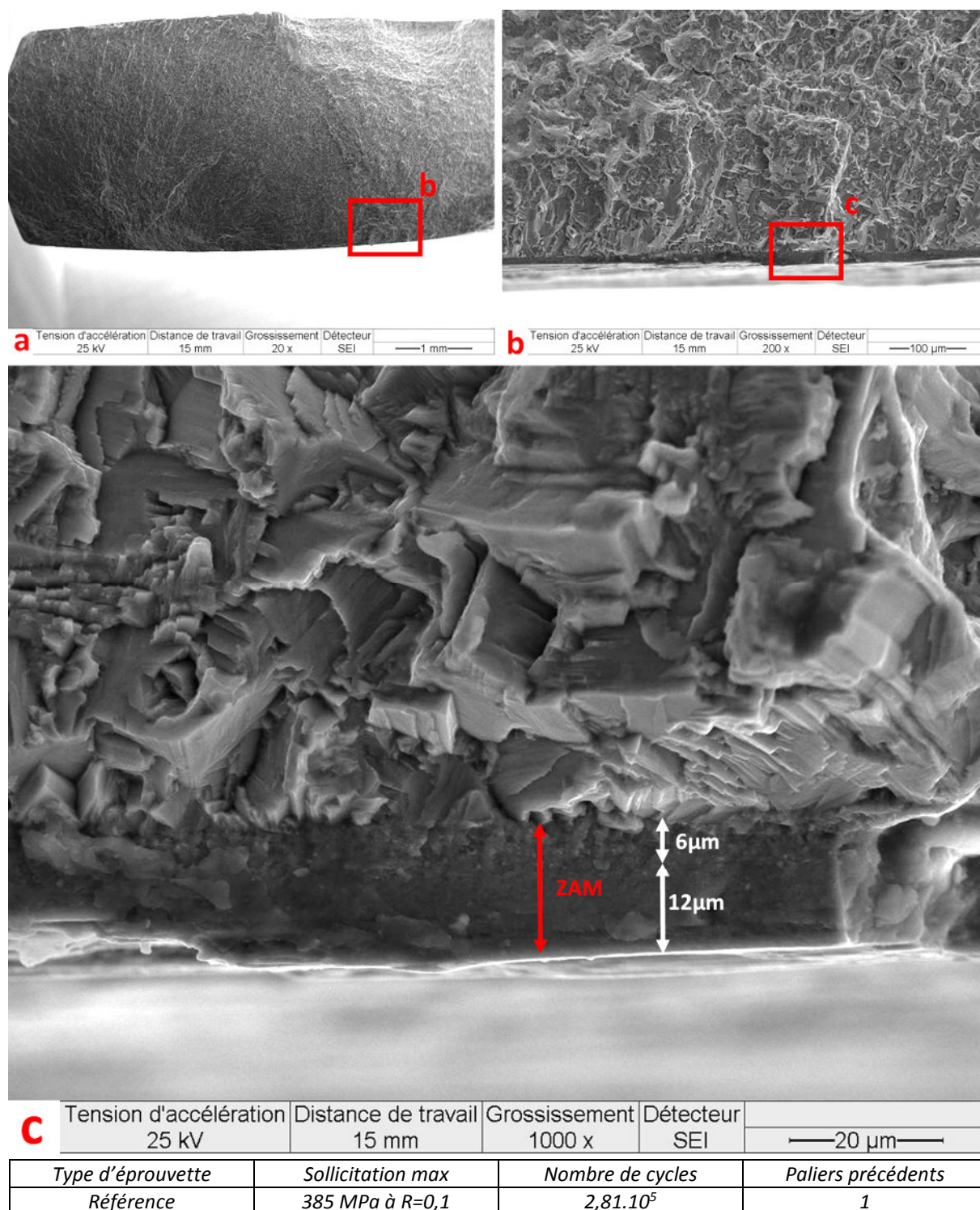
Afin de réaliser cette comparaison, des zones ressemblants à celles observées proches des amorçages ont été recherchées loin des sites d'amorçage. En effet, s'il s'agit d'un effet de préparation de surface, nous devrions en trouver régulièrement sur la surface meulée. A l'inverse, si l'aspect de ce bandeau est produit par un mécanisme particulier qui n'est pas en rapport avec l'état de surface mais plutôt avec la taille de la fissure, il ne devrait pas y avoir de tels bandeaux loin des zones d'amorçage.

Ainsi, la Figure III-19 présente l'une de ces recherches sur l'éprouvette B8. La micrographie (a) permet de se rendre compte que ce site est loin de l'amorçage principal. Sur les micrographies (b) et (c), un bandeau similaire à ceux observés sur les zones d'amorçage est observé. La micrographie (c) permet de plus de mieux définir la profondeur de ce bandeau dans les environs de 18  $\mu\text{m}$ .

D'autres éprouvettes ont été observées et des résultats similaires ont été obtenus. Cela nous permet de conclure que les faciès de rupture de ces éprouvettes de référence mettent en évidence une zone caractéristique proche de l'état meulé. Cette zone n'est pas présente partout et possède des profondeurs variables (typiquement entre 10 et 25  $\mu\text{m}$ ). En ajoutant les conclusions des observations faites dans la partie 2.3.3 du Chapitre II, on peut facilement assimiler ces bandeaux caractéristiques aux effets de meulage. En effet, les 2 observations présentent :

- ▶ Un phénomène localisé sous la surface meulée qui n'est pas présent partout
- ▶ Une profondeur généralement entre 10 et 20  $\mu\text{m}$
- ▶ Une délimitation du phénomène en 2 parties
  - ▶ Microstructure alignée dans le sens du meulage // Microstructure écrouie
  - ▶ Faciès de rupture sombre et lisse // Zone de transition avec les 1<sup>er</sup> reliefs de fatigue

D'après les observations microstructurales de la partie 2.3.3.3 du Chapitre II, de telles zones devraient aussi exister sur les faciès d'éprouvettes entaillées. Mais elles devraient être moins profondes.



**Figure III-19 : EPB8 : recherche de zones affectées par le meulage en dehors de l'amorçage**

Les observations des facies de rupture d'éprouvettes de référence permettent de proposer un premier schéma de fissuration :

- 1) Amorçage d'un ou plusieurs des bandeaux de matière affecté par le meulage
- 2) Rupture du ou des bandeaux
- 3) Une des fissures parvient à franchir la frontière entre ZAM et matériau sain
- 4) Propagation de la fissure
- 5) Rupture de l'éprouvette

Les observations effectuées ne permettent pas d'affirmer si plusieurs sites différents d'un ou plusieurs bandeaux peuvent amorcer dans la phase 1). En effet, les facies observés dans cette partie font état de fissures plutôt semi elliptiques, signe qu'une seule fissure a réussi à prendre le pas sur les autres. Mais l'observation de coupes polies effectuée dans la partie 2.3.3.2 du Chapitre II a mis en avant une dizaine de fissures sur l'éprouvette B11 qui s'arrêtaient toutes à l'interface entre zone affectée et zone non affectée. Le fait que cette dernière analyse soit post mortem ne permet pas de savoir si la fissure principale a contribué à la création de ces petites fissures. Néanmoins, il apparaît possible que sur l'ensemble de la surface meulée des éprouvettes de référence, plusieurs fissures aient amorcé sur des zones fragilisées par le meulage sans arriver à traverser la frontière marquée par le matériau sain.

Rappelons que la surface meulée de ces éprouvettes est assez importante. S'il existe des amorçages secondaires, ils pourraient parfaitement se trouver sur un autre plan que celui de la fissure principale et donc être invisible sur le facies.

### 3.1.3. Tenue en fatigue

#### 3.1.3.1. Résultats bruts

Les résultats d'essai de fatigue des éprouvettes de référence vont maintenant être présentés.

La partie 5.2.1 du Chapitre II a montré que la répartition des contraintes était assez homogène pour considérer que l'amorçage était représenté uniquement par la contrainte à la surface (pour les amorçages sur la surface meulée). Il a aussi été montré que la géométrie choisie induisait un coefficient de concentration de contraintes  $K_t=1,085$ . Cette concentration, majoritairement imputable à la réduction de section afin d'avoir des surfaces meulées, sera prise en compte dans toutes les contraintes présentées par la suite.

Ainsi, les différentes contraintes (minimum sur un cycle, maximum sur un cycle, amplitude du chargement, ...) peuvent facilement s'exprimer avec la formule ( III.2 ) (dans ce cas précis).

$$\sigma = \frac{F_{\text{appliquée}}}{S} \cdot K_t \quad (\text{III.2})$$

Le Tableau III-1 présente les résultats d'essai des éprouvettes de référence. Un code couleur illustre le fait que les amorçages observés ont été rejetés ou acceptés (cf partie 3.1.1). La plupart des éprouvettes ont subi plusieurs paliers de chargement, conformément à la méthode par paliers présentée en 2.2. Cette méthode permet d'obtenir par l'équation ( III.1 ) la contrainte à laquelle elle aurait rompu à  $5 \cdot 10^6$  cycles ( $\sigma_{D0,1}^{ta}(5 \cdot 10^6)$ ) pour chaque éprouvette ayant subi au moins 2 paliers. Cette valeur est reportée dans le tableau pour les éprouvettes concernées. Elle est exprimée en fonction de la contrainte maximale sur un cycle de sollicitation (comme la contrainte indiquée pour les différents paliers).

Nous avons 2 types d'essai dans ce tableau. Les essais à  $R=0,1$  qui possèdent des  $\sigma_D$  entre 330 et 425 MPa et les essais à  $R=-1$  qui possèdent des  $\sigma_D$  entre 240 et 300 MPa.

Cette tendance était attendue. En effet, les contraintes moyennes supérieures dans le cas  $R=0,1$  ont tendance à élever le maximum des contrainte vu sur un cycle (et d'abaisser la partie alternée du chargement).



### Chapitre III Amorçage et propagation en présence de micro-entailles usinées par meulage

| Eprouvette                                                | B5       | B6                                                   | B7                | B8         | B9                       | B10      | B11      | B12        |
|-----------------------------------------------------------|----------|------------------------------------------------------|-------------------|------------|--------------------------|----------|----------|------------|
| R                                                         | 0,1      | 0,1                                                  | 0,1               | 0,1        | 0,1                      | 0,1      | 0,1      | 0,1        |
| Nombre de paliers                                         | 1        | 8                                                    | 3                 | 2          | 3                        | 1        | 1        | 2          |
| N <sub>0</sub>                                            | 5,00E+06 | 5,00E+06                                             | 5,00E+06          | 5,00E+06   | 5,00E+06                 | 5,00E+06 | 5,00E+06 | 5,00E+06   |
|                                                           |          |                                                      |                   |            |                          |          |          |            |
| Chargements<br>successifs<br>(Contrainte max)<br>(en MPa) | 380      | 294<br>316<br>338<br>360<br>381<br>403<br>425<br>447 | 338<br>360<br>382 | 363<br>385 | 362<br>384<br>405<br>427 | 383      | 359      | 340<br>362 |
| N au dernier palier                                       | 4,96E+05 | 3,70E+06                                             | 3,30E+05          | 2,81E+05   | 2,69E+05                 | 3,29E+05 | 2,16E+05 | 3,79E+05   |
| Amorçage ZAM ?                                            | VRAI     | TOURNE                                               | FRAISE            | VRAI       | COIN                     | VRAI     | VRAI     | VRAI       |
| $\sigma_D$ (max)                                          |          | 441                                                  | 361               | 364        | 407                      |          |          | 342        |

| Eprouvette                                                | B13        | B14      | B15                                                                | B16               | C1                | C3                | C4                                            |
|-----------------------------------------------------------|------------|----------|--------------------------------------------------------------------|-------------------|-------------------|-------------------|-----------------------------------------------|
| R                                                         | 0,1        | 0,1      | 0,1                                                                | -1                | -1                | -1                | -1                                            |
| Nombre de paliers                                         | 2          | 1        | 10                                                                 | 2                 | 2                 | 2                 | 7                                             |
| N <sub>0</sub>                                            | 5,00E+06   | 5,00E+06 | 5,00E+06                                                           | 5,00E+06          | 5,00E+06          | 5,00E+06          | 5,00E+06                                      |
|                                                           |            |          |                                                                    |                   |                   |                   |                                               |
| Chargements<br>successifs<br>(Contrainte max)<br>(en MPa) | 325<br>336 | 402      | 315<br>326<br>336<br>347<br>358<br>369<br>380<br>391<br>401<br>412 | 253<br>272<br>290 | 220<br>239<br>257 | 253<br>272<br>290 | 231<br>242<br>253<br>264<br>275<br>286<br>308 |
| N au dernier palier                                       | 3,92E+06   | 4,26E+06 | 5,86E+05                                                           | 4,98E+05          | 3,70E+05          | 2,63E+06          | 1,10E+06                                      |
| Amorçage ZAM ?                                            | VRAI       | VRAI     | VRAI                                                               | VRAI              | VRAI              | VRAI              | VRAI                                          |
| $\sigma_D$ (max)                                          | 334        |          | 403                                                                | 274               | 240               | 281               | 300                                           |

Tableau III-1 : Données d'essais des éprouvettes de référence

#### 3.1.3.2. Effet de la contrainte moyenne sur la limite de fatigue

Cette partie commence l'exploitation des données expérimentales sur les éprouvettes de référence. Les essais effectués à 2 rapports de charge différents ( $R=-1$  et  $R=0,1$ ) permettent de définir une limite d'endurance à  $5.10^6$  cycles pour chaque rapport de charge en utilisant la méthode par paliers présentée dans la partie 2.2.

### Chapitre III Amorçage et propagation en présence de micro-entailles usinées par meulage

Pour  $R=-1$ , les 4 éprouvettes B16, C1, C3 et C4 sont utilisables pour le calcul de  $\sigma_D$ . Les amorçages sont situés sur la ZAM (cf 3.1.1.5). On peut donc définir une limite de fatigue moyenne :

$$\sigma_{D-1}^{ta}(5 \cdot 10^6) = 265 \text{ MPa}$$

Il est à noter que cette valeur est calculée sur la valeur alternée du chargement, ce qui revient au même que le maximum pour cette valeur de  $R$ .

Pour  $R=0,1$  par contre, la discussion sur le choix des éprouvettes à utiliser est plus complexe. En effet, il y a déjà 4 éprouvettes sur les 11 qui ont cassé au premier palier ce qui les exclues de l'utilisation de la méthode par paliers (B5, B10, B11, B14). De plus, 3 des éprouvettes restantes possèdent des amorçages en dehors des zones meulées (B6, B7 et B9). A priori, elles ne devraient donc pas être étudiées pour obtenir les limites d'endurance. Enfin, 2 éprouvettes (B14 et B15) ont été testées sur une seconde machine qui s'est avéré avoir une erreur de calibration sur les efforts imposés. Ainsi, on sait que les efforts réels étaient moins importants que la consigne. L'erreur était concentrée sur la partie alternée du chargement et était d'environ 6%. L'éprouvette B14 avait déjà été rejetée pour étudier la limite de fatigue du fait qu'elle ait cassé au premier palier mais pas la B15.

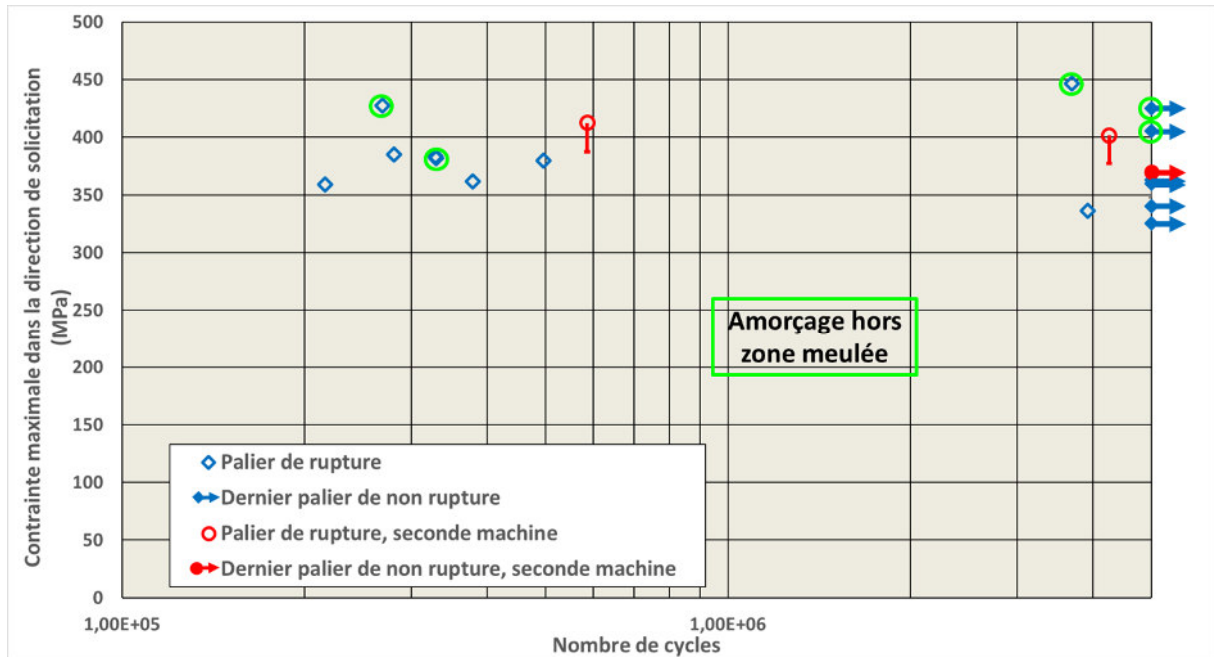
Il ne reste donc a priori plus que 3 éprouvettes pour faire la moyenne (B8, B12 et B13).

La moyenne sur ces 3 éprouvettes permet de calculer :

$$\sigma_{D0,1}^{ta}(5 \cdot 10^6) = 156 \text{ MPa}$$

Cette valeur étant toujours basée sur l'amplitude des contraintes.

La Figure III-20 illustre les différents points expérimentaux obtenus à  $R=0,1$ , qu'ils aient été utilisés pour calculer  $\sigma_{D0,1}^{ta}(5 \cdot 10^6)$  ou non. On y trouve les derniers paliers de non rupture (donc à  $5 \cdot 10^6$  cycles) pour chaque éprouvette. Les données expérimentales du palier de rupture sont visualisées grâce aux points creux. Les points mis en doute à cause de leurs amorçages ou à cause d'un problème de calibration machine ont été différenciés des autres. Les points où la machine a été mise en cause sont plus haut en contrainte que les autres. Cela va dans le sens de ce qui avait été observé quand la machine a été recalibrée (elle surestimait légèrement les contraintes). Une barre d'erreur a été rajoutée à ces points afin de visualiser l'erreur potentiellement commise du fait de ce problème. Cette barre représente 6% de la valeur en contrainte. Comme on ne devrait baisser de 6% que la valeur dynamique du chargement (et pas la valeur moyenne), le véritable point doit se trouver quelque part sur la barre d'erreur. Bien que celle-ci ramène les points expérimentaux dans une zone cohérente avec les autres points, ils ne seront pas utilisés pour obtenir les limites de fatigue.



**Figure III-20 : Résultats des essais sur les éprouvettes de référence R=0,1**

Les points expérimentaux des éprouvettes ayant un amorçage hors zone meulée sont aussi globalement plus hauts que les autres. On peut donc se poser la question de la prise en compte de ces points expérimentaux. En effet, si l'amorçage d'une éprouvette se trouve hors de la zone meulée, cela sous-entend que la zone meulée a survécu à l'ensemble de l'essai. Les points expérimentaux avec des amorçages non-conformes pourraient donc être considérés comme des points de non rupture vis-à-vis de la surface meulée.  $\sigma_{D0,1}^{ta}$  a aussi été calculé en prenant en compte les amorçages non-conformes (mais pas les éprouvettes sur la seconde machine). Cela mène à une valeur de 169 MPa ce qui décale la valeur d'environ 10%. Il a été choisi de ne pas inclure ces points dans le calcul de  $\sigma_{D0,1}^{ta}$  et la valeur  $\sigma_{D0,1}^{ta} = 156$  MPa a été conservée pour la suite de l'étude.

## À retenir

- Les amorçages hors de la zone meulée ont été écartés
- Les facies de ruptures montrent :
  - Une fissure semi-elliptique partant de la zone meulée
  - Des bandeaux présents sous la surface meulée séparés en 2 parties :
    - Une première partie sombre et lisse sans reliefs de fatigue
    - Une seconde partie où avec un peu plus de reliefs
- Ces bandeaux sont provoqués par la ZAM (Chapitre II partie 2), ces deux observations ayant en commun :
  - La profondeur affectée (10 à 20  $\mu\text{m}$ )
  - La séparation en 2 zones (Z1 et Z2)
  - La présence discontinue répartie sur toute la partie meulée
- Les essais mécaniques ont permis de calculer les limites de fatigue à R=-1 et R=0,1 à  $5 \cdot 10^6$  cycles

## 3.2. Eprouvettes entaillées

Les résultats des essais de fatigue sur les éprouvettes entaillées seront présentés dans cette partie dans le but de :

- ▶ Comprendre l'impact du rayon de fond d'entaille sur la limite de fatigue et les mécanismes d'endommagement dans le cas d'entailles aiguës (faible  $\rho$ )
- ▶ Etudier l'impact d'une seconde entaille sur les mécanismes de propagation de fissure
- ▶ Permettre une comparaison entre les résultats d'essais de fretting et d'entailles sur un cas où les champs mécaniques sont similaires

Afin de répondre à ces questionnements, trois campagnes expérimentales ont été menées :

- ▶ Sur des éprouvettes possédant une entaille droite isolée afin d'étudier l'effet du rayon de fond d'entaille sur la limite de fatigue
- ▶ Sur des éprouvettes possédant 2 entailles inclinées en « face à face » afin de reproduire des champs de contrainte représentatifs du fretting-fatigue
- ▶ Sur des éprouvettes possédant une entaille non inclinée avec  $\rho=50\text{ }\mu\text{m}$  et  $P=500\text{ }\mu\text{m}$  qui cherche à déterminer la présence des fissures non propageantes

Pour le moment,  $\sigma_{DR}^{ta}(N_0)$  a toujours été défini pour  $N_0=5.10^6$  cycles. Dans le cas des éprouvettes entaillées, cette durée de vie a été fixée à  $5.10^6$  cycles pour les éprouvettes avec une entaille et  $10^6$  pour celles avec 2 entailles (afin d'être cohérent avec les essais de fretting qui sont effectuées avec  $N_0=10^6$  cycles).

Cette partie commencera par l'étude des faciès de rupture des éprouvettes des 2 premières campagnes afin de répondre au premier enjeu présenté. Les résultats mécaniques de ces essais seront ensuite présentés en commençant par la première campagne. Celle-ci nous permettra l'étude de l'influence du rayon de fond d'entaille sur la limite d'endurance. La seconde campagne sera ensuite analysée afin de comparer ces essais avec ceux effectués en fretting-fatigue. Enfin, l'étude de la recherche de fissures non propageantes sera présentée. Cette étude apportera des compléments sur les mécanismes d'endommagement de nos éprouvettes entaillées (enjeu n°1) et sur la comparaison avec les essais de fretting-fatigue (enjeu N°3).

Les résultats mécaniques étant présentés tard dans cette partie, les Figure III-21 et Figure III-22 présentent les différents points expérimentaux sur une courbe SN pour que le lecteur puisse s'y référer tout au long de l'étude sur les mécanismes. Il est à noter que l'éprouvette D03 sur la Figure III-22 possède une forte imprécision sur sa durée de vie à cause d'un arrêt intempestif de la machine ayant fait perdre le nombre de cycles à rupture.

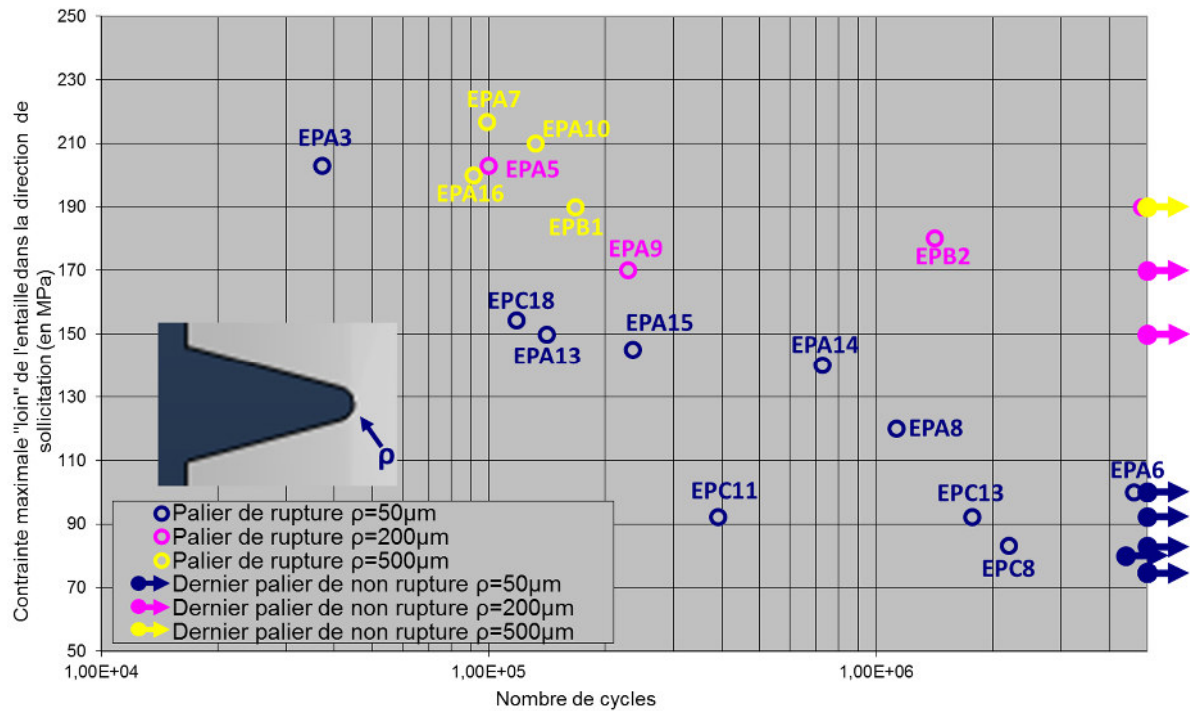


Figure III-21 : Influence du rayon de fond d'entaille sur la durée de vie en fatigue à R=0,1

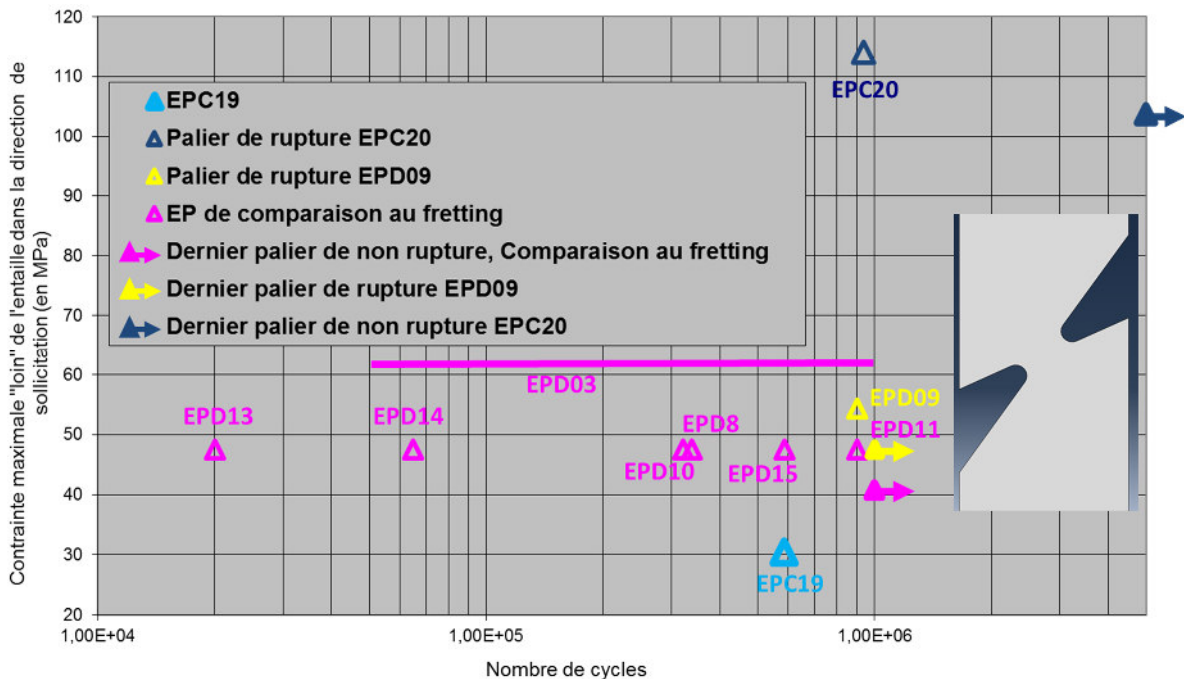


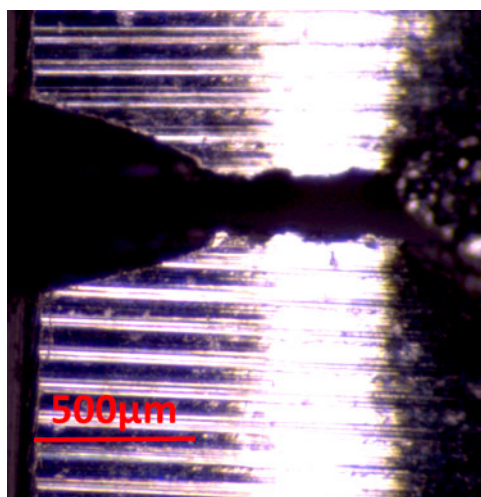
Figure III-22: Diagramme SN des différentes géométries d'éprouvettes avec 2 entailles inclinées

### 3.2.1. Caractérisation des phases de fissuration

#### 3.2.1.1. Allure général des facies de rupture

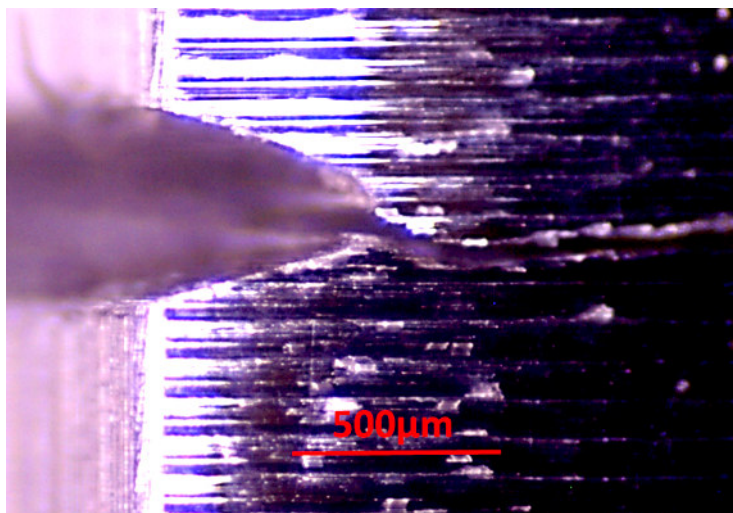
Avant de commencer l'étude des amorçages en présence d'entailles, quelques généralités sur le comportement macroscopique des fissures est nécessaire. L'objectif est de définir sur quel plan les fissures longues vont se propager. Des observations sur éprouvettes entaillées rompu peuvent répondre à cet objectif.

Ainsi, la Figure III-23 présente la fissure de l'éprouvette A13 et la Figure III-24 celle de l'éprouvette A3. Ces 2 figures sont assez représentatives du comportement des fissures en présence d'une entaille unique droite. Les fissures amorcent toutes en fond d'entaille et se propagent sur un plan globalement perpendiculaire au chargement. Ce plan de propagation peut subir des légers accidents géométriques (comme on peut le voir sur la Figure III-24) mais reste globalement perpendiculaire au chargement. Cette phase de propagation dure jusqu'à la fin des essais où les éprouvettes peuvent être menées à la rupture complète par choc au maillet en mode d'ouverture ou par traction monotone. Cette dernière phase ne suit pas le plan de propagation précédent et ne sera pas étudiée dans la suite de l'étude.



| Type d'éprouvette | Sollicitation max | Nombre de cycles | Paliers précédents |
|-------------------|-------------------|------------------|--------------------|
| $\rho 50$ P500 I0 | 150 MPa à $R=0,1$ | $1,41.10^5$      | Aucun              |

**Figure III-23 : EPA13 : Observation de la direction de propagation macroscopique**



| Type d'éprouvette | Sollicitation max | Nombre de cycles | Paliers précédents |
|-------------------|-------------------|------------------|--------------------|
| $\rho 50$ P500 I0 | 203 MPa à $R=0,1$ | $3,72.10^4$      | Aucun              |

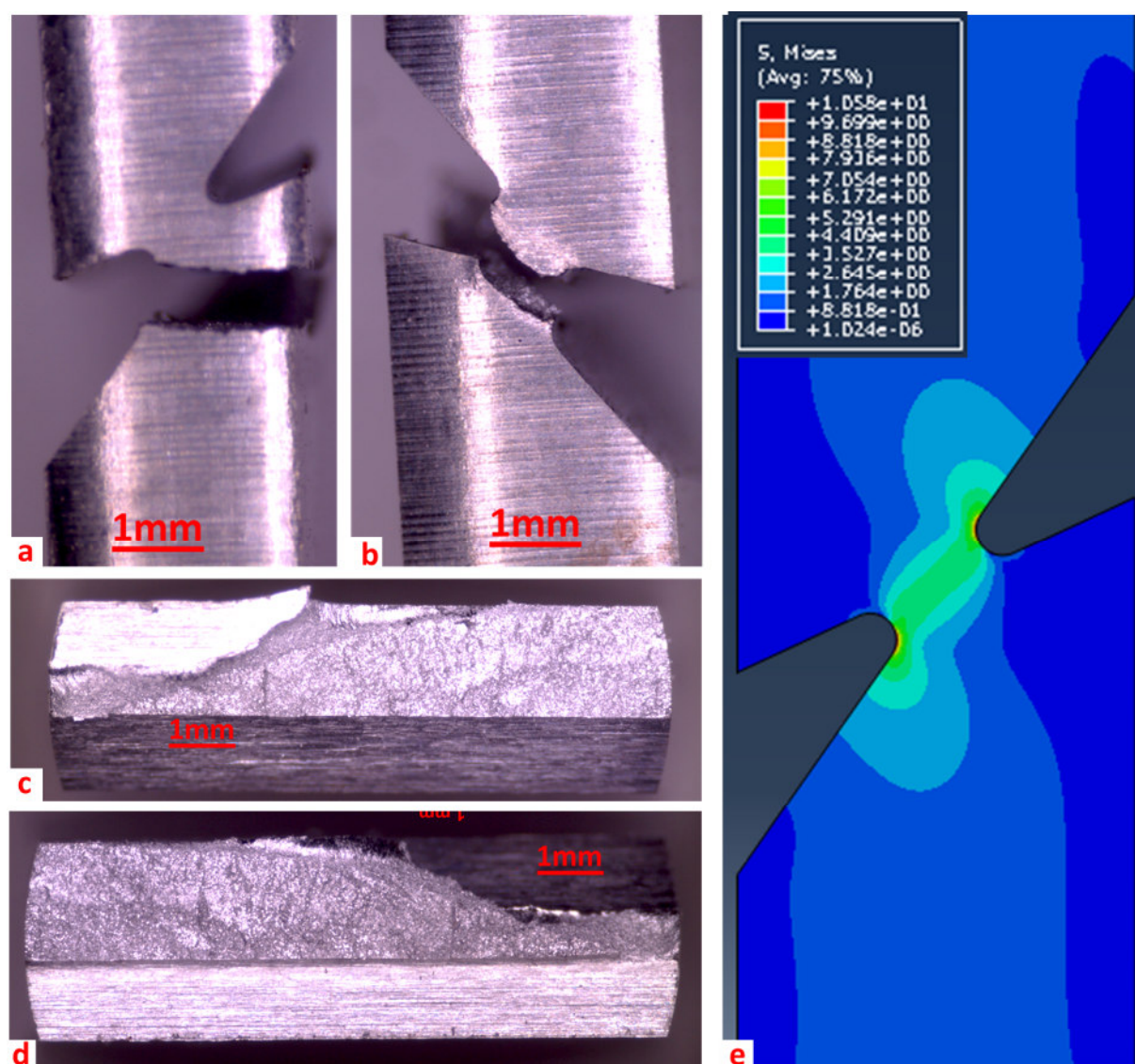
**Figure III-24 : EPA3 : Observation de la direction de propagation macroscopique**

Le cas des éprouvettes avec 2 entailles inclinées est un peu différent. En effet, si le plan de propagation globale des éprouvettes avec une entaille non inclinée est assez évident, la présence de 2 entailles inclinées pourrait induire différents plans de propagations (présentés sur la Figure II-35). Il est donc nécessaire de savoir dans notre cas si le plan de propagation est celui perpendiculaire au chargement ou si l'interaction entre les entailles arrive à « forcer » un plan de propagation entre les entailles. Ainsi, la Figure III-25 présente le comportement macroscopique de la fissure de l'éprouvette D11 qui possède



2 entailles inclinées. Les photos (a) et (b) présentent une vue de chaque côté de l'éprouvette et les photos (c) et (d) les facies de rupture de chaque demi éprouvette. On peut s'apercevoir que la fissure amorce plutôt du côté droit de (c) sur une entaille, se propage en fond d'entaille et dans la profondeur, jusqu'à arriver de l'autre côté de l'éprouvette sans avoir rejoint l'autre entaille (cf photo (a)). L'essai est alors arrêté par le critère d'arrêt (chut de 5Hz) et la rupture finale fait se rejoindre les 2 entailles sur le bord gauche de (c) (cf (b)). Le champ de la contrainte de Mises en réponse à un chargement de 1MPa à l'entrée de la partie utile est rappelé sur la figure (e).

Les autres éprouvettes se comportant macroscopiquement de la même manière, nous pouvons conclure que les fissures s'orientent dans le plan perpendiculaire au chargement (Direction HORI sur la Figure II-35).



| Type d'éprouvette | Sollicitation max | Nombre de cycles     | Paliers précédents |
|-------------------|-------------------|----------------------|--------------------|
| Double entaille   | 47 MPa à R=0,1    | 9,02.10 <sup>5</sup> | 2                  |

Figure III-25 : EPD11 : Trajet de fissuration dans le cas d'une éprouvette avec deux entailles inclinées ; observation de la fissure par le coté (a) et (b) ; des facies de rupture (c) et (d) et champs de la contrainte de Mises maximale sur un cycle lors de l'essais (e)

## 3.2.1.2. Etude des zones proches des amorçages

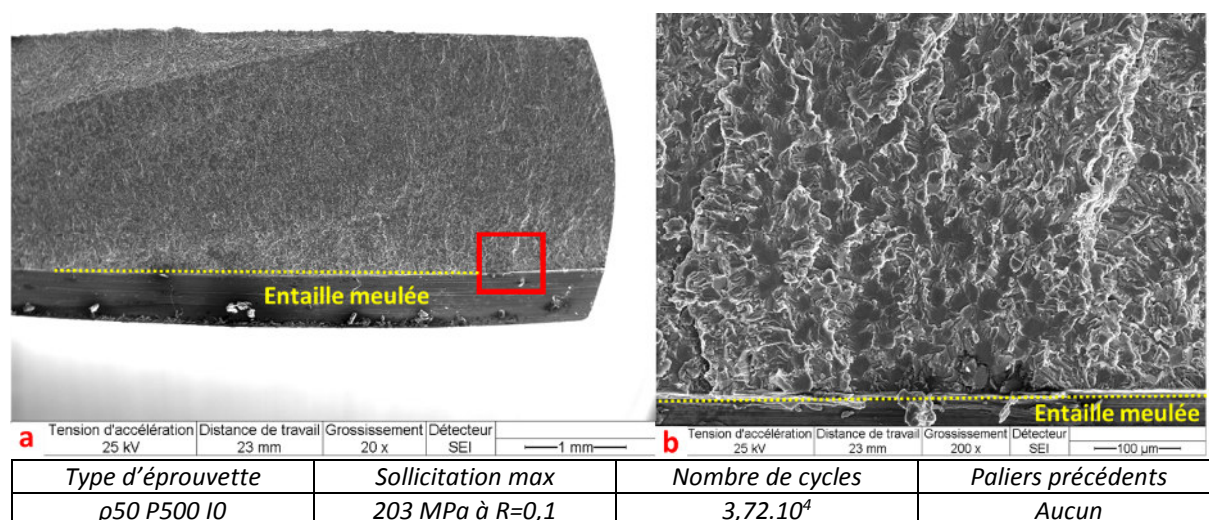
Comme pour les éprouvettes de référence, les mécanismes d'amorçage ont été observés. L'objectif de cette étude est de vérifier quelles sont les ressemblances et les différences des mécanismes d'amorçage entre les éprouvettes sans concentration de contrainte et celles avec des micro-entailles. En effet, l'utilisation des données de référence serait compromise si les mécanismes étaient radicalement différents (du fait d'une concentration des contraintes importantes ou d'un fort gradient par exemple). De plus, il sera intéressant de pouvoir faire des comparaisons de mécanismes entre les éprouvettes entaillées et les éprouvettes de fretting-fatigue.

Ainsi, commençons l'étude avec l'éprouvette A3 présentée sur la Figure III-26. La vue globale du faciès de rupture (a) montre un amorçage type. L'amorçage semble avoir lieu plutôt du côté droit de la photo. Par contre, la forme du faciès ne ressemble pas du tout à ce qui a été vu sur les éprouvettes de référence (cf partie 3.1.1). En effet, là où les éprouvettes sans concentration de contrainte mettaient en évidence un profil classique semi-circulaire avec un amorçage unique, cette figure montre une forme plus allongée dans la longueur de l'entaille. A priori, cette forme peut être causée par 2 éléments :

- De multiples amorçages en fond d'entaille
- Une propagation favorisée en fond d'entaille (de droite à gauche ici) du fait de la contrainte locale plus importante et peut être de l'état de surface

Les observations faites sur éprouvettes lisses dans la partie 2.3.3 du Chapitre II ont montré que la zone affectée par la préparation de surface présentait une multitude de fissures secondaires. Ces observations sont un élément important en faveur de l'hypothèse d'amorçages multiples sur nos entailles dans la zone affectée par le meulage.

La photo (b) de la figure est une image à un grossissement supérieur de la zone encadrée en rouge. Cette zone a été choisie car le faciès de rupture semble indiquer un amorçage dans cette zone. En effet, les rivières s'alignent vers un point en fond d'entaille sur la photo (b) et le faciès de rupture semble localement converger vers ce point. On peut apercevoir le même type de facettes déjà observées sur les éprouvettes de référence faisant penser à du quasi-clivage.



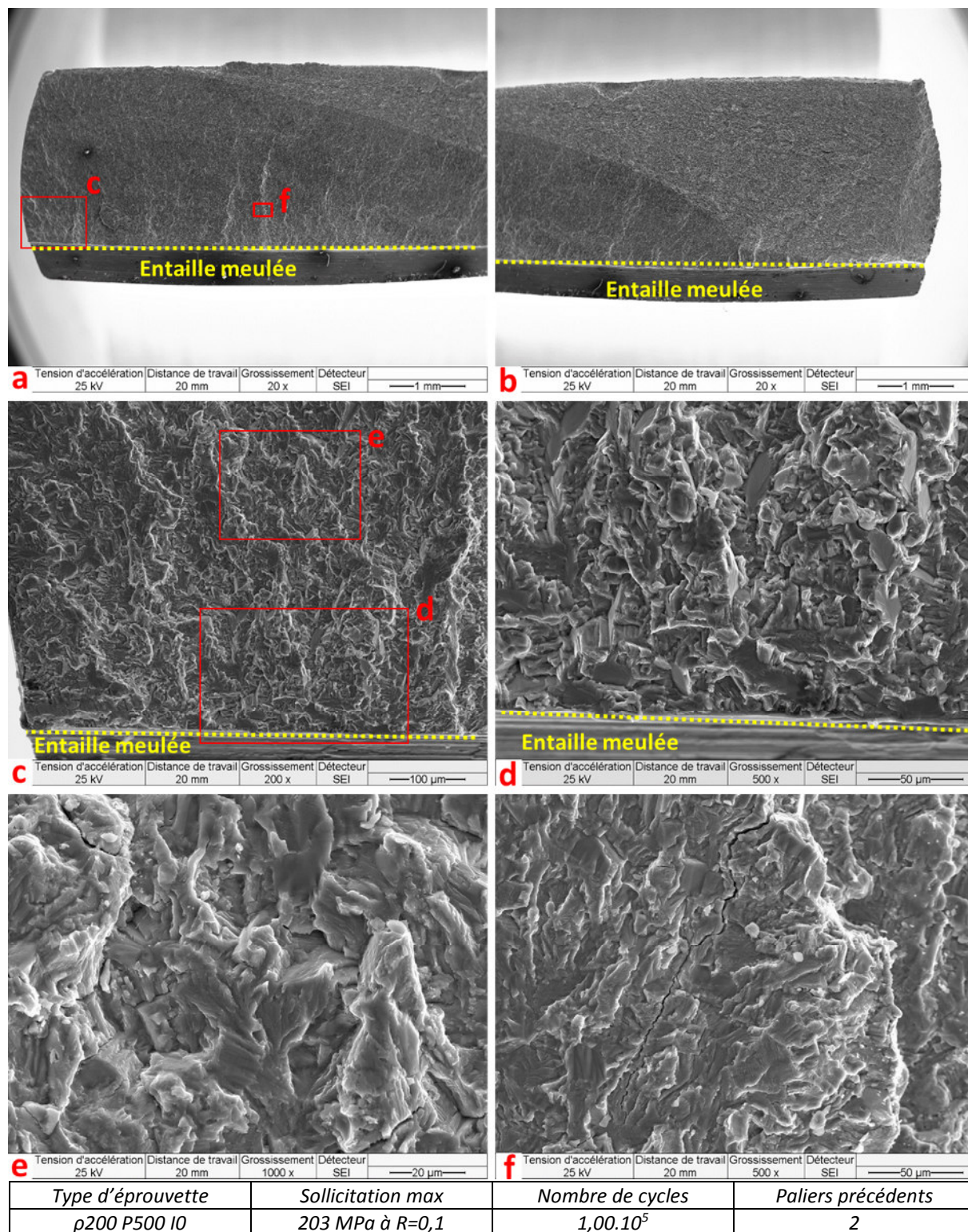
**Figure III-26 : EPA3 : (a) vue générale du faciès de rupture (b) détail d'un site d'amorçage**

La Figure III-27 présente le faciès de rupture de l'éprouvette A5. De manière analogue à l'éprouvette précédente, les images (a) et (b) montrent que l'amorçage se situe plus sur la gauche du faciès. La photo (b) illustre à priori la présence d'une fissure secondaire sur le côté droit de la fissure principale.



### Chapitre III Amorçage et propagation en présence de micro-entailles usinées par meulage

Les photos (c) et (d) ont été faites avec un grossissement supérieur dans une zone d'amorçage probable identifiée à l'aide des rivières et de la forme du faciès.



**Figure III-27 : EPA5 : (a) et (b) vue générale du faciès ; (c) et (d) Observation d'un site d'amorçage ; (e) Observation du faciès de rupture à 250 µm de la surface meulée et (f) à 500 µm**

2 éléments ayant caractérisé les zones d'amorçages des éprouvettes précédentes sont retrouvés : la convergence des rivières et des facettes de quasi-clivage. Par contre, les zones affectées par le meulage ne sont pas observées. Les images (e) et (f) représentent des zones plus éloignées de la zone meulée

respectivement à 250  $\mu\text{m}$  et 500  $\mu\text{m}$ . Les cadres présents sur les images (a) et (c) permettent de localiser les sites observés. Ces observations permettent d'avoir une comparaison entre la zone d'amorçage en fond d'entaille et une zone de propagation plus éloignée.

Plusieurs éléments pourraient en effet modifier le comportement de notre matériau (et donc le facies) :

- L'état de surface en fond d'entaille (sur une profondeur de quelques dizaines de microns)
- Un état de contrainte local différent (moins de gradient plus loin de l'entaille, une contrainte locale plus faible et une triaxialité différente)
- Le passage d'un mécanisme proche de l'amorçage (stade I) à un mécanisme de propagation de fissure longue (stade II)

Et en effet, des différences sont observées, les deux photos mettent en évidence des reliefs un peu moins facétisés sur (e) et encore moins sur (f). Ce changement d'allure du facies peut être associé à une transition entre un domaine de fissures « courtes » à un domaine de propagation en mode I. De plus, (f) présente une fissure qui n'est pas dans le plan du facies de rupture. Ces 2 éléments illustrent le changement de mécanisme entre la zone de fond d'entaille (mécanisme de fissures courtes) et une zone à cœur (mécanisme de fissure longue).

La Figure III-28 présente un autre type de facies qui peut être obtenu avec des éprouvettes entaillées. Les lignes de propagation visibles sur les images (a) et (b) mettent en évidence une propagation à front droit depuis tout le fond d'entaille et pas une préférence pour un côté ou l'autre de l'éprouvette. Les quelques lignes arrondies visibles sur les images font penser à de nombreux amorçages en fond d'entaille.

Deux mécanismes pourraient créer un facies de ce type :

- Des amorçages répartis sur tout le fond d'entaille qui coalescent rapidement avant de se propager
- Un amorçage en fond d'entaille avec une propagation qui se fait uniquement sur le fond d'entaille puis une propagation dans la profondeur à partir de tout le fond d'entaille.

Cette seconde possibilité paraît moins probable, en effet si la propagation était autant favorisée que cela en fond d'entaille, les autres facies devraient donc se comporter de la même façon et ne pas favoriser un côté ou l'autre (comme on peut le voir sur la Figure III-26 et la Figure III-27).

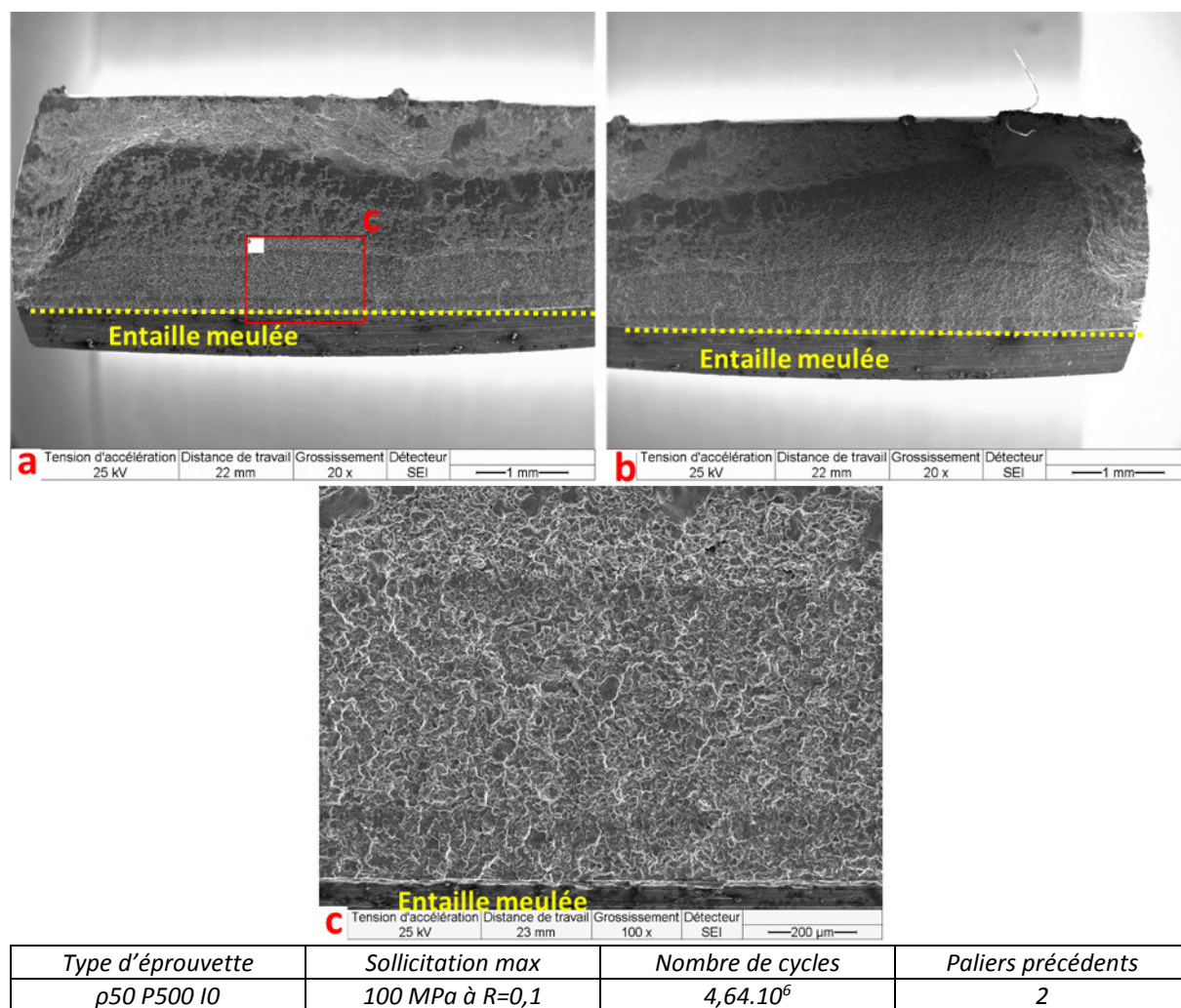


Figure III-28 : EPA6 : Micrographies d'un facies avec un front de fissure droit

### 3.2.1.3. Etude de l'amorçage multiple

A ce stade de l'étude, le mécanisme de fissuration a été proposé :

- 1) Amorçages multiples en fond d'entaille sur une ou plusieurs zones affectées par le meulage. La répartition des amorçages peut être dissymétrique du fait de légers écarts de profondeur ( $P_{min}$  et  $P_{max}$ ) le long de l'entaille, ce qui dissymétrise légèrement les champs des contraintes.
- 2) Coalescence des amorçages du fait des contraintes beaucoup plus élevées en fond d'entaille. La fissure est alors peu profonde mais très large (pouvant aller jusqu'à faire la quasi-totalité du fond d'entaille pour la Figure III-28 par exemple)
- 3) Propagation de la fissure en profondeur

Les facies précédents (particulièrement le précédent) semblent présenter des amorçages multiples. Il a été décidé d'étudier l'amorçage multiple des éprouvettes entaillées à partir des observations sur 2 éprouvettes : la D03 et de la D13. Les objectifs de cette étude étant de valider la présence de plusieurs amorçage. Les prochaines figures suivent le même schéma : une vue générale de l'éprouvette puis des photos à des grossissements de plus en plus importants pour arriver à une analyse fine de la zone voulue. Le lieu de chaque photo est indiqué sur une photo avec un grossissement moindre par un cadre rouge avec sa lettre.



### Chapitre III Amorçage et propagation en présence de micro-entailles usinées par meulage

Les zones choisies ont été définies comme zones probables d'amorçage par 2 types d'indice :

- Une convergence des rivières vers une zone unique en fond d'entaille
- La forme générale du faciès (marquages dus à un changement de mécanisme, présence de zone affectée par le meulage, ...)

Commençons par l'étude de l'éprouvette D03. Sur la Figure III-29 (a), le faciès global de l'éprouvette est présenté. La propagation semble respecter le mécanisme présenté ci-dessus avec un front de fissure partant depuis l'ensemble du fond d'entaille puis avançant en formant un front quasi-droit. Les images (a), (b) et (c) illustrent bien le fait que les zones choisies pour les grossissements supérieurs l'ont été sur la base de la convergence des rivières. L'image (d) est le résultat final de la recherche d'un site d'amorçage. Cette zone possède un matériau en fond d'entaille affecté par le meulage visible par un bandeau analogue à ceux qui ont été observés sur les éprouvettes de référence dans la partie 3.2.1.2. L'image (e) permet d'évaluer la profondeur du bandeau à 7  $\mu\text{m}$  et (d) sa longueur à environ 350  $\mu\text{m}$ .

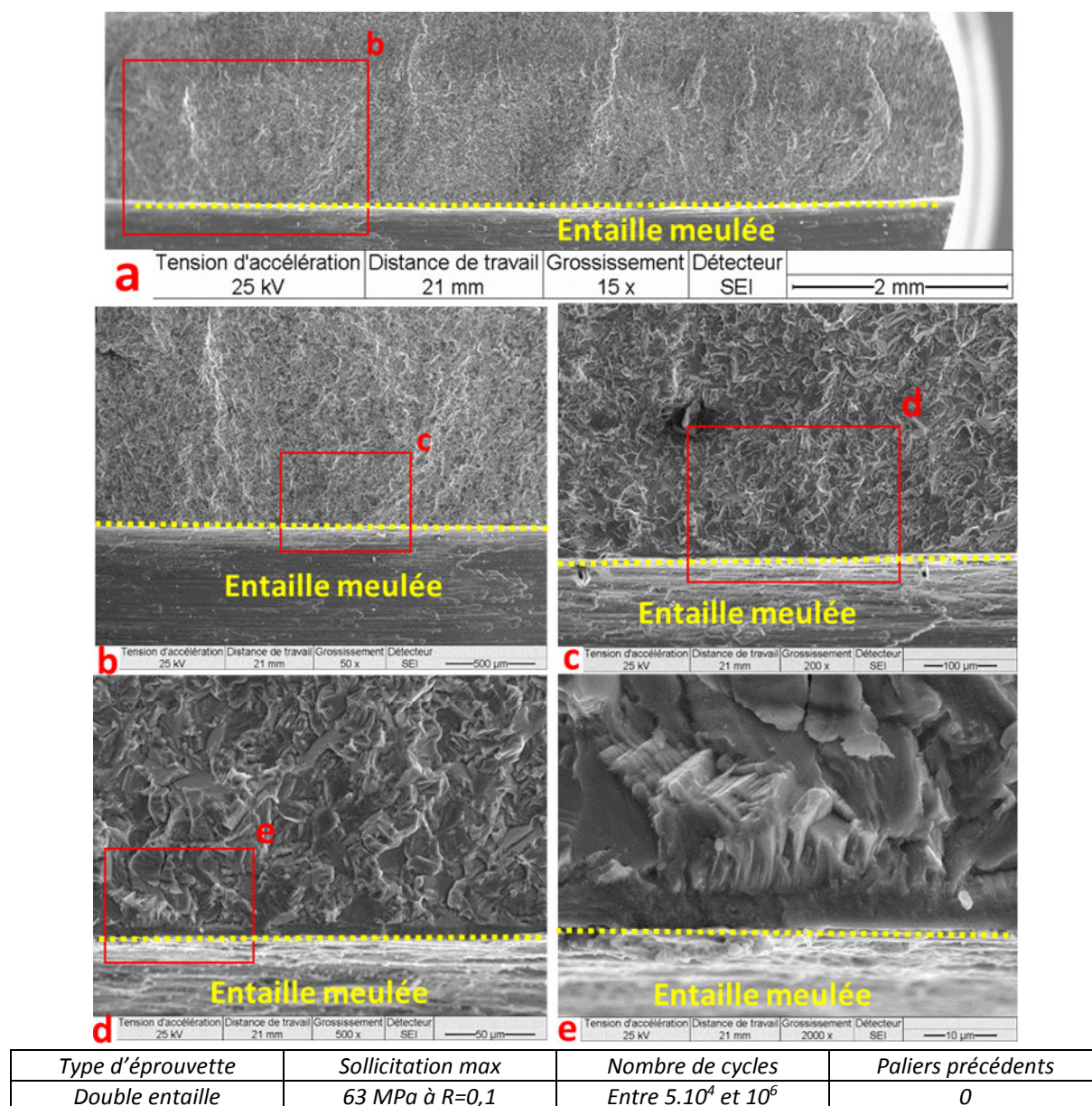


Figure III-29 : EPD03 : Recherche d'un amorçage en fond d'entaille



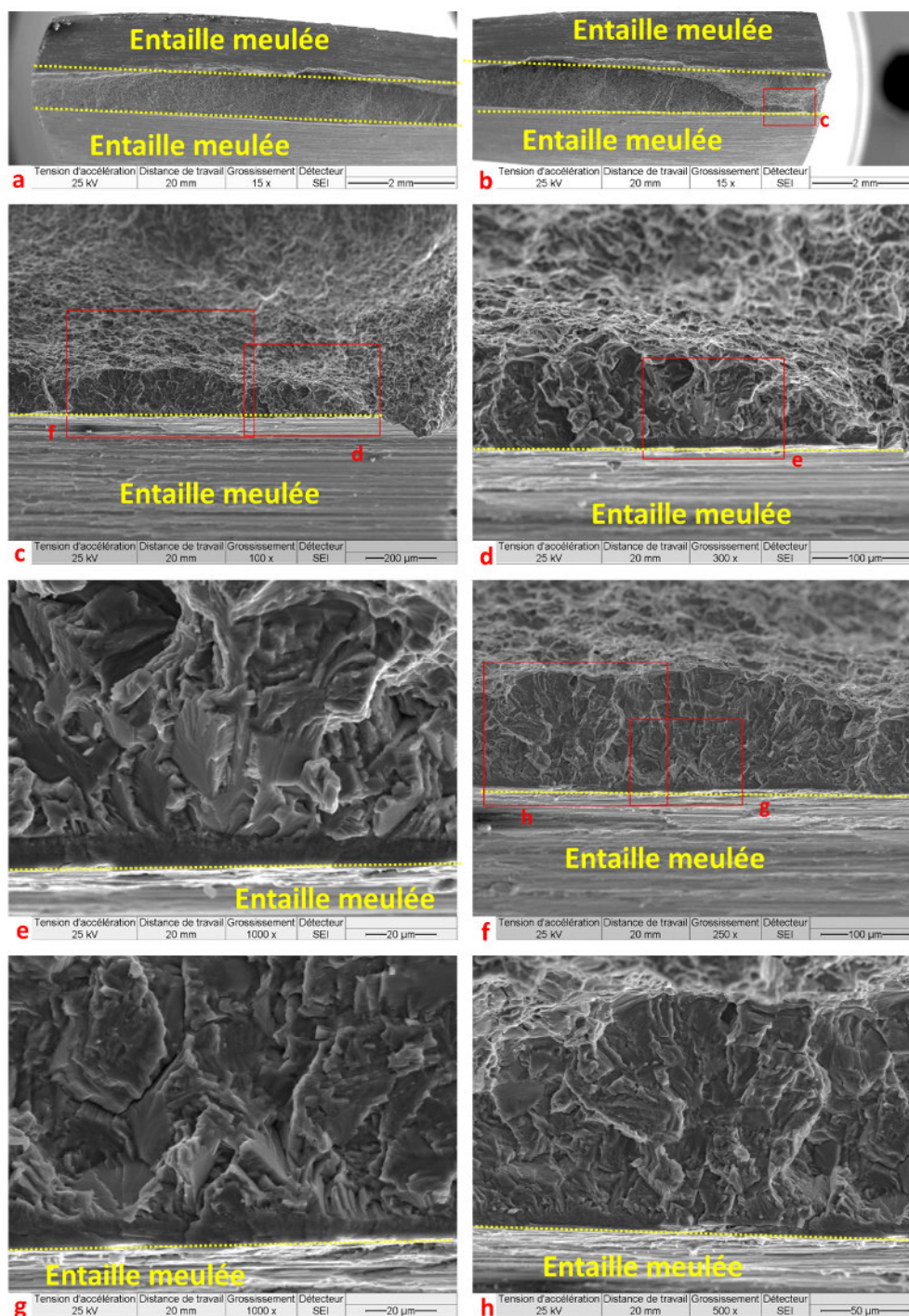
### Chapitre III Amorçage et propagation en présence de micro-entailles usinées par meulage

Un second site d'amorçage analogue à celui-ci a été mis en avant dans l'étude de cette éprouvette. Il présentait aussi une Zone Affectée par le Meulage. Par contre la longueur du bandeau de ZAM n'était pas du tout la même (environ 40  $\mu\text{m}$  contre plus de 300 pour l'amorçage ci-dessus).

Une étude plus complète a été faite sur l'éprouvette D13 afin de rechercher le nombre d'amorçages pouvant être trouvés sur une seule éprouvette. Une partie des amorçages, jugée représentative, sera présentée ici. Le front de fissure global de cette éprouvette est assez droit et la fissure provient majoritairement d'un des fonds d'entaille. Il y a néanmoins un début de fissuration sur l'autre entaille visible sur le facies de rupture, phénomène qui ne se produit pas systématiquement.

Ainsi, la Figure III-30 présente une zone d'amorçage tout à droite de l'éprouvette (cf (a) et (b)). Les images (c), (d) et (e) permettent de situer un premier amorçage sur un bandeau affecté par le meulage de 13  $\mu\text{m}$  de profondeur et environ 150  $\mu\text{m}$  de long. Les images (f), (g) et (h) présentent un ou deux amorçages (au centre des images (g) et (h)) sur des bandeaux affectés par le meulage de 10 à 13  $\mu\text{m}$  de profondeur. Ces amorçages très rapprochés rendent difficile la séparation de ces deux amorçages. On ne peut ici affirmer que ces amorçages sont distincts avec certitude.

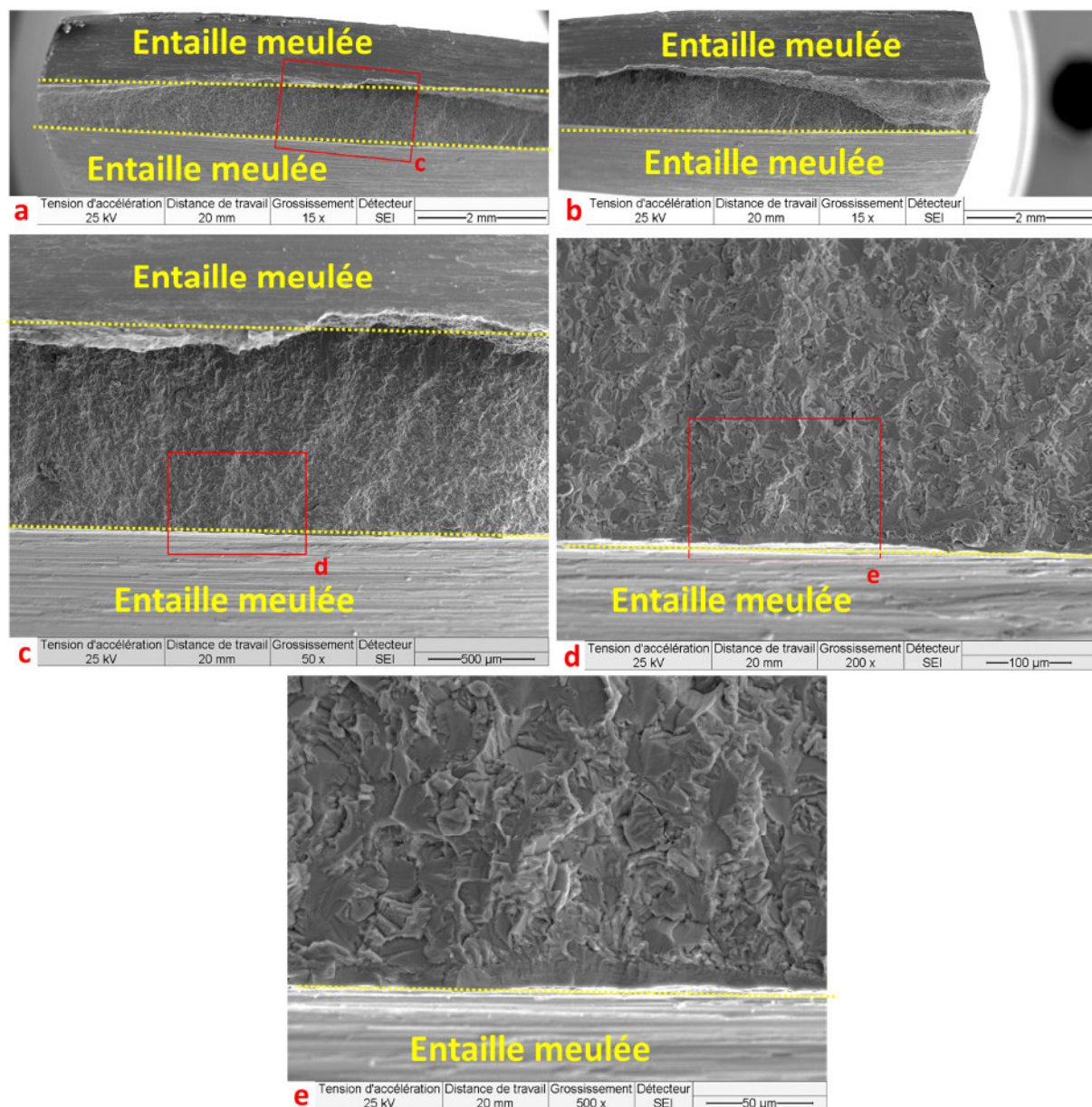
De plus, au vu de la forme globale du facies (a) et (b). Cette zone n'est pas l'amorçage qui a permis de propager la fissure principale jusqu'à rupture. Ces amorçages sont donc potentiellement influencés par une fissure longue qui aurait commencé à se propager avant l'amorçage de ces sites.



| Type d'éprouvette | Sollicitation max | Nombre de cycles | Paliers précédents |
|-------------------|-------------------|------------------|--------------------|
| Double entaille   | 48 MPa à R=0,1    | $2.10^4$         | 2                  |

Figure III-30 : EPD13 : recherche de zones d'amorçages multiples (1)

La Figure III-31 présente une autre zone d'amorçage de cette même éprouvette. Cette zone est plus au centre de l'éprouvette et il est possible que la fissure ayant mené à la rupture finale ait amorcée dans cette zone. La convergence des rivières (c) et (d) mène vers une zone qui possède un bandeau de matière affecté par le meulage d'environ 15  $\mu\text{m}$  de profondeur (e).



|                   |                   |                  |                    |
|-------------------|-------------------|------------------|--------------------|
| Type d'éprouvette | Sollicitation max | Nombre de cycles | Paliers précédents |
| Double entaille   | 48 MPa à R=0,1    | $2.10^4$         | 2                  |

Figure III-31 : EPD13 : recherche de zones d'amorçages multiples (2)

La prochaine figure (Figure III-32) est localisée sur une fissure qui a amorcé sur l'autre entaille. Elle illustre un amorçage qui a été repéré par la convergence des rivières sur les images (c) et (d). Ces rivières mènent à une zone assez large (tout le fond d'entaille présent sur (e) soit environ 600  $\mu\text{m}$ ). Cette zone possède une bande de matière affectée par le meulage assez profonde (environ 13  $\mu\text{m}$ ) qui peut être mesurée sur (f).



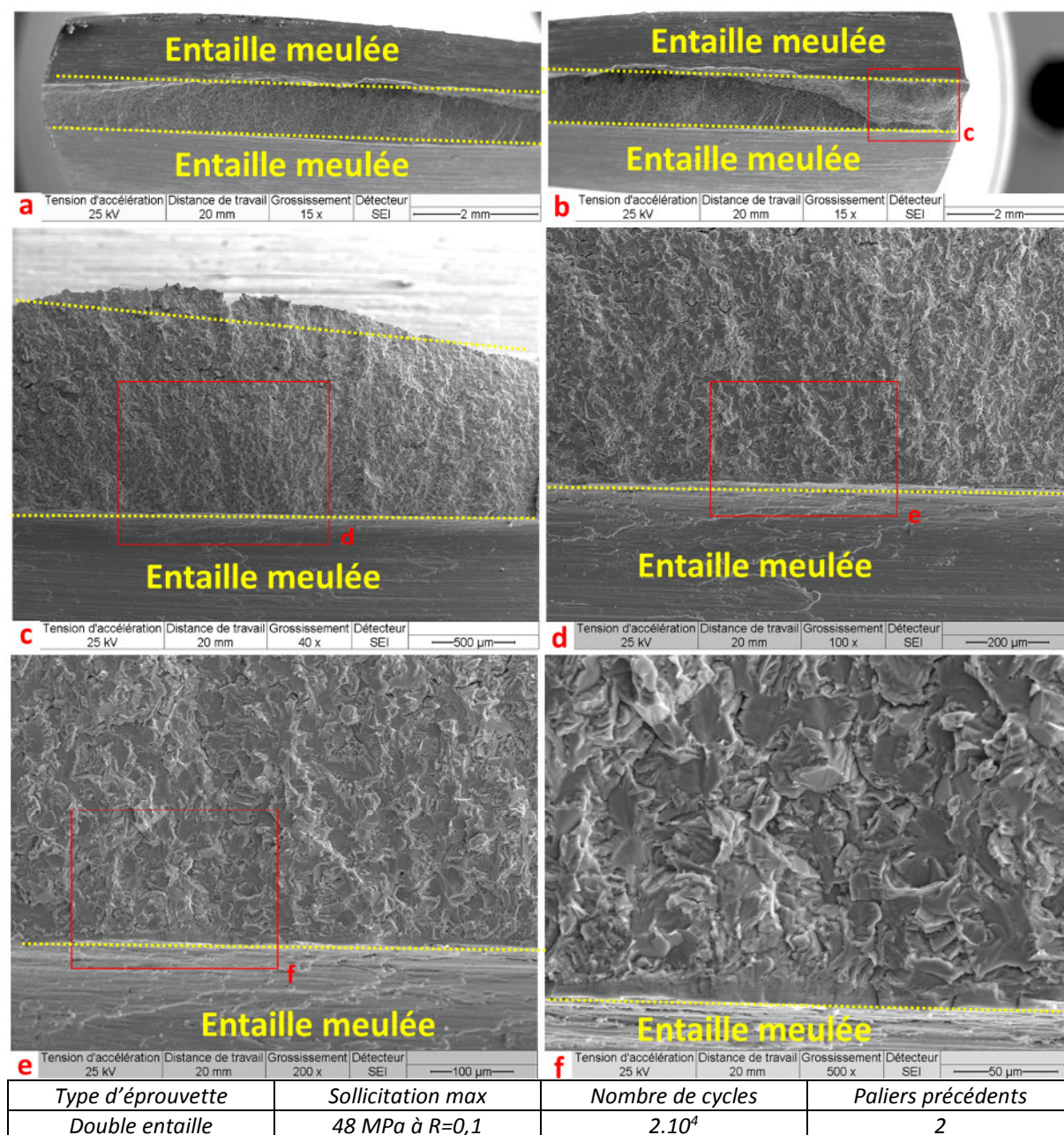


Figure III-32 : EPD13 : recherche de zones d'amorçages multiples (3)

Durant l'analyse de l'éprouvette D13 il a été mis en avant une dizaine de zones d'amorçage (de 11 à 13 selon ce qui est considéré comme amorçage indépendant) et il est probable que tous les amorçages n'aient pas été repérés. Sur deux des amorçages, la présence de ZAM n'a pas été observée. Dans tous les autres cas, les ZAM étaient bien visibles sous forme de bandeaux plus ou moins long sur une profondeur d'environ 10 μm (de 7 à 13 μm).

Deux sites d'amorçage ont été identifiés sur la seconde entaille de l'éprouvette. Illustrant la possibilité que les 2 entailles produisent chacune des fissures.

Les amorçages multiples observés pourraient être causés par un chargement important entraînant une durée de vie assez faible (20 000 cycles). Mais la chute de fréquence sur ces essais a été observée à partir du milieu du palier précédent (à partir de 300 000 cycles sur 1 000 000). Ceci est le signe qu'une fissure macroscopique était déjà présente lors du palier précédent.

Sur la base de ces observations, nous pouvons valider la proposition de mécanisme de fissuration figurant au début de cette partie. Des précisions peuvent de plus être apportées quant au scénario de propagation dans le cas possédant deux entailles inclinées :

- 1) Amorçages multiples sur le fond de l'entaille à partir d'un ou plusieurs bandeaux de matériau affecté par le meulage
- 2) Premiers stades de propagation en restant sur le fond de l'entaille – coalescence
- 3) Propagation dans la profondeur
- 4) Changement de direction pour rejoindre la seconde entaille s'il y en a une

Le processus est donc légèrement différent de celui sur les éprouvettes de référence puisque celles-ci propageaient à partir d'un amorçage sur une zone unique affectée par le meulage. Par contre, le reste semble assez cohérent. L'hypothèse sera donc faite que ces amorçages multiples ne modifient pas de manière notable le résultat des essais de fatigue et que les essais « de référence » sur éprouvette planes avec des surfaces meulées sont donc ceux à utiliser pour étudier les effets de contrainte moyenne de notre matériau.

Une question se pose néanmoins : est-ce que les stades 1) et 2) se suivent-ils directement ou les fissures amorcent-elles à des contraintes plus faibles (à un palier inférieur au palier de rupture) ? L'étude de cette question sera traitée dans la partie 4.

#### 3.2.1.4. Angles des premiers stades de propagation en présence d'entailles inclinées

La bibliographie (cf partie 4.3 du Chapitre I) met en avant plusieurs étapes de fissuration proche de l'amorçage dans les essais de fretting-fatigue. Ces différentes phases peuvent notamment se différencier de par l'angle de propagation. Afin de mener la comparaison au fretting-fatigue le plus loin possible, il paraît intéressant de rechercher les angles de propagation proche des zones d'amorçage. Cette étude a été effectuée sur 2 éprouvettes : l'éprouvette C20 et quelques amorçages de l'éprouvette D13 étudiés dans la partie précédente.

Ainsi, la Figure III-33 débute cette étude par la recherche d'une zone d'amorçage sur l'éprouvette C20. Les images (a), (b), (c) et (d) présentent les différentes images avec des grossissements croissants dans la zone où les rivières convergent et où la forme du faciès semble désigner un amorçage (b). L'image (e) est le résultat de la recherche sur microscope optique de la zone d'amorçage identifiée au MEB. La comparaison entre (b) et (e) permet de retrouver la zone d'amorçage sur le microscope optique. Ce microscope possède la capacité de faire des analyses 3D des surfaces. Cela permet d'obtenir l'orientation du faciès de rupture proche de la zone d'amorçage. Les images (f) et (g) sont les résultats de cette analyse. Ainsi, le faciès est incliné à  $23^\circ$  par rapport au plan perpendiculaire au chargement. Il paraît intéressant de noter que l'angle d'inclinaison de ces entailles est de  $25^\circ$  et que le faciès s'aligne dans la direction entre les 2 entailles. La zone sur laquelle le faciès possède cette inclinaison est matérialisée sur l'image (g) et fait  $43\text{ }\mu\text{m}$  de long du fond d'entaille et  $60\text{ }\mu\text{m}$  dans la profondeur de l'éprouvette. Au-delà de la zone délimitée, le faciès est globalement perpendiculaire au chargement. On peut aussi observer que cet amorçage ne part pas d'une zone affectée par le meulage bien définie comme précédemment. Les images (c) et (d) peuvent faire penser qu'une partie du fond d'entaille est une ZAM mais il n'y a pas de bandeau aussi visible que sur d'autres éprouvettes.



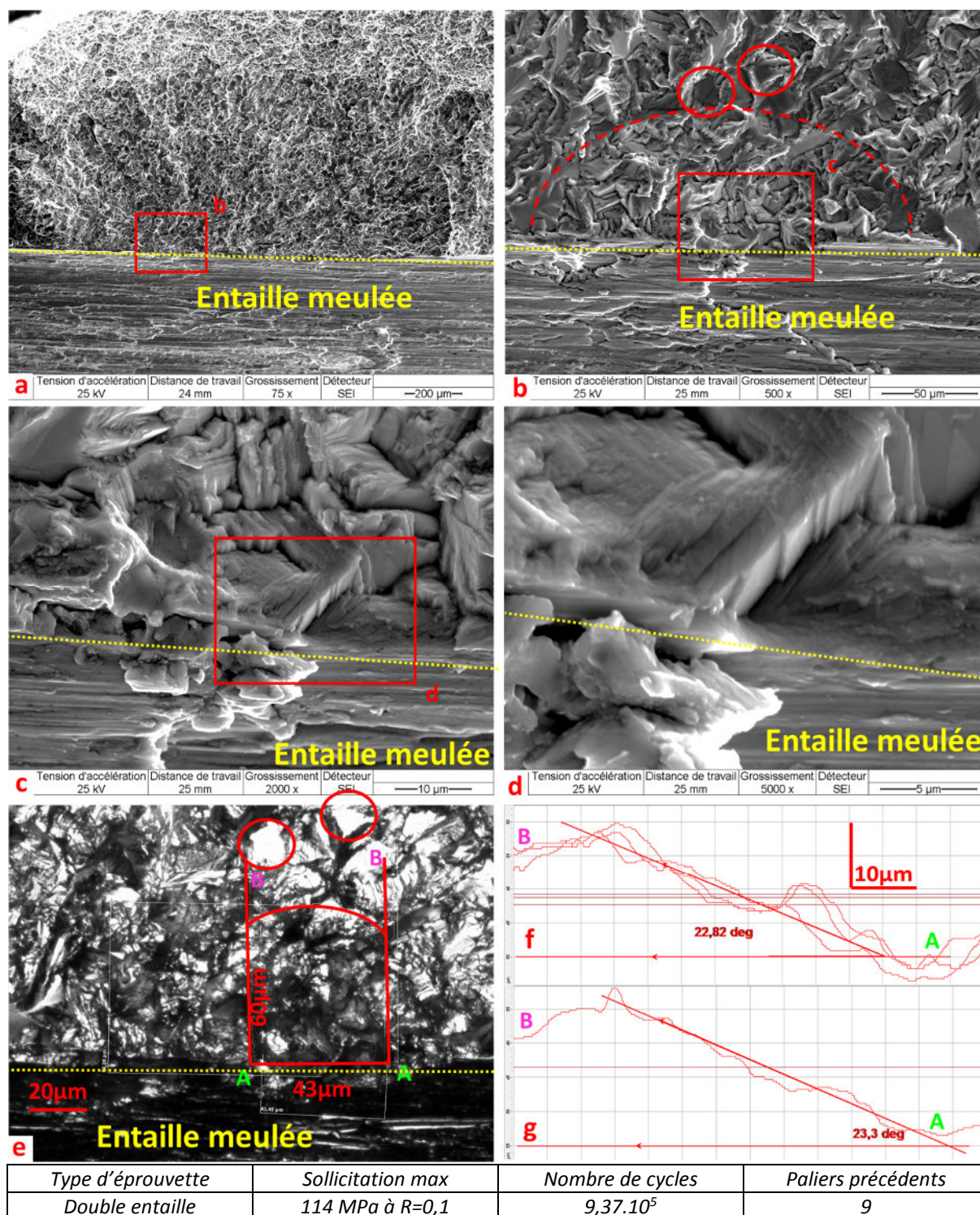
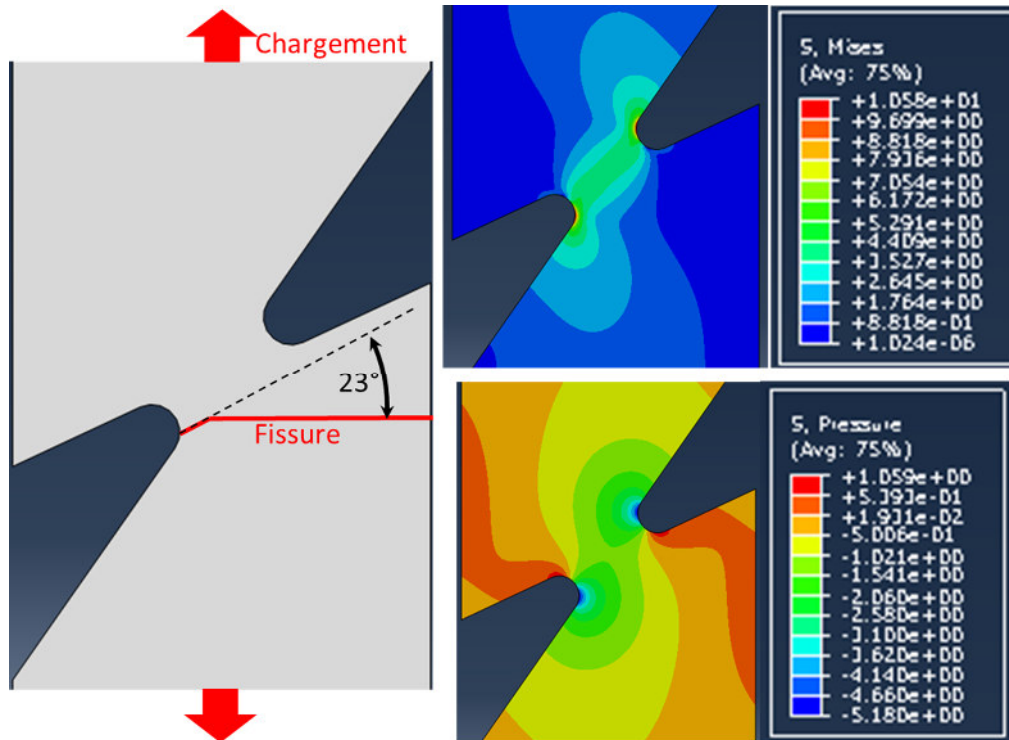


Figure III-33 : EPC20 : Etude de l'angle de propagation dans les premiers stades de fissuration

La Figure III-34 illustre l'angle qui a été trouvé avec la Figure III-33. En effet, la fissure macroscopique se propage dans un plan perpendiculairement au chargement. Mais ce qui est recherché ici est si un premier stade de fissuration peut être identifié avec un angle différent qui serait commun à tous les amorçages. Il s'agit donc de l'angle que prend la fissure en fond d'entaille tout proche d'une zone d'amorçage. Les champs mécaniques des éprouvettes de comparaison ont été rappelés au lecteur sur cette même figure.



La Figure III-35 poursuit cette étude avec l'amorçage qui a été présenté sur la Figure III-30. Les photos (a) et (b) permettent de situer les micrographies optiques par rapport à l'identification du site d'amorçage. Les lignes vertes permettent de définir la zone analysée afin d'obtenir les angles des premiers stades de propagation. Entre ces 2 lignes, une ligne de profil centrale a été étudiée (c) permettant d'obtenir un angle de  $32^\circ$  proche de l'amorçage pour retrouver un angle quasiment nul après une cinquantaine de microns. Le graphique (d) présente un réseau de lignes de dénivelé entre les 2 lignes vertes de (b). Ce graphique permet de se rendre compte que l'évolution est assez stable dans cette zone avec ces 3 phases distinctes au niveau des angles de fissuration :

- Rupture du bandeau affecté par le meulage dans un plan perpendiculaire aux sollicitations sur  $15\text{-}20 \mu\text{m}$
- Phase de propagation de fissures courtes avec un angle d'environ  $30^\circ$  par rapport à ce premier plan sur environ  $50 \mu\text{m}$
- Propagation de la fissures longues sur un plan perpendiculaire au chargement

Enfin, le graphique (e) permet d'analyser le profil du bandeau de matière affecté par le meulage en fond d'entaille. Cette analyse permet de rendre compte d'une structure en « plateaux » du bandeau de ZAM. La figure comporte 3 plateaux distincts un plateau à droite du graphique (proche du point C), un au centre et un à gauche (proche du point D). Le plateau proche de C est la fin d'un plateau sur lequel un autre amorçage avait été observé. Puis vient un second plateau qui correspond à l'amorçage que nous étudions ici et enfin un 3ème plateau proche de D sur lequel un autre amorçage a été observé et analysé.



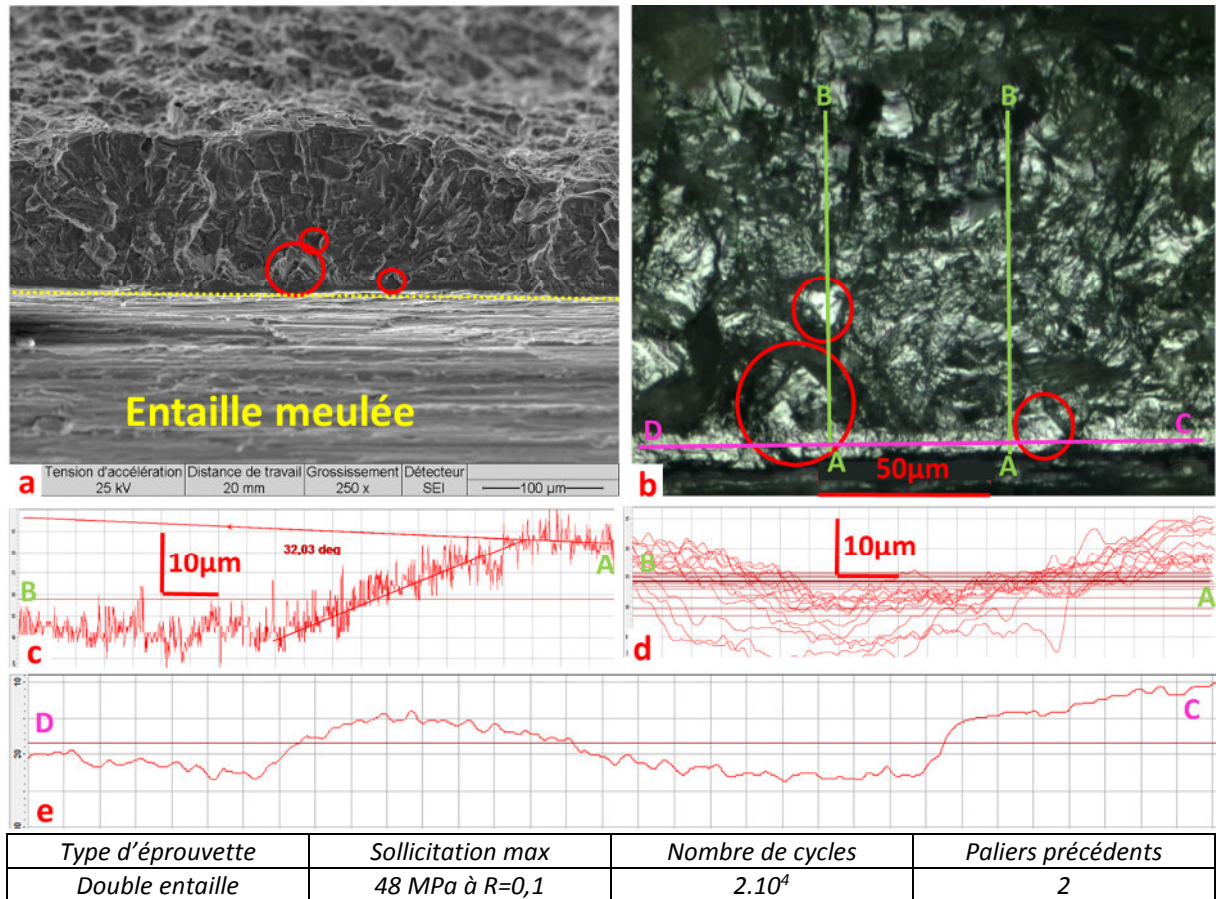
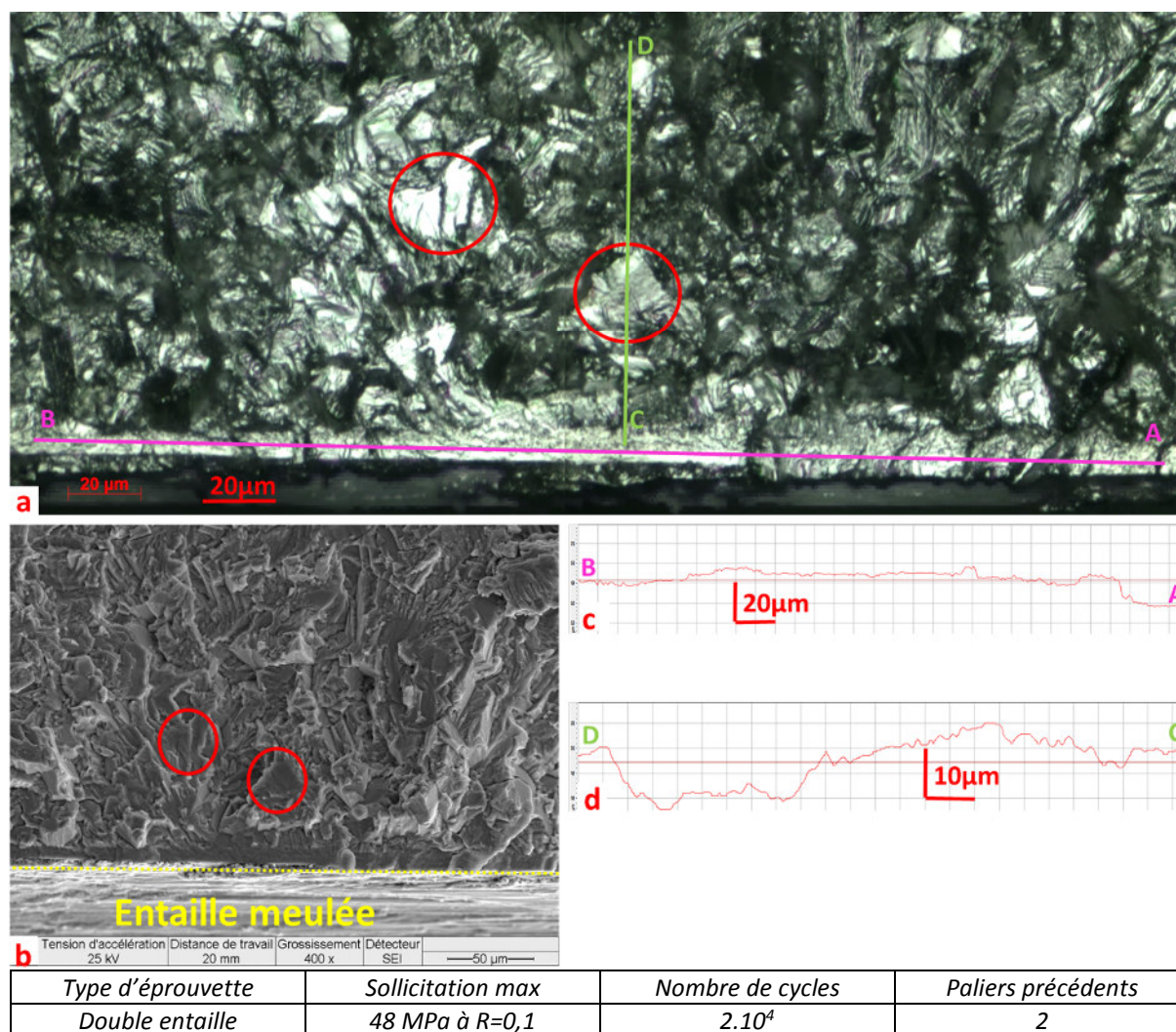


Figure III-35 : EPD13 : Etude de l'angle de propagation dans les premiers stades de fissuration (1)

Un dernier amorçage va être étudié dans cette partie sur la Figure III-36. Encore une fois, les photos (a) et (b) permettent de localiser les amorçages sur les micrographies optiques. Le graphique (c) illustre une seconde fois le phénomène de « plateau » visibles en fond d'entaille en présence de ZAM. Un premier plateau sur le bord droit du graphique (proche de A) et un long plateau sur tout le reste du graphique. Le graphique (d) permet d'analyser le dénivelé du facies de rupture proche de l'amorçage. Ici, le dénivelé est extrêmement faible et le plan de propagation reste globalement perpendiculaire à la sollicitation.



**Figure III-36 : EPD13 : Etude de l'angle de propagation dans les premiers stades de fissuration (2)**

L'étude sur l'angle de fissuration a été effectuée sur 6 zones d'amorçage. Trois de ces zones d'amorçages possédaient une inclinaison proche de l'inclinaison des entailles :

- Un à 23° sur l'éprouvette C20 alors que  $\theta_i=25^\circ$  sur cette éprouvette
- Un de 35° sur l'éprouvette D13 alors que  $\theta_i=40^\circ$
- Un second à 32° sur l'éprouvette D13

L'orientation des trois autres facies étaient beaucoup moins inclinée (tous sur l'éprouvette D13) :

- Un à 20°
- Les 2 autres avec des facies locaux globalement dans le plan perpendiculaire aux sollicitations (exception faite des rugosités de facies)

Dans notre cas, l'inclinaison des entailles et l'interaction entre 2 entailles ne parvient pas à forcer un mécanisme de fissuration macroscopique dans la direction entre les entailles (à la fois pour les fissures courtes proches de l'amorçage et pour les fissures longues). Les observations effectuées mettent plutôt en évidence 2 phases de fissuration bien distinctes :

### Chapitre III Amorçage et propagation en présence de micro-entailles usinées par meulage

- Une phase de propagation de fissures courtes sur une distance allant de 40 à 60  $\mu\text{m}$  sur laquelle la fissure peut être sur différents plans (avec des inclinaisons allant jusqu'à  $\pm 35^\circ$  par rapport au plan normal à la direction de sollicitation)
- Une phase de propagation de fissure longue qui se propage macroscopiquement dans le plan perpendiculaire aux sollicitations

De plus, le relief des bandeaux de matière affectés par le meulage a été étudié quand la ZAM était visible proche de la zone d'amorçage. Sur 5 bandeaux étudiés, tous ont mis en évidence une structure en « paliers ». Ainsi, les reliefs de ces ZAM sont en forme de marche, c'est-à-dire très plat et dans le plan perpendiculaire aux sollicitations. Dans le cas de longs bandeaux de matière affectés par le meulage, le facies de rupture passe de marches en marches alternant ainsi entre des zones très plates avec très peu de reliefs à des zones de transitions où le facies passe rapidement d'une marche à une autre. Les différences de hauteur entre 2 marches sont typiquement de 10 à 20  $\mu\text{m}$  dans le cas des entailles de comparaison avec le fretting-fatigue ( $p=200\ \mu\text{m}$ ). Cette structure (observée sur tous types d'entailles) peut être expliquée par le procédé de meulage couplé avec le multi amorçage.

Ainsi, lors d'un usinage à la meule, certaines particules abrasives produisent des ZAM par des phénomènes de réchauffements locaux et d'écrouissage. Ces ZAM affaiblissent le matériau et favorisent l'apparition de fissures. Lors des sollicitations mécaniques, plusieurs de ces ZAM mènent à un amorçage, mais pas forcément sur le même plan. Puis, lorsque les fissures propagent et coalescent, les différents bandeaux de matière affectés par le meulage se rejoignent les uns les autres, formant cette structure en forme de « marches ».

L'ensemble des observations effectuées permettront de proposer un scénario de propagation pour les éprouvettes entaillées dans la partie 5 et de comparer ce scénario avec ceux proposés pour les éprouvettes de référence et ceux caractéristiques du fretting-fatigue.

#### À retenir

- Les fissures se propagent globalement dans le plan perpendiculaire aux sollicitations à partir du point le plus sollicité en fond d'entaille
  - Pour les éprouvettes avec une entaille droite isolée
  - Pour les éprouvettes avec deux entailles inclinées en face à face
- Des facettes de quasi-clivages sont visibles dans les zones proches de l'amorçage
- Il y a souvent des ZAM proches des sites d'amorçage mais pas systématiquement
  - Environ 75% des zones d'amorçages possèdent une ZAM visible
- Il y a du multi-amorçage sur les éprouvettes entaillées
  - De 11 à 13 amorçages ont été comptés sur 1 éprouvette avec 2 entailles
- Les angles des premiers stades de propagation ne sont pas liés à l'inclinaison des entailles
  - Un premier stade de propagation incliné par rapport au plan de propagation macroscopique sur une profondeur d'environ 50  $\mu\text{m}$
  - Une propagation perpendiculaire au chargement ensuite



### 3.2.2. Tenue en fatigue des éprouvettes avec une entaille

Maintenant que les observations sur les mécanismes ont été effectuées, les résultats des essais mécaniques vont être présentés. Ainsi, le Tableau III-2 présente les données importantes de chaque éprouvette avec une entaille isolée non inclinée. Un code couleur permet de visualiser facilement le rayon de fond d'entaille de chaque éprouvette : en bleu les rayons de 50  $\mu\text{m}$ , en rose ceux de 200  $\mu\text{m}$  et en jaune ceux de 500  $\mu\text{m}$ .

Sont présents dans ce tableau :

- Le nombre de paliers
- L'obtention de la rupture de l'éprouvette (critère de rupture présenté dans la partie 2.1)
- Le nombre de cycles effectué lors du dernier palier
- La contrainte maximale loin de l'entaille appliquée au dernier palier
- La contrainte maximale loin de l'entaille appliquée à l'avant dernier palier

Une grande partie des essais a été effectuée sur des rayons de fond d'entaille de 50  $\mu\text{m}$  car ce rayon de fond d'entaille a été choisi pour l'étude des fissures non propagées (partie 4).

| Eprouvette n° | Rayon de fond d'entaille | nombre de paliers | Eprouvette rompue? | Nombre de cycles à rupture | $\sigma_{\text{max}}$ du dernier palier | $\sigma_{\text{max}}$ de l'avant dernier palier |
|---------------|--------------------------|-------------------|--------------------|----------------------------|-----------------------------------------|-------------------------------------------------|
| A3            | 0,05                     | 1                 | VRAI               | 3,72E+04                   | 203                                     | Non concernée                                   |
| A5            | 0,2                      | 3                 | VRAI               | 1,00E+05                   | 203                                     | 150                                             |
| A6            | 0,05                     | 3                 | VRAI               | 4,64E+06                   | 100                                     | 80                                              |
| A7            | 0,5                      | 1                 | VRAI               | 9,93E+04                   | 217                                     | Non concernée                                   |
| A8            | 0,05                     | 3                 | VRAI               | 1,13E+06                   | 120                                     | 100                                             |
| A9            | 0,2                      | 2                 | VRAI               | 2,29E+05                   | 170                                     | 150                                             |
| A10           | 0,5                      | 4                 | VRAI               | 1,32E+05                   | 210                                     | 190                                             |
| A12           | 0,2                      | 2                 | VRAI               | 1,42E+06                   | 180                                     | 170                                             |
| A13           | 0,05                     | 1                 | VRAI               | 1,41E+05                   | 150                                     | Non concernée                                   |
| A14           | 0,05                     | 1                 | VRAI               | 7,26E+05                   | 140                                     | Non concernée                                   |
| A15           | 0,05                     | 1                 | VRAI               | 2,35E+05                   | 145                                     | Non concernée                                   |
| A16           | 0,5                      | 1                 | VRAI               | 9,14E+04                   | 200                                     | Non concernée                                   |
| B1            | 0,5                      | 1                 | VRAI               | 1,68E+05                   | 190                                     | Non concernée                                   |
| B2            | 0,2                      | 1                 | VRAI               | 4,85E+06                   | 190                                     | Non concernée                                   |
| B3            | 0,2                      | 1                 | FAUX               | 0,00E+00                   | 0                                       | Non concernée                                   |
| B4            | 0,05                     | 1                 | FAUX               | 0,00E+00                   | 0                                       | Non concernée                                   |
| C2            | 0,05                     | 1                 | FAUX               | 5,00E+06                   | 92                                      | Non concernée                                   |
| C5            | 0,05                     | 1                 | FAUX               | 5,00E+06                   | 75                                      | Non concernée                                   |
| C6            | 0,05                     | 1                 | FAUX               | 5,00E+06                   | 83                                      | Non concernée                                   |
| C7            | 0,05                     | 1                 | FAUX               | 5,00E+06                   | 83                                      | Non concernée                                   |
| C8            | 0,05                     | 1                 | VRAI               | 2,20E+06                   | 83                                      | Non concernée                                   |
| C10           | 0,05                     | 1                 | FAUX               | 5,00E+06                   | 75                                      | Non concernée                                   |
| C11           | 0,05                     | 1                 | VRAI               | 3,92E+05                   | 92                                      | Non concernée                                   |
| C12           | 0,05                     | 1                 | FAUX               | 5,00E+06                   | 75                                      | Non concernée                                   |
| C13           | 0,05                     | 1                 | VRAI               | 1,77E+06                   | 92                                      | Non concernée                                   |
| C14           | 0,05                     | 1                 | FAUX               | 5,00E+06                   | 75                                      | Non concernée                                   |
| C15           | 0,05                     | 1                 | FAUX               | 5,00E+06                   | 75                                      | Non concernée                                   |
| C16           | 0,05                     | 1                 | FAUX               | 5,00E+06                   | 75                                      | Non concernée                                   |
| C17           | 0,05                     | 1                 | FAUX               | 5,00E+06                   | 75                                      | Non concernée                                   |
| C18           | 0,05                     | 1                 | VRAI               | 1,18E+05                   | 153                                     | Non concernée                                   |
| D01           | 0,05                     | 1                 | FAUX               | 5,00E+06                   | 75                                      | Non concernée                                   |
| D02           | 0,05                     | 1                 | FAUX               | 5,00E+06                   | 75                                      | Non concernée                                   |
| D04           | 0,05                     | 1                 | FAUX               | 5,00E+06                   | 75                                      | Non concernée                                   |
| D06           | 0,05                     | 1                 | FAUX               | 5,00E+06                   | 75                                      | Non concernée                                   |
| D07           | 0,05                     | 1                 | FAUX               | 5,00E+06                   | 75                                      | Non concernée                                   |

Tableau III-2 : Résultats des essais mécaniques sur les éprouvettes possédant une entaille

Ces résultats peuvent ensuite être représentés sur un graphique ( $\sigma_{\text{max}}$ , durée de vie). C'est ce que représente la Figure III-37. La contrainte choisie est la contrainte maximale (sur un cycle de chargement) assez loin de l'entaille pour ne pas subir son effet. Les points creux représentent les points à rupture alors que les points pleins avec une flèche représentent les paliers n'ayant pas mené à une rupture. Rappelons que tous ces essais ont été effectués à  $R=0,1$ . Au premier abord, il est visible que le rayon de fond d'entaille a un fort impact sur les résultats expérimentaux.

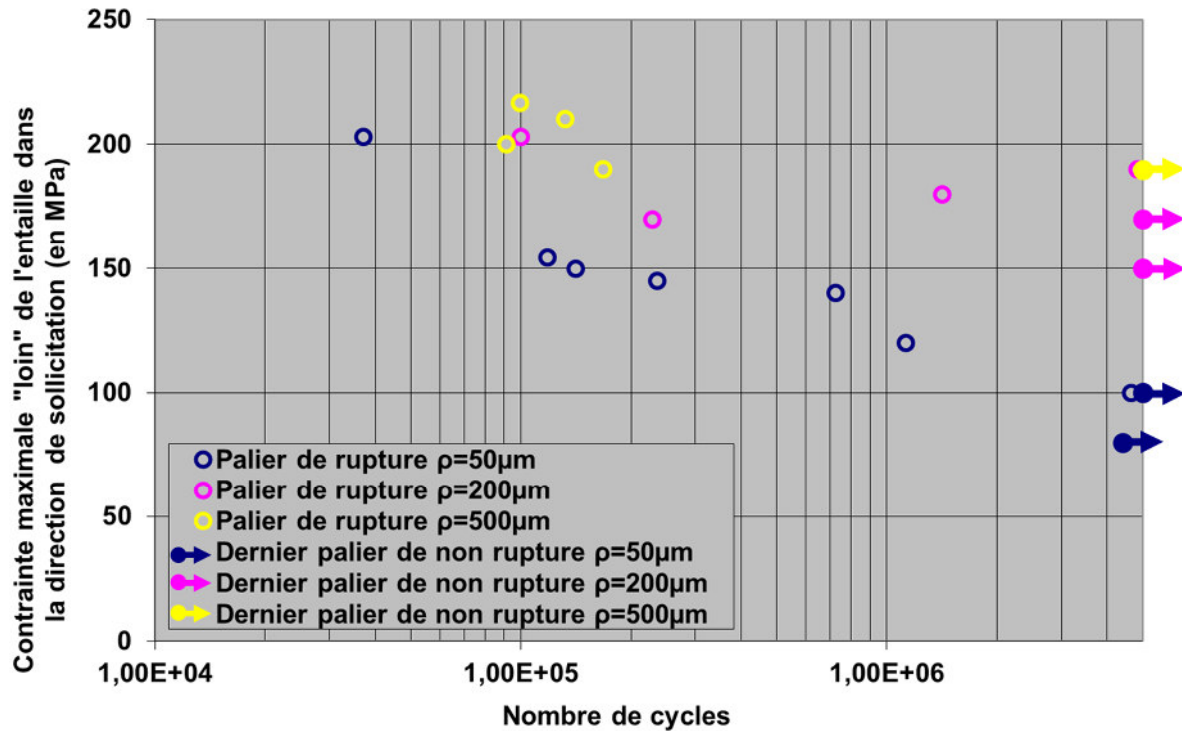


Figure III-37 : Résultats expérimentaux sur les éprouvettes possédant une entaille

L'utilisation de la méthode par palier permet d'obtenir la limite de fatigue à  $5.10^6$  cycles (en fonction de leur rayon de fond d'entaille). Cette méthode a été expliquée dans la partie 2.2. Cela permet d'obtenir  $\sigma_{D0,1}^{ta}(N_0 = 5.10^6)$  :

$$\sigma_{D0,1}^{ta}(N_0 = 5.10^6, \rho = 50 \mu m) = 101 MPa$$

$$\sigma_{D0,1}^{ta}(N_0 = 5.10^6, \rho = 200 \mu m) = 158 MPa$$

$$\sigma_{D0,1}^{ta}(N_0 = 5.10^6, \rho = 500 \mu m) = 190 MPa$$

A partir de ces points expérimentaux, il est aussi possible de caler une courbe SN afin de se rapprocher au plus près des points expérimentaux. La formule de Stromayer a été choisie. La formule est rappelée sur l'équation ( III.3 ). Bien que la bibliographie ne tranche pas sur le fait de pouvoir utiliser les points ayant subi des paliers sur une courbe SN, il a été choisi de les utiliser quand même afin d'avoir assez de points pour nos courbes. Cela restera une limitation dans l'utilisation des résultats.

$$\sigma_{st} = \sigma_{D R=0,1}^{ta} + \alpha_{st} * N^{\beta_{st}} \quad (III.3)$$

L'identification des paramètres a été faite de la manière suivante :

► Le paramètre  $\sigma_{D R=0,1}^{ta}$  a été considéré comme étant égal à  $\sigma_{D0,1}^{ta}(N_0 = 5.10^6)$ . Cela revient à considérer que notre matériau est déjà sur son comportement asymptotique et que le seuil à  $5.10^6$  cycles est donc égal à sa limite de fatigue

► Les paramètres  $\alpha_{st}$  et  $\beta_{st}$  ont été choisis afin de se rapprocher des points expérimentaux. Il ne s'agit pas du sujet principal de l'étude, ces paramètres ont été recherchés et choisis « à la main » sans optimisation afin qu'ils soient aussi proches que possible des points expérimentaux.

Ainsi, la Figure III-38 présente les courbes SN obtenues pour les différentes éprouvettes de l'étude avec ou sans entaille. Le Tableau III-3 répertorie les différents paramètres utilisés pour chaque courbe.

Cette figure illustre le fait que les courbes SN produites à partir de la formulation de Stomayer reproduisent bien les points expérimentaux. Certains points ont malgré tout été exclus de l'analyse :

- Les points dépendant d'amorçages non-conformes pour les éprouvettes de références (cf partie 3.1.1)
- Les points produit lors de l'étude des fissures non propageantes sur les éprouvettes avec des entailles de 50  $\mu\text{m}$

Pour les points expérimentaux provenant de l'étude des fissures non propageantes, le rejet de ces points pour la courbe SN provient de la méthodologie spéciale utilisée pour ces essais (cf partie 4) qui ne permet pas l'analyse de ces points sur une courbe SN.

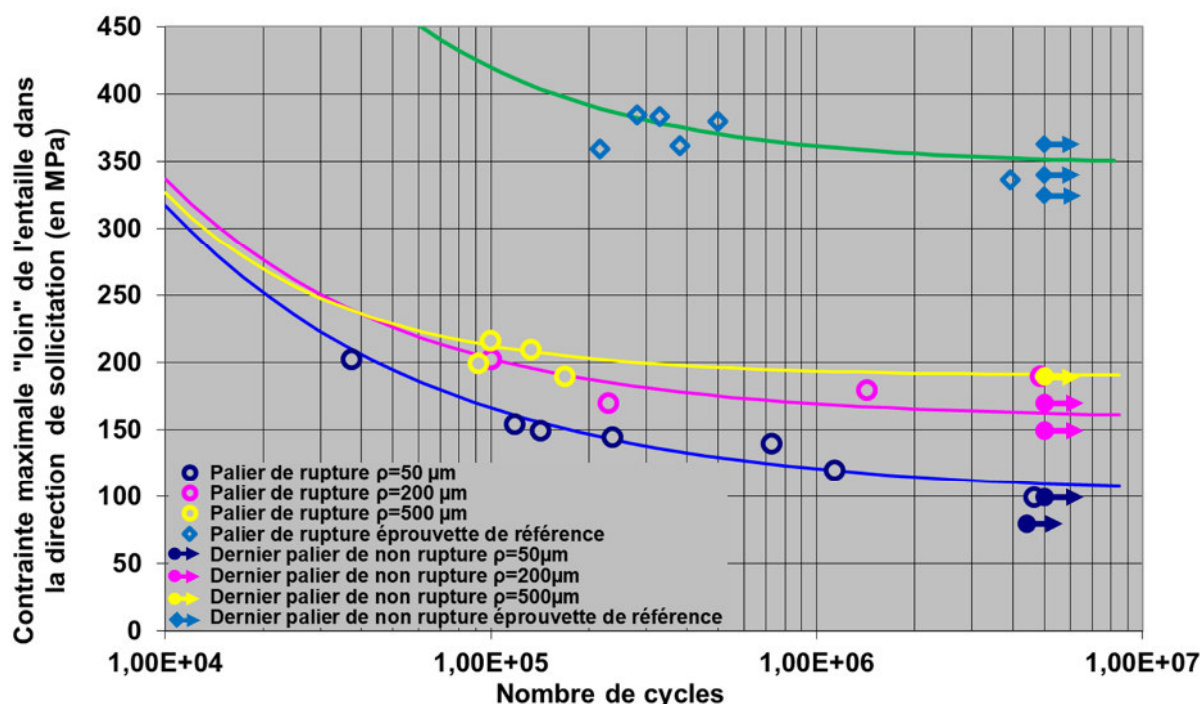


Figure III-38 : Courbes SN avec ou sans entailles calculées à partir de la formule de Stomayer

| Type d'éprouvette             | Référence        | $\rho=500\mu\text{m}$ | $\rho=200\mu\text{m}$ | $\rho=50\mu\text{m}$ |
|-------------------------------|------------------|-----------------------|-----------------------|----------------------|
| $\sigma_{D0,1}^{ta}$ (en MPa) | 347              | 190                   | 158                   | 101                  |
| $\alpha_{st}$                 | $2,3 \cdot 10^5$ | $1,80 \cdot 10^5$     | $4,5 \cdot 10^4$      | $2,6 \cdot 10^4$     |
| $\beta_{st}$                  | -0,7             | -0,78                 | -0,6                  | -0,52                |

Tableau III-3 : Paramètres de la loi de Stromayer pour les différentes éprouvettes

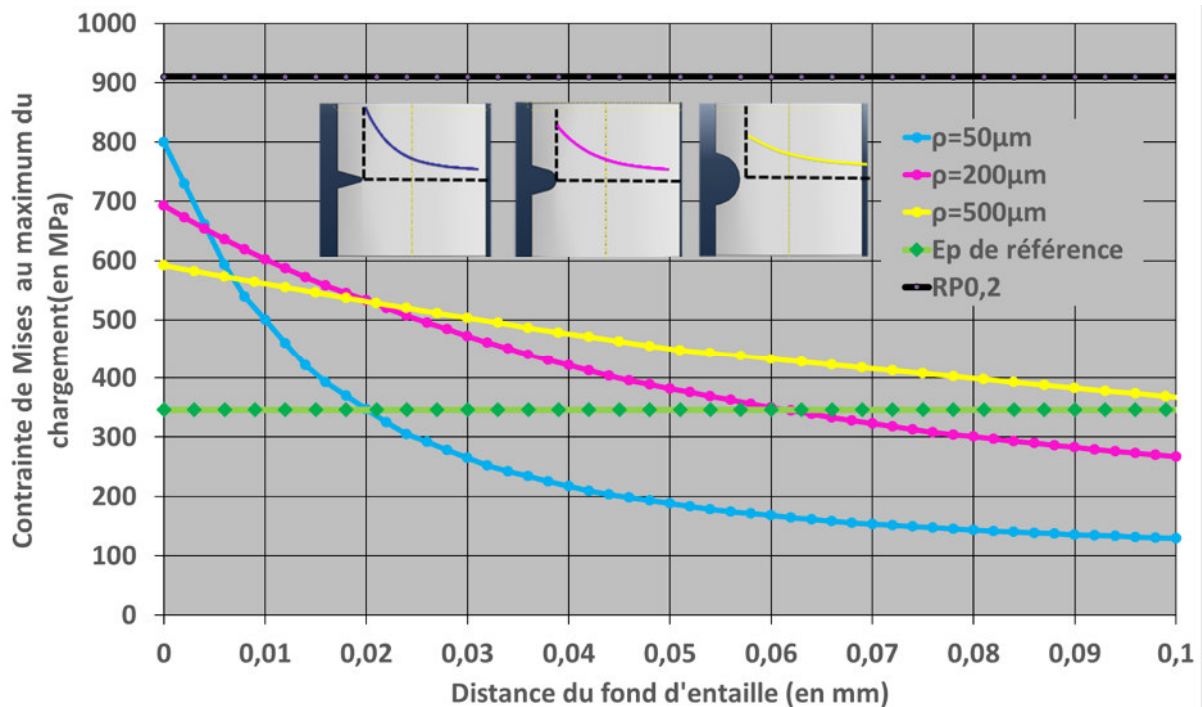
Il a été annoncé précédemment que l'assimilation de  $\sigma_{D0,1}^{ta}$  avec  $\sigma_{D0,1}^{ta}(N_0 = 5 \cdot 10^6)$  provenait de l'hypothèse que la fatigue à  $5 \cdot 10^6$  cycles représentait correctement la limite d'endurance (à durée de vie infinie). En toute rigueur, cette hypothèse est fautive et elle mène à un écart entre ce que la formule ( III.1 ) prévoit comme contrainte de rupture pour une durée de vie de  $5 \cdot 10^6$  cycles et les valeurs expérimentales obtenues par paliers. La comparaison de ces 2 valeurs a été faite dans le Tableau III-4. Les valeurs obtenues lors de ces comparaisons sont extrêmement proches pour les éprouvettes de référence et celles où  $\rho=500$  ou  $200 \mu\text{m}$ . L'assimilation entre la limite de fatigue à  $5 \cdot 10^6$  cycles et la limite de d'endurance (à durée de vie infini) n'induit pas d'erreur dans l'analyse pour ces éprouvettes pour les durées de vie considérées dans cette étude (mégacycliques). Pour les éprouvettes avec  $\rho=50 \mu\text{m}$ , la différence est de l'ordre de 7%, elle a tout de même été négligée.

| Type d'éprouvette                           | Référence | $\rho=500\text{ }\mu\text{m}$ | $\rho=200\text{ }\mu\text{m}$ | $\rho=50\text{ }\mu\text{m}$ |
|---------------------------------------------|-----------|-------------------------------|-------------------------------|------------------------------|
| $\sigma_{D0,1}^{ta}(N_0 = 5.10^6)$ (en MPa) | 347       | 190                           | 158                           | 101                          |
| $\sigma_{st}(N = 5.10^6)$ (en MPa)          | 352       | 191                           | 162                           | 109                          |

**Tableau III-4 : Différence entre la limite de fatigue expérimentale et celle calculée par la formule de Stromayer à  $5.10^6$  cycles**

Maintenant que les limites de fatigue sont connues, il est possible de représenter les champs de contraintes à la limite de fatigue de chaque éprouvette et de vérifier l'hypothèse du comportement macroscopiquement élastique qui a été faite. Ainsi, la Figure III-39 présente la contrainte de Mises pour un chargement correspondant à  $\sigma_{D0,1}^{ta}(N_0 = 5.10^6)$  pour chaque éprouvette. Il a été choisi de représenter les contraintes au maximum d'un cycle de chargement afin d'avoir une comparaison avec la limite d'élasticité ( $R_{p0,2}$ ) donnée dans le Tableau II-1. On peut alors s'apercevoir qu'à un chargement correspondant à la limite de fatigue, aucune des entailles étudiées ne dépasse  $R_{p0,2}$  (910 MPa) même localement en fond d'entaille. Les calculs élastiques seront donc considérés pertinents même si des caractéristiques cycliques auraient été préférables  $R_{p0,2}$ . De plus, les chargements effectués au-dessus de la limite de fatigue peuvent dépasser  $R_{p0,2}$ , on peut en effet voir que localement en fond d'entaille, les entailles avec  $\rho=50\text{ }\mu\text{m}$  sont assez proche de cette limite. Un chargement au-dessus de la limite de fatigue pourrait donc faire passer la valeur de contrainte locale au-dessus de cette limite et induire une légère plasticité en fond d'entaille. N'oublions pas que cette approche est macroscopique et ne présume pas de la plasticité localisée induite par la microstructure locale.

La Figure III-39 présente aussi des éléments intéressants sur la prise en compte des concentrateurs de contrainte dans les calculs de structure. Il a été vu précédemment que les entailles abaissaient fortement la résistance à la fatigue des éprouvettes. On peut ici s'apercevoir que les contraintes en fond d'entailles ne suffisent pas à prédire correctement le phénomène. En effet, les contraintes locales en fond d'entaille vont de 600 à 800 MPa pour un chargement à leur limite de fatigue alors que les éprouvettes de référence sont aux alentours de 350 MPa. Il faudra donc utiliser une méthode dans le Chapitre IV prenant en compte des éléments supplémentaires à la simple contrainte locale.



**Figure III-39 : Profil de  $\sigma_{VM\text{ max}}$  à la limite de fatigue  $R=0,1$  pour chaque rayon de fond d'entailles**

### 3.2.3. Tenue en fatigue des éprouvettes avec 2 entailles inclinées

Les résultats d'essai ont été présentés pour les éprouvettes de référence et les éprouvettes possédant une entaille. Cette partie va présenter ceux des éprouvettes possédant 2 entailles inclinées. Ainsi, le Tableau III-5 présente les résultats d'essai bruts de ces éprouvettes. Le même code couleur que précédemment a été conservé : les rayons de fond d'entaille de 50  $\mu\text{m}$  sont en bleu, ceux de 200  $\mu\text{m}$  en rose et ceux de 500  $\mu\text{m}$  en jaune. Les entailles qui serviront de comparaison au fretting-fatigue sont donc en rose. Le nombre de cycles par palier ( $N_0$ ) n'étant pas le même pour toutes les éprouvettes de cette partie, la valeur de  $N_0$  pour chaque éprouvette figure dans ce tableau. Rappelons que c'est la comparaison au fretting-fatigue qui motive le passage d'un  $N_0$  de  $5 \cdot 10^6$  cycles à  $10^6$  cycles car les essais de fretting-fatigue sont effectués par paliers de  $10^6$  cycles.

Ce tableau permet donc de définir la limite de fatigue des éprouvettes qui serviront à faire la comparaison avec le fretting-fatigue :

$$\sigma_{D0,1}^{ta}(N_0 = 10^6, \text{double entailles inclinées } \rho = 200 \mu\text{m}) = 43 \text{ MPa}$$

Et celle pour l'éprouvette D9 :

$$\sigma_{D0,1}^{ta}(N_0 = 10^6, \text{double entailles inclinées } \rho = 500 \mu\text{m}) = 54 \text{ MPa}$$

| Eprouvette                 | C19      | C20      | D03                            | D08      | D09      | D10      | D11      | D13      | D14      | D15      |
|----------------------------|----------|----------|--------------------------------|----------|----------|----------|----------|----------|----------|----------|
| $\rho$ (en $\mu\text{m}$ ) | 50       | 50       | 200                            | 200      | 500      | 200      | 200      | 200      | 200      | 200      |
| P                          | 1250     | 500      | 1000                           | 1200     | 1200     | 1200     | 1200     | 1200     | 1200     | 1200     |
| $\theta_i$                 | 30       | 25       | 35                             | 40       | 40       | 40       | 40       | 40       | 40       | 40       |
| $N_0$                      | 5,00E+06 | 1,00E+06 | 1,00E+06                       | 1,00E+06 | 1,00E+06 | 1,00E+06 | 1,00E+06 | 1,00E+06 | 1,00E+06 | 1,00E+06 |
| Chargements successifs     | 31       | 51       | 62                             | 47       | 34       | 34       | 34       | 34       | 34       | 34       |
| (Contrainte max)           |          | 55       |                                |          | 41       | 41       | 41       | 41       | 41       | 41       |
| (en Mpa)                   |          | 59       |                                |          | 47       | 47       | 47       | 47       | 47       | 47       |
|                            |          | 64       |                                |          | 54       |          |          |          |          |          |
|                            |          | 71       |                                |          |          |          |          |          |          |          |
|                            |          | 78       |                                |          |          |          |          |          |          |          |
|                            |          | 86       |                                |          |          |          |          |          |          |          |
|                            |          | 94       |                                |          |          |          |          |          |          |          |
|                            |          | 104      |                                |          |          |          |          |          |          |          |
|                            |          | 114      |                                |          |          |          |          |          |          |          |
| N au dernier palier        | 5,86E+05 | 9,37E+05 | Entre $5 \cdot 10^4$ et $10^6$ | 3,39E+05 | 9,02E+05 | 3,22E+05 | 9,02E+05 | 2,00E+04 | 6,50E+04 | 5,85E+05 |
| $\sigma_D(\text{max})$     |          | 113      |                                |          | 54       | 43       | 47       | 41       | 41       | 45       |

Tableau III-5 : Résultats des essais mécaniques pour les éprouvettes avec 2 entailles inclinées

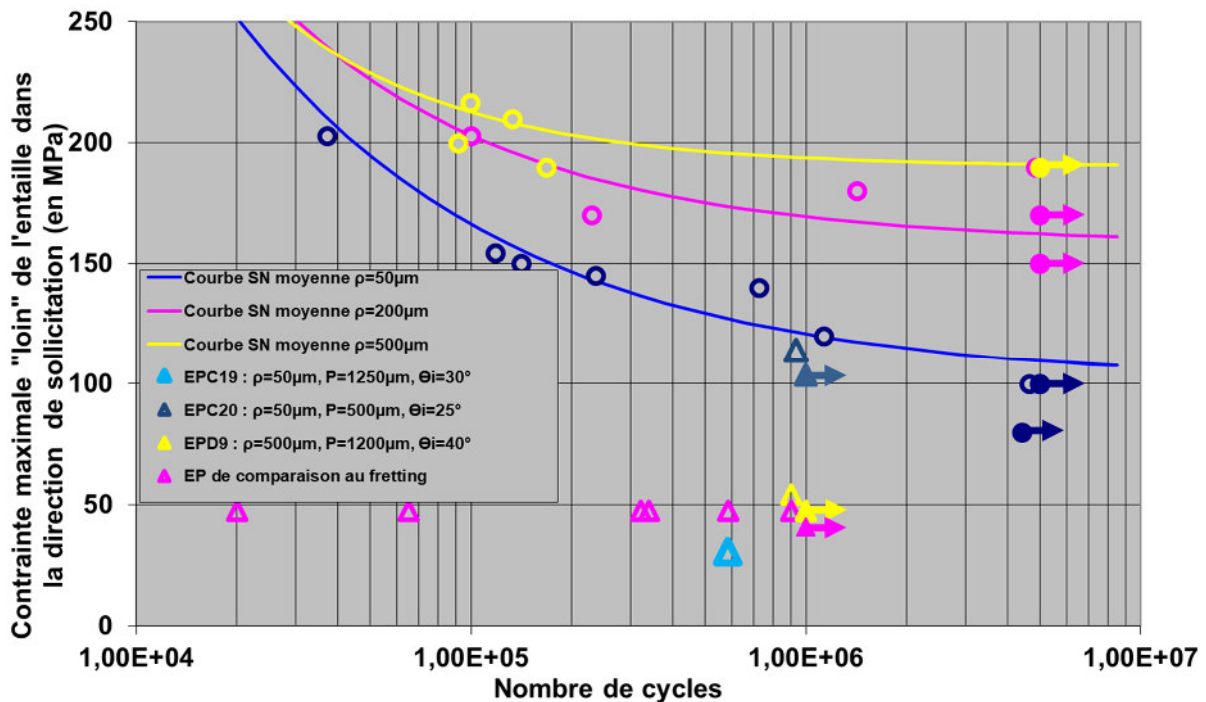
La Figure III-40 permet de visualiser ces résultats d'essai sur les courbes SN calculées précédemment pour les 3 rayons de fond d'entaille. En première analyse, il est logique que les points expérimentaux pour les éprouvettes avec 2 entailles soient en dessous de ceux avec une entaille. D'une part, le fait d'avoir 2 entailles multiplie par 2 les zones d'amorçages potentielles mais surtout, la profondeur plus importante des entailles inclinées (sauf pour l'éprouvette C20) induit une concentration de contrainte plus importante et donc un abattement sur la limite de fatigue.

L'éprouvette C20 est particulièrement intéressante de par sa proximité avec la courbe SN des éprouvettes avec une entaille avec  $\rho=50 \mu\text{m}$ . En effet, la géométrie des entailles de cette éprouvette ne permet pas de réelle interaction entre les entailles. Il est donc intéressant de remarquer qu'à rayon de fond d'entaille égal et à profondeur égale, l'inclinaison des entailles ne modifie pas la réponse mécanique de l'éprouvette (du fait que les entailles n'interagissent pas l'une avec l'autre). Cette



constatation expérimentale est en accord avec les calculs éléments finis effectués et présentés sur la Figure II-16.

On peut aussi voir qu'il y a une faible dispersion sur les éprouvettes qui servent à la comparaison avec le fretting-fatigue, en effet, les essais rompent tous au même palier de chargement. Cela permet de faire une moyenne assez précise des  $\sigma_D$  de ces éprouvettes. Le calcul donne 43 MPa (en contrainte appliquée loin des entailles dans la direction de sollicitation au maximum de chargement à  $R=0,1$ ). Cette valeur servira notamment de base de comparaison avec les limites de fatigues obtenues lors des essais de fretting-fatigue. Il est aussi intéressant de noter que les éprouvettes avec les plus faibles nombres de cycles au dernier palier de chargement (D13 et D14) avaient amorcé des fissures au palier précédent. En effet, dans les 2 cas le vibrophore a enregistré des baisses significatives de la fréquence de résonance vers la fin du palier précédent (de 0,5 à 1Hz de chute).



**Figure III-40 : Points expérimentaux des éprouvettes entaillées, effet d'une seconde entaille inclinée sur la limite de fatigue**

Les limites de fatigue des éprouvettes représentant le fretting-fatigue ainsi que de l'éprouvette D9 permet de tracer le profil de la contrainte de Mises pour un tel chargement. Ces profils seront tracés sur le même graphique que les autres éprouvettes (Figure III-39). Il est important de noter que les limites de fatigue sont calculées à  $10^6$  cycles pour les éprouvettes avec deux entailles (pour être en accord avec les essais de fretting) et  $5 \cdot 10^6$  cycles pour les autres. La Figure III-41 présente ces résultats. Les contraintes locales en fond d'entaille sont beaucoup plus basses pour les éprouvettes Possédant deux entailles inclinées profondes. Il est vrai que le fait d'avoir 2 entailles peut abaisser légèrement la résistance à la fatigue par un effet d'échelle (on modifie par 2 la surface de fond d'entaille). Ce fait ne devrait pourtant pas affecter autant les résultats (-33% sur les contraintes locales si l'on compare avec l'éprouvette possédant une entaille du même rayon). Les imperfections géométriques présentées dans le chapitre précédent ne peuvent pas non plus expliquer cette différence. Une des explications possibles serait une mauvaise prise en compte des conditions aux limites. En effet, il est important de souligner que le ligament restant étant très fin (environ 1 mm) sur ces éprouvettes, le moindre problème d'alignement dans les efforts imposés par la machine peut fortement modifier les champs locaux.

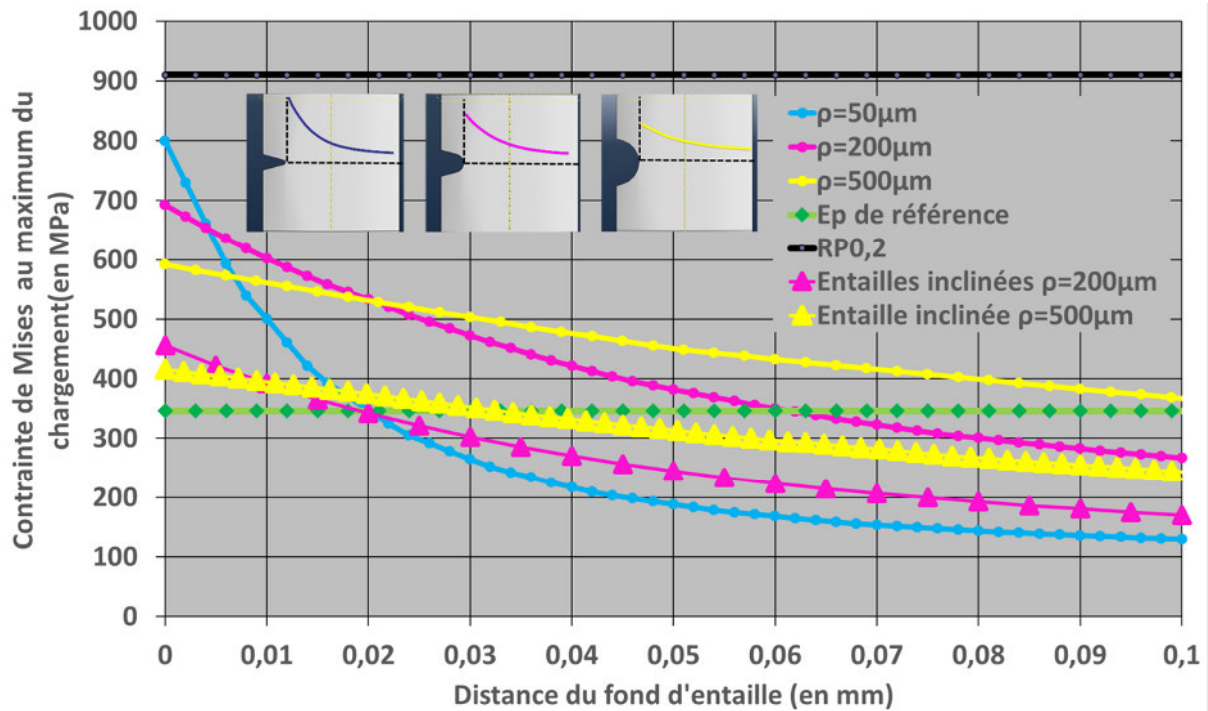


Figure III-41 : Profils de la contrainte de Mises des éprouvettes avec 1 ou 2 entailles pour un chargement correspondant à la limite de fatigue

Le Chapitre IV reviendra sur ces différences de contraintes locales quand différents critères de fatigue auront été testés. Pour le moment, ces différences ne seront pas plus étudiées.

La comparaison est aussi possible entre les profils des contraintes à la limite de fatigue pour les éprouvettes possédant 2 entailles inclinées et les éprouvettes de fretting-fatigue. Comme dans la partie 5.2.3 du Chapitre II, les éprouvettes de fretting-fatigue FFG12 et FFG13 ont été choisies pour la comparaison. Il s'agit de résultats d'essais et de calculs de champs des contraintes de [FERRY2017]. Elles ont été testées dans les mêmes conditions (données dans la partie 5.3.2 du Chapitre II). Le nombre de cycles à rupture de ces éprouvettes est respectivement de 495 225 et 765 950 cycles. Les éprouvettes entaillées possédant 2 entailles inclinées avec  $\rho=200\mu\text{m}$  (éprouvettes de comparaison au fretting-fatigue) et l'éprouvette C19 qui possède 2 profondes entailles inclinées à  $25^\circ$  et  $\rho=50\mu\text{m}$ . Cette dernière éprouvette a été choisie car elle représente mieux les champs de contraintes du fretting-fatigue. Son nombre de cycles à rupture est de 586 000, ce qui est comparable aux éprouvettes de fretting-fatigue.

La Figure III-42 présente la répartition des contraintes équivalentes de Crossland de ces 3 types d'éprouvette lors des essais réalisés. Les 3 répartitions de contraintes sont assez proches les unes des autres pour des durées de vie comparables. Le profil des contraintes de Crossland dans le cas du fretting est globalement légèrement inférieur aux essais sur entaille (environ -20% si l'on compare avec le cas  $\rho=50\mu\text{m}$ ). Les effets d'échelle pourraient entre autres expliquer un écart dans ce sens. En effet, la zone sollicitée est beaucoup plus grande sur les éprouvettes de fretting-fatigue. Cela devrait avoir pour effet d'abaisser les contraintes à appliquer pour atteindre la limite d'endurance.

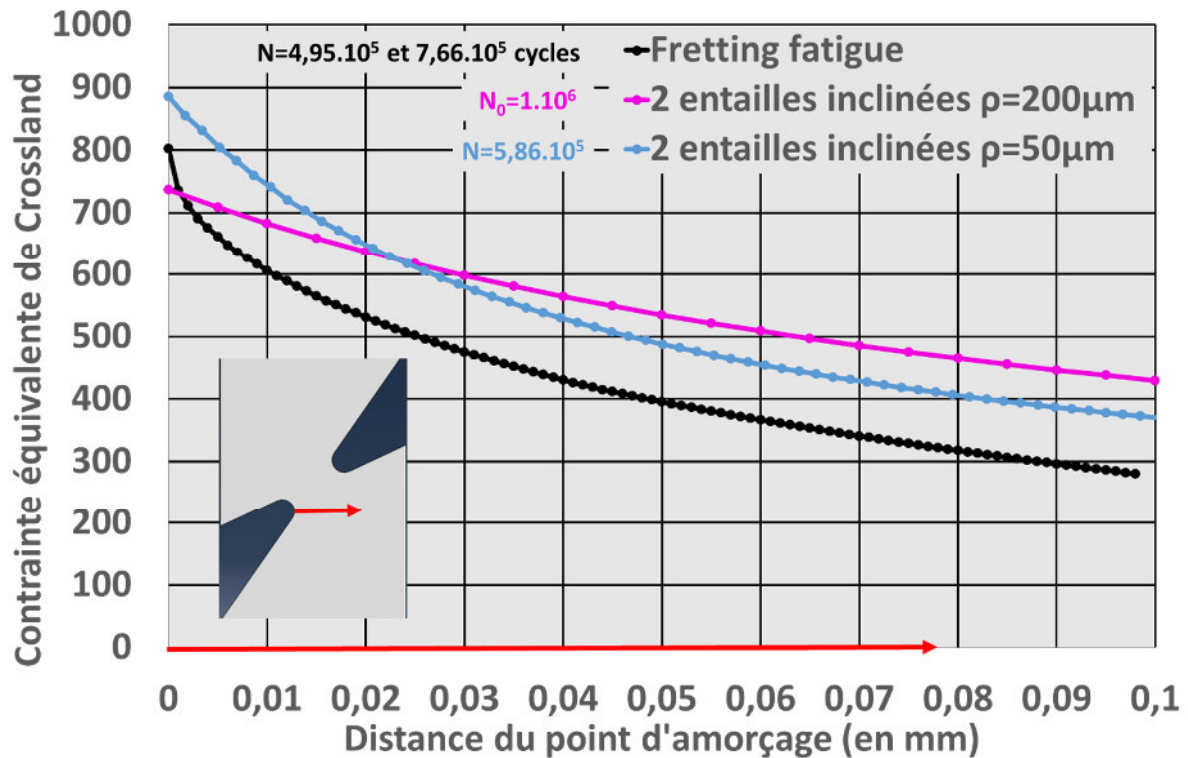


Figure III-42 : Comparaison des champs de contraintes en fretting-fatigue et en fatigue sur des éprouvettes possédant 2 entailles micrométriques en fatigue à grand nombre de cycles ( $5.10^5 < N < 10^6$ )

#### À retenir

► Les essais ont permis d'obtenir les limites de fatigue suivantes :

- $\sigma_{D0,1}^{ta}(N_0 = 5.10^6, \rho = 50\mu\text{m}) = 101 \text{ MPa}$
- $\sigma_{D0,1}^{ta}(N_0 = 5.10^6, \rho = 200\mu\text{m}) = 158 \text{ MPa}$
- $\sigma_{D0,1}^{ta}(N_0 = 5.10^6, \rho = 500\mu\text{m}) = 190 \text{ MPa}$
- $\sigma_{D0,1}^{ta}(N_0 = 10^6, \text{double entailles inclinées } \rho = 200\mu\text{m}) = 43 \text{ MPa}$
- $\sigma_{D0,1}^{ta}(N_0 = 10^6, \text{double entailles inclinées } \rho = 500\mu\text{m}) = 54 \text{ MPa}$

► Dans le domaine étudié (géométrie, chargement, ...) il n'y a pas de plasticité en fond d'entaille à la limite de fatigue

► Cela n'exclut pas de la plasticité dans les grains

► Les sollicitations au-dessus de la limite de fatigue peuvent produire de la plasticité

► La comparaison entre les éprouvettes possédant 2 entailles inclinées et les éprouvettes de fretting fatigue montre que les contraintes de Crossland locales sont environ 20% plus basses dans le cas du fretting-fatigue

## 4. Recherche de fissures non propagentes

### 4.1. Introduction

La question de la présence de fissures non propageantes s'est posée plusieurs fois dans l'analyse des mécanismes d'amorçage et de propagation en présence d'entailles. La bibliographie (partie 3.4 du Chapitre I) a mis en avant l'existence de ces fissures non propageantes en présence de concentrateurs de contraintes moins importants que ceux présents dans cette étude ( $K_{tp=50\mu m}=8,8$ ), les essais de fretting fatigue provoquent aussi des fissures non propageantes. De plus, la méthodologie par paliers peut faciliter l'apparition de ces fissures en les faisant amorcer à des paliers de chargement ne menant pas à la rupture. La limite de fatigue serait alors caractérisée par une limite de propagation depuis une fissure déjà existante plutôt que d'un amorçage sans endommagement initial. Enfin, les observations effectuées sur les essais de fretting-fatigue réalisés par [Bellecave2015] dans le cadre du projet COGNAC ont révélé la présence de fissures non propageantes. Pour toutes ces raisons, une étude sur la présence de fissures non propageantes a été effectuée. A cette occasion une nouvelle méthode de détection de petites fissures a été développée.

Une observation préliminaire a été effectuée et est présentée sur la Figure III-43. Cette figure présente un fond d'entaille pour une éprouvette possédant une entaille non inclinée avec  $\rho=50\mu m$ . L'observation a été faite après  $5.10^6$  cycles à 90% de la limite de fatigue. Le but de ces observations est de vérifier si des fissures peuvent être détectées directement sur le fond d'entaille. L'étroitesse des entailles, le relief important et la rugosité des usinages à la meule rendent ces observations difficiles. Néanmoins, une zone pouvant être une fissure de  $100\mu m$  de long a été repérée et est présentée sur cette figure. Il n'est pas possible d'être certain que cela soit une fissure non propageante et non un effet de l'usinage. Afin d'avoir une réponse plus précise et avoir accès à la profondeur des fissures non propageantes, d'autres méthodes de détection de fissures sont nécessaires. Il est néanmoins intéressant de souligner que l'on retrouve une structure « en paliers » qui a été observée sur les facies de rupture.

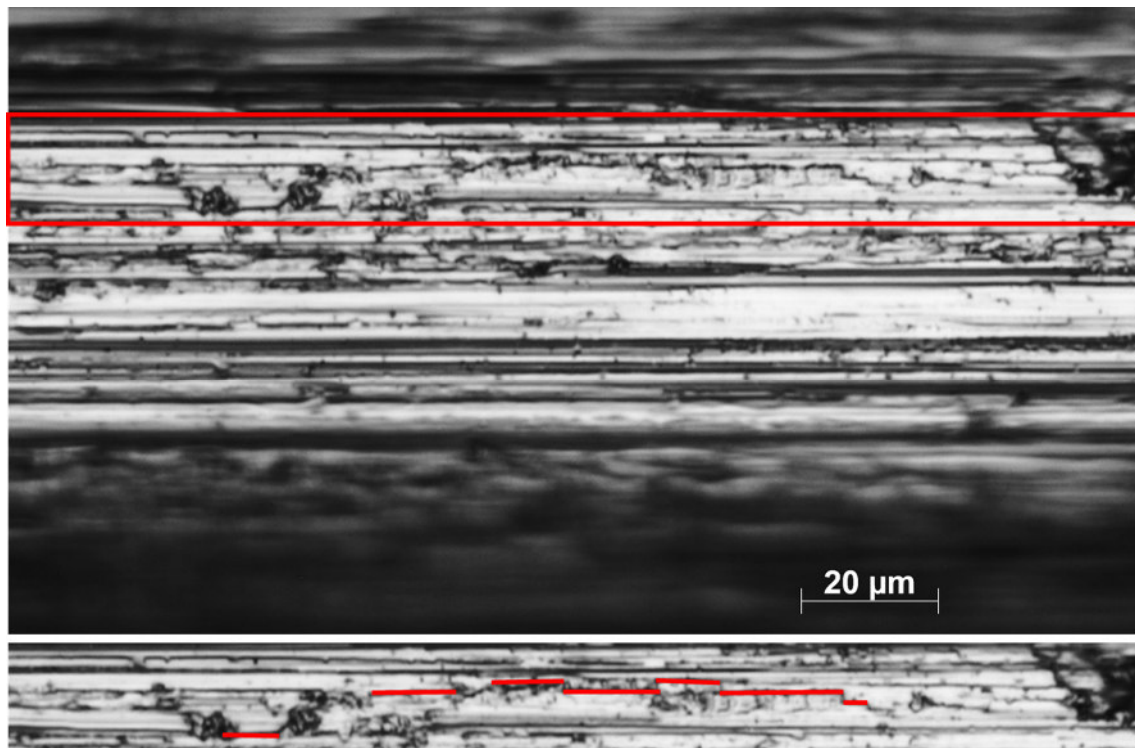


Figure III-43 : Observation d'un fond d'entaille après un palier à 90% de la limite de fatigue

## 4.2. Bibliographie

Il a été vu précédemment que les phénomènes de fatigue sur entailles et de fretting-fatigue pouvaient produire des fissures non propageantes et qu'une observation préliminaire ne permettait pas de trancher avec certitude sur leur possible présence. Afin d'approfondir cette question, il est nécessaire d'avoir un moyen de les observer alors que leur taille peut être extrêmement petite. La taille des fissures à observer n'est pas préjugée et cette partie s'intéressera à proposer des méthodes issues de la bibliographie capables d'observer les plus petites fissures possibles.

### 4.2.1. Observations de coupes polies

L'observation de coupe polie au MEB est la méthode de référence pour observer des petites fissures. Il est certain que cette méthodologie est capable de mettre en évidence la présence de fissures, même de tailles très petites comme le montre la Figure III-44 où des fissures d'environ 5  $\mu\text{m}$  sont bien visibles.

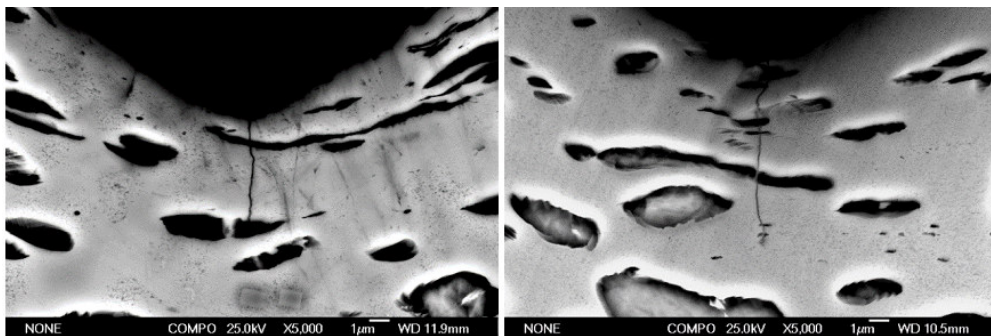


Figure III-44 : Observation de fissures micrométriques en fond de défaut par analyse MEB de coupes polies [Rapport interne]

Par contre, cette méthodologie possède plusieurs désavantages :

- Il est nécessaire que la coupe polie passe par la fissure à observer
- La procédure peut être assez longue pour une étude systématique, particulièrement pour des alliages de titane qui ont la réputation d'être difficiles à polir
- Il est impossible de poursuivre l'essai une fois que l'éprouvette est découpée et polie

### 4.2.2. Marquage du front de fissure à l'encre

Plusieurs méthodes de marquage des fronts de fissures existent. Ces méthodes permettent d'alléger la procédure mise en place et de pouvoir faire des marquages en cours d'essais. Ces marquages ont l'avantage que leur lecture s'effectue directement sur le facies de rupture. Ainsi, il n'y a pas à choisir sur quel plan l'éprouvette sera découpée et analysée, tout le facies de rupture est observable.

La méthode de marquage à l'encre est une méthode assez simple et utilisée avec succès sur différents matériaux ([Milosevic1987],[Kaminski2007], [Basseti2001], [Gomina1988]). Elle permet de visualiser post mortem la fissure qui était présente au moment du marquage comme l'illustre la Figure III-45.

Le procédé nécessite de réussir à faire entrer de l'encre dans la fissure, de sécher cet encre et de ne pas altérer l'encre sécher ultérieurement (par des fermetures de fissure par exemple). Il n'a pas été trouvé dans la bibliographie la limite basse des tailles de fissures observables avec cette méthode. Seules certaines études ont montré que le marquage fonctionnait pour des tailles inférieures au mm.



Certains auteurs [Verreman1985] et [Basseti2001] ont mis en évidence une influence du marquage à l'encre sur les vitesses de propagation post-marquage.

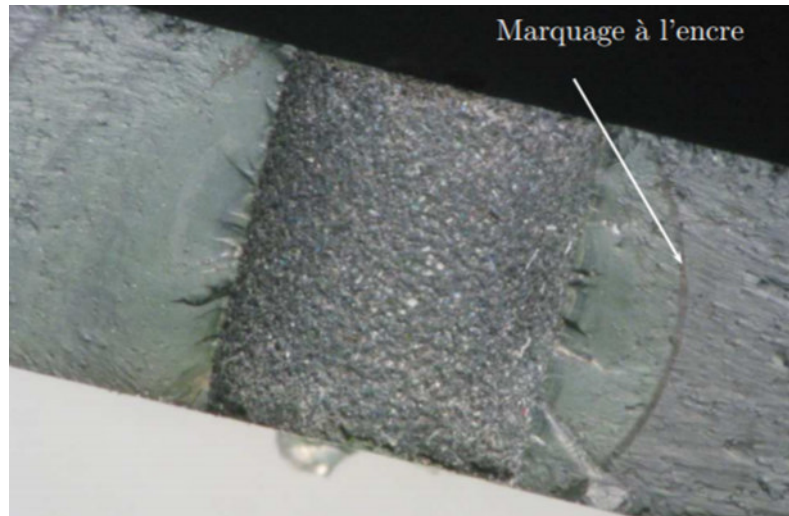


Figure III-45 : Marquage de fissures à l'encre sur un superalliage [Kaminski2007]

### 4.2.3. Marquage thermique du front de fissure

Le marquage thermique du front de fissure est une méthode du même type que la précédente. Elle permet à un instant donné de marquer le faciès de rupture par oxydation. Cette méthode est classique sur les métaux comme l'illustre la Figure III-42 et permet de visualiser post mortem le front de fissure au moment du marquage. La bibliographie ne donne pas une limite basse aux détections possibles grâce à cette méthode. Si les fissures non propageantes sont très courtes dans nos éprouvettes, cette méthode risque donc de ne pas fonctionner.

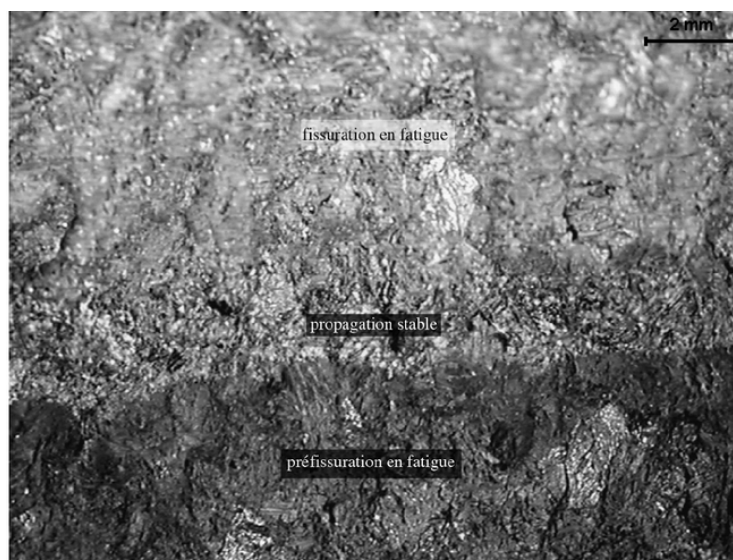


Figure III-46 : Marquages thermiques successifs afin de Contrôler l'avancée de fissure [Degallaix2007]

Plusieurs méthodes de marquage du front de fissure ou d'observation direct de fissures ont été illustrées. Néanmoins, les objectifs de cette étude étant très particuliers (fissure à observer potentiellement très petite, présence d'effets de surface importants, ...), aucune de ces méthodes ne se distingue particulièrement des autres dans l'objectif d'être certain de révéler simplement l'existence de fissures non propageantes. De ce fait, l'utilisation de deux méthodes issues de la bibliographie a été choisie :

- Le marquage de fronts de fissures à l'encre
- L'observation de fissures non propageantes sur des coupes polies

Une méthode supplémentaire a été développée durant ces travaux avec pour objectif de faciliter l'observation des marquages à l'encre :

- Le marquage chimique des fronts de fissures

La justification du choix de ces méthodes, leurs mises en place et leurs résultats seront présentés dans cette partie. L'étude a porté sur les entailles avec un rayon de 50  $\mu\text{m}$  car ce sont les essais avec le gradient le plus élevé dans notre étude, ce sont donc aussi les essais pour lesquels les fissures non propageantes sont les plus probables.

### 4.3. Méthodes de détection des fissures non propageantes

#### 4.3.1. Marquage à l'encre

Le principe général du marquage à l'encre est assez simple. Il s'agit de réussir à faire entrer de l'encre dans les fissures, qu'elles soient propageantes ou non. Puis de faire sécher cette encre, emmener l'éprouvette à rupture sans altérer l'encre déposée sur le facies et enfin observer le marquage à l'encre déposé sur le facies.

Néanmoins, la petite taille potentielle des fissures à marquer (de 5 à 50  $\mu\text{m}$ ) rends plus difficile certaines de ces étapes. Tout d'abord, un effort particulier a été porté sur le fait de réussir à faire pénétrer l'encre de chine dans les fissures. Pour cela, la méthodologie illustrée sur la Figure III-47 a été développée.

Cette méthode se divise en plusieurs étapes :

- a) Un essai mécanique en dessous de la limite de fatigue à  $5 \cdot 10^6$  cycles
- b) La mise en place d'un « bain d'encre » autour de l'entaille grâce à une petite enceinte hermétique. L'éprouvette est en légère compression pendant cette étape
- c) Une ouverture des fissures par une légère traction afin d'aspirer l'encre à l'intérieur de la fissure
- d) Un léger chargement cyclique à R positif afin de faciliter l'entrée de l'encre jusqu'au fond de la fissure (ce chargement est inférieur à l'étape (a) afin de ne pas propager de fissures)
- e) Une mise en traction statique au niveau de  $\sigma_{\text{max}}$  de l'étape (a) et une longue étape de séchage dans cette position
- f) Une rupture à très fort rapport de charge (pour ne pas dégrader la couche d'encre déposée par une fissure qui se refermerait)

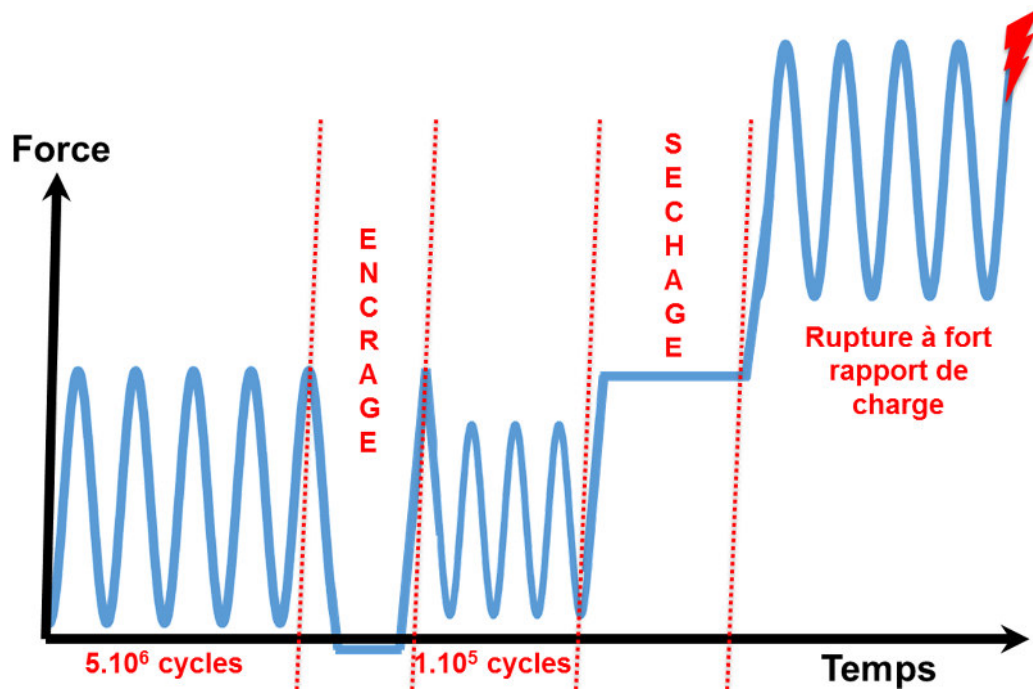


Figure III-47 : Méthodologie du marquage à l'encre des fissures non propageantes

Cette méthode a été légèrement modifiée afin de faire des tests préliminaires ayant pour objectif de vérifier la possibilité d'observation de l'encre sur le facies de rupture. Pour ce faire, l'éprouvette C18 a été testée avec un critère d'arrêt différent des autres éprouvettes. L'essai a ainsi été arrêté après une chute de fréquence de 0,5 Hz au lieu de 5 Hz. Pour rappel, la propagation de fissure modifie la raideur des éprouvettes, ce qui modifie la fréquence de résonance du montage et de fait la fréquence de l'essai. En diminuant la chute de fréquence déclenchant la fin de l'essai, la taille de la fissure au moment de l'arrêt de l'essai est diminuée. L'étape (d) n'a ensuite pas pu être réalisée afin de ne pas continuer à propager les fissures qui pour cette éprouvette ne sont pas non-propageantes.

L'éprouvette C18 possède donc des fissures beaucoup plus petites que les autres éprouvettes qui se sont arrêtées sur une chute de 5 Hz. Le facies de rupture de cette éprouvette est présenté sur la Figure III-48. La micrographie optique (a) présente le facies général de cette éprouvette. Deux zones fissurées y sont observées : la première assez large du côté gauche de l'éprouvette et une seconde au centre de l'éprouvette dans le cadre visible sur (a). Une troisième fissure est aussi peut-être présente à l'extrémité droite de l'éprouvette. Des débris d'encre sont présents au centre de l'éprouvette certainement provoqués par la chute de débris d'encre au moment de la rupture. Ces débris ne ressemblent pas au marquage et sont reconnaissables. On peut aussi observer que l'encre n'a pas totalement pénétré le côté droit de l'entaille. Ce fait est mis sur le compte du manque de l'étape (d). La fissure centrale a été choisie pour l'étude car il s'agit de la plus petite (sa taille se rapproche donc plus de celle des fissures non propageantes).

Les microscopies (b) et (c) permettent de mieux observer la petite fissure au centre de l'éprouvette. La profondeur de la fissure a été mesurée à 175  $\mu\text{m}$ . La microscopie (d) permet de se rendre compte de la netteté du bord du marquage qui est facilement reconnaissable. Enfin, les images (e) et (f) sont des images au MEB FEG qui ont permis de faire une analyse chimique du facies de rupture. L'image (f) est ainsi une cartographie du carbone (contenue dans l'encre) sur le facies de rupture. On y retrouve la fissure analysée au microscope optique. La mesure de la profondeur de fissure est cohérente avec la mesure optique (180  $\mu\text{m}$ ).



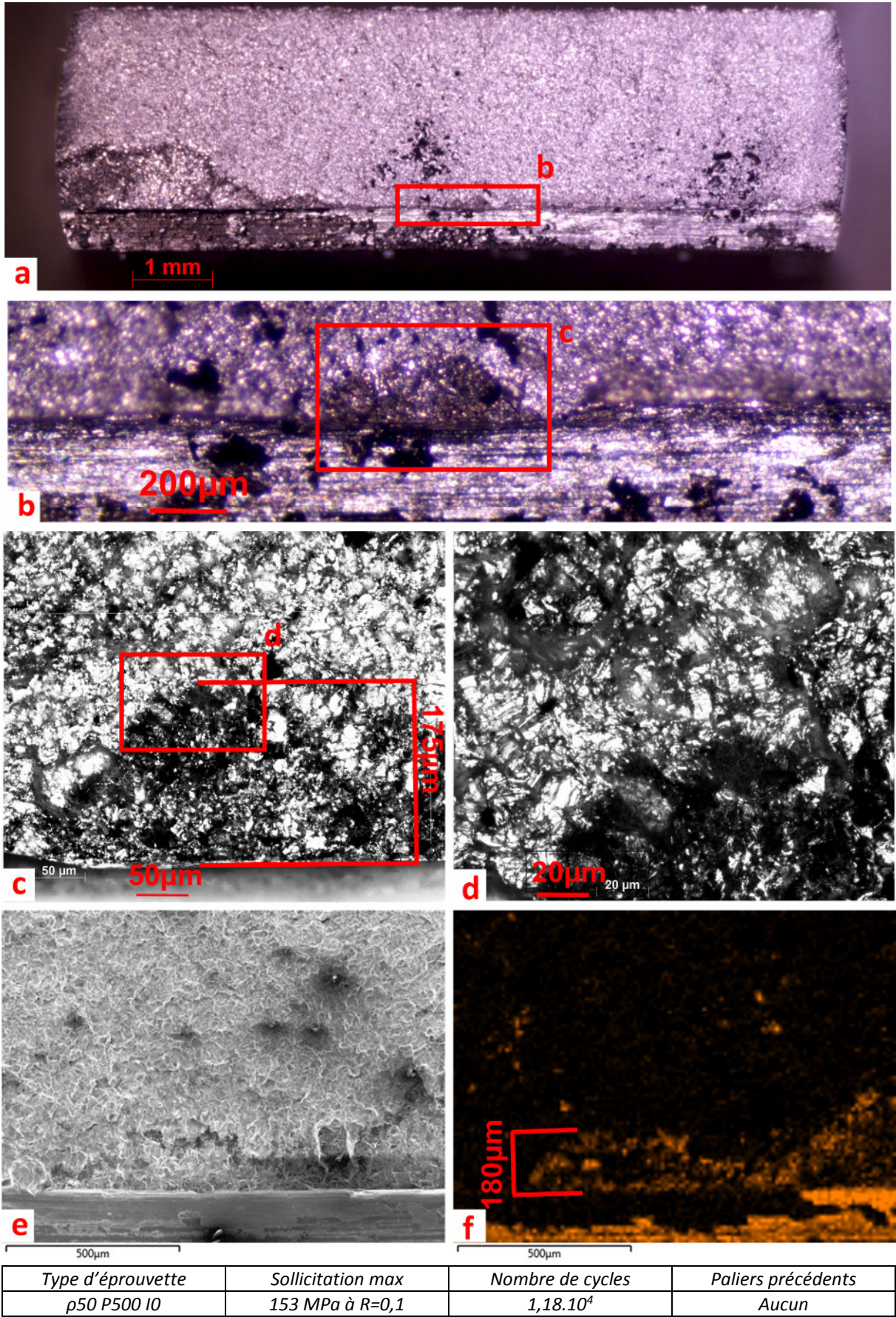


Figure III-48 : EPC18 : Etude du marquage à l'encre d'une petite fissure propageante

Cet essai de marquage préliminaire a ainsi permis de mettre en avant des éléments très intéressants comme par exemple :

- ▶ Marquage à l'encre possible pour des fissures assez courtes (180  $\mu\text{m}$ )
- ▶ Bonne précision sur le fond de fissure (bonne visibilité de l'encre)
- ▶ La cartographie des éléments chimiques de l'encre est possible par analyse EDX

Dans la suite, des méthodologies de post traitement ont été mises en place afin de différencier le mieux possible des petites zones noires sur le facies et de l'encre à l'intérieur d'une fissure non propageantes. En effet, les tailles des objets observés ne permettaient pas d'avoir des conclusions définitives en observant de façon directe le facies. De fait, après avoir marqué les éprouvettes avec de l'encre de chine, la procédure suivante a été utilisée :

- a) Analyse complète en microscopie optique de tout le fond d'entaille afin d'avoir des images sur tout le fond d'entaille
- b) Lavage de l'éprouvette marquée à l'encre par un bain aux ultrasons dans l'acétone
- c) Réanalyse complète en microscopie optique de tout le fond d'entaille
- d) Comparaison des images avant et après le lavage

Cette méthodologie permet de localiser les fissures non propageantes marquées à l'encre car les marquages disparaissent au lavage et la comparaison des images prises avant et après lavage permet de trouver les zones sombres qui disparaissent au lavage.

Les résultats de cette méthode d'observation seront présentés dans la partie 4.4.1. Ils mettront en évidence des zones marquées mais certains questionnements se poseront :

- ▶ Est-ce que les zones sombres qui disparaissent au lavage sont bien de l'encre ?
- ▶ Est-ce que toutes les fissures non propageantes sont marquées (est-ce que l'encre arrive à rentrer dans toutes les fissures) ?
- ▶ Est-ce que toutes les fissures non propageantes sont sur le facies de rupture (et pas 10  $\mu\text{m}$  au-dessus ou en dessous) ?
- ▶ Est-ce que l'encre arrive à pénétrer jusqu'au fond de la fissure (quelle est la profondeur des fissures non propageantes) ?

Pour répondre à ces questions, il a été choisi de comparer à une autre méthode de suivi de fissure plus précise mais aussi plus chronophage : l'observation de coupes polies.

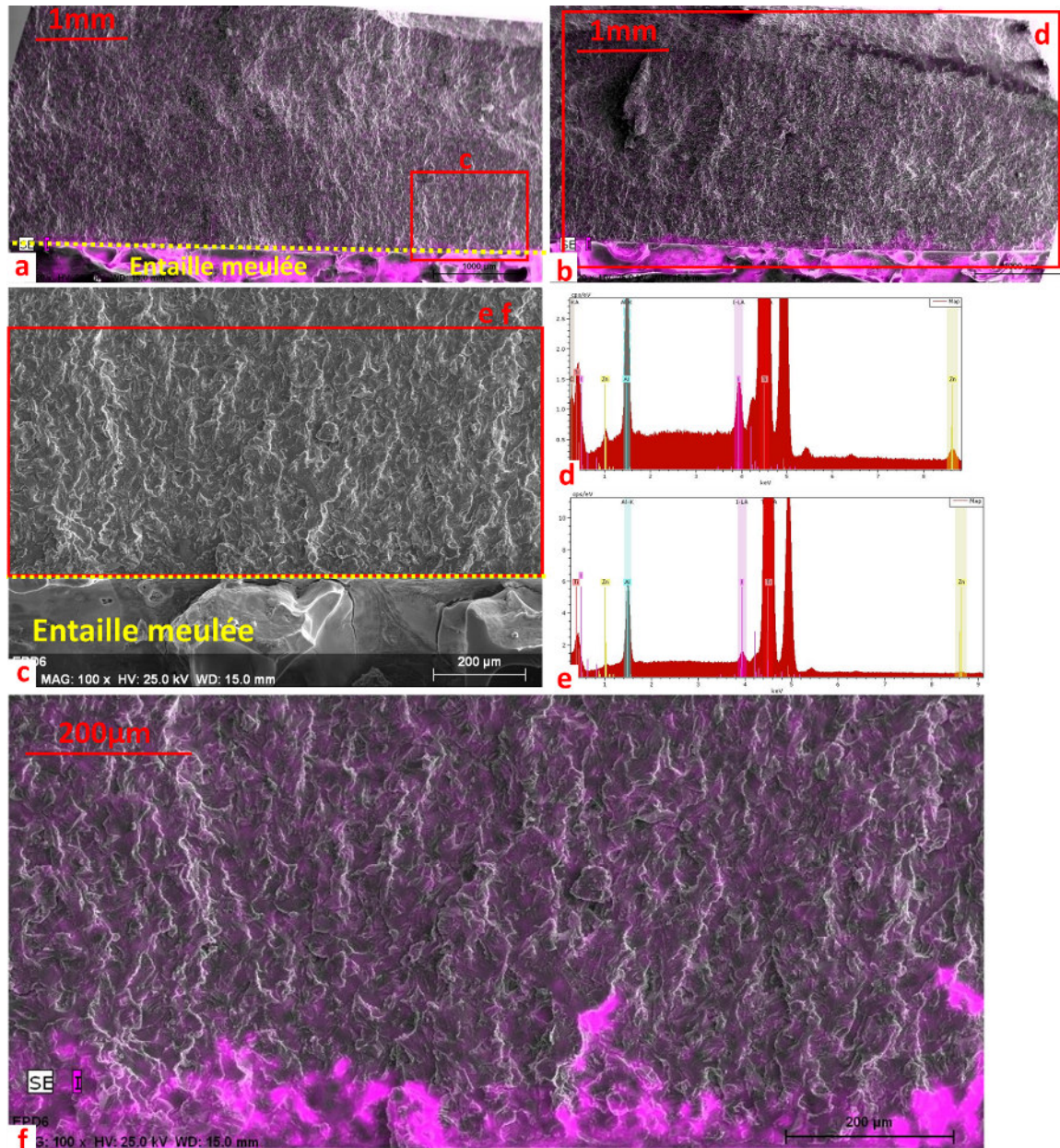
Nous avons aussi tenté d'alléger la méthodologie de ces marquages à l'encre en s'affranchissant de l'étape de lavage et double observation en procédant à un marquage chimique plutôt qu'un marquage à l'encre. Cette nouvelle procédure de marquage est présentée ci-dessous.

#### 4.3.2. Marquage chimique

La méthode du marquage à l'encre a été améliorée afin d'éviter l'étape de lavage et d'une nouvelle analyse optique. L'idée de cette amélioration est de compléter l'encre par un élément chimique qui n'est pas présent dans nos éprouvettes. Ces éléments pourront être cartographiés par une analyse EDX comme l'a présenté la Figure III-48 (f) pour l'élément carbone. Afin d'avoir des éléments facilement détectables par une analyse EDX, il est important de choisir un élément « lourd » du tableau périodique et une molécule qui se solubilise très bien dans l'eau afin d'avoir une concentration assez



importante tout en gardant une préparation bien liquide qui pénétrera facilement dans les fissures. La préparation choisie a été faite à partir d'encre de chine et de cristaux d'Iodure de Zinc ( $ZnI_2$ ). En effet, l'iode répond bien aux nécessités du marqueur chimique. Avec un numéro atomique de 53 (contre 22 pour le titane et 30 pour le Zinc) et une solubilité élevée, cela permettra de détecter les marquages même si très peu d'encre a la possibilité de rentrer dans les fissures (du fait de la faible ouverture des fissures courtes).

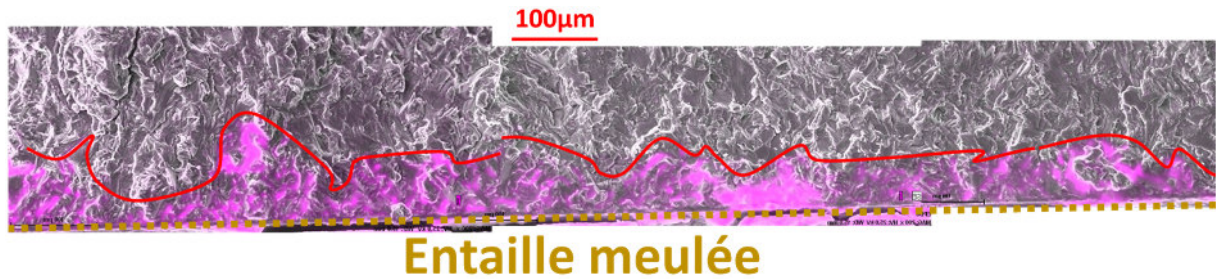


**Figure III-49 : EPD6 : Principe du marquage à l'encre dopé au  $ZnI_2$  cartographie de l'iode en violet (a), (b) et (f)**

La Figure III-49 présente l'analyse par MEB-EDX d'une éprouvette qui a été marquée à l'encre +  $ZnI_2$ . Sur les différentes micrographies, le violet correspond à la présence d'Iode. Sur les micrographies (a) et (b), on s'aperçoit facilement que l'iode est présent massivement dans l'entaille (dans les restes d'encre) et un peu sur le facies de rupture. Le graphique (d) correspond à l'enregistrement des énergies des photons émis par la zone observée (b). À chaque pic correspond une transition entre 2 niveaux électroniques de l'atome. On peut s'apercevoir que le pic de l'iode est fortement visible. La micrographie (c) permet de localiser la zone qui va être étudiée. L'analyse énergétique a été faite sur

la zone encadrée qui ne comporte que le facies de rupture et pas de surfaces appartenant à l'entaille et le graphique (e) a été obtenu. Le pic de l'iode est beaucoup moins haut mais reste bien reconnaissable. Il permet même de faire une cartographie de l'élément qui a été reportée sur la micrographie (f). Cette cartographie met en avant la netteté des contours de la cartographie de l'élément et que le facies de rupture est marqué sur environ 100  $\mu\text{m}$  de profondeur.

Ce type d'analyse a pu être mené sur l'intégralité du fond d'entaille et permettre une cartographie de toutes les zones marquées à l'iode. La Figure III-50 est un exemple du type de cartographie représentatif de ce que cette méthode peut produire.



**Figure III-50 : EPD6 : Analyse d'un front de fissure marqué au  $\text{ZnI}_2$ , cartographie de l'iode en violet par une analyse EDX**

La méthode développée ici possède plusieurs améliorations par rapport au marquage à l'encre classique :

- Cartographie directe des fissures
- Pas besoin de laver l'encre pour faire le post traitement, plusieurs analyses successives de l'éprouvette sont donc possibles
- Impossible de se tromper entre une région « d'ombre » sur un facies et un marquage à l'encre

Malgré ces cartographies encourageantes, cette méthodologie n'a pas pu être utilisée pour observer des fissures non propageantes. En effet, plusieurs tentatives de marquage ont été réalisées avec cette méthodologie mais aucune n'a permis un séchage complet de l'encre quel que soit le temps de séchage et ce même en chauffant (légèrement) l'éprouvette. C'est pour cela que les observations montrent un bandeau marqué par l'iode assez profond sur les figures précédentes : L'encre et le  $\text{ZnI}_2$  sont en fait aspirés dans la fissure au moment où elle se propage après le séchage. Cette méthode de marquage de petites fissures n'a pas donné les résultats voulus pour cette thèse mais il serait néanmoins intéressant de la modifier afin de palier au problème du séchage. Plusieurs pistes devraient notamment être suivies :

- Changer la molécule d'apport en en choisissant une qui retienne moins l'eau
- Penser à un dispositif de séchage adapté

#### **4.3.3. Observations de coupes polies**

La méthode présentée ici est la méthode de référence utilisée dans cette étude. Elle est la plus courante et la plus éprouvée des 3. La bibliographie (partie 4.2.1 du Chapitre I) a présenté son fonctionnement et a fait état de la capacité de visualiser des petites fissures de 5  $\mu\text{m}$ . La méthode est donc ici quasi certaine de pouvoir révéler la présence de fissures non propageantes quel que soit leurs tailles.



Les chargements utilisés pour créer les fissures non propagées ont été les mêmes que ceux utilisés avec la méthode de marquage à l'encre. Cette méthode d'observation a pour but de valider les observations faites sur les facies marqués à l'encre avec une méthode capable avec certitude de révéler les fissures non propagées et de mesurer précisément leurs profondeurs.

Néanmoins, cette méthode fonctionne seulement si la coupe de l'éprouvette traverse une fissure non propagée. Or, nous ne savons pas a priori, où elles sont situées ou même leur forme. Il a donc été choisi de découper 8 tranches de notre éprouvette, de les enrober et de les polir afin d'observer des coupes polies à différents endroits de l'éprouvette. 3 polissages successifs ont été réalisés sur chaque coupe afin de multiplier les zones d'observation. Il y a donc au total 24 plans sur lesquels l'éprouvette a été analysée. Certaines de ces observations ont déjà été présentées sur la Figure II-10 dans la partie 2.3.3.3 du Chapitre II.

### 4.4. Analyse des résultats de recherche de fissures non propagées

#### 4.4.1. Marquage à l'encre

Plusieurs éprouvettes ont été testées avec cette méthode de marquage. Les résultats de ces essais vont être présentés. Ainsi, la Figure III-51 présente l'analyse de 2 zones de l'éprouvette C10.

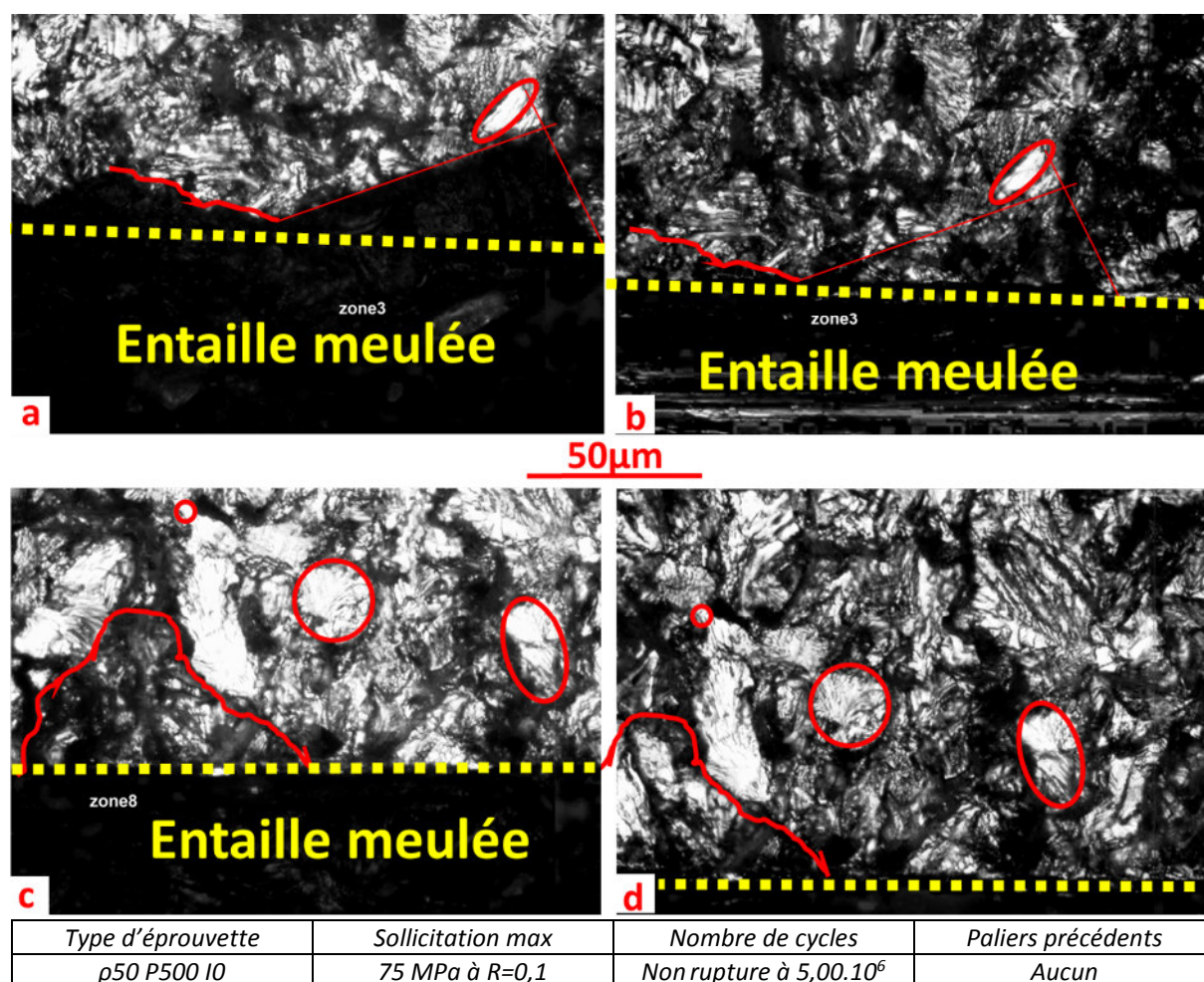
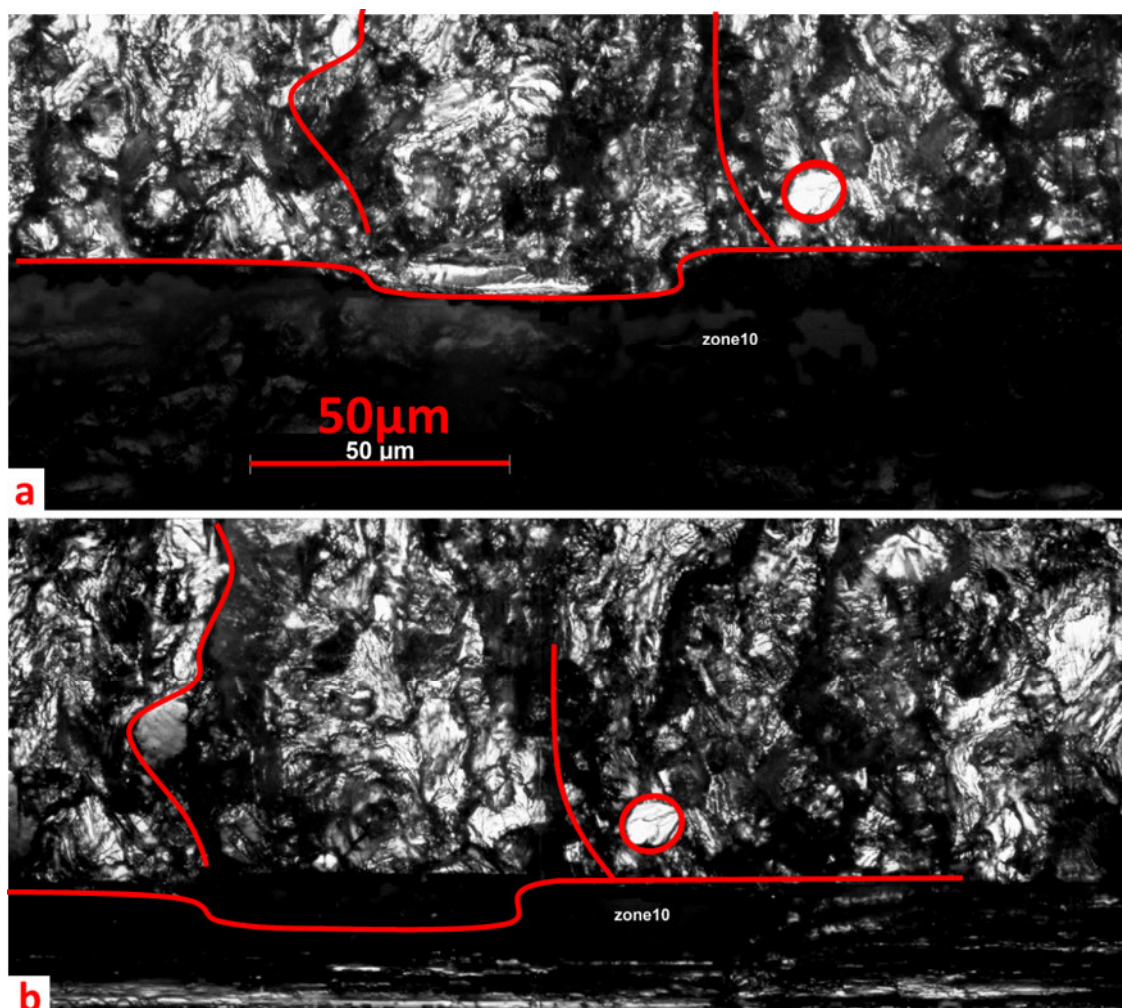


Figure III-51 : EPC10 : Comparaison des facies Avant(a) et (c)/Après (b) et (d) lavage pour révéler le marquage à l'encre

Les micrographies (a) et (c) présentent les images après avoir marqué l'éprouvette à l'encre et avant lavage et les images (b) et (d) après lavage. En comparant les micrographies (a) et (b), on peut s'apercevoir qu'une trace noire bien nette d'environ 90  $\mu\text{m}$  de longueur pour 25  $\mu\text{m}$  de profondeur a disparu au lavage. Les facettes entourées sur ces 2 photos ont été utilisées comme point de référence afin de tracer les bords du marquage à l'encre. Une seconde trace a disparu juste à l'extrémité de la première. Selon la méthode cette tâche d'encre serait donc une fissure non propageante. D'autres zones un peu moins nettes ont été retrouvées sur les éprouvettes en fond d'entaille comme la tache marquée sur les images (c) et (d). Sur cette image, l'apparition de facettes fortement réfléchissantes par le lavage permet de mettre en évidence la disparition de l'encre par le lavage et donc un marquage à l'encre.

Sur l'éprouvette, 13 de ces zones ont été identifiées avec des profondeurs de fissures allant de 10 à 50  $\mu\text{m}$  et des longueurs le long du fond d'entaille de 20 à 90  $\mu\text{m}$ . La longueur totale de ces marquages mesure environ 500  $\mu\text{m}$ . Cette valeur pourra dans la suite nous aider à analyser nos essais.

Malgré les marquages analysés assez clairs comme les précédents, certaines zones de l'éprouvette sont beaucoup plus difficiles à analyser. C'est le cas par exemple du résultat présenté sur la Figure III-52. La micrographie (a) correspond à la photo avant lavage et la micrographie (b) à celle après lavage.



| Type d'éprouvette | Sollicitation max | Nombre de cycles          | Paliers précédents |
|-------------------|-------------------|---------------------------|--------------------|
| p50 P500 I0       | 75 MPa à R=0,1    | Non rupture à $5,00.10^6$ | Aucun              |

Figure III-52 : EPC10 : Observation d'un facies marqué à l'encre : Arrachement de matière provoqué par la procédure de lavage (a) avant lavage (b) après lavage

Les lignes utilisées pour mieux situer le positionnement des images l'une par rapport à l'autre mettent en évidence la modification complète du facies entre les lignes. Une petite partie du facies en fond d'entaille disparaît même au lavage. La modification complète du facies indique que le facies a été endommagé pendant le lavage. A priori, un bout de matière (surement déjà en partie arraché depuis la rupture finale de l'éprouvette) se serait décroché du facies. Plusieurs zones comme celle-ci (généralement plus petites) ont été retrouvées sur les éprouvettes étudiées. Elles sont facilement reconnaissables par la disparition de facettes par le lavage ou la modification visible de celles-ci. Ces zones n'ont donc pas pu être analysées.

Les zones trop proches du bord de l'éprouvette (sur 200  $\mu\text{m}$ ) ont aussi dû être retirées de l'analyse car elles présentaient de nombreuses incohérences. Sûrement des débris qui se seraient détachés de l'encre restant sur le côté lors de la rupture finale de l'éprouvette.

D'autres éprouvettes ont été observées avec la méthode de marquage à l'encre mais n'ont pas donné autant de résultats. Quelques rares zones peut être marquées par éprouvette. Elles ont permis de mettre au point la méthodologie de marquage et d'observation.

La méthode de marquage chimique avait pour objectif de limiter les problèmes provoqués par le lavage de l'éprouvette (arrachement, dégradation du facies) et de permettre de mieux délimiter les marquages obtenus (l'analyse des zones sombres aurait été facilitée) mais n'a pu être utilisée du fait des difficultés de séchage et de l'aspiration du marqueur lorsque les éprouvettes étaient menées à rupture. La validation par l'analyse de coupes polies a alors été réalisée.

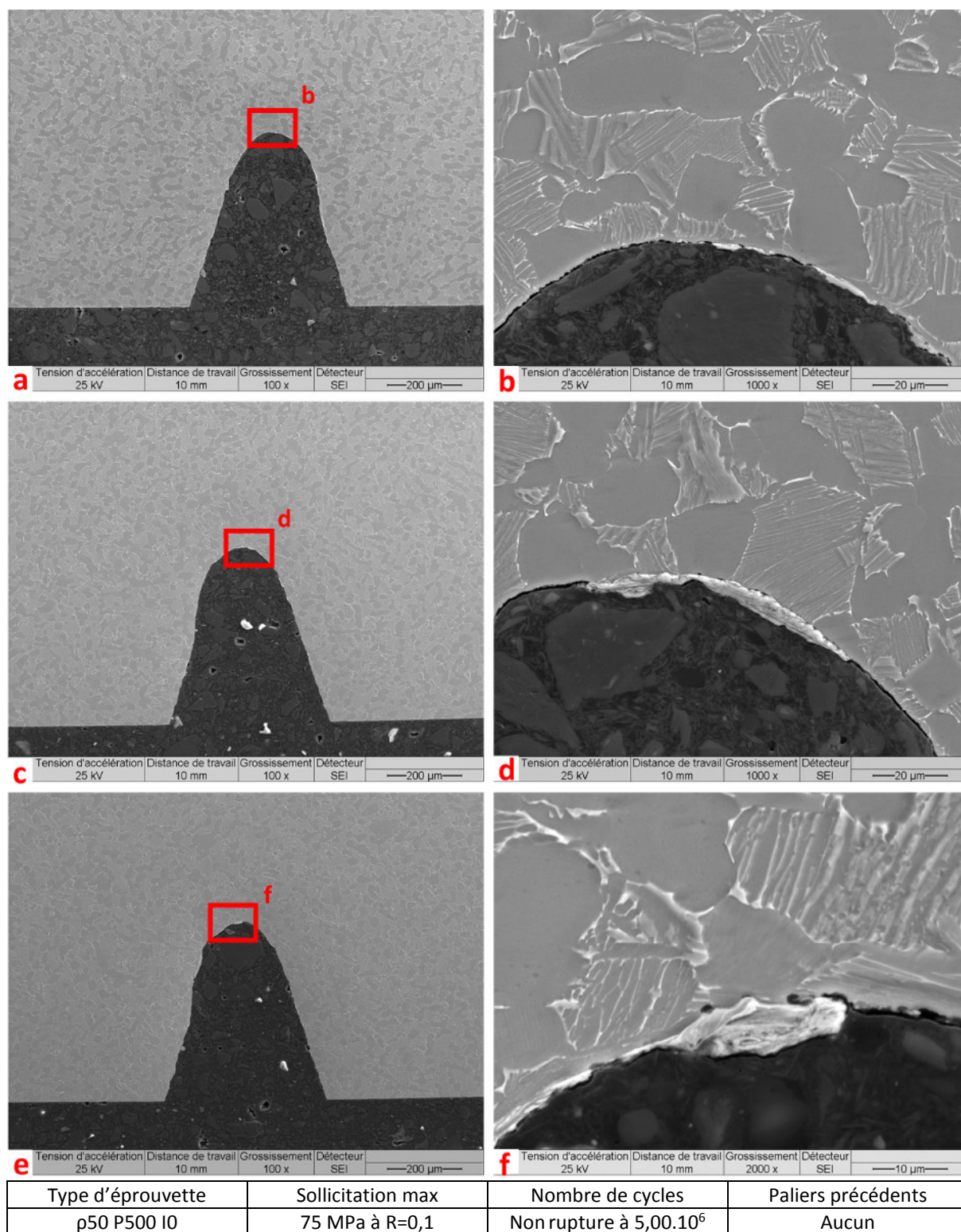
#### 4.4.2. Observation de coupes polies

Comme annoncé dans la partie 4.3.3, l'analyse de coupes polies présente un certain nombre de problèmes dans cette étude. En effet, si l'on suppose que les résultats du marquage à l'encre sont corrects, le fond d'entaille serait fissuré sur seulement 500  $\mu\text{m}$  (par des fissures non propageantes). Si l'éprouvette analysée par coupes polies réagit de la même façon, la probabilité de trouver une fissure non propageante sur une coupe polie est faible. En effet, rappelons que la longueur totale du fond d'entaille est de 10 mm, la longueur fissurée en fond d'entaille serait donc de 1/20 de la longueur du fond d'entaille. C'est pour cette raison que 24 observations de coupes polies ont été réalisées sur l'éprouvette C15. Si l'on suppose qu'1/20 du facies possède une fissure non propageante en fond d'entaille, la probabilité de trouver une fissure sur 24 coupes polies est :

$$P = 1 - \left(1 - \frac{1}{20}\right)^{24} = 71\%$$

Avec ces hypothèses faites à partir des observations du marquage à l'encre, il y a donc encore une probabilité de presque 30% de ne révéler aucune fissure non propageante avec les 24 coupes polies réalisées. De plus, il est probable que les éprouvettes ne forment pas toutes autant de fissures non propageantes pour la même sollicitation. Si l'éprouvette analysée possède moins de fissures non propageantes, il devient probable que les coupes polies ne révèlent aucune d'entre elles.





**Figure III-53 : EPC15 : Observations de coupes polies : absence de fissures non propagantes**

La Figure III-53 présente 3 observations sur les 24 effectuées. Les micrographies (a), (c) et (e) sont des vues à plus faible grossissement de l'entaille permettant de situer les micrographies (b), (d) et (f). Le résultat est qu'aucune des observations n'a permis de mettre en évidence une fissure même à des grossissements supérieurs. Néanmoins, des zones fortement altérées sont visibles en fond d'entaille sur les images (b), (d) et (f). Ces zones sont à priori des zones affectées par le meulage et les images (d) et (f) laissent penser qu'elles seraient en partie décollées du matériau « sain ». Cette analyse est

étayée par la Figure II-7 qui montrait des modes d'endommagement à travers cette zone affectée et à l'interface entre zone affectée et matériau sain sur une éprouvette de référence. Il est néanmoins important de rappeler que ces observations avaient été effectuées après la rupture complète de cette éprouvette.

## 4.5. Analyse et interprétation des résultats

Les analyses de coupes polies n'ont pas réussi à mettre en avant la présence de fissures non propageantes. Au vu des résultats du marquage à l'encre, 3 hypothèses peuvent expliquer ce résultat :

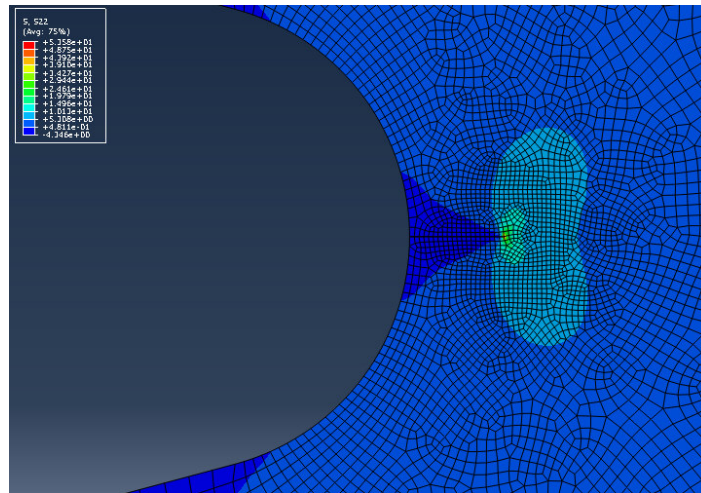
- Il n'y a pas de fissures non propageantes dans les éprouvettes de l'étude et les zones observées par le marquage à l'encre sont dues à des problèmes de la méthodologie (encre pas encore assez sèche, particule d'encre qui tombe sur le facies au moment de la rupture, ...)
- Il y a des fissures non propageantes en fond d'entaille mais celles-ci sont très localisées et les coupes polies ont été effectuées à côté de ces fissures.
- La dispersion de la réponse du matériau fait qu'à ce niveau de chargement, il y avait des fissures non propageantes sur l'éprouvette marquée à l'encre mais pas celle découpée et polie.

Dans tous les cas, il est certain qu'il n'y a pas de fissures non propageantes sur tout le fond d'entaille. Plusieurs auteurs de la bibliographie proposent que les fissures mécaniquement courtes non propageantes sont créées grâce à la plasticité macroscopique en fond d'entaille [Smith1985];[Sadananda1997]. La fissure pourrait se propager tant qu'elle serait pilotée par la zone plastique créée par l'entaille mais n'arriverait pas à continuer sa propagation lorsqu'elle sortirait de cette zone plastique. La propagation de la fissure est alors pilotée par la zone plastique de la fissure. Cela pourrait expliquer pourquoi il n'y en a pas dans nos essais. En effet, il a été vu dans la partie 3.2.2 qu'avec un chargement à la limite d'endurance, les contraintes locales en fond d'entaille restaient dans le domaine élastique (macroscopique) même pour les entailles les plus fines ( $\rho = 50 \mu\text{m}$ ). Rappelons que cette analyse a été effectuée avec  $R_{P0,2}$  et que des valeurs issues d'essais cycliques auraient été plus adéquats.

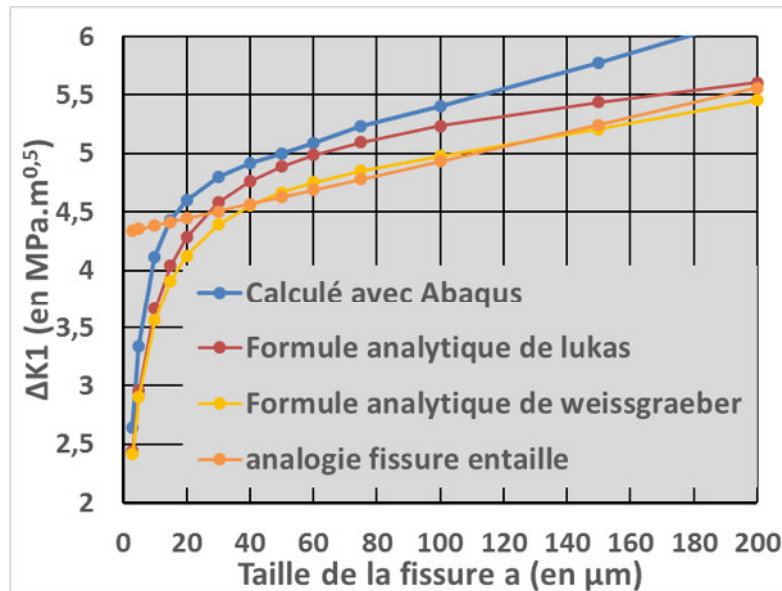
En complément, des calculs éléments finis ont été réalisés afin de calculer le FIC (facteur d'intensité de contrainte) par une intégrale J pour plusieurs tailles de fissures partant d'une éprouvette avec  $\rho = 50 \mu\text{m}$ . Les calculs ont été réalisés sur un modèle 2D déformations planes sur Abaqus. Le maillage a été fortement raffiné proche du fond de fissure. Le chargement imposé est celui identifié comme étant la limite de fatigue et le comportement purement élastique en accord avec les données macroscopiques des contraintes en fond d'entaille. La Figure III-54 illustre ces calculs avec l'exemple d'une fissure de  $20 \mu\text{m}$ . La pointe de fissure est localisée là où les contraintes sont maximales. Le rayon de fond d'entaille est ici de  $50 \mu\text{m}$ . On peut ici voir que le maillage a été raffiné proche du fond de la fissure. La Figure III-55 présente le résultat de cette étude numérique qui prévoit donc une évolution monotone du  $\Delta K_I$  en fonction de la taille de la fissure.

Une comparaison a été faite à partir de deux formulations analytiques [Lukas1987] et [Weißgraeber2016] et à partir d'un calcul de fissuration en supposant que l'entaille se comportait comme une fissure de  $500 \mu\text{m}$  de profondeur. Les 4 courbes possèdent une forte ressemblance, il y a moins de 10% de différences locales entre elles (sauf pour l'analogie entaille/fissure pour les petites tailles de fissure). Ces écarts peuvent de plus être expliqués par le fait que notre éprouvette est de dimension finies les conditions aux limites ne sont donc pas exactement les mêmes. La même étude a été menée sur les entailles possédant des rayons de  $200 \mu\text{m}$  et  $500 \mu\text{m}$ . La Figure III-56 présente la comparaison des évolutions des  $\Delta K_I$  des 3 types d'éprouvette entaillée avec un chargement appliqué

correspondant à la limite de fatigue. Les trois rayons de fond d'entaille ont une évolution similaire du  $\Delta K_I$  sur environ 15  $\mu\text{m}$  avant que la courbe pour  $\rho=50 \mu\text{m}$  se sépare des 2 autres.



**Figure III-54 : Contraintes dans la direction de sollicitation d'une fissure de 20  $\mu\text{m}$  au fond d'une entaille  $\rho=50 \mu\text{m}$**



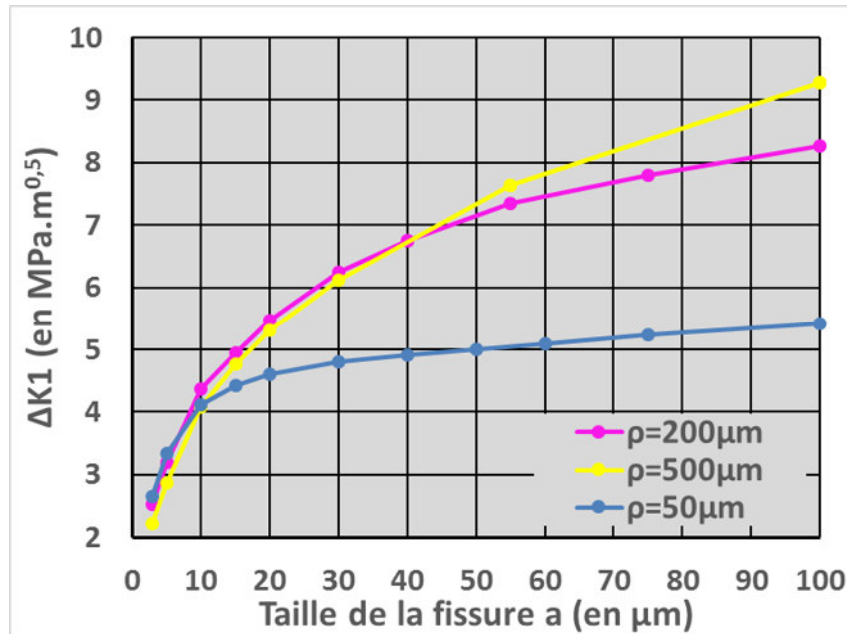
**Figure III-55 : Evolution du  $\Delta K_I$  en fonction de la profondeur de fissure partant d'une entaille  $\rho=50 \mu\text{m}$**

A priori, les analyses de  $\Delta K_I$  par rapport à un seuil de propagation ne devraient pas être utilisées pour des fissures d'une taille équivalente à la microstructure. Mais dans cette étude, les premiers stades d'endommagements semblent être des ruptures des bandeaux de ZAM. Du fait de la géométrie très allongé de certains bandeaux, une fissure de 10 ou 15  $\mu\text{m}$  de profondeur pourrait tout à fait faire 50 à 100  $\mu\text{m}$  de long. Dans le cas d'une telle fissure, celle-ci rencontre plusieurs grains et nous pouvons faire l'hypothèse que l'approche en  $\Delta K_I$  et  $\Delta K_{\text{seuil}}$  est justifiée.

Il est intéressant de noter qu'à la limite de fatigue, le seuil de propagation nominal à  $R=0,1$  ( $\Delta K_{\text{seuil}}=4,5 \text{ MPa.m}^{0,5}$ ) présenté dans le Tableau II-1 est atteint :

- à 16  $\mu\text{m}$  de profondeur pour les entailles avec  $\rho=50 \mu\text{m}$
- à 11  $\mu\text{m}$  de profondeur pour les entailles avec  $\rho=500 \mu\text{m}$
- à 13  $\mu\text{m}$  de profondeur pour les entailles avec  $\rho=500 \mu\text{m}$

Ces valeurs sont d'autant plus intéressantes qu'elles sont du même ordre de grandeur que la profondeur de la zone affectée par le meulage (cf partie 2.3.3.3 du Chapitre I).



**Figure III-56 : Evolution du  $\Delta K1$  pour les essais sur les entailles droites isolées pour des chargements correspondant à leurs limites de fatigue**

A priori, une fissure mécaniquement courte pourrait être non propageante si cette courbe passait par un minimum local. Le  $\Delta K1$  aurait alors été décroissant jusqu'à

- Passer le minimum local et serait à nouveau croissant
- Que la fissure s'arrête car  $\Delta K1$  serait descendu jusqu'à  $\Delta K_{seuil}$

Ces analyses mécaniques montrent qu'avec nos conditions d'essais où nos éprouvettes sont régies par un comportement élastique linéaire avec des contraintes résiduelles négligées et en présence d'entaille, l'évolution du  $\Delta K1$  en fonction de la taille de fissure ne peut pas prévoir de fissures non propageantes. Néanmoins, les observations faites sur les éprouvettes marquées à l'encre et celle effectuée directement sur un fond d'entaille semblent montrer que des petites fissures non propageantes existent à des chargements n'emmenant pas à la rupture de l'éprouvette. Ces fissures sont très localisées (environ 1/20 du fond d'entaille fissuré) et de petites tailles (jusqu'à 50 μm de profondeur sur le marquage à l'encre).

Ce phénomène peut être expliqué par la présence des ZAM en fond d'entaille. Le matériau affecté par le meulage n'a pas le même comportement que le matériau sain. Ainsi, des amorçages peuvent se produire en dessous de la limite de fatigue dans les ZAM et ne pas réussir à se propager dans le matériau sain. L'analyse de coupes polies aurait alors échoué à révéler ces fissures car aucune des coupes polies n'aurait «été effectuée à travers une de ces fissures. Ce mécanisme de fissures non propageantes ne serait alors pas piloté par des données purement mécaniques (telle l'évolution de  $\Delta K1$  en fonction de la taille de fissure) mais plutôt par des données microstructurales liées au matériau affecté par le meulage. Ce mécanisme expliquerait aussi les fissures arrêtées en fin de ZAM sur la Figure II-8.

À retenir

- ▶ 3 méthodes d'observations des fissures non propageantes ont été testées
  - ▶ Marquage à l'encre de chine
  - ▶ Marquage chimique au  $ZnI_2$
  - ▶ Observations de coupes polies
- ▶ Le marquage chimique est une méthode développée lors de l'étude
  - ▶ Dépôt de  $ZnI_2$  dans de l'encre dans des petites fissures
  - ▶ Observation du facies au MEB EDX afin d'observer la répartition de l'Iode
  - ▶ La méthode n'a pas fourni de résultats utilisables pour cette étude
- ▶ Les marquages à l'encre ont révélé 13 zones marquées sur un facies
  - ▶ 1/20 du fond d'entaille marqué c'est-à-dire 500 $\mu$ m en tout
- ▶ Les coupes polies n'ont pas révélé de fissures non propageantes
- ▶ Il est certain qu'il n'y a pas une longue fissure non propageante sur tout le long du fond d'entaille. Deux schémas restent possibles au vu des observations :
  - ▶ Des petites FNP très localisées en fond d'entaille produite par les ZAM
  - ▶ Pas de fissures non propageantes

## 5. Synthèse des mécanismes d'amorçage et de propagation

### 5.1. Comparaison des éprouvettes entaillées avec les éprouvettes de référence

Les éprouvettes de l'étude peuvent être réparties en 3 groupes selon les types de facies obtenus :

- ▶ Les éprouvettes sans concentration de contraintes (propagation semi elliptique)
- ▶ Les éprouvettes entaillées qui ont une propagation linéaire et symétrique
- ▶ Les éprouvettes entaillées qui ont une propagation non symétrique (la fissuration a commencé principalement d'un côté de l'éprouvette)

Les 3 figures suivantes schématisent les mécanismes de ces différents groupes.

Tout d'abord, la Figure III-57 présente le cas des éprouvettes de référence. Les images (a), (b), (c) et (d) correspondent à des vues de coupe de l'éprouvette dans un plan perpendiculaire aux sollicitations. En début d'essai (b), plusieurs bandes de matière affectée par le meulage amorcent. Ce qui donne lieu à des fissures traversant cette zone et à de la décohesion. Les observations de ces endommagement (Figure II-7 et Figure II-8) ont été effectuées après rupture et ont montré de nombreuses fissures toutes limitées à la zone affectée. Il est à noter que les différents amorçages ne sont pas forcément sur le

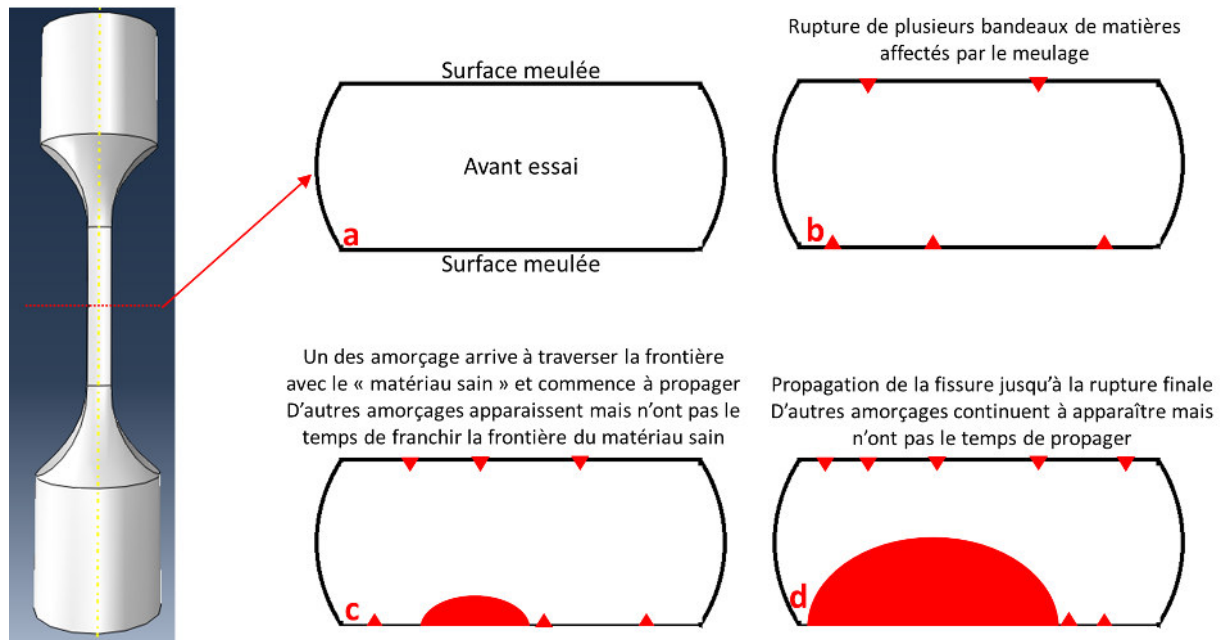


même plan pour ces éprouvettes qui ont une grande surface meulée et peu de concentration de contraintes.

Ensuite (c), l'une de ces fissures arrive à franchir la barrière microstructurale entre la matière affectée par le meulage et le matériau sain. Potentiellement, d'autres bandeaux affectés par le meulage peuvent amorcer mais ne parviennent pas à traverser la limite ZAM//matériau sain.

Enfin (d), la fissure se propage jusqu'à l'arrêt de l'essai sur une chute de fréquence de 5Hz.

Le mécanisme de fissuration proposé se base sur l'interprétation que la barrière microstructurale à franchir pour mener ces éprouvettes à rupture est la transition ZAM//matériau sain.



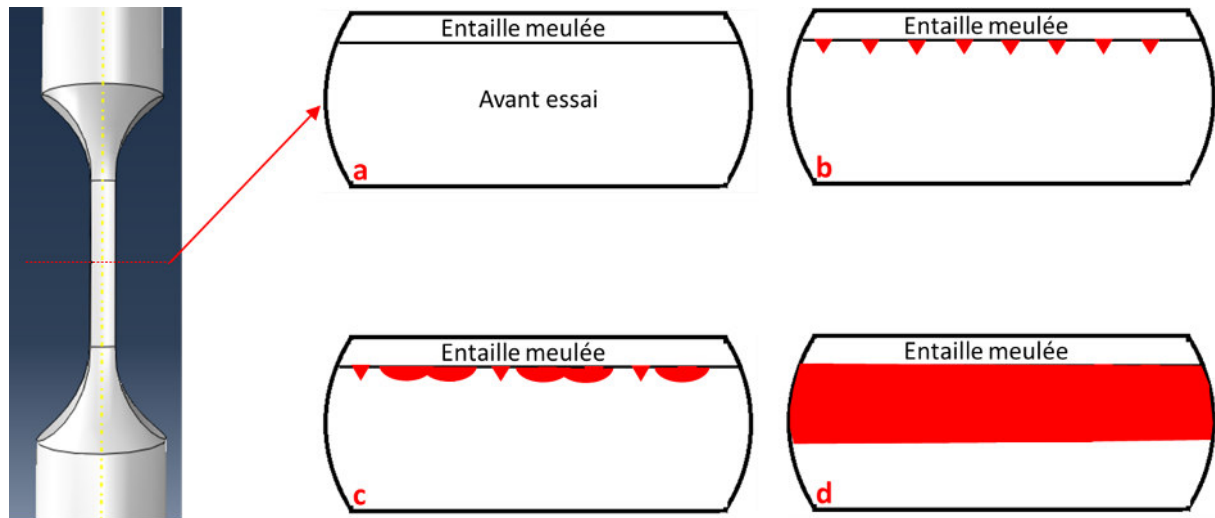
**Figure III-57 : Schématisation des mécanismes pour les essais sur éprouvette « de référence »**

La Figure III-58 présente un schéma analogue dans le cas d'une éprouvette entaillée (avec une ou 2 entailles). La coupe a lieu ici dans le plan passant par l'entaille. L'entaille est à priori bien symétrique et n'a pas de différences géométriques d'un bout à l'autre de l'entaille (notamment sur la profondeur d'entaille).

Du fait de cette précision géométrique, au début de l'essai les zones affectées par le meulage qui amorcent se répartissent de façon homogène sur toute la longueur de l'entaille (b). Les observations effectuées laissent penser que ces petites fissures peuvent devenir non propageantes pour des paliers en dessous de la limite de fatigue.

Pendant la suite de l'essai (c), certains de ces amorçages parviennent à franchir la barrière microstructurale formée par la transition ZAM/matériau sain. La différence principale avec le cas précédent est que les contraintes locales sont beaucoup plus importantes (cf Figure III-39) et cela doit faciliter le franchissement de cette barrière. C'est sûrement cette différence qui explique que plusieurs fissures arrivent à propager sur les éprouvettes entaillées et pas sur les éprouvettes de référence. La répartition des fissures qui arrivent à se propager est homogène car les champs de contraintes sont équivalents sur toute la longueur de l'entaille. Les fissures proches commencent à coalescer en se propageant.

Enfin, l'ensemble des fissures arrive à coalescer et forme un front de fissure assez linéaire et symétrique comme l'ont montré les Figure III-28 et Figure III-29 par exemple. L'essai est ensuite arrêté sur une chute de fréquence de 5 Hz.



**Figure III-58 : Schématisation des mécanismes pour les éprouvettes entaillées à propagation linéaire**

Enfin, le dernier mécanisme proposé par la Figure III-59 a pour objectif d'expliquer les fronts de fissure qui ne sont pas droits. Les Figure III-25, Figure III-26 et Figure III-27 sont 3 exemples de ce type de propagation. Sur ce type d'essai, une légère dissymétrie dans la géométrie de l'éprouvette peut expliquer la dissymétrie du facies. On peut par exemple imaginer que les écarts de profondeurs d'entaille entre le côté gauche et droit de l'éprouvette engendrent ce phénomène. C'est notamment le cas pour les 3 exemples cité ci-dessus. Un désalignement non constant d'un côté et de l'autre de l'entaille pourrait aussi être une cause possible pour les éprouvettes de comparaison au fretting-fatigue.

Sur ce type d'éprouvette, au début de l'essai (b), on retrouve le même type de phénomènes que précédemment avec des amorçages sur les zones affectées par le meulage en fond d'entaille. La différence avec ce qui a été présenté précédemment est le fait que la répartition n'est plus homogène mais se concentre sur le côté où l'entaille est un peu plus profonde (à gauche sur l'exemple).

Dans la suite de l'essai (c) certains de ces amorçages arrivent à propager à travers la frontière matériau affecté par le meulage/matériau sain. La répartition de ces amorçages n'est pas homogène du fait de la concentration de contrainte légèrement plus importante sur la gauche de l'éprouvette. Les amorçages proches les uns des autres commencent à coalescer et à former la fissure principale.

Ensuite (d), la fissure principale commence à émerger sur le côté gauche de l'éprouvette. Perturbant les champs de contraintes de l'éprouvette. Des amorçages secondaires peuvent alors apparaître et certaines fissures commencer à propager à travers la frontière matériau affecté par le meulage/matériau sain. Ce principe explique la présence de petites fissures à côté de la fissure principale (comme sur la droite de la Figure II-23) par exemple.

Ce schéma continu et la fissure principale se propage, absorbant les petites fissures qu'elle rencontre (e) et (f) jusqu'à obtenir une taille de fissure qui entraîne la fin de l'essai.

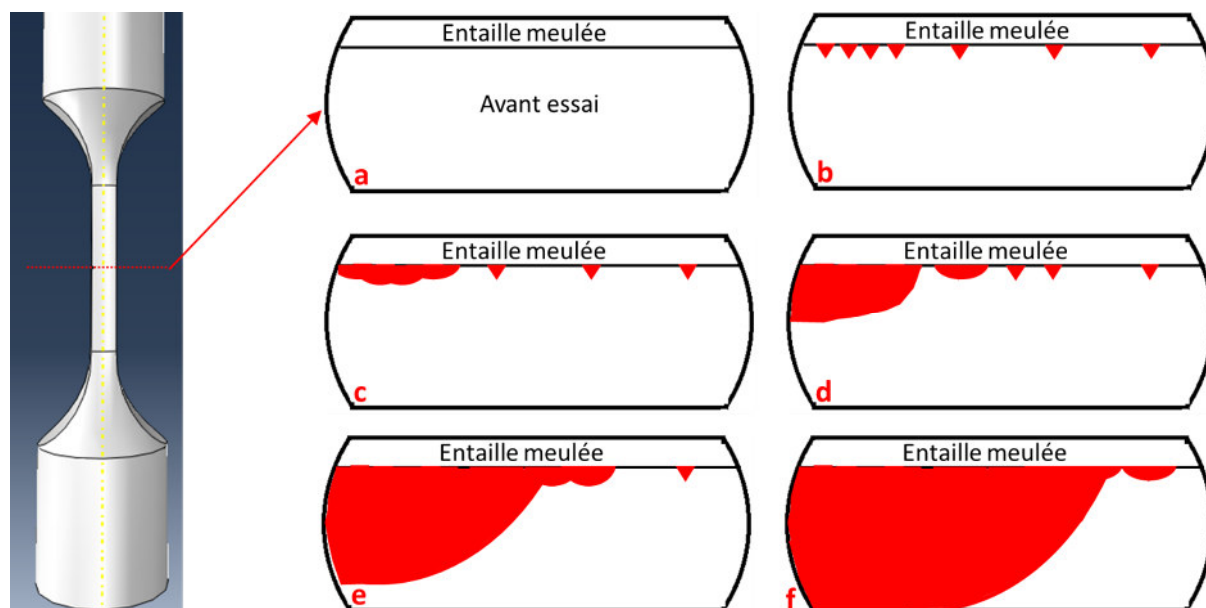


Figure III-59 : Schématisation des mécanismes pour les éprouvettes entaillées à propagation non linéaire

## 5.2. Comparaison avec les mécanismes observés sur des essais de fretting-fatigue

Les mécanismes de fissuration observés en fretting-fatigue ont été présentés dans la partie 4.3 du Chapitre I. Afin de poursuivre la comparaison entre fretting et entailles dans le projet COGNAC, il est nécessaire d'avoir une comparaison des mécanismes de fissuration. Le Tableau III-6 présente les différents éléments reflétant les mécanismes en présence pour les essais sur entailles et les essais de fretting-fatigue.

|                                                                                                    | Entaille                                                                                                                                                                             | Fretting-fatigue                                                                                                                                                        |
|----------------------------------------------------------------------------------------------------|--------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|-------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|
| Angle du plan de propagation des fissures longues (par rapport au chargement)                      | $\approx 90^\circ$                                                                                                                                                                   | $\approx 90^\circ$                                                                                                                                                      |
| Présence de facettes de pseudo clivage proche du site d'amorçage                                   | Oui                                                                                                                                                                                  | Oui                                                                                                                                                                     |
| Rivières sur le facies                                                                             | Nombreuses                                                                                                                                                                           | Nombreuses                                                                                                                                                              |
| Multi amorçage                                                                                     | Oui                                                                                                                                                                                  | Oui                                                                                                                                                                     |
| Angle des premiers stades de fissurations (par rapport au plan perpendiculaire aux sollicitations) | 1 <sup>er</sup> stade sur 5 à 20 $\mu\text{m}$ proche de $0^\circ$ (rupture de la ZAM)<br>2 <sup>nd</sup> stade dans une enveloppe de $\pm 35^\circ$ sur environ 40-60 $\mu\text{m}$ | 1 <sup>er</sup> stade très incliné ( $45^\circ$ en moyenne mais peu stable) sur 20 $\mu\text{m}$<br>2 <sup>nd</sup> stade à $20-30^\circ$ sur environ 200 $\mu\text{m}$ |
| Site d'amorçage                                                                                    | Bandeau de ZAM en fond d'entaille ( <b>surface</b> )                                                                                                                                 | Zone de glissement ( <b>surface</b> )                                                                                                                                   |
| Présence de fissures non propageantes                                                              | Probablement des petites fissures non propageantes à travers la ZAM mais pas de longue FNP continues le long de l'entaille                                                           | Oui, en grand nombre                                                                                                                                                    |

Tableau III-6 : Comparaison des mécanismes présents sur les essais sur entailles avec ceux observés en fretting-fatigue

La comparaison de ces différents éléments représentatifs des mécanismes en présence montre une forte ressemblance entre les 2 essais. Seuls 2 différences majeurs sont à déplorer :

- Les fissures non propageantes qui ne se comportent pas de la même façon
- Le premier stade de fissuration qui semble très différent

Il est important de souligner qu'il s'agit d'une comparaison avec les mécanismes observés dans la bibliographie. Le matériau et la préparation de surface sont donc différents. Dans l'étude de [bellecave2015] sur le même matériau et avec une préparation de surface similaire, le premier stade de propagation n'a pas été observé mais le second montrait une propagation à environ  $20^\circ$  sur  $200\text{ }\mu\text{m}$  ce qui est représentatif de ce que la bibliographie prévoit. Il serait néanmoins intéressant de vérifier si la première phase de fissuration est modifiée par l'état de surface dans le cas du fretting. Il paraît néanmoins logique que ce premier stade soit différent entre fretting et entailles. La mécanique du contact provoquant des phénomènes non reproductibles sur une entaille au voisinage immédiat de la surface.

## 6. Conclusions

Ce chapitre a présenté les essais de fatigue réalisés. Les machines d'essai utilisées ainsi que la méthodologie d'essai ont été détaillées dans la partie 2.

Les résultats des éprouvettes de références (éprouvettes lisses avec un état de surface meulé) ont ensuite été présentés. Une attention toute particulière a été portée sur ces essais afin de ne garder que les résultats d'essais ayant amorcé sur un état meulé. L'objectif de cette sélection est d'obtenir des limites de fatigue représentatives de l'état meulée afin d'avoir des données de références sur éprouvettes sans concentrations de contraintes mais avec le même état de surface que les éprouvettes entaillées. Cette sélection nous a amené à travailler sur la méthodologie de rectification des surfaces afin d'amorcer le minimum de fissures en dehors des zones meulées sans pour autant modifier les paramètres d'usinage pouvant modifier l'état de surface (profondeur de passe, vitesse d'avance, ...). L'étude des zones d'amorçage a montré la présence de larges bandes affectées par le meulage. Ces zones affectées par le meulage peuvent parfois se séparer en 2 parties distinctes qui rappellent les 2 zones de modification de la microstructure par le meulage présentées dans la partie 2.3.3 du Chapitre II. Ces bandes sont discontinus et d'épaisseurs inégales comme les modifications de microstructure présentées. Les limites de fatigue à  $5.10^6$  cycles de ces éprouvettes ont été obtenues. Ce qui permettra de calculer les paramètres du critère de Crossland dans le prochain chapitre.

Les résultats sur éprouvettes entaillées ont ensuite été présentés. L'étude des facies de rupture a montré que la propagation est toujours macroscopiquement perpendiculairement au chargement, même si l'éprouvette comporte 2 entailles inclinées très proche l'une de l'autre. Les faciès montrent aussi qu'il y a du multi-amorçage sur ces éprouvettes. Ces amorçages ont lieu sur des bandes de matière affectés par le meulage. Ceux-ci sont moins épais que ceux observés sur les éprouvettes de référence (fait observé dans la partie étudiant la microstructure). De nombreuses facettes de pseudo-clivage et rivières sont observées aux environs des zones d'amorçage. Les angles des plans de propagation proche de certains amorçages ont été étudiés. Il a été montré que la fissure pouvait prendre des angles dans une enveloppe de  $\pm 35^\circ$  sur environ  $50\text{ }\mu\text{m}$  (probablement une propagation en mode mixte) avant de bifurquer sur un plan perpendiculaire au chargement (mode I). Le comportement des bandes de ZAM est aussi un élément marquant. En effet, la rupture de ces bandes produit une structure en « plateaux ». On peut imaginer que ces zones que la bibliographie (cf partie 2.3.3 du Chapitre I) a décrites comme fragiles, rompent assez tôt durant l'essai et se

rejoignent ensuite. Les limites de fatigue à  $5 \cdot 10^6$  cycles ont été calculées pour les éprouvettes avec une entaille droite et les courbes SN ont été tracées. L'hypothèse des champs de contraintes macroscopiquement dans le domaine élastique à la limite de fatigue a été vérifiée à partir de  $R_{p0,2}$ . Les limites de fatigue à  $10^6$  cycles des éprouvettes inclinées ont été calculées afin de faire une comparaison avec les résultats d'essai en fretting-fatigue. **Pour des durées de vie comparables et pour des répartitions similaires sur les contraintes de Crossland, les essais sur éprouvettes entaillées ont une limite de fatigue environ 20% supérieur.**

La bibliographie ayant fait état de fissures non propageantes pour des entailles sévères. Des fissures non propageantes ont été recherchées sur les entailles avec  $\rho=50\mu\text{m}$ . Les éprouvettes ont été chargées sous leur limite de fatigue à  $5 \cdot 10^6$  cycles puis les fissures ont été recherchées. Cette recherche s'est appuyée sur 2 méthodes de la bibliographie :

- Le marquage à l'encre
- L'observation de coupes polies

Et d'une méthode développée pendant cette étude :

- Le marquage du facies grâce à un marqueur chimique

Cette dernière méthode, bien qu'ayant produit des résultats préliminaires encourageants n'a pas pu être utilisée dans cette étude pour un problème de séchage.

Le marquage à l'encre a produit des résultats et des marquages ont été observés en fond d'entaille. Ces marquages étaient peu profonds ( $50\mu\text{m}$  maximum) et recouvraient seulement 5% de la longueur du fond d'entaille.

L'observation de coupes polies a été utilisée afin de confirmer les résultats du marquage à l'encre sur une éprouvette. 24 coupes polies ont été réalisées et aucune fissure n'a été observée. Au vu des résultats du marquage à l'encre, nous n'avons pas pu être catégorique sur la présence ou l'absence de fissures non propageantes. Il n'y a pas une grande fissure non propageante prenant tout le fond d'entaille mais il est possible que des petites fissures non propageantes extrêmement localisées soient présentes comme l'a montré le marquage à l'encre. Il est supposé que les éprouvettes se trouvent dans ce dernier cas de figure.

Enfin, il a été montré que les mécanismes d'endommagement sur les éprouvettes de référence et sur les éprouvettes entaillées sont très proches. La seule différence majeure est la présence d'amorçages multiples dans le cas des éprouvettes entaillées. La comparaison fretting//entailles a aussi été effectuée. Vis-à-vis des mécanismes. De fortes similitudes ont été observées entre les mécanismes de propagation de ces deux types d'essai, exception faite des tout premiers stades de fissuration (FNP et fissuration sur quelques  $\mu\text{m}$ ). Cette différence est sans doute provoquée par les effets de friction qui ne peuvent pas être reproduits sur les éprouvettes entaillées et qui sont importants sur ces premiers stades.



# Chapitre IV.

## **Prédiction des limites d'endurance par des critères de fatigue en présence de forts concentrateurs de contraintes**

# 1. Introduction

Les différents éléments nécessaires à l'utilisation de critères de fatigue ont été présentés tout au long de cette étude. Ainsi :

- Le Chapitre I a présenté plusieurs critères de fatigue à même de prendre en compte les effets de micro-entailles
- Le Chapitre II a défini les états de surface meulés sont étudiés dans ce projet afin de s'assurer de la similitude des surfaces pour les différents essais (parties 2.3.3 et 4.3)
- Le Chapitre II a présenté les champs des contraintes correspondant aux différentes géométries étudiées (Partie 5.2) en faisant l'hypothèse de comportement macroscopiquement élastique
- Le Chapitre III a étudié les facies de rupture afin de mettre en avant les similitudes vis-à-vis du mécanisme à l'amorçage des différentes éprouvettes (parties 3.1.2 et 3.2.1)
- Le Chapitre III a donné les limites d'endurance pour chaque géométrie étudiée permettant ainsi de vérifier l'hypothèse d'élasticité et d'obtenir les champs des contraintes pour ce niveau de chargement (parties 3.1.3, 3.2.2 et 3.2.3).
- Le Chapitre III n'a pas réussi à déterminer avec certitudes la présence de fissures non propagantes en fond d'entaille en dessous de la limite d'endurance des éprouvettes entaillées. Il est certain qu'il n'y a pas de fissures non propageantes sur toute la longueur des entailles mais des petites fissures très localisées à travers la zone affectée par le meulage sont probables au vu des observations effectuées.

De plus, l'étude bibliographique réalisée dans le Chapitre I (partie 5) a permis de mettre en évidence plusieurs impératifs quant aux critères de fatigue pouvant être utilisés lors de cette étude. On retiendra notamment que les critères purement locaux échouent à rendre compte des résultats expérimentaux en présence de concentrateurs de contrainte très locaux (comme les micro-entailles).

Il existe cependant plusieurs approches pouvant rendre compte des essais sur entailles et sur éprouvettes de référence réalisés dans cette thèse. L'étendu actuelle des connaissances sur le phénomène de la fatigue à grand nombre de cycles en présence de fortes concentrations de contrainte ne permettant pas de faire converger la communauté scientifique sur une approche unique à appliquer, des choix devront être faits dans cette étude. Ainsi, plusieurs types d'approche capable de prendre en compte des effets de gradients ont été testés :

- La méthode des gradients
- La théorie de la distance critique
- Une approche probabiliste

Ces 3 approches se basent sur une contrainte équivalente qui sera présentée dans la partie 2. Les 3 méthodes seront ensuite présentées et utilisées (partie 3). Enfin, une comparaison des différentes prédictions des critères de fatigue pourra être faite (partie 4), le but étant de définir quelles sont les approches les plus à même de rendre compte des phénomènes présents en fond d'entailles micrométriques. L'objectif final est d'utiliser les critères identifiés sur des cas de fretting-fatigue afin

de répondre au questionnement initial : **une approche unique peut-elle prévoir les ruptures engendrées par du fretting-fatigue et de la fatigue sur entailles micrométriques ?**

## 2. Contrainte équivalente de Crossland

Les 3 approches choisies afin de définir des critères de fatigue sont toutes basées sur le même principe. Elles s'appuient sur une contrainte équivalente capable de prendre en compte (notamment) les effets de triaxialité des contraintes et les effets de contraintes moyennes. A cela, une méthodologie particulière est rajoutée afin de prendre en compte d'autres effets rencontrés en présence de fortes concentrations de contraintes (effets de gradient, effets d'échelle, ...). Pour cette étude, les méthodologies sont la méthode du gradient, la méthode du point de la théorie de la distance critique et une approche volumique probabiliste.

Les approches choisies peuvent recourir à n'importe quelle contrainte équivalente. La bibliographie en propose un panel qui peut être assez large selon les phénomènes observés. Dans cette étude, la contrainte équivalente de Crossland présentée dans la partie 5.1 du Chapitre I a été choisie. Ce choix est motivé par plusieurs éléments :

- ▶ Un seul paramètre à identifier afin de définir la contrainte équivalente ( $\alpha_{cr}$ ). Et il suffit de 2 limites d'endurance en traction à deux rapports de charge différents pour l'obtenir.
- ▶ Capacité de prendre en compte les effets de contraintes moyennes
- ▶ Capacité de prendre en compte les effets de triaxialité

Evidemment, cette contrainte équivalente ne permet pas non plus de tout prendre en compte. La bibliographie a notamment mis en avant que cette contrainte équivalente était mise en échec par les effets des sollicitations multiaxiales déphasées ou des trajets de chargements complexes. Tous les essais réalisés ayant été réalisés sur des chargement proportionnels, cette contrainte équivalente semble être un bon compromis entre simplicité et prise en compte des différents effets présents dans nos essais.

La formule ( IV.1 ) rappelle la formulation de la contrainte équivalente de Crossland.

$$\sigma_{cr} = \sqrt{J_{2,a}} + \alpha_{cr} \cdot J_{1max} \quad (\text{IV.1})$$

Le paramètre  $\alpha_{cr}$  a besoin d'être identifié. L'identification a été effectuée à partir d'essais sur éprouvettes lisses à deux rapports de charge différents. Les mêmes jeux de données que dans la partie 2.2 du Chapitre II sont utilisés. Le but des 2 jeux de données issus de la bibliographie est de pouvoir comparer les effets de contrainte moyenne de notre matériau avec des données sur d'autres études sur du TA6V. Ainsi, le Tableau IV-1 complète les paramètres mécaniques de notre matériau avec des limites de fatigue. Les données « COGNAC » sont issues des limites de fatigues présentées dans la 3.1.3 du Chapitre III. Contrairement aux autres données, les surfaces des éprouvettes ont été meulées pour ces essais afin d'être représentatif des entailles meulées.

## Chapitre IV Prédiction des limites d'endurance par des critères de fatigue en présence de forts concentrateurs de contraintes

|                                                                                     | Matériau sain                                            | COGNAC                             | Bibliographie                |
|-------------------------------------------------------------------------------------|----------------------------------------------------------|------------------------------------|------------------------------|
| Limite de fatigue en traction ( $R = -1$ )<br>( $\sigma_{p-1}^{ta}$ ) ( $N_0$ ) MPa | 415 ( $5 \times 10^6$ )                                  | 274 ( $5 \times 10^6$ )            | 460 ( $5 \cdot 10^6$ )       |
| Limite de fatigue en traction<br>( $\sigma_{D0.1}^{ta}$ ) ( $N_0$ ) MPa             | 297 ( $5 \times 10^5$ ) 260<br>( $5 \times 10^6$ ) $R=0$ | 156 ( $5 \times 10^6$ )<br>$R=0,1$ | 260 ( $5 \cdot 10^6$ ) $R=0$ |

**Tableau IV-1 : Limites de fatigue HCF sur le TA6V provenant des différents jeux de données**

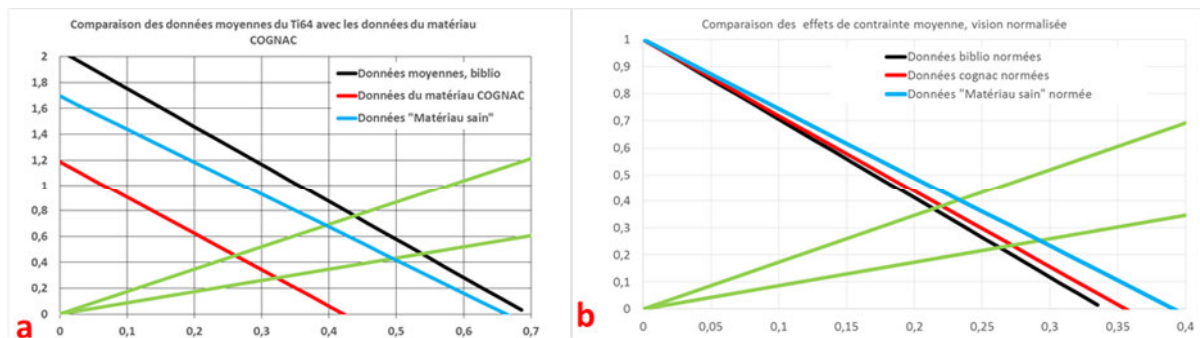
En premier lieu, on peut se rendre compte que les limites de fatigue utilisées dans l'étude (« COGNAC ») sont inférieures à ce qui peut être vu dans les autres études, y compris dans les données « matériau sain ». Cette différence ne peut s'expliquer qu'avec la préparation de surface utilisée. Le meulage est donc très sévère pour le matériau étudié et induit une forte diminution des propriétés en fatigue.

Nous allons maintenant analyser comment notre matériau réagit à la contrainte moyenne grâce au calcul du critère de Crossland pour les différents jeux de données. Les formules (1.7) et (1.8) permettent d'identifier les paramètres du critère de Crossland à partir de deux essais de fatigue avec des rapports de charge différents. Les valeurs obtenues sont consignées dans le Tableau III-2.

|               | $\alpha_{cr}$ | $\beta_{cr}$ (MPa) | Calcul basé sur            | Nombre de cycles | Etat de surface     |
|---------------|---------------|--------------------|----------------------------|------------------|---------------------|
| Matériau sain | 2,56          | 593                | Traction $R=-1$ et $R=0,1$ | $5 \cdot 10^6$   |                     |
| COGNAC        | 2,81          | 415                | Traction $R=-1$ et $R=0,1$ | $5 \cdot 10^6$   | Rectifié transverse |
| Biblio        | 2,94          | 717                | Traction $R=-1$ et $R=0,1$ | $5 \cdot 10^6$   |                     |

**Tableau IV-2 : Paramètres de Crossland en fonction des données matériau utilisées**

Même si le matériau de l'étude a une résistance beaucoup plus faible à la fatigue ( $\beta_{cr}$  plus faible), l'influence de la contrainte moyenne semble du même ordre de grandeur. En effet  $\alpha_{cr}$  reste dans l'intervalle des valeurs observées sur les titanes. Ce fait est illustré sur la Figure IV-1 par une comparaison des données brutes et normées entre le matériau de l'étude, le matériau sain (surface non meulée) et la moyenne de la bibliographie.



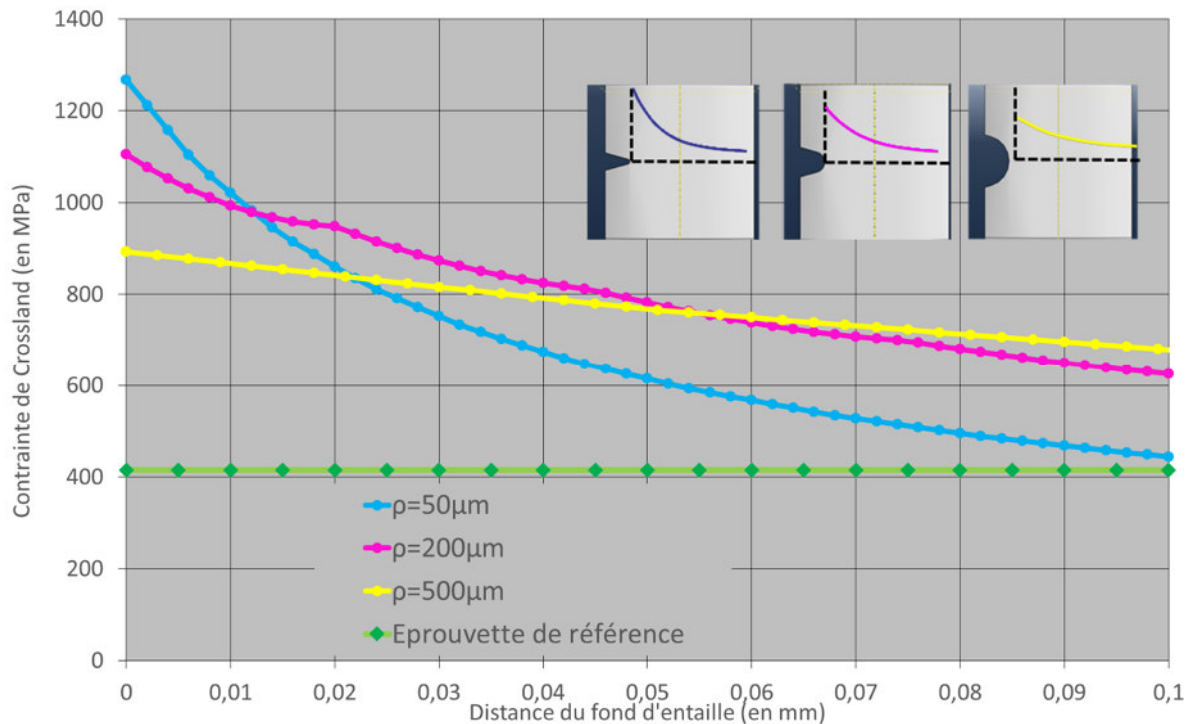
**Figure IV-1 : Représentation des 3 jeux de données dans le diagramme de Crossland brut (a) ou normé par  $\beta_{cr}$  (b)**

Les données brutes (a) illustrent bien le fait que la réponse en fatigue de notre matériau est bien en dessous de ce qui est relaté dans la bibliographie. En effet, la figure (a) présentant le formalisme de Crossland pour les trois matériaux montre bien une forte différence entre celui de l'étude et les deux autres. Le matériau utilisé dans notre étude est moins résistant à la fatigue (-45% en contrainte). Par contre, sur la figure (b) représentant les courbes normées par  $\beta_{cr}$ , les 3 courbes sont très proches. Cela met en avant que notre matériau réagit de la même façon aux contraintes moyennes même si sa

## Chapitre IV Prédiction des limites d'endurance par des critères de fatigue en présence de forts concentrateurs de contraintes

résistance à la fatigue est fortement diminuée par l'état de surface meulé. Le jeu de donnée COGNAC sera celui utilisé pour toute la suite de l'étude.

L'obtention des paramètres de Crossland à partir des éprouvettes de référence permet de représenter l'évolution des contraintes de Crossland en fond d'entaille. La Figure IV-2 présente ainsi les profils des éprouvettes de référence et des éprouvettes possédant une seule entaille non inclinée avec un chargement correspondant à la limite de fatigue à  $5.10^6$  cycles. La première constatation à avoir sur cette courbe est que les contraintes locales en fond d'entaille ne sont pas du tout les mêmes d'une éprouvette à l'autre. Ce fait est l'illustration que les approches purement locales ne permettent pas de prendre correctement en compte les fortes concentrations de contraintes induites par des entailles. C'est pourquoi les critères de fatigue prenant en compte des effets de gradient seront utilisés dans la suite de ce chapitre.



**Figure IV-2 : Répartition des contraintes de Crossland en fond d'entaille pour un chargement correspondant à la limite de fatigue à  $R = 0,1$**



À retenir

- ▶ La contrainte équivalente de Crossland sera utilisée dans tous les critères
- ▶ Les paramètres du critère de Crossland ont été identifiés sur les limites de fatigue des éprouvettes de référence à  $R = 0,1$  et  $R = -1$ 
  - ▶  $\alpha_{cr} = 2,81$
  - ▶  $\beta_{cr} = 415 \text{ MPa}$
- ▶ L'effet des contraintes moyennes a été étudié à partir de ce formalisme
  - ▶ Les surfaces meulées provoquent un fort abattement sur la limite de fatigue
  - ▶ Les effets de contrainte moyenne sont indépendants de l'état de surface

### 3. Critères de fatigue aptes à prendre en compte le gradient des contraintes

Les approches capables de prendre en compte des effets de gradient important utilisées durant cette thèse vont être présentées et utilisées ici ; en commençant par l'approche basée sur la méthode du gradient, puis sur la théorie de la distance critique et enfin sur celle basée sur les critères probabilistes.

#### 3.1. Critère basé sur la méthode du gradient

##### 3.1.1. Définition du critère

Différentes approches basées sur la méthode du gradient ont été présentées dans la partie 5.2.1 du Chapitre I.

L'approche de la méthode du gradient part de l'idée que les résultats d'essais étant dépendant des gradients locaux des contraintes. Un critère possédant une dépendance explicite à ces gradients locaux pourrait réussir à rendre compte de ces phénomènes. Néanmoins, plusieurs éléments peuvent être modifiés dans ces approches :

- ▶ Contrainte équivalente utilisée
- ▶ Méthode de calcul du gradient des contraintes
- ▶ Types de dépendance du critère vis-à-vis du terme de gradient

Le problème de la contrainte équivalente a déjà été résolu dans la partie 2. Il reste néanmoins beaucoup de critères qui peuvent être définis selon ce que l'on choisit pour les autres éléments. Un choix arbitraire de critère a été fait dans cette étude afin de garder une certaine simplicité. Ainsi il a été choisi que :

- ▶ Le gradient sera calculé localement au fond d'entaille en prenant la tangente à la répartition de contrainte le long de la direction de fissuration en 2D
- ▶ Le critère dépendra du terme de gradient selon une relation affine

## Chapitre IV Prédiction des limites d'endurance par des critères de fatigue en présence de forts concentrateurs de contraintes

Cela revient à utiliser les courbes de la Figure IV-2 afin d'identifier la contrainte locale en fond d'entaille et la tangente à cette même courbe en fond d'entaille. La Figure IV-3 présente les contraintes locales et les gradients des contraintes de Crossland pour chacune des géométries avec un chargement correspondant à leurs limites d'endurance. Les tangentes à l'origine ont été tracées afin de bien représenter les évolutions des contraintes observées sur les 10 premiers microns. Les valeurs de contraintes locales de Crossland en fond d'entaille et le gradient de ces contraintes sont présentés dans le Tableau IV-3.

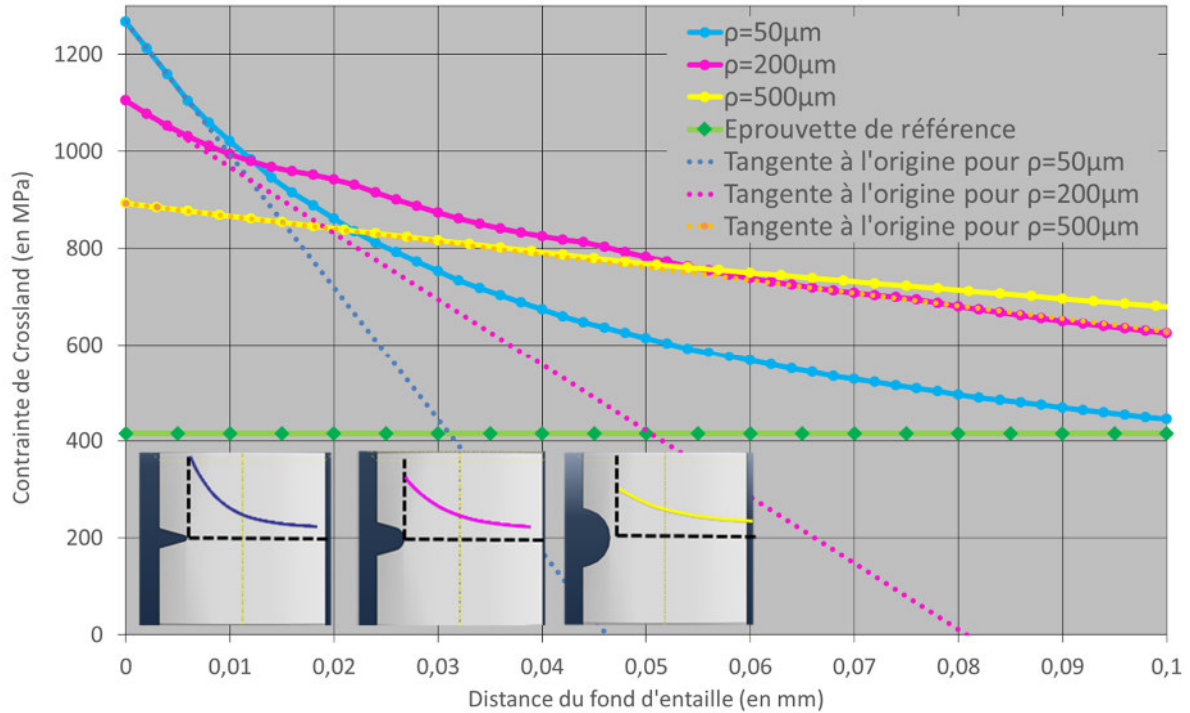


Figure IV-3 : Gradient des contraintes de Crossland à la limite de fatigue en fonction de  $\rho$

| Eprouvette        | $\rho=50 \mu\text{m}$      | $\rho=200 \mu\text{m}$     | $\rho=500 \mu\text{m}$     | De référence |
|-------------------|----------------------------|----------------------------|----------------------------|--------------|
| Contrainte locale | 1270 MPa                   | 1100 MPa                   | 890 MPa                    | 415 MPa      |
| Gradient local    | $-27,4 \text{ MPa.m}^{-1}$ | $-13,7 \text{ MPa.m}^{-1}$ | $-2,65 \text{ MPa.m}^{-1}$ | 0            |

Tableau IV-3 : Contraintes et gradients des contraintes de Crossland en fond d'entaille en fonction de  $\rho$

Une fois ces différentes valeurs obtenues, le critère est défini par l'équation ( IV.2 ) à la limite de fatigue. Cette équation rajoute à priori 2 paramètres à ceux déjà obtenus :  $a_{grad}$  et  $\beta_{grad}$ .

### 3.1.2. Identification des paramètres

Néanmoins, dans le cas d'éprouvettes sans concentration de contrainte, le gradient des contraintes ( $\nabla\sigma_{cr}$ ) est nul. Par conséquent, à la limite d'endurance, il y a une égalité évidente entre  $\beta_{cr}$  et  $\beta_{grad}$ . On a donc  $\beta_{grad} = \beta_{cr} = 415 \text{ MPa}$ .

$$\beta_{grad} = \sqrt{J_{2,a}} + \alpha_{cr} \cdot J_{1max} + a_{grad} \times \nabla\sigma_{cr} \quad (\text{IV.2})$$

Il ne reste plus alors qu'à identifier  $a_{grad}$ . Cette identification a été faite à partir de la limite d'endurance d'une des entailles. Celle avec un rayon de fond d'entaille de  $200 \mu\text{m}$  a été choisie car elle se situe au milieu de l'intervalle de rayon de fond d'entaille de l'étude. Il faut donc résoudre l'équation ( IV.3 ). C'est ce qui a été fait dans l'équation ( IV.4 ).

## Chapitre IV Prédiction des limites d'endurance par des critères de fatigue en présence de forts concentrateurs de contraintes

La valeur obtenue est  $a_{grad} = 50 \mu m$ .

$$\beta_{cr} = \sigma_{cr(\rho=200\mu m)} + a_{grad} * \nabla \sigma_{cr(\rho=200\mu m)} \quad (IV.3)$$

$$a_{grad} = \frac{\beta_{grad} - \sigma_{cr(\rho=200\mu m)}}{\nabla \sigma_{cr(\rho=200\mu m)}} = 50 \mu m \quad (IV.4)$$

### 3.1.3. Utilisation du critère

Le critère identifié ci-dessus va maintenant être utilisé afin d'évaluer sa capacité à prendre en charge des gradients très divers. Rappelons que les calculs mécaniques sont effectués avec l'hypothèse d'un comportement élastique linéaire. De fait, quel que soit le chargement, le rapport entre contrainte locale et gradient ( $R_{grad}$ ) est le même. Il est égal à :

- $R_{grad}(\rho=50 \mu m) = -46 \mu m$  dans le cas des entailles avec  $\rho=50 \mu m$
- $R_{grad}(\rho=200 \mu m) = -80 \mu m$  dans le cas des entailles avec  $\rho=200 \mu m$
- $R_{grad}(\rho=500 \mu m) = -335 \mu m$  dans le cas des entailles avec  $\rho=500 \mu m$

Le rapport entre la contrainte de Crossland locale en fond d'entaille ( $\sigma_{cr}$ ) et la contrainte appliquée ( $\sigma_{max}$ ) est aussi constant et appelé  $K_{tcr}$ . Ce rapport vaut :

- $K_{tcr}(\rho=50 \mu m) = 12,57$  dans le cas des entailles avec  $\rho=50 \mu m$
- $K_{tcr}(\rho=200 \mu m) = 6,96$  dans le cas des entailles avec  $\rho=200 \mu m$
- $K_{tcr}(\rho=500 \mu m) = 4,68$  dans le cas des entailles avec  $\rho=500 \mu m$

Pour un chargement correspondant à la limite de fatigue, l'équation ( IV.2 ) peut alors s'écrire à partir de ces données comme le montre l'équation ( IV.5 ).

$$\frac{\beta_{cr}}{\sigma_{cr}} = \frac{\beta_{cr}}{K_{tcr} * \sigma_{max}} = 1 + a_{grad} * \frac{\nabla \sigma_{cr}}{\sigma_{cr}} = 1 + \frac{a_{grad}}{R_{grad}} \quad (IV.5)$$

Enfin, la contrainte à laquelle le critère prévoit la rupture pour chaque éprouvette peut être exprimée par l'équation ( IV.6 ).

$$\frac{\beta_{cr}}{K_{tcr} * \left(1 + \frac{a_{grad}}{R_{grad}}\right)} = \sigma_{max} \quad (IV.6)$$

Cette formule permet de calculer les limites de fatigue des éprouvettes entaillées d'après ce modèle et de les comparer aux limites de fatigue expérimentales. C'est ce qui est fait dans le Tableau IV-4.

| Limite de fatigue | Prévue par le critère (En MPa) | Expérimentale (En MPa) |
|-------------------|--------------------------------|------------------------|
| $\rho=50 \mu m$   | -419                           | 101                    |
| $\rho=200 \mu m$  | 158                            | 158                    |
| $\rho=500 \mu m$  | 104                            | 190                    |

**Tableau IV-4 : Comparaison entre les limites de fatigue expérimentales et celles prévues par le critère identifié à partir des essais sur éprouvettes de référence et une entaille**

Le critère prédit parfaitement la limite de fatigue dans le cas où  $\rho=200 \mu m$  car il s'agit de l'entaille ayant servi à identifier le  $a_{grad}$ . Sur les 2 autres types d'entaille, la prédiction est loin de la réalité. L'erreur est quasiment de 50% pour le cas où  $\rho=500 \mu m$ . Pour le cas avec  $\rho=50 \mu m$ , la prédiction est

## Chapitre IV Prédiction des limites d'endurance par des critères de fatigue en présence de forts concentrateurs de contraintes

encore pire et prévoit une limite négative. Cette incohérence provient du signe négatif de  $1 + \frac{a_{grad}}{R_{grad}}$ .

Physiquement, cela veut dire que peu importe le chargement de traction imposé à cette éprouvette, la quantité  $\sigma_{cr} + a_{grad} \times \nabla \sigma_{cr}$  en fond d'entaille sera toujours négative et le critère ne prédira jamais de rupture. Bien sûr, l'hypothèse de rester dans le domaine élastique n'est pas justifié quel que soit les contraintes appliquées et donc ces formules restent valables uniquement dans ce domaine élastique. Dans le domaine plastique, les contraintes locales, les gradients des contraintes mais aussi le rapport de charge local seraient modifiés. Mais les ruptures ont été obtenues dans le domaine élastique, et ces formules devraient donc s'appliquer.

Ces prédictions peuvent aussi être comprises d'une autre façon en s'intéressant à la Figure IV-3. En effet, si le critère décrivait parfaitement la réalité, les trois tangentes devraient se croiser en un point de coordonnée  $(a_{grad}, \beta_{cr})$ . Or on peut voir sur la Figure I-5 que les tangentes ne se rejoignent pas du tout à proximité de la distance  $a_{grad}$  (50  $\mu\text{m}$ ) identifiée à partir d'un essai sur entaille et des essais sur éprouvettes lisses. Par contre, nous pouvons mettre en avant que les tangentes des 3 courbes se rejoignent assez bien pour une distance  $a_{grad2}$  d'environ 15  $\mu\text{m}$ . À cette distance les contraintes sur ces droites ne varient que de 45 MPa pour les 3 entailles, ce qui représente environ 5% de la valeur des contraintes.

Ainsi, cette analyse graphique peut amener à une seconde identification en ne prenant en compte que les résultats sur les éprouvettes entaillées. On identifie ainsi :

►  $a_{grad2} = 15\mu\text{m}$

►  $\beta_{grad2} = 877 \text{ MPa}$

L'identification de  $a_{grad2}$  été effectuée afin de minimiser les différences entre les prédictions du critère pour les éprouvettes entaillées et les résultats expérimentaux. Cette comparaison est effectuée dans le Tableau IV-6. Les prédictions sont donc ici beaucoup plus précises qu'avec le critère identifié à partir des essais sur éprouvettes de référence. Néanmoins, il faut souligner qu'en identifiant le critère uniquement sur les entailles, les essais de références deviennent très mal décrits (avec plus de 100% d'erreur commise sur la limite de fatigue prévue par le critère).

## Chapitre IV Prédiction des limites d'endurance par des critères de fatigue en présence de forts concentrateurs de contraintes

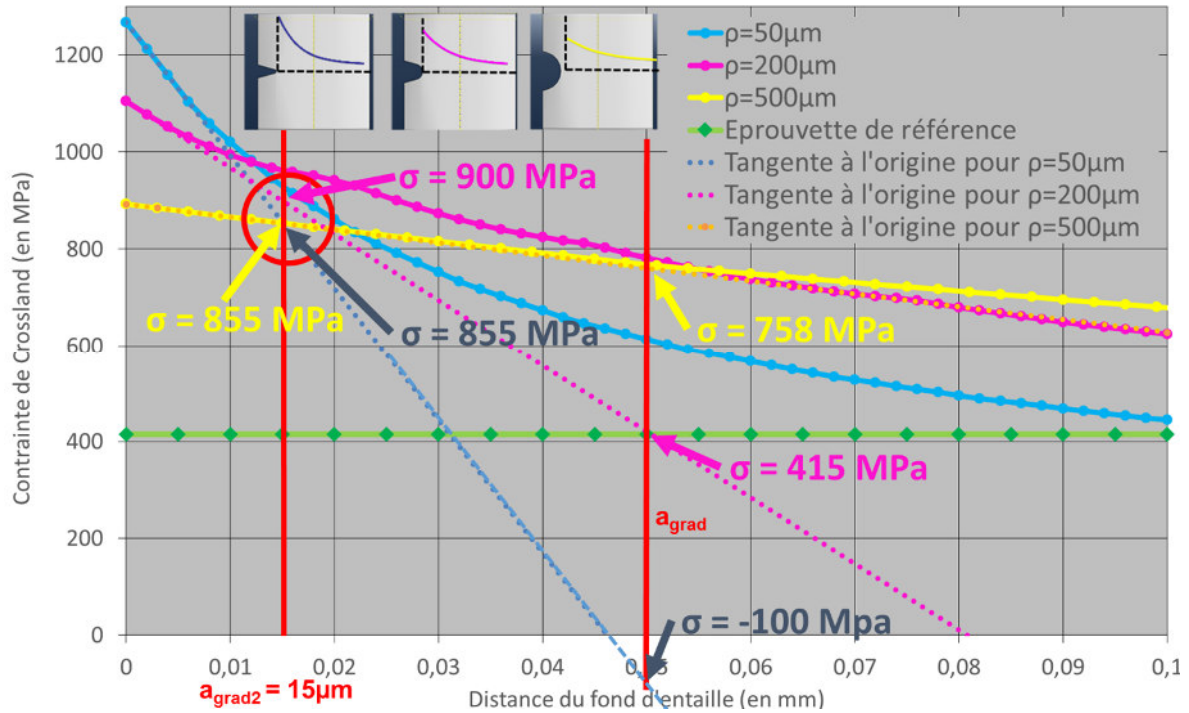


Tableau IV-5 : 2<sup>nd</sup> type d'identification : identification graphique à partir des essais sur entailles

| Limite de fatigue        | Prévue par le critère (En MPa) | Expérimentale (En MPa) |
|--------------------------|--------------------------------|------------------------|
| $\rho = 50 \mu\text{m}$  | 104                            | 101                    |
| $\rho = 200 \mu\text{m}$ | 154                            | 158                    |
| $\rho = 500 \mu\text{m}$ | 195                            | 190                    |
| Référence                | 877                            | 415                    |

Tableau IV-6 : Comparaison entre les limites de fatigue expérimentales et prévues par le critère identifié à partir des essais sur entailles

Tel qu'il a été testé, le critère basé sur l'approche du gradient n'a pas permis d'obtenir de résultats satisfaisants. L'identification à partir d'une éprouvette de référence et d'une éprouvette entaillée amène à des prévisions complètement incohérentes (limite de fatigue négative dans le cas où  $\rho = 50 \mu\text{m}$ ). Si l'identification est menée uniquement sur les éprouvettes entaillées, le critère est beaucoup plus précis et ne se trompe que de quelques pourcents sur les prédictions des limites de fatigue des éprouvettes entaillées. Par contre, les prévisions des essais de référence deviennent alors complètement erronées en prévoyant plus du double de la limite de fatigue expérimentale.

L'approche par la méthode du gradient permet donc de bien prévoir les évolutions des limites de fatigue dans un domaine d'entaille donnée mais ne permet pas de faire le lien entre deux domaines aussi éloignés que les éprouvettes lisses et les éprouvettes possédant une entaille micrométrique. Cet échec peut en partie être expliqué par un effet d'échelle entre les différentes éprouvettes. En effet, les volumes fortement sollicités diffèrent de façon importante entre une éprouvette de référence où toute la partie utile est sollicitée à la même contrainte et les éprouvettes entaillées où la contrainte est extrêmement localisée en fond d'entaille. Rappelons en effet que les effets d'échelle ne sont pas pris en compte dans ce type de modèle.

Il faut aussi souligner qu'il ne s'agit que d'une formulation de la méthode du gradient. Ainsi, l'influence linéaire du gradient et la méthode de calcul extrêmement locale du gradient sont potentiellement des mauvais choix qui ont conduit à l'impossibilité de faire le lien entre éprouvettes de référence et



entaillées. Une influence non linéaire du gradient des contraintes ou une autre définition du gradient auraient pu mener à des résultats différents mais n'ont pas été étudiés ici.

**À retenir**

- ▶ Un critère basé sur la méthode des gradients a été utilisé
  - ▶ Le **gradient** est calculé **localement** en fond d'entaille en prenant la tangente à la répartition de la contrainte de Crossland en fond d'entaille (pour chaque p)
  - ▶ Le critère dépend du gradient selon une loi **affine**
- ▶ L'identification des paramètres a été faite à partir d'une entaille et des essais de référence :
  - ▶  $\beta_{grad} = \beta_{cr} = 415 MPa$
  - ▶  $a_{grad} = 50 \mu m$
  - ▶ Les prédictions sont très loin des résultats expérimentaux
- ▶ Une 2<sup>nd</sup> identification a été faite à partir des résultats sur éprouvettes entaillées :
  - ▶  $\beta_{grad2} = 877 MPa$
  - ▶  $a_{grad2} = 15 \mu m$
  - ▶ Bonnes prédictions sur les entailles mais mauvaises sur les essais de référence
- ▶ Le critère a du mal à faire le lien entre des entailles très sévères et des éprouvettes de référence sans concentration de contrainte. **L'effet d'échelle peut être mis en cause**

## **3.2. Critère basé sur la théorie de la distance critique**

### **3.2.1. Définition du critère**

La théorie de la distance critique a été abordée dans la partie 5.2.2 du Chapitre I. Différentes approches dérivant de cette théorie ont été présentées. Il a été choisi dans cette étude d'utiliser la méthode du point. Pour rappel, la méthode du point consiste à considérer que la rupture intervient si et seulement si la contrainte équivalente choisie dépasse une valeur seuil ( $\beta_{dc}$ ) sur une profondeur au moins égale à la distance critique ( $d_c$ ). La Figure IV-4 présente une illustration de ce que devrait être la répartition des contraintes dans les différentes éprouvettes entaillées pour un chargement correspondant à leurs limites de fatigue afin de respecter ce critère. Ce graphique a été normé par  $d_c$  pour les abscisses et  $\beta_{dc}$  pour les ordonnées. Cette figure illustre donc que si ce critère était vérifié, à leur limite de fatigue, la valeur de la contrainte de Crossland des éprouvettes entaillées à la profondeur  $d_c$  devrait être  $\beta_{dc}$ .

Attention : Il a été choisi ici de définir une distance critique à partir de la méthode du point ( $d_c$ ). Par rapport à la bibliographie sur la théorie de la distance critique, il y a un rapport 2 entre la présente définition ( $d_c$ ) et celle issue de la bibliographie ( $L$ ). Ainsi :  $d_c = L/2$ .

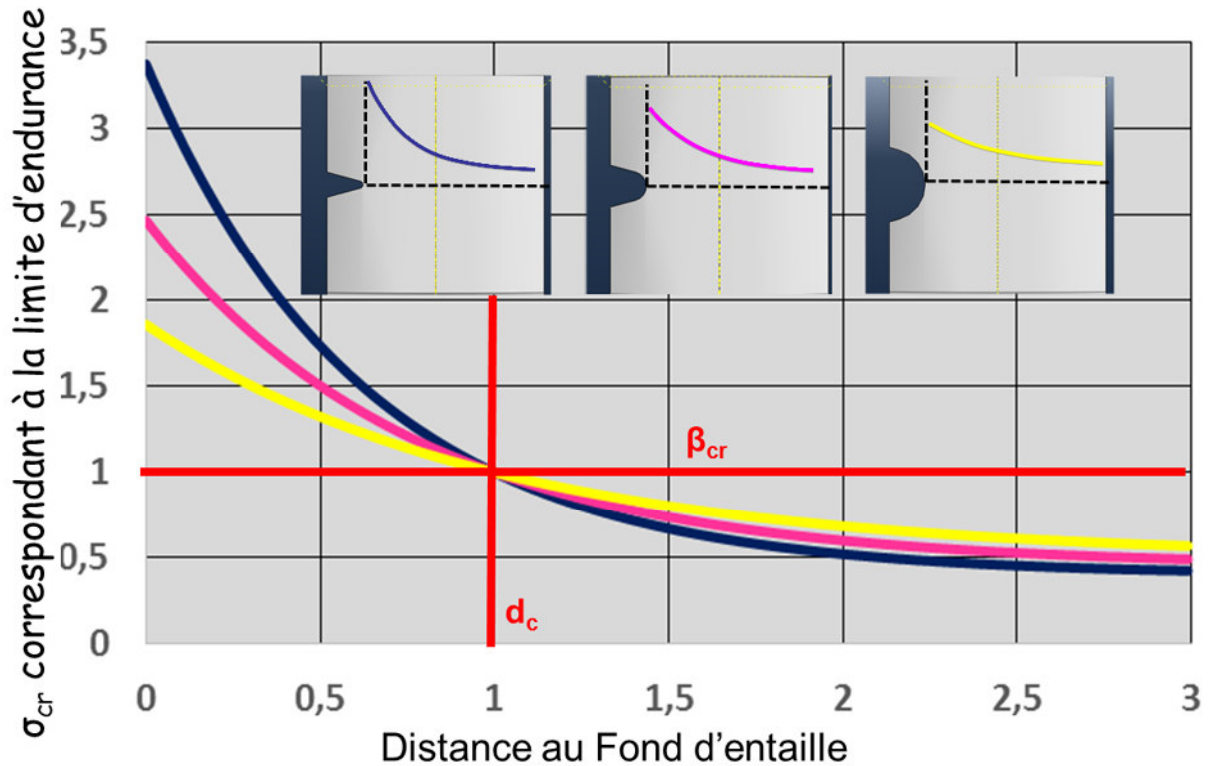


Figure IV-4 : THEORIE : Illustration de la méthode du point de la théorie de la distance critique dans le cas parfait

Il reste donc à identifier ces 2 paramètres  $d_c$  et  $\beta_{dc}$ . Plusieurs approches peuvent être envisagées. En effet la bibliographie utilise plusieurs méthodes afin d'obtenir  $d_c$ . Certaines sont des identifications à partir d'essais afin de reproduire les résultats expérimentaux mais d'autres sont reliées à des longueurs physiques (la taille de grain par exemple) ou à des valeurs mécaniques (cf équation ( IV.7 ))

### 3.2.2. Identification des paramètres

Dans cette étude il a été choisi d'identifier la distance critique à partir des résultats d'essai sur éprouvettes entaillées. L'identification est effectuée afin de minimiser l'écart entre les contraintes de Crossland des éprouvettes entaillées à une distance  $d_c$  de l'entaille. Les éprouvettes de référence n'ont pas été utilisées dans l'identification car elles auraient mené aux mêmes problèmes que pour le critère basé sur la méthode du gradient. La Figure IV-5 illustre cette identification. On obtient alors :

►  $d_c = 22 \mu m$

Si l'on compare avec les valeurs de la bibliographie, il faut donc utiliser  $L=44 \mu m$ . De plus, une formule basée sur les données mécaniques du matériau existe. Il s'agit de la formule ( IV.7 ) cf [Taylor2008]. Les valeurs  $\Delta K_{th}$  et  $\sigma_0$  sont respectivement un seuil de propagation et une limite de fatigue. Afin de garder une certaine cohérence entre les valeurs, il a été choisi d'utiliser les valeurs correspondant à  $R=0,1$  du Tableau II-1 et du Tableau IV-1.

$$L = \frac{1}{\pi} \left( \frac{\Delta K_{th}}{\sigma_0} \right)^2 = 78 \mu m \rightarrow d_c = 39 \mu m \quad (IV.7)$$

Tout d'abord, la valeur de la distance critique est dans l'intervalle de ce que la bibliographie relate. Ensuite, on peut remarquer que pour un même matériau, les distances critiques peuvent fortement

## Chapitre IV Prédiction des limites d'endurance par des critères de fatigue en présence de forts concentrateurs de contraintes

varier. Ceci est le reflet de la multitude de méthodes d'identification de la distance critique et du fait que de nombreux paramètres peuvent influencer la distance critique.

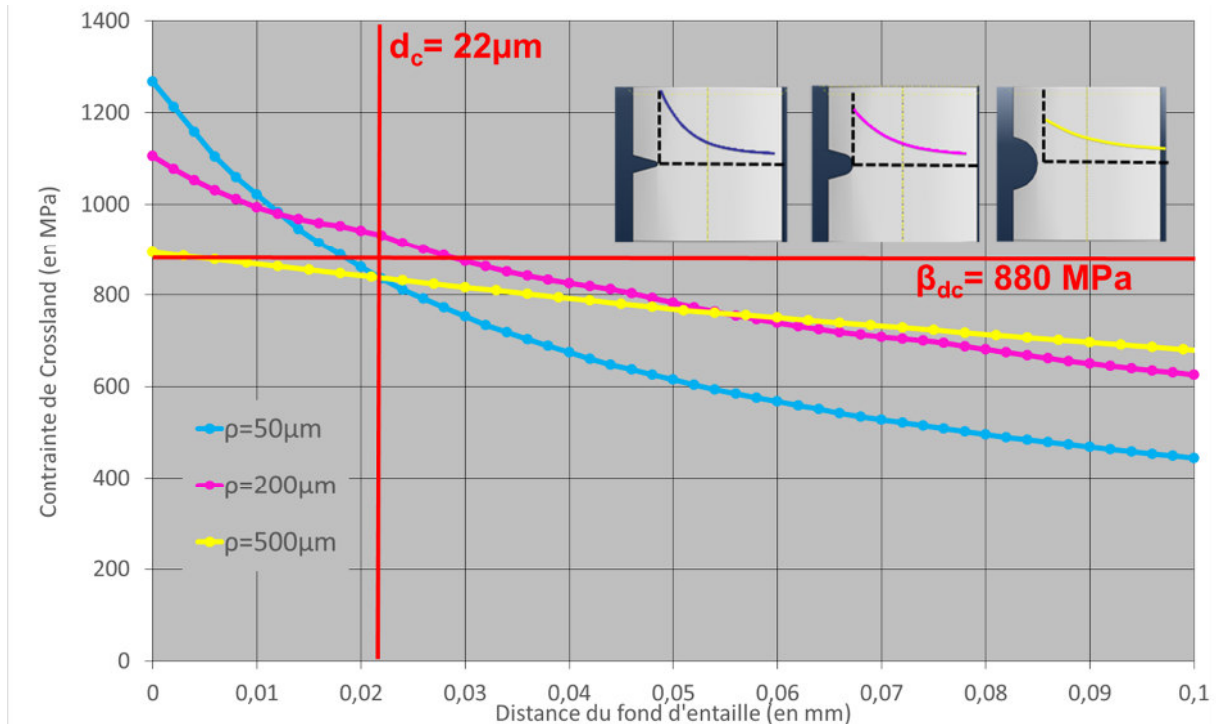


Figure IV-5 : Identification graphique de la distance critique à partir des résultats sur entailles

Le second paramètre de ce critère ( $\beta_{dc}$ ) est identifié afin de minimiser les écarts de contraintes entre les courbes et  $\beta_{dc}$  à la distance critique ( $d_c$ ). Il a été identifié sur la Figure IV-5 à 880 MPa. Les contraintes des différents modèles à la distance critique ( $d_c$ ) seront présentées dans la Figure IV-6.

### 3.2.3. Utilisation du critère

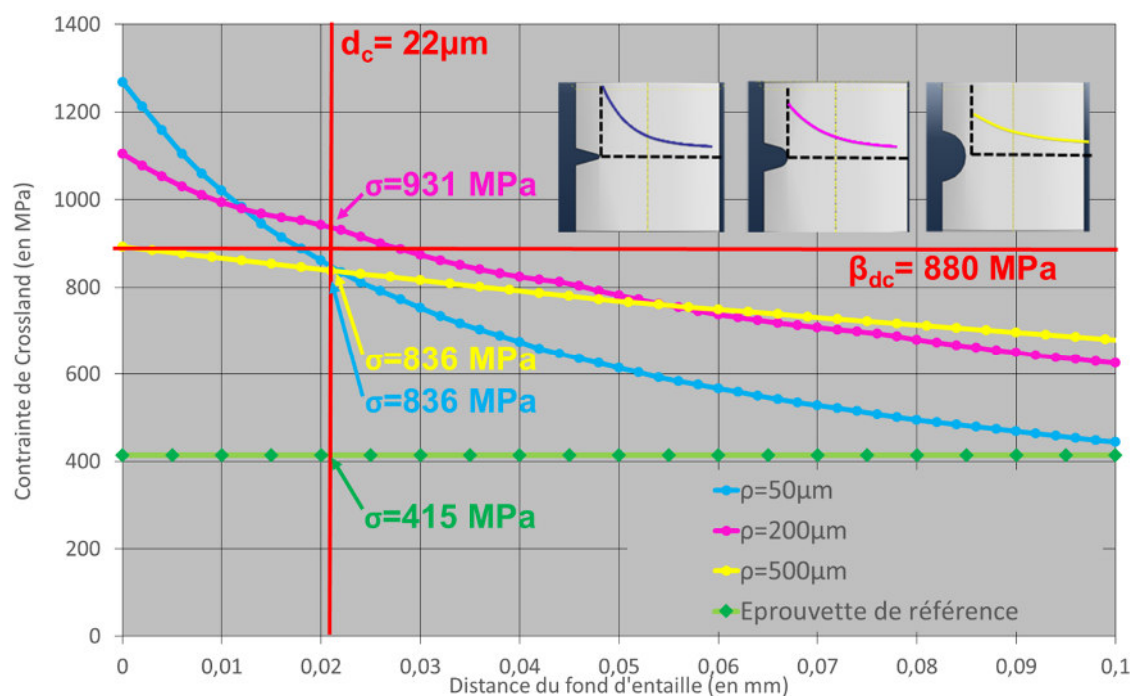


Figure IV-6 : Résultat du critère basé sur la méthode du point de la distance critique

## Chapitre IV Prédiction des limites d'endurance par des critères de fatigue en présence de forts concentrateurs de contraintes

La Figure IV-6 présente les différentes valeurs des contraintes de Crossland des éprouvettes à leur limite de fatigue à une distance de 22  $\mu\text{m}$  du lieu d'amorçage. Elles sont proches de  $\beta_{dc}$  pour les éprouvettes entaillées. Le domaine de variation des contraintes reste dans les  $\pm 50$  MPa à la distance critique. Ce qui représente environ 5,5% de variation. C'est assez peu pour des entailles dont les rayons varient d'un facteur 10. Par contre, l'identification effectuée sur les entailles ne permet pas de retrouver les résultats expérimentaux sur les éprouvettes de référence. En effet, les contraintes de Crossland sont de 415 MPa pour ces essais. Ce qui est très éloigné des 880 MPa prédit par le critère.

La prévision de la limite de fatigue de chaque géométrie d'éprouvette peut être comparée avec la limite de fatigue expérimentale. Ainsi, l'équation ( IV.8 ) définit le chargement uniaxial maximal sur un cycle à appliquer à une éprouvette pour que le critère prévoit sa survie. Cette équation est basée sur la limite de fatigue expérimentale, sur la contrainte de Crossland de cette éprouvette à sa limite de fatigue à une distance  $d_c$  de l'amorçage et sur le paramètre  $\beta_{cr}$ .

$$\sigma_{max} = \sigma_{D0,1}^{ta} * \frac{\sigma_{cr}(x = d_c)}{\beta_{dc}} \quad (\text{IV.8})$$

Cette équation prévoit des limites de fatigue de :

| Limite de fatigue      | Prévue par le critère (En MPa) | Expérimentale (En MPa) |
|------------------------|--------------------------------|------------------------|
| $\rho=50 \mu\text{m}$  | 106                            | 101                    |
| $\rho=200 \mu\text{m}$ | 149                            | 158                    |
| $\rho=500 \mu\text{m}$ | 200                            | 190                    |
| Référence              | 736                            | 415                    |

**Tableau IV-7 : Comparaison entre les limites de fatigue expérimentales et celles prévues par le critère**

Ce tableau illustre bien que le critère ainsi défini propose des prédictions de bonne qualité pour les éprouvettes entaillées (environ  $\pm 5\%$ ) mais n'est pas capable de faire le lien direct entre des éprouvettes avec des entailles très fines et des éprouvettes lisses. Comme pour le critère basé sur l'approche du gradient, l'échec de cette prédiction peut être attribué aux effets d'échelles. En effet, il est logique que les éprouvettes de référence qui possèdent un grand volume fortement sollicité aient du mal à être comparées à des entailles très fines pour lesquelles le volume sollicité est beaucoup plus faible.

### À retenir

- Le critère basé sur la théorie de la distance critique a été défini
  - Utilisation de la méthode du point
  - L'identification des paramètres a été faite afin de minimiser les erreurs de prédictions sur les éprouvettes entaillées :
    - $d_c=22 \mu\text{m}$
    - $\beta_{dc}=880 \text{ MPa}$
- Le critère donne de bonnes prédictions pour les éprouvettes entaillées mais ne permet pas de faire le lien entre entailles et éprouvettes lisses. **L'effet d'échelle peut être mis en cause**

### 3.3. Critère probabiliste

#### 3.3.1. Introduction

Globalement, les critères probabilistes comme les critères précédents, ils s'appuient sur :

- La répartition spatiale d'une contrainte équivalente
- Une fonction de distribution

La partie 5.2.3 du Chapitre I a présenté plusieurs choix possibles quant à ces 2 composantes d'un critère probabiliste. Cette partie présentera les choix effectués afin de développer nos critères probabilistes.

Pour ce critère uniquement, 2 contraintes équivalentes seront utilisées. La première est la contrainte équivalente de Crossland définie dans la partie 2 et la seconde est le maximum sur un cycle de la contrainte de Mises. Le choix de cette contrainte a été motivé par Safran Aircraft Engines qui désirait tester le critère avec une contrainte équivalente ne nécessitant pas d'identification. Ceci afin de s'affranchir d'une possible erreur dans ladite identification.

Pour la fonction de distribution, elle s'identifie normalement en fonction des résultats d'essai. Mais il faut beaucoup plus de points expérimentaux que ceux effectués dans cette étude. Un choix de fonction de distribution a été fait afin de minimiser le nombre de paramètre à identifier : la fonction de répartition de Weibull à 2 paramètres a été choisie. La formule ( IV.9 ) présente la forme générale de la fonction de survie de Weibull.

$$S(x; k, \lambda) = e^{-(x/\lambda)^k} \quad (\text{IV.9})$$

Avec

- $x$  : variable représentée par la fonction de répartition
- $\lambda$  : paramètre d'échelle de la distribution
- $k$  : paramètre de forme

Cette équation définit la probabilité de survie d'un élément infinitésimal. L'hypothèse de l'indépendance des amorçages et celle du maillon le plus faible définit la rupture de la structure par la rupture d'au moins un élément de la structure. (La rupture du maillon le plus faible entraîne la ruine de la structure). La probabilité de survie de la structure est donc le produit des probabilités de survie de chaque élément infinitésimal comme le montre l'équation ( IV.10 ).

$$P_{survie}^{structure} = \prod_{Toute\ la\ structure} S(x; k, \lambda) \quad (\text{IV.10})$$

Cela peut aussi s'écrire sous la forme d'intégrale comme le montre l'équation ( IV.11 ).

$$\ln P_{survie}^{structure} = \iiint \ln S(x; k, \lambda) = \iiint -(x/\lambda)^k \quad (\text{IV.11})$$

L'utilisation de cette équation dans un critère de fatigue nous amène à redéfinir les paramètres et variables de la formule précédente avec des données mécaniques :

- $x = \sigma_{eq}$



$$\blacktriangleright \lambda = \sigma_u \cdot \sqrt[m]{(V_{ref}) / \ln 2}$$

$$\blacktriangleright k=m$$

La formule ( IV.11 ) peut alors s'exprimer comme ceci :

$$\ln P_{survie}^{structure} = \iiint -\ln 2 \cdot \left( \frac{\sigma_{eq}}{\sigma_u} \right)^m \cdot \frac{1}{V_{ref}} \quad (IV.12)$$

Le fait de passer de 2 à 3 paramètres induit que l'un des paramètres (sauf m) peut être choisi arbitrairement et les autres identifiés. Le choix de ces paramètres est motivé par leur sens mécanique. En effet, avec ces notations,  $\sigma_u$  est la contrainte à appliquer à un volume  $V_{ref}$  afin d'avoir une probabilité de rupture de ce volume de 50%. Il est visible que ces 2 paramètres fonctionnent en couple, à un  $\sigma_u$  correspond un  $V_{ref}$  et inversement. Dans la pratique,  $V_{ref}$  sera choisi arbitrairement et  $\sigma_u$  sera identifié.

Enfin, afin de calculer l'intégrale de la formule ( IV.12 ), une discrétisation du volume de nos éprouvettes est nécessaire. Ainsi, il faut définir des éléments de volume (notés  $P_i$ ) qui vont permettre de transformer cette intégrale en somme ( IV.13 ) ou en produit ( IV.14 ).

$$\ln P_{survie}^{structure} = \sum_{P_i} -\ln 2 \cdot \left( \frac{\sigma_{eq}(P_i)}{\sigma_u} \right)^m \cdot \frac{V_i}{V_{ref}} \quad (IV.13)$$

$$P_{survie}^{structure} = \prod_{P_i} P_{survie}^{élément P_i} = \prod_{P_i} e^{-\ln 2 \cdot \left( \frac{\sigma_{eq}(P_i)}{\sigma_u} \right)^m \cdot \frac{V_i}{V_{ref}}} \quad (IV.14)$$

$\sigma_{eq}(P_i)$  étant la contrainte équivalente choisie (Mises ou Crossland) dans l'élément de volume  $P_i$  et  $V_i$  le volume de ce même élément.

Ces 2 équations nécessitent que les éléments de volume considérés puissent être définis par une contrainte unique. La discrétisation devra donc être assez fine dans les zones à fort gradient afin que l'évolution des contraintes sur un élément de volume soit faible. Cette discrétisation permettra de négliger les erreurs commises. La partie suivante présente succinctement les 2 méthodologies de discrétisation utilisées.

### **3.3.2. Discrétisation des champs mécaniques**

Deux méthodologies de discrétisation différentes, basées sur les calculs de répartition des contraintes présentés dans la partie 5.2 du Chapitre II ont été utilisées dans cette étude (ces méthodes sont illustrées sur la Figure IV-7) :

**► 1<sup>ère</sup> méthode de discrétisation** : Une discrétisation s'appuyant sur les éléments du maillage des calculs éléments finis sur Abaqus

**► 2<sup>nd</sup> méthode de discrétisation** : Une discrétisation qui définit ses éléments de volume indépendamment des maillages effectués sur Abaqus. La forme des éléments de volume est choisie afin que les évolutions des contraintes sur un élément soient faibles et qu'une contrainte unique puisse être associée à chaque élément de volume.

La **1<sup>ère</sup> méthode** s'appuie donc sur les sorties du logiciel Abaqus qui est capable de donner les contraintes et le volume de chaque point d'intégration. Chaque point d'intégration du calcul Abaqus devient alors un élément de volume ( $P_i$ ) pour la discrétisation du calcul. Cette méthode permet de

## Chapitre IV Prédiction des limites d'endurance par des critères de fatigue en présence de forts concentrateurs de contraintes

prendre en compte l'intégralité de l'éprouvette dans le calcul. Par contre, la seule façon de raffiner la discrétisation avec cette méthode est de refaire un calcul avec des tailles de maille plus faible. Or les convergences ont été vérifiées afin de produire des champs de contrainte précis mais pas pour que les évolutions des contraintes sur un élément soient négligeables. Une seconde étude de convergence serait donc nécessaire avec cette méthode.

La **2<sup>nd</sup> méthode** définit la forme des éléments de volume pour la discrétisation. Elle peut donc s'appuyer sur un calcul élément fini convergé unique et récupérer les volumes et contraintes de tous les éléments de la discrétisation choisie afin de calculer l'intégrale de l'équation ( IV.14 ). Cette méthode permet donc d'étudier facilement l'influence de la finesse de discrétisation à partir d'un calcul élément fini. Les calculs sont donc plus simples et plus rapides. Cette méthode ne prend pas en compte l'intégralité des éprouvettes entaillées mais se concentre sur la zone en fond d'entaille où la probabilité de rupture n'est pas négligeable. Il a été vérifié que la zone considérée était « assez large » afin que la probabilité de rupture du reste de l'éprouvette soit négligeable.

Dans le but de diminuer les temps d'identification du critère, les calculs éléments finis 2D déformations planes ont été utilisés. En pratique, les « volumes » définis dans les équations précédentes seront donc des surfaces.

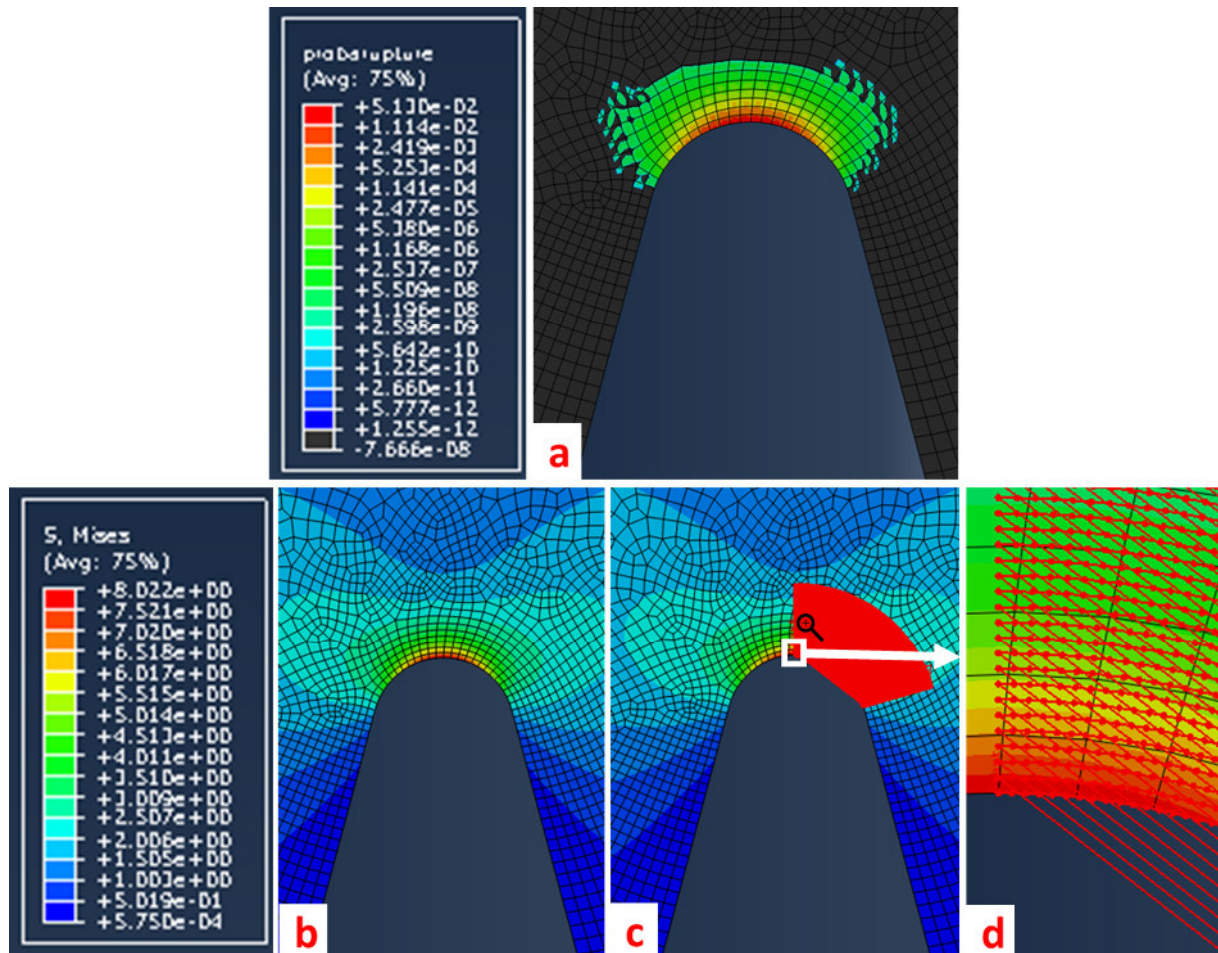


Figure IV-7 : Discretisation de l'espace pour utiliser le critère probabiliste (a) (1<sup>ère</sup> méthode) utilisation des points d'interpolation pour calculer les probabilités de rupture (b) champs des contraintes de Mises (c) Zone discrétisée pour récupérer les contraintes par la 2<sup>nd</sup> méthode et (d) Points de discrétisation de la 2<sup>nd</sup> méthode

## Chapitre IV Prédiction des limites d'endurance par des critères de fatigue en présence de forts concentrateurs de contraintes

La Figure IV-7 illustre ces 2 méthodes de discrétisation sur une entaille avec  $\rho = 50 \mu\text{m}$ . La première ligne correspond à un champ de probabilité de rupture de chaque point d'interpolation (**1<sup>ère</sup> méthode**). Ce champ ne devrait pas être continu mais une succession de valeurs ponctuelles. Malheureusement, Abaqus ne permet pas de visualiser de façon claire et explicite une répartition discrète de ce type. Les probabilités décroissent très rapidement dès que l'on s'éloigne de l'entaille. Toutes les zones en gris ayant une probabilité de rupture négligeable (de  $10^{-12}$  ou inférieur). La seconde ligne présente la **2<sup>nd</sup> méthode** avec l'obtention des contraintes de Mises (b) sur une large zone en fond d'entaille par rapport au gradient (c). Une symétrie de la géométrie a été utilisée afin de n'effectuer les calculs que sur la moitié des points (en prenant en compte la modification de volume engendrée). La figure (d) présente quelques points de discrétisation ( $P_i$ ) en fond d'entaille. Il s'agit des points rouges sur les lignes rouges. Les contraintes sont récupérées en ces points dont le volume a été défini par la géométrie de discrétisation. La formule ( IV.14 ) peut ensuite être utilisée sur chaque  $P_i$ .

Plusieurs comparaisons ont été effectuées entre ces 2 méthodes de discrétisations. Les différences sur la contrainte à laquelle le modèle prévoit 50% de rupture étant de l'ordre de 1%. Les deux méthodes de discrétisations sont considérées comme équivalentes.

### 3.3.3. Modèles réalisés

Dans cette étude, 3 types de modèles probabilistes ont été utilisés :

- Un modèle « volumique » où le critère s'applique sur tout le volume de l'éprouvette
- Un modèle « surfacique » où le critère s'applique uniquement sur la surface meulée
- Différents modèles « sub-surfaciques » où le critère s'applique sur la surface meulée en prenant en compte un certain volume de matière sous la surface

Ces 3 modèles sont illustrés sur la Figure IV-8.

#### 3.3.3.1. Modèles volumique

Le modèle volumique provient du choix d'appliquer l'équation ( IV.14 ) en prenant en compte tout le volume de l'éprouvette. Il s'agit du modèle le plus courant pouvant être défini avec une approche probabiliste. Cela sous-entend que les amorçages peuvent avoir lieux sur les surfaces de l'éprouvette mais aussi à cœur. Si l'on choisit d'analyser le cas des éprouvettes de « référence », 2 éléments méritent d'être souligner sur les prévisions du modèle :

- Même probabilité de rupture pour les points en surface et ceux en interne (points à iso volume)
- Plus d'amorçages en interne qu'en surface (car plus de volume en interne)

Ces 2 prédictions ne représentent pas ce que les facies expérimentaux ont montré. Toutes les éprouvettes sauf une ayant amorcé sur la surface meulée. Afin de résoudre ce problème de zone d'amorçage, d'autres modèles ont été proposés.

Les calculs de ces modèles ont été majoritairement effectués en utilisant la seconde méthode de discrétisation sur une large zone (par rapport au gradient des contraintes). C'est sur ce type de modèles que quelques calculs ont été effectués avec la première méthode de discrétisation afin de valider le fait de ne calculer la probabilité de survie que sur une zone en fond d'entaille. Rappelons que l'utilisation de calculs 2D fait que les « volumes » d'intégrations seront des surfaces dans les calculs

### **3.3.3.2. Modèles surfaciques**

Le premier modèle qui peut résoudre le problème des amorçages localisés uniquement sur la surface meulée est un modèle purement surfacique. Ce modèle s'appuie sur le fait que les mécanismes d'amorçage ne sont pas les mêmes suivant que l'amorçage soit en surface ou en interne. Les lois mathématiques régissant ces amorçages sont donc à priori différentes. Comme les ruptures observées ont amorcées sur la zone meulée, nous n'avons en fait pas les données nécessaires pour identifier un critère probabiliste sur des amorçages internes. Par contre un modèle probabiliste prévoyant la rupture de la zone meulée est possible. Il est à noter que certains auteurs proposent des modèles mixtes dans lesquels 2 probabilités de ruptures entrent en compétition : une probabilité d'amorçage en interne et une probabilité d'amorçage en surface. Les formules pilotant ces 2 probabilités n'étant pas les mêmes.

Ces modèles permettent bien de rendre compte des sites des amorçages observés mais ne permettent pas de prendre en compte complètement les effets de gradient. En effet, utiliser uniquement des valeurs de contrainte sur les surfaces revient à négliger l'impact du gradient dans la profondeur qui peut être important.

Il est à noter que les modèles perdent une dimension avec ce type d'approche et que les « volumes » d'intégration seront des segments pour ce modèle. La seconde méthode de discrétisation fonctionne parfaitement bien avec cette méthode car elle permet de choisir uniquement les points sur la surface meulée.

### **3.3.3.3. Modèles sub-surfacique**

Enfin, un dernier type de modèle a été utilisé durant cette étude afin de résoudre ce problème de non prise en compte des effets de gradient. L'idée est d'utiliser non plus une surface mais un petit volume sous la surface. Un nouveau paramètre rentre donc en ligne de compte : la profondeur sur laquelle le modèle est utilisé. 3 distances ont été utilisées : 10, 20 et 40  $\mu\text{m}$ . Ces distances peuvent se justifier par différentes raisons :

► 10  $\mu\text{m}$  : Profondeur de la couche affectée par le meulage

Les observations faites dans les parties 2.3.3 du Chapitre II et 3 du Chapitre III ont mis en avant des zones affectées par le meulage pouvant aller de 10 à 20  $\mu\text{m}$ . L'idée derrière ce modèle est que le matériau affecté par le meulage n'est pas le même matériau que celui au cœur de l'éprouvette. Les équations régissant leurs probabilités de rupture sont donc à priori différentes. Et comme les ruptures obtenues proviennent de la zone affectée par le meulage, le modèle est alors identifié sur la zone affectée et donc uniquement utilisable sur ce matériau (ce qui pourrait expliquer notamment la forte diminution des propriétés en fatigue en présence d'un état de surface meulé).

► 20  $\mu\text{m}$  : Profondeur de la couche affectée par le meulage et distance critique de la méthode du point :  $d_c$

Comme pour le cas précédent, la zone affectée par le meulage peut justifier cette distance : il s'agit de la limite haute de la profondeur affectée visible sur certaines éprouvettes « de référence ». De plus, il s'agit aussi de  $d_c$  : la distance critique identifiée dans la partie 3.2 avec la méthode du point.

► 40  $\mu\text{m}$  : Distance critique classique :  $L$

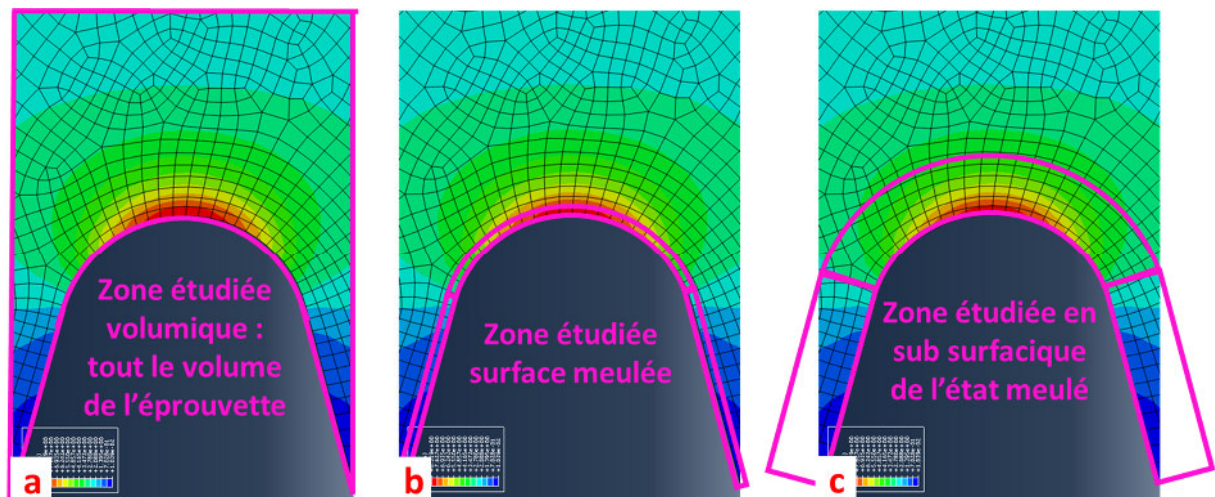
Cette distance n'est plus reliée à la zone affectée par le meulage. Elle a été choisie car elle est proche de la distance critique classique (pour rappel  $L=2d_c$ ). L'idée derrière cette approche est que la rupture

## Chapitre IV Prédiction des limites d'endurance par des critères de fatigue en présence de forts concentrateurs de contraintes

des zones affectées par le meulage peut dépendre de la contrainte qu'elles subissent mais aussi des contraintes du matériau à proximité de ces zones.

La seconde méthode de discrétisation est aussi utilisée pour ces modèles car il est facile de modifier la profondeur à prendre en compte dans les calculs et ainsi modifier la profondeur de la subsurface utilisée.

La Figure IV-8 illustre les trois types de modèle étudiés sur une entaille avec  $\rho=50\text{ }\mu\text{m}$  et le Tableau IV-8 présente une synthèse rapide des éléments présentés ci-dessus. Ce tableau illustre notamment bien que l'utilisation de modèles sub surfaciques permet à la fois de retranscrire les effets d'échelle et de gradients et prévoir les sites d'amorçage majoritairement surfaciques des éprouvettes de référence.



**Figure IV-8 : Illustration des différentes zones étudiées selon le modèle utilisé (a) modèle volumique, (b) modèle surfacique et (c) modèle subsurfacique sur une profondeur de  $10\text{ }\mu\text{m}$**

|                                                           | Modèle volumique                                                                               | Modèle surfacique                                                                                 | Modèle sub surfacique                                                                        |
|-----------------------------------------------------------|------------------------------------------------------------------------------------------------|---------------------------------------------------------------------------------------------------|----------------------------------------------------------------------------------------------|
| Effet de gradient                                         | OK                                                                                             | Non complet                                                                                       | OK                                                                                           |
| Effet d'échelle                                           | OK                                                                                             | OK                                                                                                | OK                                                                                           |
| Lieu de prédiction d'amorçage pour les éprouvettes lisses | Partout (surface et interne)                                                                   | Surface                                                                                           | Surface                                                                                      |
| Justification du modèle                                   | Modèle simple : la probabilité de rupture est pilotée par la même loi en surface ou en interne | Tous les amorçages se font à partir de la zone meulée en surface                                  | La ZAM a une certaine profondeur et ne possède pas les mêmes propriétés que le matériau sain |
| Cas simple de mise en défaut du critère                   | Quasiment aucun amorçage en interne pour les éprouvettes de référence                          | Les essais de flexion rotative devraient avoir la même limite de fatigue que les essais uniaxiaux |                                                                                              |

**Tableau IV-8 : Caractéristiques des différents modèles mis en place**

### 3.3.4. Identification des paramètres

Il reste maintenant à identifier les paramètres du critère. Ces critères sont basés sur les limites de fatigue à  $5.10^6$  cycles des éprouvettes possédant une entaille droite et celles des éprouvettes de référence.



A partir de ces données, 2 types d'identification ont été effectués. :

- Identification des paramètres  $\sigma_u$  et  $V_{ref}$  sur les essais sur éprouvettes de référence puis de m sur une éprouvette entaillée : **Méthode identifiée**
- Identification des paramètres de  $\sigma_u$  et  $V_{ref}$  et m sur les essais sur éprouvettes entaillées afin de minimiser les écarts sur les éprouvettes entaillées : **Méthode optimisée**

Ces 2 procédures et les formules utilisées sont détaillées ci-dessous.

### **3.3.4.1. Identification directe sur les éprouvettes de référence et une entaille : Méthode identifiée**

Cette première méthode d'identification cherche à identifier le maximum de paramètres sur les éprouvettes de référence. Les limites de fatigue à  $R=0,1$  et  $R=-1$  ont déjà permis d'identifier  $\alpha_{cr}$  dans la partie 2. Il a aussi été vu précédemment qu'il était possible de choisir  $V_{ref}$  puis d'identifier  $\sigma_u$ . La variation spatiale des contraintes des éprouvettes de référence étant négligeable, nous pouvons considérer que tout le volume de l'éprouvette est sollicité à la limite de fatigue ( $\sigma_{D0,1}^{ta}(5.10^6)=156$  MPa). Pour un chargement correspondant à la limite de fatigue, la formule ( IV.15 ) est obtenue avec  $\sigma_{eq}$  correspondant à la contrainte équivalente choisie à la limite de fatigue.

$$P_{survie}^{structure} = \prod_{tous\ les\ éléments} e^{-\ln 2 \cdot \left(\frac{\sigma_{eq}}{\sigma_u}\right)^m \frac{V}{V_{ref}}} = 0,5 \quad (IV.15)$$

Choisissons maintenant  $V_{ref}$  tel qu'il soit égal au volume pris en compte par le modèle. Ce volume est celui de toute l'éprouvette pour les modèles volumiques, le « volume » subsurfacique considéré pour les modèles concernés ou la surface meulée pour les modèles surfaciques. En sortant les termes de volume de l'exponentielle, nous obtenons l'équation ( IV.16 ).

$$P_{survie}^{structure} = \prod_{tous\ les\ éléments} \left( e^{-\ln 2 \cdot \left(\frac{\sigma_{eq}}{\sigma_u}\right)^m} \right)^{\frac{V}{V_{ref}}} \quad (IV.16)$$

Or, les contraintes sont les mêmes partout dans ces éprouvettes.  $\sigma_{eq}$  possède donc la même valeur dans tous les éléments du modèle. Le terme dans l'exponentiel devient donc constant et peut être mis en facteur. Ce qui mène à l'équation ( IV.17 ).

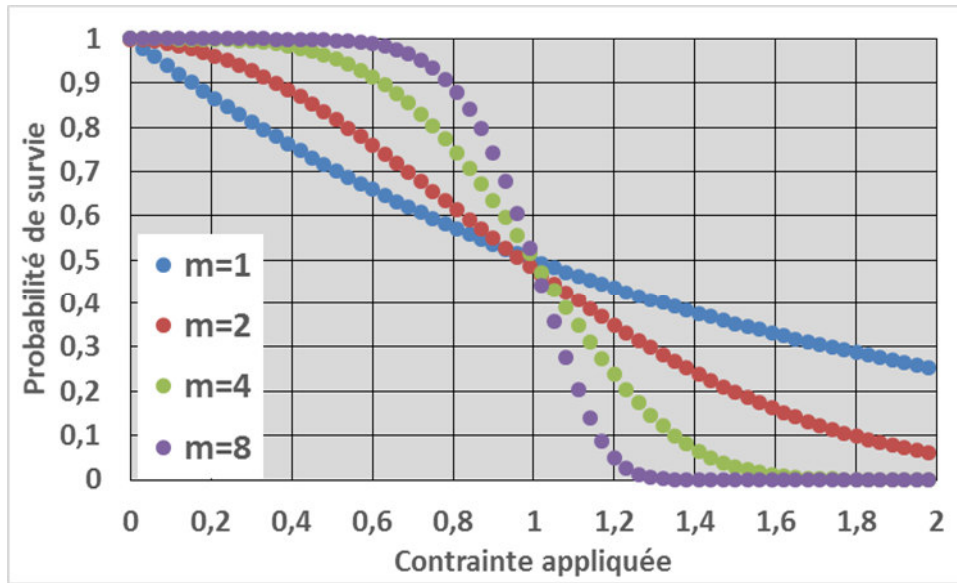
$$P_{survie}^{structure} = \left( e^{-\ln 2 \cdot \left(\frac{\sigma_{eq}}{\sigma_u}\right)^m} \right)^{\frac{\sum V}{V_{ref}}} = \left( e^{-\ln 2 \cdot \left(\frac{\sigma_{eq}}{\sigma_u}\right)^m} \right)^1 = e^{-\ln 2 \cdot \left(\frac{\sigma_{eq}}{\sigma_u}\right)^m} \quad (IV.17)$$

Il en découle que pour obtenir  $P_{survie}^{structure} = 0,5$ , il est nécessaire que  $\left(\frac{\sigma_{eq}}{\sigma_u}\right)^m$  soit égale à 1. La seule solution est que, dans le cas des éprouvettes de référence et pour ce  $V_{ref}$  choisi,  $\sigma_u$  soit égale à la contrainte équivalente à la limite de fatigue. ( $m=0$  n'est pas une solution acceptable car cela retirerait toute influence de la contrainte dans le critère).

Il reste donc à identifier m.

La méthode « classique » afin d'identifier ce paramètre est d'utiliser un grand nombre d'essais et d'identifier m à partir de la dispersion observée sur les limites de fatigue. Ainsi, la Figure IV-9 présente schématiquement avec un graphique normé l'influence de m sur la dispersion des résultats de survie

à un nombre donné de cycles. Ce graphique illustre bien que plus  $m$  est grand, moins les résultats d'essai seront dispersés.



**Figure IV-9 : Influence de  $m$  sur la probabilité de rupture en fonction de la contrainte appliquée**

Cette méthode d'identification nécessite de nombreux points expérimentaux afin d'avoir une estimation précise de la dispersion. Dans cette étude, trop peu de données expérimentales ont été produites afin d'obtenir ce paramètre de cette manière.

Il est alors proposé d'identifier  $m$  à partir d'une limite de fatigue sur une éprouvette entaillée. L'identification se fait à partir de la limite de fatigue pour les éprouvettes avec  $\rho=50 \mu\text{m}$ .  $m$  est choisi afin que la probabilité de rupture pour une contrainte correspondant à la limite de fatigue soit de 0,5 pour cette géométrie.

Les identifications effectuées par cette méthode sont reportées dans le Tableau IV-10 sous la mention « **identifié** ».

### **3.3.4.2. Identification par optimisation sur les éprouvettes entaillées : Méthode optimisée**

Sur le souhait de Safran Aircraft Engines, une seconde méthode d'identification a été utilisée. Il s'agit d'une optimisation sur les paramètres du critère afin de minimiser les écarts entre :

- Les limites de fatigue expérimentales sur les éprouvettes avec une entaille
- Les contraintes pour lesquelles le critère prévoit 50% de rupture pour ces mêmes géométries

Afin de faire cette optimisation, il est nécessaire de définir une fonction erreur qu'il faudra minimiser lors de l'optimisation. L'équation ( IV.18 ) définit la fonction erreur choisie.

$$F_{err} = \left( \frac{\sigma_{D0,1}^{ta}(N_0 = 5.10^6, \rho)}{\sigma_{numérique}(P = 0,5)} \right)^2 \quad (\text{IV.18})$$

Une fois cette fonction définie, il a été décidé de fixer arbitrairement  $V_{ref}$  à 1 (mm ou  $\text{mm}^2$ ). Ensuite l'identification du couple  $\sigma_u$  et  $m$  se fait en minimisant la fonction d'erreur.

### 3.3.4.3. Paramètres identifiés

Il y a donc 20 jeux de paramètres à identifier en prenant en compte les 5 types de modèles (volumiques, surfaciques et subsurfaciques avec 3 profondeurs différentes), les 2 contraintes équivalentes et les 2 méthodes d'identification.

Le Tableau IV-9 et le Tableau IV-10 présentent les 20 jeux de paramètres obtenus respectivement par une optimisation à partir des résultats d'essai sur les 3 entailles et d'une identification en utilisant les éprouvettes de référence et une entaille avec  $\rho=50\text{ }\mu\text{m}$ . Ces tableaux montrent une évolution progressive des jeux de paramètres en fonction du modèle utilisé. Ainsi, le paramètre  $m$  est systématiquement minimum sur les modèles surfaciques, augmente progressivement quand l'épaisseur de la subsurface augmente et est maximum lorsque tout le volume de l'éprouvette est considéré (modèle volumique). Ce paramètre varie de 5 à 17 selon le modèle et la contrainte équivalente utilisée. Il s'agit de très fortes variations. Il est envisagé d'analyser les dispersions expérimentales obtenues afin de définir un ordre de grandeur de  $m$ . Cela permettra sûrement d'éliminer un certain nombre de modèles qui prédiraient des dispersions soit beaucoup trop élevées soit beaucoup trop faibles. Cette analyse sera effectuée en même temps que celle des résultats des critères probabilistes.

| <b>Crossland optimisé</b>      | $\sigma_u$ (en MPa) | $m$   | $V_{ref}$        | <b>Mises optimisé</b>          | $\sigma_u$ (en MPa) | $m$   | $V_{ref}$        |
|--------------------------------|---------------------|-------|------------------|--------------------------------|---------------------|-------|------------------|
| Modèle surfacique              | 741                 | 6,51  | 1mm              | Modèle surfacique              | 538                 | 8,8   | 1mm              |
| Modèle volumique               | 642                 | 13,36 | 1mm <sup>2</sup> | Modèle volumique               | 375                 | 13,78 | 1mm <sup>2</sup> |
| Subsurface de 10 $\mu\text{m}$ | 455                 | 8,64  | 1mm <sup>2</sup> | Subsurface de 10 $\mu\text{m}$ | 331                 | 11,59 | 1mm <sup>2</sup> |
| Subsurface de 20 $\mu\text{m}$ | 547                 | 10,54 | 1mm <sup>2</sup> | Subsurface de 20 $\mu\text{m}$ | 362                 | 13,1  | 1mm <sup>2</sup> |
| Subsurface de 40 $\mu\text{m}$ | 610                 | 12,33 | 1mm <sup>2</sup> | Subsurface de 40 $\mu\text{m}$ | 372                 | 13,64 | 1mm <sup>2</sup> |

**Tableau IV-9 : Identification des paramètres du critère probabiliste par optimisation sur les résultats sur entailles**

| <b>Crossland identifié</b>     | $\sigma_u$ (en MPa) | $m$  | $V_{ref}$          | <b>Mises identifié</b>         | $\sigma_u$ (en MPa) | $m$   | $V_{ref}$          |
|--------------------------------|---------------------|------|--------------------|--------------------------------|---------------------|-------|--------------------|
| Modèle surfacique              | 415                 | 5,21 | 10mm               | Modèle surfacique              | 347                 | 7,35  | 10mm               |
| Modèle volumique               | 415                 | 11,1 | 30mm <sup>2</sup>  | Modèle volumique               | 347                 | 17,03 | 30mm <sup>2</sup>  |
| Subsurface de 10 $\mu\text{m}$ | 415                 | 5,64 | 0,1mm <sup>2</sup> | Subsurface de 10 $\mu\text{m}$ | 347                 | 9,24  | 0,1mm <sup>2</sup> |
| Subsurface de 20 $\mu\text{m}$ | 415                 | 6    | 0,2mm <sup>2</sup> | Subsurface de 20 $\mu\text{m}$ | 347                 | 10,22 | 0,2mm <sup>2</sup> |
| Subsurface de 40 $\mu\text{m}$ | 415                 | 6,56 | 0,4mm <sup>2</sup> | Subsurface de 40 $\mu\text{m}$ | 347                 | 11,2  | 0,4mm <sup>2</sup> |

**Tableau IV-10 : Identification des paramètres du critère probabiliste à partir des résultats des éprouvettes de référence et d'une entaille**

À retenir

- ▶ Les critères probabilistes permettent de rendre compte des effets de gradient et d'échelle
- ▶ 2 méthodes de discrétisation ont été utilisées
  - ▶ La 1<sup>ère</sup> **méthode** s'appuie sur les points d'interpolation des calculs EF
  - ▶ La 2<sup>nd</sup> **méthode** définit ses propres points de discrétisation et les volumes associés indépendamment des maillages des calculs EF
  - ▶ Les calculs sont effectués avec la 2<sup>nd</sup> méthode
- ▶ 2 contraintes équivalentes sont utilisées :
  - ▶ La contrainte de Crossland
  - ▶ Le maximum de la contrainte de Mises sur un cycle
- ▶ 3 Types de modèles probabilistes ont été définis :
  - ▶ Volumiques
  - ▶ Surfaceutiques
  - ▶ Sub surfaceutiques avec 3 profondeurs différentes (10, 20 et 40  $\mu\text{m}$ )
- ▶ 2 méthodes d'identification des paramètres ont été utilisées :
  - ▶ Identification à partir des limites de fatigue des éprouvettes de référence et des éprouvettes avec une entaille avec  $\rho=50\text{ }\mu\text{m}$
  - ▶ Optimisation des paramètres afin de reproduire les limites de fatigue des 3 types d'entailles
- ▶ 20 critères différents (2  $\sigma_{eq}$  \* 5 types de modèles \* 2 identifications)
  - ▶ 20 jeux de paramètres identifiés

### 3.3.5. Résultats des critères probabilistes

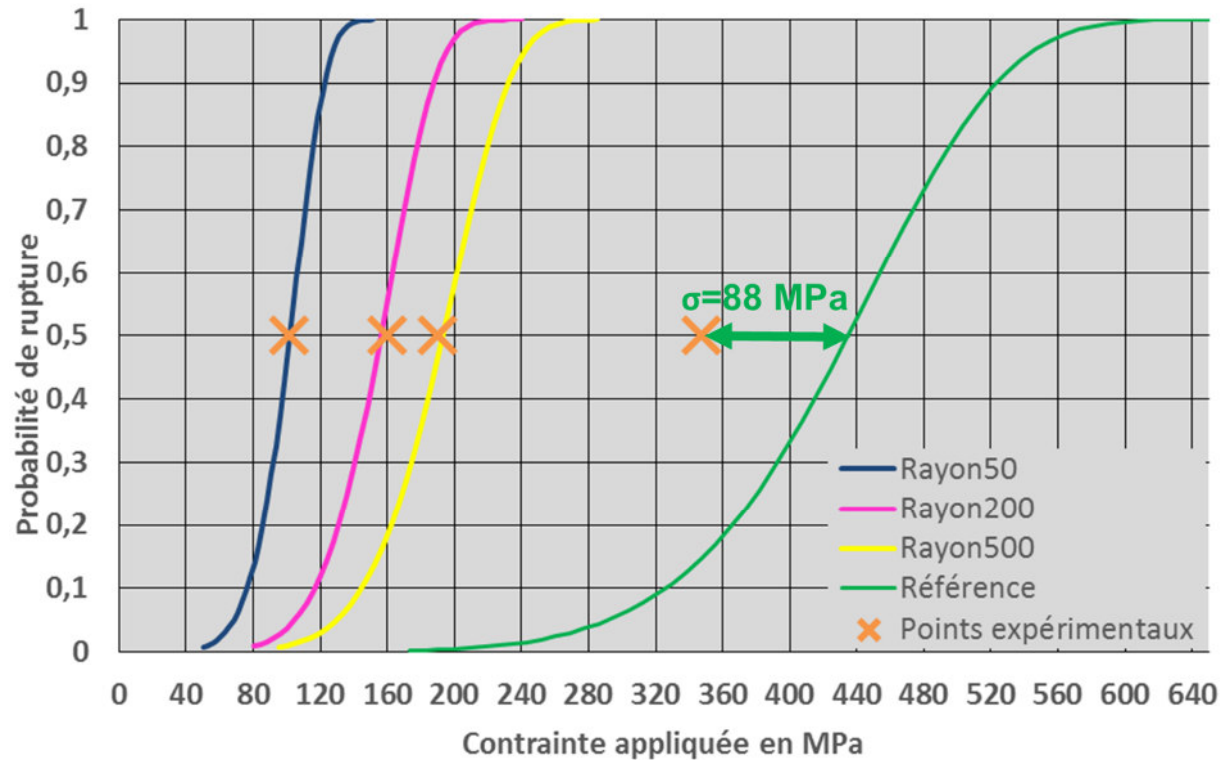
Les résultats obtenus avec ces critères vont maintenant être présentés. Les résultats seront détaillés pour deux cas particuliers puis les résultats globaux seront présentés pour les autres modèles sans fournir tous les éléments. L'analyse critique des résultats sera ensuite effectuée ce qui permettra de conclure sur l'utilisation de ces critères.

#### 3.3.5.1. Résultats du modèle surfaceutique basé sur la contrainte de Crossland avec des paramètres obtenus par optimisation (Crossland optimisé modèle surfaceutique)

L'étude des résultats commence par ceux du modèle surfaceutique basé sur une contrainte équivalente de Crossland et une optimisation sur les résultats expérimentaux des éprouvettes entaillées afin d'identifier les paramètres (**Crossland optimisé, modèle surfaceutique** du Tableau IV-9). La Figure IV-10 présente les probabilités de rupture des différentes géométries étudiées en fonction de la charge appliquée. Les limites de fatigue expérimentales sont aussi représentées sur ce graphique ce qui

## Chapitre IV Prédiction des limites d'endurance par des critères de fatigue en présence de forts concentrateurs de contraintes

permet de se rendre compte de la précision du résultat. Ainsi, les 3 types d'entailles qui ont servi à identifier le critère sont extrêmement bien représentés. Par contre, les prévisions sont beaucoup moins précises pour les éprouvettes de référence. Ainsi, le modèle prévoit une limite de fatigue de 435 MPa contre une valeur expérimentale de 347 MPa soit une différence de 88 MPa. Il est regrettable que cette différence soit non conservative mais il est important de souligner que 25% d'erreur sur une prédiction est une amélioration significative par rapport aux critères précédemment testés.



**Figure IV-10 : Courbes de probabilités de rupture prévues par le critère probabiliste surfacique basé sur la contrainte de Crossland et une optimisation des paramètres**

Même si les points expérimentaux sont très proches des courbes, les différences en contraintes ont été étudiées afin de définir des écarts en pourcentage de la limite de fatigue. Le Tableau IV-11 présente ces différences. Dans ce tableau et dans la suite de l'étude, les cases en jaune seront les éprouvettes n'ayant pas servi à identifier les paramètres. Ces résultats servent donc de vérifications aux modèles implémentés. Nous retrouvons donc les 25% d'écarts entre prévisions et expérimentale pour les éprouvettes de référence. Par contre, les différences sont négligeables dans les cas des éprouvettes entaillées.

|                                | $\rho=50\mu\text{m}$ | $\rho=200\mu\text{m}$ | $\rho=500\mu\text{m}$ | Référence |
|--------------------------------|----------------------|-----------------------|-----------------------|-----------|
| Différence modèle/expérimental | 1%                   | 1%                    | 1%                    | 25%       |

**Tableau IV-11 : Différence Limite de fatigue expérimentale/Prévision du modèle surfacique basé sur la contrainte de Crossland et une optimisation des paramètres**

### 3.3.5.2. Résultats du modèle volumique basé sur la contrainte de Mises avec des paramètre obtenus par une identification simple (Mises identifié modèle volumique)

Cette partie va présenter les résultats d'un second modèle. Il s'agit d'un modèle volumique prenant le maximum de la contrainte de Mises sur un cycle comme contrainte équivalente et l'identification a été



## Chapitre IV Prédiction des limites d'endurance par des critères de fatigue en présence de forts concentrateurs de contraintes

faite à partir des résultats des éprouvettes de référence et celles possédant une entaille avec  $\rho=50\text{ }\mu\text{m}$  (**Mises identifié, modèle volumique** du Tableau IV-10). La Figure IV-11 présente les probabilités de ruptures de chaque géométrie en fonction de la charge appliquée. Les différences observées entre les données expérimentales et les courbes prévues par le critère sont très faibles. Ces différences sont nulles pour les éprouvettes de référence et celles pour lesquelles  $\rho=50\text{ }\mu\text{m}$  car ces 2 limites de fatigue ont servi à identifier les 2 paramètres du critère. La vérification de la pertinence de ce critère doit se faire en observant les éprouvettes entaillées avec  $\rho=200\text{ }\mu\text{m}$  et  $\rho=500\text{ }\mu\text{m}$ . Et là encore, les différences observées entre les limites de fatigue expérimentales et prévues par le critère sont très faibles. Pour le cas où  $\rho=200\text{ }\mu\text{m}$ , la différence est de l'ordre du MPa et est donc négligeable. Pour le cas où  $\rho=500\text{ }\mu\text{m}$ , la différence est de 12 MPa ce qui représente 7% de la limite de fatigue.

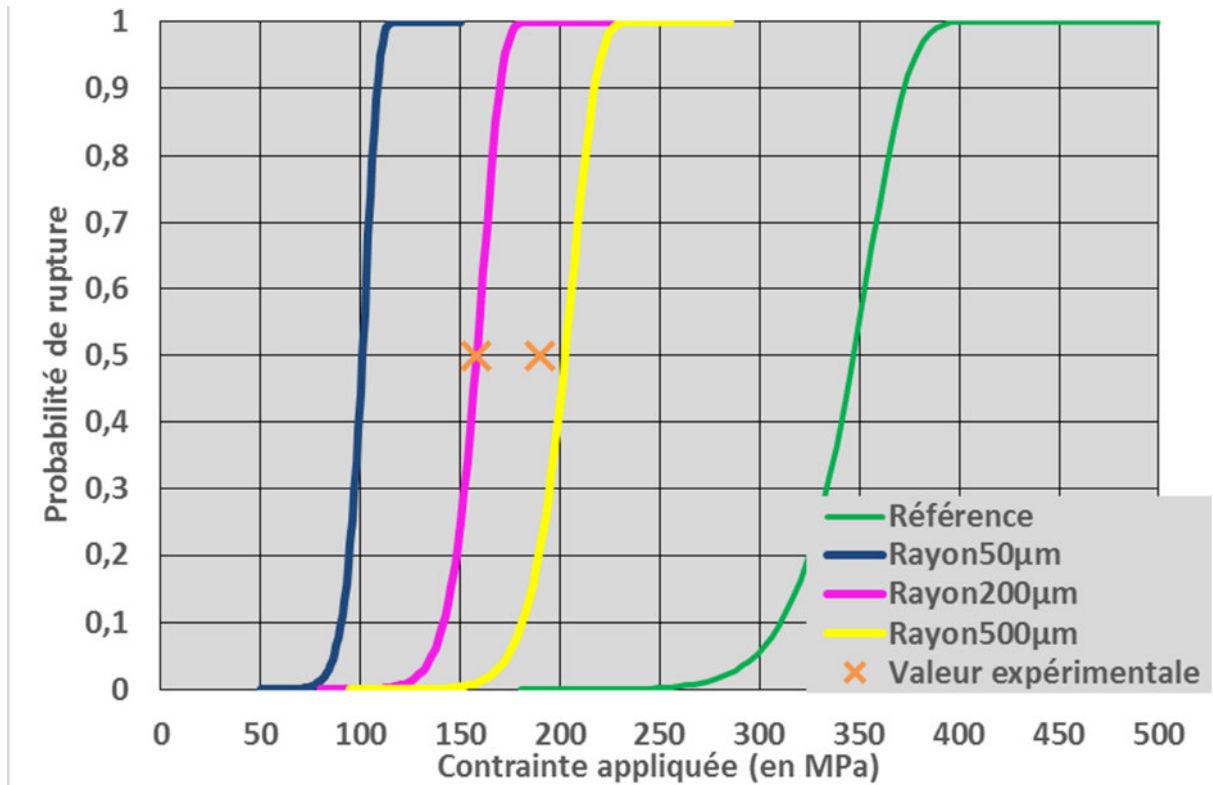


Figure IV-11 : Courbes de probabilités de rupture prévues par le critère probabiliste volumique basé sur la contrainte de Mises et une identification simple des paramètres

Ces courbes peuvent aussi être comparées à celles de la Figure II-9. Il est clair que la dispersion prévue par le modèle précédent est beaucoup plus forte que celle prévue par ce modèle. Ce fait est particulièrement notable sur les éprouvettes de référence. Ainsi, ces éprouvettes passent d'une probabilité de 10% de rupture à une probabilité de rupture de 90% en 62 MPa sur la Figure IV-11 contre 200 MPa sur la Figure IV-10. Ces différences de dispersion sont le reflet des différences du paramètre  $m$  du modèle (respectivement 6,51 et 17,03). Les dispersions observées lors des essais devraient nous permettre de rejeter certains modèles qui prévoient une dispersion clairement inadaptée.

Enfin, comme pour le modèle précédent, les différences entre les limites de fatigue expérimentales et celles prévues par le modèle sont reportées dans le Tableau IV-12. On y retrouve la notation permettant d'identifier les éprouvettes servant de validation au modèle (en jaune). Les différences observées pour ces cas de vérification sont très faibles (maximum 7%). Il est très intéressant de noter que le modèle défini ainsi est capable de prévoir des limites de fatigue pour des éprouvettes ayant de très forts gradients et des éprouvettes sans concentration de contrainte.

## Chapitre IV Prédiction des limites d'endurance par des critères de fatigue en présence de forts concentrateurs de contraintes

|                      | $\rho=50\mu\text{m}$ | $\rho=200\mu\text{m}$ | $\rho=500\mu\text{m}$ | Référence |
|----------------------|----------------------|-----------------------|-----------------------|-----------|
| Modèle en profondeur | 0%                   | 1%                    | 7%                    | 0%        |

**Tableau IV-12 : Différence Limite de fatigue expérimentale/Prévision du modèle probabiliste volumique basé sur la contrainte de Mises et une identification simple des paramètres**

### 3.3.5.3. Résultats de chacun des critères probabilistes

Afin d'alléger la rédaction, les courbes de probabilité de rupture produites par les 20 modèles réalisés ne seront pas présentées. Les 2 exemples précédent servant à illustrer la signification des différences entre expérimentale et prévision d'un critère et les différences de dispersions extrêmes entre les différents modèles. Ainsi, le Tableau IV-13 présente les différences expérimentales/prévisions des critères sur les limites de fatigue des différentes éprouvettes et des différents modèles. Les mentions « optimisé » sont pour les modèles identifiés à partir d'une optimisation sur les 3 géométries d'entailles et les mentions « identifié » sont pour les modèles identifiés à partir des résultats d'essai sur les éprouvettes de référence et les résultats sur entailles avec  $\rho=50\mu\text{m}$ .

| <b>Crossland optimisé</b>     | $\rho=50\mu\text{m}$ | $\rho=200\mu\text{m}$ | $\rho=500\mu\text{m}$ | Référence |
|-------------------------------|----------------------|-----------------------|-----------------------|-----------|
| Modèle surfacique             | 1%                   | 1%                    | 1%                    | 25%       |
| Modèle volumique              | 2%                   | 1%                    | 1%                    | 20%       |
| Subsurface de $10\mu\text{m}$ | 1%                   | 2%                    | 3%                    | 43%       |
| Subsurface de $20\mu\text{m}$ | 1%                   | 2%                    | 2%                    | 55%       |
| Subsurface de $40\mu\text{m}$ | 1%                   | 2%                    | 2%                    | 58%       |

| <b>Mises optimisé</b>           | $\rho=50\mu\text{m}$ | $\rho=200\mu\text{m}$ | $\rho=500\mu\text{m}$ | Référence |
|---------------------------------|----------------------|-----------------------|-----------------------|-----------|
| Modèle surfacique ( <b>M2</b> ) | 1%                   | 1%                    | 1%                    | 7%        |
| Modèle volumique                | 2%                   | 1%                    | 1%                    | 16%       |
| Subsurface de $10\mu\text{m}$   | 1%                   | 2%                    | 2%                    | 16%       |
| Subsurface de $20\mu\text{m}$   | 1%                   | 2%                    | 2%                    | 18%       |
| Subsurface de $40\mu\text{m}$   | 1%                   | 1%                    | 1%                    | 15%       |

| <b>Crossland identifié</b>      | $\rho=50\mu\text{m}$ | $\rho=200\mu\text{m}$ | $\rho=500\mu\text{m}$ | Référence |
|---------------------------------|----------------------|-----------------------|-----------------------|-----------|
| Modèle surfacique ( <b>M1</b> ) | 0%                   | 8%                    | 7%                    | 0%        |
| Modèle volumique ( <b>M3</b> )  | 0%                   | 7%                    | 5%                    | 0%        |
| Subsurface de $10\mu\text{m}$   | 0%                   | 11%                   | 11%                   | 0%        |
| Subsurface de $20\mu\text{m}$   | 0%                   | 13%                   | 13%                   | 0%        |
| Subsurface de $40\mu\text{m}$   | 0%                   | 15%                   | 15%                   | 0%        |

| <b>Mises identifié</b>         | $\rho=50\mu\text{m}$ | $\rho=200\mu\text{m}$ | $\rho=500\mu\text{m}$ | Référence |
|--------------------------------|----------------------|-----------------------|-----------------------|-----------|
| Modèle surfacique              | 0%                   | 2%                    | 3%                    | 0%        |
| Modèle volumique ( <b>M4</b> ) | 0%                   | 1%                    | 7%                    | 0%        |
| Subsurface de $10\mu\text{m}$  | 0%                   | 8%                    | 4%                    | 0%        |
| Subsurface de $20\mu\text{m}$  | 0%                   | 9%                    | 6%                    | 0%        |
| Subsurface de $40\mu\text{m}$  | 0%                   | 7%                    | 5%                    | 0%        |

**Tableau IV-13 : Différences observées entre limites de fatigue expérimentales/prévues par les modèles pour les modèles probabilistes. Validation de la précision (en jaune) et essais ayant servi à l'identification (en blanc)**

L'analyse de ce tableau révèle plusieurs éléments intéressants. Ils sont développés ci-dessous et synthétisés dans la Figure IV-12.

## Chapitre IV Prédiction des limites d'endurance par des critères de fatigue en présence de forts concentrateurs de contraintes

Premièrement, l'analyse des résultats des modèles optimisés sur les éprouvettes entaillées montre des différences négligeables (1 ou 2%) entre les limites de fatigue expérimentales et celles prévues par le modèle. Ce fait reflète que les optimisations sont de bonne qualité et que les modèles parviennent bien à rendre compte des résultats expérimentaux sur entailles. Ensuite, toujours sur ces mêmes modèles, mais en étudiant les résultats sur les éprouvettes de référence, on peut remarquer que les différences sont globalement fortes pour les modèles subsurfaciques (entre 15 et 60%). Les modèles surfaciques et volumiques reproduisent mieux les résultats expérimentaux avec des écarts de 7 à 25%. Pour rappel, les paramètres de ces critères ont été obtenus uniquement à partir des résultats sur les éprouvettes entaillées. Il est donc très encourageant qu'un résultat expérimental complètement différent de la base d'identification en termes de contraintes locales, de gradients des contraintes et de volumes sollicités soit aussi proche (environ 20%) des prévisions effectuées par le critère.

En second lieu, les critères identifiés à partir des éprouvettes de référence et des entailles avec  $\rho=50\text{ }\mu\text{m}$  vont être analysés. Ces critères possèdent globalement des différences assez basses entre les valeurs expérimentales et les valeurs prévues par le critère. Ainsi, les limites de fatigue expérimentales permettant de vérifier le critère diffèrent rarement de plus de 10% de la valeur prévue par le critère. Encore une fois, les critères subsurfaciques semblent moins précis que les modèles volumiques et surfaciques.

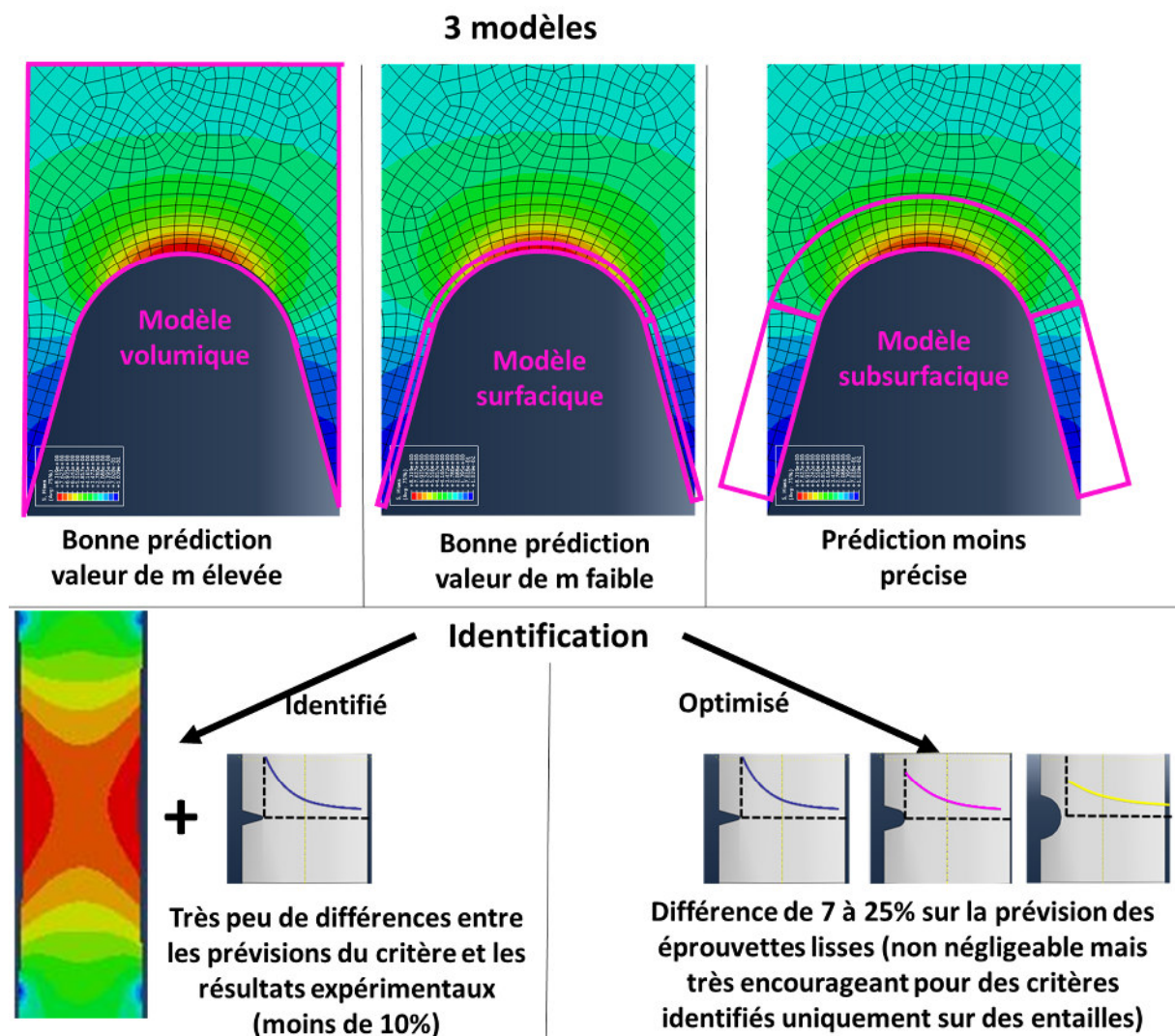


Figure IV-12 : Synthèse des prédictions des modèles probabilistes

Globalement, les différences observées sont moins fortes lorsque la contrainte équivalente de Mises est utilisée. Néanmoins, il faut garder à l'esprit que la contrainte de Crossland permet de prendre en compte un effet de rapport de charge que la contrainte de Mises ne peut retranscrire. Notamment, les essais sur éprouvettes de référence à  $R=-1$  ne pourraient pas être retranscrit correctement par cette contrainte équivalente.

Au vu des prédictions des différents modèles, la suite de l'étude se focalisera sur les modèles surfaciques et volumiques. Nous gardons néanmoins en mémoire que ces modèles possèdent chacun leurs limites vis-à-vis des mécanismes ou des essais classiques de fatigue (cf Tableau IV-8).

### **3.3.6. Comparaison qualitative entre dispersion des modèles probabilistes et dispersions expérimentales**

Il a été annoncé précédemment que les dispersions expérimentales allaient être étudiées qualitativement afin de vérifier si le paramètre de forme de la loi probabiliste pouvait représenter cette dispersion. Rappelons que ce paramètre est normalement identifié sur la dispersion expérimentale des essais mais a été identifié afin de traduire les différences observées entre une éprouvette entaillée et une éprouvette lisse (**modèles identifiés**) ou entre différentes éprouvettes entaillées (**modèles optimisés**). Les phénomènes retranscrits sont donc plutôt des effets d'échelle et de gradient.

Ainsi, il est proposé ici de s'intéresser à 4 des modèles probabilistes :

- Le modèle surfacique basé sur la contrainte équivalente de Crossland avec une identification des paramètres sur les éprouvettes de référence et les entailles avec  $\rho=50\text{ }\mu\text{m}$  ( $m=5,21$ ) : **M1 : Crossland identifié, modèle surfacique**
- Le modèle surfacique basé sur la contrainte équivalente de Mises avec une identification des paramètres par optimisation sur les cas entaillés ( $m=8,8$ ) : **M2 : Mises optimisé, modèle surfacique**
- Le modèle volumique basé sur la contrainte équivalente de Crossland avec une identification des paramètres sur les éprouvettes de référence et les entailles avec  $\rho=50\text{ }\mu\text{m}$  ( $m=11,1$ ) : **M3 : Crossland identifié, modèle volumique**
- Le modèle volumique basé sur la contrainte équivalente de Mises avec une identification des paramètres sur les éprouvettes de référence et les entailles avec  $\rho=50\text{ }\mu\text{m}$  ( $m=17,03$ ) : **M4 : Mises identifié, modèle volumique**

Ces 4 critères ont été choisis car ils possèdent des valeurs de  $m$  très différentes, délimitant les différentes échelles de dispersion des critères identifiés. Les modèles surfaciques et volumiques ont été préférés aux subsurfaciques car leurs prévisions sont plus précises.

A partir des courbes de probabilité de rupture de chaque géométrie pour chaque critère, les contraintes à appliquer pour que le critère prévoie 10%, 50% ou 90% de rupture sont extraites. Ainsi les Tableau IV-14, Tableau IV-15, Tableau IV-16 et Tableau IV-17 présentent ces différentes valeurs en MPa.

## Chapitre IV Prédiction des limites d'endurance par des critères de fatigue en présence de forts concentrateurs de contraintes

| Probabilité de rupture | Référence | $\rho=50\mu\text{m}$ | $\rho=200\mu\text{m}$ | $\rho=500\mu\text{m}$ |
|------------------------|-----------|----------------------|-----------------------|-----------------------|
| 10%                    | 270       | 78                   | 118                   | 148                   |
| 50%                    | 347       | 101                  | 151                   | 191                   |
| 90%                    | 407       | 118                  | 178                   | 224                   |

**Tableau IV-14 : Contrainte maximale sur un cycle (en MPa) à appliquer sur les éprouvettes afin que le M1 prévoie une probabilité de rupture de 10,50 ou 90%**

| Probabilité de rupture | Référence | $\rho=50\mu\text{m}$ | $\rho=200\mu\text{m}$ | $\rho=500\mu\text{m}$ |
|------------------------|-----------|----------------------|-----------------------|-----------------------|
| 10%                    | 243       | 77                   | 116                   | 145                   |
| 50%                    | 323       | 102                  | 154                   | 193                   |
| 90%                    | 387       | 122                  | 184                   | 231                   |

**Tableau IV-15 : Contrainte maximale sur un cycle (en MPa) à appliquer sur les éprouvettes afin que le M2 prévoie une probabilité de rupture de 10,50 ou 90%**

| Probabilité de rupture | Référence | $\rho=50\mu\text{m}$ | $\rho=200\mu\text{m}$ | $\rho=500\mu\text{m}$ |
|------------------------|-----------|----------------------|-----------------------|-----------------------|
| 10%                    | 361       | 88                   | 133                   | 167                   |
| 50%                    | 416       | 102                  | 154                   | 193                   |
| 90%                    | 456       | 112                  | 169                   | 210                   |

**Tableau IV-16 : Contrainte maximale sur un cycle (en MPa) à appliquer sur les éprouvettes afin que le M3 prévoie une probabilité de rupture de 10,50 ou 90%**

| Probabilité de rupture | Référence | $\rho=50\mu\text{m}$ | $\rho=200\mu\text{m}$ | $\rho=500\mu\text{m}$ |
|------------------------|-----------|----------------------|-----------------------|-----------------------|
| 10%                    | 311       | 91                   | 142                   | 181                   |
| 50%                    | 347       | 101                  | 158                   | 202                   |
| 90%                    | 372       | 108                  | 170                   | 217                   |

**Tableau IV-17 : Contrainte maximale sur un cycle (en MPa) à appliquer sur les éprouvettes afin que le M4 prévoie une probabilité de rupture de 10,50 ou 90%**

Ces tableaux illustrent les différences de dispersion par les écarts entre les contraintes pour lesquelles la probabilité de rupture est de 10% et celles pour lesquelles elle est de 50% (ou 50% et 90%). Ces écarts sont plus importants pour les modèles surfaciques ( $m$  assez faible) et sont plus faibles pour les modèles volumiques ( $m$  élevé). Afin d'avoir une meilleure visibilité des dispersions induites, ces tableaux sont repris en indiquant l'écart de ces valeurs avec la contrainte à laquelle le critère prévoit 50% de rupture dans les Tableau IV-18, Tableau IV-19, Tableau IV-20 et Tableau IV-21.

| Probabilité de rupture | Référence | $\rho=50\mu\text{m}$ | $\rho=200\mu\text{m}$ | $\rho=500\mu\text{m}$ |
|------------------------|-----------|----------------------|-----------------------|-----------------------|
| 10%                    | -22%      | -23%                 | -22%                  | -23%                  |
| 50%                    | 0%        | 0%                   | 0%                    | 0%                    |
| 90%                    | 17%       | 17%                  | 18%                   | 17%                   |

**Tableau IV-18 : Ecart en contrainte par rapport à la contrainte auquel le critère prévoit 50% de rupture (en % de cette contrainte) pour le M1**

| Probabilité de rupture | Référence | $\rho=50\mu\text{m}$ | $\rho=200\mu\text{m}$ | $\rho=500\mu\text{m}$ |
|------------------------|-----------|----------------------|-----------------------|-----------------------|
| 10%                    | -25%      | -25%                 | -25%                  | -25%                  |
| 50%                    | 0%        | 0%                   | 0%                    | 0%                    |
| 90%                    | 20%       | 20%                  | 19%                   | 20%                   |

**Tableau IV-19 : Ecart en contrainte par rapport à la contrainte auquel le critère prévoit 50% de rupture (en % de cette contrainte) pour le M2**



## Chapitre IV Prédiction des limites d'endurance par des critères de fatigue en présence de forts concentrateurs de contraintes

| Probabilité de rupture | Référence | $\rho=50\mu\text{m}$ | $\rho=200\mu\text{m}$ | $\rho=500\mu\text{m}$ |
|------------------------|-----------|----------------------|-----------------------|-----------------------|
| 10%                    | -13%      | -14%                 | -14%                  | -13%                  |
| 50%                    | 0%        | 0%                   | 0%                    | 0%                    |
| 90%                    | 10%       | 10%                  | 10%                   | 9%                    |

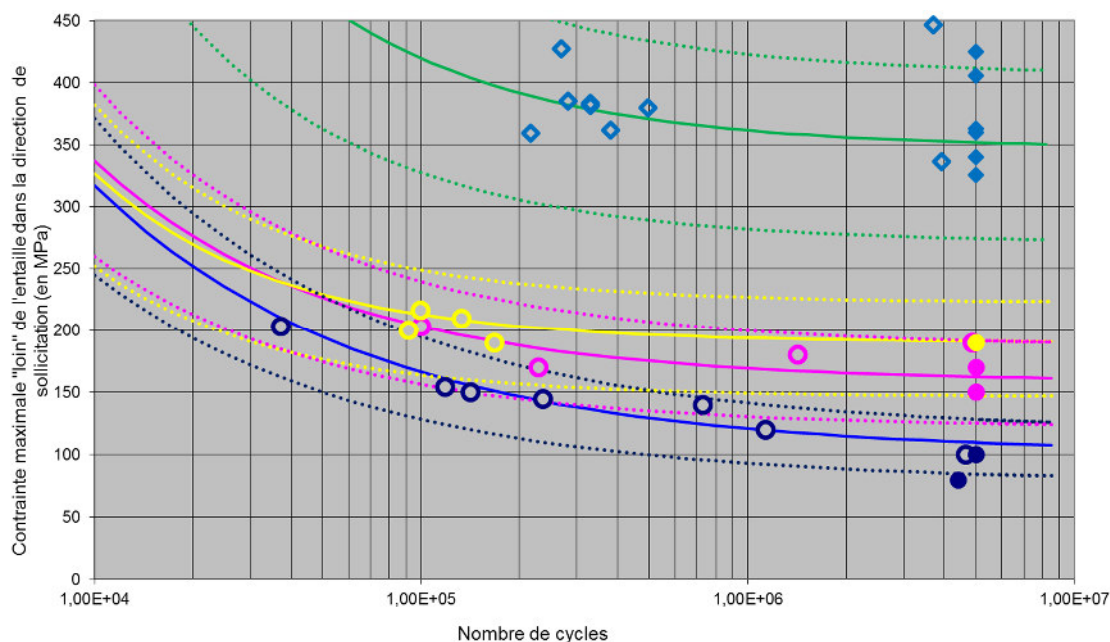
**Tableau IV-20 : Ecart en contrainte par rapport à la contrainte auquel le critère prévoit 50% de rupture (en % de cette contrainte) pour le M3**

| Probabilité de rupture | Référence | $\rho=50\mu\text{m}$ | $\rho=200\mu\text{m}$ | $\rho=500\mu\text{m}$ |
|------------------------|-----------|----------------------|-----------------------|-----------------------|
| 10%                    | -10%      | -10%                 | -10%                  | -10%                  |
| 50%                    | 0%        | 0%                   | 0%                    | 0%                    |
| 90%                    | 7%        | 7%                   | 8%                    | 7%                    |

**Tableau IV-21 : Ecart en contrainte par rapport à la contrainte auquel le critère prévoit 50% de rupture (en % de cette contrainte) pour le M4**

Ces tableaux montrent bien que les modèles surfaciques prévoient un intervalle 2 fois plus large dans lequel 80% des essais expérimentaux devraient se trouver. Il faut maintenant comparer ces dispersions avec les résultats expérimentaux.

Afin d'effectuer une analyse quantitative de la dispersion sur les résultats expérimentaux, les courbes de Wöhler présentées sur la Figure III-38 sont utilisées. Il est ici proposé de faire l'hypothèse que la dispersion en contrainte reste la même sur le domaine de la fatigue à grand nombre de cycles. Nous créons donc 2 nouvelles courbes à partir des pourcentages calculés dans les tableaux précédents représentant les courbes de Wöhler pour 10% ou 90% de rupture pour chaque éprouvette. Ces courbes sont uniquement basées sur l'identification des paramètres des différents critères. L'objectif est de comparer ces courbes avec les dispersions expérimentales. Ces analyses ont été effectuées sur les Figure IV-13, Figure IV-14, Figure IV-15 et Figure IV-16.



**Figure IV-13 : Courbes de Wöhler à 10 et 90% de probabilité de rupture d'après M1 (Crossland identifié, modèle surfacique) ;  $m=5,21$**

## Chapitre IV Prédiction des limites d'endurance par des critères de fatigue en présence de forts concentrateurs de contraintes

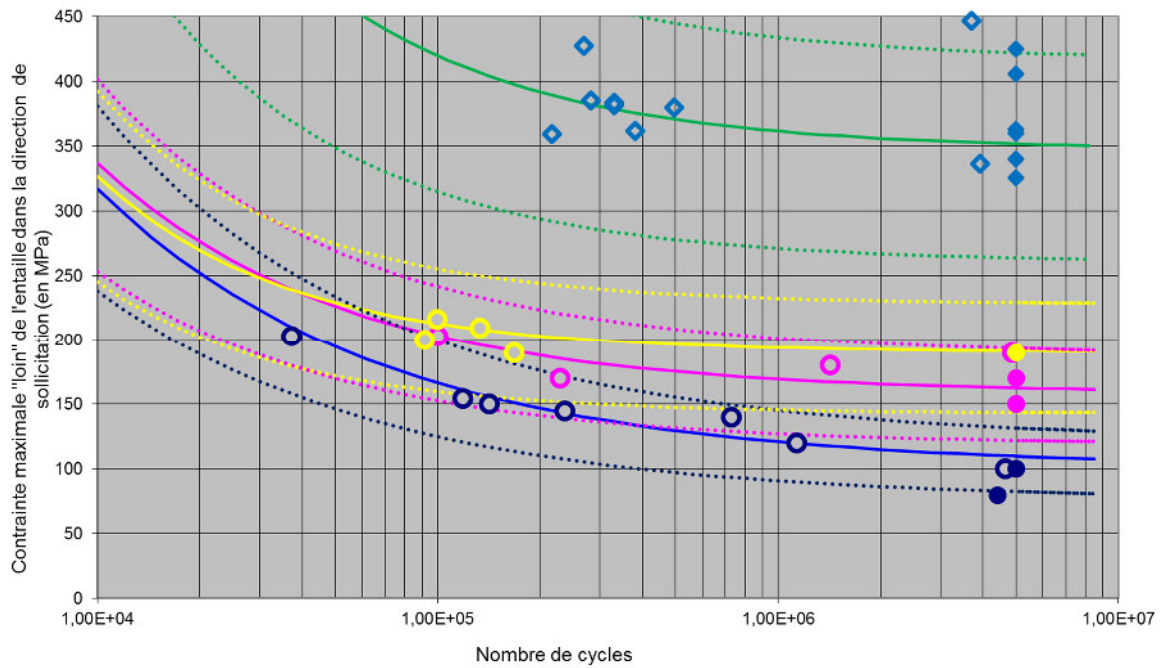


Figure IV-14 : Courbes de Wöhler à 10 et 90% de probabilité de rupture d'après le M2 (Mises identifié, modèle surfacique) ;  $m=7,35$

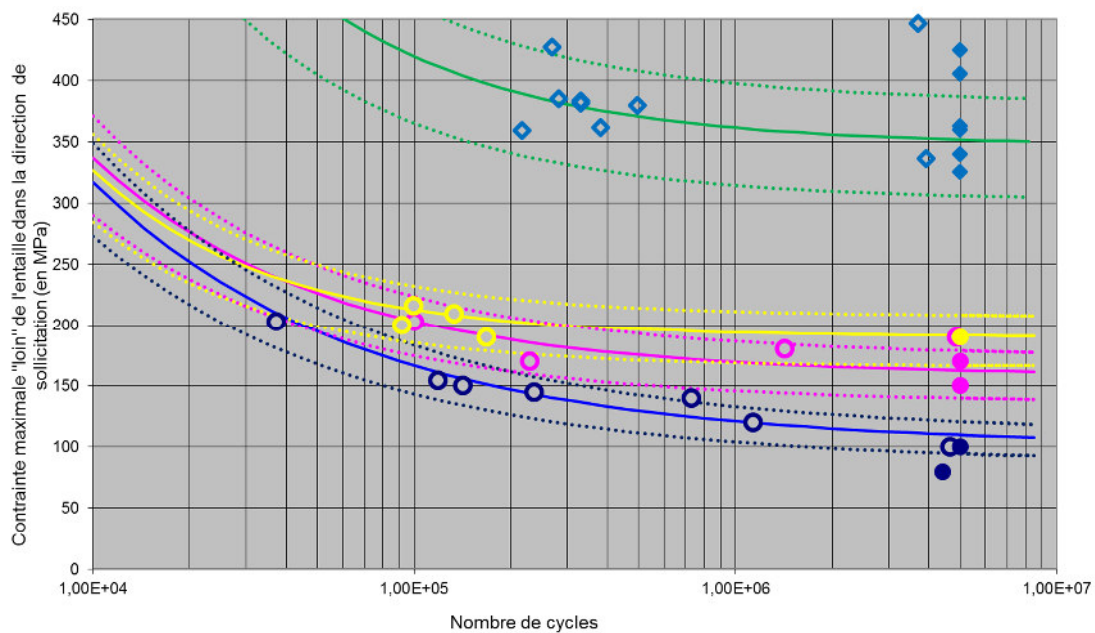
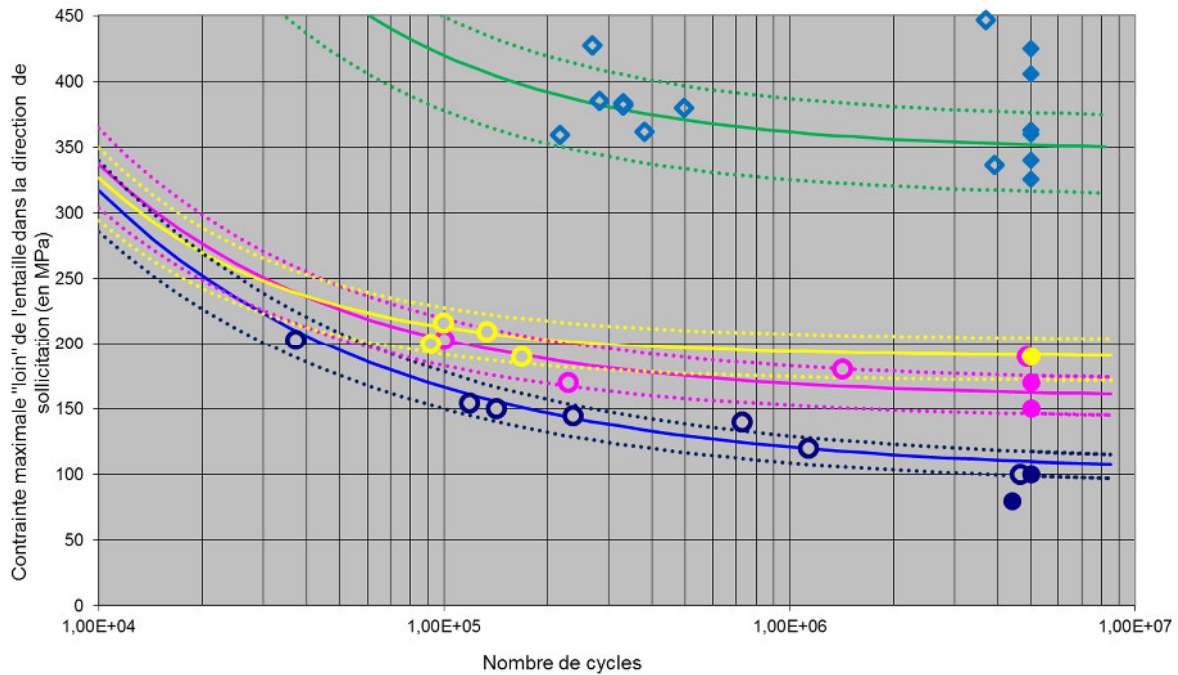


Figure IV-15 : Courbes de Wöhler à 10 et 90% de probabilité de rupture d'après le M3 (Crossland identifié, modèle volumique) ;  $m=11,1$

## Chapitre IV Prédiction des limites d'endurance par des critères de fatigue en présence de forts concentrateurs de contraintes



**Figure IV-16 : Courbes de Wöhler à 10 et 90% de probabilité de rupture d'après le M4 (Mises identifié, modèle volumique) ;  $m=17,03$**

En théorie, 20% des éprouvettes devraient se situer en dehors des pointillés si la dispersion était parfaitement prise en compte dans un des modèles (10% des éprouvettes entre 0 et 10% de rupture et 10% des éprouvettes entre 90% et 100% de rupture).

Les modèles surfaciques (**M1** et **M2**) prévoient des dispersions visiblement trop larges avec une ou 2 éprouvettes en dehors des courbes à 10 et 90% prévues par les critères sur les 25 points expérimentaux.

Les critères volumiques (**M3** et **M4**) prévoient des dispersions plus faibles. Ces 2 critères prévoient 4 points expérimentaux en dehors de l'intervalle 10%-90%. Ces résultats sont plus proches des résultats attendus (20% des points).

Nous pouvons aussi analyser les résultats d'essais des éprouvettes ayant servies dans la campagne de recherche des fissures non propageantes. Elles possèdent toutes un rayon de fond d'entaille de  $50\text{ }\mu\text{m}$ . Sur 18 éprouvettes testées, 3 ont atteint la rupture en dessous de la limite de fatigue expérimentale. 2 avec un chargement maximal à 94 MPa (sur 2 éprouvettes testées à ce chargement) et une avec un chargement maximal de 84 MPa (sur 3 éprouvettes testées à ce chargement). Par contre aucune des 13 éprouvettes testées avec un chargement maximal de 75 MPa n'a rompu.

Ces observations semblent en accord avec le rejet des facteurs de forme trop faibles obtenus sur les modèles surfaciques : les probabilités de ruptures n'auraient pas été négligeables même à 75 MPa. Les modèles volumiques semblent définitivement mieux représenter les dispersions expérimentales.

Pour synthétiser, les valeurs de  $m$  identifiées sur les modèles surfaciques vont de 5,2 à 8,8 et sous évaluent largement la dispersion expérimentale. Les valeurs de  $m$  des modèles volumiques vont de 11,1 à 17,0 et semble plus cohérent avec les dispersions expérimentales. Rappelons par contre qu'il s'agit d'une analyse QUALITATIVE de la dispersion. C'est pourquoi nous ne pouvons pas donner une valeur précise de la valeur de  $m$  qui reproduirait bien la dispersion matériau.

Pour le reste de l'étude nous nous focaliserons sur le critère : **Crossland identifié, modèle volumique**. C'est-à-dire le modèle **M3**.

### 3.3.7. Elargissement vers un critère 3D

Les critères de fatigue probabilistes ont été définis, identifiés, utilisés et analysés. Cette analyse nous a amené à choisir un critère **volumique** basé sur les contraintes de **Crossland identifiées (M3)**. Les champs de contraintes ont été obtenus à partir de calculs éléments finis 2D déformations planes. La partie 5.1.4.3 du Chapitre II a mis en avant que ces modèles différaient légèrement des modèles 3D vis-à-vis des champs de contraintes calculés. La différence la plus notable étant sur la contrainte hydrostatique pour laquelle une différence de 10% avait été observée.

Cette partie va étudier les différences entre les prédictions du modèle à partir d'un calcul 2D et celles à partir d'un modèle 3D. Les identifications faites sur le modèle 2D seront conservées. Néanmoins, il sera nécessaire de retravailler le paramètre  $V_{ref}$  quand les calculs seront effectués sur le modèle 3D afin de prendre en compte l'épaisseur des éprouvettes.

Ainsi, les modèles 2D ont été identifiés à partir d'une demi-entaille 2D. Les modèles 3D possèdent 2 plans de symétries et simulent donc  $\frac{1}{4}$  de la partie utile de l'éprouvette. La longueur du fond d'entaille est de 9,78 mm. La largeur de l'éprouvette est de 10 mm mais le fait que le bord tourné soit circulaire diminue légèrement la longueur du fond d'entaille comme l'illustre la Figure IV-17.

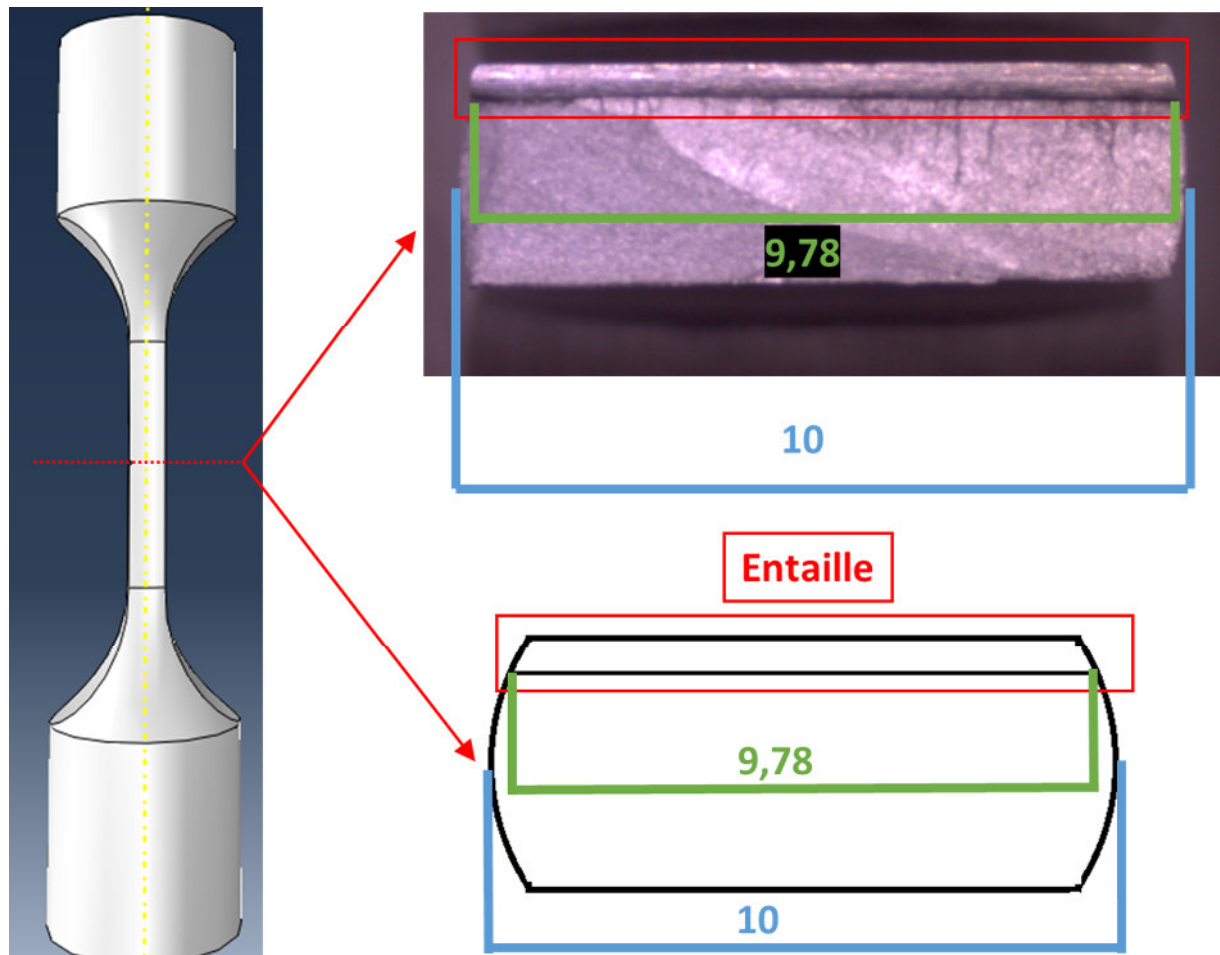


Figure IV-17 : Illustration de la longueur du fond d'entailles sur des vues de coupes dans le plan de l'entaille, une sur un faciès de rupture et une coupe schématique

Le volume en fond d'entaille dans les calculs 3D correspond donc à la surface en fond d'entaille dans les calculs 2D multiplié par un facteur  $9,78/2$  mm. (Le facteur 2 provient de la symétrie supplémentaire des modèle 3D). Le  $V_{ref}$  utilisé avec les calculs 3D est donc de  $146,7 \text{ mm}^3$ .



## Chapitre IV Prédiction des limites d'endurance par des critères de fatigue en présence de forts concentrateurs de contraintes

Pour la discrétisation du modèle, les tailles de maille identifiées dans la partie 5.1.4.2 du Chapitre II sont utilisées et la 1<sup>ère</sup> méthode de discrétisation qui s'appuie directement sur les points d'interpolations du calcul élément fini afin de récupérer les valeurs de contraintes nécessaires au calcul du critère. Le choix de cette procédure dans le cas des éprouvettes 3D est motivé par le fait de se rapprocher d'un outil utilisable directement sur les calculs EF. Un tel outil serait très intéressant pour comparer des essais très différents, notamment des essais sur entailles et d'autres en fretting-fatigue.

Abaqus permet de calculer la probabilité de rupture de chaque point d'interpolation du maillage élément fini. Les « champs » de probabilité de rupture ont été tracés pour les 3 entailles et sont présentés dans les Figure IV-18, Figure IV-19 et Figure IV-20. Ces représentations illustrent la localisation très importante des probabilités de ruptures calculées par le critère, l'échelle balayant des probabilités de rupture allant de  $10^{-3}$  à  $10^{-15}$ . Les probabilités sont aussi plus localisées dans le cas des faibles rayons ( $\rho=50\text{ }\mu\text{m}$ ).

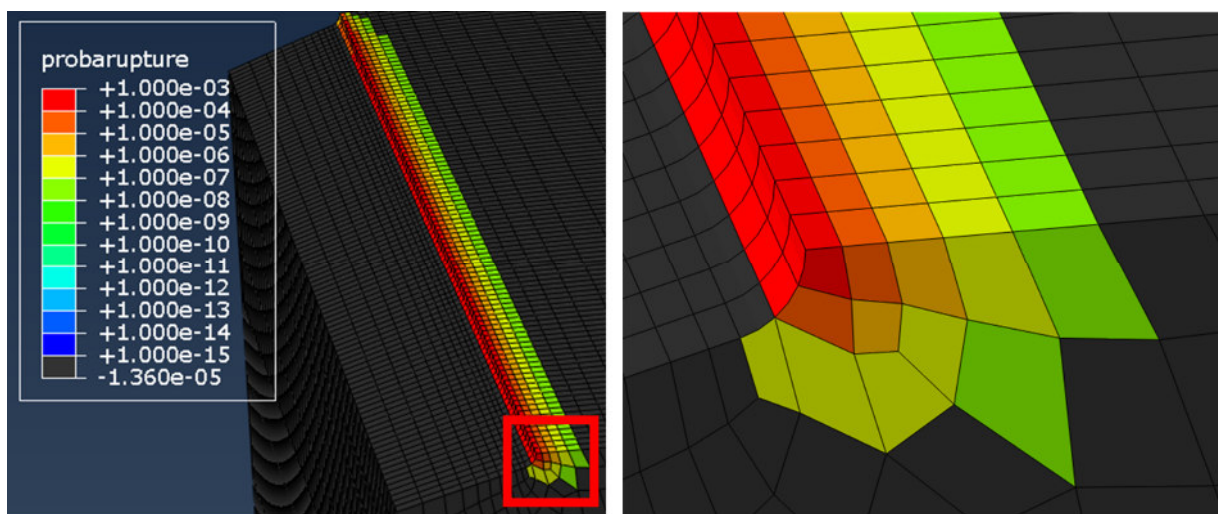


Figure IV-18 : Répartition des probabilités de rupture des éléments en fond d'entaille  $\rho=50\text{ }\mu\text{m}$

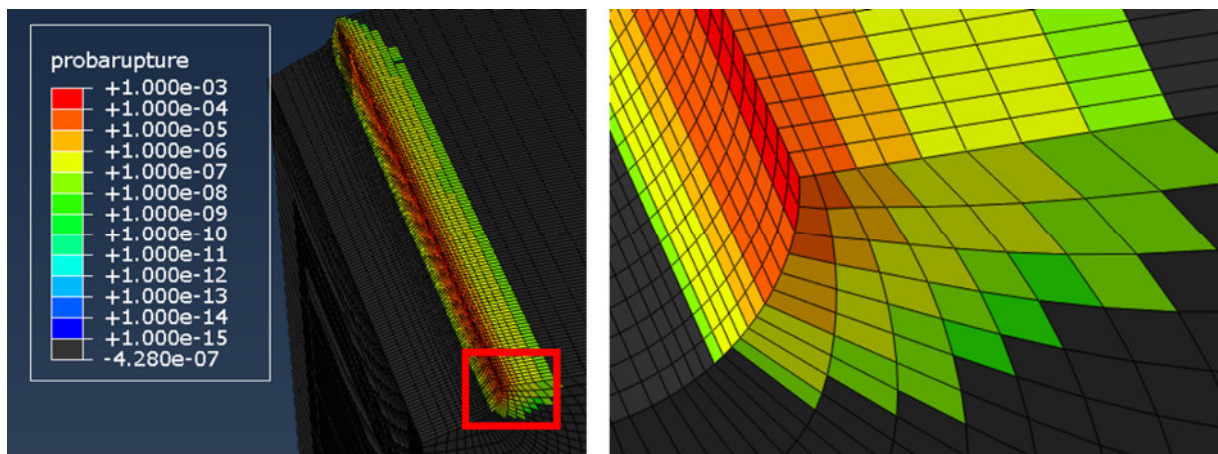
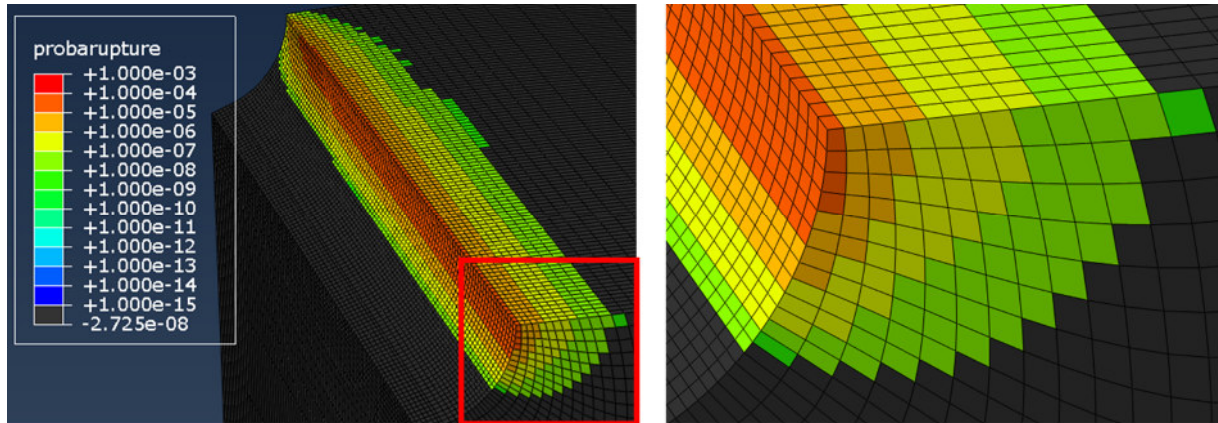


Figure IV-19 : Répartition des probabilités de rupture des éléments en fond d'entaille  $\rho=200\text{ }\mu\text{m}$



## Chapitre IV Prédiction des limites d'endurance par des critères de fatigue en présence de forts concentrateurs de contraintes



**Figure IV-20 : Répartition des probabilités de rupture des éléments en fond d'entaille  $\rho=500 \mu\text{m}$**

Ces calculs éléments finis permettent d'obtenir la probabilité de survie de la structure quel que soit le chargement appliqué (avec les paramètres identifiés sur le modèle volumique, Crossland identifié). Les contraintes pour lesquelles le critère prévoit une probabilité de rupture de 50% ont été comparées pour les 3 rayons de fond d'entaille :

- Dans le cas de calculs éléments finis 3D
- Dans les cas de calculs 2D déformation plane
- Aux valeurs expérimentales

Le Tableau IV-22 présente ces comparaisons. Les différences sont faibles entre les prédictions des limites de fatigue prévues par les calculs 2D ou 3D. Elles sont modifiées de 7% pour le cas où  $\rho=50 \mu\text{m}$ , 5% pour le cas où  $\rho=200 \mu\text{m}$  et 2% pour le cas où  $\rho=500 \mu\text{m}$ . L'identification des paramètres sur les modèles 2D semble donc être transposable aux modèles 3D. Les comparaisons avec les valeurs expérimentales permettent de souligner le fait que les prédictions des 2 critères sont conformes avec les résultats d'essai.

|                       | $\rho=50 \mu\text{m}$ | $\rho=200 \mu\text{m}$ | $\rho=500 \mu\text{m}$ |
|-----------------------|-----------------------|------------------------|------------------------|
| Calcul 3D             | 108 MPa               | 155 MPa                | 195 MPa                |
| Calcul 2D, défo plane | 101 MPa               | 147 MPa                | 191 MPa                |
| Valeur expérimentale  | 101 MPa               | 158 MPa                | 190 MPa                |

**Tableau IV-22 : Comparaison des prédictions de limites de fatigue des modèles s'appuyant sur des calculs 3D ou 2D avec les limites de fatigue expérimentales**

Pour résumer ; le critère choisi parmi les approches probabilistes :

- Choix des contraintes de Crossland comme contrainte équivalente
- Choix d'un modèle « volumique »
- Identification des paramètres sur des calculs 2D déformations planes
- Identification de  $(\sigma_u \text{ et } V_{\text{ref}})$  à partir des résultats sur éprouvettes de référence
- Identification de  $m$  à partir des effets d'échelle et de gradient entre les essais de référence et avec une entaille ( $\rho=50 \mu\text{m}$ )
- Vérification que la dispersion expérimentale était du même ordre de grandeur que  $m$
- Application du critère identifié sur les cas 2D aux calculs 3D

Cette démarche a permis de fortement réduire les temps d'identification et a prouvé qu'elle produisait des résultats cohérents par rapport aux prévisions à partir des calculs 2D et aux résultats expérimentaux.

## **4. Conclusions et perspectives**

3 types de critères ont été présentés dans cette étude :

- ▶ Critère basé sur l'approche du gradient
- ▶ Critère basé sur la théorie de la distance critique
- ▶ Critère probabiliste volumique

De nombreux choix ont été effectués afin de définir le critère basé sur l'approche du gradient. L'influence affine du gradient de la contrainte de Crossland et la définition locale du gradient basée sur les calculs éléments finis sont particulièrement contestables. Des critères basés sur la même approche mais avec des éléments différents pourraient offrir de meilleurs résultats.

Des choix ont aussi été faits pour l'utilisation de la distance critique. Notamment sur l'identification de la distance critique et de la méthode à utiliser (méthode du point).

Ces 2 critères ont permis de prévoir correctement les limites de fatigue des éprouvettes entaillées lorsque l'identification des paramètres était faite à partir des résultats d'essai des éprouvettes entaillées. Néanmoins, ces deux types de critère ont assez vite été abandonnés du fait de leur incapacité à prédire correctement les limites de fatigue d'entailles très sévères et d'éprouvettes sans concentration de contrainte à partir d'un même jeu de paramètre. Cette incapacité peut être expliquée par l'effet d'échelle qui n'est pas pris en compte dans ce type de critère. En effet, les volumes fortement sollicités ne sont pas du tout du même ordre de grandeur entre les éprouvettes avec des rayons de fond d'entaille de 50  $\mu\text{m}$  et les éprouvettes de référence pour lesquelles tout le volume est fortement sollicité.

Afin de prendre en compte les effets d'échelle, un critère probabiliste a été proposé. L'étude a porté sur de nombreux critères différents de par :

- ▶ La contrainte équivalente utilisée
- ▶ Le type de modèle utilisé (volumique, surfacique, sub surfacique)
- ▶ La méthode d'identification des paramètres

L'étude de ces critères nous a amené à choisir un critère basé sur la contrainte équivalente de Crossland, identifié à partir des essais de référence et ceux sur les entailles avec  $p=50\ \mu\text{m}$  et basé sur une approche volumique (Crossland identifié, modèle volumique). Ce critère permet de prévoir correctement les limites de fatigue des éprouvettes entaillées mais aussi des éprouvettes de référence. L'amélioration des prédictions peut notamment être expliquée par l'effet d'échelle qui existe sur ce type d'approche. La Figure IV-21 illustre cet effet d'échelle en présentant la diminution de la limite de fatigue prévue par le critère du fait de l'augmentation de volume.

En plus des résultats prometteurs, les critères probabilistes pourraient fortement étayer l'analyse des essais du projet COGNAC. En effet, il serait particulièrement intéressant d'analyser les différents résultats du projet qu'ils soient sur éprouvettes lisses, éprouvettes entaillées ou éprouvettes de fretting-fatigue avec un critère prenant en compte les effets d'échelle.

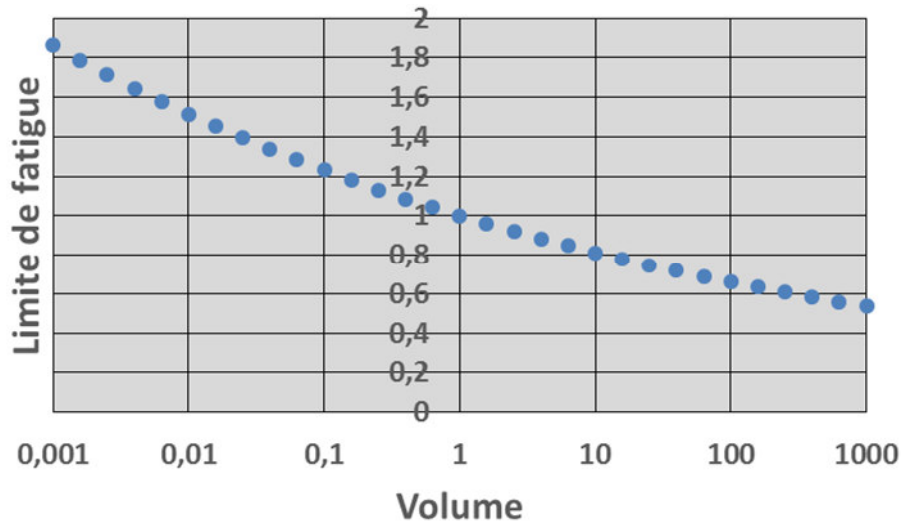


Figure IV-21 : Influence du volume sur la limite de fatigue prévu par le critère probabiliste

Par exemple, le fait de doubler les volumes fortement sollicités en rajoutant une seconde entaille identique devrait diminuer la contrainte locale (à fond d'entaille) à appliquer d'environ 7% selon le critère en faisant l'hypothèse de non interaction des entailles. Ceci n'explique pas la forte chute (-33%) des contraintes locales observées à fond d'entaille sur la Figure III-41 mais en justifie une (petite) partie. L'analyse complète de ces essais à partir du critère probabiliste n'a pas encore été effectuée mais elle serait très intéressante pour la suite du projet.

A terme cette analyse devrait aussi être menée au niveau de la comparaison entre les essais de fretting et ceux sur entailles. La différence d'environ 20% sur les contraintes locales observées sur la Figure III-42 pouvant en partie être expliquée par un effet d'échelle.

La mise en place des post-traitements des calculs éléments finis 3D a été faite afin de pouvoir à terme proposer un outil unique de post-traitement des calculs éléments finis sur éprouvettes entaillées et sur éprouvettes de fretting-fatigue. Cela permettra de savoir si les critères probabilistes sont capables de faire le lien entre les éprouvettes entaillées et les éprouvettes de fretting-fatigue.

Néanmoins, il a été vu que les essais de fretting-fatigue sont fortement marqués par la présence de fissures non-propageantes. Leur présence est moins évidente dans les essais sur entailles. Le projet COGNAC a donc encore 3 verrous à lever afin de mener la comparaison entre fretting et entailles à son terme vis-à-vis d'un tel critère :

- Est-il judicieux d'utiliser un critère d'amorçage en fretting-fatigue alors que le mécanisme menant à la rupture est plutôt un mécanisme de reprise de propagation de fissures non propageantes ?
- La différence entre les fissures non propageantes très nombreuses et la localisation très forte des fissures non propageantes dans le cas des entailles (voir leur absence) induit-elle l'impossibilité d'un critère commun ? (Mécanismes d'endommagement différents = critère de fatigue différent)
- Est-il cohérent d'utiliser un critère probabiliste volumique prévoyant une majorité d'amorçage en interne sur les éprouvettes de référence alors que tous les amorçages sont en surface. L'analyse des contraintes résiduelles en surface pourrait peut-être en partie répondre à cette question

# Chapitre V. **Conclusion générale**

Ce travail de thèse s'intègre dans le projet COGNAC de Safran Aircraft Engines. L'objectif de ce projet est de mener une comparaison complète entre deux phénomènes : la fatigue sur entailles et le fretting-fatigue afin de rechercher si un modèle unique serait capable de prévoir les ruptures de pièces soumises à l'un ou à ces deux phénomènes. Afin de répondre à cet objectif, une étude sur le phénomène de fretting-fatigue a été effectuée par [Ferry2017] en parallèle de ce travail traitant de l'effet d'entailles micrométriques sur la résistance à la fatigue à grand nombre de cycles d'un alliage de titane.

Afin d'effectuer une comparaison de qualité entre les deux phénomènes, il a été choisi de minimiser les différences entre les deux types d'essai, ce travail est le sujet du Chapitre II.

Le matériau des deux études provient du même disque FAN en TA6V fourni par Safran Aircraft Engines. Il a été choisi d'avoir une similitude des états de surface en fond d'entaille et à la surface de contact du fretting-fatigue. Les entailles sont produites à l'aide de meules micrométriques usinant perpendiculairement à la direction de sollicitation et les surfaces de contact du fretting sont préparées par une rectification dans la même direction. Ces états de surface atypiques ont été étudiés. La rugosité, les contraintes résiduelles et les modifications de la microstructure locale ont été étudiées et présentées. Cette étude a notamment mis en évidence la présence de zones affectées par le meulage sous forme de bandes le long des surfaces meulées révélés par des modifications de la microstructure. Cette structure, déjà observée dans la bibliographie, est fragile et conditionne les résultats d'essai de cette étude.

Afin de reproduire des gradients représentatifs du fretting-fatigue, il a été choisi d'usiner des entailles fines. Les rayons de fond d'entaille étant de  $p=50, 200$  et  $500\ \mu\text{m}$ . Une première étude sur l'effet du rayon de fond d'entaille a été effectuée à partir d'entailles en V perpendiculaires à la direction de sollicitation. Les calculs éléments finis réalisés sur ces géométries ont révélé de fortes concentrations de contraintes. Le gradient des contraintes de ces éprouvettes est comparable avec ceux représentatifs du fretting-fatigue mais certains éléments, comme le cisaillement ou le taux de triaxialité des contraintes n'étaient pas bien représentés. Afin de palier à ce problème, une seconde campagne a été menée sur des éprouvettes possédant 2 entailles en V disposées en face à face. Cette campagne est le résultat d'une optimisation sur les paramètres géométriques effectuée dans le cadre du projet qui prévoyait une forte ressemblance avec les champs de contraintes du fretting-fatigue. L'étude des champs de contrainte produits par cette géométrie a révélé qu'une éprouvette avec deux entailles possédant un rayon de fond d'entaille de  $50\ \mu\text{m}$  était à même de bien reproduire les chargements locaux de fretting-fatigue, bien que la part de cisaillement dans la sollicitation soit encore trop faible. Toutes les entailles ont été géométriquement contrôlées et les modifications des champs de contraintes produites par ces différences de géométries ont été calculées. Il en a résulté que dans la grande majorité des cas la précision géométrique des usinages à la meule était suffisante afin d'assimiler les géométries d'éprouvettes réelles à la géométrie idéale.

Le Chapitre III a présenté les résultats des essais de fatigue en termes de limite de fatigue mais aussi de mécanisme de propagation. Les essais de fatigue ont été effectués en appliquant la méthode par paliers. Ils ont permis de définir des limites de fatigue à  $10^6$  cycles ou  $5.10^6$  cycles selon les éprouvettes. Il a été montré que les champs de contraintes des différentes géométries d'entailles sollicitées à leurs limites de fatigue restaient dans le domaine élastique (même localement) vis-à-vis d'une limite d'élasticité basée sur  $R_{p0,2}$  (faute d'une étude poussée sur le comportement cyclique du matériau de l'étude). Les calculs ont donc été réalisés avec une loi élastique linéaire.

Une comparaison de la répartition spatiale de la contrainte de Crossland a été effectuée entre les essais sur entailles et ceux de fretting-fatigue pour des chargements correspondant aux limites de



fatigue. Une différence d'environ 20% en contrainte entre les deux répartitions a été observée. Ce résultat est encourageant pour la suite du projet, une différence de 20% étant très faible pour une comparaison entre deux types d'essai aussi différents.

Les mécanismes des premiers stades de fissuration des éprouvettes entaillées ont été étudiés et comparés à ceux observés lors d'essais de fretting-fatigue. Il a été montré que les amorçages des éprouvettes meulées ont principalement lieu sur les bandeaux de matières affectés par le meulage. Dans le cas des éprouvettes entaillées, cette phase d'amorçage semble suivie d'une propagation en mode mixte sur quelques dizaines de micromètres avant de bifurquer en mode I, perpendiculairement à la sollicitation. Les zones proches des amorçages sont de plus marquées par des facettes de pseudo-clivage. Le multi amorçage présent sur les éprouvettes entaillées a aussi été souligné. Une longue étude a porté sur l'existence de fissures non propageantes en fond d'entaille. Cette étude a permis de développer une technique de marquage chimique qui bien que prometteuse n'a pas pu fournir de résultats pour cette étude. Les observations de marquages de fissures à l'encre et de coupes polies ont permis de supposer la présence de petites fissures non propageantes en fond d'entaille lorsque  $\rho=50\text{ }\mu\text{m}$ . Ces fissures seraient peu nombreuses et ne représenteraient qu'une petite partie du fond d'entaille (environ 5%). La comparaison de tous ces mécanismes avec ceux observés dans des essais de fretting fatigue a mis en avant une forte ressemblance sauf pour les fissures non propageantes et les premiers micromètres de propagations. L'étude des mécanismes valide donc la comparaison fretting-fatigue//fatigue sur entailles.

Enfin, la phase numérique du travail, présentée dans le Chapitre IV, avait pour objectif de proposer un outil pouvant prévoir à la fois la fatigue en présence d'entailles et le fretting-fatigue. Cette étude s'est majoritairement appuyée sur la contrainte équivalente de Crossland. Les paramètres de cette contrainte équivalente ont été identifiés à partir d'essais sur éprouvettes sans concentration de contrainte mais avec un état de surface similaire aux essais sur entailles. Les effets des contraintes moyennes ont été étudiés à partir du formalisme de Crossland. Il a ainsi été montré que la résistance à la fatigue du TA6V était fortement diminuée par l'état de surface meulée mais que les effets de contraintes moyennes restaient comparables à ce qui se trouve dans la bibliographie. Ensuite, 3 types de critères de fatigue ont été étudiés afin de vérifier leur capacité à reproduire les limites de fatigues expérimentales. L'approche basée sur la théorie du gradient et celle basée sur la théorie de la distance critique ont été étudiées. Ces deux approches ont chacune été capable d'appréhender les effets du rayon de fond d'entaille sur la limite de fatigue mais ne permettaient pas de faire le lien entre des éprouvettes sans concentration de contrainte et des éprouvettes possédant une entaille très sévère. Cet échec pourrait être provoqué par les choix effectués afin de définir ces critères mais aussi par l'absence d'effets d'échelle dans ces approches. En effet, l'analyse des champs des contraintes met en avant qu'outre la différence de concentration des contraintes et des gradients des contraintes, le volume fortement sollicité est extrêmement différent dans les cas d'entailles sévères, d'éprouvettes de fretting-fatigue et d'éprouvettes lisses. Il est donc nécessaire de choisir une approche capable de prendre en compte l'effet d'échelle. Pour ce faire, une approche probabiliste de type Weibull basée sur des calculs 2D a été proposée. 3 types de modèles ont été étudiés selon la zone où l'approche est appliquée :

- Un modèle prenant en compte tout le volume de l'éprouvette
- Un modèle prenant en compte uniquement des petits volumes sous la surface meulée
- Un modèle prenant en compte uniquement la surface meulée

Les paramètres de ces critères ont été identifiés à partir de deux procédures différentes basée sur :

► Les essais sur entailles

► Les essais sur éprouvettes meulées sans concentration de contrainte et une entaille

Ces différents modèles et procédures d'identifications ont conduit à l'étude de 20 critères différents. Les résultats de ces critères étaient globalement très encourageants, donnant même des résultats cohérents sur les éprouvettes sans concentration de contrainte lorsque celles-ci n'étaient pas utilisées dans l'identification. Au terme de cette étude un critère volumique a été choisi et développé. Une procédure sur calcul 3D a ensuite été mise en place et a mené à des différences faibles (moins de 10%) à partir de calculs des limites de fatigues de nos éprouvettes. Cette procédure est applicable à des cas de fretting-fatigue et sera utilisée pour cela dans la suite du projet. Ce type de critère est donc un outil prometteur afin de proposer un outil prédictif unique entre fatigue sur entaille et fretting-fatigue.

Malgré les deux travaux de thèse conduits en parallèles afin de produire une comparaison des deux phénomènes, certains points mériteraient des développements supplémentaires afin d'affiner les conclusions sur la ressemblance entre fretting-fatigue et fatigue sur entailles. Parmi ces axes d'amélioration, nous pouvons citer :

► Obtention des états de surface avant et après un essai de fretting-fatigue et comparaison aux états de surface sur entailles

L'étude manque encore de données précises sur l'état de surface des zones de contact des éprouvettes de fretting-fatigue avant et pendant les essais. Au vu du soin apporté afin de produire des états de surface similaires dans les deux études, il me paraît important de vérifier les états de surface des éprouvettes de fretting-fatigue avant essais mais aussi pendant l'essai afin de vérifier si certains paramètres ne sont pas modifiés par un phénomène d'usure.

► Prise en compte des contraintes résiduelles dans les analyses

Les contraintes résiduelles ont été contrôlées et qualifiées de négligeables au début de l'étude car les valeurs mesurées étaient du même ordre de grandeur que l'imprécision des mesures par RX. Une analyse plus fiable des champs de contraintes résiduelles seraient possible notamment sur les cas entaillés afin d'être certain de pouvoir négliger ce paramètre. La prise en compte de ces contraintes pourrait par exemple modifier les sites d'amorçages prévus par le critère probabiliste sur les éprouvettes lisses en induisant des surcontraintes ou souscontraintes en surface.

► Etudier les effets de préparation de surface sur les essais de fatigue sur entailles et de fretting-fatigue

Le projet entier s'est axé autour d'un état de surface défini. Cet état de surface a permis d'obtenir des éléments intéressants (des entailles très sévères restant dans le domaine élastique à leurs limites de fatigue par exemple) mais les effets d'un tel état de surface ne sont pas encore pleinement compris. Il serait préférable de vérifier si d'autres méthodes d'usinage (électroérosion, polissage, ...) capables de produire des micro-entailles modifieraient les résultats obtenus sur les éprouvettes entaillées et celles de fretting-fatigue.

► Analyser plus finement les premiers endommagements sur les surfaces meulées

Une étude sur les mécanismes des premiers stades de propagations à partir d'une surface meulée a été effectuée dans cette étude. Néanmoins, le mécanisme d'endommagement de la zone affectée par le meulage est encore inconnu. Il serait bon que la question de la présence des fissures non propageantes pour les essais de fatigue sur entailles soit réglée de façon certaine en quantifiant la quantité et la taille de ces fissures sur les fonds d'entailles si elles existent. Il serait aussi judicieux

d'étudier les différents modes d'endommagement de la zone affectée par le meulage afin de mieux comprendre quels sont les mécanismes pilotant la rupture des éprouvettes.

► Utiliser le désalignement des entailles afin de produire plus de cisaillement et mieux reproduire les champs de contraintes représentatifs du fretting-fatigue

Il a été vu que les essais réalisés permettaient une comparaison assez juste vis-à-vis de la contrainte de Crossland mais que la part de cisaillement restait beaucoup plus importante dans les cas de fretting-fatigue. L'étude des effets des paramètres géométriques sur les champs de contraintes a aussi permis de démontrer que le désalignement de 2 entailles en face à face sur une éprouvette pouvait augmenter la part de cisaillement proche des fonds d'entaille. Ce paramètre pourrait donc être utilisé afin de produire des cas de comparaison encore plus ressemblant.

► Multiplier les essais

Malgré une campagne entière effectuée sur un cas de comparaison au fretting-fatigue, une erreur dans une optimisation de la géométrie a fait qu'au final, une seule éprouvette entaillée était vraiment représentative des essais de fretting-fatigue. La comparaison des deux phénomènes étant encourageante, d'autres essais devraient être menés afin d'étayer cette comparaison.

► Contrôler les conditions aux limites des essais sur éprouvettes avec deux entailles inclinées

Les essais réalisés sur des éprouvettes possédant deux entailles très profondes ont tendance à rompre pour des contraintes locales inférieures aux essais sur une entaille isolée. Le ligament restant entre les deux entailles de ces éprouvettes étant faible, il est possible que ces diminutions soient provoquées par une légère erreur d'alignement lors des essais. Afin de lever ce doute, il paraît nécessaire de vérifier l'alignement de la machine lors de tels essais.

► Faire une analyse de la dispersion des résultats d'essai sur les éprouvettes de référence et sur une géométrie entaillée

Enfin, l'étude numérique a proposé un critère probabiliste volumique afin d'analyser les résultats d'essai du projet COGNAC. Les essais de fretting-fatigue seront sans doute ajouter à l'analyse dans un avenir proche mais un autre aspect serait intéressant à développer. En effet, il a été vu que l'identification du facteur de forme a été faite sur un effet d'échelle et non sur une dispersion comme cela se fait généralement. De ce fait, il paraît important de produire plus d'essais sur les éprouvettes de référence afin de contrôler si le paramètre identifié ici est correct. Des essais supplémentaires sur une géométrie entaillée permettraient aussi de vérifier si un seul facteur de forme permet de décrire la dispersion des résultats sur éprouvettes lisses et sur éprouvettes entaillées (restant dans le domaine élastique)

# Table des notations

$\sigma_{DR}^{ta}$  : Limite de fatigue (contrainte nominale) d'un essai de traction avec un rapport de charge de R

$\sigma_{D-1}^{to}$  : Limite de fatigue en torsion R=-1

$\nabla\sigma_{cr}$  : Gradient local des contraintes de Crossland

$a_{grad}$  : paramètre du critère basé sur l'approche du gradient

D : Distance minimale entre 2 entailles

$d_{dc}$  : Distance critique

DIAG, DHP ou HORI : direction de post traitement des calculs élément fini (cf p77)

e : Epaisseur de l'éprouvette

E : Module d'Young

E1 ou E2 : 1ère ou seconde entaille d'une éprouvette avec deux entailles

EPA1 : Abréviation d'Eprouvette 1 provenant du prélèvement A

$F_{max}$  : Force maximale sur un cycle appliquée lors de l'essai

$J_1$  : Premier invariant du tenseur des contraintes

$J_2$  : Second invariant du tenseur des contraintes

k : Paramètre d'échelle de la distribution de Weibull (définition)

$K_c$  : Ténacité

$K_t$  : Coefficient théorique de concentration des contraintes

$K_{tcr}$  : Rapport entre la contrainte de Crossland en fond d'entaille et la contrainte appliquée (loin de l'entaille)

m : Paramètre d'échelle de la distribution de Weibull

N : Nombre de cycles à rupture

n : Paramètre de taille de maille dans les modèles éléments finis

$N_0$  : Nombre de cycles définissant notre durée de vie infinie ( $5 \cdot 10^6$  ici)

P : Profondeur d'entaille

P, B et Q : paramètres de chargement d'un essai de fretting-fatigue : (Cf p31)

$P_{max}$  : Profondeur maximale d'une entaille

$P_{min}$  : Profondeur minimale d'une entaille

R : Rapport de charge

$R_{grad}$  : Rapport entre la contrainte de Crossland et le gradient de la contrainte de Crossland en fond d'entaille

$R_m$  : Résistance à la traction

$R_{p0,2}$  : Limite élastique du matériau (défini par 0,2% de déformation plastique)

$S$  : Section de la partie utile des éprouvettes (loin des entailles)

$S1$  ou  $S2$  : première ou seconde face analysée en contrôle optique

$S_{12}$  : cisaillement dans le plan des modèles 2D

UTS : Résistance à la traction

$V_{ref}$  : Volume de référence du critère probabiliste

$x$  : Variable représentée par la fonction de répartition de Weibull

$Z1$  et  $Z2$  : 1ere et seconde zone de microstructure modifiée par le meulage (cf p48)

ZAM : Zone affectée par le meulage

$\alpha_{cr}$  et  $\beta_{cr}$  : Paramètres de du critère de Crossland

$\alpha_{ST}$  : Paramètre de la relation de Stromayer

$\beta_{dc}$  : Paramètre du critère basé sur la distance critique

$\beta_{grad}$  : Limite d'endurance du critère basé sur l'approche du gradient

$\beta_{ST}$  : Paramètre de la relation de Stromayer

$\delta_g$  : désalignement entre les 2 entailles

$\Delta K_{effseuil}$  : Seuil de propagation effectif

$\Delta K_{seuil}$  : Seuil de fissuration de fissure

$\Delta \sigma_{cr}$  : Gradient de la contrainte équivalente de Crossland

$\eta$  : Triaxialité des contraintes :  $\eta = \frac{1/3 * tr \bar{\sigma}}{\sigma_{vm}}$

$\theta_i$  : Angle d'inclinaison d'une entaille

$\theta_o$  : Angle d'ouverture d'une entaille

$\lambda$  : Paramètre de forme de la distribution de Weibull

$\nu$  : Coefficient de Poisson

$\rho$  : Rayon de fond d'entaille

$\sigma_{cr}$  : Contrainte équivalente de Crossland

$\sigma_{eq}$  : Contrainte équivalente

$\sigma_H$  : Contrainte hydrostatique  $\sigma_H = -1/3 * tr \bar{\sigma}$

$\sigma_{max}$  : Maximum sur un cycle de chargement de la contrainte considérée ( $S_{11}$ ,  $S_{22}$ ,  $\sigma_{vm}$ ...)



$\sigma_n$  : Relié à la méthodologie par palier : Contrainte subit lors du palier de rupture

$\sigma_{n-1}$  : Relié à la méthodologie par palier : contrainte subit au dernier palier de non rupture

$\sigma_u$  : Limite de fatigue définie sur volume de référence du critère probabiliste

$\sigma_{vm}$  : Contrainte équivalente de Von Mises

$\sigma_{XX,a}$  : Amplitude de la contrainte XX

$\sigma_{XX,m}$  : Moyenne de la contrainte XX sur un cycle

# Table des références

- [Araújo2007]: Araújo, J.A., Susmel, L., Taylor, D., Ferro, J.C.T., Mamiya, E.N., 2007. On the use of the Theory of Critical Distances and the Modified Wöhler Curve Method to estimate fretting fatigue strength of cylindrical contacts. *International Journal of Fatigue* 29.1, pp. 95–107
- [Araújo2015]: Araújo, J.A., Pommier, S., Bellecave, J., Meriaux, J., 2015. Equivalent configurations for notch and fretting fatigue. *Frattura ed Integrità Strutturale* 33, 427-433
- [Asai2012]: Asai, K., 2012. Fracture Mechanics Analysis of Fretting Fatigue Considering Small Crack Effects, Mixed Mode, and Mean Stress Effect. *Applied Fracture Mechanics (by Alexander Belov)*, Ch6
- [Bache2003]: Bache, M.R., 2003. A review of dwell sensitive fatigue in titanium alloys: the role of microstructure, texture and operating conditions. *International Journal of Fatigue* 25, 1079-1087
- [Baillon2000]: Baillon, J.P., Dorlot, J.M., 2000. *Des Matériaux*
- [Bassetti2001]: Bassetti, A., 2001. *Lamelles précontraintes en fibres carbone pour le renforcement de ponts rivetés endommagés par fatigue*. Ph.D. Thesis, Ecole Polytechnique Fédérale de Lausanne (EPFL)
- [Bellecave2015]: Bellecave, J., 2015. *Stress gradients in fretting fatigue*. Ph.D. Thesis, Université de Brasília
- [Bellows1999]: Bellows, R., 1999. Validation of the step test method for generating Haigh diagrams for Ti–6Al–4V. *International Journal of Fatigue* 21.7, pp. 687–697.
- [Benson1972]: Benson, D.K., Grosskreuz, J.C., Shaw, G.G., 1972. Mechanisms of fatigue in mill-annealed Ti-6Al-V at room temperature and 600°F. *Metallurgical Transactions* 3, 1239-1248
- [Bowen1979]: Bowen, A.W., 1979. The influence of crystallographic orientation on tensile behaviour in strongly textured Ti-6Al-4V. *Materials Science and Engineering* 40, 31-47
- [Buckley1985]: Buckley, D.H., 1985. *Surface effects in adhesion, friction, wear and lubrication*. Elsevier
- [Cellier2013]: Cellier, A., 2013. *Etude du fraisage de l’alliage de titane Ti-6Al-4V*. Ph.D. Thesis, Université François – Rabelais de Tours
- [Che-Haron2005]: Che-Haron, C.H., Jawaid, A., 2005. The effect of machining on surface integrity of titanium. *Journal of Materials Processing Technology* Vol.166, p.188-192
- [Ciavarella2003]: Ciavarella, M., 2003. A ‘crack-like’ notch analogue for a safe-life fretting fatigue design methodology. *Fatigue Fract Engng Mater Struct* 26, 1159–1170
- [Combres1995]: Combres, Y., Champin, B., 1995. *Traitements thermiques des alliages de titane*. *Techniques de l’ingénieur* M1335
- [Crossland1956]: Crossland, B., 1956. Effect of large hydrostatic pressures on the torsional fatigue strength of an alloy steel. in *Proc. Int. Conf. on Fatigue of Metals*, Institution of Mechanical Engineers, pp. 138-149
- [Dawson1974]: Dawson, D.B., Pelloux, R.M.N., 1974. Corrosion fatigue crack growth of titanium alloys in aqueous environments. *Metallurg. Trans.* 5, 723–731.

- [Degallaix2007] : Degallaix, S., Ilschner, B. 2007 Caractérisation expérimentale des matériaux I : Propriétés physiques, thermiques et mécaniques
- [Delahay2004] : Delahay, T. 2004. Développement d'une méthode probabiliste de calcul en fatigue multiaxiale prenant en compte la répartition volumique des contraintes. Ph.D. Thesis, Université Bordeaux I
- [Demulsant1995]: Demulsant, X., Mendez, J. 1995. Microstructural effects on small fatigue crack initiation and growth in Ti-6Al-4V alloys. *Fatigue of Engineering Materials and structures* 18, 1483-1497
- [El Hadad1979]: El Hadad, M.H., Topper, T.H., Smith, K.N., 1979. Prediction of non propagating cracks. *Engineering Fracture Mechanics* 11. 573-584
- [Feng2009]: Feng, B.X., Mao, X.N., Yang, G.J., Yu, L.L., Wu X.D., 2009. Residual stress field and thermal relaxation behavior of shot-peened TC4-DT titanium alloy. *Materials Science and Engineering A* Volume 512, n°1-2, pp.105-108
- [Ferré2013]: Ferré, R., 2013. Etude expérimentale et modélisation de la durabilité d'un contact aube/disque de soufflante grenailé revêtu soumis à des chargements de Fretting/Fatigue/Usure. PhD thesis, ECOLE CENTRALE DE LYON
- [Ferry2017]: Ferry, B., 2017. Study of the Stress Gradient Effect and the Size Effect in Fretting Fatigue. PhD thesis, Universidade de Brasilia-Université Paris-Saclay
- [Fouvry2000]: Fouvry, S., Kapsa, P., Vincent, L., 2000. A Multiaxial Fatigue Analysis of Fretting Contact Taking Into Account the Size Effect. In ASTM. pp. 167–182
- [Freiherr von Thungen2017]: Freiherr von Thungen, I., 2017. Effet dwell : relation microstructure-microtexture-propriétés mécaniques de l'alliage de titane Ti6242. Ph.D. Thesis, ISAE ENSMA
- [Frost1959]: Frost, N.E., 1959. A relation between the critical alternating propagation stress and crack length for mild steel. *Proc Inst Mech Eng*; 173:811–34
- [Gadouini2007]: Gadouini, H., 2007. Influence des défauts sur la tenue en fatigue des métaux soumis à des sollicitations cycliques multiaxiales : Application à des éléments de liaison au sol. Ph.D. Thesis, ISAE ENSMA-Faculté des sciences fondamentales appliquées
- [Gallego]: Gallego, L., 2007. Fretting et Usure des Contacts Mécaniques : Modélisation Numérique. Ph.D. Thesis, Institut National des Sciences Appliquées de Lyon
- [Giannakopoulos2000]: Giannakopoulos, A.E., Lindley, T.C., Suresh, S., Chenut, C., 2000. Similarities of stress concentrations in contact at round punches and fatigue at notches: implications to fretting fatigue crack initiation. *Fatigue Fract Engng Mater Struct* 23, 561–571
- [Gilbert1989]: Gilbert, J.L., Piehler, H.R., 1989. Grain egression : A new mechanism of fatigue crack initiation in Ti-6Al-4V. *Metallurgical Transactions*, 20A, 1715-1725
- [Gomina1988]: Gomina, M., Fourvel, P., Osterstock, F., Chermant, J.L., 1988. Résistance à la propagation d'un composite à fibres C-SiC. *Revue de Physique Appliquée* 23 (3), pp.183-191
- [Gregory1994]: Gregory, J.K., 1994. Handbook of fatigue crack propagation in metallic structures. Vol. 1. Chap. Fatigue crack propagation in titanium alloys, 281-322
- [Gross1972]: Gross, R., Mendelson, A., 1972. Plane elastostatic analysis of V-notched plates. *International Journal of Fracture Mechanics* 8, 267-276

- [Haritos1999]: Haritos, G.K., Nicholas, T., Lanning, D.B., 1999. Notch size effects in HCF behavior of Ti-6Al-4V. *International Journal of Fatigue* 21, 643–652
- [Henaff2005]: Hénaff, G., Morel, F., 2005. *Fatigue des structures*
- [Hiness1999]: Hines, J. A., Lutjering, G., 1999. Propagation of microcracks at stress amplitudes below the conventional fatigue limit in Ti-6Al-4V. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials and Structures* 22.8, pp. 657–665.
- [Ivanova1999]: Ivanova, S.G., Cohen, F.S., Biederman, R.R., Sisson Jr., R.D., 1999. Role of microstructure in the mean stress dependence of fatigue strength in Ti-6Al-4V alloy. TMS Fall Meeting
- [Ivanova2002]: Ivanova, S.G., Biederman, R.R., Sisson Jr, R.D., 2002. Investigation of Fatigue Crack Initiation in Ti-6Al-4V During Tensile-Tensile Fatigue. *Journal of Materials Engineering and Performance* 11.2, pp. 226–231
- [Jiang2006]: Jiang, X.P., Wang, X.Y., Li, J.X., Li, D.Y., Man, C.-S., Shepard, M.J., Zhai, T., 2006. Enhancement of fatigue and corrosion properties of pure Ti by sandblasting. *Materials Science and Engineering A* Volume 429, n°1-2, pp.30-35
- [Kakuno1979]: Kakuno, H., Kawada, Y., 1979. A new criterion of fatigue strength of a round bar subjected to combined static and repeated bending and torsion. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, vol. 2, pp. 229-236
- [Kaminski2007]: Kaminski, M., 2007. Modélisation de l'endommagement en fatigue des superalliages monocristallins pour aubes de turbines en zone de concentration de contrainte. Ph.D. Thesis, Ecole Nationale Supérieure des Mines de Paris
- [Kuno1989]: Kuno, M., Waterhouse, R.B., Nowell, D., Hills, D.A., 1989. Initiation and Growth of fretting Fatigue Cracks in the partial Slip Regime. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials and Structures*, 12, pp.387–398
- [Lanning1999]: Lanning, D.B., Haritos, G.K., Nicholas, T., 1999. Influence of stress state on high cycle fatigue of notched Ti-6Al4V specimens. *International Journal of Fatigue* 21, S87–S95
- [Lanning2003]: Lanning, D.B., Nicholas, T., Polazotto, A., 2003. HCF notch predictions based on weakest-link failure models. *International Journal of Fatigue* 25, 835-841
- [Lanning2005]: Lanning, D.B., Nicholas, T., Haritos, G.K., 2005. On the use of critical distance theories for the prediction of the high cycle fatigue limit stress in notched Ti-6Al-4V. *International Journal of Fatigue* 27.1, pp. 45–57.
- [Lazzarin2006]: Lazzarin, P., Filippi, S., 2006. A generalized stress to be applied to rounded V-shaped notches. *International Journal of Solids and Structures* 43, 2461-2478
- [Le Biavant-Guerrier2000]: Le Biavant-Guerrier, K., 2000. Etude de l'amorçage de fissures de fatigue dans le Ti-6Al-4V. Ph.D. Thesis, Ecole Centrale Paris
- [Leopold2011]: Leopold, G., 2016. Influence des défauts de fonderie sur la tenue en fatigue d'un alliage de titane moule. Ph.D. Thesis, ISAE-ENSMA
- [Li2016]: Li, J., Liu, Y.J., Wang, Q.Y., Hou, F. 2016. Effect of Temperature and Loading Frequency on the Fatigue Behavior of Ti-17. *Key Engineering Materials*, Vol. 664, pp. 131-139

- [Lin2014]: Lin, B., Lupton, C., Spanrad, S., Schofield, J., Tong, J., 2014. Fatigue crack growth in laser-shock-peened Ti-6Al-4V aerofoil specimens due to foreign object damage. *International Journal of Fatigue* 59, pp. 23–33.
- [Lukáš1987]: Lukáš, P., 1987. Stress intensity factor for small notch-emanated cracks. *Engineering Fracture Mechanics* 26 (3). 471-473
- [Mabru2012]: Mabru, C., 2012. Etats de surface - Matériaux de surface : Résistance à l'endommagement. [HDR], Institut National Polytechnique de Toulouse
- [Madge2007]: Madge, J.J., Leen, S.B., Shipway, P.H., 2007. The critical role of fretting wear in the analysis of fretting fatigue. *Wear*, 263(1-6), pp.542–551
- [Mall2004]: Mall, S., Namjoshi, S.A., Porter, W.J., 2004. Effects of microstructure on fretting fatigue crack initiation behavior of Ti-6Al-4V. *Materials Science and Engineering A* 383; 334–340
- [Martins2007]: Martins, L.H.L., Ferro, J.C.T., Ferreira, J.L.A., Araújo, J.A., Susmel, L., 2007. A A Notch Methodology to Estimate Fretting Fatigue Strength. *Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering* XXIX, 76-84
- [Maxwell1999]: Maxwell, D.C., Nicholas, T., 1999. A rapid method for generation of a Haigh diagram for high cycle fatigue. *Fatigue and Fracture Mechanics: 29th Volume*
- [Miller1973]: Miller, K.J., Brown, M.W., 1973. A theory of failure under multiaxial stress-strain conditions. *Proc. Instn. Mech. Engrs*, 87, 745-755
- [Milosevic1987]: Milosevic, Z., Bathias, C., Pellissier-Tanon, A., 1987. Ductile crack growth of surface cracks in thin welded joints of an aluminium alloy 7020 T6. *Engineering Fracture Mechanics* 26 n°1 . 33-43
- [Montebello2015]: Montebello, C., 2015. Analysis of the stress gradient effect in Fretting-Fatigue through a description based on nonlocal intensity factors. Ph.D. Thesis, Université Paris-Saclay
- [Morrissey1997]: Morrissey, R.J., 1997. Frequency and mean stress effects in high cycle fatigue of Ti-6Al-4V. Ph.D. Thesis, Georgia Institute of Technology
- [Morrissey1999]: Morrissey, R.J., McDowell, D.L., Nicholas, T., 1999. Frequency and stress ratio effects in high cycle fatigue of Ti-6Al-4V. *International Journal of Fatigue* 21 (1999) 679–685
- [Murakami1994]: Murakami, Y., Endo, M., 1994. Effects of defects, inclusions and inhomogeneities on fatigue strength. *International Journal of Fatigue*, vol. 16, pp. 163-182
- [Nagai1993]: Nagai, K., Yuri, T., Umeza, O., Ogata, T., Ishikawa, K., Ito, Y., 1993. High cycle fatigue properties of Ti-6Al-4V alloys at cryogenic temperatures. *Titanium*. Ed. by Caplan IL Froes FH. Warrendale (PA), pp. 1827–34.
- [Nalla2002]: Nalla, R.K., Boyce, B.L., Campbell, J.P., Peters, J.O., Ritchie, R.O., 2002. Influence of microstructure on high-cycle fatigue of Ti-6Al-4V: Bimodal vs. lamellar structures. *Metallurgical and Materials Transactions A* 33.13, pp. 899–918
- [Nalla2003]: Nalla, R.K., Altenberger, I., Noster, U., Liu, G.Y., Scholtes, B., Ritchie, R.O., 2003. On the influence of mechanical surface treatments—deep rolling and laser shock peening—on the fatigue behavior of Ti-6Al-4V at ambient and elevated temperatures. *Materials Science and Engineering: A* 355.1-2, pp. 216–230



- [Navarro2008]: Navarro, C., Munoz, S., Domínguez, J., 2008. On the use of multiaxial fatigue criteria for fretting fatigue life assessment. *International Journal of Fatigue*, 30(1), pp.32–44
- [Navarro2011]: Navarro, C., Vásquez, J., Domínguez, J., 2011. A general model to estimate life in notches and fretting fatigue. *Engineering Fracture Mechanics* 78; 1590–1601
- [Neal1976]: Neal, D.F., Blenkinsop, P.A., 1976. Internal fatigue origin in  $\alpha - \beta$  titanium alloys. *Acta metallurgica*, 24, 59-63
- [Nicholas2002]: Nicholas, T., 2002. Step loading for very high cycle fatigue. *Fatigue Fracture Engng Mater Struct* 25, 861-869
- [Pan2017]: Pan, Z., Feng, Y., Liang, S.Y., 2017. Material microstructure affected machining: a review. *Manufacturing Rev.* 2017, 4,5
- [Papadopoulos1996]: Papadopoulos, I. V., Panoskaltsis, V.P., 1996. Invariant formulation of a gradient dependent multiaxial high-cycle fatigue criterion *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 55, pp. 513-528
- [Papakyriacou2001]: Papakyriacou, M., Mayer, H., Pypen, C., Plenk Jr, H., Stanzl-Tschegg, S., 2001. Influence of loading frequency on high cycle fatigue properties of b.c.c. and h.c.p. metals. *Materials Science and Engineering A308 (2001)* 143–152
- [Pazos2010]: Pazos, L., Corengia, P., Svoboda H., 2010. Effect of surface treatments on the fatigue life of titanium for biomedical applications. *Journal of the mechanical behavior of biomedical materials*, Volume 3, n°6, pp.416-424
- [Pessard2013]: Pessard, E., Bellett, D., Morel, F., Koutiri, I., 2013. A mechanistic approach to the Kitagawa–Takahashi diagram using a multiaxial probabilistic framework. *Engineering Fracture Mechanics* 109; 89–104
- [Peters1980]: Peters, M., Gysler, A., Lutjering, G., 1980. Influence of microstructure on the fatigue behavior of Ti-6Al-4V. 1777-1786 of: Kimura, H., Izumi, O., *Titanium'80 science and technology*, vol.III
- [Peters1984]: Peters, M., Gysler, A., Lutjering, G., 1984. Influence of texture on fatigue properties of Ti-6Al4V. *Metallurgical Transactions A* 15.8, pp. 1597–1605
- [Prot1937]: Prot, M., 1937. Un nouveau type de machine d'essai des métaux a la fatigue par flexion rotative. *Rev Metall*; 34:440.
- [Proudhon2006]: Proudhon, H., Fouvry, S., Yantio, G., 2006. Determination and prediction of the fretting crack initiation: introduction of the (P, Q, N) representation and definition of a variable process volume. *International Journal of Fatigue*, 28(7), pp.707–713.
- [Proudhon2007]: Proudhon, H., Buffiere, J., Fouvry, S., 2007. Three-dimensional study of a fretting crack using synchrotron X-ray micro-tomography. *Engineering Fracture Mechanics*, 74, pp.782–793
- [Puerta2010]: Puerta Velasquez, J.D., Tidu, A., Bolle, B., Chevrier, P., Fundenberger, J.J., 2010. Sub-surface and surface analysis of high speed machined Ti6Al-4V alloy. *Materials Science and Engineering Vol. 527*, p.2572-2578
- [Rabbe2000]: Rabbe, P., Lieurade, H.P., Galtier, A., 2000. *Essais de fatigue - Partie I. Techniques de l'Ingénieur*.
- [Ritchie1999]: Ritchie, R.O., Davidson, D.L., Boyce, B.L., Campbell, J.P., Roder, O., High-cycle fatigue of Ti-6Al-4V. *Fatigue Fract Engng Mater Struct* 22, 621-631

- [Sadanda1997]: Sadananda, K., Vasudevan, A.K., 1997. Short crack growth and internal stresses. *Int. J. Fatigue* Vol. 19, Supp. No. 1, pp. S99–S108
- [Sines1959]: Sines, G., 1959. Behavior of metals under complex static and alternating stresses. *Metal fatigue*, vol. 1, pp. 145-169
- [Susmel2007]: Susmel, L., Taylor, D., 2007. Non-propagating cracks and high-cycle fatigue failures in sharply notched specimens under in-phase Mode I and II loading. *Engineering Failure Analysis*, 14(5), 861-876
- [Susmel2008]: Susmel, L., Taylor, D., 2008. On the use of the Theory of Critical Distances to predict static failures in ductile metallic materials containing different geometrical features. *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 75, pp. 4410-4421
- [Takeuchi2008]: Takeuchi, E., Furuya, Y., Nagashima, N., Matsuoka, S., 2008. The effect of frequency on the giga-cycle fatigue properties of a Ti-6Al-4V alloy. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures* 31, 599-605
- [Taylor2005]: Taylor, D., Cornetti, P., Pugno, N., 2005. The fracture mechanics of finite crack extension. *Engineering Fracture Mechanics* 72; 1021–1038
- [Taylor2008]: Taylor, D., 2008. The theory of critical distances. *Engineering Fracture Mechanics* 75 . 1696-1705
- [Vallellano2003] : Vallellano, C., Dominguez, J., Navarro, A., 2002. On the estimation of fatigue failure under fretting conditions using notch methodologies. *Fatigue Fract Engng Mater Struct* 26, 469–478
- [Verreman1985]: Verreman, Y., 1985. Comportement en fatigue des joints soudés automatiques. Ph.D. Thesis, Université de Montréal
- [Verreman2008]: Verreman, Y., Limodin, N., 2008. Fatigue notch factor and short crack propagation. *Engineering fracture Mechanics* 75, 1320-1335
- [Vu2010]: Vu, Q., Halm, D., Nadot, Y., 2010. Multiaxial fatigue criterion for complex loading based on stress invariants. *International Journal of Fatigue*, vol. 32, pp. 1004-1014
- [Wagner1999]: Wagner, L., 1999. Mechanical surface treatments on titanium, aluminium and magnesium alloys. *Materials Science and Engineering A* Volume 263, n°2, pp.210-216
- [Wanhill1974]: Wanhill, R.J.H., 1974. Environment and frequency effects during fatigue crack propagation in Ti–2.5Cu (IMI 230) sheet at room temperature. *Corrosion-NACE* 30, 28–35
- [Ward-Close1980]: Ward-Close, C.M., Beevers, J., 1980. The influence of grain orientation on the mode and rate of fatigue crack growth in  $\alpha$ -titanium. *Metallurgical Transaction A*, 11A, 1007-1017
- [Weibull1939]: Weibull, W., 1939. A statistical theory of the strength of materials. *Roy Swed Inst Engng Res Report*; 151
- [Weißgraeber2016]: Weißgraeber, P., Felger, J., Geipel, D., Becker, W., 2016. Cracks at elliptical holes: Stress intensity factor and Finite Fracture Mechanics solution. *European Journal of Mechanics A/Solids* 55, 192-198
- [Yamashita2010]: Yamashita, Y., Ueda, Y., Kuroki, H., Shinozaki, M., 2010. Fatigue life prediction of small notched Ti–6Al–4V specimens using critical distance. *Engineering Fracture Mechanics* 77; 1439-1453

[Zay2011]: Zay, K., Maawad, E., Brokmeier, H.G., Wagner, L., Genzel Ch., 2011. Influence of mechanical surface treatments on the high cycle fatigue performance of TIMETAL 54M. Materials Science and Engineering A Volume 528, n°6, pp.2554-2558

[Zhang2010]: Zhang, X.C., Zhang, Y.K., Lu, J.Z., Xuan, F.Z., Wang, Z.D. et Tu, S.T., 2010. Improvement of fatigue life of Ti-6Al-4V alloy by laser shock peening Materials Science and Engineering A Volume 527, n°15, pp.3411-3415

[Zhu2001]: Zhu, M.H., Zhou, Z.R., Kapsa, Ph., Vincent, L., 2001. Radial fretting fatigue damage of surface coatings. Wear, 250(1-12), pp.650–657

[Zuo2008a]: Zuo, J.H., Wang, Z.G., Han, E.H., 2008. Effect of microstructure on ultra-high cycle fatigue behavior of Ti–6Al–4V. Materials Science and Engineering: A 473.1-2, pp. 147–152.

[Zuo2008b]: Zuo, J.H., Wang, Z.G., Han, E.H., 2008. Fatigue Behaviour of Ti-6Al-4V Alloy in Vacuum and at Low Temperature. Advanced Materials Research. Vol. 41-42, pp. 83–90.

# Table des illustrations

|                                                                                                                                                                                                                                                          |    |
|----------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|----|
| Figure I-1 : Cristallographie du Titane pur [Combres1995] .....                                                                                                                                                                                          | 6  |
| Figure I-2 : Classification des alliages de titane [Benson1972] .....                                                                                                                                                                                    | 7  |
| Figure I-3 : Représentation schématique des structures micrographiques d'équilibre des alliages de titane [Combres1995] .....                                                                                                                            | 7  |
| Figure I-4 : Diagramme TTT du TA6V à partir du domaine $\beta$ [Combres1995] .....                                                                                                                                                                       | 9  |
| Figure I-5 : Différentes morphologies de l'alliage TA6V obtenues par différents traitements thermiques [Combres1995] .....                                                                                                                               | 9  |
| Figure I-6 : Schéma de traitement thermomécanique du TA6V [Le Biavant-Guerrier2000] .....                                                                                                                                                                | 10 |
| Figure I-7 : Aspect schématique d'une surface de rupture de fatigue [Henaff2005] .....                                                                                                                                                                   | 10 |
| Figure I-8 : Différents stades de fissurations en fonction de la taille de fissure [Miller1973] .....                                                                                                                                                    | 11 |
| Figure I-9 : Passage d'une propagation stade I à stade II [Henaff2005] .....                                                                                                                                                                             | 11 |
| Figure I-10 : Facettes de pseudo clivage produites par des amorçages à proximité de concentrateurs de contraintes (a) et (b) [Le Biavant-Guerrier2000] ou par effet dwell (c) [Bache2003] .....                                                          | 12 |
| Figure I-11 : Génération des surfaces à l'étau limeur [Mabru2012] .....                                                                                                                                                                                  | 13 |
| Figure I-12 : Durée de vie et limites de fatigue en fonction des états de surface produits par un étai limeur [Mabru2012] .....                                                                                                                          | 13 |
| Figure I-13 : Surface usinée par deux outils différents : orientation de la microstructure proche de la surface usinée [Pan2017] .....                                                                                                                   | 15 |
| Figure I-14 : Microstructure modifiée par la surface usinée d'un TA6V : 3 zones distinctes [Puerta2010] .....                                                                                                                                            | 15 |
| Figure I-15 : Couche blanche observée sur la surface d'un TA6V [Che-haron2005] .....                                                                                                                                                                     | 16 |
| Figure I-16 : Amorçage en fatigue d'une éprouvette de TA6V moulé à la limite entre « matériau sain » et matériau affecté par le procédé d'électroérosion [Leopold2011] .....                                                                             | 16 |
| Figure I-17 : Effets de traitements mécaniques de surface sur la tenue en fatigue de deux Ti-6Al-7Nb, refroidis à l'air (a) ou à l'eau (b). Eprouvettes formées par polissage électrolytique (EP) puis grenailée (SP) ou galetée (RB) [Wagner1999] ..... | 17 |
| Figure I-18 : Effet de fréquence de sollicitation sur la propagation de fissures dans le TA6V [Ritchie1999] .....                                                                                                                                        | 18 |
| Figure I-19 : Effets de fréquence sur la tenue en fatigue à grand nombre de cycles d'éprouvettes lisses amorçant en interne (a), sur la surface lisse (b) et d'éprouvettes entaillées (c) et (d) [Takeuchi2008] .....                                    | 18 |
| Figure I-20 : Courbes SN d'alliages de TA6V provenant de résultats de la bibliographie [Bellecave2015] .....                                                                                                                                             | 19 |
| Figure I-21 : Répartitions des contraintes à un instant donné du cycle sur la section droite d'une éprouvette cylindrique de révolution sollicitée au même niveau de contrainte en traction, flexion rotative ou flexion plane [Henaff2005] .....        | 22 |
| Figure I-22 : Etude de la limite de fatigue d'un acier pour des éprouvettes de laboratoire de 8 mm de diamètre (Standard specimens) et des pièces industrielles de 190 mm de diamètre (Full-scale specimens) [Beretta2005] .....                         | 23 |
| Figure I-23 : Courbe de Wöhler d'un acier doux, les points simples sont des points à rupture et ceux avec une flèche des points à non rupture [Bailon2000] .....                                                                                         | 24 |
| Figure I-24 : Exemple de détermination de la limite de fatigue médiane à N cycles par la méthode de l'escalier [Rabbe2000] .....                                                                                                                         | 24 |
| Figure I-25 : Illustration de la méthode par paliers .....                                                                                                                                                                                               | 26 |
| Figure I-26 : Non-influence de la méthode d'obtention des limites de fatigue d'un TA6V (a) [Nicholas2002], (b) [Bellows1999] .....                                                                                                                       | 26 |

|                                                                                                                                                                                                                             |    |
|-----------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|----|
| Figure I-27 : Non influence de la méthode d'obtention de la limite de fatigue d'une éprouvette entaillée en TA6V [Haritos1999] .....                                                                                        | 27 |
| Figure I-28 : Effet du Kt sur la limite de fatigue et domaine d'existence des fissures non propageantes [Frost1959] .....                                                                                                   | 28 |
| Figure I-29 : Prédiction de fissures non propageantes [El hadad 1979] .....                                                                                                                                                 | 28 |
| Figure I-30 : Phénomène de fretting-fatigue dans le cas de pied d'aube [Gallego2007] .....                                                                                                                                  | 29 |
| Figure I-31 : Deux domaines de fretting-fatigue, [Ferre2013] .....                                                                                                                                                          | 30 |
| Figure I-32 : (a) schéma de la machine d'essais en fretting-fatigue (b) Forces appliquées lors d'un essai de fretting-fatigue (c) Diagramme des sollicitations cycliques [Bellecave2015] .....                              | 31 |
| Figure I-33 : Schéma du contact entre les pads et l'éprouvette [Araújo2015].....                                                                                                                                            | 31 |
| Figure I-34 : Différents stades de fissuration en fretting-fatigue [Montebello] .....                                                                                                                                       | 32 |
| Figure I-35 : Etude des angles des différentes phases de la fissuration [Prouhdon2007].....                                                                                                                                 | 33 |
| Figure I-36 : Facies de rupture d'un TA6V (microstructure bimodale) soumis à du fretting-fatigue [Mall2004] .....                                                                                                           | 34 |
| Figure I-37 : Comparaison des profils des contraintes élastiques pour des cas de fretting-fatigue et de fatigue sur entaille proche vis-à-vis de la répartition des contraintes [Navarro2011] .....                         | 35 |
| Figure I-38 Définition du gradient des contraintes de Crossland pour le critère de [Gadouini2007]... 37                                                                                                                     | 37 |
| Figure I-39 : Effet du facteur de forme (m) et de la contrainte seuil ( $\sigma_u$ ) de la loi de Weibull sur (a) la densité de probabilité de rupture et (b) la distribution des probabilités de rupture [Pessard2013] ... | 40 |
| Figure II-1 : Extraction de cylindre provenant d'un quart de disque FAN en TA6V .....                                                                                                                                       | 43 |
| Figure II-2 : EPC15 : Micrographie de la microstructure du matériau .....                                                                                                                                                   | 45 |
| Figure II-3 : Définition des plans d'observation pour les modifications de microstructure.....                                                                                                                              | 46 |
| Figure II-4 : EPB11 : Image MEB d'une coupe (plan du meulage) polie et attaquée de la zone meulée .....                                                                                                                     | 47 |
| Figure II-5 : EPB11 : Observation de la zone affectée par le meulage (coupe dans le sens du meulage) .....                                                                                                                  | 48 |
| Figure II-6 : EPB11 : Courbure de la microstructure proche de la zone meulée .....                                                                                                                                          | 48 |
| Figure II-7 : Observation de la zone affectée par le meulage (coupe perpendiculaire au meulage) ....                                                                                                                        | 49 |
| Figure II-8 : Zone affectée par le meulage et endommagement .....                                                                                                                                                           | 50 |
| Figure II-9 : EPD7 : Modification de la microstructure en fond d'entaille $p=50\text{ }\mu\text{m}$ .....                                                                                                                   | 51 |
| Figure II-10 : EPD7 : Types de modifications de microstructure observés avec $p=50\mu\text{m}$ .....                                                                                                                        | 52 |
| Figure II-11 : Modification de la microstructure en fond d'entaille ; $p=200$ (a,b) et $500\text{ }\mu\text{m}$ (c,d) .....                                                                                                 | 53 |
| Figure II-12 : Dispositif d'usinage des entailles (rectifieuse plane) .....                                                                                                                                                 | 55 |
| Figure II-13 : Meules d'usinage pour les entailles micrométriques et géométries cibles des entailles                                                                                                                        | 56 |
| Figure II-14 : Paramètres géométriques d'une entaille .....                                                                                                                                                                 | 57 |
| Figure II-15 : Profil des contraintes dans la profondeur pour 3 rayons de fond d'entaille.....                                                                                                                              | 57 |
| Figure II-16 : influence de l'inclinaison d'une entaille sur le champ de contrainte .....                                                                                                                                   | 58 |
| Figure II-17 : Epreuve avec 2 entailles inclinées .....                                                                                                                                                                     | 59 |
| Figure II-18: Concentration des contraintes de Mises due à la profondeur des entailles .....                                                                                                                                | 59 |
| Figure II-19 : Effet de la profondeur des entailles sur les champs mécaniques en présence de 2 entailles .....                                                                                                              | 60 |
| Figure II-20 : Plan des éprouvettes d'essai sans entaille .....                                                                                                                                                             | 61 |
| Figure II-21 : Positionnement et état de surface d'une entaille sur les éprouvettes.....                                                                                                                                    | 62 |
| Figure II-22 : Géométries d'entaille étudiées.....                                                                                                                                                                          | 62 |
| Figure II-23 : Géométrie de comparaison au fretting-fatigue et définition de la distance inter-entailles .....                                                                                                              | 63 |
| Figure II-24 : Recalage optique de la meule en face de l'entaille .....                                                                                                                                                     | 63 |
| Figure II-25 : Fabrication des répliques des entailles .....                                                                                                                                                                | 65 |



|                                                                                                                                                                                                                                                |     |
|------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|-----|
| Figure II-26 : Analyse des répliques par microscopie optique .....                                                                                                                                                                             | 65  |
| Figure II-27 : Profil 3D d'un fond d'entaille par microscopie optique ( $\rho=500\mu\text{m}$ ) .....                                                                                                                                          | 66  |
| Figure II-28 : Profil 2D d'une entaille, permettant de mesurer $\rho$ ( $\rho=500\mu\text{m}$ ) .....                                                                                                                                          | 66  |
| Figure II-29 : Contrôle optique d'alignement des entailles ( $\rho= 200\mu\text{m}$ , $P= 1200\mu\text{m}$ ) .....                                                                                                                             | 67  |
| Figure II-30 : Définition du paramètre de désalignement des entailles.....                                                                                                                                                                     | 67  |
| Figure II-31 : Notations utilisées pour contrôler les entailles inclinées .....                                                                                                                                                                | 69  |
| Figure II-32 Observation des surfaces meulées au microscope interférométrique.....                                                                                                                                                             | 71  |
| Figure II-33 : Modèles complet (a), partie utile (b) et 2D (c).....                                                                                                                                                                            | 75  |
| Figure II-34 : Lignes de post traitement des calculs .....                                                                                                                                                                                     | 77  |
| Figure II-35 : Direction de post-traitement des modèles .....                                                                                                                                                                                  | 77  |
| Figure II-36 : Maillages utilisés sur une éprouvette avec $\rho=50\mu\text{m}$ dans le cas où $n=20\mu\text{m}$ (a) et $n=10\mu\text{m}$ (b).....                                                                                              | 78  |
| Figure II-37 : Convergence au sens du maillage dans la profondeur pour $\rho=200\mu\text{m}$ .....                                                                                                                                             | 79  |
| Figure II-38 : Convergence au sens du maillage en fond d'entaille pour $\rho=200\mu\text{m}$ .....                                                                                                                                             | 79  |
| Figure II-39 : Influence de la géométrie du bord de l'éprouvette sur la chute des contraintes .....                                                                                                                                            | 80  |
| Figure II-40 : Comparaison des résultats de simulation des modèles complets et partie utile .....                                                                                                                                              | 81  |
| Figure II-41 : Comparaison des résultats de simulation 3D et 2D contraintes planes .....                                                                                                                                                       | 82  |
| Figure II-42 : Comparaison des résultats de simulation 3D et 2D déformations planes.....                                                                                                                                                       | 82  |
| Figure II-43 : Contrainte dans la direction de sollicitation pour une éprouvette de référence .....                                                                                                                                            | 84  |
| Figure II-44 : Champs de contrainte des éprouvettes de référence contrainte dans la direction Y (a), X (d) et Z (f), Contrainte de Mises (b), pression hydrostatique (c) et cisaillement selon le plan XY (e)...                               | 84  |
| Figure II-45 : Champs de contrainte dans la direction de sollicitation en fonction du rayon d'entaille                                                                                                                                         | 85  |
| Figure II-46 : Profils des contraintes pour les entailles non inclinées .....                                                                                                                                                                  | 86  |
| Figure II-47 : Visualisation des champs de contrainte pour les éprouvettes avec 2 entailles .....                                                                                                                                              | 86  |
| Figure II-48 : Evolution du champ de contrainte dans la profondeur formé par une charge statique en présence de 2 entailles les champs de contrainte sont normés par la contrainte dans la direction de sollicitation en fond d'entaille)..... | 87  |
| Figure II-49 : Optimisation de la contrainte de Crossland entre fretting et 2 entailles inclinées .....                                                                                                                                        | 88  |
| Figure II-50 : Comparaison des champs de contraintes (maximum sur un cycle) en fretting et en entaille .....                                                                                                                                   | 89  |
| Figure II-51 : Comparaison des champs de contraintes (amplitude sur un cycle) en fretting et en entaille .....                                                                                                                                 | 90  |
| Figure II-52 : Comparaison des contraintes de Crossland normées dans le cas du fretting ou d'entailles .....                                                                                                                                   | 91  |
| Figure II-53 : Modification des champs de contraintes par une erreur de 10% sur $\rho$ .....                                                                                                                                                   | 92  |
| Figure II-54 : Modification des champs de contraintes par une erreur de 10% sur $P$ .....                                                                                                                                                      | 92  |
| Figure II-55 : Influence du désalignement des entailles sur le champ de contrainte .....                                                                                                                                                       | 93  |
| Figure II-56 : Influence de modifications géométriques sur le champ de contraintes des entailles inclinées.....                                                                                                                                | 94  |
| Figure III-1 : Machine d'essais vibratoire : le vibrophore .....                                                                                                                                                                               | 99  |
| Figure III-2 : Schéma de principe de la méthode par paliers.....                                                                                                                                                                               | 100 |
| Figure III-3 : Détermination de la limite de fatigue en utilisant la méthode par paliers.....                                                                                                                                                  | 100 |
| Figure III-4 : Positionnement des points expérimentaux des éprouvettes "de référence" sur une courbe SN .....                                                                                                                                  | 102 |
| Figure III-5 : Faciès de rupture de l'éprouvette B5 : amorçage unique.....                                                                                                                                                                     | 103 |
| Figure III-6 : Etats de surface présents sur une éprouvette « de référence ».....                                                                                                                                                              | 103 |
| Figure III-7 : Site d'amorçage à l'interface meulage-fraisage .....                                                                                                                                                                            | 104 |
| Figure III-8 : schématisation de l'effet de "marche" entre la zone meulée et fraisée .....                                                                                                                                                     | 104 |

|                                                                                                                                                                                                                                                                                     |     |
|-------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|-----|
| Figure III-9 : EPB7 : Faciès de rupture amorcé sur une marche (interface meulage-fraisage) faciès général (a) et zoom sur l'amorçage (b) .....                                                                                                                                      | 105 |
| Figure III-10 : Correction du problème de "marche" sur une éprouvette de référence .....                                                                                                                                                                                            | 105 |
| Figure III-11 : EPB6 : Micrographie optique de l'amorçage sur la surface tournée .....                                                                                                                                                                                              | 106 |
| Figure III-12 : EPB9 : Micrographie électronique d'un amorçage en coin.....                                                                                                                                                                                                         | 107 |
| Figure III-13 : EPB9 : Micrographie optique d'un amorçage en coin.....                                                                                                                                                                                                              | 107 |
| Figure III-14 : EPB14 : Micrographie optique d'un faciès de rupture type d'une éprouvette de référence .....                                                                                                                                                                        | 108 |
| Figure III-15 : EPB5 : Micrographie électronique d'un amorçage classique d'une éprouvette de référence .....                                                                                                                                                                        | 108 |
| Figure III-16 : EPB11 : Etude de la zone d'amorçage .....                                                                                                                                                                                                                           | 109 |
| Figure III-17 : EPB8 : Zone affectée par le meulage proche du site d'amorçage .....                                                                                                                                                                                                 | 110 |
| Figure III-18 : EPB5 : Etude de la zone d'amorçage .....                                                                                                                                                                                                                            | 111 |
| Figure III-19 : EPB8 : recherche de zones affectées par le meulage en dehors de l'amorçage.....                                                                                                                                                                                     | 113 |
| Figure III-20 : Résultats des essais sur les éprouvettes de référence R=0,1 .....                                                                                                                                                                                                   | 117 |
| Figure III-21 : Influence du rayon de fond d'entaille sur la durée de vie en fatigue à R=0,1 .....                                                                                                                                                                                  | 119 |
| Figure III-22 : Diagramme SN des différentes géométries d'éprouvettes avec 2 entailles inclinées...                                                                                                                                                                                 | 119 |
| Figure III-23 : EPA13 : Observation de la direction de propagation macroscopique .....                                                                                                                                                                                              | 120 |
| Figure III-24 : EPA3 : Observation de la direction de propagation macroscopique .....                                                                                                                                                                                               | 120 |
| Figure III-25 : EPD11 : Trajet de fissuration dans le cas d'une éprouvette avec deux entailles inclinées ; observation de la fissure par le coté (a) et (b) ; des faciès de rupture (c) et (d) et champs de la contrainte de Mises maximale sur un cycle lors de l'essais (e) ..... | 121 |
| Figure III-26 : EPA3 : (a) vue générale du faciès de rupture (b) détail d'un site d'amorçage .....                                                                                                                                                                                  | 122 |
| Figure III-27 : EPA5 : (a) et (b) vue générale du faciès ; (c) et (d) Observation d'un site d'amorçage ; (e) Observation du faciès de rupture à 250 µm de la surface meulée et (f) à 500 µm .....                                                                                   | 123 |
| Figure III-28 : EPA6 : Micrographies d'un faciès avec un front de fissure droit .....                                                                                                                                                                                               | 125 |
| Figure III-29 : EPD03 : Recherche d'un amorçage en fond d'entaille.....                                                                                                                                                                                                             | 126 |
| Figure III-30 : EPD13 : recherche de zones d'amorçages multiples (1) .....                                                                                                                                                                                                          | 128 |
| Figure III-31 : EPD13 : recherche de zones d'amorçages multiples (2) .....                                                                                                                                                                                                          | 129 |
| Figure III-32 : EPD13 : recherche de zones d'amorçages multiples (3) .....                                                                                                                                                                                                          | 130 |
| Figure III-33 : EPC20 : Etude de l'angle de propagation dans les premiers stades de fissuration .....                                                                                                                                                                               | 132 |
| Figure III-34 : Schéma explicatif de l'angle de propagation recherché $\rho = 50 \mu\text{m}$ .....                                                                                                                                                                                 | 133 |
| Figure III-35 : EPD13 : Etude de l'angle de propagation dans les premiers stades de fissuration (1). 134                                                                                                                                                                            | 134 |
| Figure III-36 : EPD13 : Etude de l'angle de propagation dans les premiers stades de fissuration (2). 135                                                                                                                                                                            | 135 |
| Figure III-37 : Résultats expérimentaux sur les éprouvettes possédant une entaille .....                                                                                                                                                                                            | 138 |
| Figure III-38 : Courbes SN avec ou sans entailles calculées à partir de la formule de Stomayer.....                                                                                                                                                                                 | 139 |
| Figure III-39 : Profil de $\sigma_{VM \max}$ à la limite de fatigue R=0,1 pour chaque rayon de fond d'entailles ...                                                                                                                                                                 | 140 |
| Figure III-40 : Points expérimentaux des éprouvettes entaillées, effet d'une seconde entaille inclinée sur la limite de fatigue.....                                                                                                                                                | 142 |
| Figure III-41 : Profils de la contrainte de Mises des éprouvettes avec 1 ou 2 entailles pour un chargement correspondant à la limite de fatigue.....                                                                                                                                | 143 |
| Figure III-42 : Comparaison des champs de contraintes en fretting-fatigue et en fatigue sur des éprouvettes possédant 2 entailles micrométriques en fatigue à grand nombre de cycles ( $5.10^5 < N < 10^6$ ) .....                                                                  | 144 |
| Figure III-43 : Observation d'un fond d'entaille après un palier à 90% de la limite de fatigue.....                                                                                                                                                                                 | 145 |
| Figure III-44 : Observation de fissures micrométriques en fond de défaut par analyse MEB de coupes polies [Rapport interne] .....                                                                                                                                                   | 146 |
| Figure III-45 : Marquage de fissures à l'encre sur un superalliage [Kaminski2007] .....                                                                                                                                                                                             | 147 |

|                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                           |     |
|-------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|-----|
| Figure III-46 : Marquages thermiques successifs afin de Contrôler l'avancé de fissure [Degallaix2007]                                                                                                                                                                                                                                                                                     | 147 |
| Figure III-47 : Méthodologie du marquage à l'encre des fissures non propageantes.....                                                                                                                                                                                                                                                                                                     | 149 |
| Figure III-48 : EPC18 : Etude du marquage à l'encre d'une petite fissure propageante .....                                                                                                                                                                                                                                                                                                | 150 |
| Figure III-49 : EPD6 : Principe du marquage à l'encre dopé au $ZnI_2$ cartographie de l'iode en violet (a), (b) et (f).....                                                                                                                                                                                                                                                               | 152 |
| Figure III-50 : EPD6 : Analyse d'un front de fissure marqué au $ZnI_2$ , cartographie de l'iode en violet par une analyse EDX .....                                                                                                                                                                                                                                                       | 153 |
| Figure III-51 : EPC10 : Comparaison des facies Avant(a) et (c)/Après (b) et (d) lavage pour révéler le marquage à l'encre.....                                                                                                                                                                                                                                                            | 154 |
| Figure III-52 : EPC10 : Observation d'un facies marqué à l'encre : Arrachement de matière provoqué par la procédure de lavage (a) avant lavage (b) après lavage.....                                                                                                                                                                                                                      | 155 |
| Figure III-53 : EPC15 : Observations de coupes polies : absence de fissures non propageantes.....                                                                                                                                                                                                                                                                                         | 157 |
| Figure III-54 : Contraintes dans la direction de sollicitation d'une fissure de 20 $\mu m$ au fond d'une entaille $\rho=50 \mu m$ .....                                                                                                                                                                                                                                                   | 159 |
| Figure III-55 : Evolution du $\Delta K_I$ en fonction de la profondeur de fissure partant d'une entaille $\rho=50 \mu m$ .....                                                                                                                                                                                                                                                            | 159 |
| Figure III-56 : Evolution du $\Delta K_I$ pour les essais sur les entailles droites isolées pour des chargements correspondant à leurs limites de fatigue .....                                                                                                                                                                                                                           | 160 |
| Figure III-57 : Schématisation des mécanismes pour les essais sur éprouvette « de référence ».....                                                                                                                                                                                                                                                                                        | 162 |
| Figure III-58 : Schématisation des mécanismes pour les éprouvettes entaillées à propagation linéaire .....                                                                                                                                                                                                                                                                                | 163 |
| Figure III-59 : Schématisation des mécanismes pour les éprouvettes entaillées à propagation non linéaire.....                                                                                                                                                                                                                                                                             | 164 |
| Figure IV-1 : Représentation des 3 jeux de données dans le diagramme de Crossland brut (a) ou normé par $\beta_{cr}$ (b) .....                                                                                                                                                                                                                                                            | 170 |
| Figure IV-2 : Répartition des contraintes de Crossland en fond d'entaille pour un chargement correspondant à la limite de fatigue à $R = 0,1$ .....                                                                                                                                                                                                                                       | 171 |
| Figure IV-3 : Gradient des contraintes de Crossland à la limite de fatigue en fonction de $\rho$ .....                                                                                                                                                                                                                                                                                    | 173 |
| Figure IV-4 : THEORIE : Illustration de la méthode du point de la théorie de la distance critique dans le cas parfait .....                                                                                                                                                                                                                                                               | 178 |
| Figure IV-5 : Identification graphique de la distance critique à partir des résultats sur entailles .....                                                                                                                                                                                                                                                                                 | 179 |
| Figure IV-6 : Résultat du critère basé sur la méthode du point de la distance critique.....                                                                                                                                                                                                                                                                                               | 179 |
| Figure IV-7 : Discrétisation de l'espace pour utiliser le critère probabiliste (a) (1 <sup>ère</sup> méthode) utilisation des points d'interpolation pour calculer les probabilités de rupture (b) champs des contraintes de Mises (c) Zone discrétisée pour récupérer les contraintes par la 2 <sup>nd</sup> méthode et (d) Points de discrétisation de la 2 <sup>nd</sup> méthode ..... | 183 |
| Figure IV-8 : Illustration des différentes zones étudiées selon le modèle utilisé (a) modèle volumique, (b) modèle surfacique et (c) modèle subsurfacique sur une profondeur de 10 $\mu m$ .....                                                                                                                                                                                          | 186 |
| Figure IV-9 : Influence de m sur la probabilité de rupture en fonction de la contrainte appliquée ...                                                                                                                                                                                                                                                                                     | 188 |
| Figure IV-10 : Courbes de probabilités de rupture prévues par le critère probabiliste surfacique basé sur la contrainte de Crossland et une optimisation des paramètres.....                                                                                                                                                                                                              | 191 |
| Figure IV-11 : Courbes de probabilités de rupture prévues par le critère probabiliste volumique basé sur la contrainte de Mises et une identification simple des paramètres.....                                                                                                                                                                                                          | 192 |
| Figure IV-12 : Synthèse des prédictions des modèles probabilistes .....                                                                                                                                                                                                                                                                                                                   | 194 |
| Figure IV-13 : Courbes de Wöhler à 10 et 90% de probabilité de rupture d'après M1 (Crossland identifié, modèle surfacique) ; $m=5,21$ .....                                                                                                                                                                                                                                               | 197 |

|                                                                                                                                                                               |     |
|-------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|-----|
| Figure IV-14 : Courbes de Wöhler à 10 et 90% de probabilité de rupture d'après le M2 (Mises identifié, modèle surfacique) ; $m=7,35$ .....                                    | 198 |
| Figure IV-15 : Courbes de Wöhler à 10 et 90% de probabilité de rupture d'après le M3 (Crossland identifié, modèle volumique) ; $m=11,1$ .....                                 | 198 |
| Figure IV-16 : Courbes de Wöhler à 10 et 90% de probabilité de rupture d'après le M4 (Mises identifié, modèle volumique) ; $m=17,03$ .....                                    | 199 |
| Figure IV-17 : Illustration de la longueur du fond d'entailles sur des vues de coupes dans le plan de l'entaille, une sur un faciès de rupture et une coupe schématique ..... | 200 |
| Figure IV-18 : Répartition des probabilités de rupture des éléments en fond d'entaille $\rho=50 \mu\text{m}$ ....                                                             | 201 |
| Figure IV-19 : Répartition des probabilités de rupture des éléments en fond d'entaille $\rho=200 \mu\text{m}$ ..                                                              | 201 |
| Figure IV-20 : Répartition des probabilités de rupture des éléments en fond d'entaille $\rho=500 \mu\text{m}$ ..                                                              | 202 |
| Figure IV-21 : Influence du volume sur la limite de fatigue prévu par le critère probabiliste .....                                                                           | 204 |

## INFLUENCE DE MICRO-ENTAILLES SUR LE COMPORTEMENT EN FATIGUE A GRAND NOMBRE DE CYCLES D'UN ALLIAGE DE TA6V; COMPARAISON AVEC LE FRETTEING-FATIGUE

Ce travail a porté sur l'influence d'entailles micrométriques sur la tenue en fatigue à grand nombre de cycles d'un alliage de titane et la comparaison avec un cas de fretting-fatigue. Des études préliminaires ont montré que des entailles micrométriques pouvaient reproduire les champs de contraintes d'essais de fretting-fatigue. Le projet COGNAC dirigé par Safran Aircraft Engines a été créé dans l'objectif d'évaluer la faisabilité d'un modèle unique capable de simuler la tenue en fatigue de pièces subissant des sollicitations de fretting ou de fatigue en présence d'entailles. Le cadre expérimental de cette thèse est limité à la partie du projet traitant des entailles. Afin d'avoir le même état de préparation de surface, les micro-entailles et les surfaces des éprouvettes de fretting fatigue sont usinées par meulage. Afin de reproduire les gradients de contraintes observés localement pour des chargements de fretting-fatigue, des entailles en V avec des rayons compris entre 50  $\mu\text{m}$  à 500  $\mu\text{m}$  ont été choisies. L'étude du taux de triaxialité et du cisaillement a permis de définir une géométrie d'éprouvette de comparaison avec le fretting fatigue qui comporte 2 entailles en V inclinées en face à face. Trois campagnes expérimentales de fatigue à grand nombre de cycles ont été menées. La première sur des éprouvettes lisses meulées afin d'obtenir une limite de fatigue de référence sans concentration de contraintes. La seconde sur des éprouvettes avec une entaille non inclinée ayant une profondeur de 500  $\mu\text{m}$  afin d'étudier les effets du rayon de fond d'entaille sur la limite de fatigue. La dernière est une campagne sur les éprouvettes avec 2 entailles inclinées qui permettent de reproduire les champs de contrainte des essais de fretting. Les premiers stades de fissuration ont été étudiés. Les facettes de pseudo clivage, la présence d'un premier stade de fissuration et les amorçages multiples en fond d'entaille ressemblent à ce qui peut être vu sur des essais de fretting. Par contre la présence de fissures non propageantes en fond d'entaille sous la limite de fatigue n'a pas pu être démontrée, alors que ces fissures non propageantes sont observables sur les essais de fretting-fatigue. Les sites d'amorçages et les mécanismes des premiers endommagements semblent être pilotés par les zones affectées par le meulage. Enfin trois critères de fatigue ont été utilisés afin de tenter de reproduire nos résultats expérimentaux. L'approche basée sur la théorie du gradient –avec un gradient local et un impact affine du gradient- et celle basée sur la théorie de la distance critique ont fourni des résultats corrects sur les éprouvettes entaillées mais ne peuvent faire le lien avec les éprouvettes sans concentrations de contraintes. Enfin, l'approche probabiliste utilisée a produit des résultats très proches des résultats expérimentaux à la fois sur des éprouvettes lisses et des micro-entailles. La comparaison des résultats expérimentaux montrent que le champ de contrainte de Crossland proche de la surface d'amorçage du fretting-fatigue est proportionnel à celui proche d'un fond d'entaille dans le cas d'une éprouvette avec 2 entailles en face à face. Le niveau de la sollicitation des 2 essais diffère localement d'environ 20%. Dans la suite des travaux, il serait particulièrement intéressant de relancer une campagne de comparaison entre fretting et entailles en utilisant un critère probabiliste pour dimensionner les essais afin de proposer une méthodologie commune de prise en compte des concentrations de contraintes dans les cas de fretting-fatigue et de concentrateurs géométriques sollicités en fatigue.

**Mots clefs :** Titane -- Alliages – Fatigue ; Métaux – Surfaces ; Fractographie ; Thèses et écrits académiques ; Micro-usinage ; Fatigue sur entailles ; Critères de fatigue ; Fretting-fatigue



## INFLUENCE OF MICRO-NOTCHES ON HIGH CYCLES FATIGUE FOR A TA6V ALLOY; COMPARISON WITH FRETTING-FATIGUE

This study is about the influence of micro-notches on the high cycle fatigue behavior of a Ti64 alloy and the comparison with similar fretting fatigue tests. Preliminary studies showed that fretting-fatigue stress fields can be reproduced by micro-notched. The COGNAC project leaded by Safran Aircraft Engines was built to verify if a unique model can reproduce both fretting-fatigue and notched samples fatigue tests. The scope of this experimental study is limited to the notched samples. In this PHD thesis, the notches are grinded and the results are compared with fretting-fatigue tests on grinded surfaces. V-notched with notch root radius from 50 to 500  $\mu\text{m}$  were chosen to reproduce the stress gradient of fretting-fatigue tests. A geometry with two inclined notches facing each other allows to reproduce shear stress and stress triaxiality from fretting-fatigue tests. Three different experimental studies were performed. First on un-notched specimens with a grinded surface state to produce a reference fatigue limit for grinded surface state without stress concentration. The second study the notch root radius effect on the fatigue limit with samples with one non-inclined notch of 500  $\mu\text{m}$  of depth. The last one is a series of fatigue tests on samples with two inclined notches that reproduce the stress distribution of fretting-fatigue tests. Pseudo-cleavage facets, multi cracks initiations in the notch root and the presence of two propagation stages is similar to the fretting-fatigue tests mechanisms. However, non-propagating cracks were not observe at the notch root while many of them were present during the fretting-fatigue test. The initiation sites and the early stages of propagation seem to be controlled by grinded affected areas. Finally, three fatigue criteria were used to try to reproduce the experimental results. The criteria based on the critical distance theory and gradient theory –with a local gradient and an affine effect of the gradient term- can reproduce the fatigue limits of notched samples but fail to predict both notched and un-notched specimen fatigue limits with a unique data set. The third one is a probabilistic criterion which success to predict the experimental fatigue limits not only of notched samples but also smooth ones. The comparisons between the experimental results of the fatigue on the specimens with two inclined notches and the fretting-fatigue shows a difference of 20%. The distribution of the Crossland stress is quite similar. In the future, it would be useful to make a new comparison between fretting-fatigue and fatigue on notches using the probabilistic criterion to design the tests. This new comparison could lead to the proposal of a unique methodology to take into account the fretting-fatigue and the fatigue on stress concentrators.

**Keywords :** Titanium alloys—Fatigue ; Metals—Surfaces ; Fractography ; Academic dissertations; Micromachining ; Notch fatigue; Fatigue criteria ; Fretting-fatigue