



HAL
open science

Etude de l'effet de l'équiaxiabilité sur la durée de vie en fatigue de l'acier noxydable austénitique

Soumaya Bradai

► **To cite this version:**

Soumaya Bradai. Etude de l'effet de l'équiaxiabilité sur la durée de vie en fatigue de l'acier noxydable austénitique. Autre. ISAE-ENSMA Ecole Nationale Supérieure de Mécanique et d'Aérotechnique - Poitiers, 2014. Français. NNT : 2014ESMA0023 . tel-01127549

HAL Id: tel-01127549

<https://theses.hal.science/tel-01127549v1>

Submitted on 7 Mar 2015

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 7 Août 2006)

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

Présentée par

Soumaya BRADAI

Etude de l'effet de l'équibiaxialité sur la durée de vie en fatigue de l'acier inoxydable austénitique

Directrice de thèse : **C. GARDIN** – Encadrant CEA : **C. GOURDIN**

Soutenue à Saclay le 3 Décembre 2014

Membre du jury

Mme. Véronique DOQUET	Professeure, Ecole Polytechnique	Présidente
Mme. Véronique AUBIN	Professeure, ECP	<u>Rapporteur</u>
Mr. Sylvain CALLOCH	Professeur, ENSTA Bretagne	<u>Rapporteur</u>
Mr. Stéphan COURTIN	Expert – Pilote R&D AREVA	Examineur
Mme. Catherine GARDIN	Professeure, ENSMA, Poitiers	Examineur
Mr. Cédric GOURDIN	Ingénieur de recherche, CEA de Saclay	Examineur

Remerciements

J'adresse mes remerciements aux membres du jury pour l'intérêt qu'ils ont porté à cette étude. Un grand merci au Professeur Véronique DOQUET et à Stéphan COURTIN qui m'ont fait l'honneur de faire partie du jury pour évaluer ce travail. Je remercie également les Professeurs Véronique AUBIN et Sylvain CALLOCH, qui ont accepté d'être rapporteurs de ce travail de recherche.

De nombreuses personnes ont contribué à faire de ces trois années, une réussite autant sur le plan professionnel que personnel. Je profite donc de cet espace pour leur adresser mes plus sincères remerciements.

Tout d'abord, je tiens à remercier très chaleureusement, Cédric GOURDIN et Gregory PEREZ. Mon SUPER encadrant, Cédric GOURDIN, m'a suivi et guidé pour mener à bien ce travail de thèse. Sa simplicité, sa bonne humeur et sa disponibilité m'ont permis de profiter de l'étendue de son savoir. J'étais toujours autorisée à passer la porte de son bureau pour poser des questions. Son calme et ses encouragements face aux périodes de stress m'apaisaient énormément et m'aidaient à avancer avec confiance. Quant à mon SAUVEUR Grég, il m'a fait bénéficier de son expérience et de sa qualité de travail irréprochable. Travailler avec lui est un pur bonheur tant que d'un point de vue personnel que professionnel. Son humour, pas toujours simple pour moi, mais il réussissait toujours à me l'expliquer, et son proverbe « Tout problème à une solution », m'ont énormément aidé à avancer au cours de ces trois années.

Je remercie également Catherine GARDIN qui a été ma directrice de thèse. La distance n'a pas facilité nos échanges, mais malgré ce petit handicap, elle m'a toujours chaleureusement accueilli lors de mes séjours à Poitiers. Sa simplicité et sa compréhension ont toujours pris le dessus. Nos échanges m'ont permis d'appréhender certains aspects sous un angle différent, ce qui fut très constructif.

Je tiens aussi à remercier toute l'équipe AREVA – EDF, Laurent De Baglion, Stéphan COURTIN, François CURTIT, Gaelle LEOPOLD, Jean-Christophe LE-ROUX et Thomas METAIS, qui ont contribué à l'évolution de ce travail et avec qui j'ai eu le plaisir d'échanger et de débattre à de multiples reprises. Leurs expériences et leurs sympathies m'ont été très précieuses.

Par ailleurs, je remercie toute l'équipe du Laboratoire d'Intégrité des Structures et de Normalisation du CEA de Saclay avec qui j'ai passé trois années inoubliables. Merci à l'équipe du grand hall, Thierry LEGRASSE, Ivan TOURNIE et Melvine GODIN qui ont toujours apporté de la gaîté à mes journées expérimentales, pas toujours simple. Je tiens aussi à remercier : Cécile PETESCH pour sa simplicité, son grand cœur, sa contribution à la bonne ambiance du labo et pour l'énorme coup de pouce qu'elle m'a filé dans la suite de mes projets professionnels. Thierry LEBARBE et Olivier ANCELET dits « TIC et TAC » pour leur bonne humeur et leur complicité impressionnante. Clémentine JACQUEMOUD ma coach sportive qui m'impressionne avec sa forte personnalité et sa sympathie. Le Super Sympa Benoît TRANCHAND dit « foufette » pour sa présence, son ouverture d'esprit et avec qui j'ai passé de très bons moments. L'ex-doctorant Arnaud BLOUIN dit « chouchou » pour son humour très raffiné et avec qui j'ai élargi mes connaissances de la langue Française. Ma co-bureau Xiao Yu YANG dite « Woonaa » notre petite chinoise très marrante et très rigolote je tiens à la

Remerciements

remercier aussi de m'avoir supporté en face d'elle pendant trois années. Tamara YURITZINN pour sa gentille et son écoute. Catherine BORGOLTZ notre secrétaire très sympa. Je remercie aussi Philippe MATTERON et Antoine FISSOLO d'avoir été à l'écoute pour me faire profiter de leurs expériences et tous ceux que je n'ai pas cités, mais que j'apprécie aussi beaucoup.

J'adresse également un grand MERCI à mon ex chef de labo, Stéphane MARIE, que j'apprécie et je respecte énormément. Je trouve que c'est une personne qui m'impressionne par ses compétences, c'est une vraie référence pour moi, mais aussi par sa disponibilité et sa gentillesse. Un grand MERCI aussi à mon nouveau chef de labo, Yann KAYSER, pour sa gentillesse, sa disponibilité et sa compréhension.

Je tiens à remercier toute ma famille qui malgré la distance a su me motiver et m'encourager pour aboutir à la fin de ce travail. Je les remercie énormément pour l'accueil et l'ambiance très sympa qu'ils me réservaient pendant les quelques jours de vacances que je passais avec eux en Tunisie. « MERCI PAPA et MAMAN grâce à votre compréhension et votre ouverture d'esprit j'ai réussi à atteindre mon but, je vous aime énormément ».

Enfin, je remercie tous mes amis pour leur présence et leur soutien pendant les périodes difficiles. Et je suis désolée pour les nombreuses fois où je vous ai lâché à la dernière minute à cause de la thèse. Je remercie Samouha ma meilleure copine et Slim pour sa patience et sa gentillesse.

Table des matières

Remerciements

Résumé

Introduction.....	1
Chapitre I Etude Bibliographique	5
Introduction.....	7
I.1. Contexte scientifique.....	7
I.1.1. Courbe de durée de vie en fatigue de référence	8
I.1.2. Courbe de durée de vie pour la conception.....	10
I.1.3. Exemple d'essais de structure	12
I.2. Moyens d'essais de fatigue équibiaxiale	20
I.2.1. Mécanisme microstructural caractéristique d'un chargement équibiaxial	20
I.2.2. Essais sur éprouvettes avec un seul axe de chargement	22
I.2.3. Essais sur éprouvettes avec plusieurs axes de chargement.....	28
I.2.4. Essais sur éprouvettes avec montage spécifique.....	34
I.2.5. Conclusions.....	37
I.3. Identification des Critères Multiaxiaux	37
I.3.1. Approche en déformation	38
I.3.2. Approche en Contrainte	44
I.3.3. Approche Énergétique.....	44
I.3.4. Conclusions.....	48
Synthèse	49
Chapitre II Caractérisation des matériaux étudiés.....	51
Introduction.....	53
II.1. Matériau d'étude	53
II.1.1. Acier inoxydable austénitique	53
II.1.2. Matière et éprouvettes d'étude	56
II.2. Comportement en traction monotone	58
II.2.1. Campagne d'essais de traction monotone sur la nuance « 316L ».....	58
II.2.2. Caractéristique en traction de l'acier inoxydable austénitique « 304L-CL1 ».....	63
II.2.3. Comparaison des caractéristiques en traction des deux nuances	63

Table des matières

II.3.	Comportement en fatigue uniaxiale isotherme	64
II.3.1.	Principe et moyens de mesure	64
II.3.2.	Campagnes d'essais et résultats expérimentaux sur la nuance « 316L »	65
II.3.3.	Campagnes d'essais et résultats expérimentaux sur la nuance « 304L-CLI »	73
II.3.4.	Comparaison des caractéristiques en fatigue des deux nuances.....	76
II.4.	Comportement en propagation de fissure par fatigue	77
	Synthèse	80
Chapitre III. Développement du nouveau moyen d'essai expérimental FABIME2		81
	Introduction.....	83
III.1.	Principe de fonctionnement du nouveau montage expérimental	83
III.2.	Dimensionnement de l'éprouvette FABIME2	83
III.2.1.	Principe d'optimisation de la géométrie de l'éprouvette	85
III.2.2.	Impact des paramètres géométriques	89
III.2.3.	Géométrie finale de l'éprouvette FABIME2	92
III.3.	Mise en place du banc d'essai FABIME2	97
III.3.1.	Dimensionnement du dispositif expérimental	97
III.3.2.	Etude numérique des méthodes de détection de l'amorçage de fissure	100
III.3.1.	Descriptif du dispositif expérimental final	105
III.4.	Calibration flèche – déformation	112
III.4.1.	1 ^{ère} méthode expérimentale de calibration : Jauges de déformation.....	112
III.4.2.	2 ^{ème} méthode expérimentale de calibration : Stéréo-corrélation	115
III.4.3.	Méthode de calibration numérique	119
III.4.4.	Comparaison des différentes méthodes de calibration	122
	Synthèse	123
Chapitre IV. Identification de l'effet de l'équibiaxialité sur la tenue en fatigue.....		125
	Introduction.....	127
IV.1.	Campagnes d'essais expérimentaux FABIME2.....	127
IV.1.1.	1 ^{ère} campagne d'essais FABIME2 sur le 316-L.....	128
IV.1.2.	2 ^{ème} campagne d'essais FABIME2 sur le 304L-CLI.....	129
IV.2.	Détection du nombre de cycles à l'amorçage pour les essais FABIME2.....	131
IV.2.1.	Principe d'identification du nombre de cycles à l'amorçage.....	131
IV.2.2.	Campagne d'essais de fatigue FABIME2 sur le 316L.....	136

Table des matières

IV.2.3.	Campagne d'essais de fatigue FABIME2 sur le 304L-CLl.....	144
IV.2.4.	Comparaison des nombres de cycles à l'amorçage pour les deux matériaux.....	148
IV.3.	Effet de l'équibiaxialité sur l'amorçage de fissure.....	150
IV.3.1.	Analyse des résultats expérimentaux en déformations mesurées.....	150
IV.3.2.	Analyse des résultats expérimentaux en déformations équivalentes.....	152
IV.3.3.	Modélisation de l'effet de l'équibiaxialité :.....	157
	Synthèse.....	163
Chapitre V. Effet de l'équibiaxialité sur la propagation de fissure en fatigue.....		165
	Introduction.....	167
V.1.	Etude expérimentale de la propagation de fissure sur éprouvette FABIME2.....	167
V.1.1.	Observation de la vitesse de propagation de la fissure en surface.....	167
V.1.2.	Observation de la vitesse de propagation de fissure dans l'épaisseur	174
V.2.	Etude numérique de la propagation de fissure sur éprouvette FABIME2	177
V.2.1.	Modélisation numérique de la propagation de fissure	177
V.2.2.	Choix du rapport « a/c_u » initial	180
V.2.3.	Variation de la vitesse de propagation de fissure numérique	184
V.3.	Comparaison des résultats numériques et expérimentaux	187
	Synthèse	188
Conclusion et Perspectives.....		195
Références.....		199
Annexes		205

Table des matières

Table des figures

Figure i. 1 Principe de la fatigue équi-biaxiale.....	2
Figure I. 1 Caractéristiques d'un essai en fatigue uniaxiale	9
Figure I. 2 Courbe théorique de Whöler [4]	9
Figure I. 3 Points expérimentaux de données françaises à l'air sur un acier inoxydable austénitique	10
Figure I. 4 Problématique d'extrapolation des données du laboratoire à l'échelle industrielle.....	11
Figure I. 5 Principe d'extrapolation de la courbe Design à partir de la courbe Best-Fit	11
Figure I. 6. Dispositif expérimental de FAENA.....	13
Figure I. 7 Eprouvette FAENA avec les trois zones distinctes.....	14
Figure I. 8 Principe de fonctionnement des essais SPLASH [15]	15
Figure I. 9 Principe de fonctionnement des essais INTHERPOL [10]	16
Figure I. 10 Principe des essais quasi-structure JRC.....	16
Figure I. 11 Paramètres influençant les résultats expérimentaux de l'essai JRC [11]	17
Figure I. 12 Schématisation du fonctionnement de l'essai FAT3D [10]	17
Figure I. 13. Forme semi-elliptique de fissure obtenue lors d'essai FAT3D [10].....	18
Figure I. 14 Schématisation du principe de fonctionnement de l'essai ENSMA [11]	19
Figure I. 15 Récapitulatif des données expérimentales en fatigue thermique [16].....	19
Figure I. 16 Etat mécanique en surface induit par l'application d'un chargement en fatigue thermique [17]	20
Figure I. 17 Champ de contraintes et de déformations pour un état de contrainte uniaxial et un état de contrainte équi-biaxial [16]	20
Figure I. 18 Evolution des micros mécanismes d'amorçage et de propagation de fissure en fonction du chargement imposé [16]	21
Figure I. 19 Effet d'une contrainte hydrostatique sur une fissure et faciès résultant [16]	22
Figure I. 20 Essai Zouani [21].....	24
Figure I. 21 Vérification du dispositif expérimental	24
Figure I. 22 Résultats expérimentaux de Zouani [22].....	25
Figure I. 23 Dispositif expérimental de l'ENSAM d'Angers [23]	25
Figure I. 24. Emplacement de l'amorçage de fissure [23]	26
Figure I. 25 Principe de l'essai FABIME1 [24]	26
Figure I. 26 Optimisation du profil de l'éprouvette FABIME1 [24].....	26
Figure I. 27. Pilotage des essais FABIME1 [24]	27
Figure I. 28 Détection de l'amorçage de fissure par méthode de ressuage dans FABIME1 [24].....	27
Figure I. 29 Courbe de Fatigue des Essais FABIME1 au sens de Von Mises [24]	27
Figure I. 30 Géométrie de l'éprouvette cubique [25].....	29
Figure I. 31 Chargement imposé [25].....	30
Figure I. 32 Optimisation du profil de l'éprouvette cruciforme [26].....	31
Figure I. 33 Instrumentation du dispositif expérimental de Barbier [26]	32
Figure I. 34 Essais de fatigue biaxiale 304L à $R_f=-1$ comparaison avec les essais uniaxiaux [26].....	32
Figure I. 35 Comparaison des durées de vie en fatigue uniaxiale et biaxiale à température ambiante en fonction de la contrainte équivalente calculée [29].	33
Figure I. 36 Comparaison du processus d'endommagement en fatigue mécanique uniaxiale, équi-biaxiale et en fatigue thermique [29].....	33
Figure I. 37 Principe du dispositif « PDF » de Kamaya [32]	34
Figure I. 38 Chargement imposé pour la campagne d'essais PDF [32]	35
Figure I. 39 Evolution de la taille de fissure en fonction du nombre de cycles [32]	35

Table des figures

Figure I. 40 Interprétation des résultats PDF obtenus sur le montage PDF [32]	36
Figure I. 41 Comparaison de la limite d'endurance en fatigue uniaxiale et en flexion [33]	37
Figure I. 42 Evaluation du critère de Manson-Coffin [34]	38
Figure I. 43 Courbe de référence de Manson-Coffin-Basquin [35]	39
Figure I. 44 Principe du critère de Zamrik [36, 37].....	40
Figure I. 45 Courbes de fatigue obtenues avec une analyse élasto-plastique et par application du critère de (a) Von Mises et (b) ZAMRIK [37].....	42
Figure I. 46 Courbes de fatigue des essais de flexion sphérique avec le critère multiaxial de Zamrik avec les différentes valeurs des paramètres (Z et Λ) [37].....	43
Figure I. 47 Evaluation du critère de densité d'énergie dissipée par cycle pour l'expérience SPLASH, les essais uniaxiaux isothermes de CEA, les essais uniaxiaux et multiaxiaux isothermes de Itoh et al. [39]	45
Figure I. 48 Evaluation du critère de Park et Nelson [35].....	46
Figure I. 49 Evaluation du critère de Park et Nelson pour l'expérience SPLASH, les essais uniaxiaux isothermes de CEA, les essais uniaxiaux et multiaxiaux isothermes de Itoh et al. [39].....	47
Figure I. 50 Evaluation du critère du LMS pour l'expérience SPLASH, les essais uniaxiaux isothermes de CEA, les essais uniaxiaux et multiaxiaux isothermes de Itoh et al.[39].....	48
Figure I. 51 Evaluation du critère d'Amiable [34].....	48
Figure II. 1 Diagramme d'équilibre des alliages binaires fer-chrome.....	53
Figure II. 2 Coupe du diagramme ternaire Fer-Chrome-Nickel reflétant l'influence du nickel sur l'extension de la boucle γ	54
Figure II. 3 Influence de la teneur en chrome sur les courbes anodiques de deux alliages Fe-Cr-Ni en milieu sulfurique [44]	54
Figure II. 4 Diagramme de Price et Andrew	55
Figure II. 5 Plan de prélèvement des éprouvettes d'étude sur la tôle en acier inoxydable austénitique de type « 316L »	57
Figure II. 6 Plan de prélèvement des éprouvettes d'étude sur la tôle en acier inoxydable austénitique de type « 304L-CL1 »	58
Figure II. 7 Géométrie de l'éprouvette de traction monotone	59
Figure II. 8 Machine de traction au LISN équipée du nouveau moyen de mesures IMEC	60
Figure II. 9 Illustration du rayon de courbure et du diamètre au niveau de la zone de striction	60
Figure II. 10 Plan de prélèvement des éprouvettes de traction sur la tôle « LISN743A ».....	61
Figure II. 11 Courbe conventionnelle en traction monotone de l'acier inoxydable austénitique de type « 316L » à différentes températures d'essai.....	62
Figure II. 12 Géométrie de l'éprouvette de fatigue uniaxiale	64
Figure II. 13 Mode de chargement sinusoïdal imposé au cours des essais de fatigue uniaxiale	65
Figure II. 14 Essai de fatigue uniaxiale sur l'éprouvette LISN743A2-AE pour $\epsilon_a = \pm 0,3\%$	66
Figure II. 15 Evolution de l'amplitude de contrainte au cours des essais de fatigue uniaxiale sur des éprouvettes en 316L.....	67
Figure II. 16 Courbe Best-Fit de l'acier inoxydable austénitique de type « 316L ».....	68
Figure II. 17 Boucles d'hystérésis stabilisées obtenues à partir de la 1 ^{ère} campagne d'essais sur la nuance 316L	69
Figure II. 18 Boucles d'hystérésis contrainte-déformation obtenues pendant l'essai à 0,8% de variation de déformation imposée.....	70
Figure II. 19 Représentation schématique de l'écrouissage cinématique [57]	70
Figure II. 20 Modélisation du comportement de l'acier inoxydable austénitique de type « 316L » sur le code de calcul Cast3m	72
Figure II. 21 Comparaison des résultats expérimentaux et numériques pour l'identification de la loi de comportement	72

Table des figures

Figure II. 22 Evolution des amplitudes de contrainte en fonction du nombre de cycles pour la nuance 304L-CL1	74
Figure II. 23 Courbe Best-Fit de l'acier inoxydable austénitique de type « 316L »	75
Figure II. 24 Courbe de consolidation RCC_MRx	76
Figure II. 25 Comparaison des deux courbes de durée de vie pour les deux nuances 316L et 304L-CL1	76
Figure II. 26 Comparaison des deux courbes de consolidation pour les deux nuances 316L et 304L-CL1	77
Figure II. 27 Schéma des éprouvettes CT utilisées au cours de cette étude sur la nuance 316L	78
Figure II. 28 Faciès de rupture de l'éprouvette CT référencée « LISN743A2-V »	78
Figure II. 29 Identification de la loi de Paris	79
Figure III. 1 Principe et schéma technique du nouveau moyen d'essai de fatigue sphérique : FABIME2	83
Figure III. 2 Courbe Best-Fit de fatigue de l'acier inoxydable austénitique 304-L [8]	84
Figure III. 3 Géométrie initiale de l'éprouvette FABIME2 à optimiser	85
Figure III. 4 Variation de la déformation maximale selon la direction radiale au niveau de la ligne Las1 en fonction de la pression pour différentes épaisseurs (de 2 à 5mm)	86
Figure III. 5 Variation de la déformation radiale pour la géométrie initiale de l'éprouvette FABIME2	87
Figure III. 6 Impact d'une transition d'épaisseur sur l'évolution de la déformation radiale normalisée suivant la direction radiale	87
Figure III. 7 Paramètres géométrique définis pour le dimensionnement de l'éprouvette	88
Figure III. 8 Variation de la contrainte équivalente en fonction de la déformation équivalente selon un comportement élastique (droite linéaire) et élastoplastique (courbe cyclique) [48]	89
Figure III. 9 Variation de la déformation normalisée selon la direction radiale u_r au niveau de la ligne Las1 avec $Z_u=25\text{mm}$; $X_2=20\text{mm}$; $X_3=10\text{mm}$; $e_1=5\text{mm}$ et $X_4=4\text{mm}$, et X_1 variable avec une pression $P=40$ bars	90
Figure III. 10 Variation de la déformation normalisée selon la direction radiale u_r au niveau de la ligne Las1 avec $Z_u=25\text{mm}$; $X_1=100\text{mm}$; $X_3=10\text{mm}$; $X_2=20\text{mm}$; $X_4=4\text{mm}$ et e_1 variable avec une pression $P=40$ bars	91
Figure III. 11 Variation de la déformation radiale normalisée selon la direction radiale u_r au niveau de la ligne Las1 avec $X_1=100\text{mm}$; $X_3=10\text{mm}$; $e_1 = 3\text{mm}$; $X_2=25\text{mm}$; $X_4=4\text{mm}$ et Z_u variable comprise entre 15 et 55 mm avec une pression $P = 40$ bars	91
Figure III. 12 Géométrie finale de l'éprouvette FABIME2	92
Figure III. 13 Variation des déformations ϵ_{rr} , $\epsilon_{\theta\theta}$, ϵ_{zz} et $\epsilon_{\text{éqVM}}$ au niveau de la ligne inférieure pour un comportement élastique	93
Figure III. 14 Cartographie de ϵ_{rr} dans toute la section pour un comportement élastique de l'éprouvette FABIME2 optimisée	93
Figure III. 15 Variations de σ_{rr} , $\sigma_{\theta\theta}$, σ_{zz} et $\sigma_{\text{éqVM}}$ pour un comportement élastique au niveau de la ligne Las1 de l'éprouvette FABIME2 optimisée	94
Figure III. 16 Variations des ϵ_{rr} , $\epsilon_{\theta\theta}$, ϵ_{zz} et $\epsilon_{\text{éqVM}}$ au niveau de la ligne inférieure pour un comportement élastoplastique	95
Figure III. 17. Positionnement des zones d'étude du comportement dans l'épaisseur au niveau de l'éprouvette FABIME2	96
Figure III. 18 Variations de la déformation selon la direction radiale u_r dans l'épaisseur au niveau des lignes LP0, LP1 et LP2 pour un comportement élastoplastique	96
Figure III. 19 Vue globale du nouveau montage expérimental « FABIME2 »	97
Figure III. 20 Déformation maximale de l'éprouvette FABIME2 soumise à une pression de 8 MPa au niveau de la ligne supérieure La1	98
Figure III. 21 Déformation minimale de l'éprouvette FABIME2 soumise à une variation de déformation égale à 0,4% au niveau de la ligne supérieure La1	99

Table des figures

Figure III. 22 Maillage de l'éprouvette FABIME2 avec une approche tridimensionnelle sur le code CAST3M	100
Figure III. 23 Déplacement de la ligne inférieure de l'éprouvette FABIME2 avec un chargement $P=40\text{MPa}$ appliqué au niveau de la partie supérieure	101
Figure III. 24 Comparaison des cartographies pour les deux maillages 2D et 3D de l'éprouvette FABIME2 en élastoplasticité.....	102
Figure III. 25 Maillage 3D de l'éprouvette FABIME2 avec une fissure de taille 1mm suivant u_y et 1mm suivant u_z	103
Figure III. 26 Ouverture de la fissure au niveau de la ligne d'étude (Le_1) de l'éprouvette FABIME2 avec une fissure de taille 1 et 3mm.....	104
Figure III. 27 Validation de la possibilité de détection d'amorçage de fissure.....	104
Figure III. 28 Implantation du nouveau montage expérimental FABIME2 au LISN.....	105
Figure III. 29 Descriptif de la partie mécanique du dispositif expérimental FABIME2.....	106
Figure III. 30 Vue de face de la cellule de fatigue.....	107
Figure III. 31 Vue en coupe d'une éprouvette FABIME2	107
Figure III. 32 Moyens de mesure placés au niveau des deux demi-coquilles de la cellule de fatigue	108
Figure III. 33 Montage au niveau des hublots de la cellule de fatigue.....	108
Figure III. 34 Calibration des capteurs de pression par l'utilisation d'un étalon.....	109
Figure III. 35 Synoptique des cycles de fatigue équilibriaxiale sur le montage FABIME2	111
Figure III. 36 Positionnement des jauges de déformation sur l'éprouvette de calibration	112
Figure III. 37 Montage de la première méthode expérimentale de calibration.....	113
Figure III. 38 Evolution temporelle de la flèche mesurée au niveau du capteur LVDT durant l'essai de calibration.....	114
Figure III. 39 Relation entre la flèche (mm) mesurée et les déformations (%) lors de l'essai de calibration.....	114
Figure III. 40 Calibration flèche-déformation à partir des jauges de déformation	115
Figure III. 41 Application d'un mouchetis au niveau de la zone utile de l'éprouvette de calibration	115
Figure III. 42 Montage de la deuxième méthode expérimentale de calibration.....	116
Figure III. 43 Evolution temporelle de la flèche mesurée au niveau du capteur LVDT durant l'essai de calibration.....	116
Figure III. 44 Maillage adopté pour dépouiller les données expérimentales.....	117
Figure III. 45 Résultats obtenus à partir du dépouillement des données expérimentales pour un chargement en pression égal à $3,5\text{MPa}$	118
Figure III. 46 Déformation principale maximale lors de l'essai de stéréo-corrélation	118
Figure III. 47 Calibration flèche-déformation en se basant sur la méthode de stéréo-corrélation	119
Figure III. 48 Approche tridimensionnelle pour la calibration numérique flèche-déformation	119
Figure III. 49 Lois de comportement étudiées pour la calibration flèche-déformation numérique ...	120
Figure III. 50 Evolution de la flèche suite à l'application d'une pression au niveau de la surface de l'éprouvette FABIME2	121
Figure III. 51 Calibration numérique flèche – déformation.....	121
Figure III. 52 Calibration flèche-déformation du montage expérimental FABIME2.....	122
Figure III. 53 Calibration numérique avec un chargement alterné	122
Figure III. 54 Variation de la déformation radiale en fonction de la flèche avec un maillage 3D et un chargement alterné.....	123
Figure IV. 1 Evolution du chargement imposé au niveau du capteur de déplacement du côté1 de l'éprouvette « LISN743A-I » $1,6\text{mm}$	129
Figure IV. 2 Evolution du chargement imposé au niveau du capteur de déplacement du côté 2 de l'éprouvette « LISN750-K » $1,3\text{mm}$	130
Figure IV. 3 Disposition des caméras BAUMER au niveau du montage expérimental FABIME2	131

Table des figures

Figure IV. 4 Principe de présentation des surfaces de l'éprouvette FABIME2 en cours d'essai	132
Figure IV. 5 Photos des surfaces de l'éprouvette LISN743A-G en cours d'essai	133
Figure IV. 6 Evolution des pressions maximales dans les deux chambres durant l'essai « LISN743A-G » a) Cycles rapides et b) Cycles lents.....	134
Figure IV. 7 Evolution de la pression maximale sur le côté1 pendant les cycles rapides de l'essai sur l'éprouvette « LISN743A-G »	135
Figure IV. 8 Variation de la pression maximale tous les 1 000 cycles durant l'essai « LISN743A-G ». 135	
Figure IV. 9 Photos en fin d'essai des deux surfaces des éprouvettes FABIME2 de la 1ère campagne d'essais sur le 316L.....	138
Figure IV. 10 Observation des faciès de rupture de l'éprouvette LISN743A-E.....	141
Figure IV. 11 Observation des faciès de rupture de l'éprouvette 743A-F.....	142
Figure IV. 12 Flèche imposée en fonction du nombre de cycles à l'amorçage en fatigue équibiaxiale pour l'acier inoxydable austénitique de type « 316-L ».....	143
Figure IV. 13 Photos caméra BAUMER pendant les essais de fatigue équibiaxiale FABIME2 pour la 2ème campagne d'essais (304L-CLI).....	145
Figure IV. 14 Evolution des pressions maximales durant l'essai LISN750-H à partir des cycles lents. 146	
Figure IV. 15 Variation de la pression maximale durant les cycles lents de l'essai sur éprouvette « LISN750-H »	147
Figure IV. 16. Nombres de cycles à l'amorçage en fatigue équibiaxiale pour l'acier inoxydable austénitique de type « 304L-CLI ».....	148
Figure IV. 17 Comparaison du comportement des aciers inoxydables austénitiques de type 316L et 304L-CLI à l'amorçage en fatigue équibiaxiale	149
Figure IV. 18 Variation de la déformation maximale mesurée en fonction du nombre de cycles à l'amorçage pour des essais de fatigue uniaxiale et équibiaxiale sur l'acier inoxydable austénitique de type a) « 316L », b) 304L-CLI et c) comparaison des deux matériaux.....	151
IV. 19 Etat de contrainte au niveau d'une éprouvette de fatigue uniaxiale	152
Figure IV. 20 Courbe de durée de vie de l'acier inoxydable austénitique.....	154
Figure IV. 21 Etat de contrainte au niveau d'une éprouvette de fatigue équibiaxiale	154
Figure IV. 22 Evolution de la déformation équivalente en fonction du nombre de cycles à l'amorçage pour des essais de fatigue uniaxiale et équibiaxiale sur l'acier inoxydable austénitique de type a) 316L et b) 304L-CLI.....	157
Figure IV. 23 Maillage et chargement adoptés pour l'étude de l'effet de l'équibiaxialité	158
Figure IV. 24 Méthode de détermination de l'équivalent en déformation des essais FABIME2.....	159
Figure IV. 25 Courbe de durée de vie de l'acier inoxydable austénitique de type 316L en fatigue uniaxiale et équibiaxiale.....	161
Figure IV. 26 Courbe de durée de vie de l'acier inoxydable austénitique de type 304L-CLI en fatigue uniaxiale et équibiaxiale.....	162
Figure IV. 27 Courbe de durée de vie de l'acier inoxydable austénitique de type 304L-CLI et 316L en fatigue uniaxiale et équibiaxiale.....	162
Figure V. 1 Positionnement des caméras BAUMER au niveau du montage FABIME2.....	167
Figure V. 2 Propagation de fissure pour un chargement de 1,4mm du côté 2 du montage FABIME2. Eprouvette « LISN743A-F ».....	168
Figure V. 3 Procédure suivie pour l'observation des faciès de rupture de l'éprouvette FABIME2.....	169

Table des figures

Figure V. 4 Vitesse de propagation de fissure expérimentale en surface pour 1,4mm de chargement	170
Figure V. 5 Propagation de fissure pour un chargement de 1,2mm du côté 1 du montage FABIME2171	
Figure V. 6 Observation à la binoculaire des faciès de rupture après post-fissuration de l'éprouvette 743A-E	172
Figure V. 7 Evolution de la vitesse de propagation en surface en fonction de la taille de fissure pour deux chargements différents	172
Figure V. 8 Vitesses de propagation de fissure expérimentale en surface pour des chargements en déplacement de 1,4 et 1,2 mm	173
Figure V. 9 Influence de la présence d'une fissure sur le côté opposé sur la vitesse expérimentale de propagation de fissure en surface pour des chargements en déplacement de 1,4 et 1,2 mm	174
Figure V. 10 Observation MEB de stries de fatigue sur l'éprouvette 743A-F.....	175
Figure V. 11 Mécanismes de propagation de fissure détectés au niveau du faciès de rupture de l'éprouvette 743A-E (1,2mm).....	176
Figure V. 12 Maillage et forme de fissure adoptés pour l'étude de la propagation de fissure.....	177
Figure V. 13 Limites du maillage tridimensionnel adopté pour l'étude de la propagation de fissure	178
Figure V. 14 Chargement numérique imposé au niveau de l'éprouvette FABIME2	179
Figure V. 15 Profils de la fissure semi-elliptique initiale étudiée	180
Figure V. 16 Evolution du rapport a/c en fonction du nombre de cycles	181
Figure V. 17 Influence du rapport a/cu initial sur l'évolution de la fissure en surface et en profondeur	181
Figure V. 18 Principe du calcul du FIC moyen en un point du front de fissure	182
Figure V. 19 Evolution du facteur d'intensité de contraintes moyen au bord (point C _u) et à cœur (point A) de la fissure semi-elliptique	182
Figure V. 20 Propagation de la fissure en surface et en profondeur pour les différents rapports a/cu étudiés.....	183
Figure V. 21 Evolution de la vitesse de propagation de fissure pour quatre rapports a/cu différents	184
Figure V. 22 Propagation de la fissure dans l'épaisseur et en surface pour les deux chargements étudiés 1,2 et 1,4 mm.....	184
Figure V. 23 Evolution de la vitesse de propagation en profondeur et en surface en fonction du nombre de cycles de propagation.....	185
Figure V. 24 Evolution de la vitesse de propagation en épaisseur en fonction du nombre de cycles de propagation	186
Figure V. 25 Iso-valeurs des contraintes de Von Mises pour un chargement en déplacement de 1,2mm	187
Figure V. 26 Comparaison de la vitesse de propagation de fissure en surface expérimentale et numérique	187
Figure ii. 1 Courbe de durée de vie de l'acier inoxydable austénitique de type 304L-CL1 et 316L en fatigue uniaxiale et équi-biaxiale	193

Table des tableaux

Tableau I. 1 Synthèse sur les propositions française et américaine sur le coefficient f_1 appliqué sur le nombre de cycles.....	12
Tableau I. 2. Méthodes d'essais biaxiaux utilisant un seul système de chargement.....	23
Tableau I. 3 Méthodes d'essais biaxiaux utilisant plusieurs systèmes de chargement	28
Tableau II. 1 Propriétés mécaniques caractéristiques des principales nuances d'aciers inoxydables austénitiques à l'état hypertrempe.....	56
Tableau II. 2 Composition chimique de l'acier 316L, tôle Thyssen	56
Tableau II. 3 Composition chimique de l'acier 304L, tôle CLI.....	56
Tableau II. 4 Campagne d'essai de Traction sur le 316L THY	62
Tableau II. 5 Propriétés mécaniques monotones de l'acier 316L	63
Tableau II. 6 Propriétés mécaniques monotones de l'acier 304L-CLI [47]	63
Tableau II. 7 Récapitulatif de la campagne d'essai de fatigue uniaxiale sur le 316L.....	66
Tableau II. 8 Synthèse des essais de fatigue uniaxiale sur l'acier 316L.....	68
Tableau II. 9 Paramètres identifiés du modèle cinématique non linéaire à 2 centres : Chaboche2	73
Tableau II. 10 Récapitulatif de la campagne d'essai de fatigue uniaxiale sur le 304L-CLI.....	73
Tableau II. 11 Synthèse des essais de fatigue uniaxiale sur l'acier 316L.....	74
Tableau II. 12 Récapitulatif des coefficients de la loi de Paris identifiés.....	80
Tableau IV. 1 Première campagne d'essais FABIME2	128
Tableau IV. 2 Tableau récapitulatif de la 2ème campagne d'essais FABIME2 sur le 304L-CLI.....	130
Tableau IV. 3 Récapitulatif des résultats de la 1ère campagne d'essais FABIME2 sur le 316L.....	139
Tableau IV. 4 Récapitulatif des résultats de la 2ème campagne d'essais FABIME2 en 304L-CLI.....	146
Tableau IV. 5 Récapitulatif des essais FABIME2 sur la nuance 316L.....	160
Tableau IV. 6 Récapitulatif des essais FABIME2 sur la nuance 304L-CLI.....	161

Table des tableaux

Introduction

Contexte général

Les conditions de fonctionnement des installations industrielles soumettent les matériaux de structure à une grande variété de sollicitations en fatigue. Ces chargements ont bien souvent un caractère cyclique et peuvent être d'origine mécanique, thermique, thermomécanique ...

Des courbes de fatigue de référence sont utilisées pour le dimensionnement des structures industrielles. Elles sont construites à partir d'essais de laboratoire sur des éprouvettes uniaxiales de traction-compression. Plusieurs campagnes d'essais expérimentaux de fatigue ont été réalisées par la communauté internationale sur différents matériaux et avec plusieurs niveaux de chargement distincts.

Néanmoins, le transfert à l'étude de cas tel que celui d'une structure dans un contexte industriel met en jeu des sollicitations beaucoup plus complexes qu'un chargement simple uniaxial. Plusieurs facteurs industriels doivent être pris en compte tels que : la dispersion du matériau, l'état de surface, la nature du chargement (alterné, symétrique, multiaxial...), l'environnement de sollicitation (eau, huile, acide...),...

Une courbe dite « Design » est mise en place pour définir la durée de vie en fatigue d'un composant industriel tout en prenant en compte différents facteurs susceptibles d'être aggravants. Cette courbe est obtenue par l'application de coefficients de transfert au niveau de la courbe de fatigue uniaxiale.

L'impact de la fatigue multiaxiale sur la vie des matériaux est un sujet de préoccupation pour les ingénieurs et les chercheurs. Cette sollicitation touche les composants de différents domaines industriels : automobile aéronautique nucléaire.... Des investigations sont entreprises pour la compréhension de la physique du phénomène, mais aussi pour l'évaluation de l'impact de ce chargement sur le comportement à la rupture des matériaux.

Contexte industriel

De nombreux composants de réacteurs nucléaires internationaux, RNR (Réacteur à Neutrons Rapides) ou REP (Réacteur à Eau sous Pression), présentent un chargement multiaxial au niveau de leurs circuits. Plusieurs études internationales ont été réalisées pour identifier l'impact de ce chargement multiaxial sur la durée de vie du matériau.

Cette sollicitation a été déduite des essais réalisés pour l'étude de l'endommagement en fatigue thermique. La difficulté des essais de fatigue thermique vient du couplage de plusieurs phénomènes (température variable, environnement,...) et de la nécessité de calculer les champs mécaniques, ce qui rend difficile l'appréhension de l'influence d'un seul paramètre. Il est important de signaler que les essais de fatigue thermique sont lourds à mettre en place et la durée des essais de cyclage thermique est assez importante ce qui rend ces essais très onéreux.

Afin de conclure sur la nécessité ou non de prendre en compte un effet aggravant de la biaxialité des contraintes dans les analyses de la courbe de conception « Design », le LISN (Laboratoire d'Intégrité des Structures et de Normalisation) du CEA de Saclay a mis en place un nouveau dispositif permettant de solliciter une éprouvette en condition isotherme avec une sollicitation biaxiale, sans contrainte moyenne (Figure 0.1). L'ensemble de ces travaux est réalisé dans le cadre d'une action de R&D tripartite avec AREVA et EDF, et dans le cadre des travaux de cette thèse.

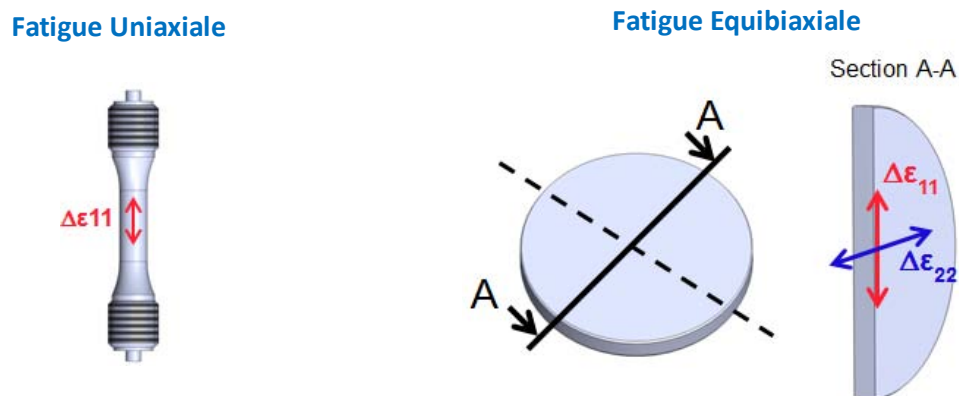


Figure i. 1 Principe de la fatigue équi-biaxiale

Le nouveau moyen d'essais de fatigue mécanique isotherme référencé « FABIME2 » a été conçu afin d'apporter des éléments de réponse sur l'impact de différents facteurs susceptibles d'être aggravants tels que :

- L'état équi-biaxial du chargement mécanique
- La présence d'une déformation moyenne et/ou d'une contrainte moyenne
- L'état de surface

Afin de dissocier les effets aggravants dus à la multiaxialité et à la présence de contrainte moyenne, l'éprouvette conçue pour le nouveau montage expérimental FABIME2 doit subir un chargement alterné avec un rapport de charge R égal à -1 . Cette condition d'essai permettra aussi de comparer les données de fatigue obtenues en conditions équi-biaxiales avec celles obtenues en fatigue uniaxiale (essais de référence).

Le présent manuscrit se compose de cinq chapitres.

Le premier présente de manière générale la problématique de la fatigue au niveau des composants industriels, ainsi que la méthode de détermination de la courbe de durée de vie en fatigue uniaxiale permettant la déduction de la courbe de conception. Ensuite, un état de l'art est réalisé sur les différents essais de fatigue multiaxiale entrepris à l'échelle internationale. A partir de ces campagnes d'essais, plusieurs critères multiaxiaux ont été identifiés.

Le deuxième chapitre est dédié à la caractérisation des deux matériaux d'étude, le premier approvisionné par le LISN, acier inoxydable austénitique de nuance 316L, et le second fourni par EDF, acier inoxydable austénitique de type 304L-CLi. Trois types d'essais sont présentés : essais de traction monotone, essais de fatigue uniaxiale, essais de propagation de fissure.

Le troisième chapitre explique en détail le principe de fonctionnement du nouveau montage expérimental, FABIME2, mis en place au LISN. La première étape consiste à dimensionner l'éprouvette et le montage. Ensuite, on présente la mise en place du programme de pilotage et d'acquisition sur le logiciel Labview et l'instrumentation du montage par un dispositif optique pour le suivi de fissure. Et finalement, une calibration du montage expérimental par le biais de trois méthodes distinctes (jauges de déformation, stéréo-corrélation et calcul éléments finis) est réalisée.

Les quatrième et cinquième chapitres, quant à eux, présentent les résultats et les interprétations des essais réalisés sur le montage FABIME2. Le chapitre 4 présente les campagnes d'essais de fatigue équibiaxiale réalisées sur le montage FABIME2, avec deux méthodes d'identification du nombre de cycles à l'amorçage. Ensuite, une interprétation expérimentale et numérique des résultats obtenus est présentée pour définir l'impact d'un chargement équibiaxial sur la durée de vie en fatigue des deux nuances d'aciers inoxydables austénitiques étudiés. Le cinquième chapitre est plutôt dédié à l'étude de la propagation de fissure sous chargement équibiaxial. Une première approche numérique simplifiée est présentée.

Enfin, une conclusion générale reprend les principaux travaux et résultats de cette étude. Plusieurs perspectives sont également envisagées.

Chapitre I Etude Bibliographique

Sommaire

Chapitre I Etude Bibliographique.....	5
Introduction.....	7
I.1. Contexte scientifique.....	7
I.1.1. Courbe de durée de vie en fatigue de référence.....	8
I.1.2. Courbe de durée de vie pour la conception.....	10
I.1.3. Exemple d'essais de structure.....	12
I.2. Moyens d'essais de fatigue équibiaxiale	20
I.2.1. Mécanisme microstructural caractéristique d'un chargement équibiaxial.....	20
I.2.2. Essais sur éprouvettes avec un seul axe de chargement	22
I.2.3. Essais sur éprouvettes avec plusieurs axes de chargement	28
I.2.4. Essais sur éprouvettes avec montage spécifique	34
I.2.5. Conclusions	37
I.3. Identification des Critères Multiaxiaux.....	37
I.3.1. Approche en déformation.....	38
I.3.2. Approche en Contrainte	44
I.3.3. Approche Énergétique.....	44
I.3.4. Conclusions	48
Synthèse.....	49

Introduction

L'étude des mécanismes d'endommagement et de la rupture des composants industriels représentent un domaine de recherche très étendu. Cette étude bibliographique est focalisée principalement sur l'endommagement des composants nucléaires et plus précisément ceux en acier inoxydable austénitique subissant des chargements de fatigue thermique. Dans ce cadre, le chapitre qui suit a pour objectif de synthétiser les différentes notions utilisées au niveau de ce manuscrit pour en faciliter la compréhension et d'appréhender l'intérêt de cette étude.

I.1. Contexte scientifique

La fatigue des structures est issue de la révolution industrielle du XIX^{ème} siècle. Cet axe de recherche est toujours d'actualité, l'histoire de l'apparition de ce champ d'investigation scientifique est détaillée au niveau de cette partie. Ensuite, différentes notions générales se référant au phénomène de fatigue sont présentées.

Le terme de la « Fatigue » est apparu dans le vocabulaire technique en début des années 1837 – 1839 par le célèbre scientifique J.B.Poncelet [1]. Plus précisément, c'est la notion « Fatigue des métaux » qui a été identifiée et qui caractérise la diminution de la durabilité des aciers suite à l'application de sollicitations répétées.

En 1842, un accident est survenu à bord du train Paris-Versailles, en France, et a fait environ 60 victimes [2]. Cette catastrophe est due à la rupture d'un essieu de la locomotive de tête. Ainsi, un nouveau champ d'étude scientifique et technologique a été défini pour identifier les causes de telles ruptures brutales.

En 1843, Rankine, un ingénieur britannique a identifié les principales caractéristiques de la rupture par fatigue et plus précisément la notion de concentration de contraintes au niveau des structures mécaniques.

Trois ans plus tard, en 1847 en Allemagne, Andreas Wöhler était confronté aux différents problèmes concernant les propriétés mécaniques des matériaux et plus précisément leur tenue en fatigue. Plusieurs essais ont été réalisés pour identifier le comportement des essieux suite aux chargements vus en service. Ces études ont permis de constater qu'une structure sous chargement répété présente une contrainte admissible inférieure à la résistance statique.

De 1849 à 1860, plusieurs réunions et investigations ont eu lieu pour approfondir les connaissances dans le domaine de la rupture en fatigue des essieux (de voiture, de train...). En 1850, des observations microscopiques sont réalisées, par R. Stephenson, sur les faciès de rupture de structures sous sollicitations statiques et cycliques. En 1860, un laboratoire d'essais sur la rupture par fatigue est mis en place par D.Kirkaldy [1].

A partir de 1860, plusieurs études sont menées en parallèles pour approfondir les connaissances sur le comportement des métaux sous sollicitations cycliques et aussi sur la durée de vie en fatigue (Bauschinger (1871), Gerber (1874) Goodman (1899) et Basquin (1910)). En 1920, A. A. Griffith [1] a défini un critère énergétique décrivant la propagation de fissure.

Dans les années 1948, le domaine d'étude de la fatigue s'est élargi et touche le domaine de l'aéronautique avec un roman intitulé « No Highway » qui met en évidence le phénomène de fatigue

dans le milieu de l'aéronautique. A cette période, les phénomènes physiques mis en jeu étaient inconnus. En effet, on assimilait la fatigue à une « maladie » qui rendait le métal subitement fragile [2]. En 1954, Confin et Manson ont défini une relation entre l'endommagement par fatigue et les déformations plastiques cycliques.

Dans la même période, 1954, deux appareils de type « Comet I » se sont abîmés en mer au large de l'Italie. Les différentes études réalisées sur les épaves des deux avions ont permis d'identifier le phénomène de propagation de fissure à partir de défauts déjà présents lors de la construction. Trois ans plus tard, en 1957, Irwin définira le Facteur d'Intensité de Contraintes (FIC) comme paramètre caractéristique de la pointe de fissure. Ainsi Paris, en se basant sur la mécanique élastique linéaire de la rupture, définira à son tour une relation entre la vitesse de propagation de fissure et le facteur d'intensité de contraintes.

Après plus d'un siècle de travaux de recherche dans le domaine de la fatigue, plusieurs aspects restent encore non maîtrisés. Ce phénomène est prépondérant dans différents domaines d'activité, comme le transport (aérien, terrestre, maritime), le domaine de la production d'énergie ou aussi le domaine biomédical. La difficulté de cette thématique de recherche est la diversité des facteurs pouvant l'influencer, tels que les paramètres mécaniques (chargement), la nature du matériau mais aussi l'environnement de sollicitation (air sous pression, eau de mer, environnement REP...).

Des notions de base sont aujourd'hui disponibles pour étudier l'endommagement par fatigue des différents matériaux quel que soit le domaine d'activité. Dans la partie qui suit, deux courbes de durée de vie en fatigue des matériaux sont définies suivie d'une présentation de quelques moyens expérimentaux sur structure mis en place dans le cadre de la recherche en fatigue et plus précisément en fatigue thermique.

I.1.1. Courbe de durée de vie en fatigue de référence

L'endurance d'un matériau à une sollicitation périodique est identifiée à partir de la courbe de durée de vie en fatigue, également appelée « courbe Best-fit » dans le domaine de la codification. Cette dernière est tracée à partir de la moyenne de plusieurs données expérimentales obtenues sur éprouvettes « lisses ou entaillées » soumises à un chargement périodique en contrainte ou en déformation. Les essais de fatigue uniaxiale doivent être conformes à la norme française A03-403 [3]. Un chargement en contrainte imposée est caractérisé par (Figure I. 1), on définit aussi les termes suivants :

Une contrainte maximale

$$\sigma_{Max}$$

Une contrainte minimale

$$\sigma_{Min}$$

Une variation de contrainte

$$\Delta\sigma = \sigma_{Max} - \sigma_{Min}$$

Une amplitude de contrainte

$$\sigma_a = \frac{\Delta\sigma}{2} = \frac{\sigma_{Max} - \sigma_{Min}}{2}$$

Une contrainte moyenne

$$\sigma_{moy} = \frac{\sigma_{Max} + \sigma_{Min}}{2}$$

Un rapport de charge

$$R = \frac{\sigma_{Min}}{\sigma_{Max}}$$

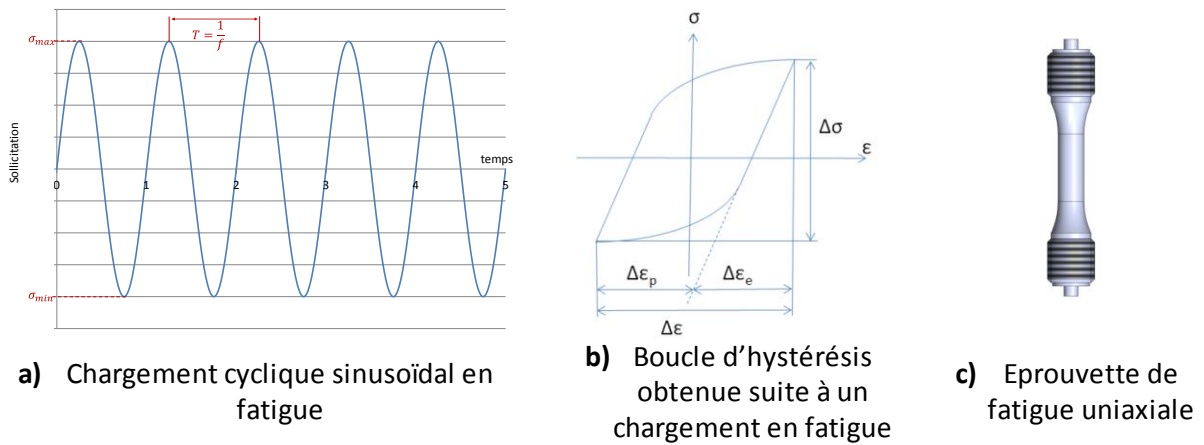


Figure I. 1 Caractéristiques d'un essai en fatigue uniaxiale

Au bout d'un nombre de cycles en fatigue quantifiable, l'éprouvette va rompre et on définit ainsi le nombre de cycles à la rupture « N_r ». Cette courbe « (σ, N_r) ou (ϵ, N_r) » est en général décomposée en trois domaines distincts selon le niveau de chargement imposé (Figure I.2) :

- Domaine de la fatigue oligocyclique : défini pour les hauts niveaux de chargement correspondant à un chargement supérieur à la limite élastique macroscopique et un nombre de cycles à rupture inférieur à 10^3 cycles,
- Domaine d'endurance limitée : pour des niveaux de chargement moyens correspondant à un nombre de cycles à rupture compris entre 10^3 et 10^6 cycles,
- Domaine d'endurance illimitée : pour des niveaux de chargement faibles correspondant à une limite d'endurance ou limite de fatigue à partir de laquelle le matériau ne présente pas de rupture par fatigue

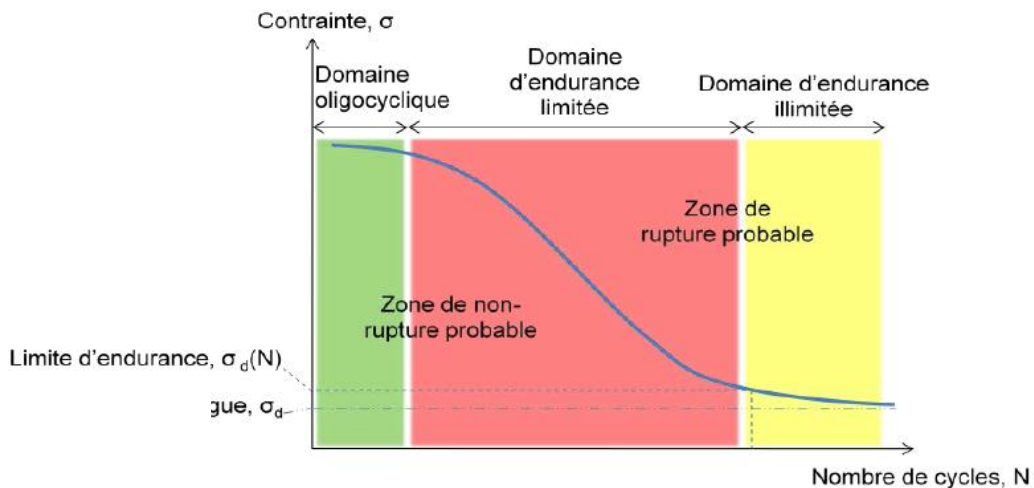


Figure I. 2 Courbe théorique de Wohler [4]

Par souci de conformité avec la pratique internationale, la courbe de fatigue dans le domaine d'endurance limitée s'écrit sous la forme de l'équation de Langer (Eq. I.1), telle que :

$$\ln(N) = A - B \cdot \ln(\epsilon_a - C) \tag{Eq.I. 1 [5]}$$

Avec :

N : nombre de cycles à la rupture

ε_a : Amplitude de déformation

A, B et C constantes à définir pour chaque matériau

Dans le domaine du nucléaire et plus précisément pour les aciers inoxydables austénitiques de type 304L ou 316L, la communauté française « CEA, EDF et AREVA » a accumulé un ensemble de données expérimentales en fatigue (Figure I.3). Tous les matériaux testés au niveau des campagnes d'essais réalisées sont conformes aux exigences données par le RCC_M [6] Il est important de préciser que tous les essais sont réalisés à déformation imposée.

La communauté américaine et japonaise, NUREG6909 [5], a, quant à elle, défini la courbe de fatigue à l'air sous forme de l'équation de Langer (Eq.I.2), telle que :

$$\ln(N) = 6,891 - 1,92 \cdot \ln(\varepsilon_a - 0,112) \quad \text{Eq.I. 2 [5]}$$

Le modèle du NUREG est adapté aux données expérimentales obtenues par la communauté française (Figure I.3).

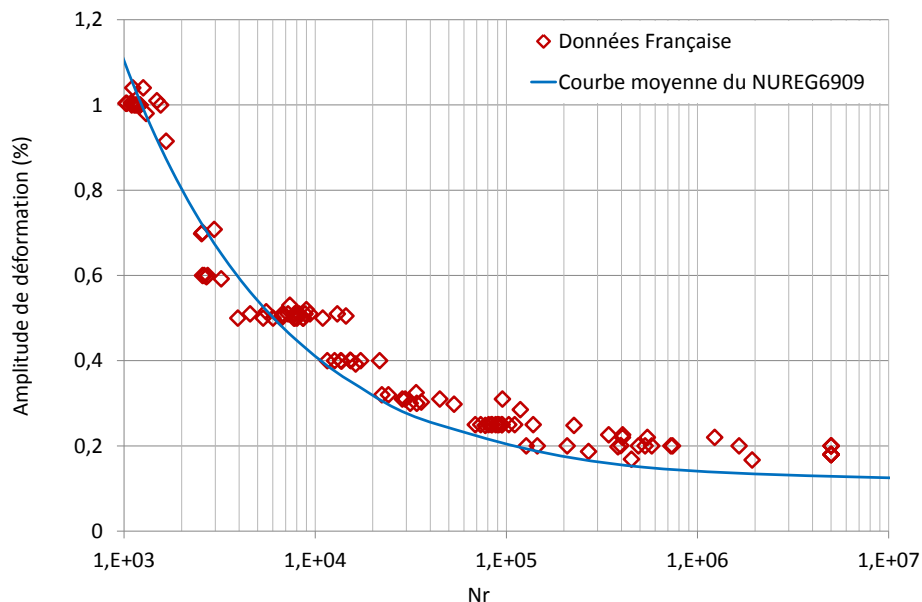


Figure I. 3 Points expérimentaux de données françaises à l'air sur un acier inoxydable austénitique

I.1.2. Courbe de durée de vie pour la conception

Il est important de signaler que la courbe de durée de vie définie en fatigue uniaxiale n'est pas représentative des composants industriels subissant une sollicitation en fatigue. Plusieurs études se sont ainsi penchées sur la meilleure méthode de transposer cette courbe pour l'adapter à l'environnement de sollicitation industrielle (Figure I.4).

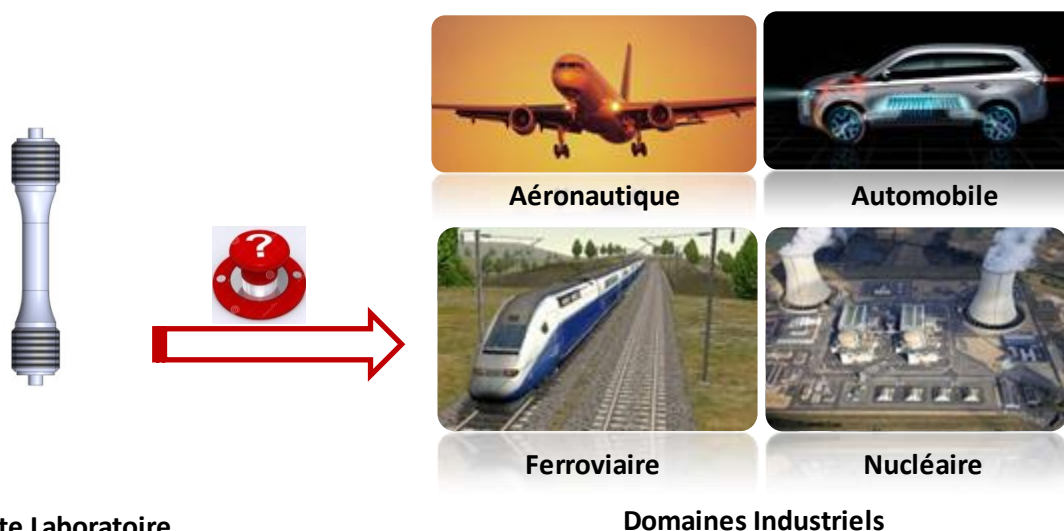


Figure I. 4 Problématique d'extrapolation des données du laboratoire à l'échelle industrielle

Suite à de nombreuses recherches, celles-ci ont finalement abouti à la définition d'une courbe de conception, appelée aussi « Courbe Design », qui est transposée à partir de la courbe de durée de vie moyenne « Courbe Best-Fit » en appliquant deux coefficients de transférabilité « f_1 » et « f_2 » respectivement au niveau du nombre de cycles et au niveau de la variation de déformation (Figure I.5).

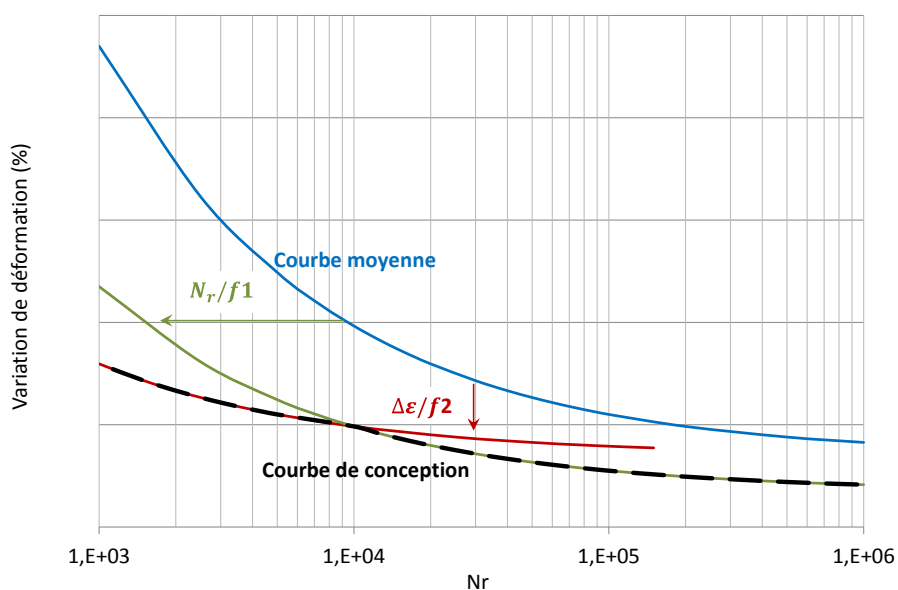


Figure I. 5 Principe d'extrapolation de la courbe Design à partir de la courbe Best-Fit

Le premier facteur de transférabilité « f_1 » appliqué au niveau du nombre de cycles est supposé prendre en compte trois facteurs distincts :

- Le premier facteur « f_{1_1} » est représentatif de la variabilité matériau et de la dispersion propre aux différents essais de fatigue uniaxiale,
- Le deuxième facteur « f_{1_2} » est censé couvrir l'effet d'échelle (passage éprouvette-structure), l'effet d'état de surface et l'effet de structure (gradient de déformation présent en épaisseur au niveau d'une structure),

- Et finalement le facteur « f1_3 » permet de décrire correctement le chargement imposé au niveau de la structure, notamment l’histoire de chargement et le caractère multiaxial du chargement

Le deuxième facteur de transférabilité « f2 » appliqué au niveau de l’amplitude de déformation est supposé couvrir aussi la variabilité du matériau, l’effet d’échelle, l’état de surface et l’historique de chargement.

On peut présenter comme exemple, les propositions de coefficients identifiés dans le domaine du nucléaire par la communauté Française (RCC_M) et la communauté Américaine et Japonaise (NUREG/CR-6909) (Tableau I.1). La méthode utilisée pour le calcul du coefficient global appliqué sur le nombre de cycles « f1 » se base sur des simulations de Monte-Carlo [7]. Afin de maintenir le conservatisme de la courbe de fatigue, une proposition de coefficient global de passage sur le nombre de cycles de **12** est retenue.

La méthode d’obtention du second coefficient n’est pas détaillée dans le NUREG/CR-6909. La proposition pour ce coefficient est égale à **1,4**.

NUREG/CR-6909 (2007)			NUREG/CR-6909 (2014)		Données française		
Effets de paramètres	AIR	REP	AIR	REP	Effets de paramètres	AIR	REP
Variabilité matériau	2,1 – 2,8	2,1 – 2,8	2,1 – 2,8	2,1 – 2,8	Variabilité matériau	2,1 – 2,8	2,1 – 2,8
	A _m = 6,891 & Sd=0,417	A _m = 6,328 & Sd=0,462	A _m = 6,891 & Sd=0,417	A _m = 6,891 & Sd=0,462		A _m = 6,977 & Sd=0,352	A _m = 6,427 & Sd=0,392
Etat de surface	1,5 – 3,5	1,5 – 3,5	1,5 – 3,5	1,5 – 3,5	Effet composant	2,0 – 3,0	1,5 – 2,5
Echelle	1,2 – 1,4	1,2 – 1,4	1,0 – 1,4	1,0 – 1,4			
Historique de chargement	1,2 – 2,0	1,2 – 2,0	1,0 – 2,0	1,0 – 2,0	Effet de chargement	1,2 – 2,0	1,2 – 2,0
Total	11,6	12,4	9,6	9,9	Total	7,4	6,3

Tableau I. 1 Synthèse sur les propositions française et américaine sur le coefficient f1 appliqué sur le nombre de cycles

Il est très important de signaler que les coefficients de l’effet composant et l’effet de chargement sont toujours en cours d’identification et plusieurs études sont en cours afin de définir correctement ces coefficients.

Deux autres facteurs sont aussi au cœur de plusieurs sujets de recherche, l’effet de la contrainte ou déformation moyenne [8] sur la durée de vie, ainsi que l’impact de l’effet d’environnement [9] (milieu REP par exemple).

I.1.3. Exemple d’essais de structure

Dans cette partie, on va présenter les différents essais sur structures élaborés pour l’étude du phénomène de fatigue thermique. Ce phénomène a été décelé au niveau des circuits de réacteurs

nucléaires (REP ou RNR). La prédiction de la durée de vie des structures soumises à des chargements de fatigue thermiques était alors sous-estimée par l'utilisation de méthodes d'analyse et de critères basés sur des essais de fatigue uniaxiaux.

L'étude de la fatigue thermique nécessite de prendre en compte trois problèmes distincts. En effet, le domaine de la thermo-hydraulique est sollicité lors de l'identification du chargement thermique en paroi et de la fluctuation de température. Une définition des contraintes mécaniques résultant du chargement de fatigue thermique est aussi nécessaire. La dernière partie est plus spécifique puisqu'elle demande d'étudier le comportement du matériau afin d'identifier les mécanismes d'endommagement (amorçage et propagation de fissure).

La complexité de cette étude a orienté les recherches vers le développement de divers essais sur structure afin de mieux cerner les différentes problématiques.

a) FAENA (CEA Cadarache)

Afin d'étudier les réseaux de faïençage obtenus sous chargement thermique au niveau des RNR, des essais ont été réalisés sur la boucle sodium FAENA (Figure I.6). Ce dispositif est élaboré au CEA Cadarache et a fonctionné pendant 5 ans [1992-1997] pour l'étude de l'influence de la variation de température ainsi que l'effet de la présence de soudure arasée ou non sur l'acier inoxydable austénitique et plus précisément du 316L.

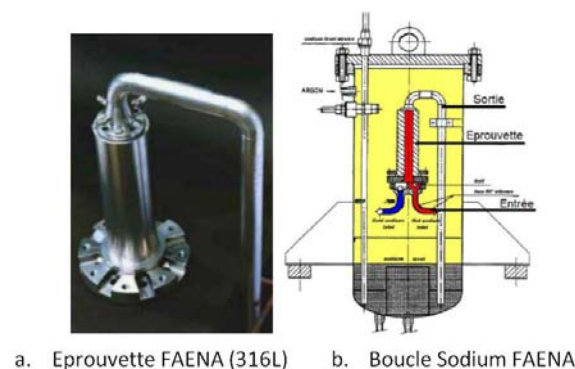


Figure I. 6. Dispositif expérimental de FAENA

Le principe de fonctionnement de cette boucle consiste à injecter alternativement du sodium chaud (froid) par le bas à l'intérieur du cylindre. En remontant le liquide se refroidit (se réchauffe) et réchauffe (refroidit) en même temps la paroi du tube ce qui crée une variation de température ΔT variable au niveau de la hauteur de l'éprouvette. Après N cycles de choc thermique, l'essai est arrêté et l'éprouvette ouverte pour observation et identification de la hauteur d'arrêt des réseaux de fissure de fatigue thermique.

Les essais réalisés sur FAENA [10-11] ont permis de :

- L'identification d'un écart de température en-dessous duquel le réseau de faïençage n'apparaît pas.
- Le positionnement de la courbe de fatigue au-dessus de la courbe moyenne de fatigue définie sous chargement mécanique. Cela s'explique par l'effet bénéfique de l'environnement sodium.

- L'identification d'une réduction de durée de vie suite à la présence de soudure non arasée et plus précisément suite à la présence des bourrelets de soudure.
- La définition de la passivité de durée de vie en présence de soudure arasée mais l'identification de sites préférentiels d'amorçage des fissures à l'interface soudure/ métal de base.

L'un des points faibles de FAENA est l'étude de la propagation de fissure qui n'est pas exploitée [12].

b) SPECTRA (Japon)

Spectra est un dispositif conçu par l'Agence d'Energie Atomique au Japon afin d'étudier le comportement de l'acier inoxydable austénitique 304L sous un chargement de fatigue thermique. Le principe des essais réalisés consiste en l'application d'une sollicitation thermique sinusoïdale à l'intérieur de l'éprouvette (tube en 304L) par injection de sodium.

Ce montage expérimental a permis d'étudier l'effet de la fréquence (qui varie entre 0,025 et 0,5 Hz) sur le comportement du matériau en fatigue thermique. L'éprouvette utilisée pour la réalisation des essais comprend trois zones distinctes pour l'étude de trois paramètres différents (Figure I.7) [13-14]
Zone de mélange en Té : Permet l'obtention du chargement thermique voulu (injection de sodium froid (250°C) et chaud (600°C))

- Zone de vérification : Présence de plusieurs thermocouples placés à différents épaisseurs de la paroi pour vérifier le chargement thermique appliqué
- Zone d'étude : Caractérisée par une épaisseur plus importante que le reste des zones et permettant d'étudier l'amorçage des fissures pour un chargement thermique bien défini.

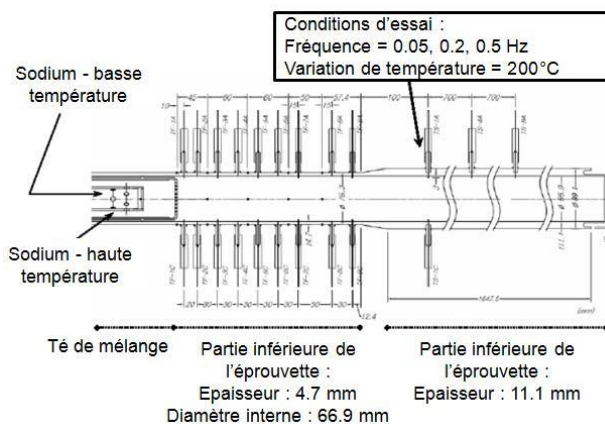


Figure I. 7 Eprouvette FAENA avec les trois zones distinctes

c) SPLASH (CEA)

L'essai SPLASH est un dispositif expérimental se basant sur le même principe que les essais de choc thermique développés dans les années 80 par Marsh [14] pour étudier la propagation de fissure. Cette nouvelle version, SPLASH, est conçue au CEA de Saclay afin d'étudier les réseaux de faïençage observés au point de mélange des REP.

Le principe de fonctionnement de ce montage expérimental est présenté au niveau de la figure I.8 :

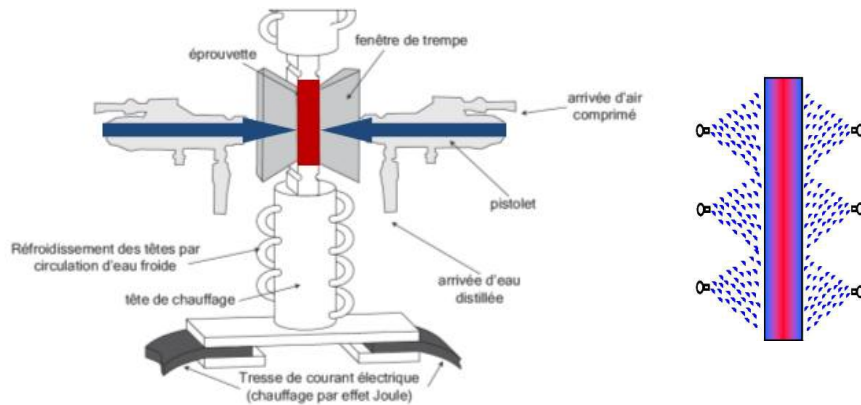


Figure I. 8 Principe de fonctionnement des essais SPLASH [15]

Le principe est simple. On chauffe l'éprouvette, de forme prismatique et avec un état de surface poli, de manière continue par induction jusqu'à obtenir une température homogène en profondeur. Ensuite, on la pulvérise par de l'eau distillée mélangée à l'air comprimé à travers deux fenêtres de trempe placées au niveau des deux faces latérales de l'éprouvette. Ce choc thermique permet d'obtenir des gradients de température assez significatifs dans le temps ($\approx 600^\circ\text{C/s}$) et dans l'espace ($\approx 100^\circ\text{C/mm}$).

Pour l'étalonnage du dispositif, des thermocouples de type K sont brasés en profondeur et en surface au niveau d'un échantillon témoin afin de vérifier le gradient de température créé en profondeur. Pour les éprouvettes d'endurance, on n'utilise que les thermocouples placés en profondeur afin d'éviter l'activation de sites préférentiels d'amorçage de fissure en surface.

L'un des points forts du dispositif SPLASH est la réalisation d'essais à grands nombres de cycles grâce à la puissance du système de contrôle de température ce qui a permis l'obtention d'un cycle de réchauffement assez rapide. Par contre, le problème rencontré est l'absence de moyens d'observations des surfaces de l'éprouvette sans démontage. Les résultats obtenus suite à ces différents essais ont permis de définir l'effet d'écran qui reflète l'influence du réseau de faïencage sur la propagation de fissure en profondeur.

d) INTHERPOL

L'essai INTHERPOL (INstallation de fatigue THERmique POLycyclique) est aussi une nouvelle version des essais de Marsh mis en place par EDF pour l'étude de l'effet de l'état de surface et de la présence de soudure sur l'amorçage et la propagation d'un réseau de fissure en fatigue thermique.

Le principe de ce dispositif est différent des précédents puisque l'éprouvette, de forme tubulaire en acier inoxydable Austénitique 304L, est animée d'un mouvement de rotation sur elle-même à une fréquence bien définie (comprise entre 0,125 et 0,3 Hz).

En effet, la paroi externe du tube est chauffée en continu par des résistances chauffantes entre 185 et 320°C. Par contre, pour la paroi interne, deux secteurs sont alternativement chauffés par lampes infrarouges et refroidis par spray d'eau grâce au mouvement de l'éprouvette (Figure I.9). Ce dispositif a permis la réalisation d'essais à grands nombres de cycle grâce à une durée de cycle thermique réduite de 5 à 8 secondes.

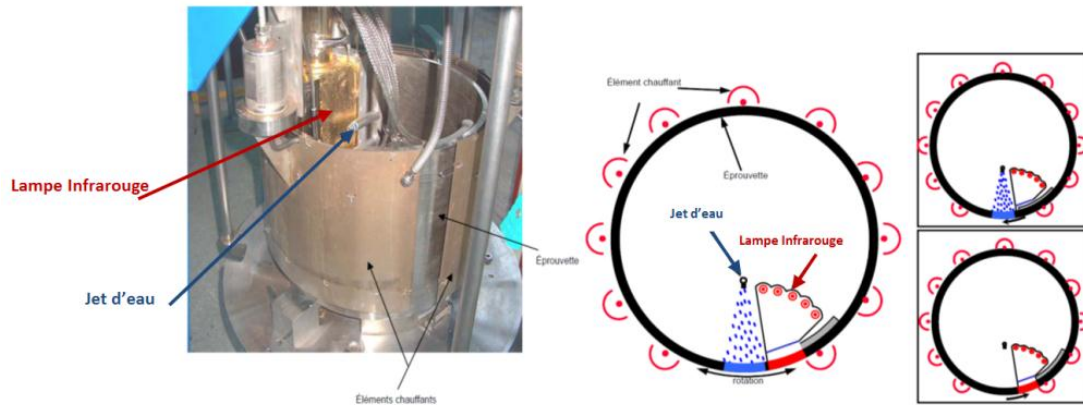


Figure I. 9 Principe de fonctionnement des essais INTHERPOL [10]

En plus de l'étude de l'effet de la présence d'une soudure arasée ou non, ces essais ont permis d'identifier l'effet pénalisant de l'état de surface (brut, tourné, meulé fin ou encore brossé [4]) sur la durée de vie du matériau. Le phénomène d'érouissage est défini aussi comme facteur réducteur du nombre de cycle à l'amorçage des fissures.

e) JRC (Pays-Bas)

Se basant sur le même principe que les essais SPLASH, le dispositif expérimental JRC est développé au Pays-Bas pour l'étude de l'amorçage de fissure de l'acier Inoxydable Austénitique 316L(N). L'éprouvette JRC est de forme tubulaire et subit un cycle thermique composé de trois phases :

- Chauffage de la paroi externe de manière continue par Induction pendant toute la durée de l'essai (40 à 45s) pour une température égale à 300 ou 400°C.
- Refroidissement cyclique avec injection d'eau, à température ambiante, à l'intérieur du tube pour un temps de refroidissement t_r égal à 5s.
- A la fin du refroidissement, injection de l'air sous pression pour éliminer l'eau résiduelle au niveau de la paroi interne de l'éprouvette.

Ce dispositif permet l'ajout d'une contrainte primaire en plus du chargement thermique par l'application d'un chargement en traction (Figure I.10). De plus, des contrôles non destructifs par ultrason sont possibles afin de détecter l'amorçage de fissure et de suivre son évolution sans destruction de l'éprouvette.

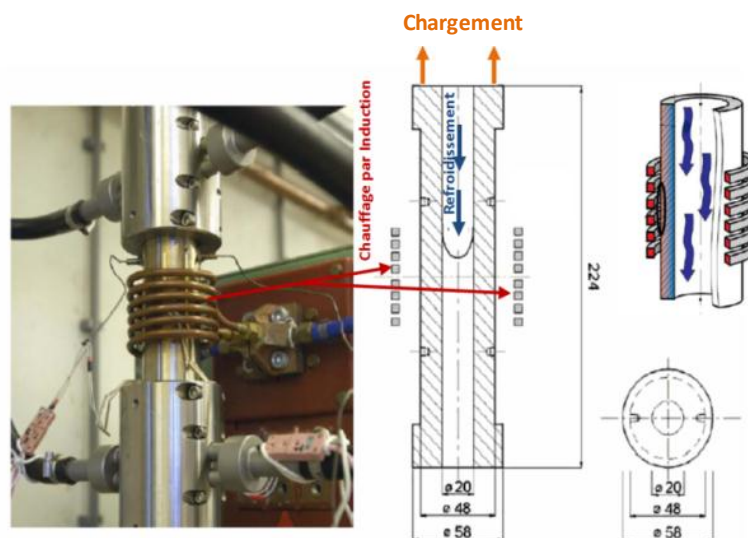
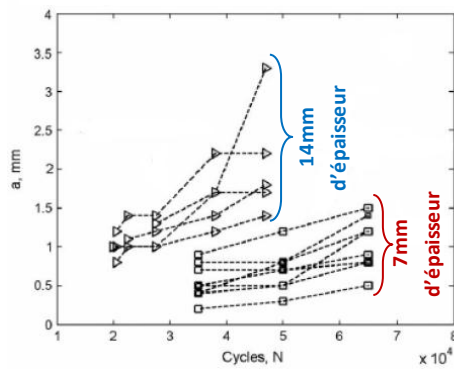


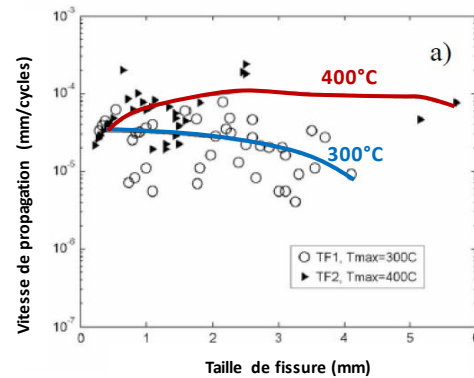
Figure I. 10 Principe des essais quasi-structure JRC

L'interprétation des résultats de l'essai JRC a permis de conclure que :

- Le développement d'un réseau de faïençage permet d'identifier l'effet d'écran,
- Plus l'épaisseur du tube est importante, plus le nombre de cycle à l'amorçage est faible (Figure 11.a),
- La vitesse de propagation de fissure augmente avec la température. Cependant, à partir d'une taille de fissure critique la propagation de fissure est ralentie (Figure 11.b)



a) Influence de l'épaisseur du tube



b) Impact de la température

Figure I. 11 Paramètres influençant les résultats expérimentaux de l'essai JRC [11]

Tout en conservant le même principe (chauffage par induction et refroidissement à l'eau ambiante), des essais CYTHIA ont été réalisés afin de n'étudier que la propagation de fissure et ceci en ajoutant une entaille au niveau de la paroi externe du tube dans le plan médian afin de favoriser l'amorçage de fissure à ce niveau.

f) FAT3D (CEA)

Le banc d'essai FAT3D (Fatigue Thermique 3D) est réalisé au CEA de Saclay en 2003 pendant la thèse d'Olivier ANCELET [10], afin de mettre en avant le caractère aggravant (tridimensionnel) d'un chargement thermique et d'identifier son influence sur l'amorçage et la propagation de fissure au niveau d'une structure tubulaire avec et sans soudure.

Ces essais consistent à appliquer un jet d'eau froide, de manière périodique, à l'intérieur d'un tube (en acier Inoxydable Austénitique 316L) placé dans un four afin de permettre un chauffage homogène de toute la structure. La tâche thermique appliquée à l'intérieur du tube est de forme parabolique et permet d'identifier des gradients thermiques locaux (surface-épaisseur) et globaux (entre deux points diamétralement opposés) (Figure I.12).

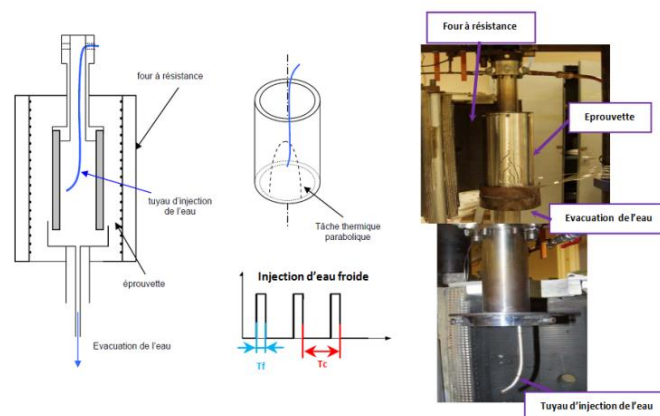


Figure I. 12 Schématisation du fonctionnement de l'essai FAT3D [10]

Les résultats expérimentaux obtenus ont permis :

- La détection d'une fissure de forme semi-elliptique en haut de la tâche thermique suite à l'application d'un chargement thermique seul (Figure I.13),
- La détermination de l'influence de la plasticité sur la vitesse de propagation de fissure,
- L'identification de l'effet non pénalisant d'une soudure arasée sur l'amorçage et la propagation d'une fissure.

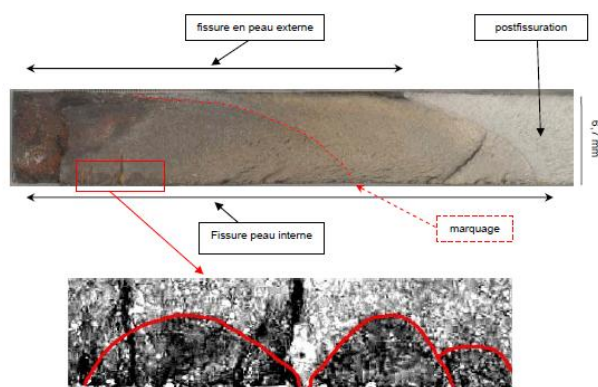


Figure I. 13. *Forme semi-elliptique de fissure obtenue lors d'essai FAT3D [10]*

Suite à des conditions expérimentales assez sévères (la température varie de 300 à 650°C), l'instrumentation de l'éprouvette FAT3D par des jauges de déformations n'était pas possible ce qui ne facilitait pas l'interprétation des résultats obtenus.

La différence entre les essais SPLASH et FAT3D est la méthode d'identification du nombre de cycles à l'amorçage N_a . Pour l'essai SPLASH, l'utilisation d'un microscope optique permet de définir un N_a pour une longueur de fissure de 50-150 μ m. Par contre pour les essais FAT3D, le N_a est identifié à l'œil nu, ce qui correspond à 2mm de longueur de fissure. Ce qui conduit à une marge d'erreur plus importante pour les résultats FAT3D.

En 2007, une amélioration du banc d'essai FAT3D est réalisée lors de la thèse de Pauline BOUIN afin d'étudier plus précisément la propagation, et ceci par l'ajout d'une entaille à l'intérieur du tube afin de favoriser l'amorçage à ce niveau. L'instrumentation de l'éprouvette a aussi évolué par l'utilisation d'une jauge de déformation haute température placée au niveau du centre de l'entaille [4].

g) ESSAI ENSMA

Ces essais sont élaborés à l'ENSMA de Poitiers pendant la thèse de Hoai Nam LE [12] dans le but d'étudier la propagation de fissure suite à l'application d'un chargement thermique répété sur une éprouvette entaillée.

- Le dispositif expérimental élaboré est constitué de plusieurs composants possédant chacun un rôle bien précis lors de l'essai (Figure I.14) :
- Tuyaux en acier Inoxydable assurant en même temps le refroidissement et le maintien de l'éprouvette de forme parallélépipédique,
- Four à résistance permettant de chauffer l'ensemble éprouvette-tuyaux à la température de consigne $T_{consigne}$,
- Réservoir en eau sous pression permettant d'assurer un refroidissement à vitesse constante,
- Programmateur LOGO, permet d'imposer un cycle thermique répété au niveau de l'éprouvette : dès que l'éprouvette atteint la température maximale souhaitée T_{max} (identifiée par le thermocouple seuil), le programmateur ouvre l'électrovalve pour

déclencher le refroidissement. Une fois la température minimale T_{min} atteinte au niveau du thermocouple, l'électrovalve se referme automatiquement,

- Système de déminéralisation d'eau qui permet d'améliorer la conductivité thermique de l'eau industrielle et d'éviter le dépôt de calcaire.

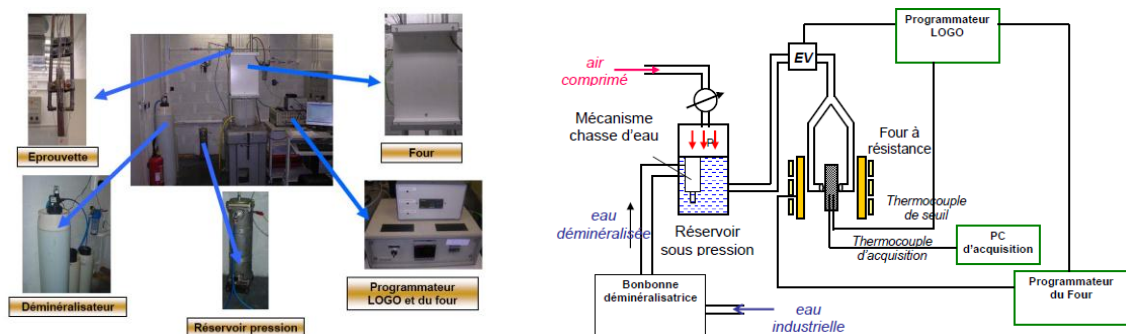


Figure I. 14 Schématisation du principe de fonctionnement de l'essai ENSMA [11]

h) Conclusions

D'autres essais sur structure ont été réalisés, comme SOMITE (Sodium Mixing Tee), SUPERSOMITE développés à l'AEA au Royaume-Uni [4]. Le nombre conséquent de ces essais a permis d'enrichir la base de données expérimentales sur la fatigue thermique. Toutefois, la complexité du chargement appliqué rend délicate l'interprétation des résultats expérimentaux obtenus (chargement en température, passage par des lois de comportement, effet de structure, déformation moyenne présente ou non). La figure I.15 permet d'identifier quelques données expérimentales obtenues à partir des différents essais sur structures présentés précédemment. Il apparaît que la fatigue thermique peut engendrer une diminution de la durée de vie par rapport aux essais de fatigue uniaxiale.

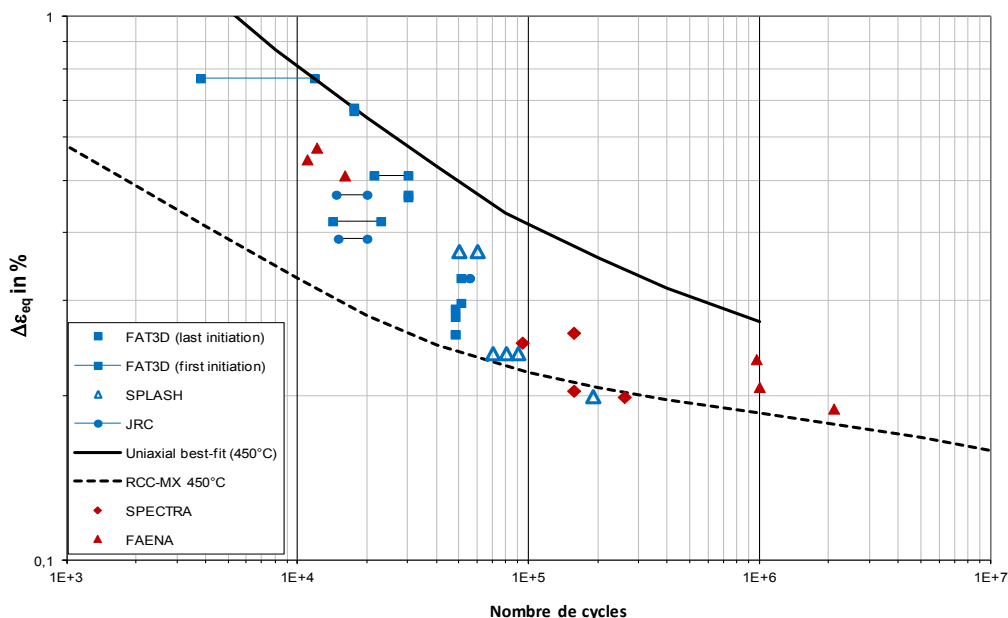


Figure I. 15 Récapitulatif des données expérimentales en fatigue thermique [16]

En effet, l'étude de la fatigue thermique est ainsi ramenée à l'étude de différents facteurs : l'effet de l'équibiaxialité ainsi que celui de la déformation moyenne. Un chargement en fatigue thermique est

décrit comme une déformation équi-biaxiale en surface mais les tuyauteries subissant de la fatigue thermique transportent aussi un environnement (eau pour les REP) sous pression. Ce qui engendre nécessairement la superposition d'une contrainte moyenne statique.

L'impact nocif de la contrainte moyenne a déjà été mis en évidence par plusieurs études scientifiques se basant sur des essais de fatigue uniaxiale [17], [18] et [19]. Reste à définir avec certitude si la biaxialité du chargement engendrée par la fatigue thermique a aussi un effet ou pas sur la durée de vie des aciers inoxydables austénitiques.

I.2.Moyens d'essais de fatigue équi-biaxiale

Pour être un peu plus général, une structure subissant un chargement en fatigue thermique subit en général une sollicitation mécanique multiaxiale. Précisons aussi que la contrainte d'origine thermique se présente sous forme d'une combinaison de contraintes biaxées alternées normales $\Delta\sigma_n$ en phase situées dans le plan confondu avec la surface d'application de la tâche thermique (Figure I.16).

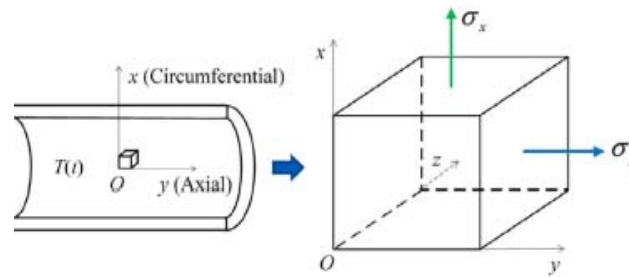


Figure I. 16 Etat mécanique en surface induit par l'application d'un chargement en fatigue thermique [17]

La question qui se pose actuellement est : quels moyens expérimentaux peut-on adopter pour décrire d'une manière simple mais propre l'impact d'une sollicitation en fatigue mécanique multiaxiale appliquée sur une structure ?

I.2.1. Mécanisme microstructural caractéristique d'un chargement équi-biaxial

La figure I.17 reflète respectivement la différence des champs de contraintes et de déformations pour une sollicitation en fatigue mécanique uniaxiale ($\sigma_1 \neq 0$ et $\sigma_2 = \sigma_3 = 0$) et pour une sollicitation en fatigue thermique ($\sigma_1 = \sigma_2 \neq 0$ et $\sigma_3 = 0$).

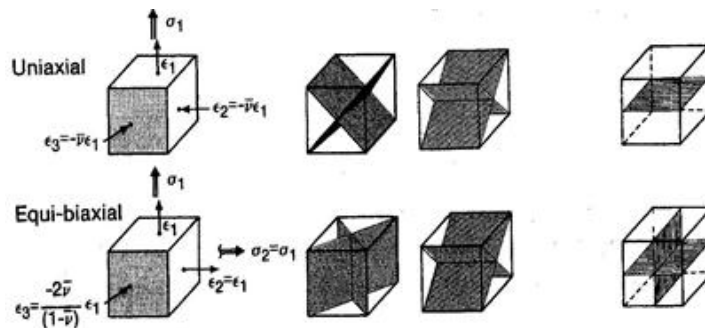


Figure I. 17 Champ de contraintes et de déformations pour un état de contrainte uniaxiale et un état de contrainte équi-biaxiale [16]

Quel que soit le chargement imposé, une fissure s'amorce impérativement suivant les plans de cisaillement. En effet, la contrainte de cisaillement est définie comme moteur d'endommagement. Cette composante du tenseur des contraintes induit le déplacement des dislocations suivant les plans les plus favorablement orientés et aussi selon une direction bien définie.

Pour les aciers inoxydables austénitiques caractérisés par une structure cubique à faces centrées, le déplacement des dislocations se fait suivant le plan le plus dense $\langle 111 \rangle$ et selon la direction $\langle 110 \rangle$. Le mouvement de ces dislocations engendre une accumulation de microdéformations plastiques pas toujours réversibles, suite au changement de direction de la sollicitation (Traction – compression). Cette irréversibilité induit l'apparition d'un relief à la surface du matériau. La répétition de ce processus engendre la formation d'intrusions – extrusions qui représentent des zones de concentrations de contraintes locales pouvant entamer l'apparition de fissures [16,20].

Les micro-mécanismes d'endommagement dépendent fortement de la présence ou non d'une contrainte hydrostatique. En effet, un chargement en torsion cyclique présentant une contrainte hydrostatique nulle ($\sigma_H = 0$) entrainera un nombre de cycle à l'amorçage plus important qu'un chargement en traction alternée pour lequel la contrainte hydrostatique est égale à $\sigma_H = \sigma_a/3$.

Cette diminution de la durée de vie est principalement attribuée au type de dommage engendré (Figure I.18). Une faible contrainte hydrostatique engendre une fissure de « type A » peu profonde et développée en surface. Cependant, une importante contrainte hydrostatique induit une fissure de « Type B » qui se propage plus en profondeur.

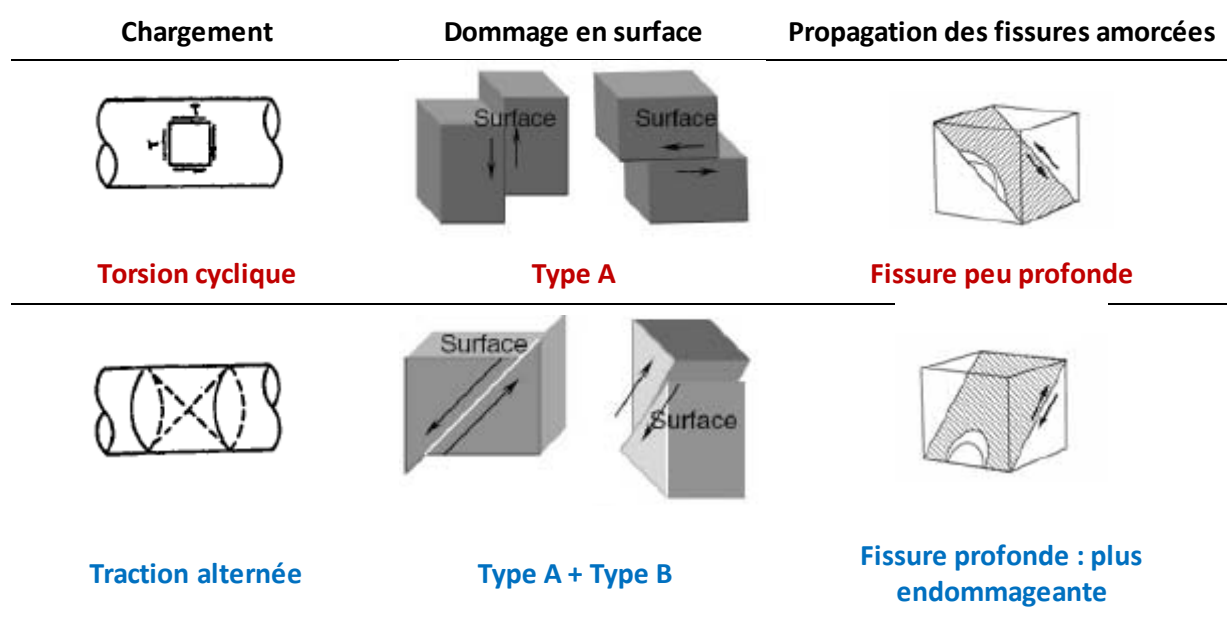


Figure I. 18 Evolution des micros mécanismes d'amorçage et de propagation de fissure en fonction du chargement imposé [16]

Une contrainte hydrostatique positive engendre impérativement un endommagement plus important. En effet, cette contrainte est présentée comme une contrainte normale au plan de fissuration qui permet une ouverture plus prononcée de la fissure. L'absence de cette contrainte induit une fissure qui subit un cisaillement pur qui peut engendrer le phénomène de matage (lèvres de fissure qui entrent en contact et qui s'écrasent mutuellement) (Figure I.19).

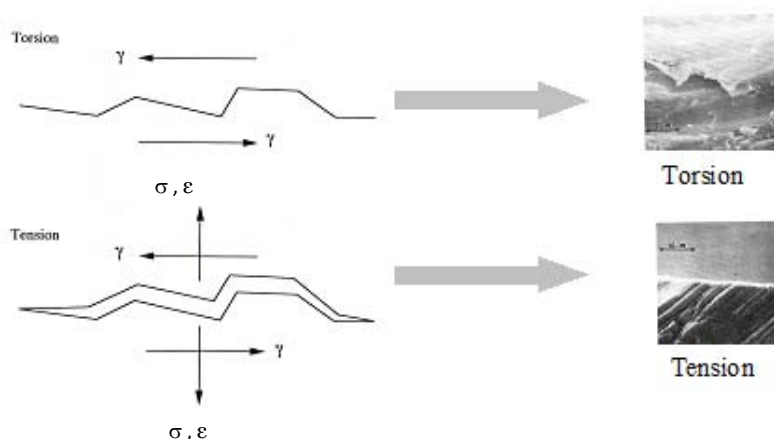


Figure I. 19 Effet d'une contrainte hydrostatique sur une fissure et faciès résultant [16]

Pour conclure, une sollicitation équi-biaxiale induit l'activation d'un plus grand nombre de plans de glissement suite à l'application de deux contraintes suivant deux directions distinctes. La contrainte hydrostatique est aussi plus importante ($\sigma_H = 2 \cdot \sigma_a/3$) que celle identifiée en traction alternée. En conséquence, on peut envisager une propagation plus rapide avec un chargement équi-biaxial.

Le principe des dispositifs expérimentaux qui vont être présentés est d'appliquer une sollicitation purement mécanique traduisant l'état équi-biaxial. Trois grands types d'essais sur éprouvette sont présentés :

- Le premier s'appuie essentiellement sur l'optimisation de la forme de l'éprouvette pour obtenir l'état équi-biaxé du chargement de fatigue thermique avec l'utilisation d'une machine à un seul système de chargement,
- Le deuxième traite des différents essais réalisés avec des machines possédant plusieurs axes de chargement (ASTREE, ...) afin d'imposer une sollicitation mécanique représentative d'un chargement en fatigue thermique,
- En dernière partie, seront présentées les études réalisées sur des montages expérimentaux spécifiques développés afin d'obtenir un état de contrainte équi-biaxé sur une éprouvette à géométrie spécifique et optimisée.

1.2.2. Essais sur éprouvettes avec un seul axe de chargement

Les premières études de la multiaxialité ont débuté dans les années 1950 par des essais simples avec les moyens disponibles (machine à un seul axe de chargement). Une idée générale sur les avantages et les inconvénients des principales méthodes anciennes utilisées pour l'obtention d'un état biaxial est présentée au niveau du tableau I.2 [16] :

Principe d'essai	Représentation schématique	Avantages et Inconvénients
<p>Poutre en porte à faux : Sollicitation en flexion alternée d'une poutre avec réduction de la largeur au niveau de la section utile. (années 50)</p>		<ul style="list-style-type: none"> ☝ Simplicité de mise en place du montage ☝ Rapport de biaxialité varie entre 0 et 0,5 ☝ zone utile réduite ☝ Montage limité pour l'étude de l'amorçage

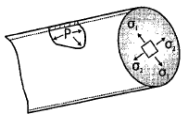
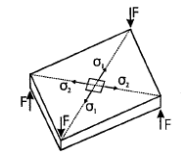
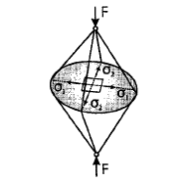
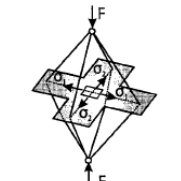
<p>Pression hydraulique : Application d'une pression répétée sur les deux faces de la plaque (Rectangulaire, Ovale et Circulaire). (années 50).</p>		<ul style="list-style-type: none"> ☝ Possibilité d'avoir un chargement alterné ☞ Complexité de mise en place (génération d'une pression hydraulique et nécessité d'assurer une liaison hermétique entre la plaque et le tube d'injection pour obtenir une répartition homogène des contraintes)
<p>Flexion anti-plane : Essais se basant sur l'état de contraintes résultant d'une flexion pure. Développé par Zamrik et Davis en 1993 et aussi au sein du CEMS de Bristol.</p>		<ul style="list-style-type: none"> ☝ Rapport de charge négatif ($-1 \leq R \leq 0$) ☝ Essai à Température ambiante ☝ Etude de l'amorçage et la propagation de fissure ☞ Matériau étudié : alliage d'Aluminium
<p>Disque en Rotation : Méthode générale pour l'étude de la fatigue des disques tournants dans l'industrie. La rotation simule la répartition du chargement sur le disque en utilisation.</p>		<ul style="list-style-type: none"> ☝ Conception et réalisation simple des éprouvettes ☞ Montage très coûteux ☞ Difficulté expérimentale (suivi de la propagation de fissure en rotation)
<p>Montage Spéciaux : Conçu pour remédier aux difficultés de mise en place des montages précédents (Leshenski(1974), Jonhson et khan(1965) et Ferron et Makinde (1988))</p>		<ul style="list-style-type: none"> ☝ Simplicité et fiabilité → Facilite le contrôle et la mesure des charges et des déplacements ☝ Moins coûteux que les machines d'essais multiaxiaux ☞ Interprétation des résultats Compliquée

Tableau I. 2. Méthodes d'essais biaxiaux utilisant un seul système de chargement

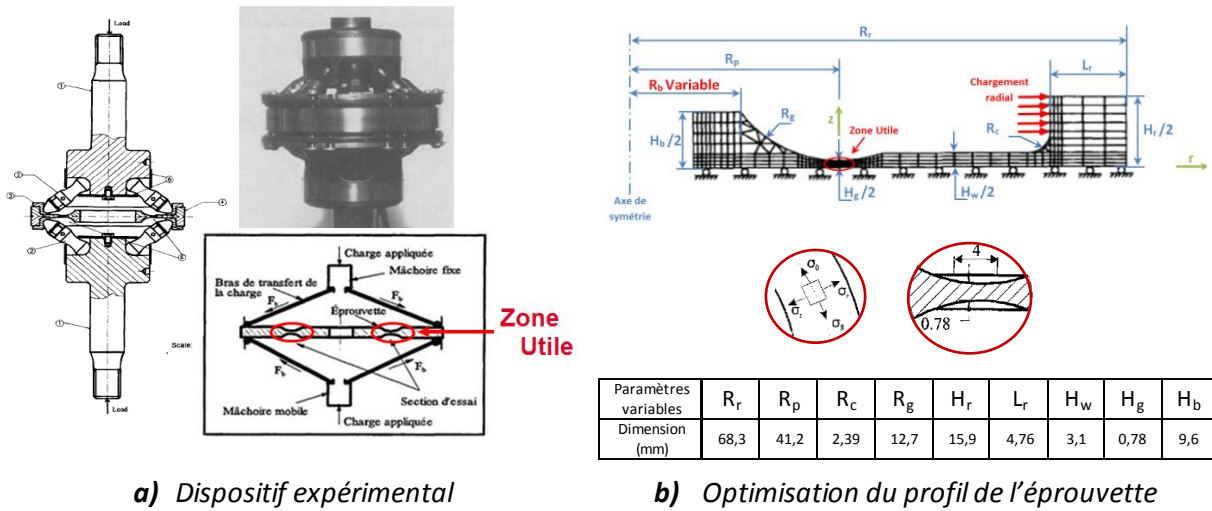
De nouveaux essais plus récents sont élaborés pour l'étude de l'état de contrainte équi-biaxial induit par un chargement thermique. On identifie le montage de Zouani en 1996 [21-22], le dispositif élaboré à l'ENSAM d'Angers en 2011 [23] et les essais FABIME1 élaborés au LISN du CEA de Saclay en 2008 [24].

a) Essai Zouani

Pendant les années 1990, un essai de fatigue biaxé a été mis en place, par Zouani [21], avec une éprouvette en forme de disque creux avec section d'étude annulaire réduite en 304L. Cet essai est réalisé sur une machine de charge axiale munie de 16 bras de transfert de charge qui s'appuient sur l'épaulement de l'éprouvette par l'intermédiaire de plaques de transmission de charge (Figure I.20.a). L'effort axial transmis engendre un état de contrainte biaxial uniforme sur toute la surface de l'éprouvette suivant les deux directions radiales et tangentiels.

Lors des essais Zouani, quatre rapport de charge, égaux à 0,5 / 0,65 / 0,75 et 0,9, sont imposés avec une fréquence de 0,1 Hz et à deux températures d'étude : ambiante et 200°C. Afin d'imposer un rapport de charge donné, une optimisation du profil de l'éprouvette est établi au cours de cet essai. Une analyse par éléments finis est réalisée afin de mettre en évidence l'effet des différents

paramètres géométriques de l'éprouvette sur l'état de contrainte biaxiale dans la section la plus mince (Figure I.20.b). Zouani a souligné qu'un changement de la section d'essai permet l'obtention d'un rapport de charge précis, mais engendre aussi une modification de la distribution de contraintes. Afin d'éviter ce problème, la variation du rapport de charge est contrôlée par le rayon intérieur de l'éprouvette R_b avec fixation des autres paramètres géométriques suite à un calcul élastique par éléments finis (Figure I.20.a).

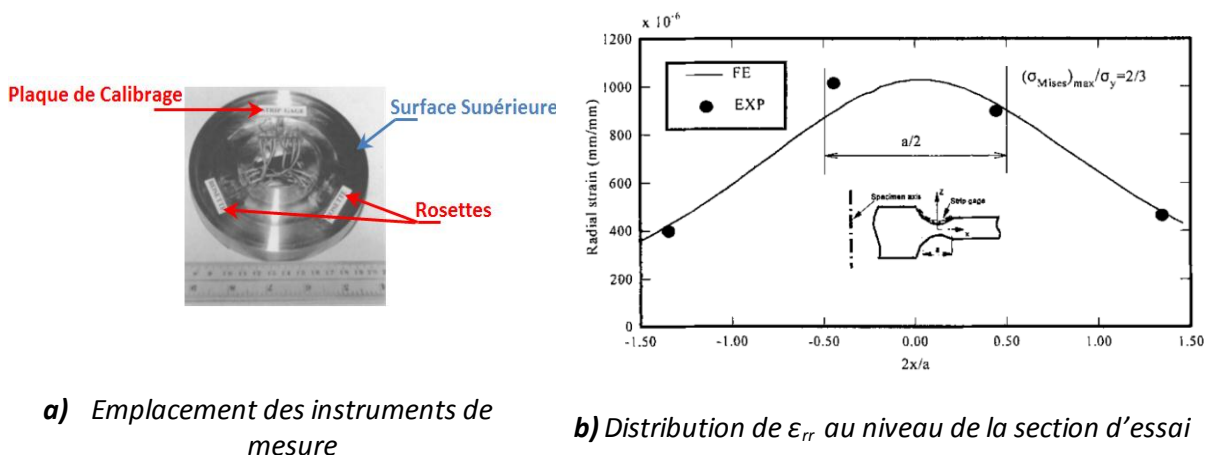


a) Dispositif expérimental

b) Optimisation du profil de l'éprouvette

Figure I. 20 Essai Zouani [21]

La validation du dispositif expérimental est assurée par l'emplacement de rosettes (enregistrement simultané des déformations radiales et tangentielles au niveau de la section réduite) et de bandes de calibrage (mesure de la déformation radiale à des emplacements différents) au niveau de la surface supérieure de l'éprouvette (Figure I.21.a). Une rosette est aussi placée au niveau de la surface inférieure de l'éprouvette à un emplacement opposé de la bande de calibrage afin de vérifier l'absence de flexion [22]. Suite aux résultats obtenus, Zouani a vérifié aussi l'emplacement de la déformation radiale maximale au centre de la zone utile (Figure 21.b).



a) Emplacement des instruments de mesure

b) Distribution de ϵ_{rr} au niveau de la section d'essai

Figure I. 21 Vérification du dispositif expérimental

Le frottement est l'un des problèmes qui n'a pas été traité lors de ces essais. L'impact de l'augmentation de la température, suite au frottement, sur le comportement cyclique du 304L n'a pas été pris en compte et a été considéré comme négligeable.

Pour conclure, les données expérimentales obtenues sont traitées selon le critère de von Mises (Figure I.22). Pour un taux de triaxialité égal à 0,5 on retrouve trois points expérimentaux complètement différents (flèche rose). L'interprétation des résultats de Zouani est assez délicate, à cause de la dispersion des points expérimentaux.

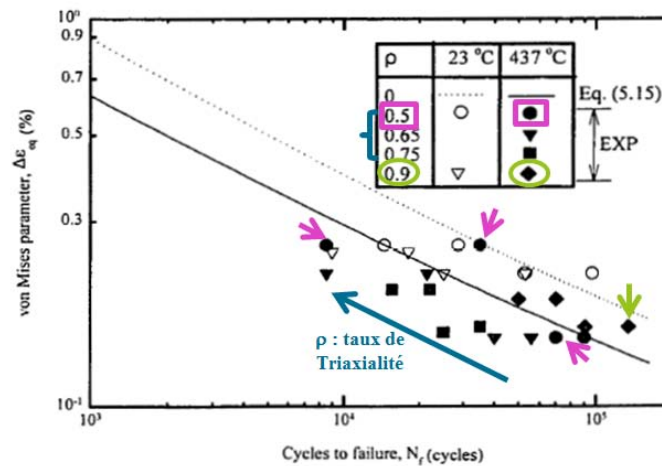


Figure I. 22 Résultats expérimentaux de Zouani [22]

b) Essai ENSAM d'Angers

Une étude de la fatigue biaxiale à grands nombres de cycle sur l'alliage Al-Si (AlSi7Cu05Mg03-T7) est réalisée au Laboratoire des Arts et Métiers de ParisTech d'Angers (LAMPA). Le dispositif de flexion est monté sur une machine INSTRON 8802 avec une fréquence de sollicitation de 20Hz et un rapport de charge toujours positif égal à 0,1 (Figure I.23.a). L'éprouvette a la forme d'un disque, avec un raffinement de l'épaisseur au centre, au niveau de la face de compression ce qui permet l'obtention d'un état de contrainte équi-biaxial (Figure I.23.b). Cet échantillon est équipé d'une jauge de contrainte uniaxiale placée au centre de la face de compression afin de vérifier l'état de déformation et de détecter l'amorçage de fissures.

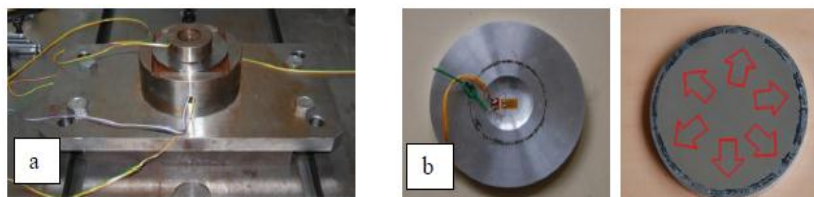


Figure I. 23 Dispositif expérimental de l'ENSAM d'Angers [23]

Suite aux différents résultats expérimentaux obtenus, il apparaît que :

- Le dommage causé par un chargement uniaxial ou équi-biaxial est le même pour l'alliage d'Al-Si.
- L'amorçage de fissures est identifié au niveau des porosités ou des hétérogénéités (particules de Si) du matériau (Figure I.24).



Figure I. 24. Emplacement de l’amorçage de fissure [23]

c) Essai de Flexion Sphérique : FABIME1

L’étude de la tenue en fatigue des matériaux, fait souvent référence aux essais de flexion 4 points qui permettent l’obtention d’un état de contrainte constant en surface et en flexion pure suivant l’épaisseur. En se basant sur ce principe, un nouveau dispositif expérimental de flexion sphérique FABIME1 est mis au point au CEA. La seule transformation est réalisée suivant un axe de rotation en remplaçant les rouleaux inférieur et supérieur par des tores de diamètres différents, afin d’obtenir un état biaxial traduisant le chargement induit par fatigue thermique (Figure I.25).

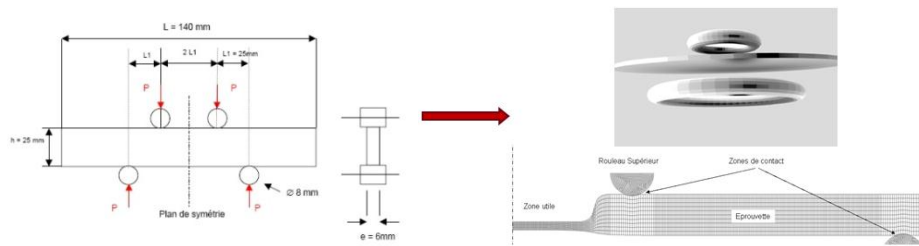


Figure I. 25 Principe de l’essai FABIME1 [24]

L’une des étapes décisive de ce dispositif est l’optimisation du profil de l’éprouvette afin de localiser l’amorçage de fissure au centre. En effet comme le montre la figure I.26, une simple réduction d’épaisseur de la face supérieure (Classical Specimen) n’est pas suffisante pour éviter l’amorçage de fissure en dehors de la zone utile. Afin de décaler la zone d’amorçage vers le centre une réduction est établie au niveau de la face inférieure (Optimized Specimen).

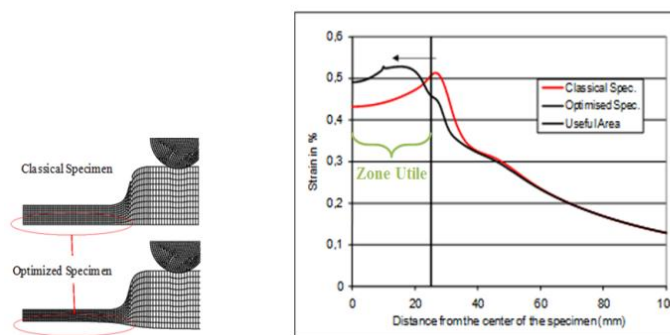


Figure I. 26 Optimisation du profil de l’éprouvette FABIME1 [24]

Le dispositif expérimental est monté sur une machine de traction-compression (MTS 50 tonnes). Les essais réalisés sont pilotés en déplacement pendant la phase de chargement et en effort lors de la phase de déchargement (Figure I.27). En effet lors de la décharge, un effort est appliqué afin d’éviter le décollement de l’éprouvette, la valeur imposée de cet effort va permettre l’étude de l’effet de variation de la contrainte moyenne.

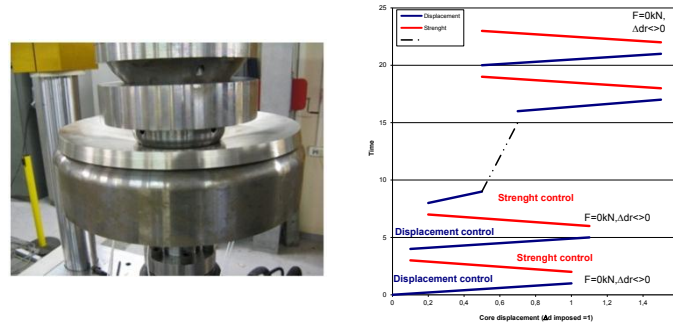


Figure I. 27. Pilotage des essais FABIME1 [24]

Les mesures expérimentales sont réalisées au cours de l’essai par l’intermédiaire de :

- Equipement de mesure de flèche au centre : Mesure de la déformation d’une lame flexible
- Trois jauges de déformation placées en étoile : Mesure des déformations locales suivant la direction radiale

La détection de l’amorçage de fissure pour les essais FABIME1 se fait par ressuage ce qui nécessite l’arrêt et le démontage de l’éprouvette. Les résultats obtenus confirment un amorçage localisé au centre de l’éprouvette ce qui permet de valider le dispositif expérimental développé (Figure I.28).

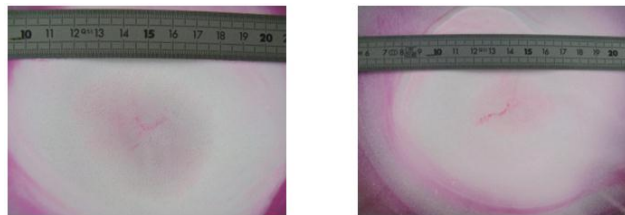


Figure I. 28 Détection de l’amorçage de fissure par méthode de ressuage dans FABIME1 [24]

Les points expérimentaux obtenus par FABIME1 avec le critère de von Mises sont pour la plupart compris entre les courbes de fatigue Best Fit et Design qui tient compte des effets aggravants dus à la structure et à la contrainte moyenne (Figure I.29).

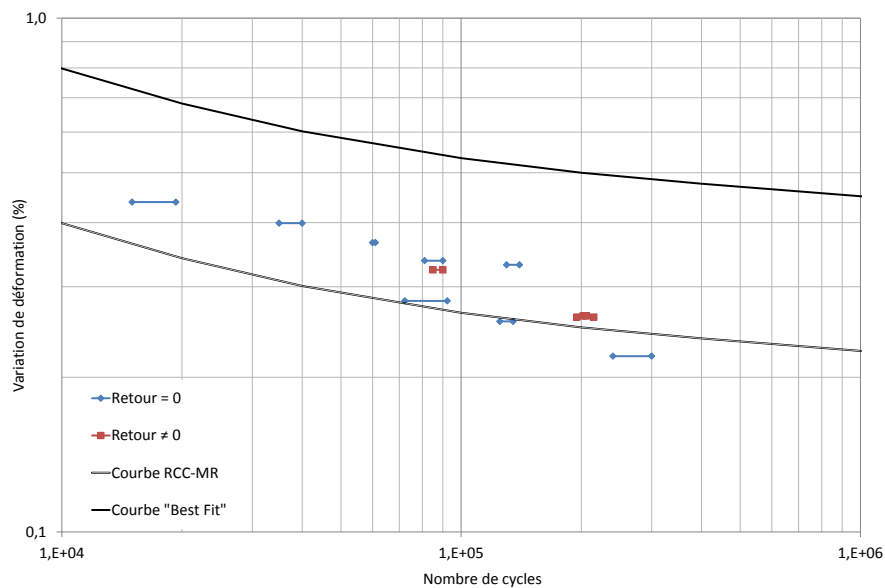


Figure I. 29 Courbe de Fatigue des Essais FABIME1 au sens de von Mises [24]

En conclusion, ce dispositif a permis une localisation de l'amorçage de fissure au centre de l'éprouvette, une étude des facteurs aggravants (équibiaxialité et contrainte moyenne) et a permis aussi la proposition de nouveaux paramètres du critère de Zamrik (§1.3.1.c). Par contre deux points négatifs sont à signaler le rapport de charge est toujours positif et la méthode de détection d'amorçage de fissure (ressuage) est lourde à mettre en œuvre.

1.2.3. Essais sur éprouvettes avec plusieurs axes de chargement

Imposer un état mécanique multiaxial atteint rapidement une limite avec un seul axe de chargement. Afin de remédier à cette limite, plusieurs essais sont réalisés en utilisant des systèmes avec plusieurs axes de chargements. Les différents types de sollicitations traduisant un état mécanique multiaxial sont résumés dans le tableau qui suit [13] :

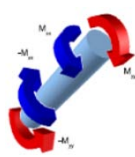
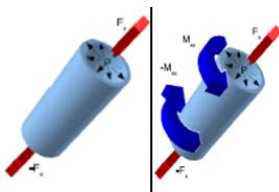
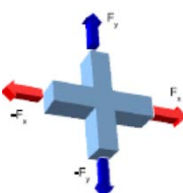
Principe d'essai	Représentation schématique	Avantages et Inconvénients
<p>Arbre en Flexion-Torsion combinée : (initié en 1986) Développement d'une machine LLS à l'ENSAM au laboratoire LAMEFIP permettant d'appliquer une flexion plane ou rotative et simultanément ou non une sollicitation de torsion.</p>		<ul style="list-style-type: none"> ☝ Simplicité ☝ Facilité de calcul du champ de contrainte et de déformation ☝ Rapport de biaxialité compris entre -1 et 0 ☝ Matériau étudié de l'industrie ferroviaire ☝ Etat multiaxial mécanique résultant non Biaxial dans le plan
<p>Eprouvettes Tubulaires: Plusieurs combinaisons (Torsion pure, Traction-Torsion, Traction-Pression (Interne/Externe)...) sont réalisées pour obtenir un chargement alterné avec état de contrainte biaxial.</p>		<ul style="list-style-type: none"> ☝ Enceinte de pression et système de pompage assez complexe ☝ Etat de contrainte non purement biaxial ☝ Possibilité de rupture en dehors de la longueur de jauge pour quelques essais ☝ Matériau étudié généralement différent de l'acier inoxydable ☝ Présence de contrainte moyenne
<p>Eprouvette Cruciforme : Application d'une sollicitation biaxiale par le biais des vérins. Développé récemment au sein du Laboratoire de Mécanique de Lille et aussi au Laboratoire de Mécanique et Technologie de Cachan afin d'optimiser la géométrie de l'éprouvette.</p>		<ul style="list-style-type: none"> ☝ Traction biaxiale dans le plan ☝ Pilotage complexe en contrainte ☝ Difficulté d'obtenir une zone de déformation uniforme

Tableau I. 3 Méthodes d'essais biaxiaux utilisant plusieurs systèmes de chargement

Suite aux différents essais réalisés avec plusieurs axes de chargement pour l'étude de la fatigue thermique, il s'est avéré qu'une sollicitation de torsion pure alternée conduit à la formation d'une fissure allongée « Type A » qui est considérée comme moins endommageante qu'une fissure profonde « Type B » qui est obtenue suite à l'application d'une sollicitation équibiaxiale de traction (§1.2.1). On peut à partir de ces constatations déduire que les essais de torsion ne sont pas représentatifs d'un chargement induit par fatigue thermique.

Le Laboratoire de Mécanique et Technologie de Cachan (LMT-Cachan) est l'un des rares laboratoires à s'être équipé d'une machine ASTREE multiaxiale qui a permis de réaliser plusieurs campagnes d'essais afin d'optimiser la durée de vie des composants subissant un chargement de fatigue thermique.

Deux géométries d'éprouvette distinctes sont présentées dans la partie qui suit : la première est en forme de cube [25], et la seconde en forme de croix [26, 27-30].

a) Essais sur éprouvette cubique au LMT Cachan

Pour l'étude de la plasticité sous chargement cyclique triaxial et non proportionnel, CALLOCH [25] a mis en place une nouvelle géométrie d'éprouvettes (Figure I.30.a). Celle-ci est assez complexe avec la présence de zones de raccordement pour assurer le maintien de l'éprouvette au niveau des six vérins de la machine ASTREE. On note la présence d'un petit cube d'étude au centre du grand cube de maintien caractérisé par une arête de 9mm. L'éprouvette est en acier inoxydable austénitique de type 316.

Durant le cyclage, le dispositif de fixation de l'éprouvette est instrumenté par trois capteurs LVDT pour la mesure du déplacement au niveau des axes de l'éprouvette (Figure I.30.b).

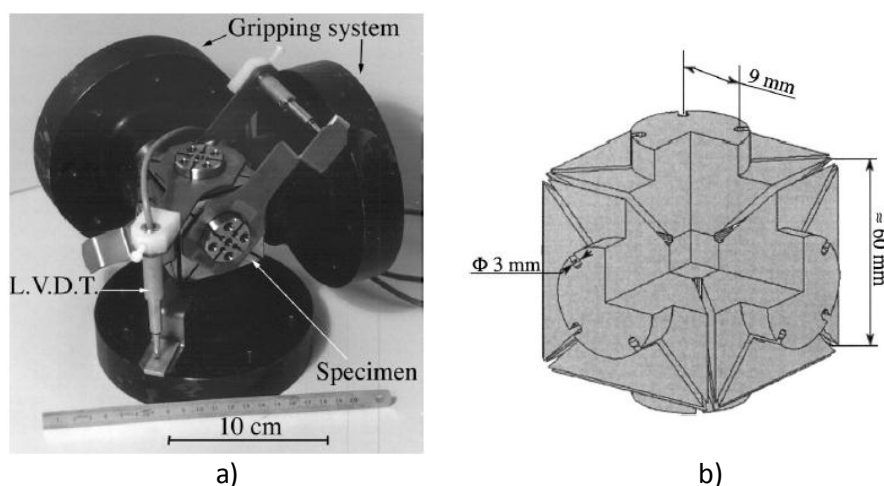


Figure I. 30 Géométrie de l'éprouvette cubique [25]

Le chargement défini durant ces essais est assez complexe. Trois cycles à chargement croissant sont imposés, suivis de neuf cycles à chargement constant. Chaque cycle consiste en l'application successive d'un chargement selon trois axes différents, respectivement F1, F2 et F3 (Figure I.31). Une vitesse de chargement constante est définie pendant tout l'essai : $0,2 \text{KN.s}^{-1}$.

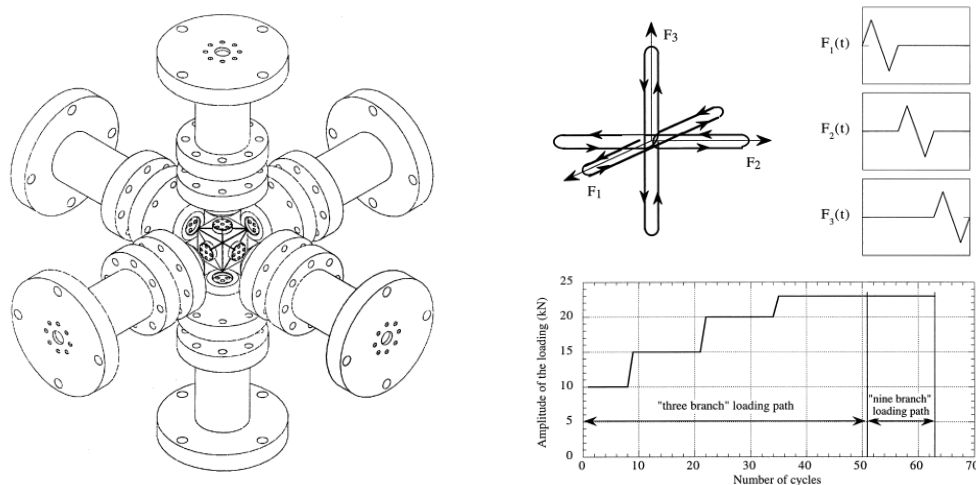


Figure I. 31 Chargement imposé [25]

Le nombre d'essais réalisés avec cette nouvelle conception d'éprouvette est très limité. En effet, deux essais seulement ont été réalisés sur ce type d'éprouvette, le premier à force imposé et le second à déplacement imposé.

b) Essais sur éprouvette cruciforme au LMT Cachan

Les essais biaxiaux utilisant les éprouvettes cruciformes sont en plein essor malgré la complexité du montage et des méthodes de pilotage. Les campagnes d'essais entreprises avec ce type d'éprouvette se divisent en deux : essais de caractérisation (étude de l'état de chargement biaxial en fatigue) et essais de fatigue à faibles et grands nombres de cycles (enrichissement des bases de données expérimentales).

Afin d'expliquer le principe de fonctionnement de ces essais et de présenter les dernières campagnes réalisées, on a choisi de présenter les différentes études réalisées au sein du laboratoire LMT Cachan dans la cadre de la thèse de Barbier en 2009 [26], d'un post-doctorat de Poncelet en 2010 [27, 28] et de la thèse de Rupil en 2013 [29]

En 2009, Barbier a réalisé des essais de traction-compression à grands nombres de cycle sur du 304L-CI (Creusot Loire Industrie) et de l'alliage de Titane (TA6V).

La géométrie initiale adoptée est celle développée par Sermage pour la réalisation d'essais de fatigue-fluage sur de l'acier allié (2 ¼ Cr Mo) à faibles nombres de cycles et pour différentes valeurs de la température (ambiante (20), 300, 400, 500, 600 (°C)) [30].

Afin d'étudier l'amorçage de fissure, un redimensionnement du profil de l'éprouvette cruciforme est réalisé via un calcul par éléments finis avec un comportement élastique. En effet, on remarque un raffinement de l'épaisseur au niveau de la zone utile (épaisseur courante de 5mm et centrale de 1mm) et une optimisation des rayons de raccordement (rayon de raccordement égal à 12mm) afin d'éviter les zones de concentration de contraintes à ce niveau lors de l'essai (Figure I.32) [26].

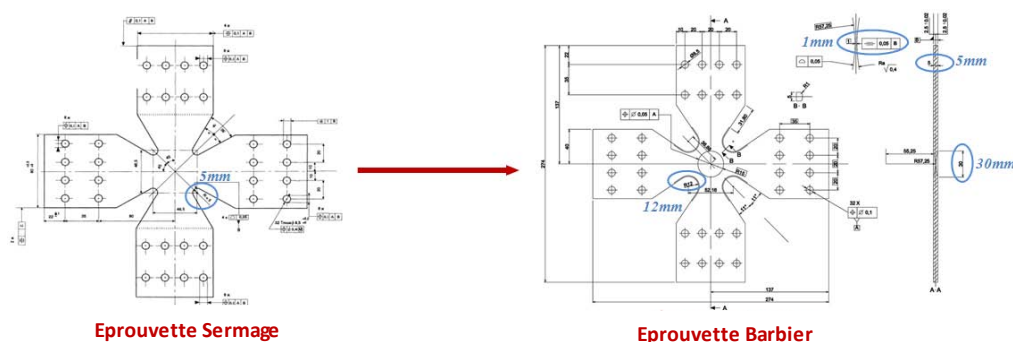


Figure I.32 Optimisation du profil de l'éprouvette cruciforme [26]

La validation du dispositif expérimental mis en place est assurée par :

- Le positionnement de rosettes sur les deux faces en zone centrale de l'éprouvette (afin de vérifier l'état de déformation et d'éviter la flexion lors du montage)
- L'utilisation d'équipements permettant de vérifier la pertinence des prises d'images réalisées au cours de l'essai (Appareil Canon EOS 350D, Caméra Pixelfly et corrélation d'images).

Afin de rassembler le maximum d'informations caractéristiques sur le comportement de l'éprouvette au cours des essais, divers moyens de mesure sont utilisés (Figure I.33) [26] :

Mesure des efforts et déplacements des vérins	}	<ul style="list-style-type: none"> •Obtenue directement via les écrans de contrôle (nouvelle électronique) ou via l'utilisation du logiciel Labview (ancienne électronique) •Fréquence d'acquisition 10x plus importante que la fréquence de sollicitation
Mesure des déformations permanentes	}	<ul style="list-style-type: none"> •Corrélation d'images •Caméra Infrarouge (Déformations plastique) • ⇒Lourd à mettre en place et encombrant
Mesure des amplitudes de déformations	}	<ul style="list-style-type: none"> •Mesure sur un cycle lent : Différence entre les photos prises à F_{max} et F_{min} lors du cycle lent •Mesure via caméra rapide : Fréquence d'acquisition très importante (250 images/seconde) mais encombrante •Acquisition stroboscopique : utilisation d'une caméra CDD (peu encombrante), d'un système de prise de vue stroboscopique et enfin d'un système de prisme et cube séparateur.
Observation de l'amorçage	}	<ul style="list-style-type: none"> •Microscope longue distance : rapidité de prise d'image automatique mais seules les photos à charge nulle sont observable suite à la forme arrondie de la zone centrale.

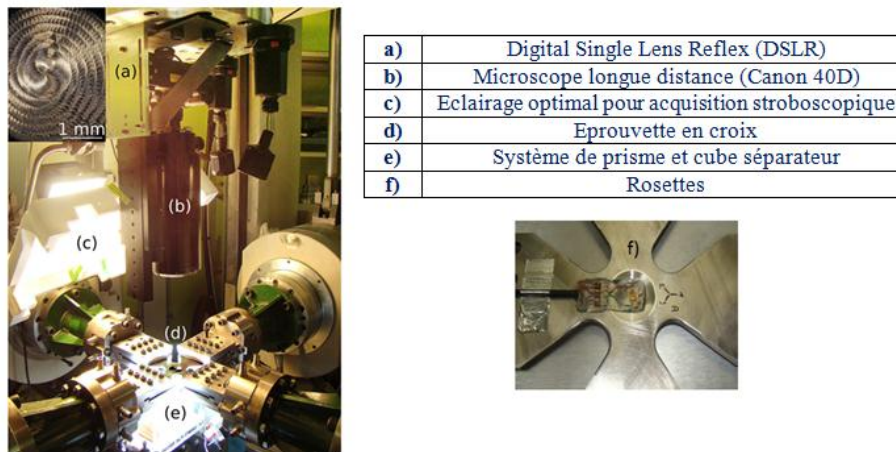


Figure I. 33 Instrumentation du dispositif expérimental de Barbier [26]

Malgré toutes les précautions prises lors de ces essais de fatigue, on remarque qu'il vaut mieux prévoir de quantifier les états de sollicitation des deux faces de l'éprouvette afin de pouvoir détecter correctement l'amorçage de fissure et vérifier l'absence de flexion.

A partir des essais de fatigue biaxiale à grands nombres de cycles menés sur l'acier inoxydable 304L-CL1, Barbier a pu conclure [26], en utilisant comme critère de comparaison l'amplitude de déformation maximale, que :

- La multiaxialité du chargement n'a pas d'influence sur la durée de vie pour un rapport de charge négatif (pas de contrainte moyenne) (Figure I.34).
- Une contrainte biaxiale moyenne positive peut avoir un effet néfaste sur la durée de vie du matériau (rapport de charge égal à 0,1).
- L'état de surface des éprouvettes n'a pas d'influence sur le nombre de cycles à l'amorçage mais peut engendrer des perturbations lors de la propagation de fissure

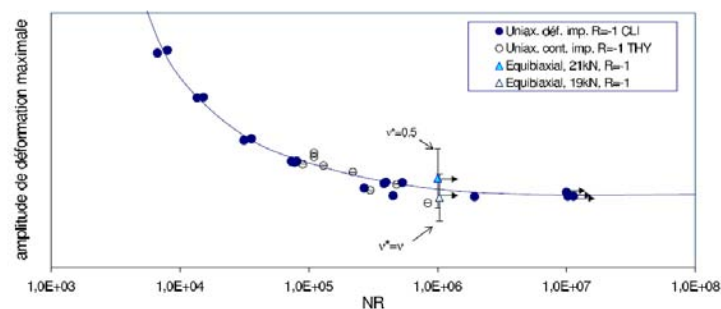


Figure I. 34 Essais de fatigue biaxiale 304L à $R_F=-1$ comparaison avec les essais uniaxiaux [26]

Les défauts d'usinage au niveau de la surface d'étude et le nombre d'essais réduit ne permettent pas de conclure sur l'effet de la biaxialité.

Dans le même cadre, Rupil [29] a réalisé 4 essais sur la même éprouvette cruciforme que celle définie par Barbier ? Pour deux d'entre elles, aucune fissure ne s'est amorcée (Figure I.35). A partir de ces résultats, Rupil a pu conclure que la limite d'endurance semble être la même en fatigue uniaxiale et en fatigue équi-biaxiale. Cependant, vu le nombre assez réduit des résultats, il est difficile de conclure sur l'effet de l'équi-biaxialité sur la durée de vie.

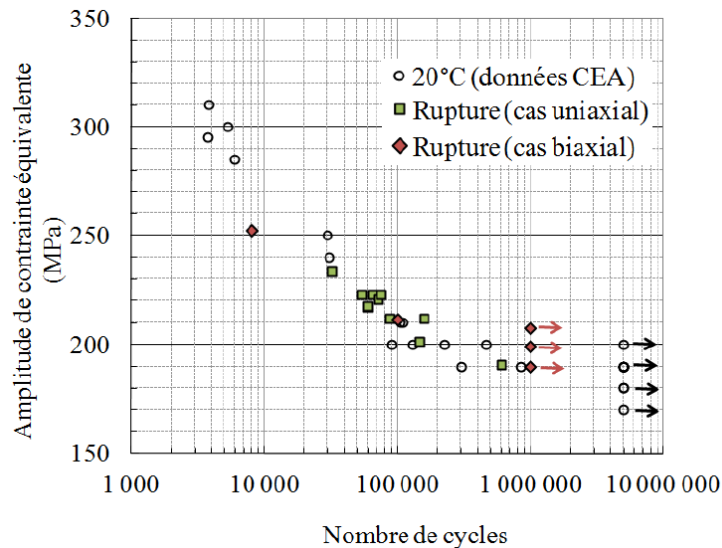


Figure I. 35 Comparaison des durées de vie en fatigue uniaxiale et biaxiale à température ambiante en fonction de la contrainte équivalente calculée [29].

Il est important, par contre, de signaler que le montage utilisé a permis la comparaison du développement des réseaux de fissures en fatigue thermique et en fatigue mécanique équibiaxiale (Figure I.36). Ces résultats mettent en évidence un processus d'endommagement similaire entre fatigue thermique et fatigue équibiaxiale. En effet, un amorçage de fissures aléatoires et multidirectionnelles est identifié, suivi d'une propagation et de la coalescence de certaines fissures [29].

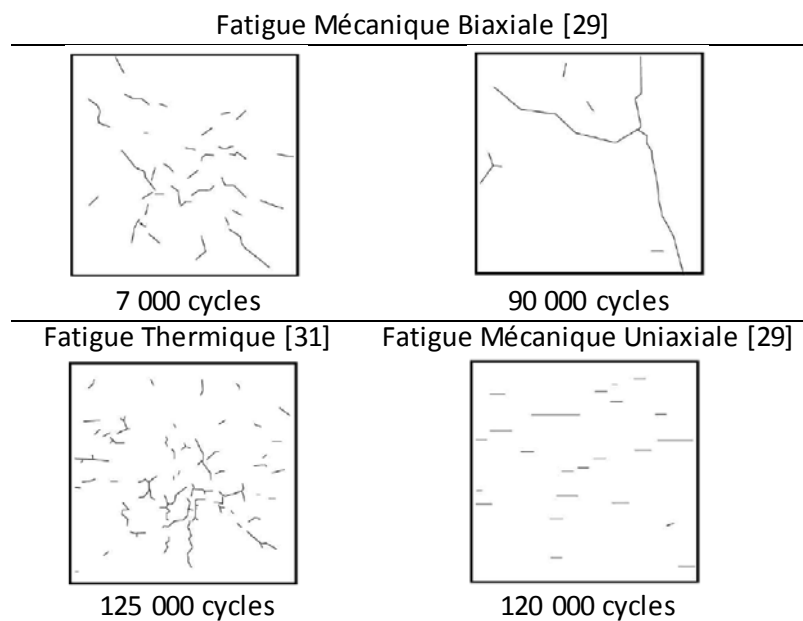


Figure I. 36 Comparaison du processus d'endommagement en fatigue mécanique uniaxiale, équibiaxiale et en fatigue thermique [29].

Il est très important de signaler que tous les essais réalisés au LMT Cachan sur la machine ASTREE sont à contrainte imposée, et non à déformation imposée. Ce qui n'est pas vraiment le cas des sollicitations au niveau des tuyauteries REP.

Plusieurs campagnes d'essais réalisées par Vincent [8] au CEA de Saclay ont été menées pour étudier l'impact du type de chargement imposé (en contrainte ou en déformation) sur la courbe de durée de vie du matériau (essais en fatigue uniaxiale).

Il a été conclu que pour définir une courbe de fatigue équivalente du matériau, quel que soit le mode de chargement, il fallait faire des mesures de contraintes, de déformations ou aussi de déformations plastiques lors de la phase d'adoucissement cyclique.

c) *Conclusions*

Les campagnes de fatigue multiaxiale restent relativement rares à cause de la complexité des essais et le coût assez élevé des machines d'essais. Cependant ces essais sont indispensables pour le développement de nouveaux critères de fatigue qui permettent de dimensionner les différents composants d'une centrale REP.

1.2.4. Essais sur éprouvettes avec montage spécifique

Très récemment, en 2012, donc parallèlement à la présente étude, au Japon, Kamaya [32] a mis en place le montage expérimental PDF (Pressurized Disc Fatigue) pour l'étude de l'effet de l'équibiaxialité. Les essais sont réalisés sur l'acier inoxydable austénitique de type 316.

Le principe du dispositif est le même que pour FABIME1 (§ 1.2.2.c), mais avec l'application d'un chargement alterné. Un chargement en pression (air) est appliqué alternativement des deux côtés de la surface d'une éprouvette en forme de disque (Figure 1.36). La géométrie de l'éprouvette est caractérisée par une transition d'épaisseur (au centre 2mm et en périphérie 4,6mm) et un rayon de 129mm. Deux jauges de déformation sont placées au centre de l'éprouvette pour le suivi du niveau de déformation imposé en cours d'essai (Figure 1.37). Un hublot est placé perpendiculairement à la surface utile de l'éprouvette pour le suivi de l'amorçage de fissure.

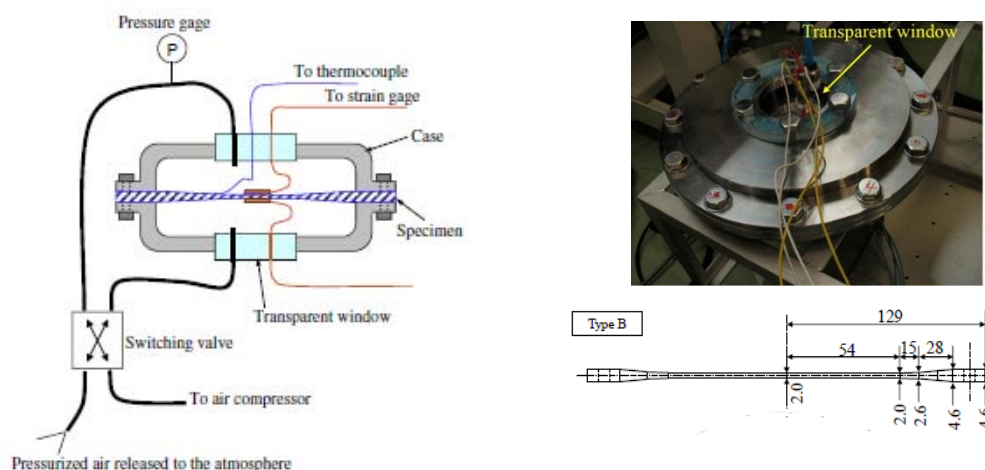


Figure 1.37 Principe du dispositif « PDF » de Kamaya [32]

Kamaya a entrepris trois campagnes d'essais avec deux premières campagnes de références : fatigue uniaxiale à contrainte et à déformation imposée et flexion plane. La troisième campagne est réalisée sur le nouveau banc d'essai de fatigue équibiaxiale : PDF.

Six essais à déformation imposée sont réalisés sur le PDF (Figure 1.38). Pour les essais SM2 et SM3, le chargement imposé est stable à partir de 1 000 cycles. Cependant, une variation peut être identifiée en cours d'essai suite au décollement des jauges mais aussi à une variation de pression causée par le

principe de fonctionnement du système d'alimentation d'air comprimé. Ce problème de chargement complique énormément l'interprétation de ces résultats. Les deux essais (SM4 et SM5) sont arrêtés sans apparition de fissure. Et enfin le dernier essai (SM6) a été réalisé avec des arrêts fréquents pour un suivi de la propagation de fissure par la méthode de ressuage.

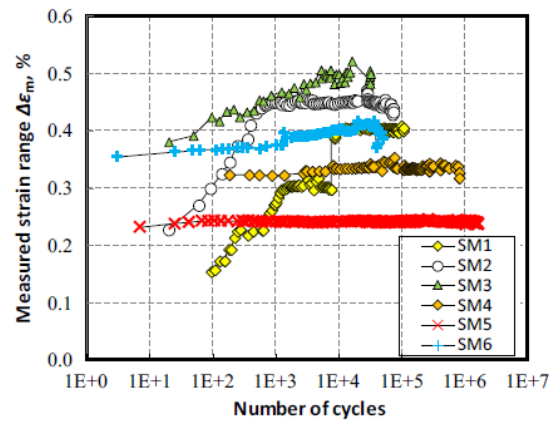


Figure I. 38 Chargement imposé pour la campagne d'essais PDF [32]

Au niveau de cette étude, Kamaya a défini le nombre de cycles à l'amorçage en fatigue uniaxiale et en flexion plane comme étant égal au nombre de cycles à mi-durée de vie ($N_f/2$) avec N_f défini comme suit :

- Pour les essais de fatigue uniaxiale à contrainte imposée : un déplacement de l'extensomètre égal à 0,15 mm ou à une rupture complète de l'éprouvette (fissure de 6mm et 3mm en profondeur),
- Pour les essais de fatigue uniaxiale à déformation imposée : une diminution de la force imposée jusqu'à 14KN,
- Pour les essais de flexion plane : un chargement en déplacement qui dépasse 4 mm (taille approximative de la fissure de 10 mm).

Pour les essais en fatigue équibiaxiale, Kamaya a défini le nombre de cycles à l'amorçage comme étant égal à $(0,75 N_f)$. Ceci reflète une taille de fissure égale à 2 mm pour le seul essai SM6 avec suivi de fissure. En effet, cet essai a permis de tracer l'évolution de la taille de fissure en fonction du nombre de cycles (Figure I.39).

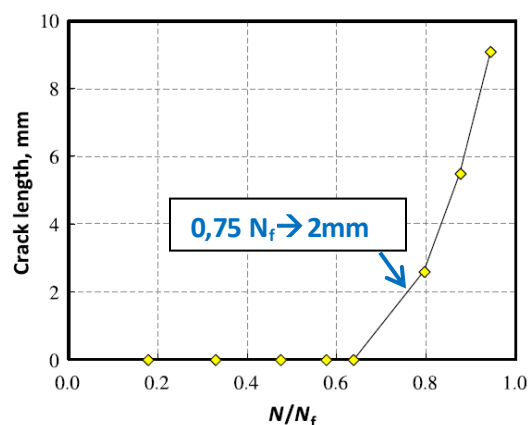


Figure I. 39 Evolution de la taille de fissure en fonction du nombre de cycles [32]

Kamaya a proposé trois critères équivalents distincts pour l'étude de l'impact de l'équibiaxialité sur la durée de vie. Le premier en utilisant la déformation équivalente de von Mises (Eq.I.3), le deuxième sur le critère de Tresca (Eq.I.4) utilisé au niveau de la JSME (The Japan Society of Mechanical Engineers) et enfin l'amplitude de contrainte équivalente (Eq.I.5) identifiée au niveau de la courbe Design.

$$\Delta\varepsilon_{eq_VM} = \frac{\Delta\varepsilon_m}{1 - \nu_e} \tag{Eq.I. 3}$$

Avec

$$\nu = \begin{cases} 0,3 & \text{si matériau élastique} \\ 0,5 & \text{si matériau plastique} \end{cases}$$

$$\Delta\varepsilon_{eq_Tresca} = \Delta\varepsilon_m \tag{Eq.I. 4}$$

$$\sigma_a = \frac{0,5E\alpha\Delta T_f}{1 - \nu_e} \tag{Eq.I. 5}$$

Avec

$$\alpha\Delta T_f = \Delta\varepsilon_m$$

$$E = 205\text{GPa} \quad \text{et} \quad \nu_e = 0,3$$

Le premier critère adopté, celui de von Mises, permet de déduire que (Figure I.40.a) :

- La durée de vie en fatigue uniaxiale pour un essai à contrainte imposée est un peu plus importante qu'au cours d'un essai à déformation imposée,
- La durée de vie en fatigue uniaxiale ou en flexion plane est la même,
- La durée de vie en fatigue équibiaxiale est plus importante qu'en fatigue uniaxiale.

Le deuxième critère de Tresca est utilisé pour être conforme aux pratiques du JSME en fatigue uniaxiale. Ce critère reflète un effet aggravant de la fatigue équibiaxiale (Figure I.40.b).

Finalement le dernier critère, adopté pour définir la courbe Design du JSME, considère qu'il n'y a aucun effet de l'équibiaxialité sur la durée de vie (Figure I.40.c).

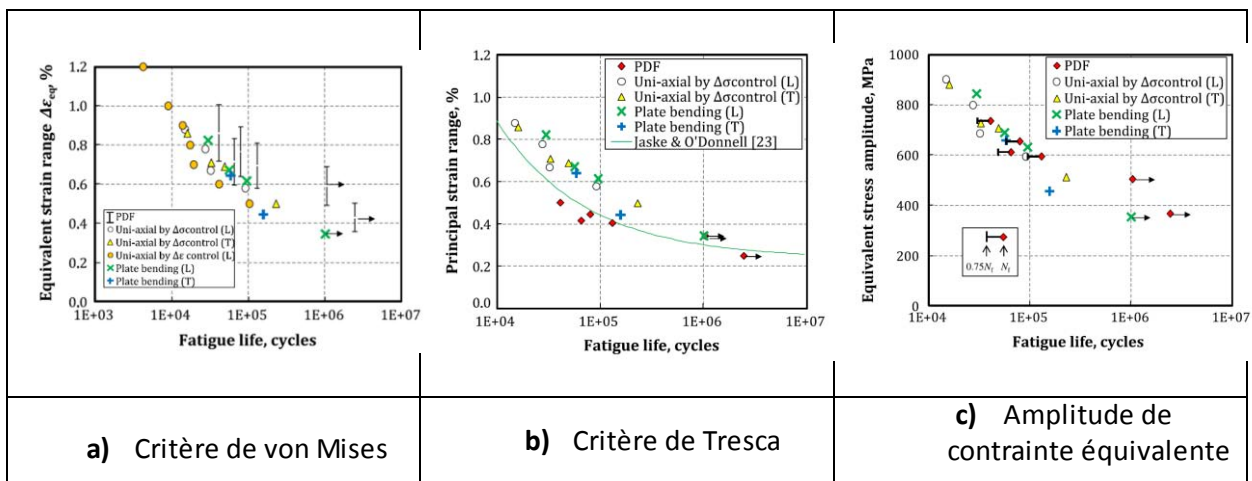


Figure I. 40 Interprétation des résultats PDF obtenus sur le montage PDF [32]

Pour conclure cette étude, plusieurs détails troublants peuvent être signalés :

- L'identification de l'effet du mode de chargement sur la durée de vie en fatigue uniaxiale ne coïncide pas avec l'étude réalisée par Vincent [8].
- La comparaison de la durée de vie en flexion plane et en fatigue uniaxiale ne coïncide pas non plus avec les résultats de Weber [33] qui définit une limite d'endurance en flexion plus importante qu'en traction-compression (Figure I.41).
- La définition du nombre de cycles à l'amorçage n'est pas très cohérente pour les différents types de chargement étudiés.

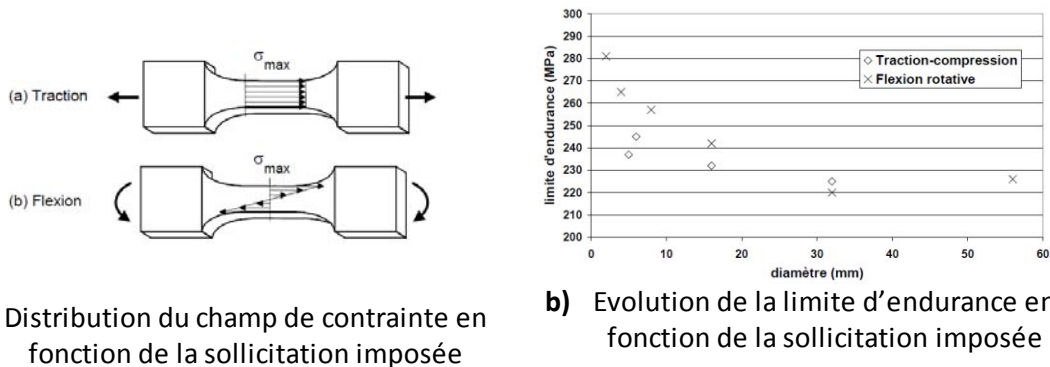


Figure I. 41 Comparaison de la limite d'endurance en fatigue uniaxiale et en flexion [33]

I.2.5. Conclusions

Après présentation des différents moyens expérimentaux mis en place pour l'étude de l'impact d'un chargement mécanique multiaxial en fatigue sur la durée de vie en fatigue d'un matériau, nous pouvons conclure qu'aucun d'entre eux n'a pu amener une réponse fiable à cette problématique.

C'est pourquoi la présente étude qui a été menée au CEA/LISN en collaboration avec deux industriels du nucléaire, EDF et AREVA, avait pour objectif d'identifier convenablement et selon les pratiques internationales RCC_M et NUREG/RC-6909, l'impact de l'équibiaxialité sur la durée de vie en fatigue de l'acier inoxydable austénitique. Cet impact est pris en compte au niveau des facteurs de transférabilité appliqué à la courbe de durée de vie en fatigue uniaxiale (Figure I.5).

I.3. Identification des Critères Multiaxiaux

Plusieurs essais de fatigue multiaxiale (SPLASH, JRC, FAT3D ...) ont identifié une surestimation de la durée de vie des structures suite à l'utilisation des critères définis à partir des essais de fatigue uniaxés. Ceci peut s'expliquer par le fait que ces critères ne prennent pas en compte le caractère équibiaxé de la sollicitation de fatigue thermique. Ceci a entamé le développement de plusieurs critères basés sur des essais multiaxiaux et définis suivant trois approches distinctes : en contrainte, en déformation et en énergie.

Généralement, ces critères permettent de relier avec une fonction puissance le chargement ϕ (contrainte ou déformation) avec le nombre de cycles de durée de vie en fatigue (Eq.I.6) : a et b sont des paramètres matériaux et S_d est la limite d'endurance en fatigue.

$$\phi = b.N^a + S_d \quad \text{Eq.I. 6}$$

Au niveau du paragraphe qui suit, on propose une présentation assez restreinte des principaux critères multiaxiaux développés pour l'étude de la durée de vie en fatigue thermique.

I.3.1. Approche en déformation

Les critères avec une approche en déformation ont été initiés par Basquin qui a identifié un critère valable pour les grands nombres de cycles, en supposant que la déformation plastique est négligeable (ce qui n'est pas vraiment le cas de notre matériau d'étude, l'acier inoxydable austénitique). Basquin a exprimé la variation de l'amplitude de la déformation élastique en fonction du nombre de cycles à la rupture avec σ'_f la résistance à la fatigue et b un coefficient caractéristique du matériau (Eq.I.7).

$$\frac{\Delta \epsilon_e}{2} = \frac{\sigma'_f}{E} (2N_r)^b \tag{Eq.I. 7}$$

En 1950, Manson et Coffin ont identifié un nouveau critère pour estimer la durée de vie dans le domaine de fatigue oligocyclique (déformation plastique prépondérante). Ce critère a mis en relation l'amplitude de déformation plastique et le nombre de cycles à rupture pour un chargement uniaxial, et sans tenir compte de la présence d'une contrainte moyenne ou d'un pré-écrouissage (Eq.I.8) avec ϵ'_f le coefficient de ductilité en fatigue et c un coefficient matériau.

$$\frac{\Delta \epsilon^p}{2} = \epsilon'_f (2N_r)^c \tag{Eq.I. 8}$$

En se basant sur l'étude réalisée par Curtit [34] l'évaluation de la pertinence de ce critère a été validée dans le domaine de la fatigue oligocyclique. Par contre, pour les grands nombres de cycles, une dispersion significative a été identifiée (Figure I.42).

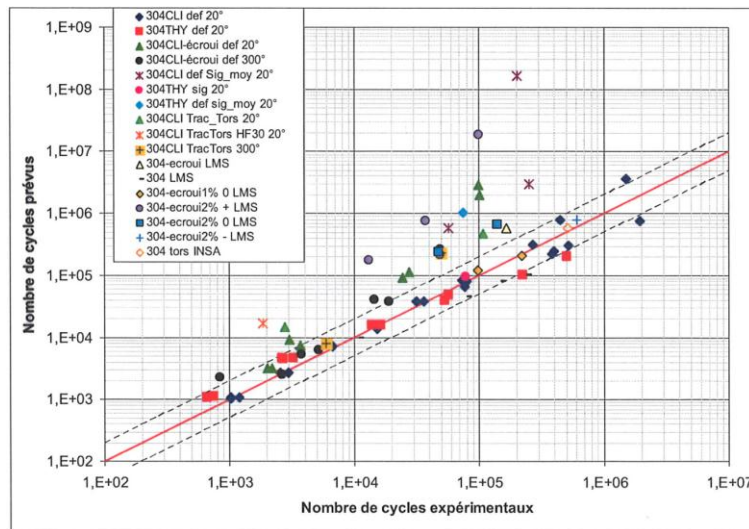


Figure I. 42 Evaluation du critère de Manson-Coffin [34]

En se basant sur les deux critères identifiés, et pour un chargement périodique uniaxé de traction-compression, une équation générale a été identifiée par Manson-Coffin-Basquin. Elle décrit la stabilisation de la boucle d'hystérésis, en mettant en relation l'amplitude de la déformation totale en fonction du nombre de cycles à la rupture (Eq.I.9).

$$\frac{\Delta \epsilon_t}{2} = \frac{\Delta \epsilon_e}{2} + \frac{\Delta \epsilon_p}{2} = \frac{\sigma'_f}{E} (2N_r)^b + \epsilon'_f (2N_r)^c \tag{Eq.I. 9}$$

Manson, Coffin et Basquin ont pu définir un critère de référence avec lequel toutes les méthodes de prédiction de durée de vie ayant une approche en déformation utilisent une courbe logarithmique de référence (N_r, ϵ) (Figure I.43)

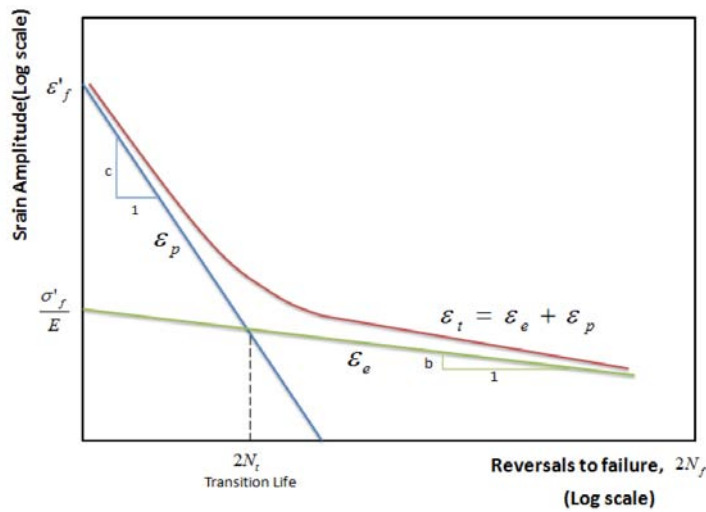


Figure I. 43 Courbe de référence de Manson-Coffin-Basquin [35]

a) Critère de Manson-Halford

La formulation du modèle de Manson-Halford est établie sur la déformation équivalente totale, en additionnant les deux parties élastique et plastique (Eq. I.10). La déformation équivalente plastique est multipliée par un coefficient qui dépend du taux de triaxialité TF qui représente le rapport de la contrainte hydrostatique et de la contrainte de von Mises.

$$\Delta\epsilon_{eq}^t = \Delta\epsilon_{eq}^e + MF \cdot \Delta\epsilon_{eq}^p \tag{Eq.I. 10 [36]}$$

Avec

$$\begin{cases} MF = TF \text{ si } TF \geq 1 \\ MF = \frac{1}{2 - TF} \text{ si } TF < 1 \end{cases}$$

Et

$$TF = \frac{I_1}{\sigma_{eq}^{VM}} = \frac{3 \cdot \sigma_H}{\sigma_{eq}^{VM}}$$

- ➔ en torsion pure: $MF = 1/2$,
- ➔ en uniaxial : $MF = 1$,
- ➔ en equibiaxial: $MF = 2$

Ce critère est mis au point sur l'acier 304L à haute température (600-650°C) afin d'estimer la durée de vie sous sollicitations multiaxiales. Il a permis de mettre en relief l'effet aggravant de la sollicitation équilibaxée et ceci en multipliant la déformation équivalente plastique par $MF = 2$.

b) Critère de Smith-Watson-Topper (SWT)

Un chargement réel en fatigue implique normalement la présence d'une contrainte moyenne qui n'est pas toujours prise en compte par les critères. Afin de remédier à cette lacune, Smith Watson et Topper [13] ont proposé de multiplier l'amplitude de déformation totale exprimée au niveau du critère de Manson-Coffin-Basquin (Eq.I.9) par un terme de contrainte normale maximale $\sigma_{n,max}$ (Eq.I.11)

$$\sigma_{n,max} \frac{\Delta \epsilon}{2} = \frac{\sigma'_f}{E} (2N_r)^{2b} + \sigma'_f \epsilon'_f (2N_r)^{b+c} \tag{Eq.I. 11}$$

Cette approche n'est valable que pour les essais en chargement de traction. Si le chargement est en compression (négatif), le critère SWT suppose que le matériau ne subit pas d'endommagement ce qui n'est pas complètement vrai.

c) Critère de Zamrik :

Afin de généraliser la formulation proposée par Manson-Coffin-Basquin (Eq.I.9) et de l'adapter à tous les chargements multiaxiaux, Zamrik a proposé un nouveau critère se basant sur la notion de la déformation équivalente de von Mises. En effet deux paramètres sont identifiés, « Z » pour la partie élastique et « Λ » pour la partie plastique.

Identification de la première variable « Z » :

La première variable « Z » permet de relier la résistance à la fatigue (σ'_f, τ'_f) et les coefficients de ductilité (ϵ'_f, γ'_f) du matériau. La figure I.44 traduit la variation de l'amplitude de déformation équivalente au sens de von Mises en fonction du nombre de cycles à la rupture ($2N_r$). Sur ce graphe, on distingue les différents points de transition élastique-plastique en fatigue pour des essais uniaxiaux et en torsion pure. On remarque que la pente décrite par la partie élastique et plastique est presque identique indépendamment du chargement appliqué uniaxé ou en torsion pure (respectivement, les lignes ((2) - (5)) et ((1) - (4)) sont parallèles). Par contre le point de transition dépend fortement de l'état de contrainte ce qui influe sur la durée de vie.

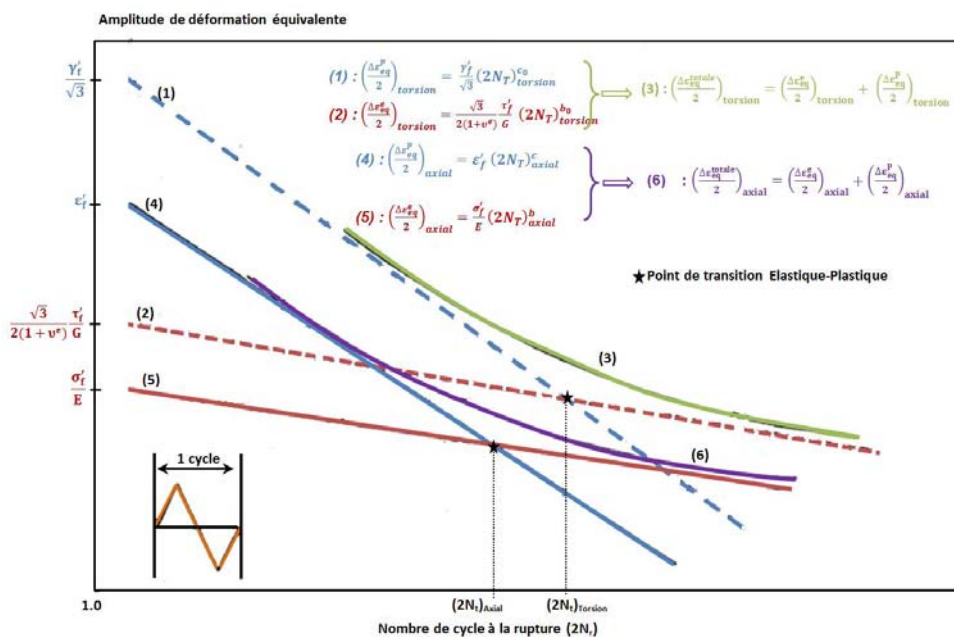


Figure I. 44 Principe du critère de Zamrik [36, 37]

Afin de remédier à cette différence, Zamrik propose une constante « Z » qui met en relation la transition cyclique en uniaxé et en torsion pure, afin de proposer un critère indépendant du chargement appliqué. En effet, Zamrik s'est basé sur le point de transition pour définir le nombre de cycles ($2N_T$) pour lequel on a égalité des déformations élastique et plastique pour des essais uniaxiaux (Eq.I.12) et des essais en torsion pure (Eq.I.13).

Sollicitation Uniaxiale :

$$\begin{aligned} \left(\frac{\Delta \varepsilon_{eq}^e}{2}\right)_{axial} &= \left(\frac{\Delta \varepsilon_{eq}^p}{2}\right)_{axial} \rightarrow \frac{\sigma_f'}{E} (2N_T)_{axial}^b = \varepsilon_f' (2N_T)_{axial}^c \\ &\rightarrow (2N_T)_{axial}^{c-b} = \frac{\sigma_f'/E}{\varepsilon_f'} \end{aligned} \quad \text{Eq.I. 12}$$

Sollicitation en torsion Pure :

$$\begin{aligned} \left(\frac{\Delta \varepsilon_{eq}^e}{2}\right)_{torsion} &= \left(\frac{\Delta \varepsilon_{eq}^p}{2}\right)_{torsion} \rightarrow \frac{\sqrt{3}}{2(1+\nu^e)} \frac{\tau_f'}{G} (2N_T)_{torsion}^{b_0} = \frac{\gamma_f'}{\sqrt{3}} (2N_T)_{torsion}^{c_0} \\ &\rightarrow (2N_T)_{torsion}^{c_0-b_0} = \frac{3}{2(1+\nu^e)} \frac{\tau_f'/G}{\gamma_f'} \end{aligned} \quad \text{Eq.I. 13}$$

Le paramètre "Z" a été défini comme étant le rapport entre le nombre de cycles de transition des essais en torsion et des essais uniaxiaux (Eq.I.14) [36]

$$Z = \frac{(2N_T)_{torsion}^{c_0-b_0}}{(2N_T)_{axial}^{c-b}} = \frac{3}{2(1+\nu^e)} \frac{\tau_f'/G}{\sigma_f'/E} \frac{\varepsilon_f'}{\gamma_f'} \quad \text{Eq.I. 14}$$

Afin de tenir compte de l'effet de triaxialité, Zamrik a proposé de définir une nouvelle relation pour la déformation équivalente élastique (Eq.I.15), ceci en introduisant le facteur de triaxialité TF comme exposant.

$$\begin{aligned} \frac{\Delta \varepsilon_{eq}^e}{2} &= Z^{1-TF} \frac{\sigma_f'}{E} (2N_f)^b \\ \left\{ \begin{array}{l} \text{En Traction - Compression (uniaxial): } TF = 1 \rightarrow \left(\frac{\Delta \varepsilon_{eq}^e}{2}\right)_{uniaxial} = \frac{\sigma_f'}{E} (2N_f)_{uniaxial}^b \\ \text{En Torsion pure : } TF = 0 \rightarrow \left(\frac{\Delta \varepsilon_{eq}^e}{2}\right)_{torsion} = Z \frac{\sigma_f'}{E} (2N_f)_{torsion}^b \end{array} \right\} \quad \text{Eq.I. 15} \end{aligned}$$

- Identification de la deuxième variable « Λ » :

Ce paramètre dépend essentiellement de la ductilité du matériau étudié et est défini à partir de données expérimentales. L'efficacité de cette variable « Λ » à décrire la ductilité a été vérifiée dans le domaine plastique pour des essais de fatigue multiaxiaux. Afin de mettre en place son critère multiaxial, Zamrik a redéfini une nouvelle amplitude de déformation équivalente plastique (Eq. I.16) [36].

$$\frac{\varepsilon_{eq}^p}{2} = \Lambda^{1-TF} \varepsilon_f' (2N_f)^c \quad \text{Eq.I. 16}$$

Après modification dans les domaines élastique et plastique, Zamrik propose une nouvelle formulation de la déformation équivalente totale de von Mises (Eq.I.17) [36]

$$\frac{\Delta^* \varepsilon_{eq}^t}{2} = \frac{\Delta^* \varepsilon_{eq}^e}{2} + \frac{\Delta^* \varepsilon_{eq}^p}{2} = Z^{TF-1} \frac{\Delta \varepsilon_{eq}^e}{2} + \Lambda^{TF-1} \frac{\Delta \varepsilon_{eq}^p}{2} \quad \text{Eq.I. 17}$$

A partir des données expérimentales obtenues [36] par la réalisation d'essais de fatigue en uniaxial et en torsion sur l'acier inoxydable austénitique (316L) et à 621°C, Zamrik a pu identifier ces deux paramètres: **Z ≈ 1,42 et Λ = 1,8**.

Ce critère a été adopté lors des essais de flexion sphérique réalisés par Cédric GOURDIN au CEA/LISN (§ I.2.2.c). La figure I.45 présente les deux courbes de variation de déformation en fonction du nombre de cycles avec l'application des deux formulations von Mises et Zamrik.

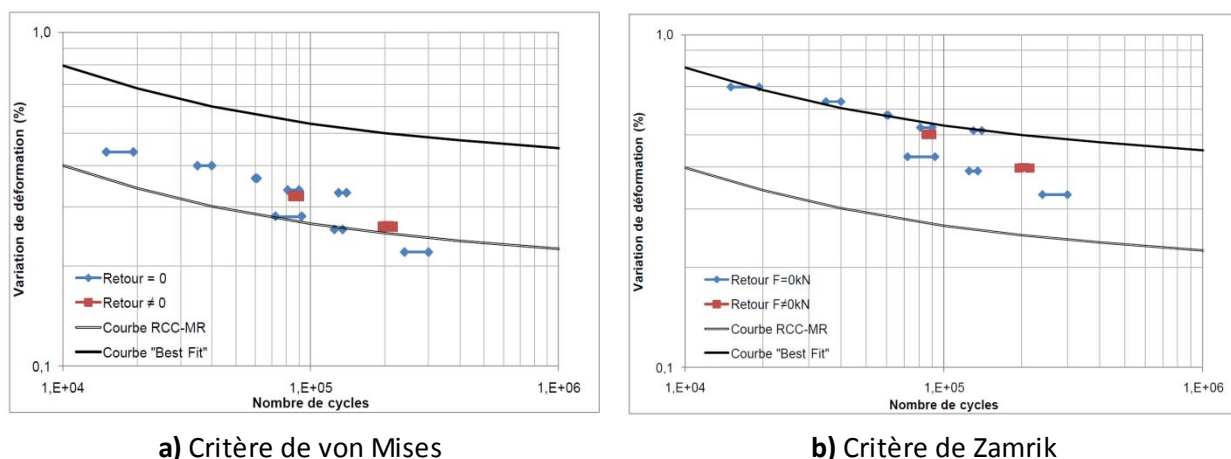


Figure I. 45 Courbes de fatigue obtenues avec une analyse élasto-plastique et par application du critère de (a) von Mises et (b) ZAMRIK [37]

Pour le critère de von Mises on remarque que les points obtenus sont compris entre les deux courbes « Design » et « Best Fit » et peuvent être en-dessous pour les grands nombres de cycles (Figure I.45.a). Par contre, avec le critère de Zamrik (Figure I.45.b), il est clair que les résultats sont plus satisfaisants. Ils ne sont plus placés en dessous de la courbe « Design », définie comme la courbe critique qui prend en compte tous les paramètres pouvant affecter la durée de vie (contrainte moyenne...), et s'approchent beaucoup plus de la courbe Best-Fit.

Récemment, un nouveau jeu de paramètres a été proposé par [37]: **Z = 2 et Λ = 1**. L'identification de ces paramètres a été établie à partir des essais de flexion sphérique sur du 316L, sous sollicitation équi-biaxiale et avec un rapport de charge positif. Il est clair que cette modification a permis une meilleure approximation du nombre de cycles à l'amorçage en fatigue thermique (Figure I.46). Cependant, il est important de préciser que les essais FABIME1 présentent une sollicitation à rapport de charge positif (présence de contrainte moyenne) ce qui engendrerait impérativement une diminution de la durée de vie.

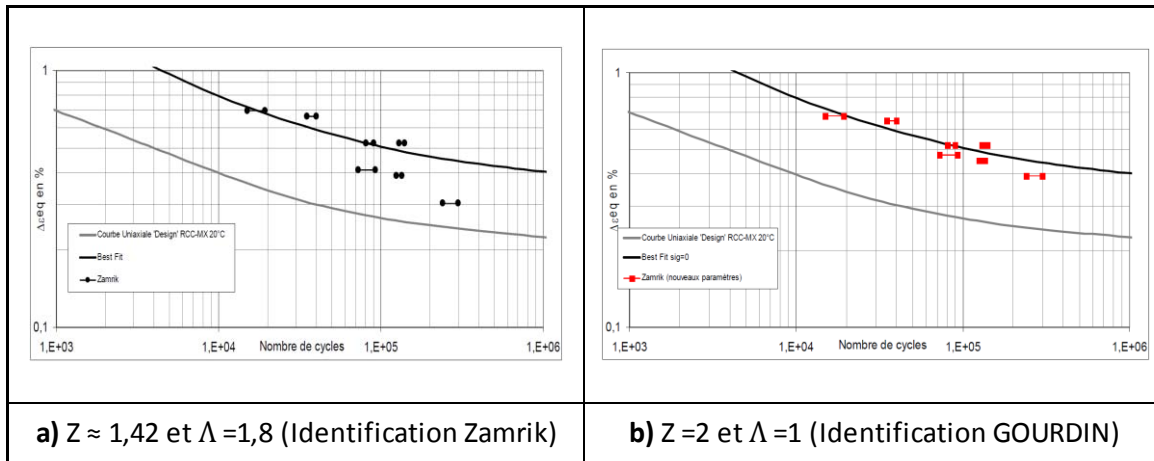


Figure I. 46 Courbes de fatigue des essais de flexion sphérique avec le critère multiaxial de Zamrik avec les différentes valeurs des paramètres (Z et Λ) [37]

d) Critère de Brown-Miller (BM)

Ce modèle a été formulé en déformation sur une approche ‘plan critique’ pendant les années 1980. En effet, Brown et Miller ont supposé que l’amplitude de cisaillement maximale (γ_{max}) est le facteur pilotant l’amorçage de fissure et que la propagation de celle-ci est assurée par l’amplitude de déformation normale au plan de cisaillement maximum ϵ_n (Eq.I.18) avec « S » un paramètre matériau [26]

$$\frac{\Delta\gamma_{max}}{2} + S. \epsilon_n \leq Cte \tag{Eq.I. 18}$$

En 1993, Wang et Brown ont effectué des modifications qui ont permis d’établir une égalité au niveau du critère (Eq.I.19) avec $\bar{\sigma}^0$ la contrainte moyenne normale, et $\sigma'_f, \epsilon'_f, b, c$ et s des paramètres de la fatigue thermique.

$$\frac{\Delta\gamma_{max}}{2} + S. \epsilon_n = \left[(1 + v + (1 - v)s) \cdot \frac{\sigma'_f - 2 \cdot \bar{\sigma}^0}{E} \cdot (2N_r)^b \right] + [(1,5 + 0,5 \cdot s)\epsilon'_f(2N_r)^c] \tag{Eq.I. 19}$$

e) Critère de Socie-Fatemi

Fatemi et Socie [38] ont reformulé le critère de Brown et Miller, en remplaçant l’expression de la déformation normale ϵ_n par un rapport de contrainte ($\frac{\sigma_{n,max}}{\sigma_y}$). Ce modèle présente une égalité entre une fonction du chargement et une fonction qui décrit la courbe de durée de vie générée lors d’un essai de torsion (Eq.I.20).

$$\frac{\Delta\gamma_{max}}{2} \left(1 + K \frac{\sigma_{n,max}}{\sigma_y} \right) = \frac{\tau'_f}{G} (2N_r)^b + \gamma'_f (2N_r)^c \tag{Eq.I. 20}$$

- la partie gauche présentant le chargement comporte les variables: $\frac{\Delta\gamma_{max}}{2}$ amplitude de cisaillement maximale, $\sigma_{n,max}$ contrainte maximale perpendiculaire au plan de cisaillement maximal, σ_y limite d’élasticité et K constante généralement égale à 1.

- la partie durée de vie est composée de : τ'_f coefficient de ductilité de la fatigue par cisaillement, G module de cisaillement, γ'_f coefficient de résistance à la fatigue par cisaillement, b et c respectivement exposants de ductilité et de résistance en fatigue.

Fatemi et Socie ont identifié ce critère pour un mode d'endommagement bien précis, dominé par une déformation de cisaillement plastique. Le terme de contrainte normale est aussi important parce qu'il permet d'augmenter la distance entre les plans atomiques ce qui facilite l'endommagement.

Socie [38] a montré qu'on peut appliquer avec succès le critère Fatemi-Socie pour un acier faiblement allié et pour de l'Inconel 718 en déformation imposée, et pour des chargements de traction-torsion en phase et hors phase. A partir de l'étude effectuée par Curtit [34, 35], on peut conclure que ce critère permet d'avoir une prédiction correcte de la durée de vie pour les matériaux vierge et pré écroui en l'absence de contrainte moyenne et résiduelle. Par contre pour les grands nombres de cycles (faible niveau de déformation), en présence d'une contrainte moyenne, la dispersion est assez significative.

f) Conclusions:

Les critères de Brown-Miller et Fatemi-Socie sont formulés en déformation suivant une approche « plan critique » et, souvent, le plan est choisi comme étant celui où la déformation de cisaillement est maximale. Par contre, les autres formulations (Manson-Halford, SWT ...) utilisent principalement la notion de déformation équivalente pour prédire la durée de vie. Parmi tous les critères formulés en déformation, on peut supposer que celui de Zamrik est le plus adapté à cette étude. Il est tout de même important de choisir un critère validé précédemment par d'autres études internationales.

I.3.2. Approche en Contrainte

Cette deuxième approche est généralement adaptée à la fatigue polycyclique (domaine des grands nombres de cycles), caractérisée par une plasticité négligeable et une adaptation élastique. L'optimisation de ce type de critère nécessite la réalisation d'essais à contrainte imposée. Cette approche met en avant des grandeurs physiques intervenant dans le mécanisme d'endommagement par fatigue, telles que la contrainte moyenne σ_{moy} , la pression hydrostatique PH, ou encore le deuxième invariant du tenseur du déviateur des contraintes J2. En effet elle est présentée sous forme d'une inégalité en fonction de paramètres faisant référence au chargement moyen et cyclique (Eq.I.21) avec possibilité d'endommagement en cas de non-respect de l'inégalité.

$$f(\text{Chargement cyclique}) + \alpha \cdot f(\text{chargement moyen}) \leq \beta \quad \text{Eq.I. 21}$$

Les critères formulés en contraintes supposent en général une adaptation élastique, ce qui ne s'applique pas vraiment aux aciers inoxydables austénitiques 304L et 316L qui présentent une plasticité non négligeable, même dans le domaine des grands nombres de cycles. Cette caractéristique du matériau entraîne nécessairement l'annulation de plusieurs critères formulés en contrainte tels que Sines et Crossland, critère de Dan Van ou aussi celui de Mataké (Annexe I.1).

I.3.3. Approche Énergétique

Afin de remédier à l'aspect contrainte ou déformation, plusieurs critères de fatigue ont été proposés en se basant sur la notion d'énergie afin de prédire la durée de vie des structures. En effet, ils mettent en relation la variation de la densité d'énergie volumique développée au cours d'un cycle de chargement (fonction critère Φ traduisant les grandeurs mécaniques du cycle stabilisé) et le nombre de cycle à la rupture en fatigue ($\Phi = W_{\text{cycle}} = f(N_f)$).

a) Critère basé sur l'énergie dissipée par cycle

L'un des premiers critères développés selon cette approche est basé sur la densité d'énergie plastique dissipée par cycle W_p (Eq.I.22), considérée comme référence du taux d'endommagement. La validité de ce critère se limite au domaine de fatigue oligocyclique caractérisé par une déformation plastique significative. Il faut noter que cette grandeur (W_p) est intrinsèque à chaque structure, et qu'elle ne tient pas compte de la présence d'une contrainte moyenne ou d'une pression hydrostatique.

$$W_p = \frac{1}{2} \int_{\text{cycle}} \sigma : \varepsilon_p dt \quad \text{Eq.I. 22}$$

Plusieurs études ont été réalisées afin d'étudier la pertinence de ce critère et elles ont démontré que cette démarche peut être valable dans le secteur automobile mais pas dans le domaine de fatigue.

Au cours de sa thèse, Amiable [39] a aussi identifié une bonne estimation du nombre de cycles expérimental lors de l'application de ce critère aux essais uniaxiaux réalisés au CEA ainsi que pour les essais multiaxiaux de Itoh, par contre il a remarqué une surestimation de la durée de vie pour les essais SPLASH (Figure I.47). Cet effet peut s'expliquer par le fait que le taux de triaxialité TF présente une variation de 2,25 au cours du cycle stabilisé des essais SPLASH, les autres essais traduisant une variation de 0,66 seulement. Le taux de triaxialité traduisant la notion de la pression hydrostatique n'est pas prise en compte par ce critère.

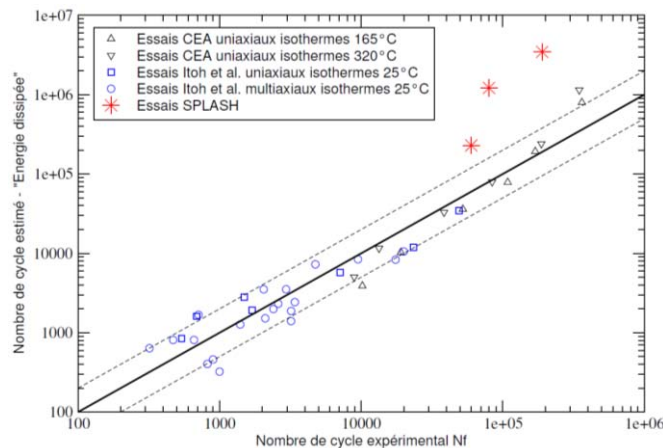


Figure I. 47 Evaluation du critère de densité d'énergie dissipée par cycle pour l'expérience SPLASH, les essais uniaxiaux isothermes de CEA, les essais uniaxiaux et multiaxiaux isothermes de Itoh et al. [39]

b) Critère de Park-Nelson

Une nouvelle approche énergétique a été identifiée par Park et Nelson [40], afin de prendre en compte le taux de triaxialité au cours du cycle stabilisé. La fonction d'évaluation proposée est sous forme de densité d'énergie de déformation effective totale W_t^* décomposée en densité d'énergie de déformation effective élastique (W_e^*) et plastique (W_p^*) (Eq.23). En effet Park et Nelson ont introduit deux termes liés à la triaxialité : TF_m (facteur de triaxialité moyen) et TF_s (amplitude du facteur de triaxialité).

$$W_t^* = W_p^* + W_e^* = 2^{K_1(TF_s-1)} W_p + 2^{K_2 TF_m} W_e \quad \text{Eq.I. 23 [40]}$$

Avec :

$$TF_s = \frac{(\sigma_I + \sigma_{II} + \sigma_{III})_a}{\sigma_{eq}^{VM}} \quad (\text{a fait référence à l'amplitude de contrainte})$$

$$TF_m = \frac{(\sigma_I + \sigma_{II} + \sigma_{III})_m}{\sigma_{eq}^{VM}} \quad (\text{m fait référence à la valeur moyenne})$$

K_1 constante à identifier par la réalisation d'essais à des taux de triaxialité différents (traction et torsion)

K_2 constante à identifier par la réalisation d'essais à différentes contraintes moyennes (différents rapport de charge) (traction alternée ($R=-1$) et traction répétée ($R=0$)).

Une évaluation du critère a été entamée par Curtit [41]. Elle a permis d'identifier une bonne estimation de la durée de vie, mais une légère surestimation pour les essais à déformation imposée avec présence de contrainte moyenne positive (Figure I.48). Une dispersion des résultats a été aussi remarquée pour les grands nombres de cycles.

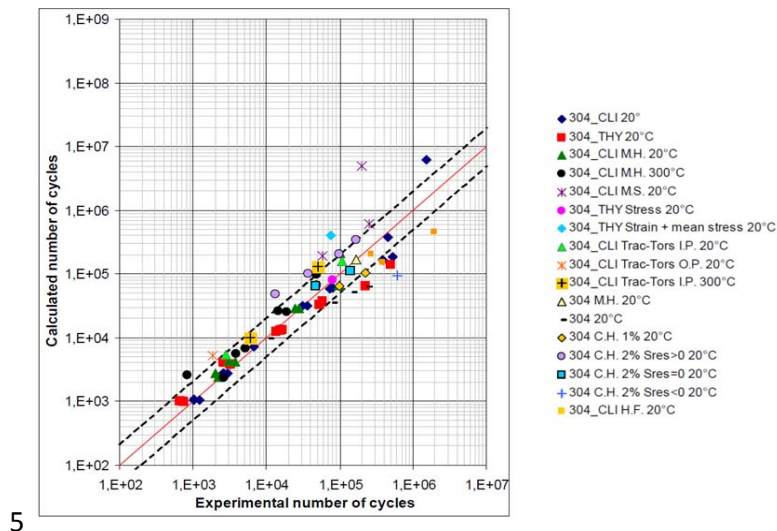


Figure I. 48 Evaluation du critère de Park et Nelson [35]

Amiable a lui aussi étudié la pertinence de ce critère afin de le comparer avec le critère de l'énergie dissipée par cycle. Il est clair, à partir de la figure I.49, que l'estimation au niveau des essais SPLASH est meilleure pour le critère de Park et Nelson mais la surestimation reste toujours visible.

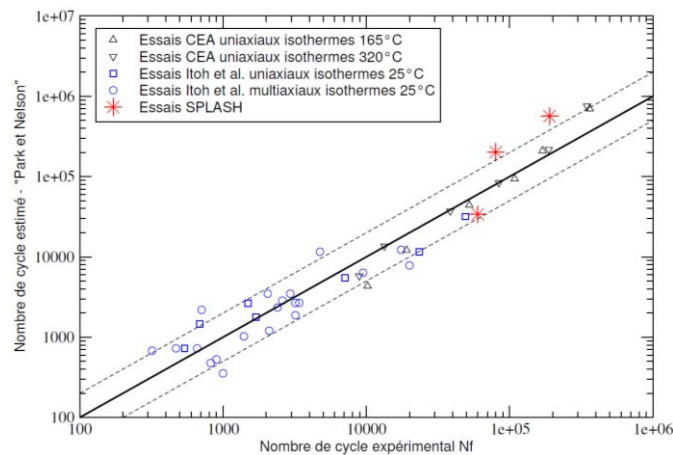


Figure I. 49 Evaluation du critère de Park et Nelson pour l’expérience SPLASH, les essais uniaxiaux isothermes de CEA, les essais uniaxiaux et multiaxiaux isothermes de Itoh et al. [39]

La fonction critère de Park et Nelson est assez efficace, mais son application est délicate, vue la complexité de l’interprétation mécanique ainsi que la nécessité de réaliser plusieurs essais pour identifier les différents paramètres du critère.

c) Critère énergétique du LMS (Modèle Amiable)

Dans le cadre de la thèse de Sébastien AMIABLE [39], le Laboratoire de Mécanique des Solides (LMS) a proposé une nouvelle fonction critère simplifiée afin de remédier à la complexité de celle de Park et Nelson (Eq. I.24). Ce critère fait intervenir la densité d’énergie dissipée par cycle (W_p) (qui traduit la formation des bandes de glissements persistantes (extrusion-intrusion) et des premières microfissures) ainsi que la pression hydrostatique maximale par cycle ($\sigma_{h,max}$) (qui représente l’effet de la pression hydrostatique sur l’ouverture et la propagation de fissure).

$$W^* = W_p + \alpha \sigma_{h,max} \tag{Eq.I. 24 [39]}$$

Avec :

A : Paramètre matériau identifié à partir de deux essais à des états de triaxialité différents (même nature que le paramètre K1 du critère de Park et Nelson). ($\alpha = 0,007$ d’après Amiable)

La figure I.50 traduit une amélioration de l’estimation de la durée de vie en utilisant le nouveau critère proposé par Amiable. En effet, on remarque que l’application de ce critère à tous les essais uniaxiaux du CEA, multiaxiaux de Itoh ou aussi à l’essai SPLASH permet de localiser tous les résultats au niveau de la zone d’erreur communément acceptée ($\frac{N_{exp}}{2} \leq N_{estimé} \leq 2.N_{exp}$) ce qui reflète le caractère conservatif du critère du LMS.

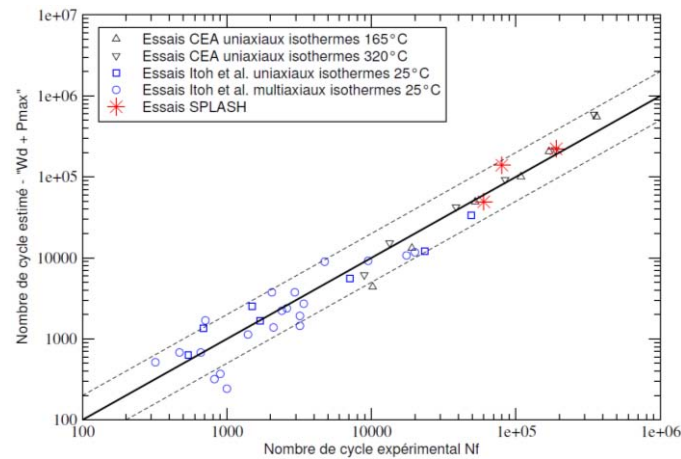


Figure I. 50 Evaluation du critère du LMS pour l'expérience SPLASH, les essais uniaxiaux isothermes de CEA, les essais uniaxiaux et multiaxiaux isothermes de Itoh et al. [39]

Afin d'évaluer ce critère pour les grands nombres de cycles, Curtit [34] a identifié une nouvelle valeur de α égale à 0,01, et a remarqué que l'effet de la contrainte moyenne est mieux pris en compte mais que les essais de traction-torsion sont surestimés (Figure I.51).

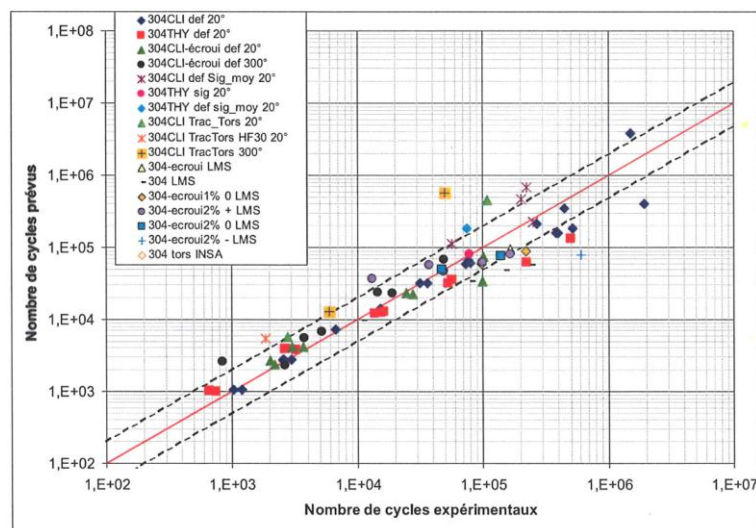


Figure I. 51 Evaluation du critère d'Amiable [34]

d) Conclusions

Les approches formulées en énergie sont les plus pertinentes mais leur application nécessite l'utilisation de modèles mécaniques complexes afin de calculer la densité d'énergie dissipée. Ces critères englobent en général les deux domaines de fatigue oligocyclique et polycyclique, ce qui n'est pas très correct vu la différence des mécanismes d'endommagement. C'est pour cette raison qu'il vaut mieux définir un critère suivant le régime étudié.

1.3.4. Conclusions

Le rôle d'un critère de fatigue multiaxial est de mettre en relation l'état de chargement (la fonction critère définie) et la limite d'endurance du matériau étudié. Le choix du critère approprié dépend nécessairement du comportement du matériau, pour cette étude le 304L-CLI et le 316 L qui sont caractérisés par la présence de plasticité même pour les faibles niveaux de chargement. Ainsi, on a décidé de définir un équivalent de von Mises adéquat afin de pouvoir comparer proprement les

résultats obtenus en fatigue uniaxiale et en fatigue équibiaxiale, sachant que nos essais sont en chargement alterné (absence de contrainte ou déformation moyenne).

Synthèse

Dans ce chapitre bibliographique présente trois parties distinctes ont été abordé. La première reflétant la présence de la notion de fatigue au niveau des composants industriels subissant un chargement périodique. Ainsi, on a présenté le principe d'identification de la courbe de conception en fatigue déduite à partir de la courbe moyenne de durée de vie en fatigue uniaxiale (éprouvette laboratoire). Cette transposition de l'échelle laboratoire à l'échelle industrielle, nécessite la définition de deux facteurs de transférabilité « f1 » et « f2 » appliqués respectivement, au niveau du nombre de cycles, et au niveau de l'amplitude de déformation. Un état de l'art des différents essais sur structures réalisés dans le cadre de la recherche de l'impact de la fatigue thermique sur la durée de vie en fatigue est présenté. Ces essais ont permis d'identifier que la présence d'un chargement multiaxial peut être un facteur aggravant de la fatigue.

Dans ce cadre, plusieurs essais de fatigue multiaxiale ont été mis en place dans différents pays afin d'identifier le facteur d'impact de la multiaxialité sur la durée de vie. A partir de l'état de l'art de ces différentes recherches, nous avons décelé, soit un nombre de résultats trop réduit pour pouvoir conclure, soit la présence d'autres facteurs influençant sur la durée de vie tels que la contrainte moyenne par exemple.

Afin de définir l'équivalent adéquat à utiliser pour pouvoir comparer convenablement l'impact de l'équibiaxialité, plusieurs critères multiaxiaux ont été définis mais aussi évalués par des essais de fatigue multiaxiale. Il s'est avéré que plusieurs critères ne sont pas encore validés à l'échelle internationale, ou que leur utilisation est assez délicate et complexe et nécessite une identification fastidieuse de plusieurs variables.

Cette étude est inscrite dans le cadre de l'identification de l'impact d'un chargement en fatigue équibiaxial sur la durée de vie en fatigue des aciers inoxydables austénitiques présents au niveau des circuits d'un Réacteur à Eau sous Pression. Un nouveau montage expérimental est ainsi mis en place pour évaluer correctement l'effet de ce chargement alterné. A partir de la recherche bibliographique réalisée sur les différents critères multiaxiaux, on a pu conclure que pour être conforme aux pratiques internationales et à la codification, la critère de von Mises est suffisant pour décrire convenablement le chargement multiaxial appliqué au niveau de l'éprouvette.

Chapitre II Caractérisation des matériaux étudiés

Sommaire

Chapitre II Caractérisation des matériaux étudiés	51
Introduction.....	53
II.1. Matériau d'étude	53
II.1.1. Acier inoxydable austénitique.....	53
II.1.2. Matière et éprouvettes d'étude	56
II.2. Comportement en traction monotone.....	58
II.2.1. Campagne d'essais de traction monotone sur la nuance « 316L »	58
II.2.2. Caractéristique en traction de l'acier inoxydable austénitique « 304L-CL1 »	63
II.2.3. Comparaison des caractéristiques en traction des deux nuances	63
II.3. Comportement en fatigue uniaxiale isotherme	64
II.3.1. Principe et moyens de mesure.....	64
II.3.2. Campagnes d'essais et résultats expérimentaux sur la nuance « 316L »	65
II.3.3. Campagnes d'essais et résultats expérimentaux sur la nuance « 304L-CL1 »	73
II.3.4. Comparaison des caractéristiques en fatigue des deux nuances.....	76
II.4. Comportement en propagation de fissure par fatigue	77
Synthèse.....	80

Introduction

Ce chapitre présente les propriétés des aciers inoxydables austénitiques de type 316L et 304 qui seront utilisés dans ce travail.

Pour commencer, nous rappelons les principales caractéristiques d'un acier inoxydable austénitique, ensuite, nous présentons les différentes campagnes d'essais de caractérisation réalisées au cours de cette étude.

Plus particulièrement, nous allons identifier le comportement du matériau d'étude en traction monotone, en fatigue mécanique uniaxiale et en propagation de fissure sur éprouvette CT25.

II.1. Matériau d'étude

Cette étude porte sur deux nuances de l'acier inoxydable austénitique « 316L » et « 304L-CLI ». La première nuance sert de référence pour cette étude. Les résultats obtenus sur la seconde nuance entrent dans le cadre d'une fiche d'action tripartite CEA-EDF-AREVA.

Au niveau de ce paragraphe, nous présentons en premier lieu les caractéristiques générales d'un acier inoxydable austénitique et en second lieu la matière et les plans de prélèvement des éprouvettes de caractérisations.

II.1.1. Acier inoxydable austénitique

Afin de remédier aux problèmes de corrosion humide, les aciers inoxydables sont destinés à plusieurs domaines d'utilisation [42]:

- Electroménager, ménager et coutellerie,
- Industrie automobile : Echappement de voiture, décoration automobile,
- Industrie des transports terrestres et maritimes : Wagons, ossatures des conteneurs, conteneurs citernes,
- Tubes destinés au transport de fluides, à la décoration, à équiper des échangeurs de chaleur....

Les aciers inoxydables sont des alliages métalliques à base de Fer-Carbone. Ils sont constitués par un pourcentage en chrome supérieur à 10,5% et un pourcentage de carbone inférieur à 1,2% et éventuellement d'autres éléments d'alliages. Le diagramme binaire Fer-Chrome permet d'identifier un domaine d'austénite assez réduit suite à une structure alphasène (cubique centrée) du chrome (Figure II.1)

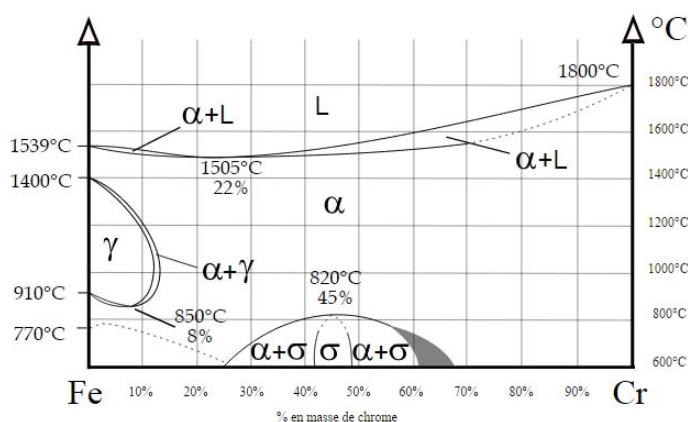


Figure II. 1 Diagramme d'équilibre des alliages binaires fer-chrome

Afin d'élargir le domaine d'existence de la phase austénitique, le nickel est défini comme élément d'addition compte tenu de sa structure cristallographique gammagène (Figure II.2). Les éléments d'addition carbone, nickel et azote possèdent une structure cubique à face centrée favorisant ainsi la formation de la phase d'austénite.

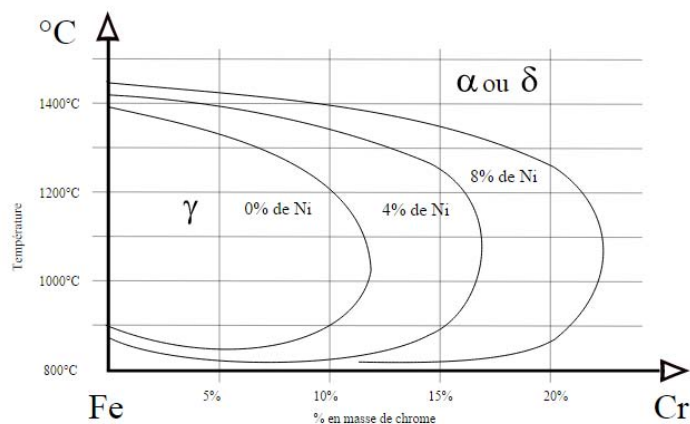


Figure II. 2 Coupe du diagramme ternaire Fer-Chrome-Nickel reflétant l'influence du nickel sur l'extension de la boucle γ

La résistance à la corrosion caractéristique de l'acier inoxydable est obtenue suite à la formation d'une couche passive stable à base d'oxyde de chrome et de fer hydraté [43]. Chaque acier inoxydable possède un domaine de passivité au niveau duquel le matériau résiste à la corrosion. L'efficacité de ce domaine dépend fortement des éléments d'alliage. Lorsque la teneur en chrome augmente, la longueur du palier de passivité augmente et le niveau du palier baisse ce qui améliore la résistance à la corrosion (Figure II.3). Le caractère anticorrosif peut être amélioré par l'addition de molybdène et de cuivre.

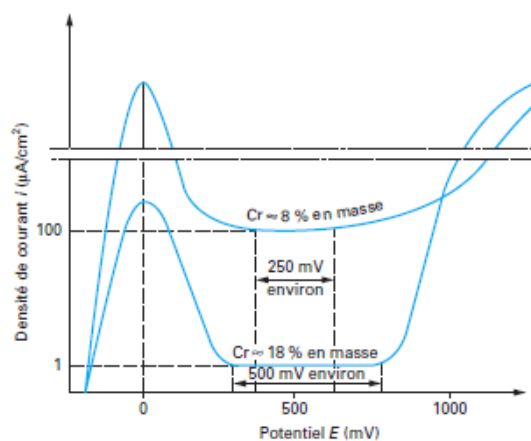


Figure II. 3 Influence de la teneur en chrome sur les courbes anodiques de deux alliages Fe-Cr-Ni en milieu sulfurique [44]

Le molybdène, quant à lui, renforce la stabilité de la couche passive formée tout en favorisant la repassivation. Un film métallique peut se former à la surface de la couche passive si on a addition de cuivre.

Quatre grandes familles d'aciers inoxydables sont identifiées selon leur structure :

- Nuances ferritiques : Alliages Fer-Chrome avec un pourcentage en carbone limité,

- Nuances martensitiques : Obtenues à partir de la trempe de la structure austénitique. Elles présentent une teneur en carbone et en chrome importante,
- Nuances austénitiques : Alliages Fer-Chrome-Nickel obtenus par refroidissement d'une composition du domaine austénitique à 1100°C. Le nickel permet de décaler la température de transformation martensitique afin de maintenir une phase austénitique métastable,
- Nuances austéno-ferritiques : Obtenues par refroidissement d'une composition du domaine biphasé austénite-ferrite. La proportion de phase est identifiée à partir du diagramme de Price-Andrew (Figure II.4),

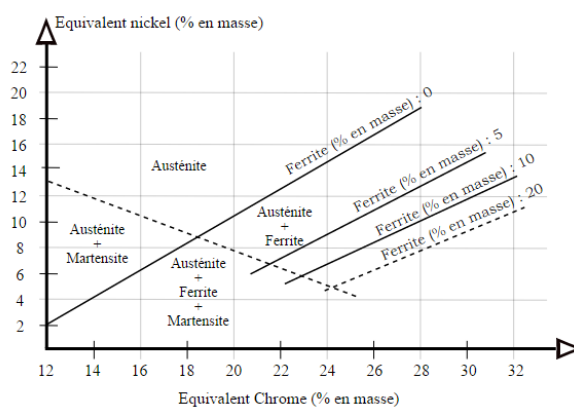


Figure II. 4 Diagramme de Price et Andrew

- Aciers inoxydables à hautes caractéristiques : Développés pour des applications particulières, précisément dans le domaine de l'aéronautique.

Cette étude est focalisée principalement sur l'acier inoxydable austénitique adopté par plusieurs industries et principalement par celle du nucléaire. Ces aciers sont présents dans les REP au niveau des circuits primaires et secondaires mais aussi comme revêtement des cuves.

L'acier inoxydable austénitique est caractérisé principalement par une grande ductilité à froid et à chaud, une bonne soudabilité, une très large plage de résistance à la corrosion et de propriétés mécaniques intéressantes. Cette nuance est obtenue par traitement thermique d'hypertrempe (Figure II.1). Ce traitement induit à température ambiante, l'obtention d'une phase austénitique hors équilibre qui peut subir une transformation martensitique par refroidissement ou aussi par déformation plastique [45]. Cette transformation engendre :

- L'amélioration des propriétés thermomécaniques du matériau par l'augmentation de la résistance mécanique et du taux d'allongement de l'acier.
- Mais aussi la création de sites de concentration de contrainte suite à l'accumulation de défauts, de dislocations et de macles aux alentours de la zone de transformation martensitique

Notre étude est basée principalement sur deux nuances distinctes de l'acier inoxydable austénitique :

- La nuance bas carbone X2CrNiMo 17-12-2 (AISI316L) faisant partie de la famille de type 17-12-Mo : Cette nuance est caractérisée généralement par une bonne résistance à la corrosion inter granulaire et une limite d'élasticité supérieure à 176 MPa.
- La nuance bas carbone X2CrNi18-9 (AISI 304 L) faisant partie de la famille de type 18-10 : Cette nuance est aussi caractérisée par une bonne résistance à la corrosion inter granulaire et une limite d'élasticité supérieure à 176 MPa.

Le tableau II.1 présente les valeurs caractéristiques des propriétés mécaniques des deux nuances austénitiques étudiées [43]:

	$R_{0,2}$ (MPa)	R_m (MPa)	A(%)	KCV (daJ/cm ²)	E(GPa)
Bas C : X2CrNi18-9	176-200	440-640	45	12-18	193
Bas C : X2CrNiMo17-12-2	186-200	430-670	45	12-18	193

Tableau II. 1 Propriétés mécaniques caractéristiques des principales nuances d'aciers inoxydables austénitiques à l'état hypertrempe

II.1.2. Matière et éprouvettes d'étude

L'objet de l'étude étant d'identifier l'effet de l'équibiaxialité sur la durée de vie des aciers inoxydables austénitiques de type « 316L » et « 304L-CLI », il est indispensable de caractériser proprement la matière approvisionnée pour cette étude.

Dans ce but, trois campagnes d'essais expérimentaux sont réalisées au cours de cette étude :

- Essais de traction monotone : Identification des propriétés mécaniques,
- Essais de fatigue uniaxiale : Tracé de la courbe de durée de vie en fatigue mécanique uniaxiale et identification de la loi de comportement,
- Essais de propagation de fissure : Définition de la loi de propagation de fissure en fatigue mécanique uniaxiale.

a) Composition chimique

Les résultats de l'analyse chimique des deux nuances étudiées « 316L » et « 304L-CLI » de l'acier inoxydable austénitique sont consignés respectivement dans les tableaux II.2 et II.3.

- 316-L en désignation AISI (États-Unis) équivalent au X2CrNiMo17-12-2 avec la désignation AFNOR (France) [46],

%C	%Cr	%Ni	%Si	%Mn	%P	%Cu	%Mo	%N ₂	%S
0,015	16,573	10,07	0,352	1,168	0,034	0,297	2,062	0,04	0,003

Tableau II. 2 Composition chimique de l'acier 316L, tôle Thyssen

- 304-L CLI fourni par EDF en désignation AISI (États-Unis) équivalent au X2CrNi 18.10 avec la désignation AFNOR (France) [47]

%C	%Cr	%Ni	%Si	%Mn	%P	%Cu	%Mo	%N ₂	%S
0,029	18	10	0,37	1,86	0,029	0,02	0,04	0,056	0,004

Tableau II. 3 Composition chimique de l'acier 304L, tôle CLI

La première nuance étudiée est le « 316L ». Ce matériau a été commandé auprès de la société Thyssen Krupp Materials France, sous la forme d'un coupon de tôle, référencé LISN743, de dimensions (1000 x 1000 x 15) mm. Il ne répond pas à la spécification imposée par le code RCC-MRx [48].

La seconde nuance étudiée est le « 304L-CLI ». Elle a été fournie par EDF dans le cadre de la fiche tripartite CEA-EDF-AREVA sous la forme d'un coupon de tôle, référencé LISN750, de dimensions (1000 x 175 x 30) mm. Ce matériau répond quant à lui à la certification RCC_MRx.

b) Plans de prélèvement

Un plan de prélèvement a été établi sur le logiciel SolidWorks afin d'identifier les différentes éprouvettes à usiner au niveau de la plaque « LISN743 », 1^{ère} nuance utilisée au niveau de cette étude (Figure II.5). L'usinage des différentes éprouvettes est réalisé par la société SAFIM (Société Anonyme Fabrication Industrielle Mécanique). Au niveau de cette plaque, nous identifions la présence de 14 éprouvettes de fatigue équilibrée (présentées plus en détail au niveau du chapitre III), 9 éprouvettes CT25 pour l'étude de la propagation de fissure, 16 éprouvettes de fatigue oligocyclique dans des positions et des sens différents et finalement 13 éprouvettes de traction monotone.

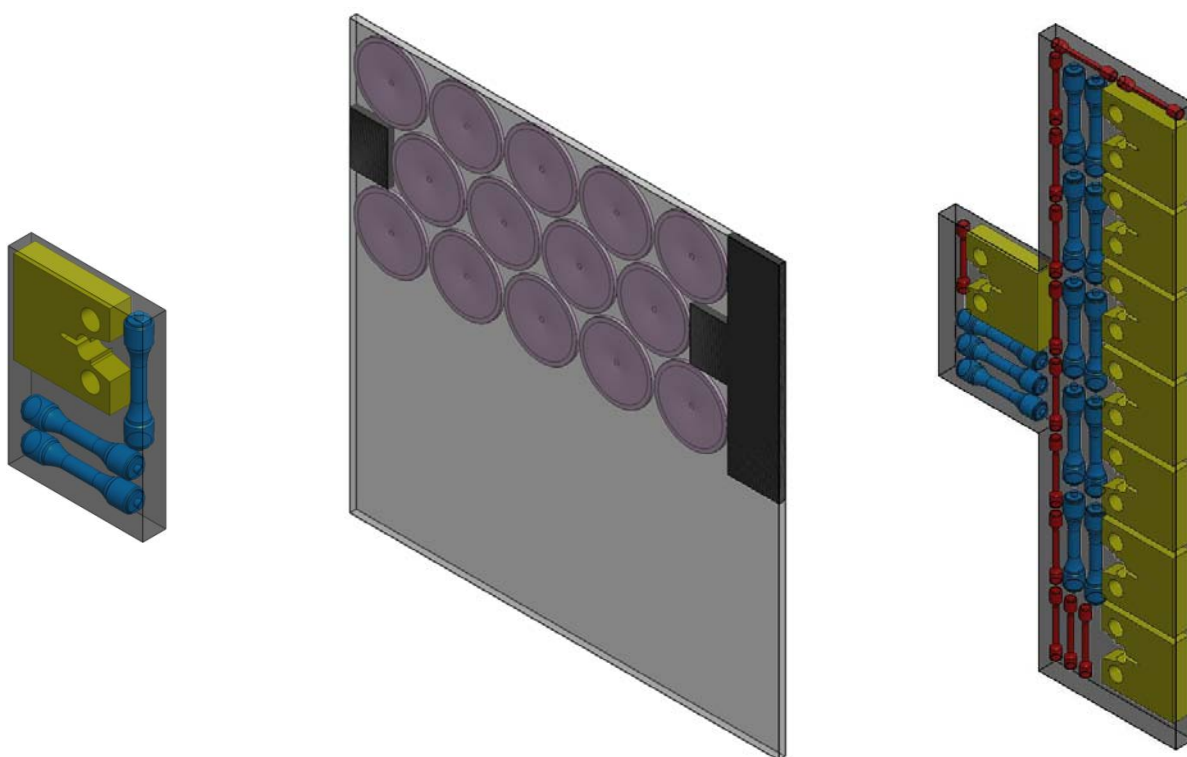


Figure II. 5 Plan de prélèvement des éprouvettes d'étude sur la tôle en acier inoxydable austénitique de type « 316L »

La figure II.6 présente le plan de prélèvement adopté pour la seconde plaque en 304L-CLI. Le principal objectif était d'obtenir un nombre maximum d'éprouvettes de fatigue équilibrée, de larges campagnes de caractérisation étant disponibles par ailleurs dans la littérature. Nous identifions tout de même la présence de 15 éprouvettes de fatigue équilibrée, 10 éprouvettes de fatigue oligocyclique et 9 éprouvettes de traction monotone. L'usinage des différentes éprouvettes en « 304L-CLI » a été assuré par la société A M TURPIN (Mécanique de précision tour-fraisage-électro-érosion fil-rectification).

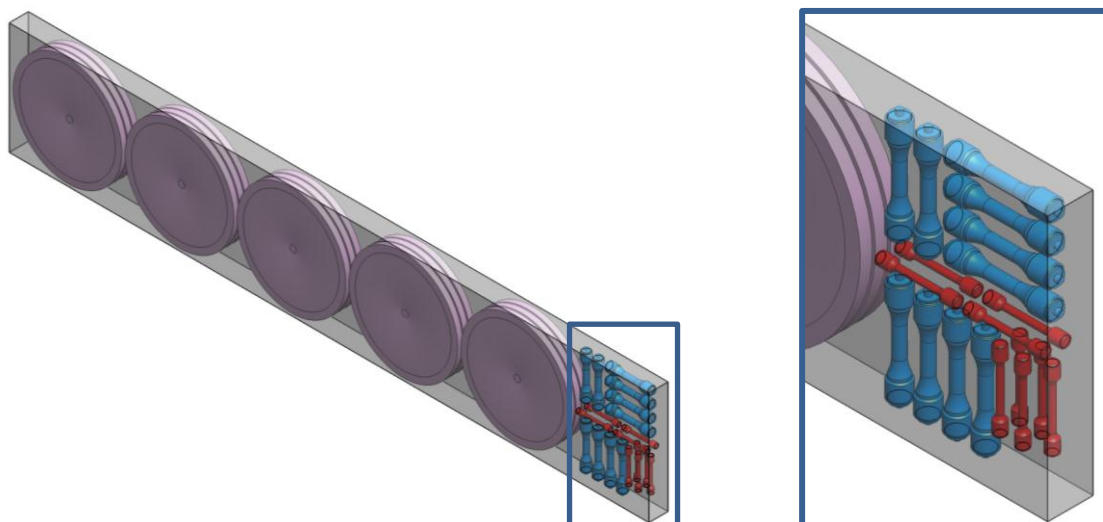


Figure II. 6 Plan de prélèvement des éprouvettes d'étude sur la tôle en acier inoxydable austénitique de type « 304L-CL1 »

Plusieurs études et résultats expérimentaux sont disponibles dans la littérature pour la caractérisation de l'acier inoxydable austénitique de type 304L-CL1 [8, 9, 45, 47, 49 - 51]

De nombreuses études réalisées sur des nuances différentes de l'acier inoxydable austénitique [31, 51] montrent que le comportement du matériau dépend de la nuance de l'acier. Au cours de notre étude, nous nous sommes focalisés sur la caractérisation de la nouvelle plaque en « 316L » commandée par le laboratoire LISN. Nous avons tout de même réalisé quelques essais de fatigue uniaxiale sur la nuance « 304L-CL1 » pour pouvoir se recaler sur la courbe de durée de vie fournie par EDF et qui regroupe tous les résultats expérimentaux réalisés sur cette nuance.

II.2. Comportement en traction monotone

L'identification des propriétés mécaniques du matériau étudié est fondamentale pour réaliser des calculs éléments finis élastiques ou élastoplastiques. Cette partie présente les différents résultats obtenus à partir de la campagne d'essais de traction réalisée sur la première nuance d'acier inoxydable austénitique 316L. Suivra un rappel des différents résultats des essais en traction monotone déjà réalisés durant plusieurs études précédentes [47, 51] sur la nuance 304L-CL1. Finalement, une comparaison des caractéristiques en traction monotone des deux nuances est établie.

II.2.1. Campagne d'essais de traction monotone sur la nuance « 316L »

Une campagne d'essais de traction monotone est réalisée au cours de cette étude sur éprouvette axisymétrique lisse caractérisée par une zone calibrée (L_c) égale à 28mm, de 4mm de diamètre, avec un rayon de raccordement de 4mm (Figure II.7).

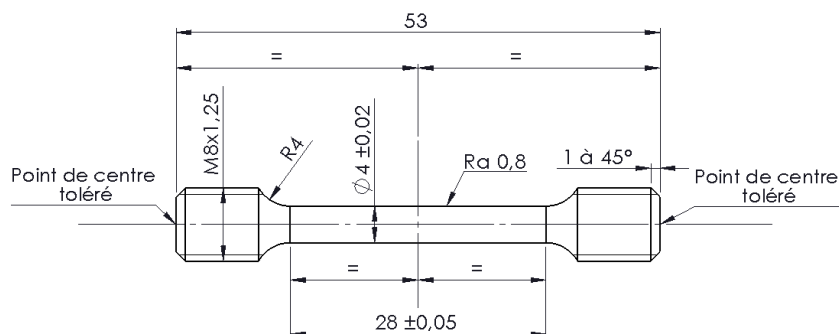


Figure II. 7 Géométrie de l'éprouvette de traction monotone

a) Principe et moyens de mesure

Le principe de l'essai de caractérisation en traction consiste à imposer un déplacement quasi-statique de la traverse avec une vitesse de déplacement des traverses V_c identifiée à partir de l'Eq.II.1.

$$V_c = L_c \dot{\epsilon}_{Lc} \quad \text{Eq.II. 1 [52]}$$

Avec :

L_c : Longueur calibrée

$\dot{\epsilon}_{Lc}$: Vitesse de déformation estimée sur la longueur calibrée ($2,5.E-4 \text{ s}^{-1}$)

Au cours d'un essai de traction monotone et pour des fréquences d'acquisition bien définies, plusieurs mesures sont réalisées :

- Effort appliqué sur l'éprouvette,
- Déplacement de la traverse : Traduit l'allongement de tout le système (amarrage, éprouvette et traverse) ; cette mesure permet de déduire l'allongement de l'éprouvette en tenant compte de la rigidité du système,
- Mesure de la température avec des thermocouples de type K placés au niveau des congés,
- Déformation au niveau de la zone utile de l'éprouvette (jauge de déformation, extensomètre à couteaux...).

Dans le cadre du développement des moyens de mesure géométriques des éprouvettes lors des essais de traction, un nouveau dispositif « IMEC » a été mis au point en 2008 au LISN [53, 54]. Ce système a été breveté et il est composé de deux parties essentielles (Figure II.8):

- Deux nappes laser placées perpendiculairement l'une par rapport à l'autre permettant de balayer le profil de l'éprouvette le long de la zone calibrée avec une précision importante (quelques μm),
- Un support motorisé sur lequel les nappes laser sont fixées afin de permettre le balayage de toute la zone utile de l'éprouvette à une fréquence bien définie.

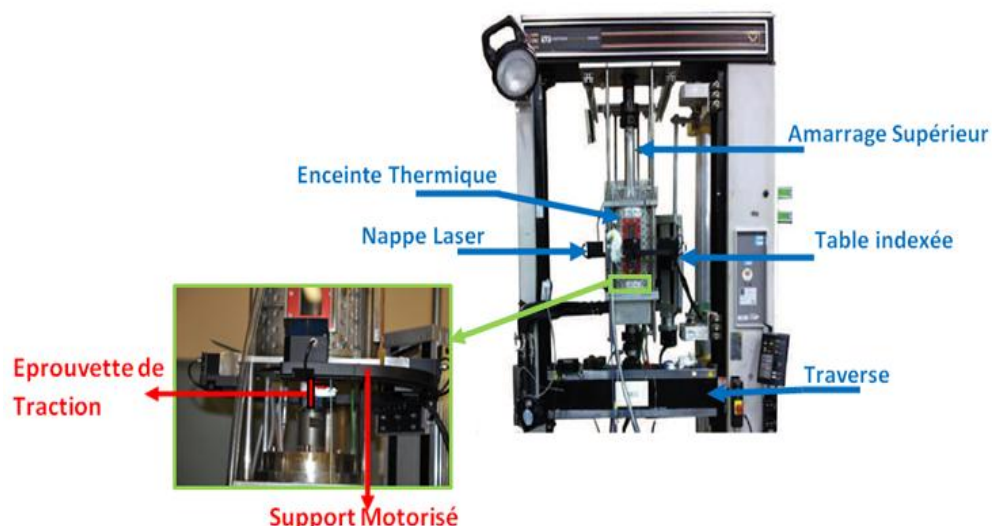


Figure II. 8 Machine de traction au LISN équipée du nouveau moyen de mesures IMEC

Ce nouveau dispositif permet de tracer l'évolution de la contrainte en fonction de la déformation tout au long de l'essai de traction. En effet, les nappes laser utilisées permettent de définir la valeur du diamètre minimum ($2a$) de la partie calibrée de l'éprouvette (zone de striction) ainsi que le rayon de courbure ($R = \frac{R_1+R_2}{2}$) au niveau de la zone de striction dans le domaine d'instabilité (Figure II.9).

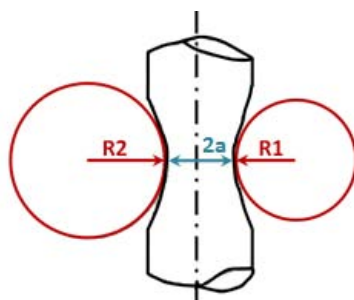


Figure II. 9 Illustration du rayon de courbure et du diamètre au niveau de la zone de striction

De plus, ce dispositif permet de mettre en place un essai de traction monotone à des températures différentes. En effet, une enceinte thermique vitrée peut y être montée. Ainsi, la plage de température d'essai avec mesure laser s'étend de -150°C à 300°C .

Les essais sont ainsi réalisés au cours de cette étude avec une vitesse de déplacement de la traverse très faible et égale à $0,42\text{mm}/\text{min}$.

Se basant sur ce nouveau dispositif expérimental développé au laboratoire LISN, six essais de traction sont réalisés sur l'acier inoxydable austénitique de type « 316L », quatre à température ambiante et deux à 300°C . Ces deux températures sont caractéristiques des composants en service d'un réacteur REP.

b) Résultats expérimentaux sur le 316L

Le détail du prélèvement des différentes éprouvettes de traction à température ambiante est effectué de manière à déduire des caractéristiques bien précises du matériau (Figure II.10) :

- Deux éprouvettes (« LISN743A1-AN » et « LISN743A1-AR ») permettent de déceler s'il y a une différence de propriétés entre l'extrémité et le cœur de la tôle.
- Une éprouvette « LISN743A1-AY » prélevée suivant une direction longitudinale devait permettre l'étude de l'influence du sens de prélèvement sur les caractéristiques mécaniques du matériau. Malheureusement, une erreur de marquage de la part de l'usineur a été identifiée. Nous avons reçu deux éprouvettes marquées « LISN743A1-T » et aucune éprouvette marquée « LISN743A1-Y ». Ce qui nous ramène à réaliser deux essais sur « LISN743A1-AT1 » et « LISN743A1-AT2 »

A haute température, deux essais sont réalisés sur « LISN743A1-AO » et « LISN743A1-AS » afin de vérifier la reproductibilité des données expérimentales obtenues. Ces résultats serviront pour les études ultérieures (étude de l'effet d'environnement).

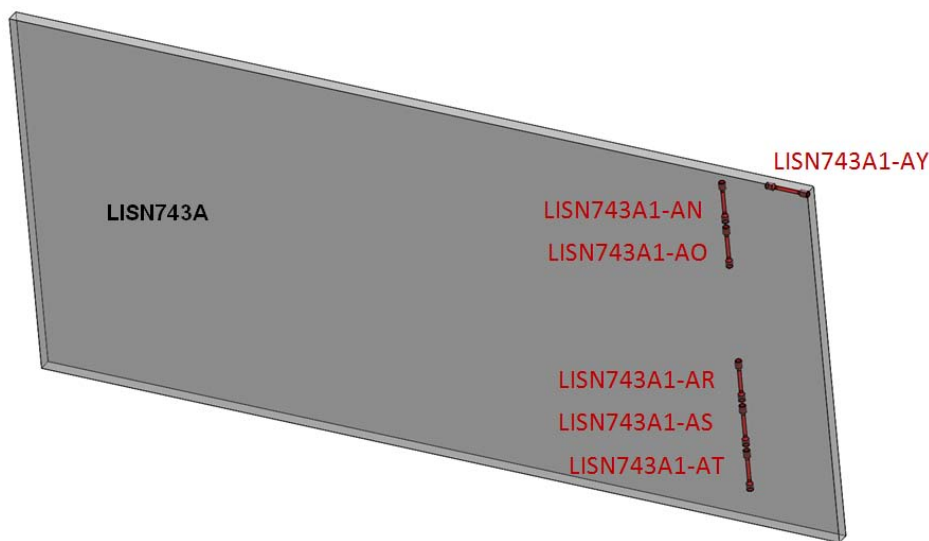


Figure II. 10 Plan de prélèvement des éprouvettes de traction sur la tôle « LISN743A »

Au cours des six essais réalisés, toutes les éprouvettes se sont rompues correctement au niveau de la zone calibrée et non pas au niveau du rayon de raccordement (Figure II.11). L'évolution de la contrainte en fonction de la déformation au cours des différents essais de traction réalisés est présentée au niveau de la figure II.11. Pour chacun des quatre essais à température ambiante, la dispersion entre essais est quasi-absente, ce qui confirme que les essais sont reproductibles. Cependant, nous pouvons remarquer une légère différence au niveau de l'éprouvette « LISN743A2-T2 » qui peut être considérée comme celle qui est prélevée dans le sens longitudinal. Etant donné que l'écart n'est pas très important et qu'on n'a pas la certitude du sens de prélèvement de l'éprouvette, nous pouvons considérer qu'il n'existe pas d'influence du sens de prélèvement sur les caractéristiques mécaniques du matériau.

Il est clair que le comportement du matériau dépend fortement de la température d'essai. En effet, la limite élastique, la résistance maximale et l'allongement total de l'acier inoxydable austénitique de type 316L diminuent fortement avec l'augmentation de la température.

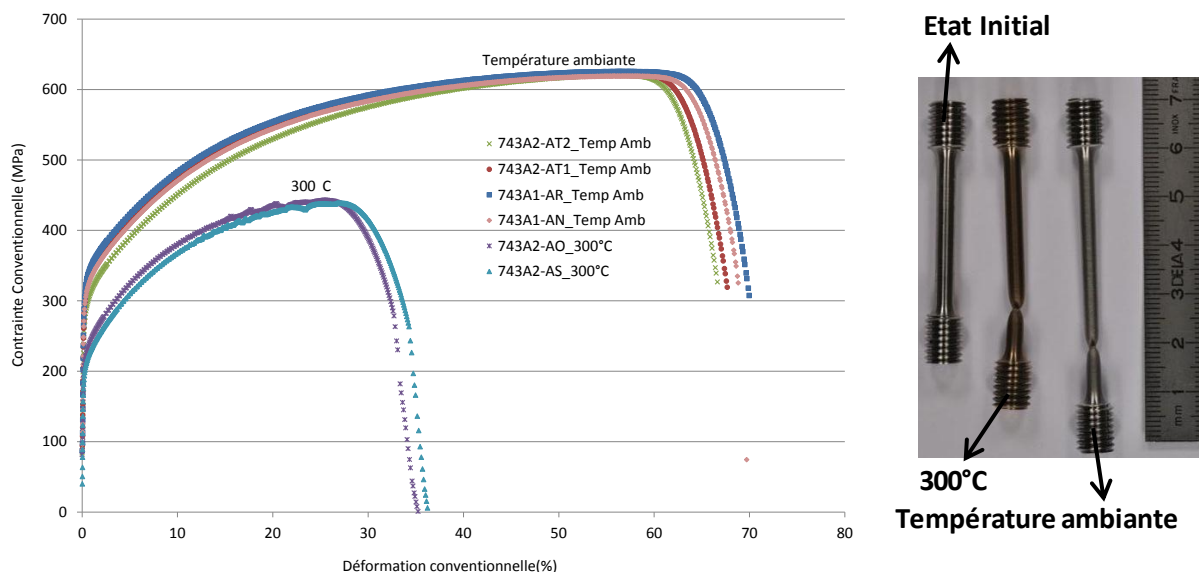


Figure II. 11 Courbe conventionnelle en traction monotone de l’acier inoxydable austénitique de type « 316L » à différentes températures d’essai

Le matériau étudié est poly cristallin et présente un certain nombre d’impuretés et d’inclusions dues à sa mise en forme, ce qui affecte considérablement son comportement et les mécanismes de déformation. D’un point de vue général, la plasticité observée au niveau des courbes de traction provient principalement du glissement des dislocations suivant les grains les plus favorablement orientés. L’évolution microstructurale de l’acier 316L sous sollicitations cycliques monotones est étudiée plus en détail dans les travaux [50, 55, 56]

A partir du tracé de la contrainte conventionnelle en fonction de la déformation conventionnelle, nous avons pu identifier :

- La limite d’élasticité : $R_{p0,2\%}$ (MPa),
- La résistance maximale à la traction : R_m (MPa),
- L’allongement à la rupture : A_t (%).

Le tableau II. 4 présente un récapitulatif des six essais de traction monotone sur éprouvette lisse réalisés au LISN dans le cadre de la campagne d’essai de caractérisation de l’acier inoxydable austénitique de type « 316L » référencé « LISN743A ».

Matériau	Réf.Eprouvette	Température	$R_{p0.2\%}$ en MPa	R_m en MPa	A_t (%)
X2 CrNiMo 17-12-2 (316L)	LISN743A1-AN	Ambiante	301	619	69
	LISN743A1-AR	Ambiante	317	626	70
	LISN743A1-AT1	Ambiante	307	622	68
	LISN743A1-AT2	Ambiante	277	620	56
	LISN743A1-AO	300°C	218	443	33
	LISN743A1-AS	300°C	202	439	35

Tableau II. 4 Campagne d’essai de Traction sur le 316L THY

A partir des résultats de cette campagne d'essais, nous pouvons identifier les caractéristiques de l'acier inoxydable austénitique de type 316L à température ambiante et à 300°C (Tableau II. 5).

L'augmentation de la température diminue considérablement la ductilité de l'acier inoxydable austénitique de type 316L ainsi que l'ensemble des propriétés mécaniques (limite élastique et résistance maximale).

	Température ambiante		300°C	
	Moyenne	Ecart moyen	Moyenne	Ecart moyen
R_{p0.2%} en MPa	308	12	210	8
R_m en MPa	622	2	440	2
At (%)	69	5	34	0,6

Tableau II. 5 Propriétés mécaniques monotones de l'acier 316L

II.2.2. Caractéristique en traction de l'acier inoxydable austénitique « 304L-CLI »

Des essais de caractérisation de l'acier 304L-CLI ont été déjà réalisés en traction monotone au cours des thèses de N. Haddar [51] et S. Petitjean [47] pour différentes températures d'essais. Les résultats obtenus par Petitjean sont présentés dans le tableau II. 6. Ces essais sont réalisés suivant la norme (NF EN 10002), par le département E.M.A, sur une éprouvette cylindrique de diamètre utile 10mm prélevée selon le sens du laminage et le sens transversal. Les essais sont réalisés avec une vitesse de déplacement de la traverse égale à 2mm/min.

	Sens du laminage		Sens transversal	
	25°C	300°C	25°C	300°C
R_{p0.2%} en MPa	214	130	224	133
R_m en MPa	592	414	593	409
At (%)	57	39	57	39

Tableau II. 6 Propriétés mécaniques monotones de l'acier 304L-CLI [47]

Les résultats obtenus sur le 304L-CLI, ont montré qu'il n'y avait pas d'influence du sens de prélèvement sur les caractéristiques mécaniques de traction. De plus, on note une diminution de la limite élastique et de la résistance à la traction suite à l'augmentation de la température.

II.2.3. Comparaison des caractéristiques en traction des deux nuances

En comparant les caractéristiques mécaniques des deux nuances étudiées, 316L (Tableau II.5) et 304L-CLI (Tableau II.6), nous pouvons remarquer que le 316L présente des caractéristiques mécaniques supérieures à celle du 304L-CLI. En effet, à température ambiante, la limite élastique pour l'acier inoxydable austénitique de type 316L est égale à 308 MPa alors que celle du 304L-CLI est de 214 MPa.

La détermination du module d'élasticité des deux nuances de l'acier inoxydable austénitique étudiées est effectuée à partir des essais de fatigue uniaxiale.

II.3. Comportement en fatigue uniaxiale isotherme

La prévision du comportement mécanique des deux nuances de l'acier inoxydable austénitique utilisées au cours de cette étude est assurée par la réalisation de deux campagnes d'essais de fatigue menés sous air à température ambiante et avec un chargement alterné en déformation ($R_\varepsilon = -1$). Dans cette partie, le comportement mécanique sous chargement cyclique uniaxial des deux nuances de l'acier inoxydables austénitiques est présenté.

II.3.1. Principe et moyens de mesure

Tous les essais de fatigue oligocyclique sont conduits au laboratoire LISN, sur une machine servo-hydraulique de type INSTRON (I144) de capacité 100KN. Pour l'ensemble de ces essais, la fréquence de sollicitation définie est de 1Hz afin d'éviter l'échauffement de l'éprouvette en cours d'essai et garantir ainsi un essai isotherme.

Des éprouvettes cylindriques sont utilisées lors de la réalisation des deux campagnes d'essais (Figure II.12). Elles présentent une zone utile de 20mm pour un diamètre égal à 7,7mm. Cette partie calibrée de l'éprouvette permet l'obtention d'un champ de sollicitation mécanique uniforme.

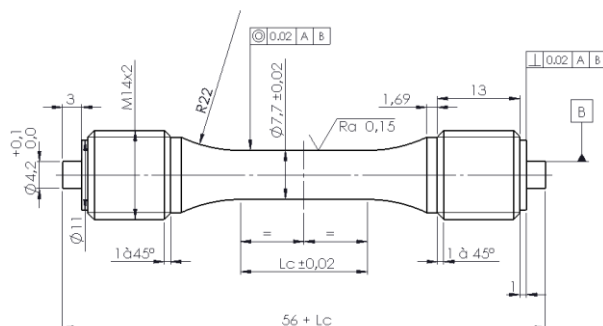


Figure II. 12 Géométrie de l'éprouvette de fatigue uniaxiale

Tous les essais de fatigue uniaxiale réalisés au cours de cette étude sont à déformation imposée. La variation de déformation totale longitudinale imposée est mesurée directement sur la partie utile de l'éprouvette par un extensomètre INSTRON de base de mesure 10mm. Les essais sont réalisés à température ambiante et avec une vitesse de déformation constante en cours d'essai (fréquence de sollicitation égale à 1Hz). Le signal imposé au niveau de l'extensomètre est sinusoïdal (Figure II.13).

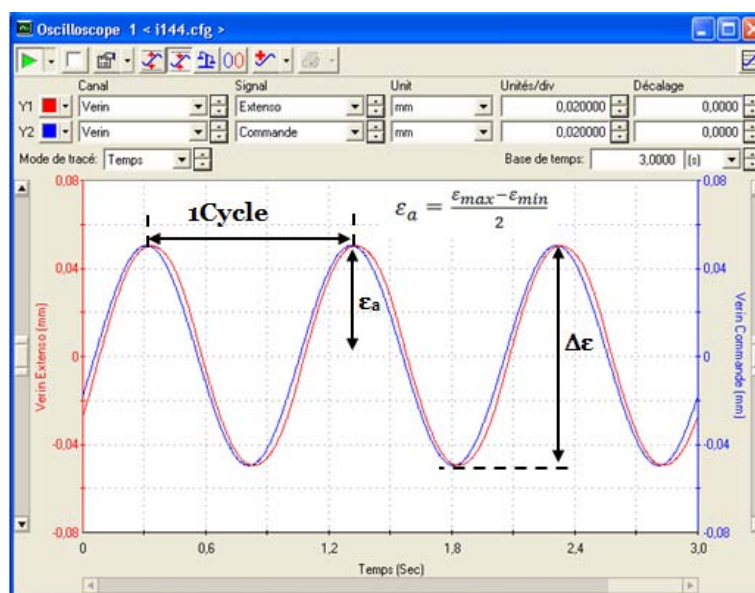


Figure II. 13 Mode de chargement sinusoïdal imposé au cours des essais de fatigue uniaxiale

L'arrêt de l'essai est défini pour une chute de 25% de l'amplitude de contrainte maximale atteinte en cours d'essai suite à l'apparition d'une fissure au niveau de la zone utile de l'extensomètre. Ainsi, on identifie le nombre de cycles utilisé au niveau des codes de conception RCC_MRx qui traduit une taille de fissure de 3mm pour une éprouvette de 8mm de diamètre.

Cependant, si l'amorçage de fissure au cours de nos essais est détecté en dehors de la zone utile de l'extensomètre, une augmentation brusque de l'amplitude de contrainte déclenche la limite de sécurité de la traverse, ce qui entraînera l'arrêt automatique de l'essai.

Deux campagnes d'essais sont réalisées sur les aciers inoxydables austénitiques de type « 316L » et « 304L-CLI ». Huit essais de caractérisation sont réalisés sur la première nuance, alors que seulement trois sont assurés pour la seconde nuance « 304L-CLI » de par la présence de plusieurs campagnes d'essais dans la littérature.

II.3.2. Campagnes d'essais et résultats expérimentaux sur la nuance « 316L »

Quatre niveaux de variation de déformation totale sont étudiés sur le 316L : 0,4%, 0,6%, 0,8% et 1%. Ces essais sont dupliqués afin de vérifier la reproductibilité de leurs résultats.

a) Campagne d'essais « 316L »

Les résultats de cette première campagne d'essais de fatigue à l'ambiante et à déformation totale imposée sont présentés dans le tableau II.7. L'emplacement de l'amorçage de fissure est noté : IU pour une rupture qui a lieu au niveau de la zone utile de l'extensomètre, EU si c'est à l'extérieur et NRo pour les éprouvettes non fissurées ou non rompues.

Un amorçage de la fissure au niveau de la zone utile (Figure II.14) permet d'obtenir une valeur correcte de N₂₅. Pour les éprouvettes présentant une initiation de fissure à l'extérieur de la zone utile, le N₂₅ est défini comme étant le nombre de cycles à la rupture.

Matière	N° éprouvette	$\Delta\varepsilon_t$ (%)	f (Hz)	Nombre de cycles arrêt essai	Température	Position de la fissure
X2CrNiMo 17-12-2 (316L)	LISN743A2-AI	1	1	6 665	Ambiante	EU
	LISN743A1-P	1	1	11 934	Ambiante	EU
	LISN743A2-AG	0,8	1	11 087	Ambiante	IU
	LISN743A2-AJ	0,8	1	16 459	Ambiante	EU
	LISN743A2-AE	0,6	1	49 525	Ambiante	IU
	LISN743A2-AK	0,6	1	34 297	Ambiante	EU
	LISN743A2-AC	0,4	1	286 501	Ambiante	EU
	LISN743A2-AB	0,4	1	1 148 752	Ambiante	NRo

Tableau II. 7 Récapitulatif de la campagne d'essai de fatigue uniaxiale sur le 316L

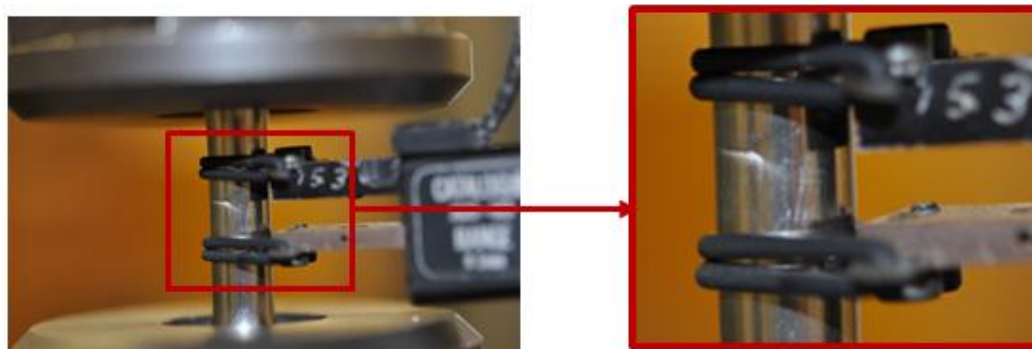


Figure II. 14 Essai de fatigue uniaxiale sur l'éprouvette LISN743A2-AE pour $\varepsilon_a = \pm 0,3\%$

Pour tous les essais de fatigue uniaxiale réalisés sur la première nuance d'étude, la contrainte moyenne calculée est négative et d'une valeur absolue assez faible de 0,02 MPa, ce qui assure un chargement alterné en déformation.

L'étude du comportement en fatigue de l'acier inoxydable austénitique nécessite l'identification de l'évolution de l'amplitude de contrainte ($\Delta\sigma/2$) au cours de l'essai pour les quatre niveaux de variation de déformation étudiés (0,4% ; 0,6% ; 0,8% et 1%) (Figure II.15).

L'évolution de l'amplitude de contrainte ($\Delta\sigma/2$) permet de distinguer trois stades. Une première phase de consolidation cyclique est identifiée (augmentation de l'amplitude de contrainte pour une déformation imposée constante) suivie d'un adoucissement (diminution de l'amplitude de contrainte toujours pour un niveau de déformation imposé constant) et enfin une phase de stabilisation avant rupture. La phase de durcissement primaire identifiée est d'autant plus forte que le niveau de déformation est élevé. La phase de saturation dépend aussi fortement du niveau de chargement imposé (Figure II.15).

L'évolution macroscopique du comportement de la nuance 316L au cours des essais en fatigue uniaxiale peut être reliée à une évolution microstructurale. En effet, plusieurs travaux ont été réalisés pour l'étude des mécanismes de déformation dans les aciers austénitiques subissant un chargement cyclique [50, 45, 55, 56]. Les mécanismes de déformation cycliques mis en jeu correspondent à ceux identifiés pour les sollicitations monotones. La première étape de consolidation correspond à la multiplication et l'arrangement des dislocations en structure planaire. L'étape d'adoucissement, quant à elle, correspond à une diminution de la densité de dislocations. Et finalement, la stabilisation correspond à un arrangement des dislocations selon une structure plus complexe ou aussi à la localisation des dislocations au niveau des bandes de glissements persistantes [50].

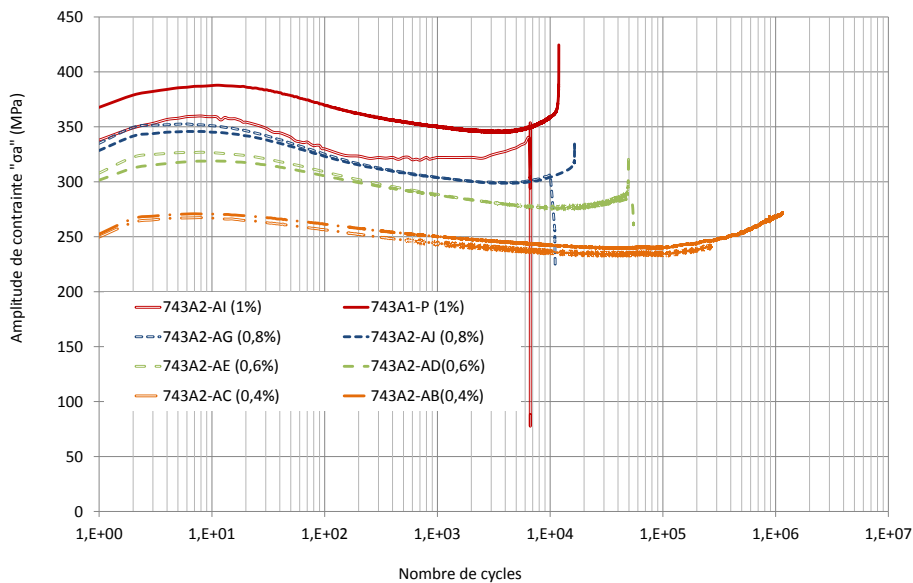


Figure II. 15 Evolution de l'amplitude de contrainte au cours des essais de fatigue uniaxiale sur des éprouvettes en 316L

b) Construction de la courbe de fatigue

La définition de la courbe de fatigue nécessite la détermination de la déformation équivalente calculée (Eq.II.2) en suivant la démarche RCC-MRx [48], telle que :

$$\Delta \varepsilon_{eq} = \frac{2}{3} (1 + \nu) \Delta \varepsilon_{élas} + \Delta \varepsilon_{plas} \quad \text{Eq.II. 2}$$

Les résultats des déformations équivalentes calculées pour les cycles stabilisés sont donnés dans le Tableau II.8. Conventionnellement, le nombre de cycles à la rupture est défini pour une chute de 25% de la force maximale (N₂₅) et le cycle stabilisé est pris à mi durée de vie (N_{25/2}). La mi durée de vie au cours des chargements en fatigue uniaxiale est toujours atteinte au cours de la saturation cyclique.

L'évolution du module d'Young « E » au cours d'un essai de fatigue uniaxiale s'est avérée négligeable. A partir de cette constatation, le module d'Young est identifié comme étant la moyenne du module montant et descendant au cours de chaque essai de fatigue. Une moyenne des différents modules identifiés permet de définir un module d'Young égal à 188 460 MPa.

N° éprouvette	$\Delta\varepsilon_t$ (%)	N_{25}	$\Delta\sigma$ (MPa) à cycle stabilisé ($N_{25}/2$)	E (MPa)	$\Delta\varepsilon_{\text{élas}}$ (%)	$\Delta\varepsilon_{\text{plas}}$ (%)	$\Delta\varepsilon_q$ (%)
LISN743A2-AI	1	7 000	652,35	185 939	0,35	0,64	0,96
LISN743A1-P	1	11 392	697,34	184 003	0,37	0,62	0,95
LISN743A2-AG	0,8	11 000	600,09	191 928	0,31	0,48	0,76
LISN743A2-AJ	0,8	16 500	602,94	188 470	0,31	0,48	0,76
LISN743A2-AE	0,6	49 520	558,42	193 744	0,28	0,31	0,56
LISN743A2-AD	0,6	54 400	556,51	184 120	0,30	0,29	0,56
LISN743A2-AC	0,4	286 600	472,34	191 240	0,24	0,15	0,37
LISN743A2-AB	0,4	$1,14 \cdot 10^6$ (NRo)	512,05	188240	0,27	0,15	0,36

Tableau II. 8 Synthèse des essais de fatigue uniaxiale sur l'acier 316L

Le nombre de cycles (N_{25}) issus des essais de fatigue uniaxiale permet de définir les points de fatigue via la définition de la déformation équivalente. La figure suivante représente les données de fatigue uniaxiale obtenues sur la première nuance d'étude (Figure II.16).

Le placement des données expérimentales obtenues en fatigue uniaxiale permet d'avoir une référence ou « aucun » effet aggravant (contrainte ou déformation moyenne, effet d'environnement, biaxialité...) n'est pris en compte. Nous pouvons à partir de ces points expérimentaux identifier la courbe de fatigue moyenne en air « courbe Best-Fit » de l'acier inoxydable austénitique de type « 316L ». Par souci de cohérence avec les pratiques internationales (RCC_MRx, ASME...), nous avons choisi d'exprimer la courbe de durée de vie sous la forme de l'équation de Langer [5] (Eq.II.3).

$$\Delta\varepsilon_{\text{éq}} = 0,354 + (2,7 \cdot 10^{-4} \cdot N_a)^{-1/1,5}$$

Eq.II. 3

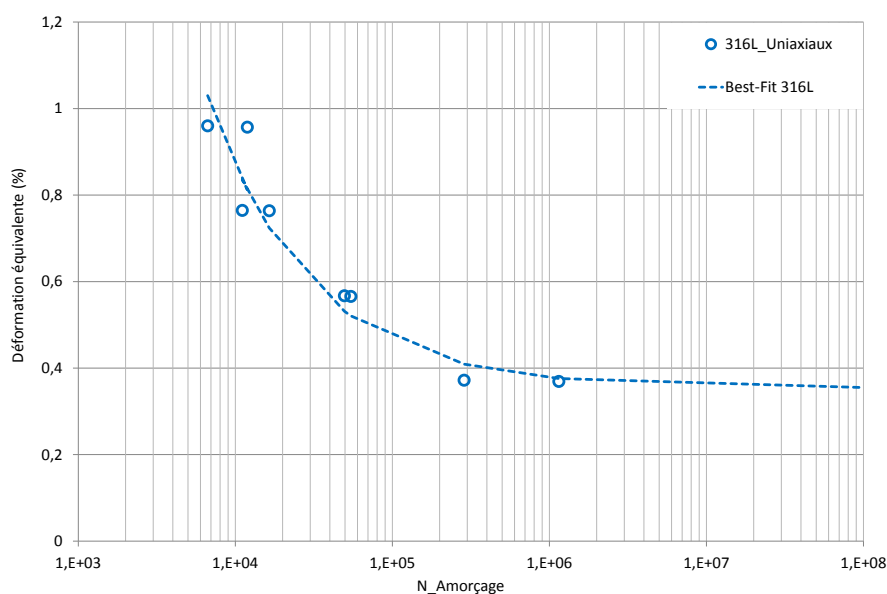


Figure II. 16 Courbe Best-Fit de l'acier inoxydable austénitique de type « 316L »

c) *Identification de la loi de comportement*

La prise en compte du comportement de l'acier étudié lors d'un calcul éléments finis nécessite l'identification du modèle approprié. La loi de comportement est définie en se basant sur la superposition de plusieurs modèles d'érouissage.

Le comportement d'un matériau dépend du chargement qu'il subit. En effet, nous pouvons définir un domaine élastique au niveau duquel les contraintes sont proportionnelles aux déformations. Dès qu'on dépasse ce domaine, en appliquant un chargement plus important, nous définissons un comportement élastoplastique suite à la présence d'une déformation plastique permanente.

Le comportement de l'acier inoxydable austénitique de type « 316L » au cycle stabilisé à température ambiante pour les différents niveaux de déformations imposés au cours de cette étude est présenté au niveau de la figure qui suit (Figure II.17). Pour une amplitude de déformation assez faible ϵ_a égale à $\pm 0,2\%$, le matériau présente une amplitude de déformation plastique assez importante par rapport au niveau de chargement imposé. Il est donc impératif de prendre en compte ce comportement élastoplastique même pour les grands nombres de cycles.

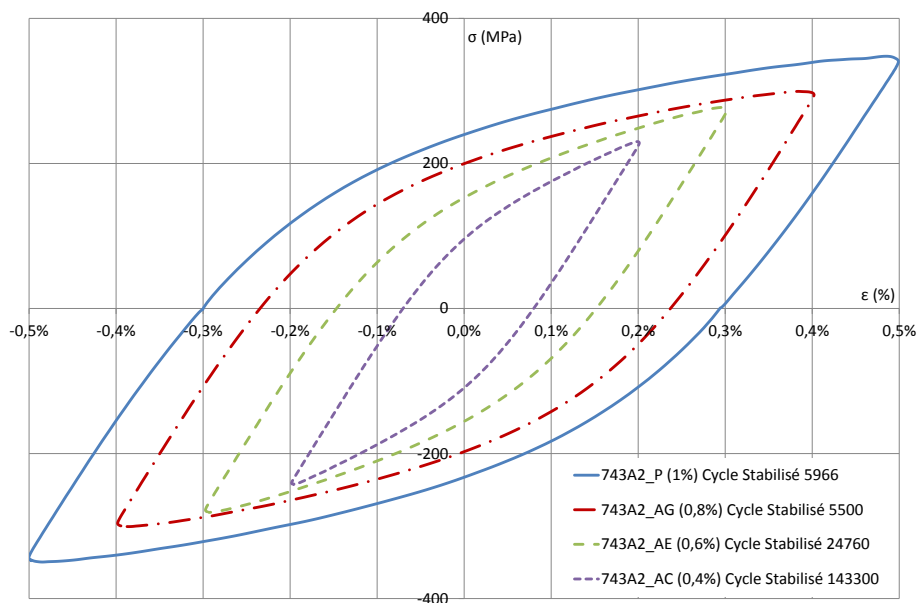


Figure II. 17 Boucles d'hystérésis stabilisées obtenues à partir de la 1^{ère} campagne d'essais sur la nuance 316L

La Figure II.18 présente la variation de la contrainte en fonction de la déformation au cours de l'essai sur l'éprouvette référencée « LISN743A2-AG » qui subit une amplitude de déformation égale à $\pm 0,4\%$.

A partir de ce tracé, nous remarquons que la limite d'élasticité en compression est plus faible que celle en traction. Cette différence au niveau de la limite élastique met en évidence la présence du phénomène de Bauschinger. Ce dernier est dû à la création hétérogène de déformations permanentes à l'intérieur des grains et des micro-contraintes résiduelles engendrées pour assurer la continuité aux joints de grains lors d'une sollicitation dans un sens donné [57]. Ce phénomène traduit la nécessité de prendre en compte l'érouissage cinématique pour la modélisation du comportement élastoplastique de l'acier inoxydable austénitique de type « 316L ».

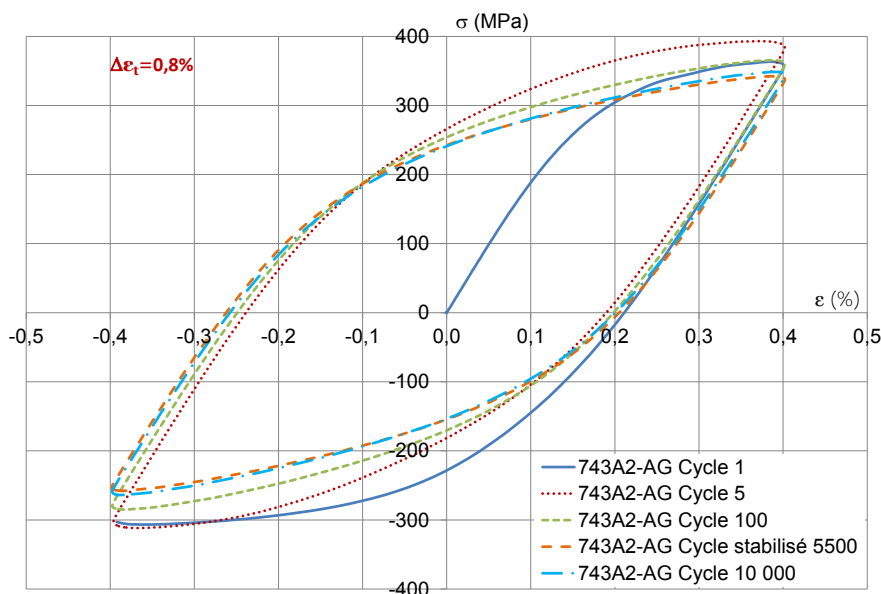


Figure II. 18 Boucles d'hystérésis contrainte-déformation obtenues pendant l'essai à 0,8% de variation de déformation imposée

O. ANCELET [10] a étudié dans sa thèse les limites de différents modèles permettant l'identification de la loi de comportement de l'acier inoxydable austénitique de type 316L tels que :

- Modèle Elastique corrigé,
- Modèle « 1/4 de cycle »,
- Modèle cinématique linéaire de type Prager,
- Modèle cinématique non linéaire.

Le modèle le plus approprié identifié est le modèle cinématique non linéaire. Afin de modéliser correctement une plage importante de sollicitations et prendre en compte la présence d'une contrainte ou déformation moyenne, dans ses travaux de thèse, O. ANCELET a conclu qu'il fallait utiliser un écrouissage cinématique non linéaire à 2 centres.

Pour ce type d'écrouissage, le domaine élastique ne se déforme pas, mais il se translate, ce qui traduit systématiquement une évolution de sens contraire pour la limite d'élasticité de traction et la limite d'élasticité de compression (l'augmentation de cette dernière engendre systématiquement une diminution de l'autre) (Figure II.19).

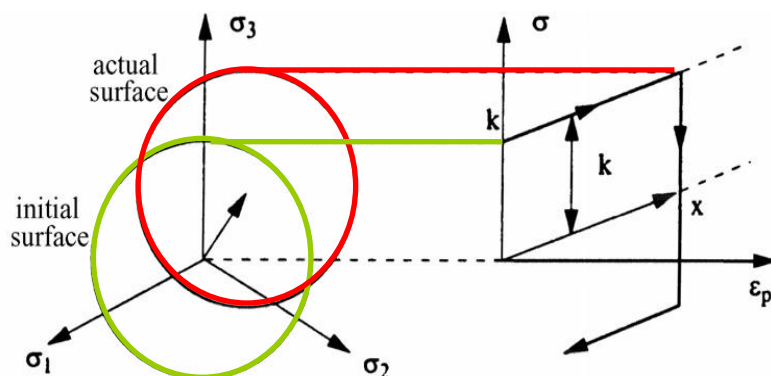


Figure II. 19 Représentation schématique de l'écrouissage cinématique [57]

Une variable cinématique linéaire \dot{X} est définie pour décrire la surface d'écoulement d'un matériau élastoplastique. Cette variable d'écrouissage dépend de la déformation plastique ε_p et de la déformation plastique cumulée p au niveau du matériau. La définition d'un modèle d'écrouissage cinématique à deux centres au niveau du code de calcul Cast3m s'écrit sous la forme (Eq. II.4). Ce modèle est défini dans une procédure « Chaboche 2 » :

$$\dot{X} = C_i \left(\frac{2}{3} A_i \varphi(p) \cdot \underline{d\varepsilon_p} - X_i \cdot dp \right) \text{ avec } i = [1 - 2] \quad \text{Eq.II. 4}$$

$$\dot{X} = \dot{X}_1 + \dot{X}_2$$

Avec :

$\varphi(p)$: Fonction qui permet de prendre en compte la variation progressive du module tangent d'un cycle à un autre (Eq. II.5).

$$\varphi(p) = 1 + (\psi - 1) \cdot e^{(-\omega p)} \quad \text{Eq.II. 5}$$

C et A : coefficients de la boucle d'hystérésis stabilisée (Le cycle stabilisé intervient lorsque la contrainte n'évolue plus en fonction du nombre de cycles).

Six paramètres sont à définir au niveau de cette loi d'écrouissage : A_1, A_2, C_1, C_2, ψ et ω . L'identification des six coefficients du modèle cinématique non-linéaire à deux centres « Chaboche2 » est assez délicate compte tenu de l'impact de chacun sur le comportement du matériau. Les paramètres du modèle sont identifiés à partir de la comparaison des données expérimentales des cycles stabilisés pour les différents niveaux de chargement avec des calculs éléments finis réalisés sur le code de calcul Cast3m.

Le calcul numérique consiste à modéliser un maillage axisymétrique simple (Figure II.20.a) représentatif des dimensions de la zone utile de l'éprouvette de fatigue uniaxiale utilisée (rayon de 3,85mm et une mi-longueur de la zone calibrée égale à 10mm). Les conditions limites de symétrie sont imposées au niveau des lignes L1 et L3, le déplacement est bloqué respectivement suivant l'axe \vec{u}_z et \vec{u}_r .

Ce maillage est composé de 25 éléments quadratiques QUA4 (Figure II.20.a). Le chargement sinusoïdal en déplacement imposé est appliqué au niveau de la ligne supérieure L2 (Figure II.20.b).

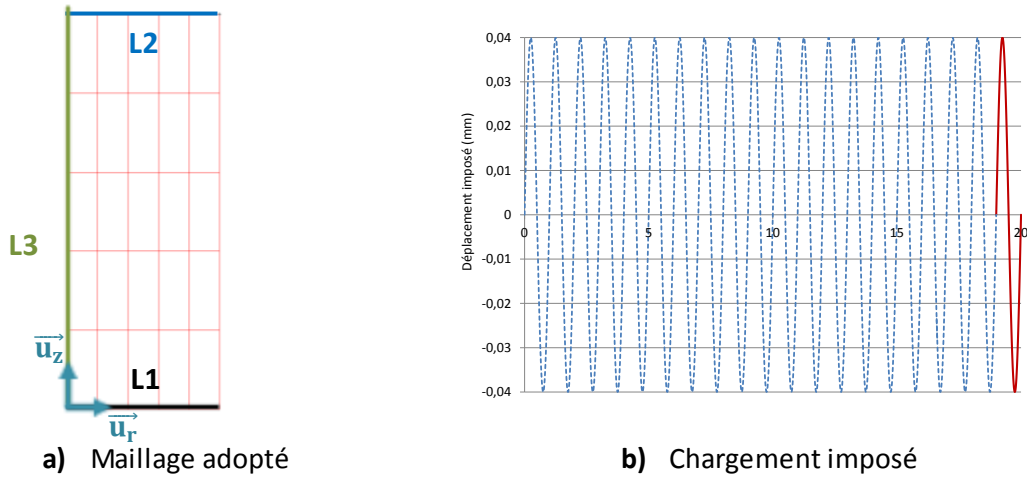


Figure II. 20 Modélisation du comportement de l'acier inoxydable austénitique de type « 316L » sur le code de calcul Cast3m

Les résultats numériques et expérimentaux sont comparés pour les quatre niveaux de déformation étudiés au cours de la première campagne d'essais sur la nuance 316L de l'acier inoxydable austénitique. On obtient ainsi une modélisation correcte de l'essai de fatigue uniaxiale dans une plage de sollicitations alternées allant de 0,4% à 1% en variation de déformation imposée. En effet, ce modèle d'écrouissage cinématique non linéaire permet de reproduire fidèlement les boucles d'hystérésis stabilisées des essais de fatigue uniaxiale (Figure II.21).

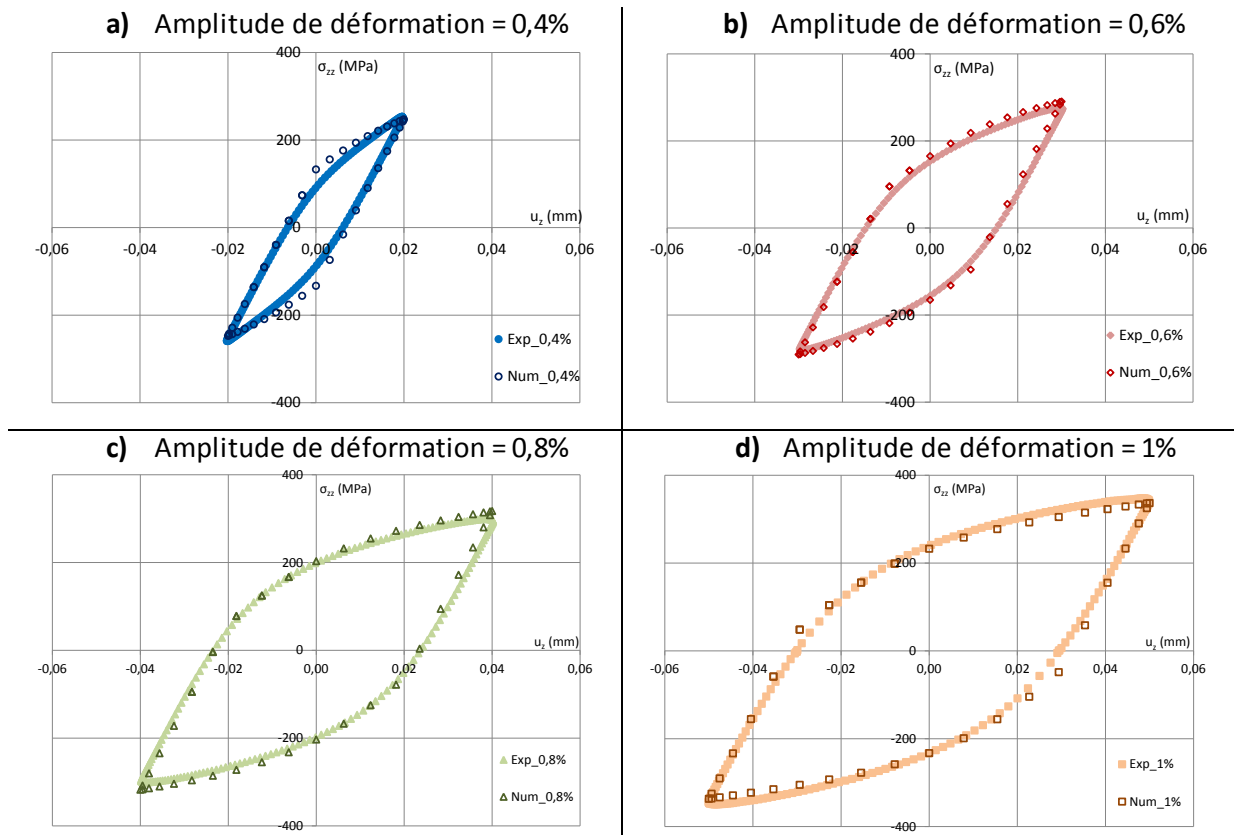


Figure II. 21 Comparaison des résultats expérimentaux et numériques pour l'identification de la loi de comportement

Le modèle cinématique non linéaire défini comme référence par O. ANCELET [10] a permis une bonne prise en compte du comportement du matériau étudié : Acier inoxydable austénitique de type 316L. Les coefficients de ce modèle d'érouissage cinématique à deux centres « Chaboche2 » identifiés (Tableau II.9) sont validés sur un modèle 2D (Figure II.20.a) en comparant aux résultats expérimentaux obtenus lors des cycles stabilisés.

A1	A2	C1	C2	PSI	OMEG	R0
83,2.10 ⁶	248. 10 ⁶	768	80	1	0	190. 10 ⁶

Tableau II. 9 Paramètres identifiés du modèle cinématique non linéaire à 2 centres : Chaboche2

II.3.3. Campagnes d'essais et résultats expérimentaux sur la nuance « 304L-CLI »

Cette partie présente les résultats expérimentaux obtenus à partir de la deuxième campagne d'essais effectuée sur la deuxième nuance d'étude fournie par EDF. Une comparaison avec les données fournies par EDF sur le 304L-CLI est toujours présentée au fur et à mesure de la présentation des résultats expérimentaux obtenus au cours de cette étude.

a) *Campagne d'essais « 316L »*

Sachant que plusieurs campagnes d'essais de fatigue uniaxiale ont déjà été réalisées sur la nuance 304L-CLI (Creusot Loire Industrie), seulement deux niveaux de chargement sont réalisés au cours de cette étude pour se recaler au niveau des données expérimentales. Deux essais à 0,8% sont réalisés pour vérifier la reproductibilité des résultats expérimentaux et un seul essai est assuré à 0,6% (Tableau II.10). Les mêmes notations et le même principe d'arrêt d'essais utilisés pour la première campagne d'essais sur la nuance 316L sont utilisés pour cette nouvelle campagne d'essais.

Matière	N° éprouvette	$\Delta\epsilon_t$ (%)	f (Hz)	Nombre de cycles arrêt essai	Température	Position de la fissure
X2CrNiMo 18-10 (304L-CLI)	LISN750-T	0,8	1	12 682	Ambiante	IU
	LISN750-U	0,8	1	16 643	Ambiante	EU
	LISN750-V	0,6	1	34 662	Ambiante	IU

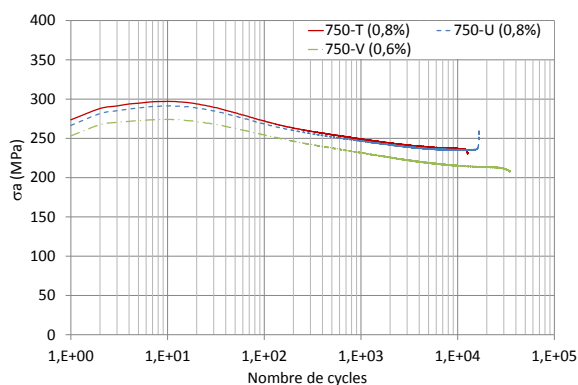
Tableau II. 10 Récapitulatif de la campagne d'essai de fatigue uniaxiale sur le 304L-CLI

Les essais de fatigue uniaxiale mis en place sur la nuance 304L-CLI permettent de définir l'évolution de l'amplitude de contrainte en fonction du nombre de cycles pour les deux niveaux de chargement imposés (0,6 et 0,8 %) (Figure II.22.a). Les deux essais réalisés au même niveau de déformation (0,8%) permettent de vérifier la reproductibilité des résultats obtenus.

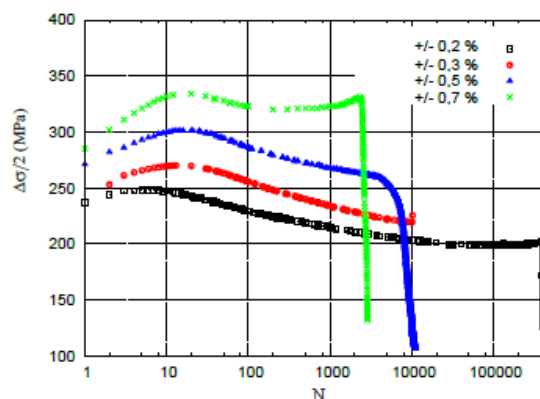
On peut distinguer la présence de trois phases distinctes de variation. Tout d'abord, le matériau présente un durcissement primaire pendant les 10 premiers cycles. Ensuite, une chute de l'amplitude de contrainte est identifiée traduisant un adoucissement cyclique durant un nombre de cycles assez important. Finalement l'évolution de l'amplitude de contrainte est quasi-stationnaire pendant les quelques derniers milliers de cycles. La durée de la phase de stabilisation dépend fortement du niveau de chargement imposé : En effet, plus le niveau de chargement est faible, plus cette étape prédomine [50].

La comparaison de l'évolution de l'amplitude de contrainte en fonction du nombre de cycles obtenue au cours de cette étude, pour une amplitude de déformation imposée égale à $\pm 0,3\%$, par rapport aux résultats obtenus au cours de l'étude réalisés par LE PECHEUR (Figure II.22.b) permet d'identifier :

- Une même amplitude de contrainte initiale égale à 250MPa
- Une amplitude de contrainte maximale atteinte après consolidation égale à 274 MPa pour notre étude.



a) Résultats au cours de cette étude



b) Résultats LE PECHEUR [50]

Figure II. 22 Evolution des amplitudes de contrainte en fonction du nombre de cycles pour la nuance 304L-CLi

b) Construction de la courbe de fatigue

Comme identifié précédemment pour la première campagne d'essais, la courbe de fatigue de l'acier inoxydable austénitique de type 304L-CLi nécessite la détermination de la déformation équivalente (Eq.II.2).

Les résultats des déformations équivalentes calculées pour les cycles stabilisés sont donnés dans le Tableau II.11. Le nombre de cycles à la rupture (N_{25}) et l'amplitude de contrainte à mi durée de vie ($N_{25}/2$) sont définis en suivant le principe expliqué précédemment. Une moyenne des différents modules identifiés permet de définir un module d'Young égal à 196 239 MPa.

N° éprouvette	$\Delta \epsilon_t$ (%)	N_{25}	$\Delta \sigma$ (MPa) à cycle stabilisé ($N_{25}/2$)	E (MPa)	$\Delta \epsilon_{\text{élas}}$ (%)	$\Delta \epsilon_{\text{plas}}$ (%)	$\Delta \epsilon_{\text{eq}}$ (%)
LISN750-T	0,8	12 682	475,64	195 025	0,24	0,55	0,77
LISN750-U	0,8	16 643	470,47	193 893	0,24	0,55	0,77
LISN750-V	0,6	34 210	426,9	199 800	0,21	0,38	0,57

Tableau II. 11 Synthèse des essais de fatigue uniaxiale sur l'acier 316L

Pour une amplitude de déformation égale à 0,6%, LE PECHEUR a défini un N_{25} égal à 35 892 cycles pour une amplitude de déformation élastique de 0,11% et une amplitude de déformation plastique définie à 0,19% [50]. Ces résultats coïncident avec les résultats obtenus au cours de cette étude pour

l'essai sur éprouvette de fatigue uniaxiale référencée « LISN750-V » qui subit un chargement en déformation imposée de 0,6% : $N_{25} = 34\ 210$ cycles, $\Delta\varepsilon_{a/Elas} = 0,1\%$ et $\Delta\varepsilon_{a/Plas} = 0,18\%$.

Etant donné que les données expérimentales obtenues au cours de cette étude sont assez réduites sur la nuance 304L-CLI, nous avons utilisé les données fournies par EDF pour vérifier le bon emplacement des points expérimentaux obtenus (Figure II.23).

Nous pouvons à partir de tous ces points expérimentaux obtenus en fatigue uniaxiale identifier la courbe de fatigue moyenne en air « courbe Best-Fit » de l'acier inoxydable austénitique de type « 304L-CLI ». Par souci de cohérence avec les pratiques internationales (RCC_M, ASME, JSME...), nous avons choisi d'exprimer la courbe de durée de vie sous la forme de l'équation de Langer [5] (Eq.II.6).

$$\Delta\varepsilon_{\acute{e}q} = 0,3418 + 50,58. (N_a)^{-1/2} \quad \text{Eq.II. 6}$$

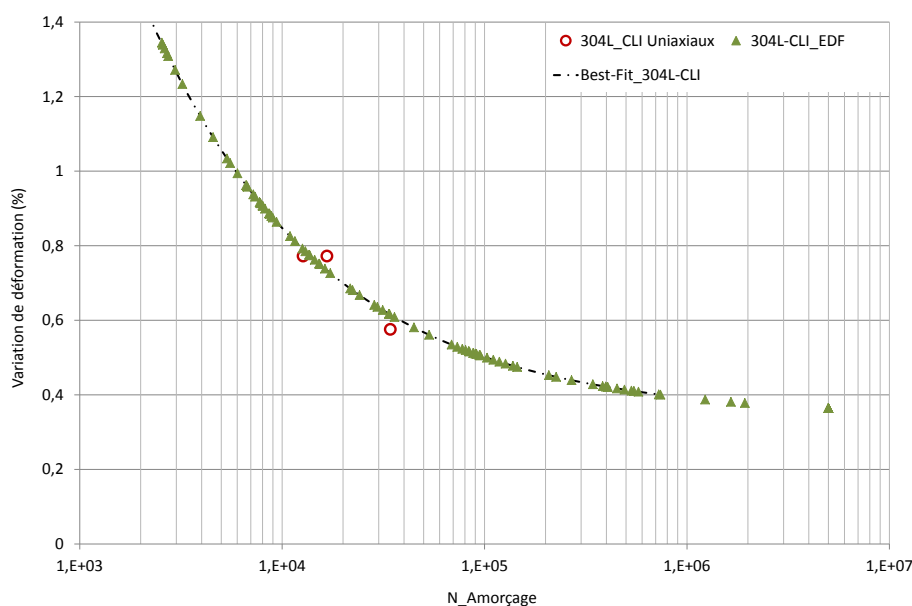


Figure II. 23 Courbe Best-Fit de l'acier inoxydable austénitique de type « 316L »

c) Identification de la loi de comportement

Vu le nombre très réduit de données expérimentales, le bon accord de nos résultats avec la courbe Best-Fit, et le fait que ce matériau est considéré comme certifié RCC_MRx [48], la loi de comportement adoptée au cours de cette étude pour ce matériau est celle définie au niveau du RCC_MRx (Eq. II.7).

$$\overline{\Delta\varepsilon_t}(\%) = 100. \frac{2. (1 + \nu)}{3. E} (\overline{\Delta\sigma}) + \left(\frac{\overline{\Delta\sigma}}{k}\right)^{1/m} \quad \text{Eq.II. 7}$$

Avec $\nu = 0,33$; $E = 1,96$ GPa; $k = 7119.10^5$ Pa et $m = 0,351$ pour l'acier austénitique inoxydable certifié RCC_MRx et pour une température égale à 20°C.

Cette équation permet de tracer la courbe de consolidation définie comme loi de comportement pour les calculs éléments finis au niveau du code de calcul Cast3m (Figure II.24).

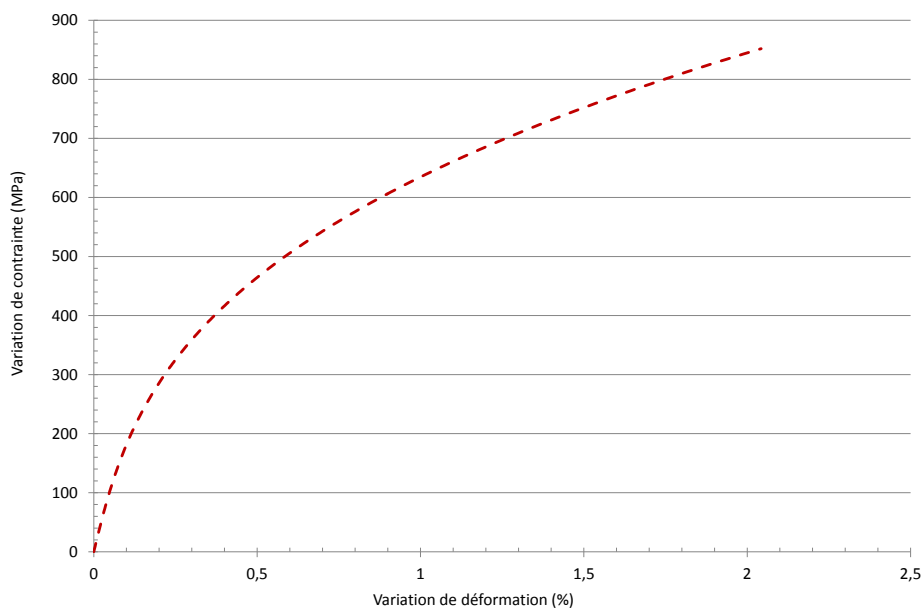


Figure II. 24 Courbe de consolidation RCC_MRx

II.3.4. Comparaison des caractéristiques en fatigue des deux nuances

A partir des différents résultats obtenus des deux campagnes d'essais de fatigue uniaxiale sur les deux nuances d'acier inoxydable austénitique, une comparaison du comportement des deux matériaux étudiés est traitée dans cette partie.

La superposition des courbes de durée de vie (Figure II.25) des deux aciers permet de conclure par la possibilité d'utilisation d'une même courbe de durée de vie pour une plage de sollicitation en déformation alternée variant de $\pm 0,2\%$ jusqu'à $\pm 0,5\%$.

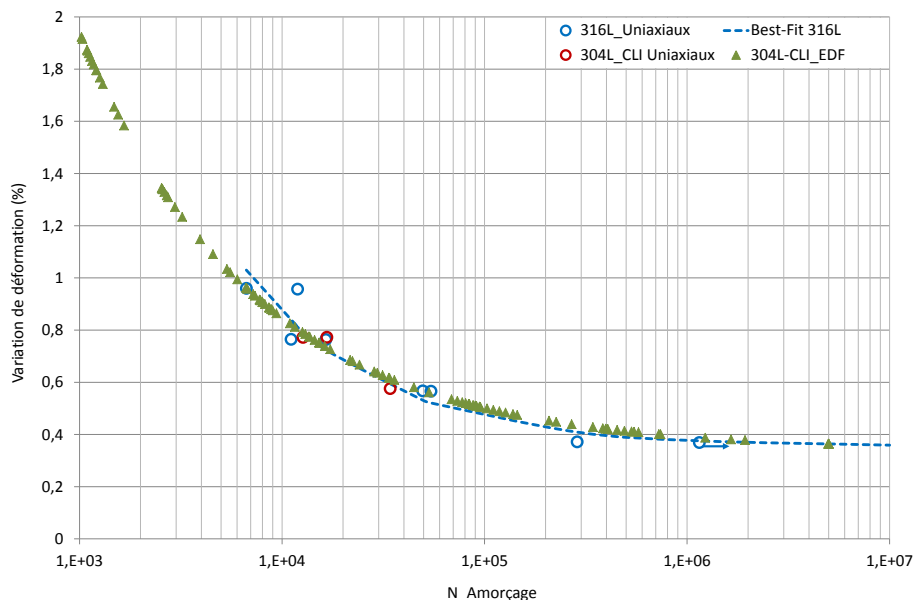


Figure II. 25 Comparaison des deux courbes de durée de vie pour les deux nuances 316L et 304L-CLI

A partir de l'équation de la courbe de consolidation définie dans le code RCC-MRx, et se basant sur les extrema obtenus lors des cycles stabilisés de la première campagne d'essais de fatigue sur le 316L, une courbe de consolidation est identifiée pour cette nuance respectant l'Eq. II. 8.

$$\overline{\Delta \varepsilon}_t(\%) = 100 \cdot \frac{2 \cdot (1 + \nu)}{3 \cdot E} (\overline{\Delta \sigma}) + \left(\frac{\overline{\Delta \sigma}}{k}\right)^{1/m} \quad \text{Eq.II. 8}$$

Avec $\nu = 0,33$; $E = 1,88 \text{ GPa}$; $k = 7619 \cdot 10^5 \text{ Pa}$ et $m = 0,311$ pour l'acier austénitique inoxydable de type 316L et pour une température égale à 20°C .

La courbe de consolidation de l'acier inoxydable austénitique de type 316L présente un niveau de déformation plastique moins important pour une même contrainte appliquée (Figure II.26).

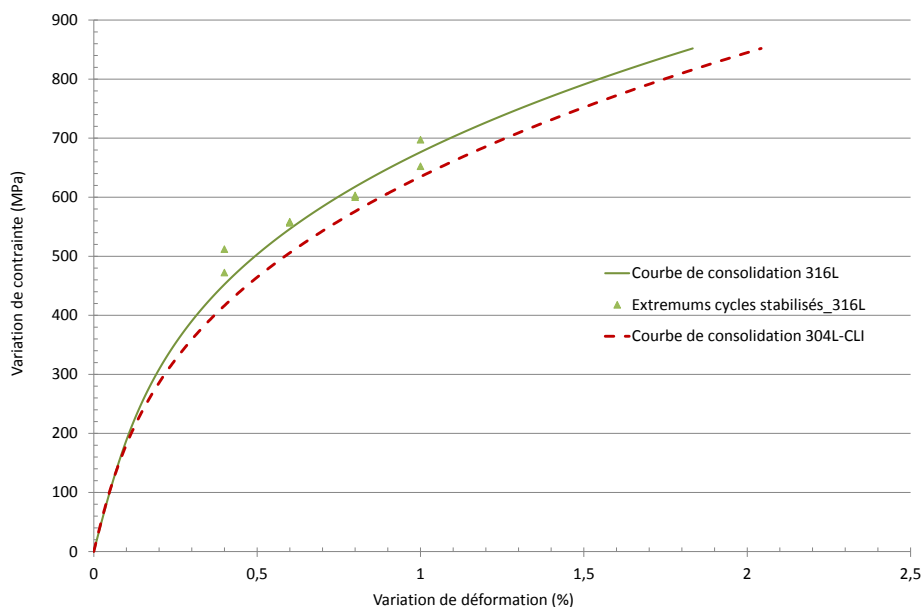


Figure II. 26 Comparaison des deux courbes de consolidation pour les deux nuances 316L et 304L-CL

II.4. Comportement en propagation de fissure par fatigue

Au niveau de notre étude, une dernière partie d'identification de l'effet de l'équibiaxialité sur la propagation de fissure nécessite la détermination de la loi de Paris correspondant au matériau d'étude. Dans cette partie, seule la première nuance de l'acier inoxydable austénitique « 316L » sera traitée. Ainsi, nous présenterons les résultats de cette campagne d'essais de propagation en fatigue réalisée sur éprouvette CT et à température ambiante.

Les essais de cette campagne sont réalisés au LISN sur une machine servo-hydraulique MTS de capacité 100 KN selon la norme AFNOR A03-404 [58].

Les éprouvettes CT utilisées au cours de cette campagne sont des CT25 (Figure II.27) usinées au niveau de la tôle référencée « LISN743A » qui est d'épaisseur 15mm. Se basant sur la norme [58], l'épaisseur de l'éprouvette est définie à partir de l'Eq. II.9. Celle des éprouvettes CT utilisées au cours de cette étude a été identifiée à 12,5mm.

$$\frac{W}{20} \leq B \leq \frac{W}{4} \quad \text{Eq.II. 9}$$

Avec: $W = 50\text{mm}$

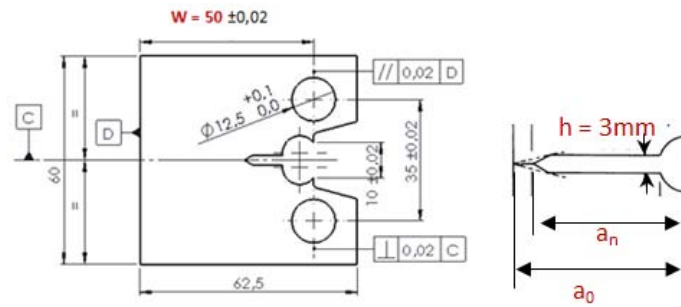


Figure II. 27 Schéma des éprouvettes CT utilisées au cours de cette étude sur la nuance 316L

Les essais de propagation sont assurés en deux étapes distinctes. Une première phase de pré-fissuration et une seconde caractérisant l'essai proprement dit de propagation de fissure permettant ainsi l'identification de la loi de Paris.

La phase de pré-fissuration permet de se dégager de la zone perturbée due à la présence d'entaille. Trois paramètres sont à définir lors de la pré-fissuration : La longueur de pré-fissuration et les facteurs d'intensité de contraintes initiaux $K_{Initial_préfis}$ et finaux $K_{Final_préfis}$.

Au cours de la phase de pré-fissuration, un ΔK décroissant est imposé. Le $K_{Initial_préfis}$ doit être assez important pour déclencher l'amorçage de fissure. Cependant une plasticité est engendrée en pointe de fissure. Ainsi, une diminution du facteur d'intensité de contrainte est obligatoire pour éviter l'arrêt de la fissure. Les valeurs des deux facteurs d'intensité de contraintes sont égales à $K_{Initial_préfis} = 20 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ et $K_{Final_préfis} = 12 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$.

En se référant toujours à la norme AFNOR, la taille de pré-fissuration est définie selon l'Eq.II.10. La longueur de pré-fissuration identifiée pour nos essais est de 3mm.

$$a_0 = a_n + a_{préfis} \quad \text{Eq.II. 10 [59]}$$

Avec :

$$a_{préfis} \geq \text{MAX} \{0,1B ; h ; 1\text{mm}\}$$

Après pré-fissuration, les essais de propagation sont conduits à rapport de charge constant égal à 0,1. Un clip est placé au niveau de l'éprouvette CT pour mesurer l'ouverture de fissure en cours d'essai. Les données enregistrées en continu sont la force, le déplacement du vérin et l'ouverture de la fissure. Deux essais sont réalisés avec une fréquence de 4Hz. A la fin de chaque essai, un marquage thermique est assuré, suivi d'une post-fissuration (Figure II.28).

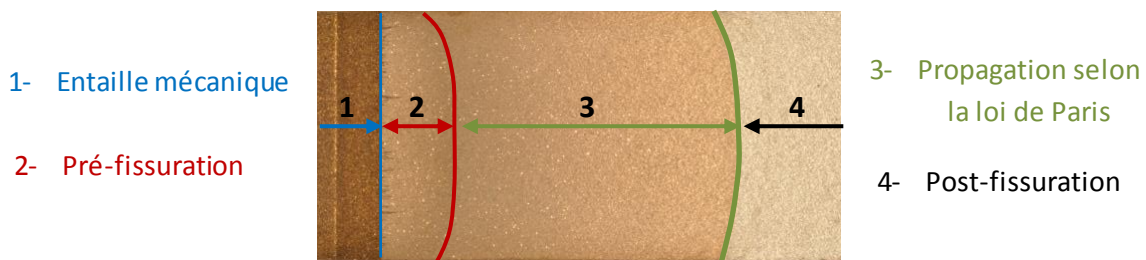


Figure II. 28 Faciès de rupture de l'éprouvette CT référencée « LISN743A2-V »

La variation du facteur d'intensité des contraintes est définie à partir de l'Eq. II.11. Cette formule ne peut être utilisée que dans le cas où $a/W \geq 0,2$, ce qui est conforme dans notre cas.

$$\Delta K = \frac{\Delta P}{B\sqrt{W}} \cdot f(\alpha) \quad \text{Eq.II. 11 [60]}$$

Avec

$$f(\alpha) = \frac{(2+\alpha)}{(1-\alpha)^{3/2}} (0,886 + 4,64\alpha - 13,32\alpha^2 + 14,72\alpha^3 - 5,6\alpha^4)$$

$$\alpha = a/W$$

Les essais de propagation de fissure sont définis pour un rapport de charge égal à 0,1. Afin d'identifier correctement la loi de Paris pour des sollicitations en chargement alterné (correspondant au chargement imposé au niveau des essais de fatigue équilibrée), une correction est définie au niveau du code RCC_MRx [48] selon l'Eq.II.12.

$$\Delta K_{eff} = q\Delta K \quad \text{Eq.II. 12}$$

Avec

$$q = \frac{1}{1 - (0,5R)}$$

Les différents résultats obtenus ont permis l'identification de la loi de Paris de l'acier inoxydable austénitique de type 316L sur une plage de vitesse de propagation variant de 10^{-5} mm/cycle à 10^{-3} mm/cycle (Figure.II.29). Ainsi, nous pouvons identifier la loi de Paris qui s'écrit sous la forme (Eq.II.13).

$$\frac{da}{dN} = C \cdot \Delta K_{eff}^m \quad \text{Eq.II. 13}$$

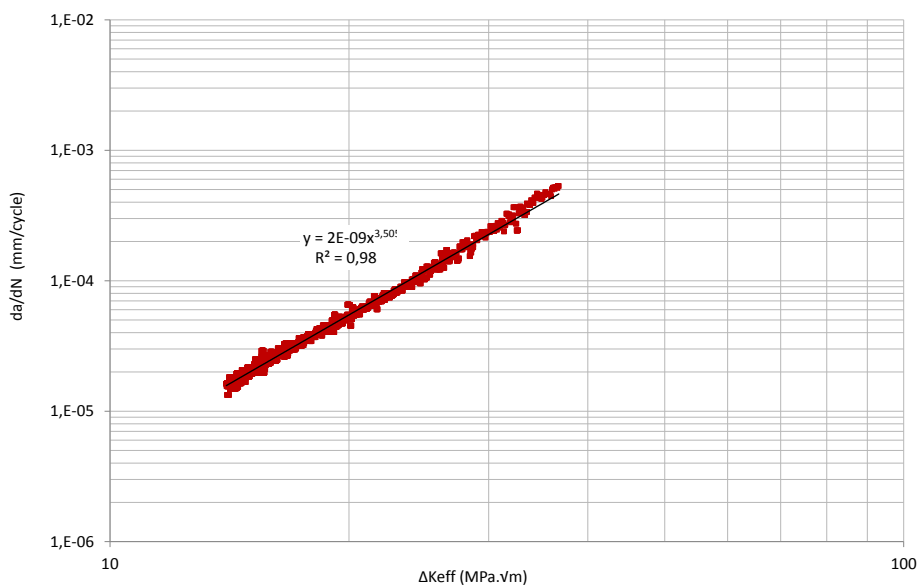


Figure II. 29 Identification de la loi de Paris

Le tableau II.12 présente un récapitulatif des deux coefficients identifiés au niveau des deux essais de propagation réalisés au cours de cette étude. La moyenne des résultats obtenus permet de définir les

deux coefficients : $C = 2.10^{-9}$ et $m=3,5$ et d'identifier ainsi la loi de Paris qui permet de décrire la propagation de fissure en fatigue uniaxiale sous sollicitation uniaxiale (Eq. II.14)

$$\frac{da}{dN} = 2.10^{-9} . \Delta K^{3,5}_{eff} \quad \text{Eq.II. 14}$$

N° éprouvette	C	m
LISN743A2-V	2.10^{-9}	3,487
LISN743A2-T	2.10^{-9}	3,505

Tableau II. 12 Récapitulatif des coefficients de la loi de Paris identifiés

Synthèse

Deux nuances de l'acier inoxydable austénitique sont retenues au cours de cette étude : 316L et 304L-CLI. La première est utilisée comme référence de cette étude alors que la seconde entre dans le cadre d'une fiche tripartite.

Le premier matériau a été approvisionné par le LISN, alors que le second a été fourni par EDF. L'usinage des éprouvettes de caractérisation est réalisé au cours de cette étude par le laboratoire LISN.

Trois campagnes de caractérisation sont menées. La première en traction monotone a permis de définir les principales propriétés mécaniques de l'acier inoxydable austénitique de type 316L. Ensuite, une campagne d'essais de fatigue uniaxiale est mise en place sur les deux nuances d'aciers étudiées. Ces résultats ont été comparés aux résultats déjà présents dans la littérature, principalement pour l'acier 304L-CLI qui est utilisé par EDF pour toutes ces campagnes d'essais.

Enfin, deux essais de propagation de fissure sont réalisés sur le 316L afin d'identifier les coefficients de la loi de Paris pour pouvoir l'utiliser pour l'étude de l'influence de l'équibiaxialité sur la propagation de fissure (Chapitre V).

**Chapitre III. Développement du
nouveau moyen d'essai expérimental
FABIME2
(Fatigue Mécanique Equibiaxiale)**

Sommaire

Chapitre III. Développement du nouveau moyen d'essai expérimental FABIME2	81
Introduction.....	83
III.1. Principe de fonctionnement du nouveau montage expérimental.....	83
III.2. Dimensionnement de l'éprouvette FABIME2	83
III.2.1. Principe d'optimisation de la géométrie de l'éprouvette	85
III.2.2. Impact des paramètres géométriques	89
III.2.3. Géométrie finale de l'éprouvette FABIME2	92
III.3. Mise en place du banc d'essai FABIME2	97
III.3.1. Dimensionnement du dispositif expérimental.....	97
III.3.2. Etude numérique des méthodes de détection de l'amorçage de fissure	100
III.3.1. Descriptif du dispositif expérimental final	105
III.4. Calibration flèche – déformation	112
III.4.1. 1 ^{ère} méthode expérimentale de calibration : Jauges de déformation.....	112
III.4.2. 2 ^{ème} méthode expérimentale de calibration : Stéréo-corrélation	115
III.4.3. Méthode de calibration numérique	119
III.4.4. Comparaison des différentes méthodes de calibration	122
Synthèse	123

Introduction

Ce chapitre présente la démarche adoptée lors du dimensionnement de l'éprouvette et du montage expérimental de fatigue équilibrée « FABIME2 ». Ce dispositif doit respecter les différentes conditions définies dans le cahier des charges (Annexe III.1).

III.1. Principe de fonctionnement du nouveau montage expérimental

L'objectif de ce nouveau moyen d'essai est de dissocier les effets aggravants dus à la multiaxialité et à la présence de contrainte moyenne. Pour ce faire, l'éprouvette doit subir un chargement alterné avec un rapport R négatif afin de pouvoir comparer les données de fatigue obtenues en conditions équilibrées avec celles obtenues en fatigue uniaxiale.

Le principe de l'essai FABIME2 consiste à appliquer, sur une éprouvette circulaire, une pression sur chaque face alternativement. Ce chargement engendrera une flexion « sphérique » avec un rapport de charge variable allant d'une valeur de -1 (flexion alternée) à 0 (flexion répétée). Sur la Figure III.1, le principe ainsi qu'un schéma technique du moyen d'essais FABIME2 sont présentés.

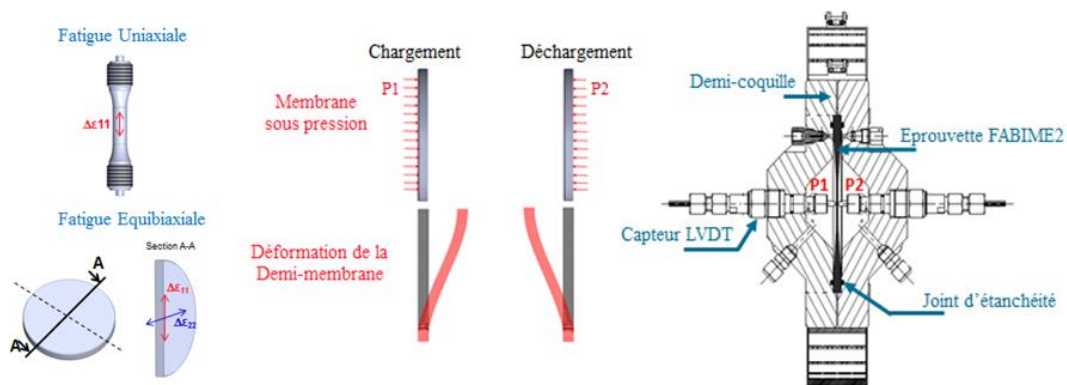


Figure III. 1 Principe et schéma technique du nouveau moyen d'essai de fatigue sphérique : FABIME2

L'éprouvette circulaire peut être considérée comme à une membrane séparant deux chambres qui seront alternativement mises sous pression. De l'huile minérale transparente est utilisée pour engendrer l'augmentation de pression dans les chambres. Des capteurs de pression, de température et de mesures de déplacement du point central de l'éprouvette sont indispensables pour piloter ces nouveaux essais de fatigue équilibrée.

La suite de ce chapitre consiste à présenter les différentes étapes réalisées afin d'obtenir le nouveau montage expérimental FABIME2. En effet, une première étape d'optimisation de la géométrie de l'éprouvette suivie du dimensionnement du montage expérimental et des différents instruments de mesure a été nécessaire. Une calibration du montage final est ensuite réalisée avec deux méthodes expérimentales distinctes.

III.2. Dimensionnement de l'éprouvette FABIME2

L'optimisation de la géométrie de l'éprouvette doit conduire à respecter plusieurs points essentiels tels que :

Un état équilibré au centre de l'éprouvette : Les contraintes radiale (σ_{rr}) et tangentielle ($\sigma_{\theta\theta}$) doivent être égales avec une contrainte suivant l'épaisseur (σ_{zz}) nulle.

- Une concentration de contraintes au niveau de la zone utile de l'éprouvette : Le maximum des déformations et contraintes (quelle que soit la composante du tenseur) doit être localisé dans la zone centrale afin de s'assurer d'un amorçage dans cette zone.
- Un dimensionnement correct de l'éprouvette : Les grandeurs géométriques de l'éprouvette doivent être compatibles avec les contraintes industrielles (volume maximal à mettre sous pression, flèche maximale de l'éprouvette, niveau de pression à atteindre).

La démarche mise en œuvre afin d'optimiser la géométrie de l'éprouvette fait appel à des calculs par éléments finis réalisés avec le code de calcul Cast3m du CEA. Le modèle géométrique utilisé lors de cette première étape est bidimensionnel.

Le cadre de l'étude impose deux contraintes industrielles à respecter lors de l'optimisation de la géométrie de l'éprouvette sont les suivantes :

- 1^{ère} condition (Cd.1):

Les différents essais de fatigue équi-biaxiale à réaliser doivent couvrir une plage de nombres de cycles allant de 10^3 à 10^6 cycles. Nous nous réservons la possibilité d'aller au-delà de 10^6 cycles en fonction du retour d'expérience.

A partir de la courbe de fatigue best-fit (Chapitre II) tracée à partir de l'Eq.III.1, nous avons déterminé la variation de déformation équivalente minimale souhaitable $\Delta\varepsilon = 0,39\%$ afin d'avoir une durée de vie de 10^6 cycles et une variation de déformation maximale $\Delta\varepsilon = 1,87\%$ correspondant à 10^3 cycles (FigureIII.2).

$$\Delta\varepsilon_{\text{eq}} = 0,3418 + 50,58. (N_a)^{-1/2} \quad \text{Eq.III. 1[1]}$$

Avec :

- N_a : Nombre de cycles à l'amorçage

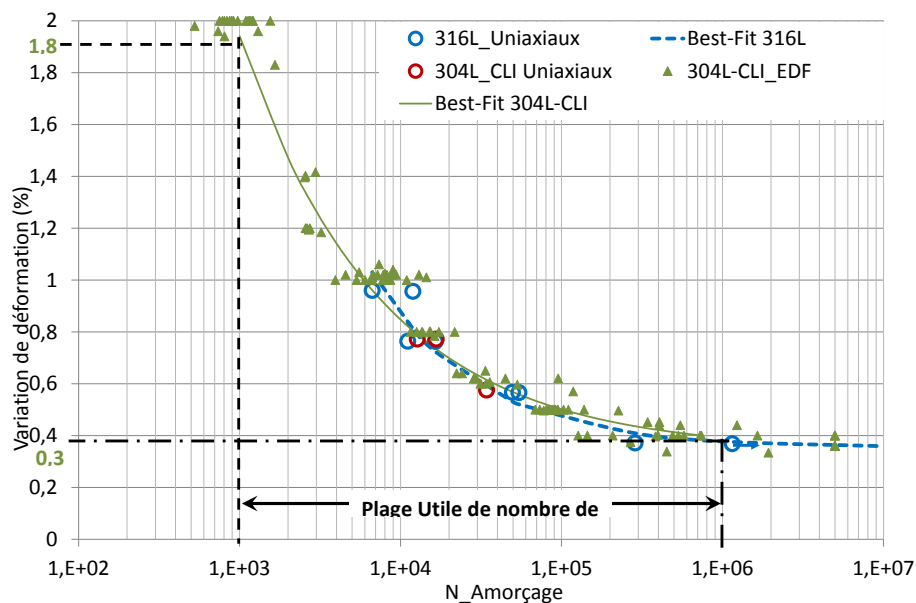


Figure III. 2 Courbe Best-Fit de fatigue des aciers inoxydables austénitiques 316L et 304-L [8]

La condition 1 s'écrit alors :

$$0,4 \leq \overline{\Delta \varepsilon_t}(\%) \leq 2\% \quad \text{Eq.III. 2}$$

- 2ème condition (Cd.2):

La deuxième condition concerne la sécurité de l'installation. C'est cette contrainte qui nous amène à imposer une limite technique sur la valeur de la pression appliquée au niveau de l'éprouvette.

$$\Delta P \text{ (MPa)} < 10 \quad \text{Eq.III. 3}$$

III.2.1. Principe d'optimisation de la géométrie de l'éprouvette

Le dimensionnement de l'éprouvette de fatigue équi-biaxiale est réalisé à partir de calculs mécaniques aux éléments finis via le code Cast3m. Une définition du problème numérique nécessite la définition du maillage, des conditions aux limites et de la loi de comportement.

a. Maillage et conditions aux limites :

L'éprouvette ayant une forme de disque, l'étude paramétrique est réalisée en axisymétrie 2D. Seule une demi-éprouvette est modélisée du fait de la présence d'un axe de symétrie et afin de minimiser le temps de calcul. Des éléments quadratiques rectangulaires à 8 nœuds (QUA8) sont adoptés pour le maillage.

Afin de respecter les conditions aux limites imposées au niveau de l'éprouvette lors de la fixation sur le montage expérimental (Annexe III.1), deux encastremements sont imposés au niveau des extrémités de l'éprouvette selon les deux directions \vec{u}_r et \vec{u}_z (Figure III.3).

Suite à la symétrie du chargement appliqué en alternance au niveau des lignes inférieures et supérieures nommées La1 et Las1 de l'éprouvette, une pression constante est imposée au niveau de la ligne supérieure avec étude de la déformation équivalente calculée au niveau du côté opposé (Figure III.3). Le repère (\vec{u}_r, \vec{u}_z) est placé au centre de l'éprouvette. Les calculs présentés ci-dessous sont établis en se basant sur les propriétés mécaniques de l'acier inoxydable austénitique de type « 316-L ».

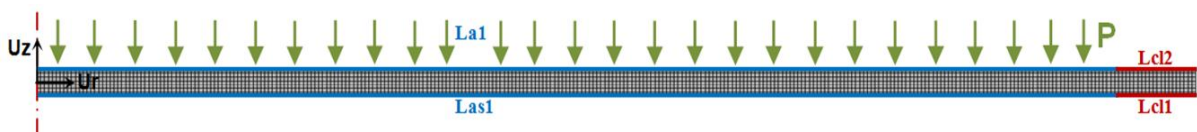


Figure III. 3 Géométrie initiale de l'éprouvette FABIME2 à optimiser

Les premiers calculs élastiques sont réalisés avec une éprouvette axisymétrique simple afin d'étudier l'effet de la variation de l'épaisseur pour différentes valeurs de pression (Figure III.4).

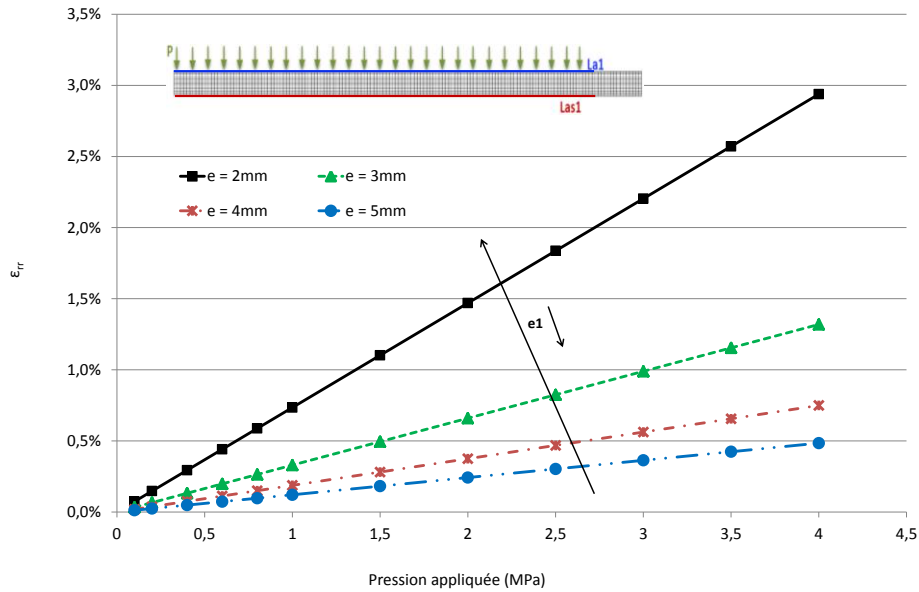


Figure III. 4 Variation de la déformation maximale selon la direction radiale au niveau de la ligne Las1 en fonction de la pression pour différentes épaisseurs (de 2 à 5mm)

Sur la figure précédente, nous remarquons que, pour une pression donnée, plus l'épaisseur diminue, plus la déformation prend des valeurs importantes au centre de l'éprouvette, par exemple pour une pression égale à 40 bars :

$$\left\{ \begin{array}{l} e = 2\text{mm} \rightarrow \epsilon_{rr/x=0\text{mm}} = 2,95\% \\ e = 3\text{mm} \rightarrow \epsilon_{rr/x=0\text{mm}} = 1,3\% \\ e = 4\text{mm} \rightarrow \epsilon_{rr/x=0\text{mm}} = 0,7\% \end{array} \right\}$$

Ces valeurs étaient parfaitement prévisibles, étant donné que plus l'éprouvette est épaisse, plus sa rigidité est importante. Une éprouvette disque plate soumise à un chargement en pression uniformément réparti sur une de ses faces, présente des déformations radiales importantes à son centre de l'éprouvette. Cependant, ce niveau de déformation est dépassé lorsque l'on s'écarte du centre. L'état mécanique est en compression, mais en chargement alterné (pression appliquée du côté opposé). Cette zone se retrouvera alors en traction et engendrera un amorçage prématuré en dehors de la zone utile (Figure III.5).

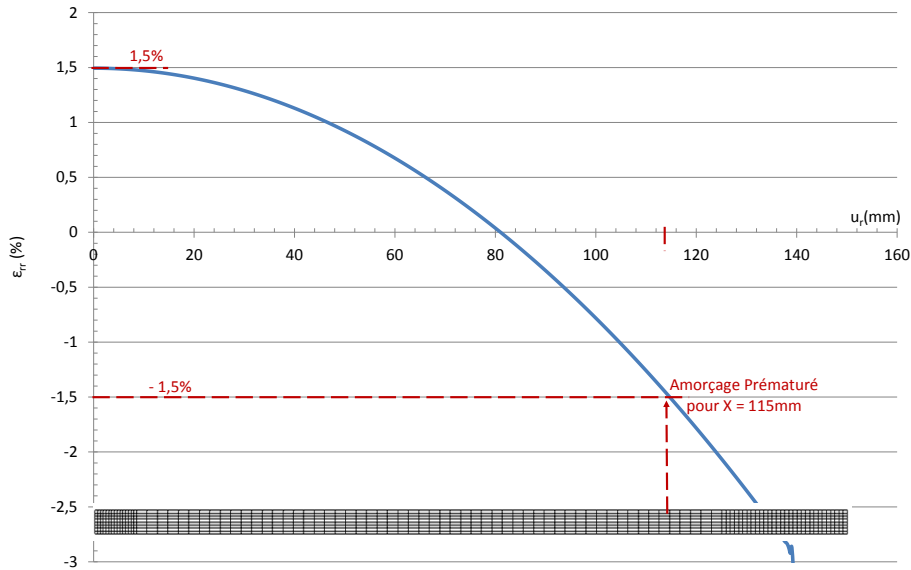


Figure III. 5 Variation de la déformation radiale pour la géométrie initiale de l'éprouvette FABIME2

A partir de ces résultats, il est nécessaire d'apporter des modifications à la géométrie initiale de l'éprouvette. Ainsi, une zone de transition d'épaisseur avec une partie mince au centre et plus épaisse en circonférence sera proposée. Cette spécificité géométrique permettra de favoriser la concentration de contraintes au centre et d'éviter un amorçage potentiel de fissure au niveau de la surface de l'éprouvette. La variation d'épaisseur sera établie à partir de la fonction arc tangente afin d'éviter la présence d'angle vif (source de zone de singularité).

Une transition d'épaisseur permet de réduire ce niveau de déformation et d'avoir une valeur absolue inférieure au niveau de déformation atteint au centre de l'éprouvette. Cette optimisation est illustrée sur la figure suivante (Figure III.6).

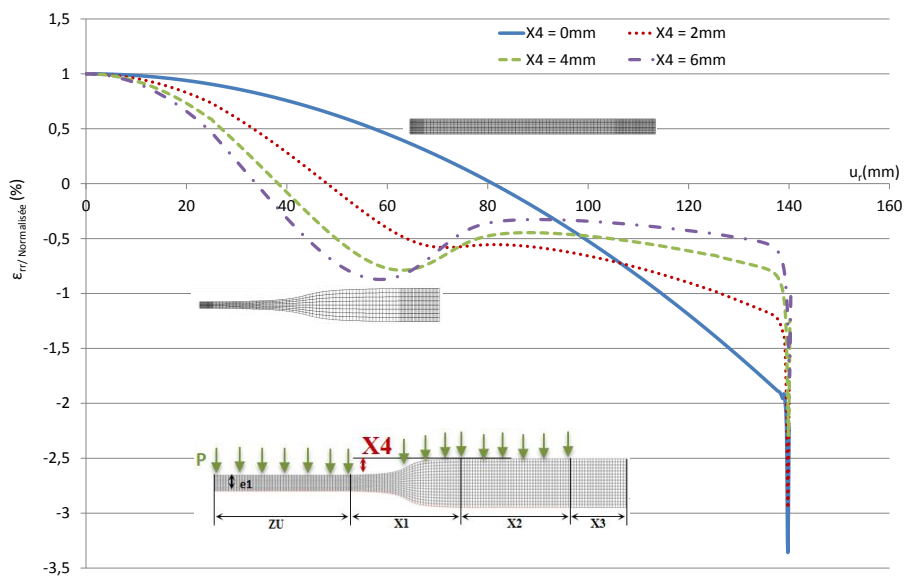


Figure III. 6 Impact d'une transition d'épaisseur sur l'évolution de la déformation radiale normalisée suivant la direction radiale

Afin d'optimiser correctement l'éprouvette de fatigue équi-biaxiale, cinq variables géométriques peuvent être définies (Figure III.7), telles que :

- e_1 : Epaisseur de l'éprouvette au niveau de la zone utile,
- Z_u : Longueur de la zone utile de l'éprouvette,
- X_1 : Longueur de la zone de transition d'épaisseur,
- X_2 : Longueur de la zone épaisse (variable permettant l'application du principe de saint Venant),
- X_3 : Longueur de la zone d'encastrement de l'éprouvette,
- X_4 : Facteur de variation d'épaisseur.

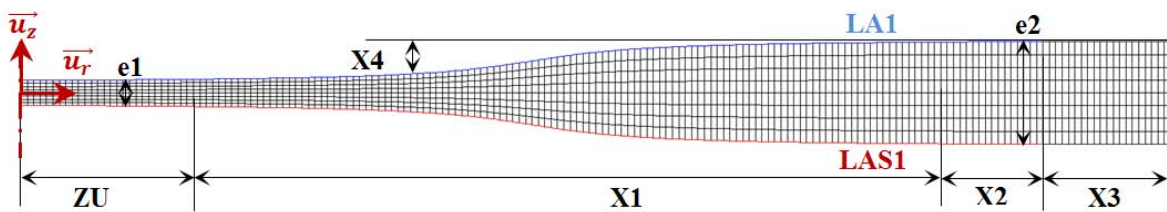


Figure III. 7 Paramètres géométrique définis pour le dimensionnement de l'éprouvette

L'optimisation de ces variables ne va pas dépendre uniquement des deux conditions imposées initialement (Cd.1 et Cd.2). En effet, nous avons pour but de localiser la zone d'amorçage au centre de l'éprouvette avec une épaisseur minimale de la zone la plus fine égale à 2mm.

Une attention sera portée sur l'obtention de maillage avec le même nombre d'éléments quelques soit les valeurs des paramètres géométriques.

b. Loi de comportement adoptée

Dans un souci d'optimisation des différents paramètres, tous les calculs ont été réalisés, dans un premier temps, avec une loi de comportement élastique isotrope ($E = 2,1 \text{ GPa}$, $\nu = 0,3$ et $\rho = 7930 \text{ Kg/m}^3$). En effet, l'élasticité permet de mettre en évidence toutes les zones de singularités qui pourraient être partiellement dissimulées par la plasticité, de vérifier les conditions aux limites imposées et de mettre en place le modèle géométrique. Le principal but à atteindre lors de cette phase d'optimisation est l'obtention d'une déformation équivalente maximale au centre et de valeur inférieure à 2% avec un comportement élastoplastique (Figure III.8). La figure suivante représente le comportement élastique et la courbe de consolidation cyclique de l'acier inoxydable austénitique 316-L [48] adoptée. A partir de cette courbe, nous avons identifié une valeur de déformation équivalente de von Mises de 0,35% à atteindre lors des simulation en élasticité.

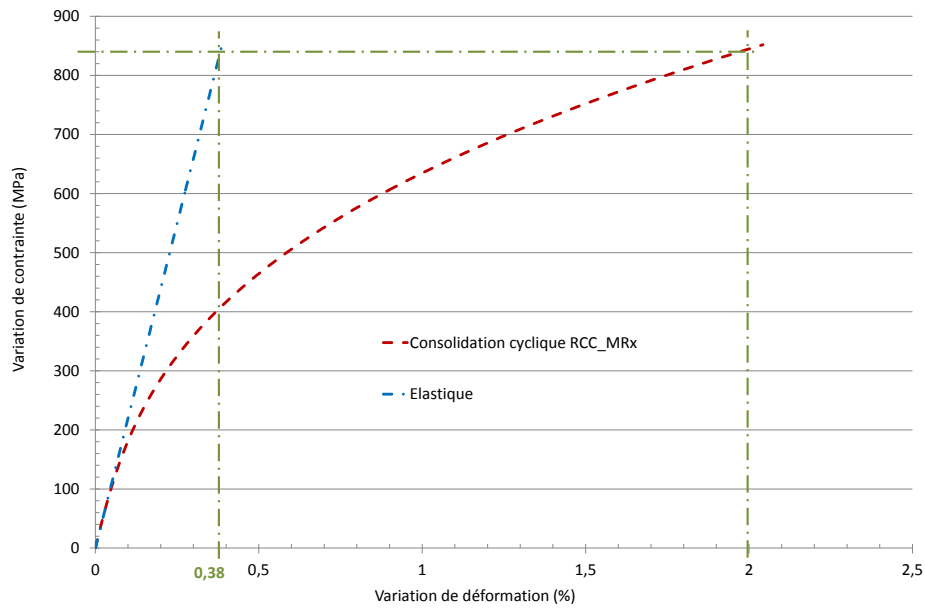


Figure III. 8 Variation de la contrainte équivalente en fonction de la déformation équivalente selon un comportement élastique (droite) et élastoplastique (courbe cyclique) [48]

L'objectif de cette première étape de dimensionnement est donc de définir les valeurs adéquates des différentes variables géométriques (Figure III.7) afin d'atteindre une déformation équivalente centrale et maximale de 0,35% avec un comportement élastique. Après cette première optimisation géométrique, les calculs éléments finis seront réalisés avec la loi de comportement élastoplastique identifiée précédemment (Chapitre II).

III.2.2. Impact des paramètres géométriques

Dans ce paragraphe, nous n'allons présenter que les paramètres qui ont une influence sur le niveau de déformation atteint au niveau du profil de l'éprouvette. En effet, il s'est avéré que les variables X_2 et X_3 n'ont pas d'impact (Annexe III.2). Les courbes qui suivent traduiront le comportement au niveau de la ligne inférieure suite à l'application d'une pression de 40 bars appliquée sur la ligne supérieure de l'éprouvette. Les différentes courbes présenteront un pic significatif en déformation vers la fin de la ligne Las1 qui est dû aux conditions aux limites d'encastrement imposées.

a. Influence de la longueur de la zone de transition « X_1 »

Les valeurs prises pour l'étude de l'impact du paramètre X_1 sont (10, 30, 50, 80 et 100 mm) tout en conservant les valeurs des différentes variables constantes. Par conséquent le diamètre de l'éprouvette croît en même temps que X_1 . La Figure III.9 représente la variation de la déformation normalisée selon la direction radiale \vec{u}_r tout au long de la ligne Las1.

Cette figure permet de voir si, dans la zone de compression détectée en dehors de la zone utile, la déformation dépasse la valeur maximale de traction au centre de l'éprouvette. Le but est d'essayer d'obtenir que la zone de compression soit en dehors de la zone utile. Ceci afin d'être sûr qu'on n'aura pas amorçage de fissure à ce niveau, lorsque la pression sera appliquée de l'autre côté (au niveau de la ligne Las1). Nous remarquons que plus la variable X_1 est faible, plus nous risquons de provoquer un amorçage de fissure aux alentours de 25mm qui correspond au début de la transition d'épaisseur. Afin d'éviter cette singularité, il est nécessaire d'augmenter autant que possible la longueur de la

zone de transition d'épaisseur. Il faudra trouver ensuite un compromis entre la dimension de l'éprouvette et la quantité de matière disponible pour les prélèvements.

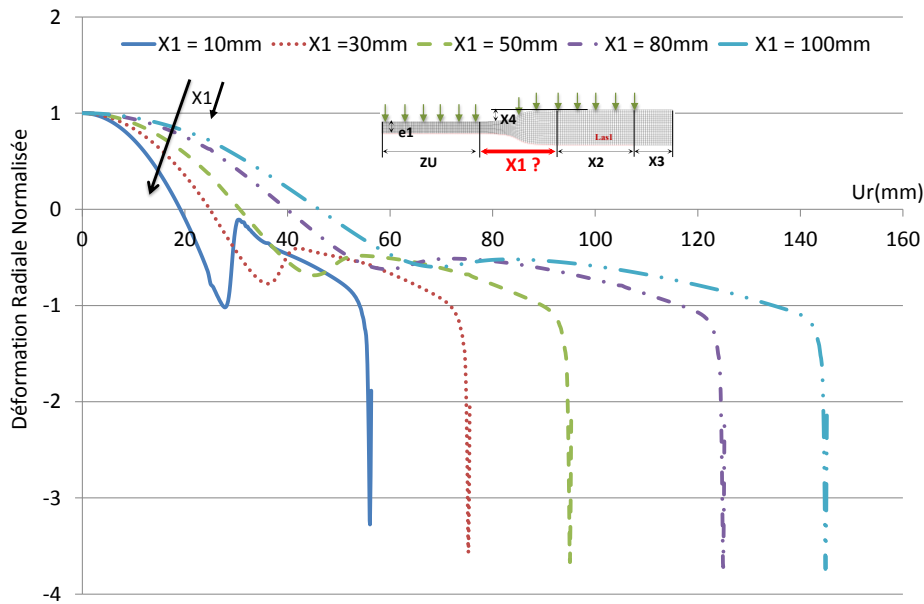


Figure III. 9 Variation de la déformation normalisée selon la direction radiale \vec{u}_r au niveau de la ligne $Las1$ avec $Z_u=25mm$; $X_2=20mm$; $X_3=10mm$; $e_1=5mm$ et $X_4=4mm$, et X_1 variable avec une pression $P=40$ bars

b. Influence de l'épaisseur de la zone utile « e_1 »

L'épaisseur du centre de l'éprouvette est un paramètre très important pour l'identification du niveau de déformation atteint au niveau de la zone d'amorçage de fissure. Ce paramètre a une limite minimale fixée à 2mm, cette valeur permet de rester cohérent avec l'objectif de l'étude. Cette valeur sera susceptible d'être augmenté afin de se rapprocher de l'épaisseur des composants de centrales. Comme précédemment, les variations de $\epsilon_{rr}/normalisée$ au niveau de la ligne $Las1$ sont tracées pour différentes valeurs de e_1 (2, 3, 4 et 5 mm).

En plus de l'influence de l'épaisseur sur le niveau de déformation déjà constatée au niveau de la Figure III.4, nous pouvons remarquer, à partir de la figure III.10, que plus l'épaisseur de la zone utile augmente, plus la compression est faible au niveau de la zone de transition d'épaisseur. L'amorçage prématuré de fissure est ainsi décalé vers la périphérie de l'éprouvette. Suite aux différentes valeurs étudiées, la valeur la plus adéquate pour e_1 serait la plus faible possible, donc 2mm. Afin de bien confirmer ce choix, l'ordre de grandeur de la compression au niveau de la zone de transition d'épaisseur par rapport à la traction au centre de l'éprouvette est vérifié.

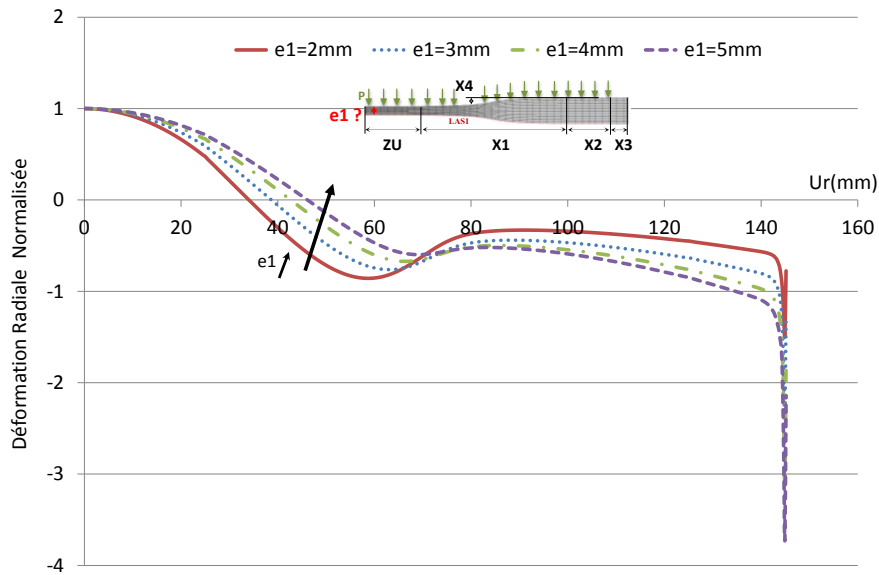


Figure III. 10 Variation de la déformation normalisée selon la direction radiale \vec{u}_r au niveau de la ligne Las1 avec $Z_u=25\text{mm}$; $X_1=100\text{mm}$; $X_3=10\text{mm}$; $X_2=20\text{mm}$; $X_4=4\text{mm}$ et e_1 variable avec une pression $P=40$ bars

c. Influence de la longueur de la zone utile « Z_u »

Toujours dans le même but d'optimisation du dimensionnement de l'éprouvette, l'influence de la longueur de la zone centrale de l'éprouvette Z_u est étudiée tout en respectant les différentes conditions imposées.

Les variations de déformations radiales calculées (Figure III.11) permettent de remarquer que si la longueur de la zone utile diminue, la zone de compression au niveau de la zone de transition d'épaisseur « s'aplatit » et se décale de plus en plus vers la zone utile. On choisira alors la valeur Z_u la plus faible, mais il faut tenir compte de l'encombrement nécessaire à l'utilisation d'instruments de mesure (mesure de la flèche et de la déformation).

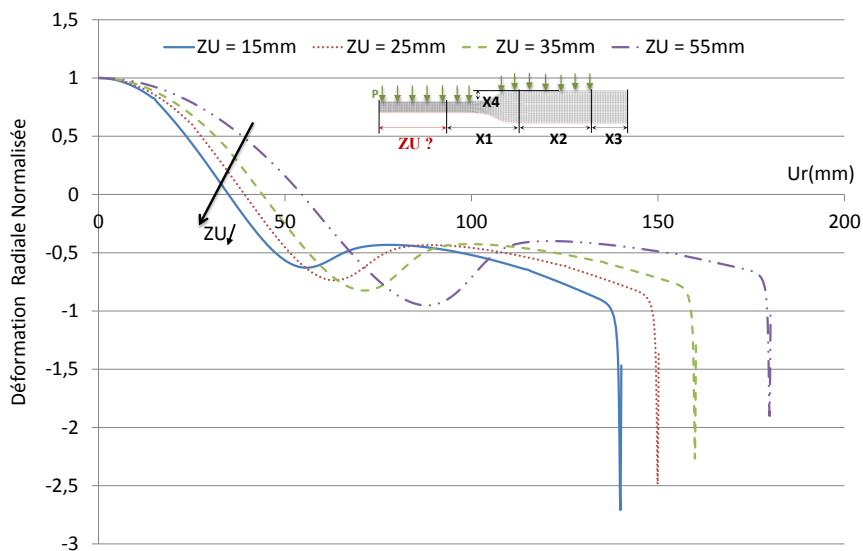


Figure III. 11 Variation de la déformation radiale normalisée selon la direction radiale \vec{u}_r au niveau de la ligne Las1 avec $X_1=100\text{mm}$; $X_3=10\text{mm}$; $e_1 = 3\text{mm}$; $X_2=25\text{mm}$; $X_4=4\text{mm}$ et Z_u variable comprise entre 15 et 55 mm avec une pression $P = 40$ bars

Après l'étude des différents paramètres géométriques identifiés au niveau de l'éprouvette FABIME2, un compromis entre les différentes variables et conditions imposées est présenté dans le paragraphe qui suit.

III.2.3. Géométrie finale de l'éprouvette FABIME2

L'optimisation paramétrique des différentes variables géométriques a permis de définir le profil adéquat de l'éprouvette FABIME2 avec un chargement en pression maximale égal à 8 MPa afin d'atteindre le niveau de déformation souhaité (Figure III.12):

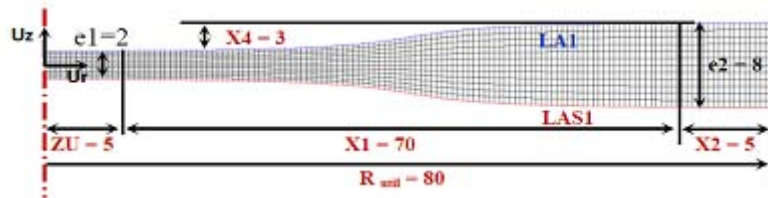


Figure III. 12 Géométrie finale de l'éprouvette FABIME2

En effet, le profil de l'éprouvette FABIME2 est caractérisé par :

- Un diamètre intérieur de $2.ZU = 10\text{mm}$ (zone utile),
- Un diamètre extérieur maximum de 160mm ,
- Deux épaisseurs distinctes, la première au niveau de la zone utile de 2mm et la seconde plus importante de 8mm au niveau de la zone de raccordement,
- La variable X_3 (longueur de la zone d'encastrement) est définie comme ajustable lors de la conception du montage expérimental.

a. Comportement de l'éprouvette en surface

Le calcul par éléments finis obtenu avec la nouvelle géométrie optimisée de l'éprouvette et une loi de comportement purement élastique permet de définir la variation de déformations suivant les différentes directions (Figure III.13). A partir des valeurs numériques de ε_{rr} , (déformations radiales) $\varepsilon_{\theta\theta}$ (déformations tangentielles) et ε_{zz} (déformations dans l'épaisseur) obtenues, les valeurs de la déformation équivalente de von Mises ($\varepsilon_{\text{éq}}^{\text{VM}}$) au niveau de toute la ligne Las1 sont définies en utilisant l'Eq.III.4.

$$\varepsilon_{\text{éq}}^{\text{VM}} = \sqrt{\frac{2}{3}(\dot{\varepsilon} : \dot{\varepsilon})} \quad \text{Eq.III. 4 [57]}$$

Une déformation en traction maximale est définie selon les deux directions radiales (\vec{u}_r) et circonférentielles (\vec{u}_θ) égale à $0,4\%$ au centre. Alors que la compression maximale au niveau de la zone de transition d'épaisseur est de plus faible valeur que la traction au centre, elle est de $-0,26\%$ pour $u_r = 35\text{mm}$. Ces constatations permettent de vérifier, que pour un chargement alterné, un amorçage de fissure devrait être localisé au centre de l'éprouvette. Nous identifions aussi un niveau de déformation équivalente maximale et égale à $0,52\%$ en élasticité, ce qui satisfait largement le résultat à atteindre fixé à une valeur de $0,35\%$.

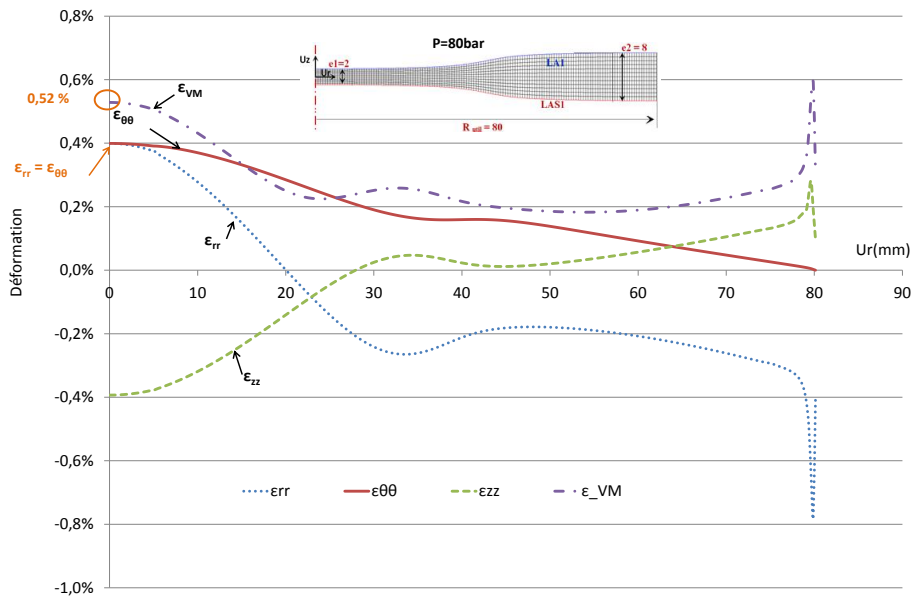


Figure III. 13 Variation des déformations ϵ_{rr} , $\epsilon_{\theta\theta}$, ϵ_{zz} et $\epsilon_{\text{éq}}^{VM}$ au niveau de la ligne inférieure pour un comportement élastique

La figure qui suit permet de visualiser la déformation radiale au niveau de toute la section de l'éprouvette FABIME2 en imposant une loi de comportement élastique. Nous remarquons un niveau de déformation suivant la direction \vec{u}_r maximum au centre de l'éprouvette, mais aussi au niveau de la condition aux limites d'encastrement (singularité numérique due aux conditions aux limites) (Figure III.14).

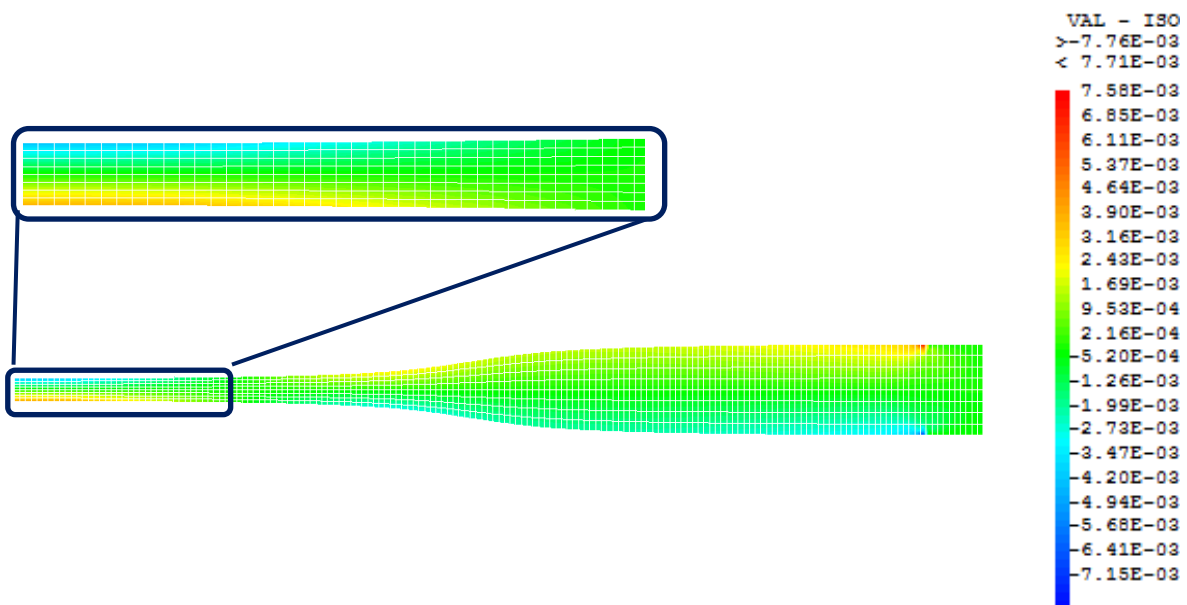


Figure III. 14 Cartographie de ϵ_{rr} dans toute la section pour un comportement élastique de l'éprouvette FABIME2 optimisée

Les différents résultats présentés après l'optimisation de la géométrie de l'éprouvette nous permettent de vérifier que le premier but fixé (ramener le point de concentration de contrainte en traction au centre de l'éprouvette) est atteint. L'état de chargement équi-biaxial au niveau de la zone utile de l'éprouvette est mis en évidence dans la figure III.15 par le tracé de la variation des contraintes toujours pour un comportement élastique suivant la ligne Las1.

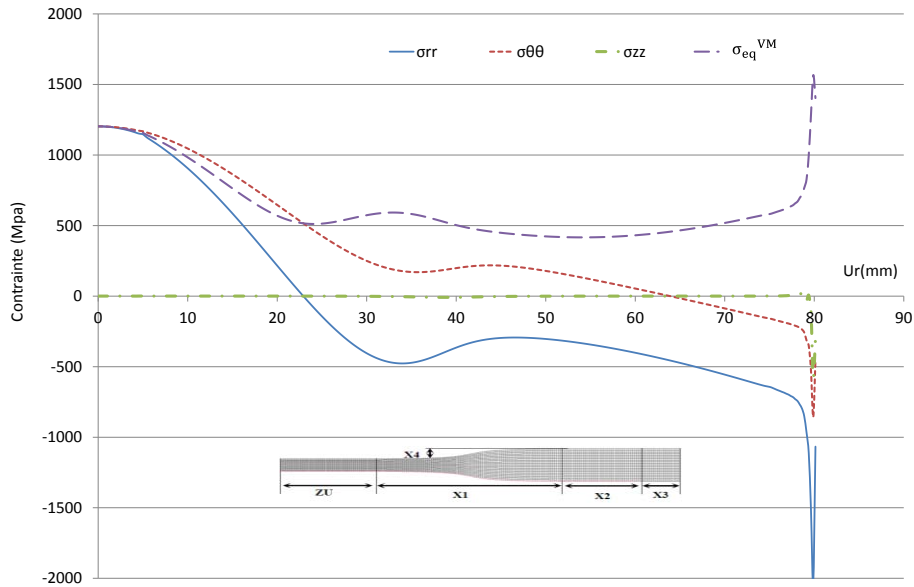


Figure III. 15 Variations de σ_{rr} , $\sigma_{\theta\theta}$, σ_{zz} et σ_{eq}^{VM} pour un comportement élastique au niveau de la ligne Las1 de l'éprouvette FABIME2 optimisée

Ces courbes traduisent l'état de contrainte équi-biaxiale en traction recherché au centre de l'éprouvette (Eq. III.5) sur face opposée à l'application de la pression.

$$\sigma_{rr} = \sigma_{\theta\theta} \text{ et } \sigma_{zz} = 0 \quad \text{Eq.III. 5}$$

Afin de prendre en compte un comportement mécanique un peu plus réaliste du matériau lors des essais de fatigue équi-biaxiaux, une loi de comportement élastoplastique définie et explicitée dans le code RCC_MRx [48] (Eq.III.6) a été utilisée.

$$\overline{\Delta \varepsilon}_t (\%) = 100 \cdot \frac{2 \cdot (1 + \nu)}{3 \cdot E} (\overline{\Delta \sigma}) + \left(\frac{\overline{\Delta \sigma}}{k} \right)^{1/m} \quad \text{Eq.III. 6 [48]}$$

Avec $\nu = 0,33$; $E = 1,96 \text{ GPa}$; $k = 7119 \cdot 10^5 \text{ Pa}$ et $m = 0,351$ pour l'acier austénitique inoxydable répondant aux spécifications d'approvisionnement du code RCC_MRx et pour une température égale à 20°C .

La variation des déformations ε_{rr} , $\varepsilon_{\theta\theta}$, ε_{zz} et $\varepsilon_{\text{eq}}^{VM}$ le long de la ligne inférieure de l'éprouvette optimisée est présentée dans la figure III.15.

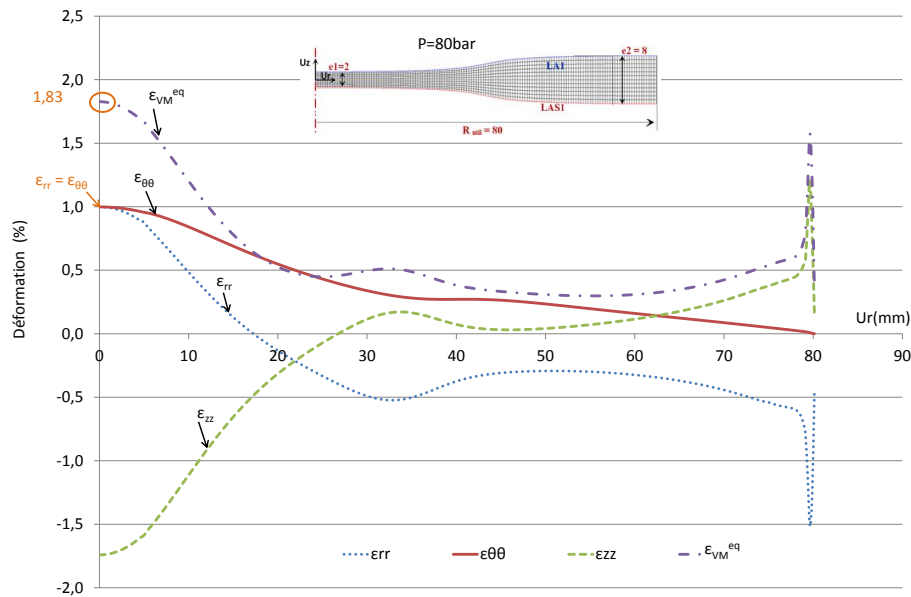


Figure III. 16 Variations des ε_{rr} , $\varepsilon_{\theta\theta}$, ε_{zz} et $\varepsilon_{\text{eq}}^{\text{VM}}$ au niveau de la ligne inférieure pour un comportement élastoplastique

Les évolutions des différentes déformations sont représentées :

- Suivant la direction radiale, la déformation de traction est maximale au centre ($\varepsilon_{rr/U_r=0\text{mm}} = 1\%$) puis elle s'atténue au fur et à mesure que le rayon 'x' augmente jusqu'à passer en compression au niveau de la zone de transition mais de valeur absolue toujours inférieure à la traction subie au centre ($\varepsilon_{rr,\text{max}/U_r=33\text{mm}} = -0,5\%$),
- Suivant la direction circonférentielle « \vec{u}_θ », l'éprouvette est en traction tout au long de la ligne Las1 avec une valeur maximale au centre ($\varepsilon_{\theta\theta/x=0\text{mm}} = 1\%$) et égale à celle détectée selon « \vec{u}_r », ce qui confirme un comportement équi-biaxé,
- Suivant la direction axiale « \vec{u}_z » hors plan, l'allure est à l'opposé de celle observée selon la direction « \vec{u}_r ». On obtient une compression au centre ($\varepsilon_{zz/U_r=0\text{mm}} = -1,7\%$) et une faible traction au niveau de la zone de transition d'épaisseur ($\varepsilon_{zz/U_r=63\text{mm}} = 0,17\%$).

Les déformations extraites au niveau de la ligne Las1 sont assez logiques vu que la pression est appliquée sur la ligne opposée La1. On s'attend nécessairement à ce qu'il y ait de l'autre côté de l'éprouvette une traction au centre et une compression aux extrémités dans la direction radiale \vec{u}_r mais aussi une compression assez importante au centre dans la direction axiale \vec{u}_z . Sur la Figure III.16, la déformation équivalente atteint au maximum $\varepsilon_{\text{eq}}^{\text{VM}}/U_r=0\text{mm} = 1,83\%$.

b. Comportement de l'éprouvette dans l'épaisseur

Le gradient de contraintes suivant l'épaisseur est étudié (Figure III.17) au travers de trois zones distinctes définies pour des rayons différents:

- LPO : Centre de l'éprouvette ($u_r = 0$ et $u_z = [\text{de } 0 \text{ à } 2](\text{mm})$),
- LP1 : Début de la zone de transition d'épaisseur ($u_r = ZU = 5$ et $u_z = [\text{de } 0 \text{ à } 2](\text{mm})$),
- LP2 : Fin de la zone de transition d'épaisseur ($u_r = ZU + X1 = 55$ et $u_z = [\text{de } 0 \text{ à } 8](\text{mm})$).



Figure III. 17. Positionnement des zones d'étude du comportement dans l'épaisseur au niveau de l'éprouvette FABIME2

Afin de pouvoir identifier les différentes zones de traction et de compression en profondeur au niveau de l'éprouvette, les variations de la déformation suivant la direction radiale \vec{u}_r tout au long des lignes LPO, LP1 et LP2 sont représentées dans la Figure III.18.

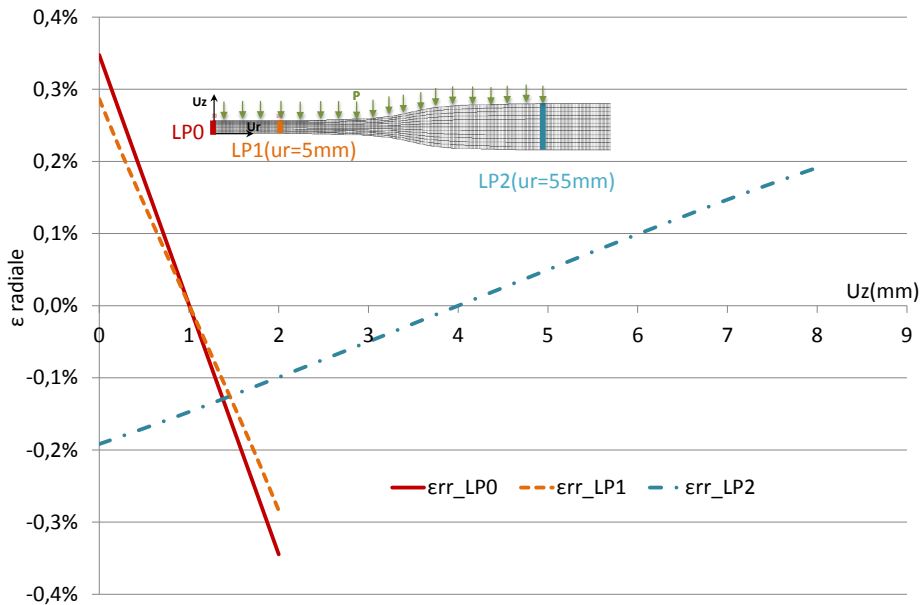


Figure III. 18 Variations de la déformation selon la direction radiale \vec{u}_r dans l'épaisseur au niveau des lignes LPO, LP1 et LP2 pour un comportement élastoplastique

La figure III.18 montre que si la pression est appliquée au niveau de la ligne La1, la déformation est maximale au centre de l'éprouvette (ligne LPO), plus précisément au niveau de la ligne Las1 ($\epsilon_{rr/(U_r=0;U_z=0)} = 0,35\%$). Par contre, en s'approchant de la périphérie (Ligne LP2) où sont imposées les conditions aux limites d'encastrement, nous remarquons une compression au niveau de la ligne Las1 ($\epsilon_{rr/(U_r=55;U_z=0)} = -0,19\%$), et une traction en remontant en surface au niveau de la ligne d'application de la pression ($\epsilon_{rr/(U_r=55;U_z=2)} = 0,19\%$ au niveau de LP2). L'évolution des déformations en épaisseur reflète convenablement le chargement en flexion pure que subit l'éprouvette.

Cette première partie d'étude a permis:

- D'optimiser le profil de l'éprouvette de fatigue équilibrée afin de recentrer la concentration de contraintes au centre de l'éprouvette,
- De tracer le profil général des déformations en surface et en profondeur au niveau de l'éprouvette,
- De définir enfin un ordre de grandeur de la pression nécessaire pour atteindre le niveau de déformation équivalente désiré (supérieur à 1%).

A partir de cette optimisation, la mise en place du nouveau dispositif nécessite le dimensionnement et l'instrumentation du montage expérimental ainsi que le développement d'un logiciel de pilotage et d'acquisition spécifique.

III.3. Mise en place du banc d'essai FABIME2

Etant donné que le dispositif de fatigue équibiaxiale peut atteindre une pression de 10 MPa en cours d'essai et pour des raisons de sécurité, le montage a été conçu en conformité avec la Directive appareil à pression 97/23/CE, (Décret n° 99-1046 du 13 décembre 1999 relatif aux équipements sous pression). En collaboration avec une société spécialisée dans la conception de moyens d'essais et d'analyse sous (très) hautes pressions, Top Industrie [61], un nouveau montage expérimental FABIME2 a été mis en place. Le banc d'essai « FABIME 2 » est composé de quatre parties (Figure III.19) :

- Cellule d'essais de fatigue : Partie mécanique au niveau de laquelle l'éprouvette de fatigue équibiaxiale est placée,
- Groupe générateur de pression : Pour assurer la pression imposée au niveau des deux demi-coquilles de la cellule de fatigue,
- Logiciel de pilotage : Développé au laboratoire LISN sous LABVIEW pour assurer le pilotage et l'acquisition des données durant les essais,
- Armoire électrique : Pour gérer les données d'entrée et de sortie au niveau de la cellule d'essais et du logiciel de pilotage.

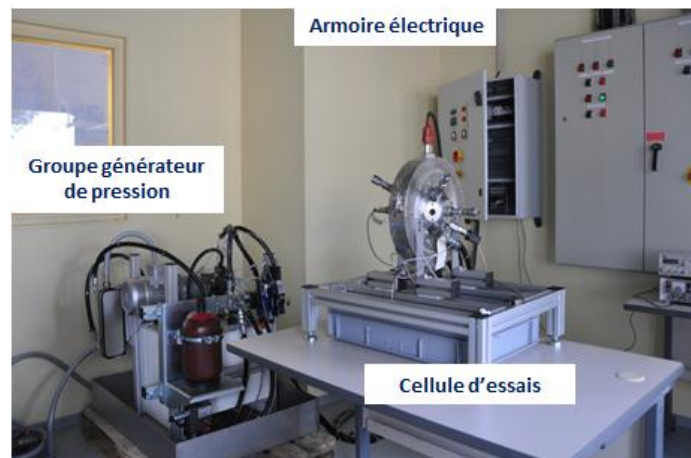


Figure III. 19 Vue globale du nouveau montage expérimental « FABIME2 »

Dans ce qui suit, nous présentons les différentes étapes nécessaires au dimensionnement de la cellule d'essais. Ensuite, les quatre parties du dispositif sont décrites plus en détail avec les différents instruments de mesure adéquats. Finalement les caractéristiques et les capacités du logiciel de pilotage/acquisition développé au LISN sont présentées.

III.3.1. Dimensionnement du dispositif expérimental

Tous les calculs réalisés précédemment reflètent le comportement de l'éprouvette sans prise en compte ni des différents moyens de mesures nécessaires ni de la sécurité du montage. En effet, ce dispositif a pour but d'assurer l'application d'une pression au niveau de deux demi-coquilles (Figure III.1) tout en mesurant la valeur de la flèche au centre de l'éprouvette pour assurer un chargement en déformation par le biais de capteurs de déplacement LVDT (Linear Variable

Differential Transformer). Afin d'assurer le bon dimensionnement du dispositif expérimental, différentes grandeurs doivent être définies telles que : La plage de mesure des capteurs LVDT, le volume de déformation atteint en cours d'essai et l'erreur de pression admissible. Cette tâche est entreprise en réalisant des calculs éléments finis sur le code CAST3M et en collaboration avec la société TOP INDUSTRIE et en suivant les instructions du CODAP (Code de Construction des Appareils à Pression non soumis à l'action de la flamme) [62]. Ces calculs vont permettre de déterminer la conception complète de la cellule d'essais.

a. Dimensionnement des capteurs LVDT

En prenant en compte la loi de comportement élastoplastique définie au niveau du code RCC_MRx [48] (Eq. III.6), un calcul éléments finis avec une approche axisymétrique 2D est réalisée sur le code de calcul Cast3m. Les résultats ont permis de définir le niveau de chargement maximum en déplacement atteint suite à l'application d'une pression maximale égale à 8MPa définie précédemment lors de l'optimisation de la géométrie de l'éprouvette (Figure III.20).

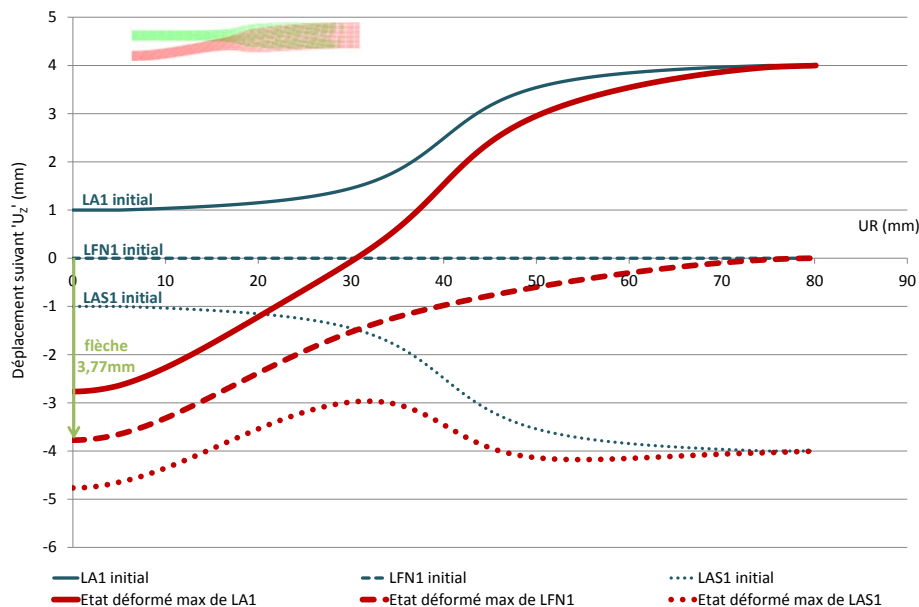


Figure III. 20 Déformation maximale de l'éprouvette FABIME2 soumise à une pression de 8 MPa au niveau de la ligne supérieure La1

A partir de la figure précédente, nous avons estimé que la flèche maximale atteinte au cours des essais de fatigue équilibriaux serait de 3,8mm. Suite à ces calculs, nous avons choisi d'utiliser des capteurs de déplacement LVDT appropriés afin d'effectuer des mesures dans un environnement à haute pression avec une précision inférieure ou égale à 1% de l'étendue de mesure. Afin de vérifier toutes ces conditions de fonctionnement, nous avons choisi des capteurs de déplacement fournis par RDP GROUP. Les capteurs commandés sont en version palpeur à ressort avec une sortie câble axiale avec deux plages de mesures distinctes ± 5 mm et pour plus de précision lors d'essais de fatigue à plus faible amplitude, des capteurs avec une plage de $\pm 2,5$ mm (Annexe III.3) avec une fréquence de cyclage visée de l'ordre du 1Hz.

b. Volume de sécurité des deux demi-coquilles

Pour le dimensionnement des deux demi-coquilles du nouveau montage expérimental et afin de respecter les conditions de sécurité imposées par le CODAP, Les volumes minimum et maximum de fluide à injecter doivent être déterminés. Le premier volume tient compte de la déformation

minimale de l'éprouvette obtenu suite à l'application du chargement le plus faible à atteindre avec une variation de déformation égale 0,4% à 10^6 cycles (Figure III.2). Le second traduit le volume de fluide déplacé maximal qui est atteint lorsque que l'éprouvette est déformée pour un chargement de 1,83% en variation de déformation définie numériquement après optimisation de la géométrie.

En se basant sur les résultats obtenus avec Cast3m pour le déplacement dans les deux directions \vec{u}_r et \vec{u}_z (Figure III.20 et Figure III.21), le volume de l'éprouvette déformée a été déterminé en utilisant la méthode des trapèzes.

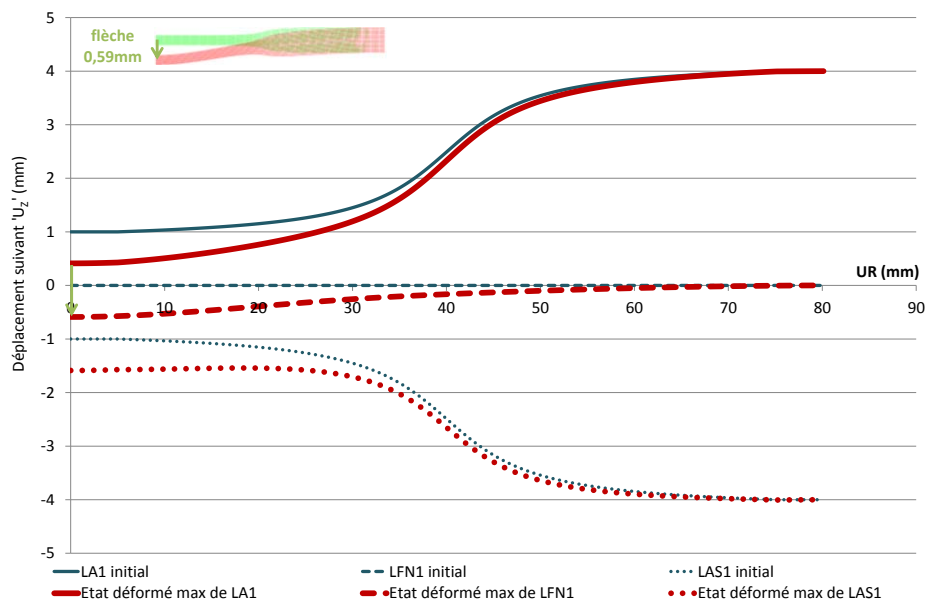


Figure III. 21 Déformation minimale de l'éprouvette FABIME2 soumise à une variation de déformation égale à 0,4% au niveau de la ligne supérieure La1

Les mesures de déplacement de la déformée de l'éprouvette FABIME2 ont permis de définir :

- Le volume engendré par application d'un niveau de déformation minimal au cours de nos essais est égal à 0,005 litre pour une pression de 2 MPa et une flèche de 0,58mm,
- Par contre, pour une déformation maximale de 1,83% avec une pression de 8 MPa et une flèche de 3,8mm, le volume de déformation maximal est égal à 0,03 litre.

La forme des deux demi-coquilles est trapézoïdale afin de diminuer le volume d'application de la pression pour des raisons de sécurité et afin de respecter les limitations de volume définies au niveau du CODAP. Finalement, le volume intérieur de la cellule de fatigue est défini à 0,3 litre par le concepteur « Top Industrie » pour des raisons de sécurité.

c. Erreur de pression admissible

La mesure de pression au cours des essais FABIME2 est une donnée capitale. En effet, ce moyen de mesure sera utilisé comme un critère de détection de l'amorçage de fissure en se basant sur la variation de la rigidité de l'éprouvette en cours d'essai. Deux calculs éléments finis sont entamés, en élastique et en élastoplastique, avec une approche axisymétrique 2D. Les résultats obtenus correspondent à une valeur de flèche imposée égale à 0,05mm correspondant à l'erreur de flèche obtenue suite à l'utilisation d'un capteur de déplacement avec une plage de mesure égale à ± 5 mm.

$$\left\{ \begin{array}{l} \text{Comportement élastique : } f = 0,05\text{mm} \rightarrow P = 0,2\text{MPa} \rightarrow \varepsilon_{\text{éq}}^{\text{VM}} = 0,01\% \\ \text{Comportement élastoplastique : } f = 0,05\text{mm} \rightarrow P = 0,025\text{MPa} \rightarrow \varepsilon_{\text{éq}}^{\text{VM}} = 0,01\% \end{array} \right\}$$

A partir des calculs éléments finis réalisés, nous avons conclu la nécessité d'avoir des capteurs de mesure de pression ayant une erreur de pression admissible de $\pm 0,025$ MPa. Cette variation correspond à 0,25% de l'étendue de mesure fixée à 10MPa pour assurer les différents niveaux de chargement à atteindre.

III.3.2. Etude numérique des méthodes de détection de l'amorçage de fissure

Après dimensionnement du montage de fatigue équibiaxiale, une étude numérique prenant en compte la présence d'une fissure au cœur de l'éprouvette « FABIME 2 » est entreprise dans ce paragraphe dans le but d'apporter des précisions sur les capacités de détection d'une fissure avec les moyens de mesure choisis (LVDT, pression).

a. Maillage 3D de l'éprouvette FABIME2 sans fissure

Un premier maillage en 3D sans fissure est mis en place afin d'obtenir un état de référence de l'éprouvette FABIME2 avec des éléments quadratiques Cu20 (Figure III.22). Ce maillage comporte 21 520 éléments avec un raffinement de maillage au niveau de la zone utile qui traduit une taille d'élément égal à $100\mu\text{m}$. Le maillage 2D utilisé précédemment est composé de 1 360 éléments quadratiques (QUA8) avec une taille d'élément au niveau de la zone utile égale à $250\mu\text{m}$.

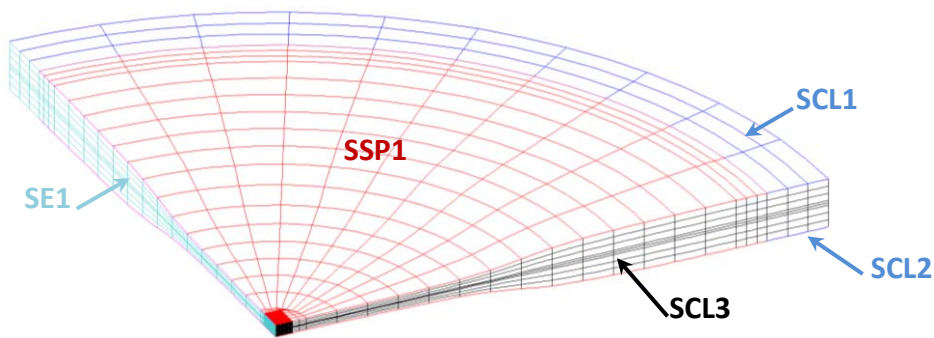


Figure III. 22 Maillage de l'éprouvette FABIME2 avec une approche tridimensionnelle sur le code CAST3M

Une comparaison doit tout de même être faite afin de vérifier que les résultats obtenus avec un maillage 3D du quart de l'éprouvette coïncident avec ceux obtenus avec un maillage 2D axisymétrique. La loi de comportement adoptée traduit un comportement élastoplastique défini par le code RCC_MRx [48] (Eq. III.6). Une pression de 4MPa est imposée au niveau de la ligne supérieure (maillage 2D) et de la surface supérieure (maillage 3D). L'étude du déplacement suivant l'axe \vec{u}_z de la ligne inférieure permet de définir une même valeur quelle que soit l'approche adoptée, bidimensionnelle ou tridimensionnelle (Figure III.23). La flèche au centre de l'éprouvette est presque la même avec $u_{z,3D} = 1,18\text{mm}$ et $u_{z,2D} = 1,2\text{mm}$.

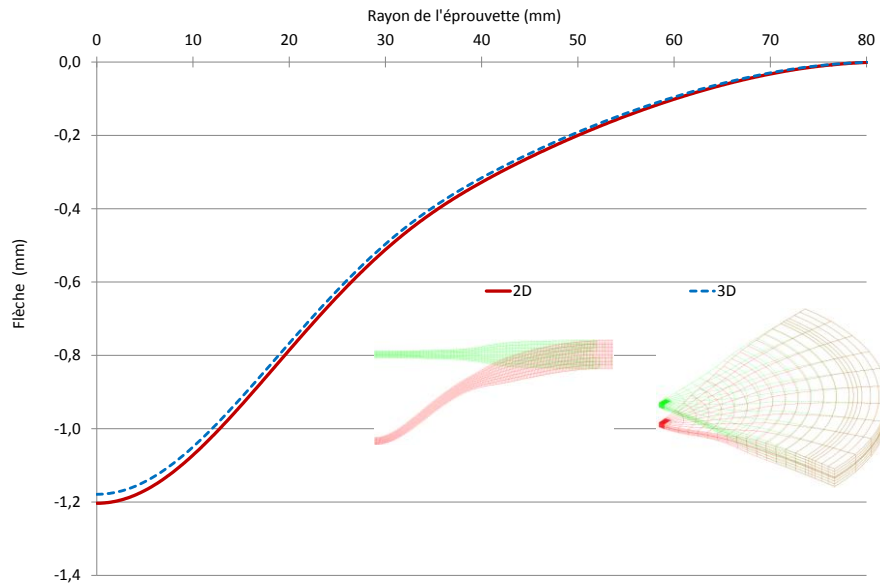


Figure III. 23 Déplacement de la ligne inférieure de l'éprouvette FABIME2 avec un chargement $P=40\text{MPa}$ appliqué au niveau de la partie supérieure

A partir des résultats obtenus sur la figure III.23, le maillage d'un quart de l'éprouvette FABIME2 avec une approche tridimensionnelle est validé pour l'étude du comportement de l'éprouvette en présence de fissure. Le maillage 3D de l'éprouvette FABIME2 ainsi que les conditions aux limites imposées au niveau de toutes les surfaces (Figure III.22) sont :

- Blocage du déplacement des deux surfaces (haut (Sc1) et bas (Sc2)) d'encastrement selon les directions \vec{u}_x , \vec{u}_y et \vec{u}_z ,
- Blocage du déplacement de la surface (Sc3) suivant \vec{u}_y , condition de symétrie,
- Blocage du déplacement de la surface (Se1) suivant \vec{u}_x , condition de symétrie.

Afin de valider les conditions aux limites imposées au niveau du maillage tridimensionnel de l'éprouvette FABIME2, les cartographies des iso-valeurs de la variation de la déformation radiale ε_{xx} (Figure III.24.a) et de la contrainte équivalente de von Mises (Figure III.24.b) sont étudiées.

Les cartographies tracées sont obtenues suite à l'application d'une pression de 8 MPa du côté supérieur de l'éprouvette FABIME2. Une zone de compression maximale au centre de l'éprouvette du côté de l'application de la pression (8 MPa) est observée et une zone de traction maximale est aussi obtenue du côté opposé, ce qui favorise l'amorçage de fissure à ce niveau. La déformation radiale maximale au centre de l'éprouvette est égale à 1% pour un maillage 2D et 0,96% pour un maillage 3D.

Le tracé de la contrainte équivalente de von Mises reflète aussi une même variation au niveau des deux approches bidimensionnelle et tridimensionnelle. Tous ces résultats ont permis de valider le maillage 3D d'un quart d'éprouvette FABIME2.

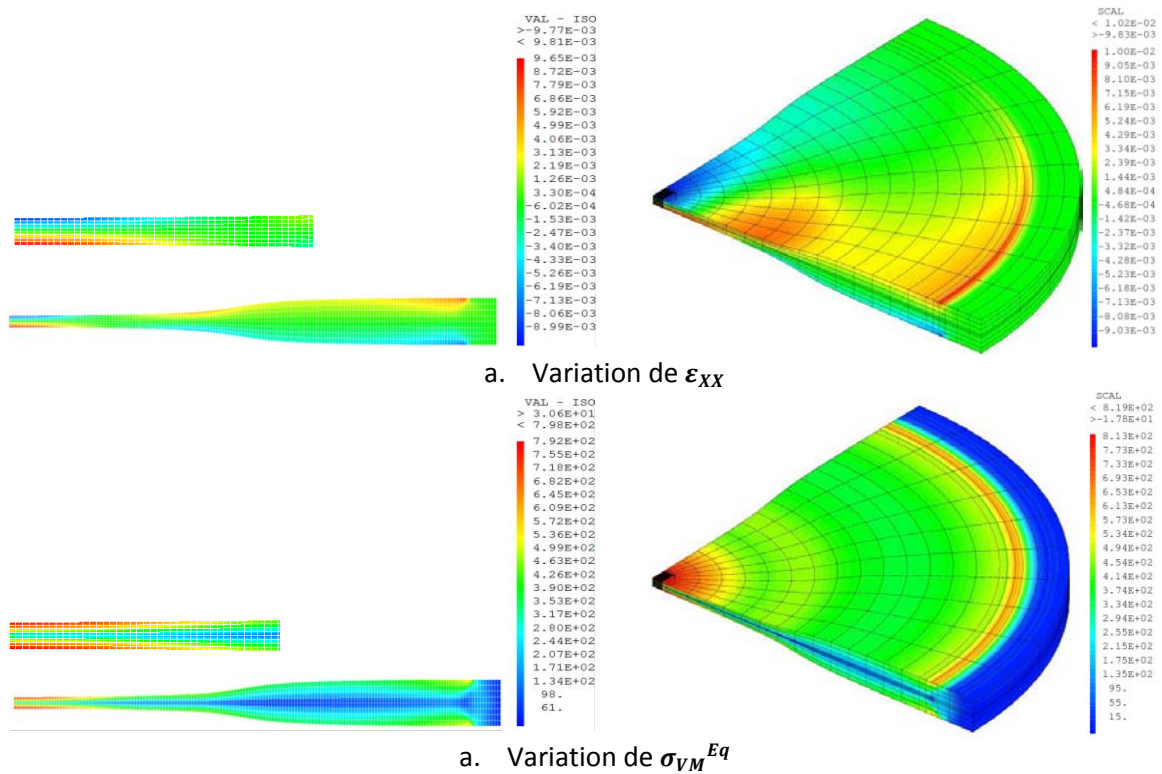


Figure III. 24 Comparaison des cartographies pour les deux maillages 2D et 3D de l'éprouvette FABIME2 en élastoplasticité

b. Maillage 3D avec fissure pour détection de l'amorçage de fissure

L'amorçage de fissure est une notion qui dépend entièrement du point de vue adopté. Pour les ingénieurs en mécanique des structures, une fois que la fissure atteint une longueur millimétrique, celle-ci est considérée comme amorcée. Par contre pour les métallurgistes, la phase d'amorçage est définie lorsque l'on détecte l'existence de fissures d'une longueur d'une dizaine de micromètres [9].

Pour les essais FABIME1 (Chapitre I), l'amorçage de fissure était détecté par ressuage. Cette méthode est assez efficace d'un point de vue ingénieur, mais elle fait perdre énormément de temps car elle nécessite un montage/démontage de l'éprouvette ainsi qu'une accommodation de la réponse détectée après chaque arrêt pour ressuage [63].

Afin d'améliorer la procédure de déroulement des essais de fatigue, deux méthodes expérimentales sont prévues pour le nouveau dispositif « FABIME2 » :

- La première qui se base sur le fait que l'on ne peut pas se permettre d'arrêter les essais en cours : Etude de la variation de la complaisance de l'éprouvette : pendant tout l'essai, on impose une valeur de flèche constante avec suivi par LVDT par application de la pression au niveau du premier compartiment de la cellule. Dès que la pression diminue (de manière certaine), on considère qu'il y a amorçage de fissure.
- Et la seconde qui utilise une particularité du montage d'essai FABIME2 (utilisation d'une huile translucide) : Détection visuelle ou aussi par caméra vidéo-numérique de l'apparition de fissure au travers des 4 hublots disponibles au niveau de la cellule de fatigue,

Une étude numérique est utilisée afin de prévoir la détection d'amorçage au cours des essais FABIME2. Deux méthodes de pilotage numériques sont mises en œuvre :

- Méthode Directe : On impose une pression constante tout en faisant varier la taille de fissure et on mesure la variation de flèche. Le but est de déterminer le tracé de la variation de flèche en fonction de la taille de fissure.
- Méthode Itérative : On impose une valeur de flèche constante tout en faisant varier la taille de fissure et on mesure la variation de pression. Cette méthode se rapproche plus des conditions d'essai, mais elle est plus délicate à modéliser. Le but est de déterminer la variation de la pression en fonction de la taille de fissure.

Pour appliquer ces deux méthodes, une loi de comportement non-linéaire est adoptée avec un maillage 3D de l'éprouvette FABIME2. Quatre tailles de fissure ont été étudiées ($a = 1, 2, 3$ et $3,6$ mm suivant l'axe \vec{u}_y) avec une profondeur constante de 1mm suivant l'axe \vec{u}_z . Une pression de 8 MPa est appliquée au niveau de la surface supérieure de l'éprouvette (en rouge) (Figure III.25).

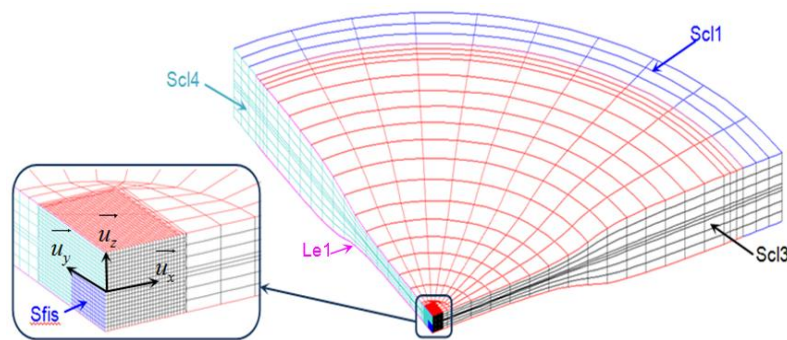


Figure III. 25 Maillage 3D de l'éprouvette FABIME2 avec une fissure de taille 1mm suivant \vec{u}_y et 1mm suivant \vec{u}_z

De nouvelles conditions aux limites sont à imposer afin de garantir l'ouverture de fissure :

- Blocage du déplacement des deux surfaces (haut (Scl1) et bas (Scl2)) d'encastrement selon les directions \vec{u}_x , \vec{u}_y et \vec{u}_z .
- Blocage du déplacement de la surface (Scl3) suivant \vec{u}_y , conditions de symétrie.
- Blocage du déplacement de la surface (Scl4) suivant \vec{u}_x , conditions de symétrie.
- Déplacement positif autorisé pour la surface (Sfis) suivant \vec{u}_x .

Afin de valider les nouvelles conditions aux limites imposées au niveau du maillage tridimensionnel de l'éprouvette FABIME2, l'ouverture de la fissure au niveau de la ligne d'étude (Le1) suivant l'axe \vec{u}_x pour deux tailles de fissure distinctes de 1 et 3 mm suivant l'axe \vec{u}_y est tracée dans la figure qui suit (Figure III.26). Le mode de pilotage en pression est adopté lors de ces calculs.

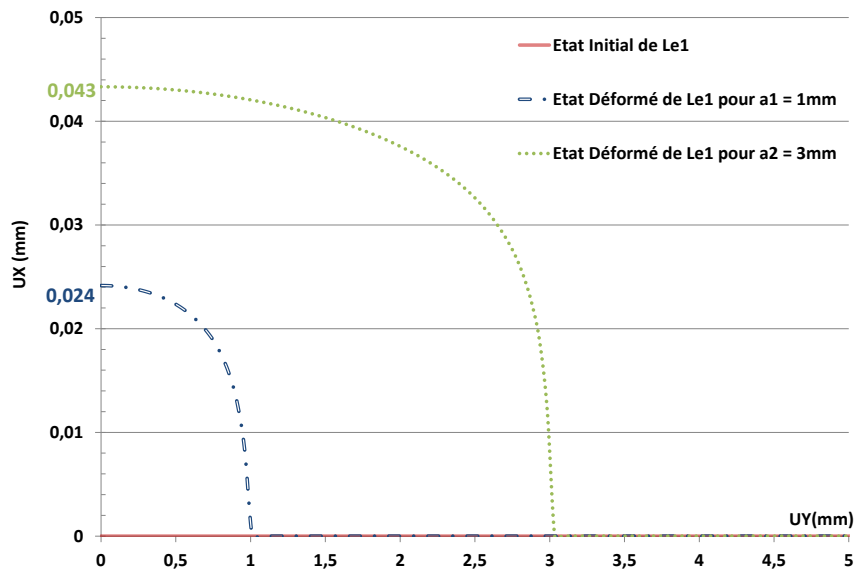


Figure III. 26 Ouverture de la fissure au niveau de la ligne d'étude (Le1) de l'éprouvette FABIME2 avec une fissure de taille 1 et 3mm

En analysant la courbe précédente, nous remarquons que plus la taille de fissure augmente, plus l'ouverture est importante ($a_1 = 1\text{mm} \rightarrow \text{CMOD}_1 = 24\mu\text{m}$; $a_2 = 3\text{mm} \rightarrow \text{CMOD}_2 = 43\mu\text{m}$). Ce résultat est logique vu que plus la taille de fissure augmente, plus la rigidité de l'éprouvette diminue.

Après vérification des conditions aux limites et de l'ouverture de la fissure, une mesure de flèche est nécessaire pour identifier l'amorçage de fissure. Des calculs éléments finis sur le code CAST3M ont été réalisés selon les deux modes de pilotage présentés précédemment. Les résultats obtenus ont permis de définir une taille de fissure « critique » à partir de laquelle la détection de fissure est possible (Figure III.27). La figure présentée ci- après traduit les résultats obtenus à partir des deux modes de pilotage. En effet, la première méthode dite « Directe » permet de définir la variation de la flèche en fonction de la variation de la taille de fissure, alors que la deuxième méthode dite « Itérative » permet de tracer la variation de pression détectée pour différentes tailles de fissure tout en tenant compte la précision de mesure de la flèche imposée.

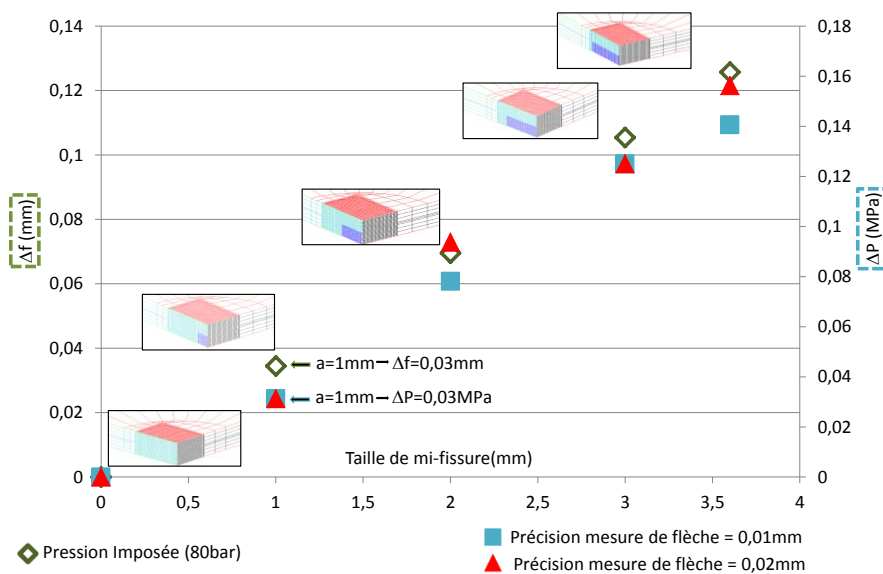


Figure III. 27 Validation de la possibilité de détection d'amorçage de fissure

Nous observons que la taille de fissure détectable ($a = 1\text{mm}$) correspond à une variation de la flèche de $0,03\text{mm}$ définie à partir de la méthode directe. Cette méthode est certes assez simple et rapide, mais elle ne reflète pas réellement les conditions expérimentales.

Suite aux calculs obtenus avec le deuxième mode de pilotage, nous avons aussi pu définir une variation de pression égale à $0,03\text{MPa}$ pour une fissure de 1mm , mais avec une erreur de flèche inférieure à $0,02\text{mm}$. Ce critère de détection est assez rassurant vu que l'erreur définie au niveau des appareils de mesure de pression est de $0,025\text{MPa}$ et l'erreur de mesure au niveau des capteurs de déplacement a été définie à $0,025\text{mm}$.

III.3.1. Descriptif du dispositif expérimental final

Le dimensionnement, la conception et la réalisation du montage ont duré un an. En effet, le dispositif a été livré en Avril 2013 par la société Top Industrie. Une période de développement du logiciel de pilotage a été ensuite nécessaire pour pouvoir lancer correctement un essai de fatigue équilibrée. La figure III. 28 présente la disposition des quatre parties du montage expérimental FABIME2 au sein du laboratoire LISN.

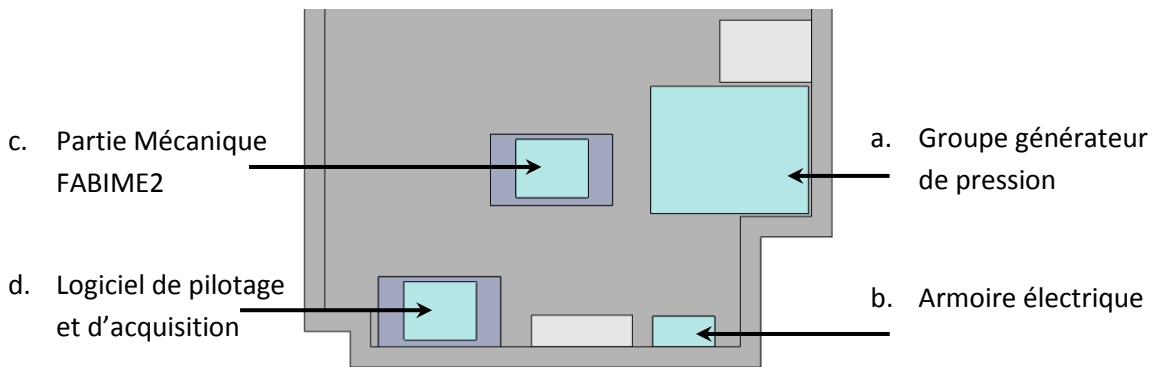


Figure III. 28 Implantation du nouveau montage expérimental FABIME2 au LISN

Une description assez rapide des caractéristiques du groupe générateur de pression et de l'armoire électrique est donnée dans ce qui suit. Une présentation plus détaillée de la cellule de fatigue FABIME2 et du logiciel de pilotage et d'acquisition développé au laboratoire LISN est ensuite réalisée.

a. Groupe générateur de pression

Il est de dimensions (L 500 mm x P 600 mm x H 700 mm) et permet d'imposer la pression demandée par l'intermédiaire d'une valve pilotée. Elle est composée d'un réservoir d'huile agroalimentaire translucide (fluide utilisé pour imposer la pression) de 50 litres équipé de voyants de niveau, d'un capteur de niveau, d'une sonde de température et d'un filtre retour placé au sommet du réservoir. Ce composant est dimensionné pour assurer respectivement une pression et une température de service de 10MPa et de 100°C avec un débit de 1 à 3 litres/minute.

Ce matériel est construit suivant les directives européennes : Machines 2006/42/CE, Pression 97/23/CE, Basse tension 2006/95/CE, C. E. M. 2004/108/CE.

b. Armoire électrique

Il élément comporte un module d'acquisition rapide 5 voies permettant l'acquisition des données des instruments de mesure placés au niveau de la cellule d'essais (2 capteurs de déplacement, 2 capteurs de pression et 1 thermocouple). Cette partie permet de réaliser des essais de fatigue

isothermes en régulant la température du collier chauffant avec affichage de la valeur atteinte. Une alarme de température est aussi prévue avec deux afficheurs de pression.

Ce matériel est construit suivant les directives européennes : Basse tension 2006/95/CE, C. E. M. 2004/108/CE.

c. Partie mécanique

Elaborée au LISN pour l'étude de l'amorçage en fatigue équilibriaxiale, cette partie permet d'assurer le maintien de l'éprouvette avec application de la pression au travers des raccordements entrée-sortie du fluide placés au niveau des deux demi-coquilles. Elle se compose d'une cellule de fatigue, un support mécanique et un bac de rétention (Figure III. 29).

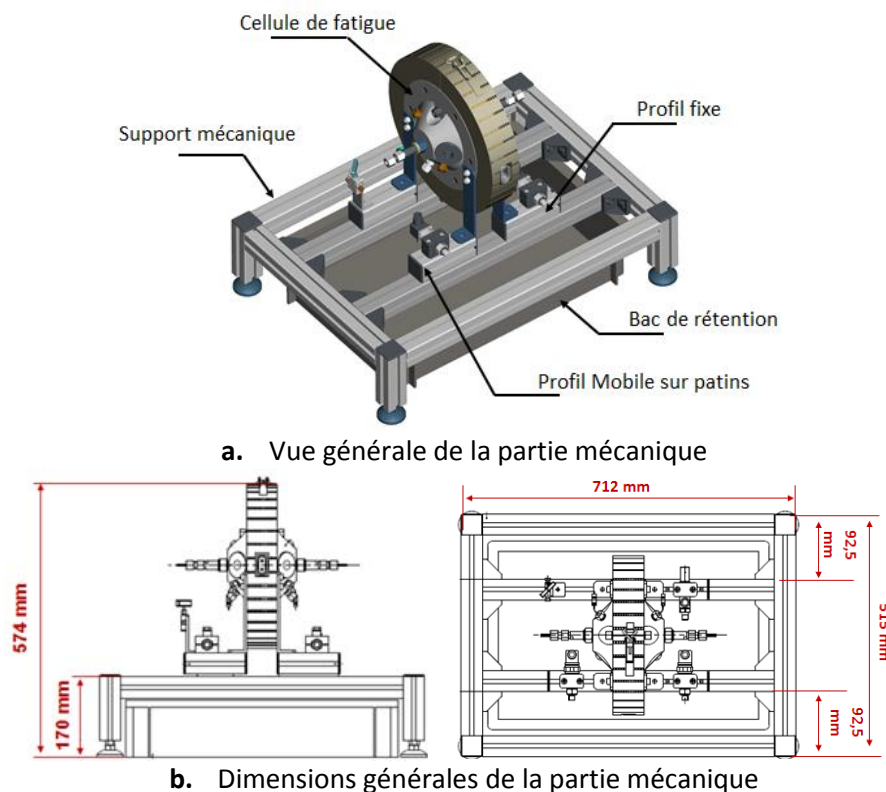


Figure III. 29 Descriptif de la partie mécanique du dispositif expérimental FABIME2

La figure III.29.a permet de visualiser la présence de deux profils fixe et mobile afin de faciliter l'ouverture et la fermeture de la cellule de fatigue. Une vue de face et de dessus présentées par la figure III.29.b permet d'identifier les dimensions de ce composant (L 515 mm x P 712 mm x H 574 mm).

La cellule de fatigue est construite suivant les directives européennes : Machines 2006/42/CE, Pression 97/23/CE. Ce composant essentiel est formé de quatre éléments distincts : Une éprouvette FABIME2, un collier chauffant et deux demi-coquilles (Figure III.30).

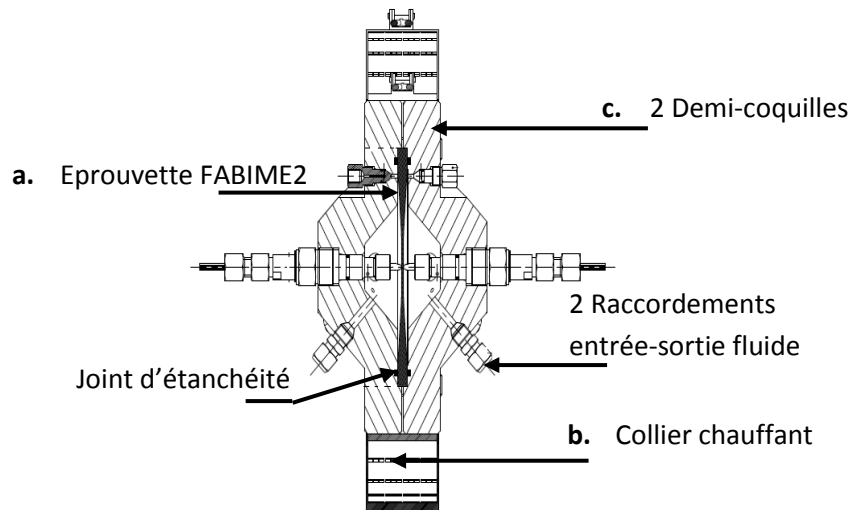


Figure III. 30 Vue de face de la cellule de fatigue

L'éprouvette FABIME2 est en acier inoxydable austénitique (316L ou 304L_CLI) avec une géométrie optimisée (épaisseur de 8mm au niveau de la partie de serrage avec un raffinement au centre (épaisseur centrale de 2mm) et un diamètre total de 170mm) et est caractérisée par une masse de 1,3Kg (Figure III.31).

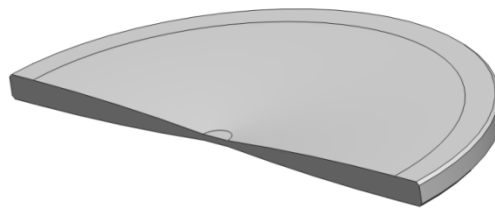


Figure III. 31 Vue en coupe d'une éprouvette FABIME2

Le collier chauffant assure le chauffage de la cellule afin de réaliser des essais de fatigue thermique isotherme. Cet élément est en céramique articulé avec carter de protection, manteau isolant et thermocouple d'alarme intégré. La puissance de ce collier est d'environ 1000 watts.

Les deux demi-coquilles permettent la fixation de l'éprouvette par le biais d'un joint d'étanchéité (cf. Figure III.30) et leur fermeture est boulonnée. Le déséquilibre en pression souhaité pour l'étude de la fatigue équilibriale, avec les conditions expérimentales les plus sévères définies à 10 MPa en pression et à 90°C en température, est appliqué sur les deux surfaces de l'éprouvette grâce à deux raccords permettant l'entrée et la sortie du fluide (huile provenant du groupe de générateur de pression) (cf. Figure III.30).

Afin d'assurer des conditions expérimentales bien précises, divers moyens de mesures sont implantés symétriquement au niveau des deux demi-coquilles (cf. Figure III.32). Nous distinguons la présence de :

- Deux capteurs de pression avec une plage de mesure de 0 à 10 MPa avec une précision de 0,2% de l'étendue de mesure et une sortie de 4 à 20 mA,
- Deux thermocouples de type K pour mesurer la température du fluide en contact avec l'éprouvette FABIME2 au niveau de chaque face,

- Deux capteurs LVDT pour mesurer le déplacement au centre de l'éprouvette afin de pouvoir réaliser des essais avec un chargement en déformation imposée. Ce moyen de mesure a déjà été caractérisé lors du dimensionnement du dispositif expérimental (§III.3.1.a),
- Deux soupapes de sécurité,
- Deux moyens de purges permettant le dégagement des bulles d'air emprisonnées au niveau des deux demi-coquilles en début d'essai,
- Quatre hublots de visualisation de la zone utile de l'éprouvette sur chaque demi-cellule, orientés à 45 degrés, de diamètre de visée de 20mm (Figure III.33). Le matériau utilisé est du verre borosilicaté avec une pression de service admissible de 10 MPa.

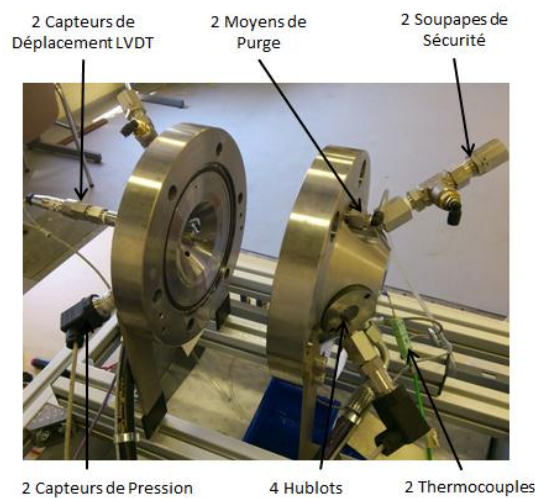


Figure III. 32 Moyens de mesure placés au niveau des deux demi-coquilles de la cellule de fatigue

Un montage optique est mis en place au laboratoire LISN après réception du montage expérimental FABIME2 (Figure III.33). Une caméra de marque BAUMER de type EXG50 est placée devant l'un des hublots de chaque cellule de fatigue afin d'effectuer des prises de vue automatiques durant les essais de fatigue des deux côtés de l'éprouvette. Ces caméras monochromes à capteur CMOS ont une définition de 2592x1944 pixels pour une fréquence d'images de 14img/s. Le temps d'exposition est de 4µsec à 1sec par pas de 1µsec. Une optique avec une focale de 25 mm est rajoutée. Une liaison via Ethernet permet de récupérer les images prises en temps réel.

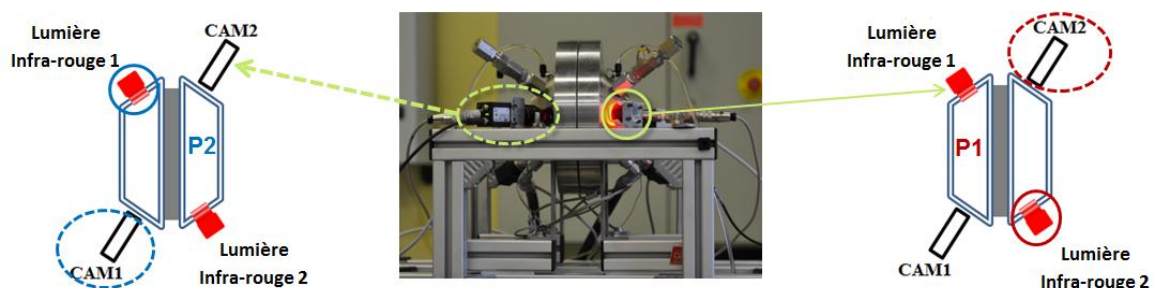


Figure III. 33 Montage au niveau des hublots de la cellule de fatigue

Une vérification de la calibration des moyens de mesure a été réalisée sur les capteurs de déplacement et de pression. Les capteurs de pression sont calibrés sur une plage de 1 à 10 MPa, l'erreur moyenne de mesure définie est de $\pm 0,2\%$ pour les deux capteurs (Figure III.34). La calibration

est aussi assurée avant chaque essai de fatigue équilibraxiale au niveau des capteurs de déplacement LVDT.

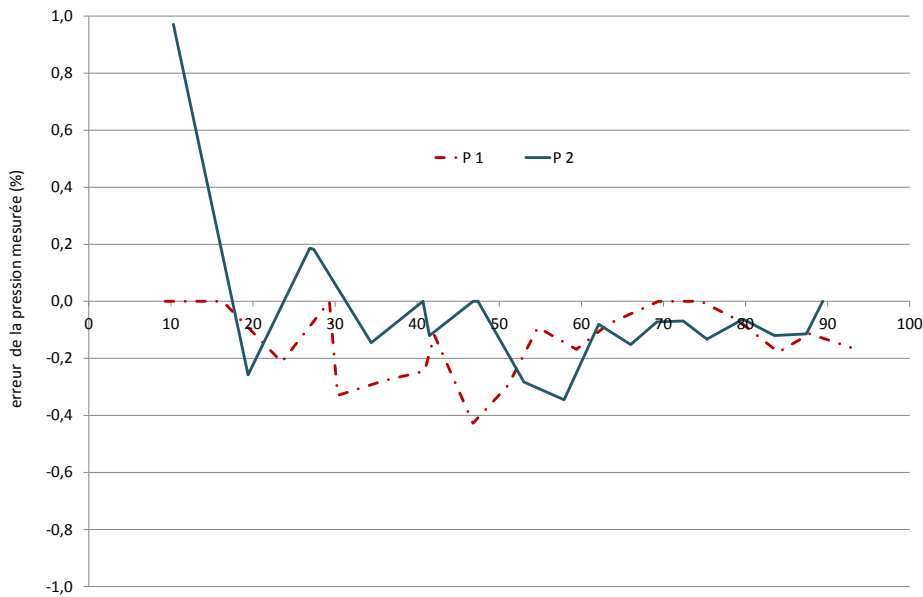


Figure III. 34 Calibration des capteurs de pression par l'utilisation d'un étalon

d. Développement et validation du logiciel de pilotage et d'acquisition

Après la validation du bon fonctionnement du dispositif expérimental FABIME2 par un premier essai test, un logiciel de pilotage et d'acquisition des données a été développé avec Grégory PEREZ du LISN.

Le matériel de pilotage/acquisition utilisé est de marque LabView. L'acquisition des données et la génération de signaux de sortie TTL sont réalisées grâce à un châssis Compact DAQ USB 9178 de National Instrument. Ce châssis offrant jusqu'à 8 emplacements a été équipé des modules suivants :

- Un châssis reconfigurable Compact RIO LX30 à 8 emplacements,
- Un contrôleur temps réel avec DRAM de 256Mo et un stockage de 2Go, assurant le pilotage/acquisition des différents modules,
- Un module d'entrée pour thermocouples 4 voies, de 14éch/s pour une résolution de 24bits, référencé NI9211, deux mesures de température, cellule d'essai et température extérieure,
- Deux modules d'entrée analogique 4 voies à échantillonnage simultané, 100kech/s avec une résolution de 16bits, référencé NI 9215. Un module pour la mesure des LVDT, un autre pour la mesure des capteurs de pression,
- Un module de sortie analogique 4 voies, de 100kéch/s pour une résolution de 16bits, référencé NI 9263 assurant le pilotage du distributeur du groupe générateur de pression.

Le logiciel de pilotage/acquisition développé pour FABIME2 a pour but d'assurer trois modes de pilotage différents :

- Un pilotage en pression : L'opérateur définit le niveau de pression à atteindre dans une des deux chambres de la cellule d'essai. L'augmentation de la pression est gérée via la commande du distributeur. Un algorithme mettant en œuvre une boucle de retro-pilotage

(réglage de PID avec le capteur de pression) permet de maintenir un niveau de pression constant dans la chambre.

- Un pilotage en déplacement : L'opérateur définit la flèche à atteindre par l'éprouvette suite à la mesure en déplacement du capteur LVDT du côté considéré. L'augmentation de la flèche est gérée via la commande du distributeur. Un second algorithme mettant en œuvre une boucle de retro-pilotage (réglage de PID avec le LVDT) permet de maintenir un niveau de flèche constant dans la chambre.
- Un pilotage en agissant sur le distributeur (tension d'alimentation) : L'opérateur définit la tension pilotant le distributeur qui influe directement sur la vitesse de montée en pression et le côté de la montée en pression (chambre 1 ou 2).

Ces trois types de pilotage sont mis en œuvre afin de réaliser des essais de fatigue équilibriaux suivant un protocole expérimental bien précis. Ce protocole a pour but, de permettre, lors de la phase de lancement de l'essai, la meilleure purge possible, la mise en place des composants (rattrapage des jeux de fonctionnement) et la stabilité des essais de fatigue. Suite au retour d'expérience du premier essai réalisé avec un pilotage en pression, deux types de cycles en cours d'essai ont été définis :

- Cycles de fatigue dits rapides réalisés à une fréquence pouvant atteindre le 1Hz selon le niveau de chargement imposé,
- Cycles de fatigue dits lents à intervalles réguliers. Ce type de cycles permet l'obtention de données expérimentales nécessaires à l'interprétation et à l'ajustement en cours d'essai du chargement (flèche ou pression). Cet ajustement en cours d'essai a pour objectif de s'assurer que le chargement réel subi par l'éprouvette est constant. Ces cycles sont réalisés à une fréquence assez faible jusqu'à stabilisation des mesures de déplacement. Ils permettent aussi les prises de photos avec les caméras BAUMER placées au niveau des hublots pour le suivi de la zone utile de l'éprouvette.

Ces essais de fatigue équilibriaux sont réalisés avec un chargement en déplacement imposé. Le chargement est assuré en quatre étapes distinctes quel que soit le type du cycle réalisé (rapide ou lent) (Figure III.35) :

1. Application de la pression du côté ouest du montage avec suivi du déplacement de l'éprouvette FABIME2 avec le LVDT1 jusqu'à atteindre le déplacement imposé (capteur de déplacement placé du côté est),
2. Retour à pression nulle $P_1=P_2=0$ (prise des photos avec les caméras BAUMER et recalage du zéro LVDT pendant les cycles lents),
3. Application de la pression du côté est du montage avec suivi du déplacement de l'éprouvette FABIME2 avec le LVDT2 jusqu'à atteindre le déplacement imposé (capteur de déplacement placé du côté ouest),
4. Retour à pression nulle $P_1=P_2=0$.

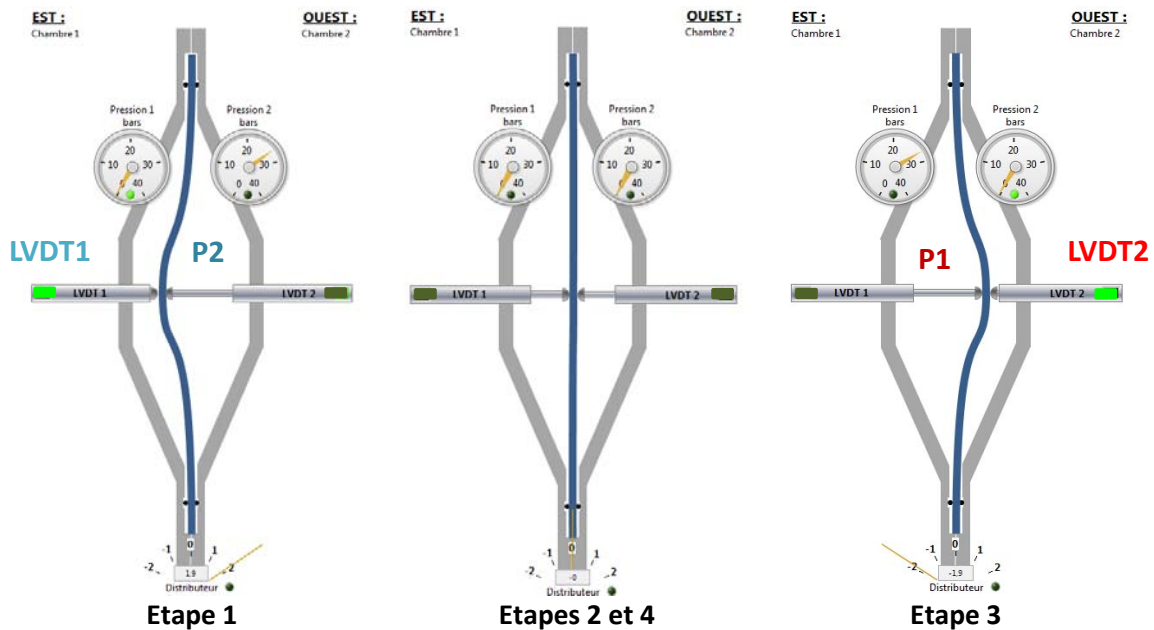


Figure III. 35 Synoptique des cycles de fatigue équilibrée sur le montage FABIME2

Le protocole de pilotage/acquisition des essais de fatigue équilibrée se décompose en deux parties.

La première partie concerne à l'acquisition des données expérimentales. En effet, deux fichiers sont sauvegardés durant chaque essai de fatigue et pour chaque type de cycles (lent ou rapide). Le premier fichier présente les données extrêmes de chaque cycle appelées respectivement « Min_Max_cycles lents » et « Min_Max_cycles rapides ». Le second fichier contient les données temporelles de chaque cycle nommées respectivement « Cycles lents » et « Cycles rapides ».

La seconde partie du protocole de pilotage concerne la stratégie de mise en route des essais. En effet, avant d'effectuer les essais de fatigue équilibrée au chargement nominal imposé, deux à trois niveaux de chargement intermédiaires en déplacement sont réalisés. Ces quelques cycles (entre 100 à 200 cycles par niveau) à des niveaux de chargement inférieurs ont pour objectif d'assurer une bonne mise en place des composants sous l'effet de la pression et d'assurer la meilleure purge possible.

Après vérification du bon fonctionnement du logiciel d'acquisition et de pilotage développé, un protocole expérimental est défini pour la réalisation des campagnes d'essais de fatigue équilibrée réalisées durant cette étude :

1. Mise en place de l'éprouvette, légère surpression (1,5bar) afin d'assurer une première purge,
2. Réalisation de 200 cycles rapides avec un chargement initial en flèche égal 0,5mm,
3. Réalisation de 2 cycles lents suivis d'une purge et d'un re serrage des deux demi-coquilles,
4. Répétition du bloc suivant 2 à 3 fois de manière progressive jusqu'à atteindre la valeur de flèche souhaitée,
5. 200 cycles rapides avec un chargement intermédiaire en flèche croissant,
6. 2 cycles lents suivis d'une purge et d'un re serrage,
7. Début de l'essai de fatigue au chargement nominal avec des cycles lents tous les 1 000 cycles avec prise de photos via les hublots,
8. Arrêt de l'essai lorsque les fissures observées se sont propagées en dehors de la zone visible à travers les hublots.

III.4. Calibration flèche – déformation

Les essais réalisés avec le nouveau montage expérimental de fatigue équibiaxiale FABIME2 sont en flèche imposée. Afin de pouvoir relier convenablement les points expérimentaux aux niveaux de déformation dans la zone utile, l'établissement d'une courbe permettant de passer de la flèche à la déformation est indispensable. La réalisation d'une calibration flèche-déformation s'avère nécessaire pour définir correctement le niveau de déformation imposé au niveau de l'éprouvette. Ce résultat permettra alors de tracer la courbe de fatigue présentant la variation de la déformation en fonction du nombre de cycles à l'amorçage en fatigue équibiaxiale $[\Delta\varepsilon ; N_a]$ directement à partir des résultats expérimentaux obtenus, en s'affranchissant ainsi des hypothèses de calculs ou de choix de la « bonne » loi de comportement.

Trois méthodes de calibration sont décrites dans ce paragraphe : Deux méthodes expérimentales réalisées au sein du laboratoire LISN sur le dispositif FABIME2. Les éprouvettes utilisées pour la conduite de ces deux essais sont en acier inoxydable austénitique de type 316L. Et enfin une méthode de calibration numérique avec le code de calcul CAST3M est réalisée avec trois lois de comportement différentes (élastique, élastoplastique RCC_MRx –courbe cyclique- et élastoplastique Chaboche2 –boucle d'hystérésis-).

III.4.1. 1^{ère} méthode expérimentale de calibration : Jauges de déformation

La première méthode expérimentale de calibration mise en place est réalisée à l'aide d'une première éprouvette de calibration FABIME2 qui a été instrumentée avec neuf jauges de déformation (Figure III.36). Cette méthode a pour but l'obtention de la courbe liant les déformations radiales et tangentielles au niveau de la zone utile de l'éprouvette à la flèche imposée lors d'un essai de fatigue équibiaxiale FABIME2.

L'emplacement des différentes jauges de déformation positionnées au niveau de la zone utile de l'éprouvette est présenté au niveau de la figure III.36 :

- une rosette composée de 3 jauges radiales positionnée au centre de la zone utile inscrite dans un cercle de rayon inférieur à 5mm (diamètre de la zone utile égale à 10mm),
- Trois jauges de déformations radiales positionnées dans un rayon compris entre 20mm et 30mm,
- trois jauges de déformations circonférentielles positionnées au même niveau que les jauges radiales.

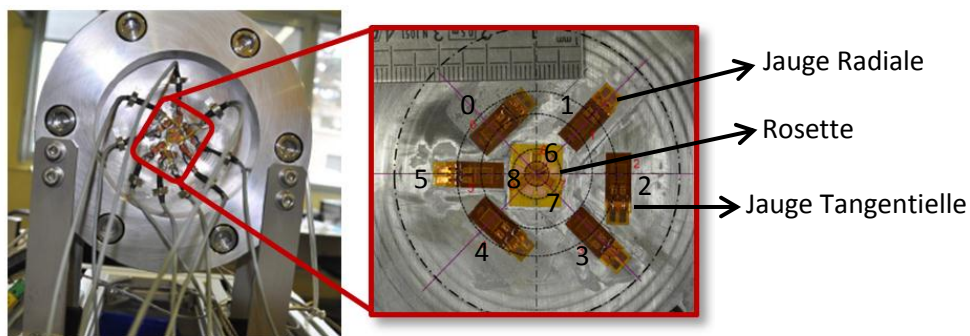
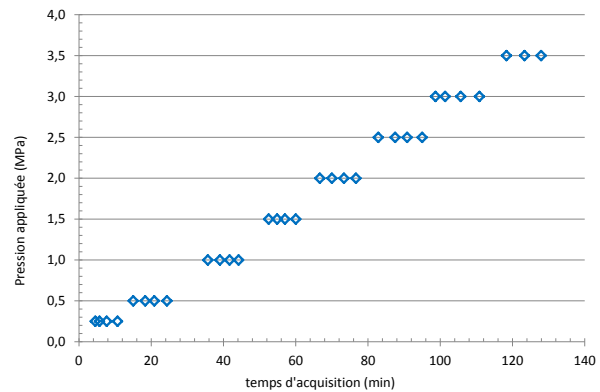
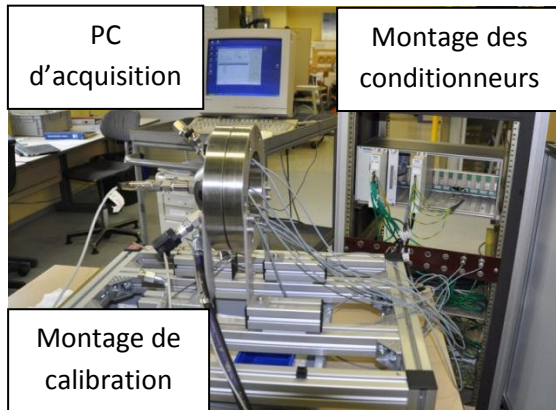


Figure III. 36 Positionnement des jauges de déformation sur l'éprouvette de calibration

Les jauges de déformation collées à température ambiante sont câblées à un conditionneur National Instrument par le biais de connecteurs Léo pour pouvoir récupérer les niveaux de déformation

mesurés. Le conditionneur est lui-même connecté à un PC d'acquisition. L'éprouvette instrumentée est insérée dans la cellule d'essai à l'aide d'un composant complémentaire afin de permettre de laisser accessibles les jauges de déformation.

Cet essai de calibration est piloté en pression appliquée unilatéralement du côté opposé aux jauges de déformation (Figure III.37.a). Le déroulement de l'essai de calibration est basé sur une montée progressive par paliers de la pression (palier de 0,5 MPa). Quatre à cinq cycles sont répétés à chaque palier afin d'obtenir une mesure reproductible des déformations et de la flèche (Figure III.37.b).



a) *Eprouvette de calibration insérée dans la cellule d'essai de fatigue*

b) *Evolution temporelle de la pression durant l'essai de calibration*

Figure III. 37 *Montage de la première méthode expérimentale de calibration*

L'évolution de la variation de la flèche en fonction du temps d'acquisition des données est représentée sur la figure III.38. La variation de la flèche est déterminée en prenant comme origine la valeur de la flèche à pression nulle et comme valeur finale, la flèche (stabilisée) à la pression définie. Une pression maximale de 3,5MPa sera imposée au cours de cet essai. La valeur de flèche maximale atteinte est approximativement de 1,4mm.

Lors de l'essai de calibration, la flèche relative est mesurée à chaque montée en pression. Cette mesure traduit la différence entre la valeur de la flèche à pression nulle du pas précédent et celle mesurée à la pression du palier imposé. Lors de la première montée en pression du palier considéré, l'augmentation de la flèche résiduelle engendre un biais de mesure sur le premier cycle du palier caractérisé par une « fausse » flèche relative apparente.

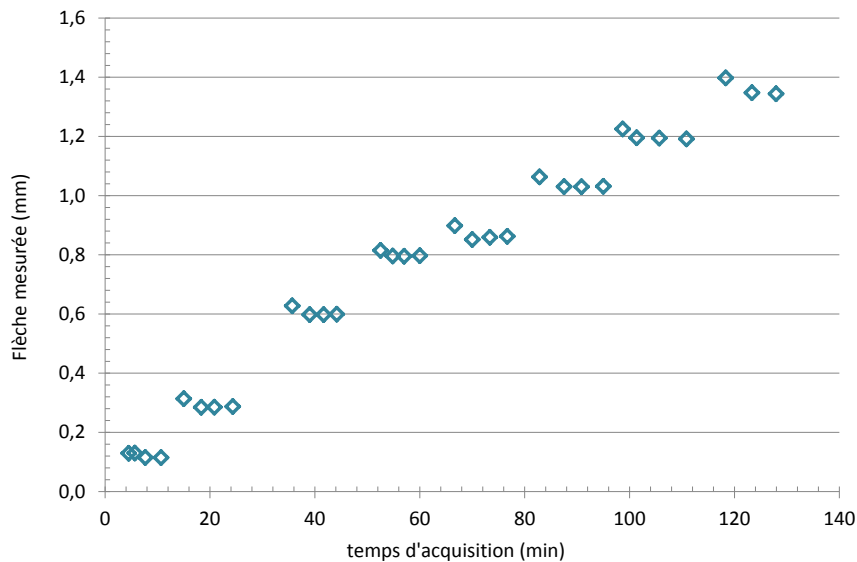


Figure III. 38 Evolution temporelle de la flèche mesurée par le capteur LVDT durant l'essai de calibration

L'évolution de la moyenne des mesures obtenues au niveau des 7 jauges de déformations est présentée en fonction de la flèche mesurée par le capteur LVDT placé au niveau de la zone utile (Figure III.39).

Au cours de cet essai de calibration, les jauges de déformation radiales et tangentielles ont présenté des signes de décollement pour un niveau de pression égal à 2,5 MPa (correspondant à un niveau de flèche égal à 1mm). Ce dysfonctionnement au niveau de ces jauges est dû au positionnement de celles-ci au niveau d'une transition d'épaisseur. La rosette placée au centre de l'éprouvette (zone plate) a résisté quant à elle jusqu'à une pression de 3,5 MPa.

On retrouve une différence de niveaux de déformations entre les jauges radiales et tangentielles en s'éloignant du centre de l'éprouvette de calibration. Ces résultats sont cohérents avec ceux obtenus via les simulations numériques (Figure III.16).

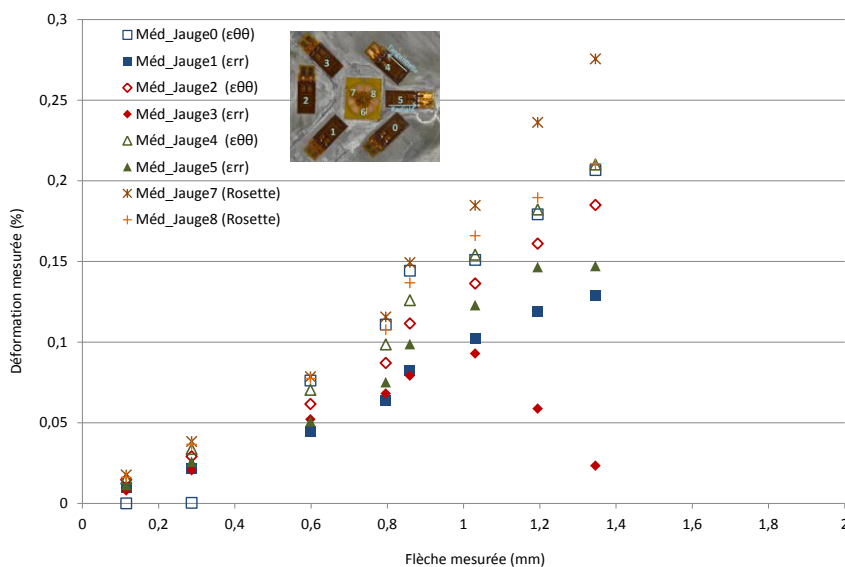


Figure III. 39 Relation entre la flèche (mm) mesurée et les déformations (%) lors de l'essai de calibration

Afin de pouvoir comparer tous les résultats de calibration, nous avons choisi de faire la moyenne des résultats obtenus à partir de la rosette placée au centre de l'éprouvette qui reflète le niveau de déformation le plus important (Figure III.40).

Cette première méthode de calibration a permis de définir la relation flèche – déformation pour un niveau jusqu'à un niveau de déformation radiale de 0,24%. Suite aux différentes erreurs expérimentales obtenues de par le positionnement des jauges de déformation et aux erreurs de mesures au niveau des conditionneurs utilisés, nous avons décidé de mettre en place une deuxième méthode de calibration permettant l'obtention de données expérimentales plus précises.

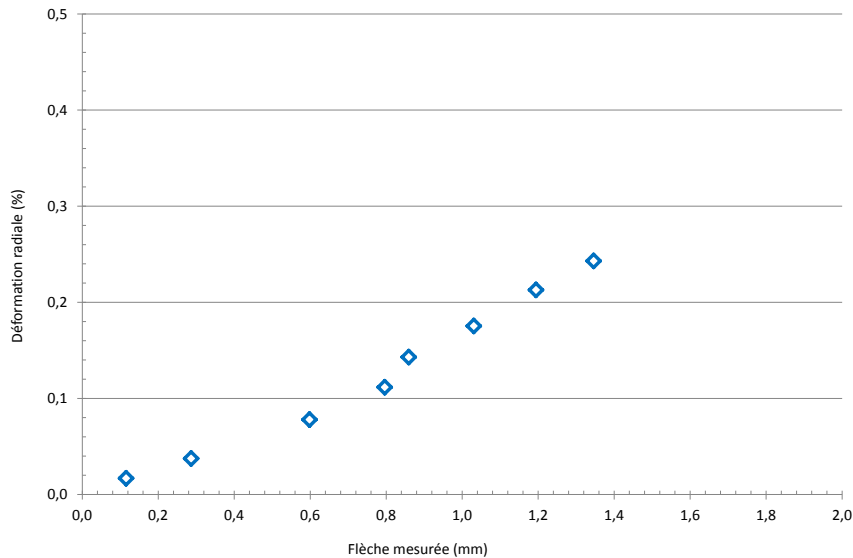


Figure III. 40 Calibration flèche-déformation à partir des jauges de déformation

III.4.2. 2ème méthode expérimentale de calibration : Stéréo-corrélation

Afin d'avoir des mesures plus précises et pour atteindre un niveau de chargement plus important, nous avons décidé de réaliser une nouvelle calibration du montage FABIME2 en utilisant la méthode de stéréo-corrélation d'images. En collaboration avec la société « Videometric Technology » [64] et le laboratoire EMSI du CEA de Saclay, un mouchetis a été réalisé au niveau de la zone utile de l'éprouvette FABIME2 (Figure III.41).

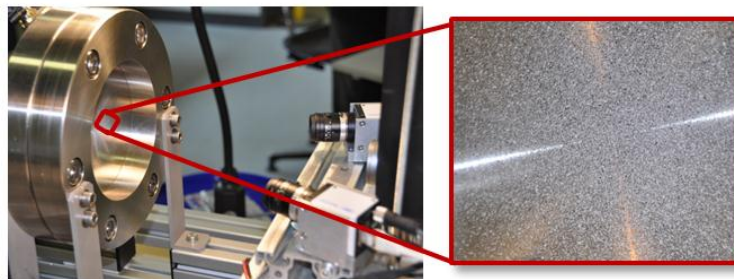
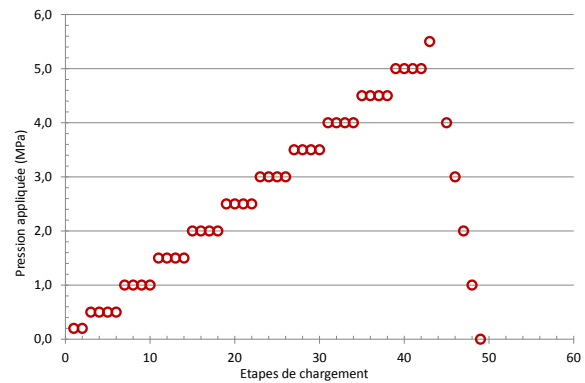
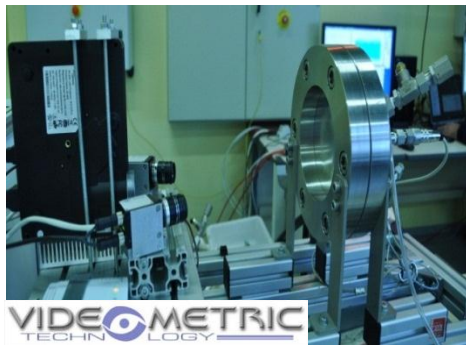


Figure III. 41 Application d'un mouchetis au niveau de la zone utile de l'éprouvette de calibration

L'éprouvette est placée dans la cellule d'essais à l'aide du même composant complémentaire que celui utilisé lors de la première méthode de calibration (jauges de déformation). En effet, ce montage permet que la face de l'éprouvette sur laquelle le mouchetis a été appliqué soit visible pour l'acquisition d'images de références et des déformées de l'éprouvette afin de définir le déplacement

du champ de points dans le plan de déformation. La pression est ainsi appliquée unilatéralement, comme illustré sur la figure III.42.a.

Le déroulement de cet essai de calibration est basé sur le même principe que le premier. Une corrélation entre les différentes données du montage FABIME2 (capteur LVDT) est réalisée avec les prises de photos réalisées à partir des caméras BAUMER fournies par la société Videometric Technology. Quatre à cinq cycles sont répétés à chaque palier afin d'obtenir une mesure reproductible des déformations et de la flèche (Figure III.42.b).



a) *Eprouvette de calibration insérée dans la cellule d'essai de fatigue*

b) *Evolution temporelle de la pression durant l'essai de calibration*

Figure III. 42 Montage de la deuxième méthode expérimentale de calibration

La variation de la flèche est déterminée en prenant comme origine la valeur de la flèche à pression nulle et comme valeur finale, la flèche (stabilisée) à la pression définie. Cette méthode de calibration a permis d'atteindre un niveau de chargement en pression plus important égal à 5MPa et correspondant à une valeur de flèche égale à 1,6mm (Figure III.43).

La figure III.43 traduit aussi le même phénomène de déformation résiduelle observée lors de la calibration avec les jauges de déformations.

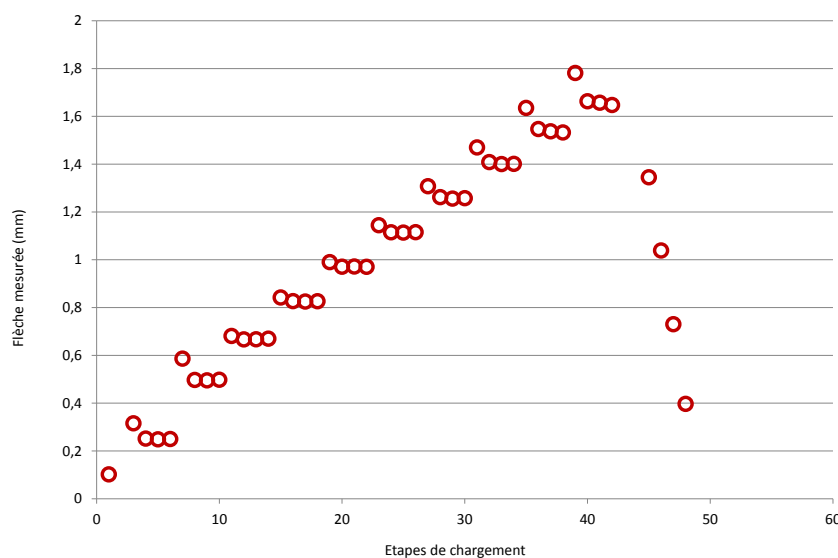


Figure III. 43 Evolution temporelle de la flèche mesurée par le capteur LVDT durant l'essai de calibration

Le dépouillement des images acquises en cours d'essai sur un maillage défini à partir du mouchetis de dimensions (3,5cm * 3 cm) et avec une taille d'élément égale à (2,5mm * 2,5mm) a été effectuée par la société Vidéométric. Le maillage défini comporte 218 éléments et 253 nœuds au niveau desquels une interpolation polynômiale de degré 3 dans le plan est réalisée. Les calculs ont été réalisés suivant un algorithme permettant le calcul de la moyenne des déplacements en chaque nœud sur un carré de 80 * 80 pixels (Figure III.44).

Pour chaque niveau de chargement, 20 images sont prises pour l'extraction du niveau de déformation et de déplacement atteint. Le post traitement par tranches de 10 images, a permis de mettre en évidence la répétabilité des traitements. Les images sont traitées pour chaque niveau de chargement en prenant comme référence l'état initial de l'acquisition à pression nulle. La résolution normale au plan est environ de 3µm par pixel.

Le post traitement des données expérimentales obtenues lors de cet essai de calibration a permis d'obtenir des résultats avec une erreur de 0,01% en déformation et une erreur de mesure du déplacement égale à 0,2µm.

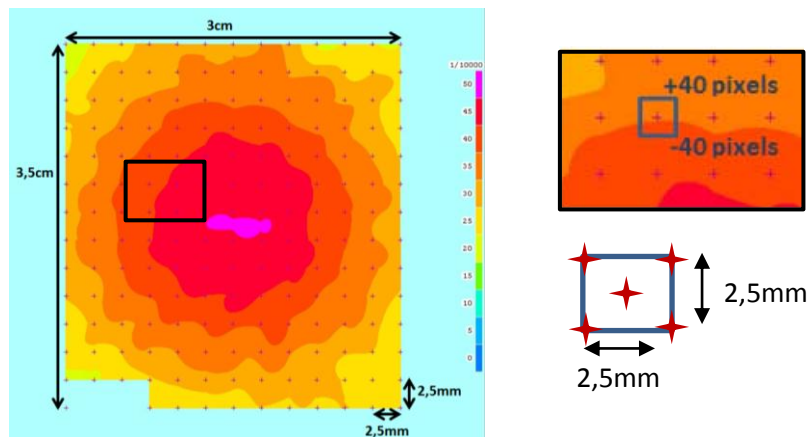


Figure III. 44 Maillage adopté pour dépouiller les données expérimentales

Les résultats obtenus à partir du dépouillement des données expérimentales ont permis de définir :

- Les déformations principales maximales et minimales dans le plan (\vec{u}_x, \vec{u}_y) ce qui correspond respectivement à la déformation tangentielle et la déformation radiale (Figure III.45.a),
- Les déplacements au niveau des nœuds du maillage adopté suivant l'axe \vec{u}_z (Figure III.45.b),
- Les iso-valeurs de la déformation principale maximale (Figure III.45.c).

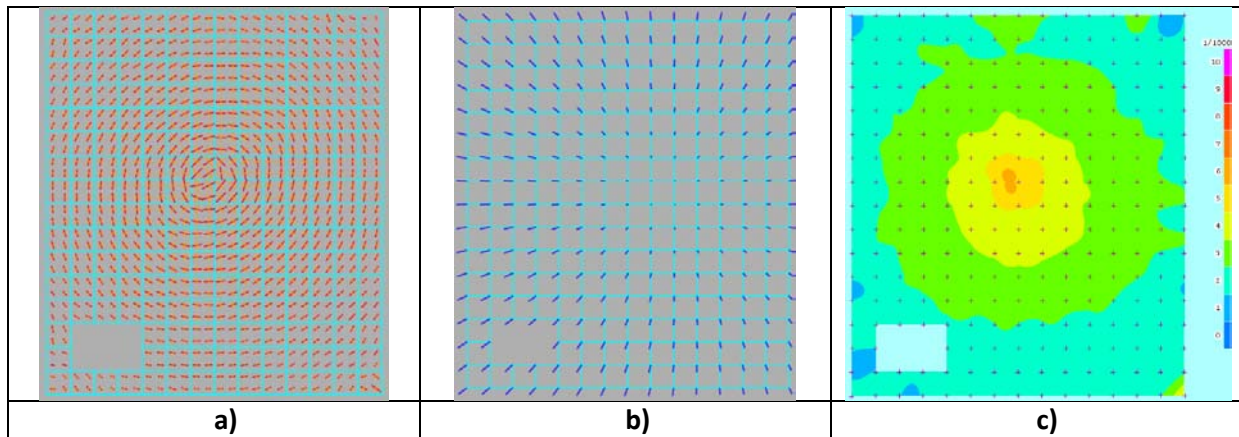


Figure III. 45 Résultats obtenus à partir du dépouillement des données expérimentales pour un chargement en pression égal à 3,5MPa

Le tracé des iso-valeurs de la déformation principale obtenue au niveau de la zone utile de l'éprouvette pour différents chargements imposés permet d'identifier une concentration de contraintes au centre de l'éprouvette (Figure III.46). Ces résultats permettent de vérifier le bon dimensionnement de la géométrie de l'éprouvette réalisé en début de cette étude.

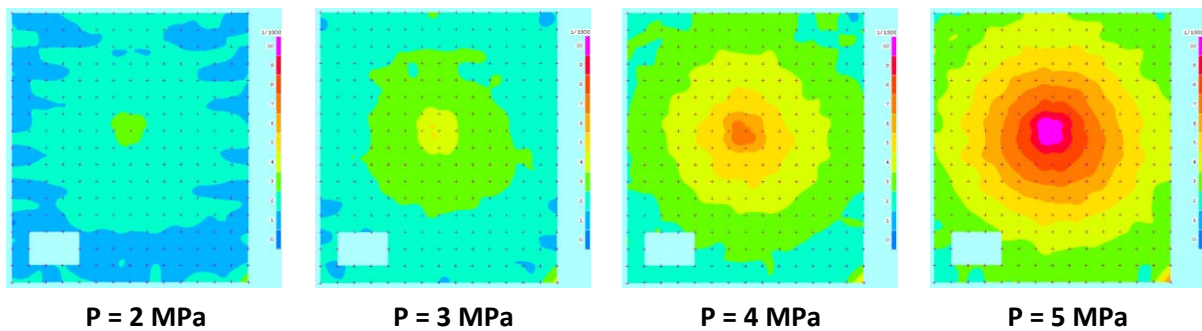


Figure III. 46 Déformation principale maximale lors de l'essai de stéréo-corrélation

Cette seconde méthode de calibration a permis de définir le niveau de déformation atteint pour chaque chargement en flèche imposée. Le niveau de déformation radiale maximale atteint au cours de cette méthode de calibration est égal à 0,32% (Figure III.47).

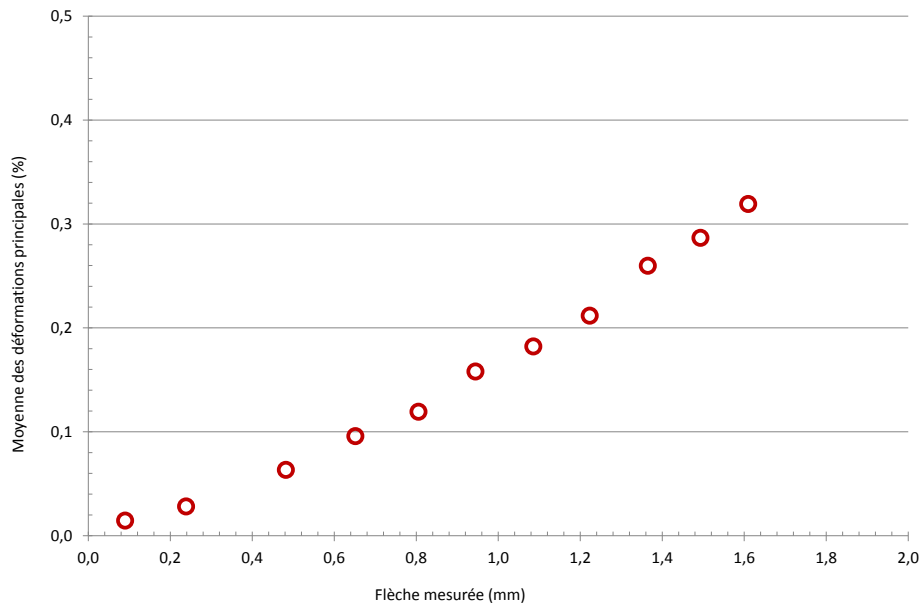
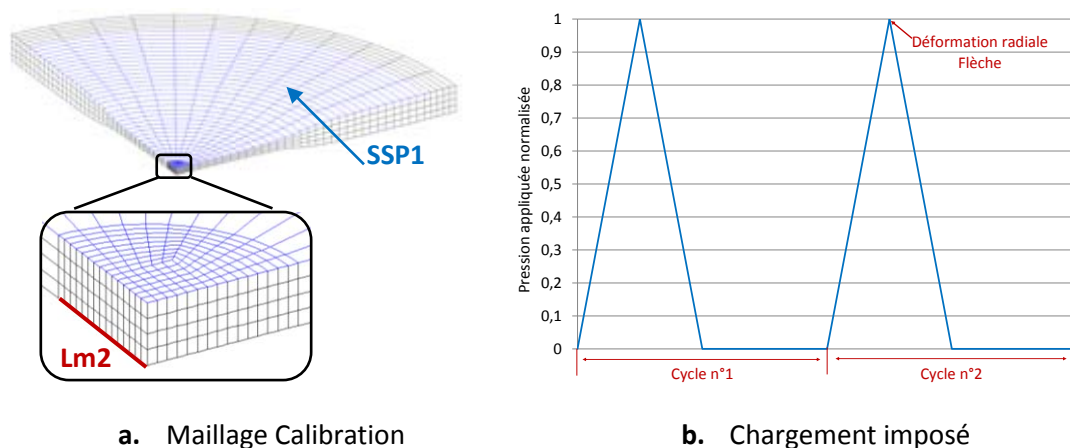


Figure III. 47 Calibration flèche-déformation en se basant sur la méthode de stéréocorrélation

Une calibration numérique a été réalisée avec le code de calcul CAST3M afin de pouvoir définir les niveaux de déformation plus importants (si besoin) et aussi pour pouvoir effectuer des comparaisons avec les résultats expérimentaux.

III.4.3. Méthode de calibration numérique

Une calibration flèche-déformation est établie par calculs éléments finis sur le code de calcul CAST3M. Cette identification est réalisée avec une approche tridimensionnelle (Figure III.48.a). Les calculs sont établis pour un chargement en pression appliqué d'un seul côté de l'éprouvette avec mesure du déplacement et de la déformation radiale du côté opposé. Avec les deux méthodes de calibration expérimentales décrites précédemment, la déformation radiale est obtenue à partir d'une moyenne au niveau de la zone utile. Afin de pouvoir comparer les résultats obtenus expérimentalement, nous calculons numériquement la moyenne de la déformation radiale au niveau de la zone utile de l'éprouvette sur la ligne Lm2 (Figure III.48.b).



a. Maillage Calibration

b. Chargement imposé

Figure III. 48 Approche tridimensionnelle pour la calibration numérique flèche-déformation

Trois lois de comportement distinctes sont étudiées (Figure III.49): Élastique, élastoplastique RCC_MRx (Eq. III.5) et élastoplastique Chaboche2 (Chapitre II).

Une courbe de consolidation cyclique a été obtenue à partir des points expérimentaux obtenus en fatigue uniaxiale (Chapitre II) au cours des cycles stabilisés. Cette courbe peut s'écrire suivant la même équation comme définie dans le code RCC_MRx, mais avec des coefficients identifiés (Eq. III.7) :

$$\overline{\Delta\varepsilon}_t(\%) = 100 \cdot \frac{2 \cdot (1 + \nu)}{3 \cdot E} (\overline{\Delta\sigma}) + \left(\frac{\overline{\Delta\sigma}}{k}\right)^{1/m} \quad \text{Eq.III. 7 [48]}$$

Avec $\nu = 0,33$; $E = 1,88 \text{ GPa}$; $k = 7619 \cdot 10^5 \text{ Pa}$ et $m = 0,311$ pour la nuance de l'acier inoxydable austénitique de type 316-L utilisée pour cette étude et pour une température égale à 20°C .

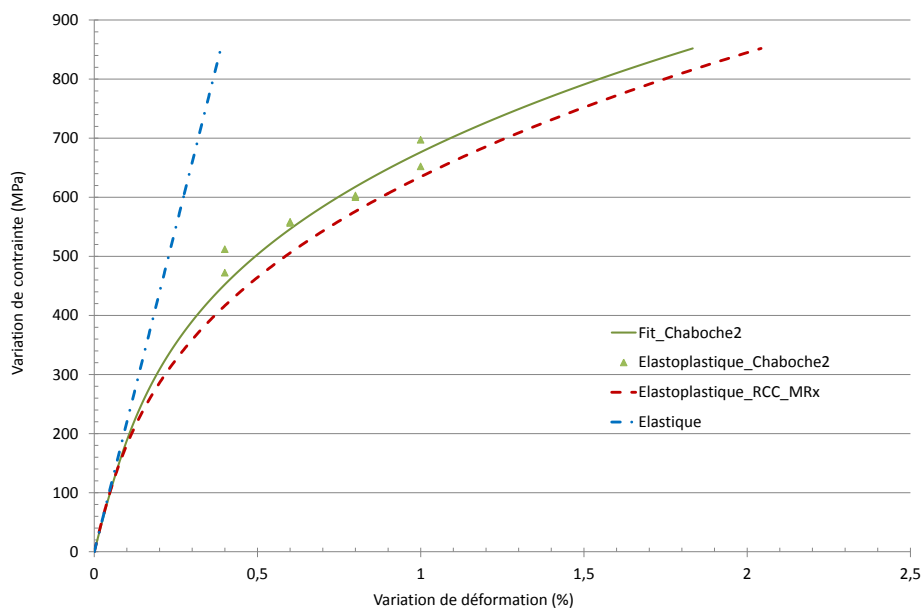


Figure III. 49 Lois de comportement étudiées pour la calibration flèche-déformation numérique

Neufs niveaux de chargement sont étudiés dans cette partie. Pour les niveaux de chargement faibles, la valeur de flèche est la même quel que soit le comportement du matériau adopté. Cependant, pour un niveau de chargement important, la flèche est moins importante dans le cas d'un comportement élastique (Figure III.50). L'évolution de la flèche en fonction de la loi de comportement adoptée coïncide avec l'évolution des lois de comportement au niveau de la figure III.49.

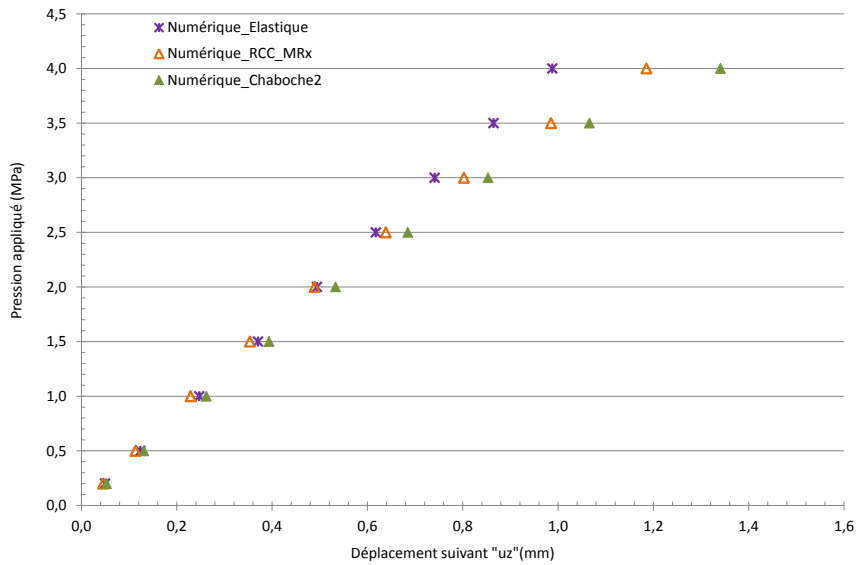


Figure III. 50 Evolution de la flèche suite à l'application d'une pression au niveau de la surface de l'éprouvette FABIME2

La courbe de calibration flèche déformation définie à partir des calculs éléments finis est la même quelle que soit la loi de comportement adoptée. Les calculs montrent une évolution quasi-linéaire entre la flèche et la déformation quelle que soit la loi de comportement étudiée (Figure III.51). Une régression linéaire peut être définie pour une relation flèche-déformation respectant l'Eq.III.8:

$$\Delta\varepsilon_{rr} = 0,2304 \cdot u_z \tag{Eq.III. 8}$$

Pour les faibles niveaux de chargement, la déformation est la même pour les trois lois de comportement, ce qui est assez logique vu que la plasticité n'intervient pas pour un niveau de chargement si petit. Par contre, plus le déplacement est important, plus l'écart est visible avec, ce qui est cohérent, une déformation en élasticité moins importante qu'en élastoplasticité.

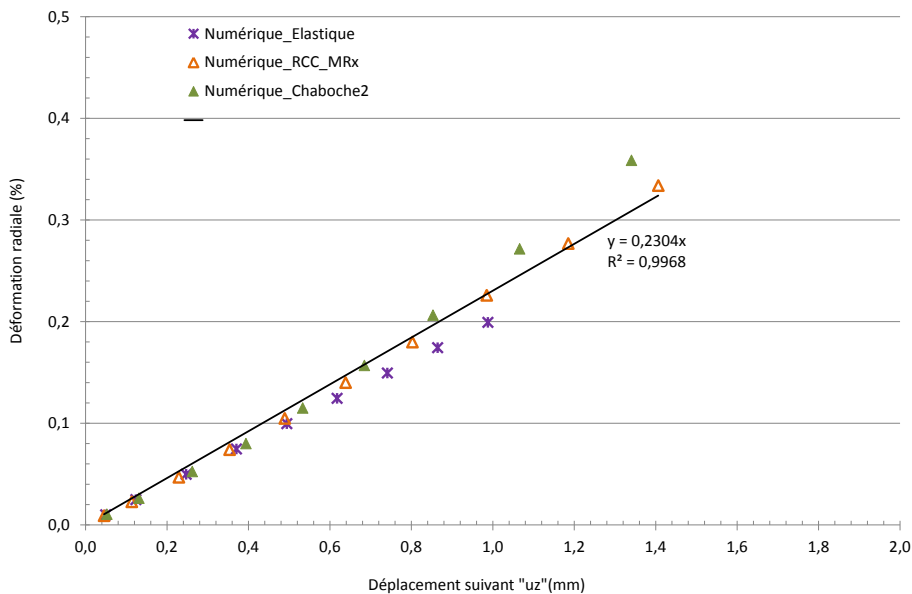


Figure III. 51 Calibration numérique flèche – déformation

III.4.4. Comparaison des différentes méthodes de calibration

Après présentation des trois méthodes de calibration adoptées, la figure III.52 rassemble toutes les mesures obtenues traduisant l'évolution de la déformation radiale en fonction de la flèche mesurée.

Ainsi, nous pouvons conclure que les deux méthodes expérimentales coïncident très bien, ce qui valide toutes les mesures de jauge obtenues. Un léger écart est observé avec la méthode numérique qui peut être dû à l'erreur de mesure expérimentale ou aussi au fait que les calculs numériques sont obtenus avec une loi de comportement définie pour des essais uniaxiaux. Cependant, la loi de comportement RCC_MRx s'approche plus des résultats de calibration expérimentaux obtenus.

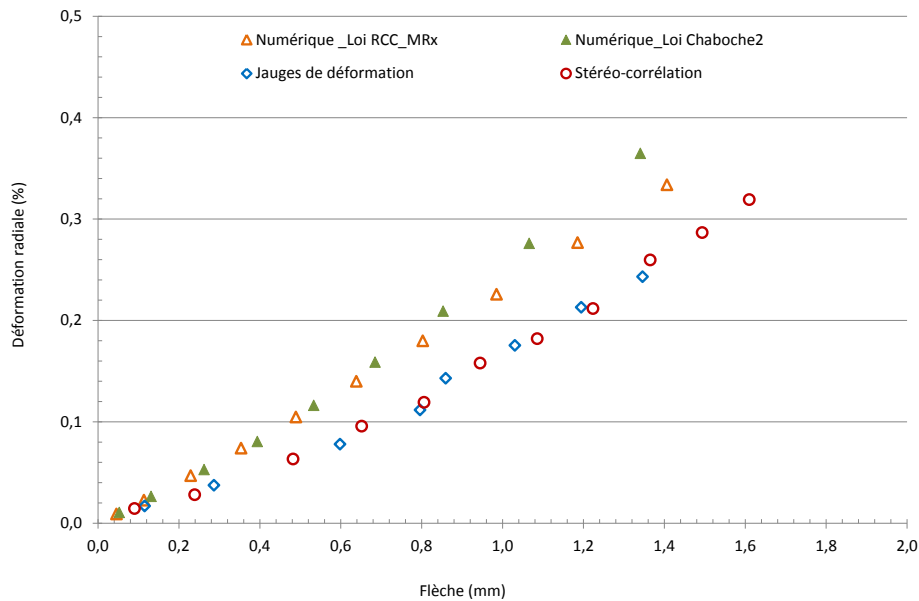


Figure III. 52 Calibration flèche-déformation du montage expérimental FABIME2

La variation de la déformation le long de la zone utile de l'éprouvette FABIME2 défini par calculs éléments finis sur le code de calcul Cast3m coïncide avec les mesures expérimentales obtenues par la méthode de stéréo-corrélation (cf. Figure III.53).

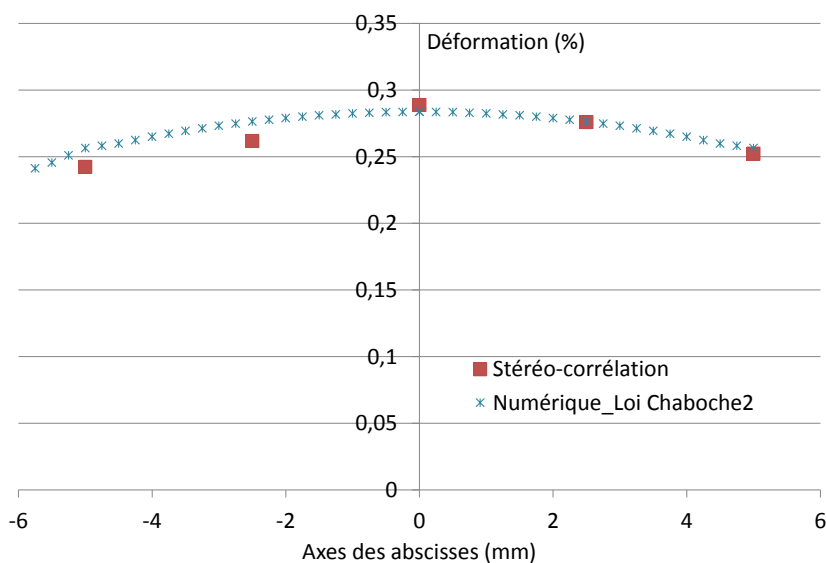


Figure III. 53 Profil de variation de déformation au niveau de la zone utile de l'éprouvette FABIME2

La calibration réalisée au cours de cette étude a été définie pour un chargement en pression avec un rapport de charge $R = 0$ (Figure III.48.b). Les essais de fatigue équi-biaxiale réalisés au cours de notre étude sur le montage FABIME2 sont en chargement alterné ($R=-1$). Afin de valider la calibration flèche-déformation sur les essais FABIME2, des calculs numériques sont réalisés avec la loi de comportement à écrouissage cinématique non linéaire de type Chaboche à 2 centres pour vérifier que la courbe de calibration est indépendante du rapport de charge (Figure III.54).

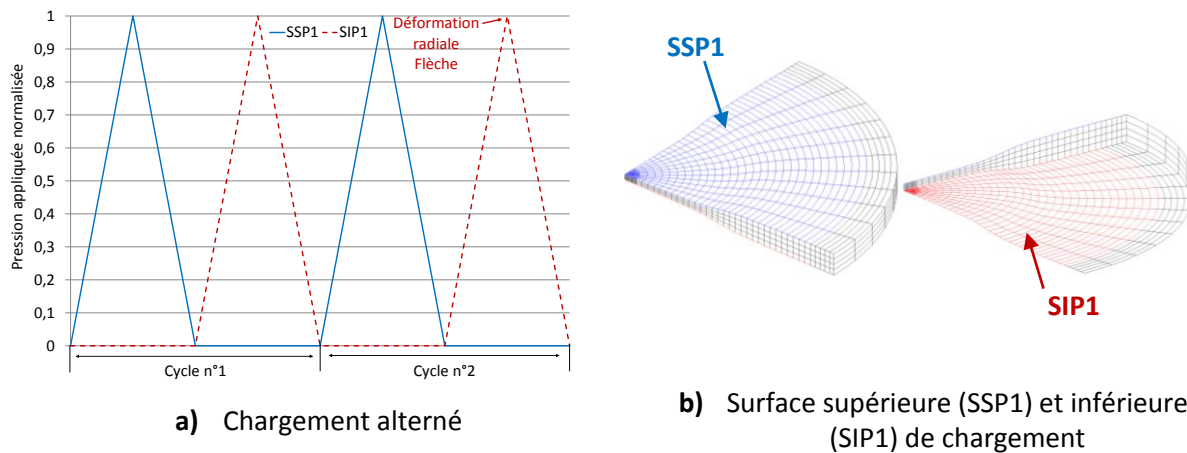


Figure III. 54 Calibration numérique avec un chargement alterné

L'évolution de la déformation radiale en fonction de la flèche mesurée est la même pour les deux rapports de charge (Figure III.55). Ainsi, nous pouvons utiliser la calibration expérimentale réalisée qui est valable pour l'utilisation au niveau des essais de fatigue équi-biaxiale FABIME2.

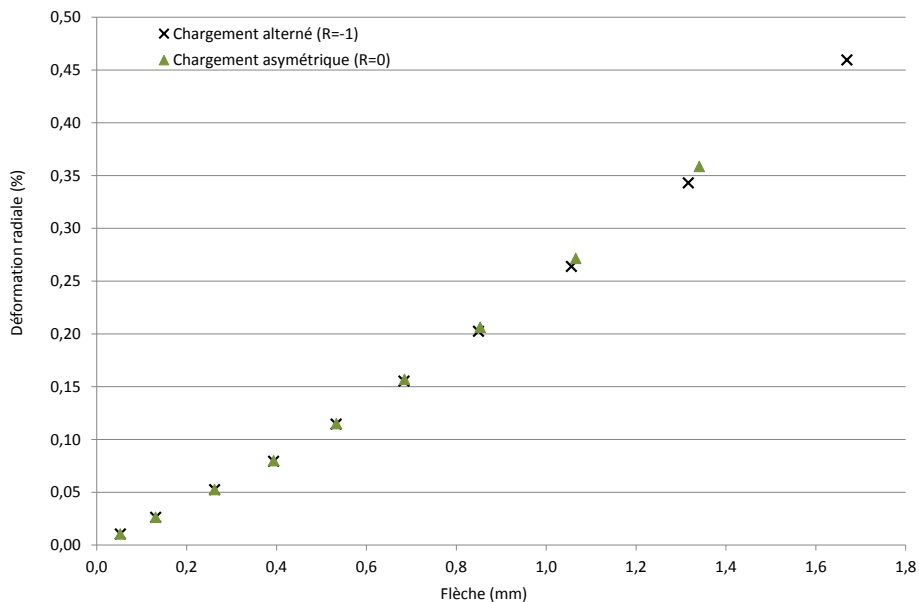


Figure III. 55 Variation de la déformation radiale en fonction de la flèche avec un maillage 3D et un chargement alterné

Synthèse

A l'aide de plusieurs calculs par éléments finis réalisés avec le code de calcul CAST3M, nous avons pu dimensionner et optimiser l'éprouvette de fatigue équi-biaxiale ainsi que le dispositif expérimental associé (FABIME2). A partir des résultats obtenus et en collaboration avec la société TOP INDUSTRIE,

le montage expérimental a été livré courant 2013 au sein du laboratoire d'Intégrité des Structures et de Normalisation.

Un descriptif détaillé des différents composants du nouveau dispositif expérimental FABIME2 est présenté. Le composant le plus important au niveau de ce montage est la partie mécanique. C'est dans cette cellule que l'éprouvette FABIME2 est placée. Elle est équipée de deux capteurs de déplacements LVDTs qui permettent d'assurer des essais à déplacement imposé, de deux capteurs de pression et de thermocouples de contrôle.

Une dernière partie traite de la calibration du montage. Elle est réalisée avec deux méthodes expérimentales et une méthode numérique. Les résultats obtenus ont permis d'identifier une relation entre la valeur de flèche mesurée et le niveau de déformation radiale mesurée au niveau de la zone utile. Cette méthode permettra de définir la courbe de durée de vie traduisant l'évolution de la déformation en fonction du nombre de cycles à l'amorçage.

Dans le chapitre suivant, on présentera les différentes campagnes d'essais réalisées sur ce nouveau dispositif de fatigue équibiaxiale avec identification de l'effet de l'équibiaxialité sur la durée de vie sur deux matériaux étudiés : L'acier inoxydable austénitique de type 316L et l'acier inoxydable austénitique de type 304L-CLI.

Chapitre IV. Identification de l'effet de l'équibiaxialité sur la tenue en fatigue

Sommaire

Chapitre IV. Identification de l'effet de l'équibiaxialité sur la tenue en fatigue.....	125
Introduction.....	127
IV.1. Campagnes d'essais expérimentaux FABIME2.....	127
IV.1.1. 1ère campagne d'essais FABIME2 sur le 316-L.....	128
IV.1.2. 2ème campagne d'essais FABIME2 sur le 304L-CLl	129
IV.2. Détection du nombre de cycles à l'amorçage pour les essais FABIME2.....	131
IV.2.1. Principe d'identification du nombre de cycles à l'amorçage	131
IV.2.2. Campagne d'essais de fatigue FABIME2 sur le 316L.....	136
IV.2.3. Campagne d'essais de fatigue FABIME2 sur le 304L-CLl	144
IV.2.4. Comparaison des nombres de cycles à l'amorçage pour les deux matériaux	148
IV.3. Effet de l'équibiaxialité sur l'amorçage de fissure.....	150
IV.3.1. Analyse des résultats expérimentaux en déformations mesurées.....	150
IV.3.2. Analyse des résultats expérimentaux en déformations équivalentes	152
IV.3.3. Modélisation de l'effet de l'équibiaxialité	159
Synthèse.....	164

Introduction

Les éprouvettes disques FABIME2 ont été prélevées dans deux tôles en aciers inoxydables austénitiques de nuances différentes. La première en acier 316L approvisionnée par le LISN auprès de la société Thyssen et la seconde en 304L-CLI fournie par EDF. Avant chaque essai, la zone utile de l'éprouvette FABIME2 a fait l'objet d'un polissage manuel utilisant différentes granulométries de papiers abrasifs en passant du 500 à 2400 μm .

Tous les essais FABIME2 sont réalisés avec un chargement en déplacement imposé par le biais des capteurs LVDT mis en contact au niveau de la zone utile de l'éprouvette.

IV.1. Campagnes d'essais expérimentaux FABIME2

L'usinage des éprouvettes FABIME2 a été réalisé chez deux usineurs différents. Nous avons remarqué que l'état de surface obtenu pour le premier matériau étudié, l'acier inoxydable 316L, n'était pas très propre. Bien que respectant la rugosité demandée, celui-ci présentait des « stries d'usinages optiques ». C'est pour cette raison qu'on a décidé d'usiner les éprouvettes FABIME2 en acier inoxydable 304L-CLI chez un autre usineur plus expérimenté, mais malheureusement beaucoup plus onéreux.

Tous les essais FABIME2 sont réalisés avec un chargement en déplacement imposé par le biais des capteurs LVDT mis en contact au niveau de la zone utile de l'éprouvette. Deux premiers essais tests sont réalisés afin de vérifier le bon fonctionnement du nouveau montage expérimental ainsi que du programme de pilotage et d'acquisition mis en place au laboratoire.

Grâce à ce premier retour d'expérience, nous avons remarqué une légère variation au cours de l'essai du niveau de déplacement imposé ainsi que la présence de bulles d'air dans la cellule d'essai qui engendrent une évolution de la pression. Le premier phénomène observé peut être dû à une première phase de mise en place des différents composants du montage suite à un léger écartement des deux demi-coquilles lors de la mise en pression (élasticité des vis de serrage).

Afin de remédier à ces différents soucis expérimentaux, deux démarches spécifiques sont à effectuer pour un essai FABIME2 :

- Lors du lancement de l'essai, une montée en charge progressive en palier est nécessaire afin d'assurer une bonne mise en place des différents composants du montage. Une purge et un resserrage sont indispensables à chaque palier. Deux à trois niveaux de chargement intermédiaire sont à réaliser avant de lancer l'essai au niveau du chargement souhaité,
- Au cours de l'essai, une nouvelle notion de cycles dits « LENTS » est définie en dehors des cycles normaux dits « RAPIDES ». Ce nouveau type de cycles est imposé à intervalles réguliers (à peu près 3 cycles lents tous les 1 000 cycles rapides). Ils permettent l'obtention de données expérimentales nécessaires à l'interprétation et à l'ajustement en cours d'essai du chargement (flèche minimale, maximale et à pression nulle). Cet ajustement en cours d'essai a pour objectif de s'assurer que le chargement réel subi par l'éprouvette est constant. Ces cycles lents permettent aussi la prise de photos pendant l'essai pour la détection visuelle de l'amorçage de fissure ainsi que le suivi de sa propagation.

Après vérification du bon fonctionnement du montage expérimental FABIME2, un protocole expérimental est mis en place :

1. Mise en place de l'éprouvette, légère surpression (1,5 bars) afin d'assurer une première purge,
2. Réalisation des différents paliers à des niveaux intermédiaires afin de vérifier une bonne mise en place des différents composants du montage,
3. Début de l'essai de fatigue au chargement nominal avec des cycles lents tous les 500 ou 1 000 cycles rapides avec prise de photos via les hublots,
4. Arrêt de l'essai lorsque les fissures observées se sont propagées en dehors de la zone centrale.

IV.1.1. 1ère campagne d'essais FABIME2 sur le 316-L

La première campagne d'essais réalisée sur l'acier inoxydable austénitique de type « 316L » comprend cinq niveaux de flèche imposée : 1,6 / 1,4 / 1,2 / 1,1 et 0,9 mm (Tableau IV.1). Les deux niveaux de chargement imposés les plus élevés ont été dupliqués afin de vérifier la reproductibilité des résultats obtenus par les capteurs LVDT utilisés durant cette première campagne d'essai. Ceux-ci balayaient une plage de mesures de $\pm 2,5$ mm avec une erreur de 1% sur la plage de mesure. Dans ce paragraphe, les évolutions temporelles des flèches sont présentées pour deux niveaux de chargement distincts : 1,6mm et 1,4mm. L'intégralité des données de cette première campagne d'essais est donnée en annexe IV.1.

Un récapitulatif des différents niveaux de chargement réalisés sur l'acier inoxydable austénitique de type 316L est présenté au tableau IV.1.

Nous pouvons définir un écart moyen de la mesure obtenue à partir des premiers capteurs LVDT utilisés (plage de mesure égale à $\pm 2,5$ mm) durant la première campagne d'essais FABIME2 sur l'acier inoxydable austénitique de type 316-L égal à 15 microns.

Eprouvette	Delta LVDT (mm)	Ecart moyen (mm)
LISN743A-H (Face1)	1,563	0,011
LISN743A-H (Face 2)	1,633	0,022
LISN743A-I (Face 1)	1,597	0,006
LISN743A-I (Face2)	1,589	0,008
LISN743A-G (Face 1)	1,375	0,007
LISN743A-G (Face 2)	1,411	0,009
LISN743A-F (Face 1)	1,353	0,009
LISN743A-F (Face 2)	1,431	0,012
LISN743A-E (Face 1)	1,2	0,011
LISN743A-E (Face 2)	1,184	0,006
LISN743A-AA (Face 1)	1,087	0,021
LISN743A-AA (Face 2)	1,103	0,054

LISN743A-D (Face 1)	0,902	0,019
LISN743A-D (Face 2)	0,893	0,018

Tableau IV. 1 Première campagne d'essais FABIME2

Le premier niveau de chargement présenté correspond à une flèche de 1,6mm. Les différentes données de pilotage en flèche, mesurées au cours des cycles lents sur la première face, sont présentées pour l'essai LISN743A-I (Figure IV.1). Nous y avons défini :

- Le « 0 LVDT » qui traduit la valeur du capteur LVDT pour un chargement à pression nulle,
- Le « LVDT min » qui traduit la valeur du capteur LVDT pour un chargement en pression maximum appliqué du côté opposé,
- Le « Delta LVDT » qui traduit la valeur effective du déplacement imposé (cf. Eq.IV.1). L'évolution de ce paramètre au cours des cycles rapides permet de valider la stabilité du chargement en flèche imposée pendant toute la durée de l'essai. Le principe des cycles lents permettant un recalage du zéro de la flèche à pression nulle permet d'assurer la stabilité du chargement.

$$\text{Delta LVDT} = 0 \text{ LVDT} - \text{LVDT min}$$

Eq.IV. 1

Le chargement imposé au niveau du côté 1 de l'éprouvette FABIME2 est constant tout au long de l'essai. En effet, la valeur moyenne de flèche est égale à 1,597mm pour le côté 1 avec un écart moyen inférieur à 9 microns.

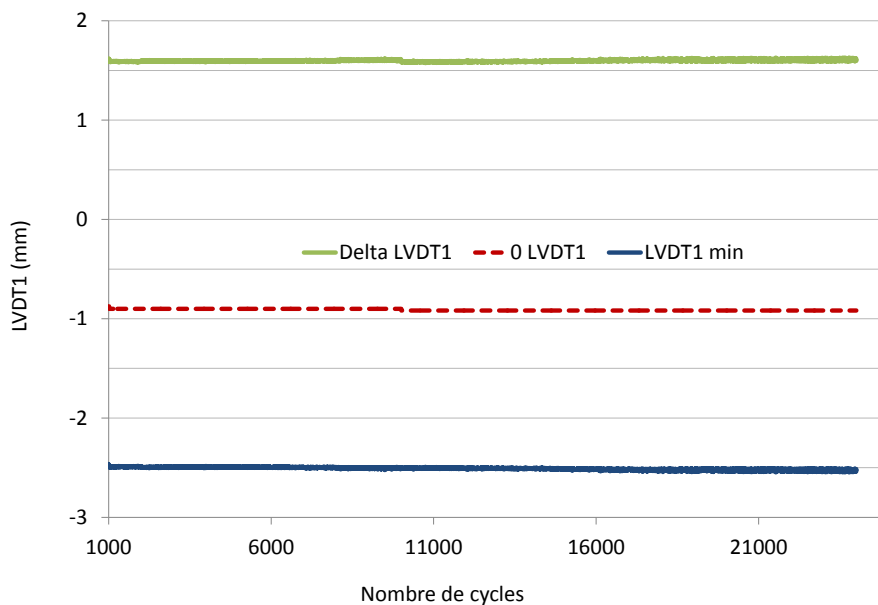


Figure IV. 1 Evolution du chargement imposé au niveau du capteur de déplacement du côté 1 de l'éprouvette « LISN743A-I » 1,6mm

IV.1.2. 2ème campagne d'essais FABIME2 sur le 304L-CLI

Dans le cadre de la fiche tripartite CEA-EDF-AREVA, cette seconde campagne d'essais de fatigue équibiaxiale est réalisée sur l'acier inoxydable austénitique 304L-CLI fourni par EDF. Ce matériau est certifié RCC-MRx [48], contrairement au premier matériau étudié. Etant donné que l'industrie du nucléaire s'intéresse à l'effet de l'équibiaxialité pour de grands nombres de cycles, les niveaux de

chargement définis pour cette campagne sont plus bas. Trois niveaux de chargement sont ainsi étudiés : 1,4 / 1,3 et 1,2 mm (Tableau IV.2).

Pour cette nouvelle campagne, nous avons utilisé deux nouveaux capteurs LVDT avec une plage de ± 5 mm. La calibration et l'étalonnage sont réalisés de telle sorte que la précision soit optimale au niveau de la plage de mesures (Chapitre III).

Cette seconde campagne d'essais permet de définir un écart moyen de la mesure obtenue à partir des nouveaux capteurs LVDT utilisés durant cette seconde campagne d'essais FABIME2 sur l'acier inoxydable austénitique de type 304L-CLI égal à 8 microns (Tableau IV.2).

Eprouvette	Delta LVDT (mm)	Ecart moyen (mm)
LISN750-H (Face1)	1,406	0,005
LISN750-H (Face 2)	1,367	0,008
LISN750-K (Face 1)	1,285	0,011
LISN750-K (Face2)	1,276	0,008
LISN750-I (Face 1)	1,195	0,009
LISN750-I (Face2)	1,187	0,01

Tableau IV. 2 Tableau récapitulatif de la 2^{ème} campagne d'essais FABIME2 sur le 304L-CLI

Comme pour le paragraphe précédent, nous présentons les trois données expérimentales obtenues à partir des nouveaux capteurs de déplacement (LVDT min, 0 LVDT et Delta LVDT) durant l'essai sur l'éprouvette FABIME2 référencée « LISN750-K » du côté 2 qui subit un chargement de 1,3 mm (Figure IV.2). Les nouveaux capteurs LVDT montrent un chargement constant tout au long de l'essai. La valeur moyenne de flèche imposée au cours de l'essai est de 1,276 avec un écart moyen de 8 microns.

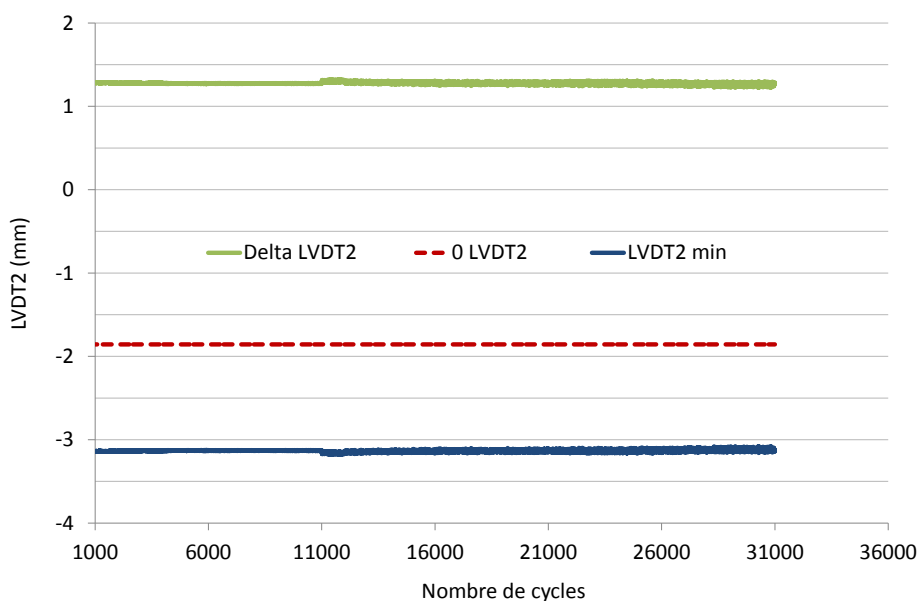


Figure IV. 2 Evolution du chargement imposé au niveau du capteur de déplacement du côté 2 de l'éprouvette « LISN750-K » 1,3mm

IV.2. Détection du nombre de cycles à l'amorçage pour les essais FABIME2

La définition du nombre de cycles à l'amorçage est une étape assez délicate. En effet, les courbes de durée de vie utilisées au niveau des règles de conception comme par exemple le RCC-MRx (Règles de Conception et de Construction des Matériels Mécaniques des installations nucléaires) sont construites à partir du nombre de cycles à rupture pour un essai de fatigue uniaxiale sur des éprouvettes cylindriques de diamètre 8 mm. A amplitude de déformation imposée, on se fonde sur le nombre de cycles N25, qui correspond à une chute de la charge de 25%, soit sensiblement une taille de fissure égale à environ 3mm en profondeur. La notion de taille de fissure amorcée équivalente entre différents essais est importante et doit correspondre à l'objectif de détection de fissures sur site, soit à l'échelle millimétrique.

Ce paragraphe comporte trois parties distinctes : la première partie concerne la présentation des deux méthodes d'identification du nombre de cycles à l'amorçage au niveau des éprouvettes FABIME2, les deux parties suivantes présenteront les résultats expérimentaux des deux campagnes d'essai FABIME2 relatives au « 316L », puis au « 304L-CL1 ».

IV.2.1. Principe d'identification du nombre de cycles à l'amorçage

Afin d'obtenir avec précision le nombre de cycles à l'amorçage au cours des essais de fatigue équibiaxiale, deux méthodes sont adoptées. La première se base sur les prises d'images réalisées en cours d'essai au travers des hublots lors des cycles lents. La seconde utilise la mesure de la variation de rigidité de l'éprouvette due à la présence de fissure(s). Les deux principes d'identification du nombre de cycles à l'amorçage sont présentés sur l'éprouvette FABIME2 « LISN743A-I » qui a subi un chargement en déplacement égal à 1,6mm.

a. Détection visuelle

La première méthode de détection de l'amorçage de fissure se base sur l'observation de différentes photos prises au cours de tous les cycles lents. L'identification du nombre de cycles à l'amorçage pour une taille de fissure faible n'est pas aisée (Figure IV.3).

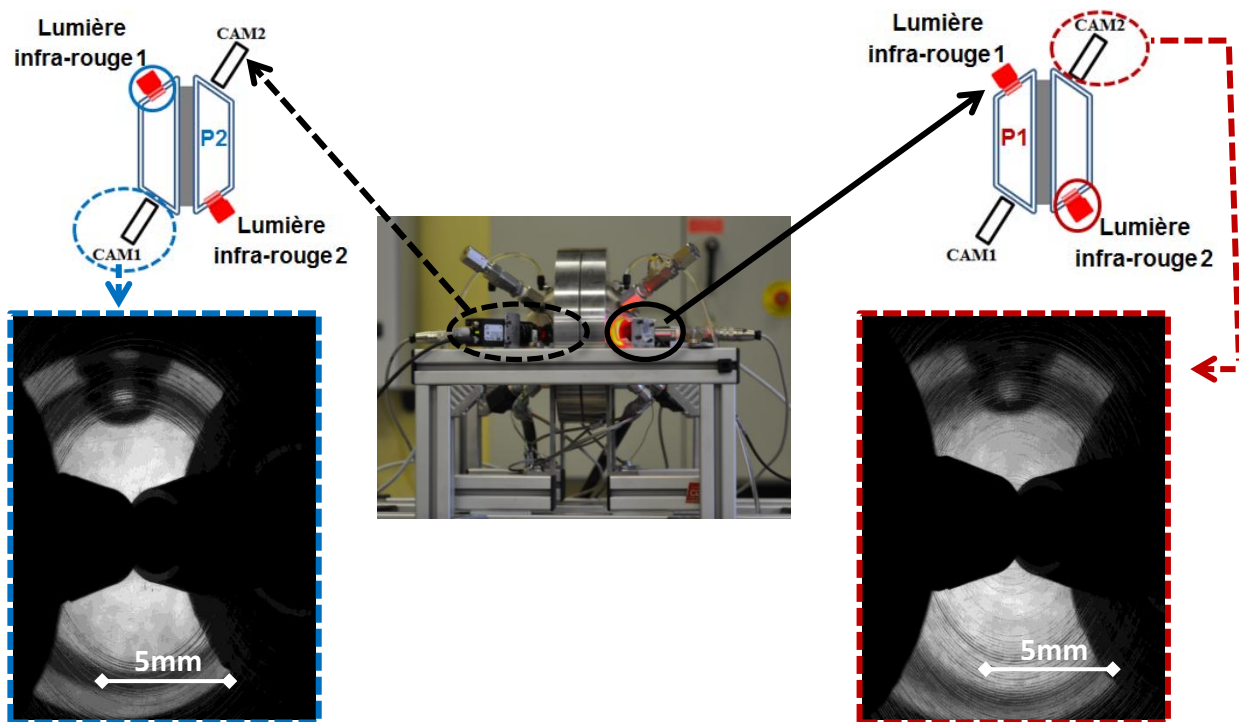


Figure IV. 3 Disposition des caméras BAUMER au niveau du montage expérimental FABIME2

En effet, à cause de la présence d'un angle de 45° pour le positionnement des caméras BAUMER, l'ombre du capteur LVDT est visible sur la photo et crée une zone d'ombre. Cette zone d'ombre empêche la visualisation des fissures à son niveau. Afin de définir une taille de fissure approximative en cours d'essai, nous avons décidé de prendre comme repère la taille de la pointe du capteur LVDT qui est de 5mm (Annexe III.3). La taille de fissure minimale détectée visuellement est alors de 4mm en surface. Comme expliqué au chapitre précédent, les prises d'images sont réalisées au cours des cycles lents et à flèche maximale, ce qui induit une visualisation de la fissure ouverte.

La figure IV.4 présente le principe de visualisation par symétrie « miroir » sur lequel nous nous sommes basés pour présenter les deux faces de l'éprouvette FABIME2 en cours d'essai.

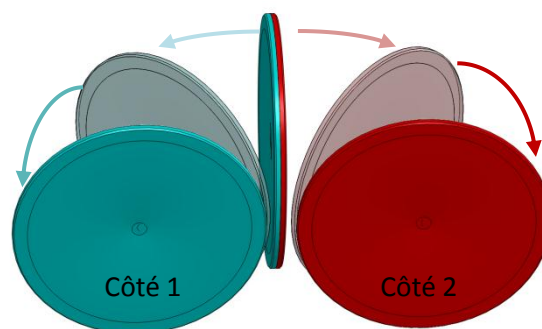


Figure IV. 4 Principe de présentation des surfaces de l'éprouvette FABIME2 en cours d'essai

La figure IV.5 qui suit, présente les deux surfaces de l'éprouvette FABIME2 « LISN743A-G » pour trois cycles différents : Eprouvette en début d'essai, éprouvette avec fissure de 4 mm détectable visuellement et enfin éprouvette en fin d'essai.

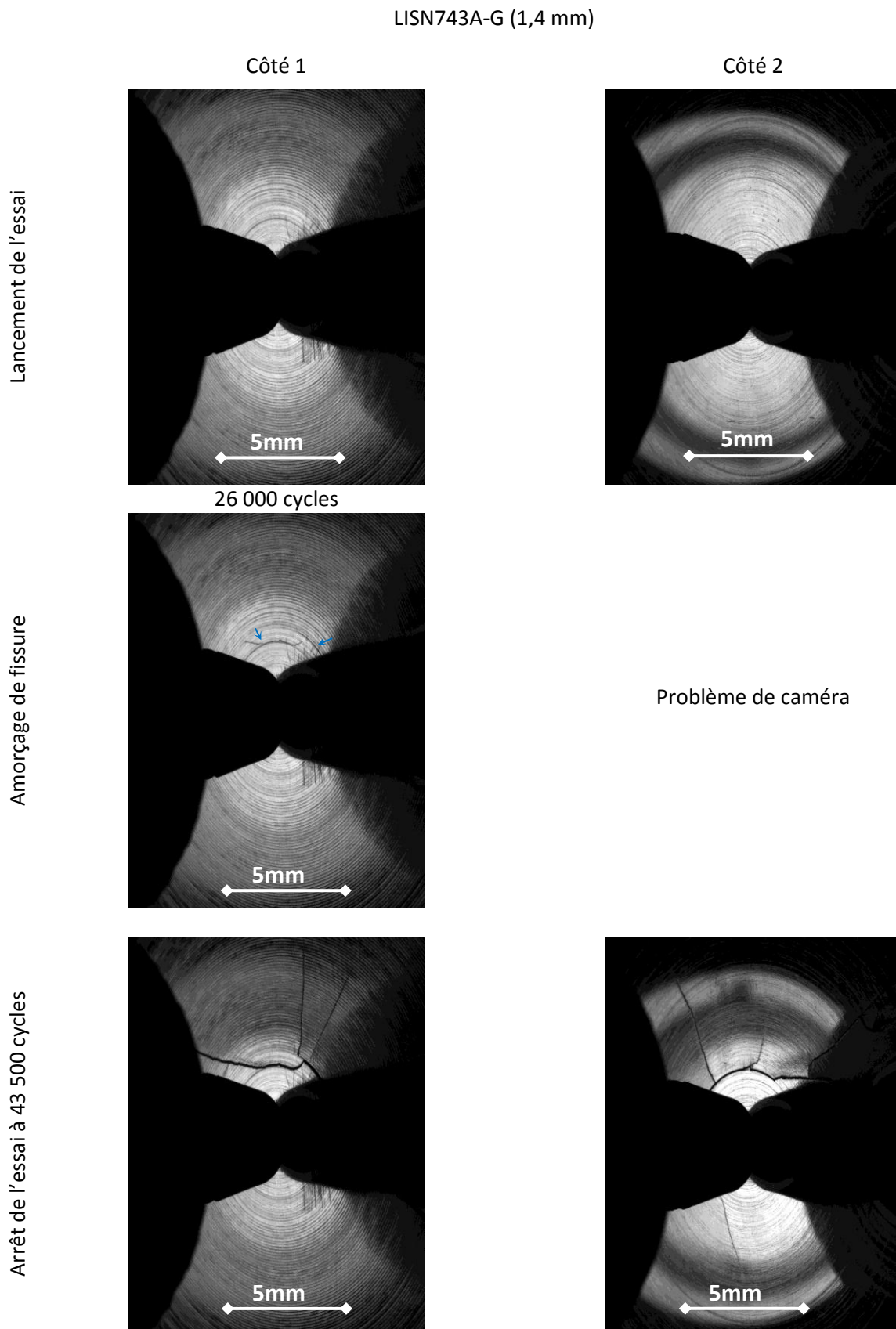


Figure IV. 5 Photos des surfaces de l'éprouvette LISN743A-G en cours d'essai

Sur ces images, l'amorçage de plusieurs fissures est détecté sur la face 1 de l'éprouvette en différents endroits. Par contre, pour la face 2, un aléa technique au niveau de la caméra a été détecté en cours

d'essai, ce qui empêche la détection visuelle de l'amorçage de fissure. A la fin de l'essai, les deux surfaces de l'éprouvette présentent de multiples fissures qui se sont propagées suivant différentes directions. Cette multi-fissuration permet de valider le chargement équibiaxial que subissent les éprouvettes FABIME2. Afin de remédier au problème technique rencontré, une deuxième méthode d'identification du nombre de cycles à l'amorçage est définie.

b. Variation de la rigidité de l'éprouvette

La présence de fissures induit une variation de la rigidité de l'éprouvette. Par contre, la question est de savoir si elle est mesurable. En se basant sur ce constat, l'étude de l'évolution de la pression maximale appliquée au niveau des surfaces de l'éprouvette FABIME2 peut permettre la détection de la présence de fissures. La corrélation de ces résultats avec la première méthode d'identification du nombre de cycles à l'amorçage peut permettre une définition de la valeur de variation de pression suffisante pour la visualisation d'une taille de fissure bien définie. Cette approche peut être très utile pour les essais FABIME2 où des aléas techniques au niveau des caméras BAUMER sont apparus ainsi que pour les essais pendant lesquels l'amorçage de fissure a eu lieu juste au niveau des zones d'ombres du capteur LVDT.

Nous pouvons aussi considérer que cette méthode sera adoptée pour le prochain montage expérimental FABIME2_E qui étudiera l'effet d'environnement REP (eau déminéralisée et désoxygénée avec un PH optimum légèrement alcalin à 300°C et à 155 bars) [9]. En effet, les hublots qui permettent le suivi de la zone utile de l'éprouvette en cours d'essai deviendront alors complètement opaques en milieu REP.

Afin de simplifier l'interprétation des données, nous ne présenterons dans cette partie que les résultats expérimentaux obtenus pour l'éprouvette « LISN743A-G » qui a subi un chargement en déplacement égal à 1,4 mm. Pour cet essai, nous présentons l'évolution de la pression maximale appliquée des deux côtés de l'éprouvette pour les deux types de cycles : Cycles rapides (Figure IV.6.a) et cycles lents (Figure IV.6.b).

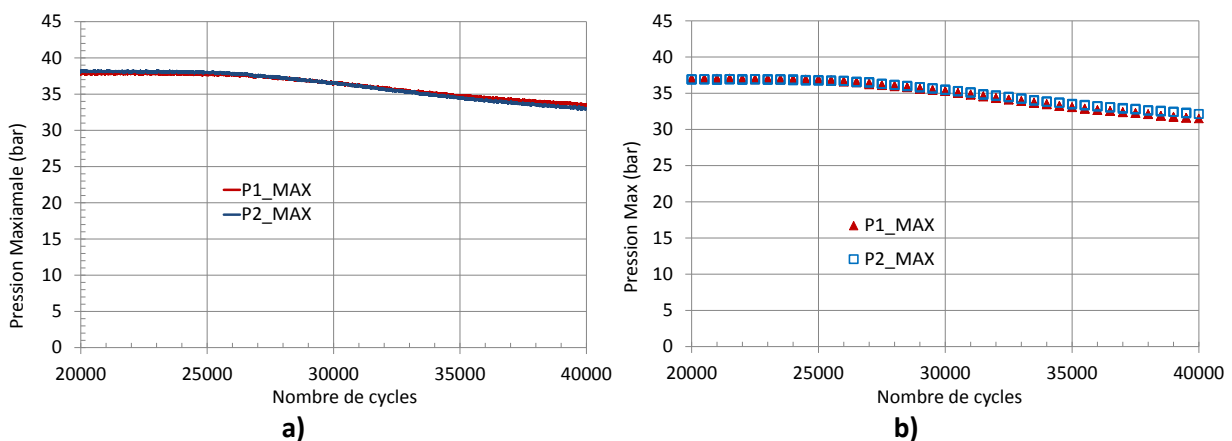


Figure IV. 6 Evolution des pressions maximales dans les deux chambres durant l'essai « LISN743A-G »
a) Cycles rapides et b) Cycles lents

La Figure IV.7, traduit une évolution quasi similaire de la pression maximale au niveau des deux demi-coquilles. Nous pouvons distinguer la présence de deux phases, une première où la pression reste sensiblement constante, suivie d'une seconde où la pression diminue quasi linéairement.

Dans cet essai, la zone de transition est aux alentours de 26 000 cycles à la fois pour les cycles rapides et lents. En se basant sur les photos prises au cours de l'essai sur l'éprouvette LISN743A-G du côté1 du montage, la figure IV.7 met en avant les phénomènes qui se manifestent à la surface de l'éprouvette FABIME2 à chaque variation de la pression maximale.

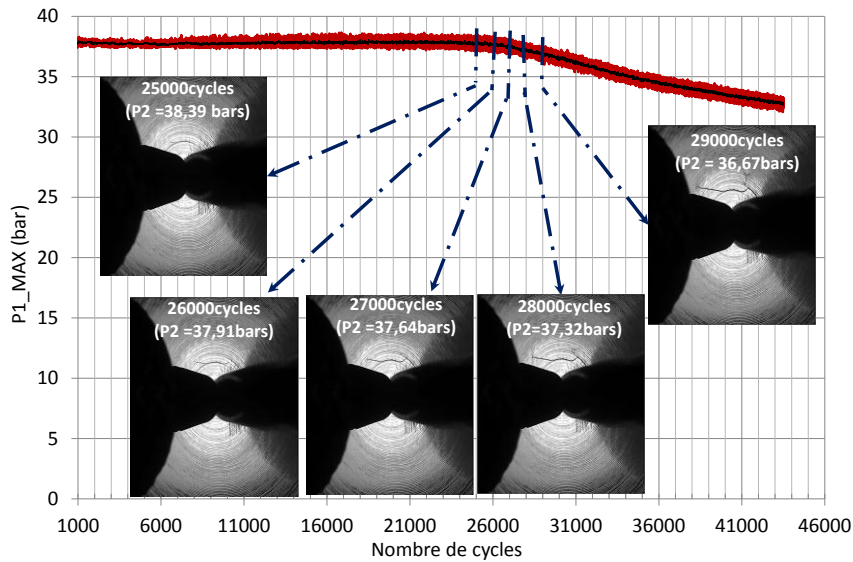


Figure IV. 7 Evolution de la pression maximale sur le côté1 pendant les cycles rapides de l'essai sur l'éprouvette « LISN743A-G »

En visualisant les prises d'images au niveau de ce changement de pente (Figure IV.7), nous pouvons déduire qu'il correspond au nombre de cycles à l'amorçage défini par la méthode visuelle pour une taille de fissure égale à 4 mm ($N_{am_Visu}=26\ 000$ cycles pour le côté1).

Afin d'améliorer la précision de la détection de l'amorçage de fissure, nous avons décidé de tracer la variation de la pression maximale au cours de l'essai. Afin de définir la variation de la pression nécessaire pour l'identification du nombre de cycles à l'amorçage, la figure IV.8 présente l'évolution de la variation de la pression maximale « ΔP_{i_MAX} » (Eq. IV.2), pour les deux types de cycles, calculée tous les 1 000 cycles.

$$\Delta P_{i_MAX}(N_j) = P_{i_MAX}(N_{j+1000}) - P_{i_MAX}(N_j) \tag{Eq.IV. 2}$$

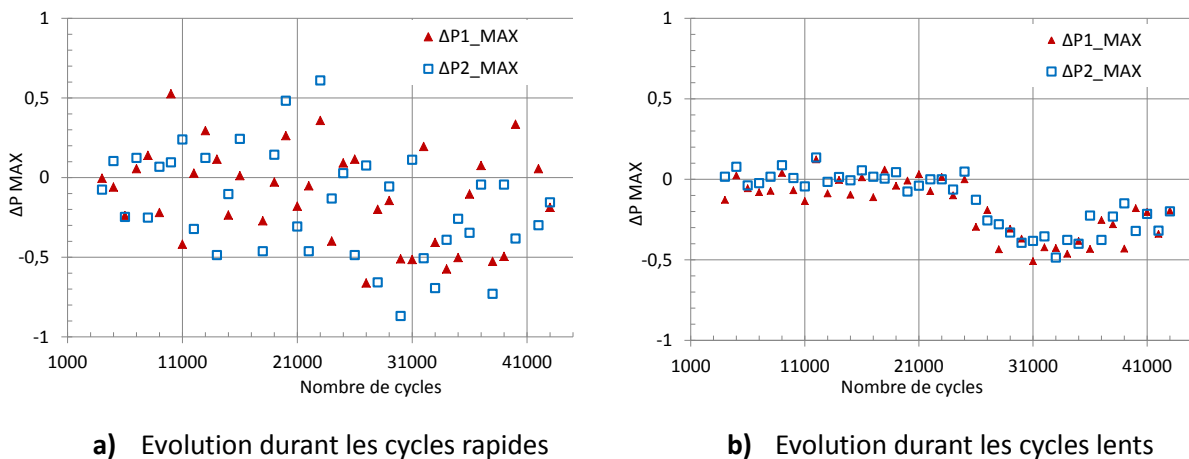


Figure IV. 8 Variation de la pression maximale tous les 1 000 cycles durant l'essai « LISN743A-G »

La variation de la pression calculée à partir des données des cycles rapides est très perturbée et ne permet pas la détection d'une chute de pression. Cependant, les résultats obtenus à partir des cycles lents sont très utiles. L'évolution de la pression dans les chambres 1 et 2 (respectivement côtés 1 et 2) durant les cycles lents permet de distinguer des modifications du comportement de l'éprouvette. Sur la figure IV.8.b, un changement significatif de pente est situé à 25 000 cycles pour les deux côtés. La taille de fissure visuelle obtenue par la caméra 1 en cours d'essai pour ce nombre de cycles est inférieure à 4mm.

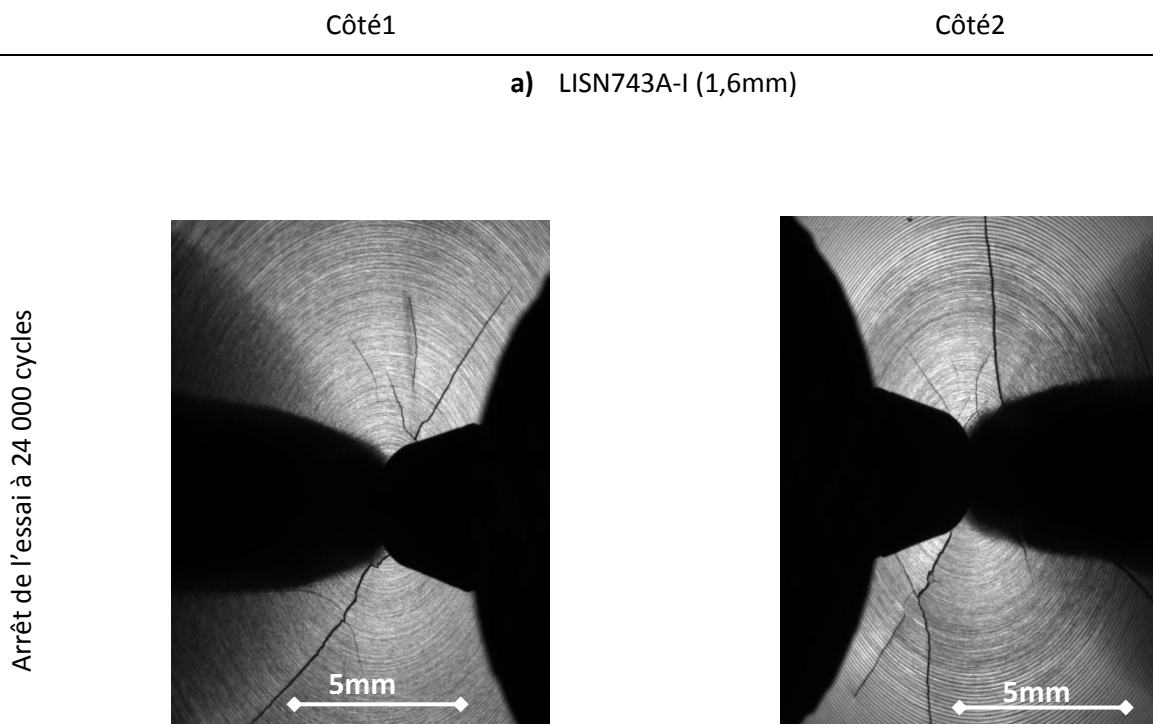
A partir de ces premiers résultats, nous pouvons valider cette méthode de détection de l'amorçage d'une fissure de taille 4 mm. Celle-ci a permis la définition du nombre de cycles à l'amorçage pour les essais qui ont présenté un aléa technique au niveau des caméras. Ainsi, pour l'essai « LISN743A-G » côté 2, la variation de la pression maximale appliquée côté1 permet de définir un nombre de cycles à l'amorçage côté 2 égal à 26 000 cycles.

IV.2.2. Campagne d'essais de fatigue FABIME2 sur le 316L

En se basant sur le principe des deux méthodes d'identification du nombre de cycles à l'amorçage, nous présentons en premier lieu ici les résultats obtenus sur l'acier inoxydable austénitique 316L.

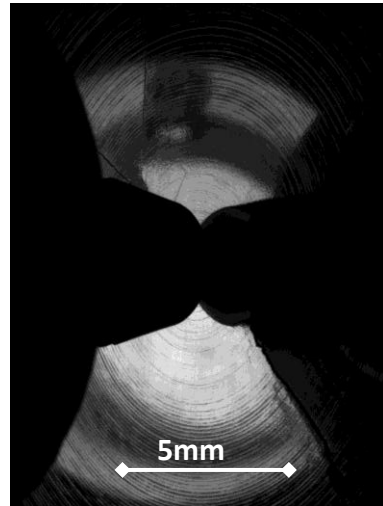
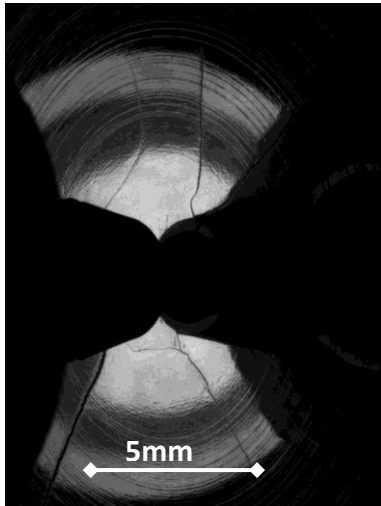
a. *Détection visuelle*

Les différentes photos prises avec les caméras BAUMER sont présentées en détail dans l'annexe IV.2 pour alléger le chapitre. Sont présentées uniquement ici les photos prises en fin d'essai de chaque éprouvette correspondant aux différents niveaux de chargement étudiés pendant la première campagne d'essais de fatigue équibiaxiale réalisée sur le nouveau dispositif expérimental FABIME2 (Figure IV.9). Pour l'orientation des prises de vue, on pourra se référer à la figure IV.6.



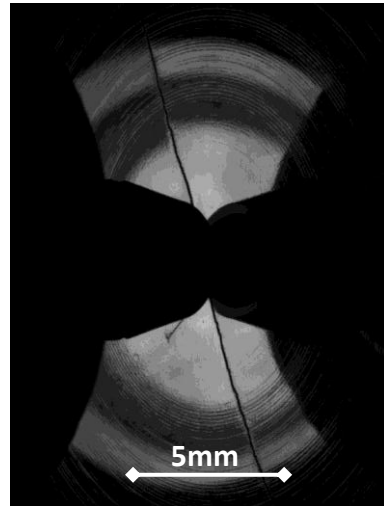
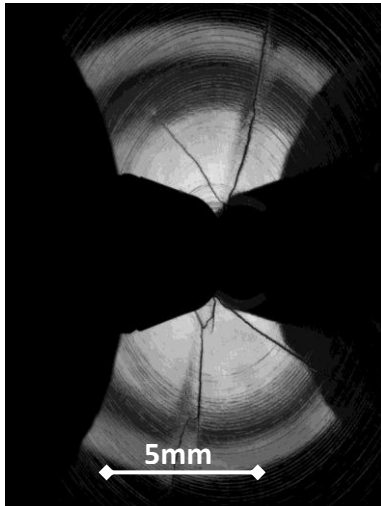
LISN743A-H (1,6mm)

Arrêt de l'essai à 40 500 cycles



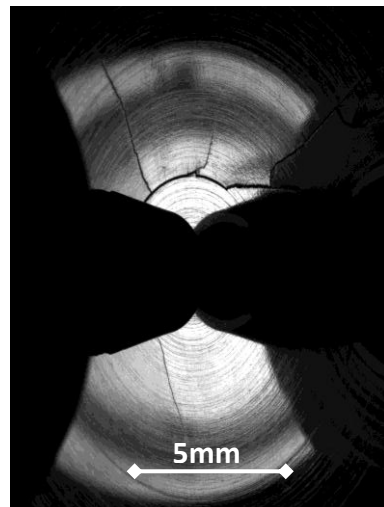
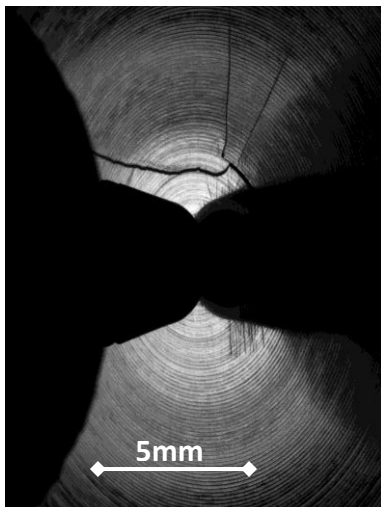
b) LISN743A-F (1,4mm)

Arrêt de l'essai à 30 000 cycles



c) LISN743A-G (1,4mm)

Arrêt de l'essai à 43 500 cycles



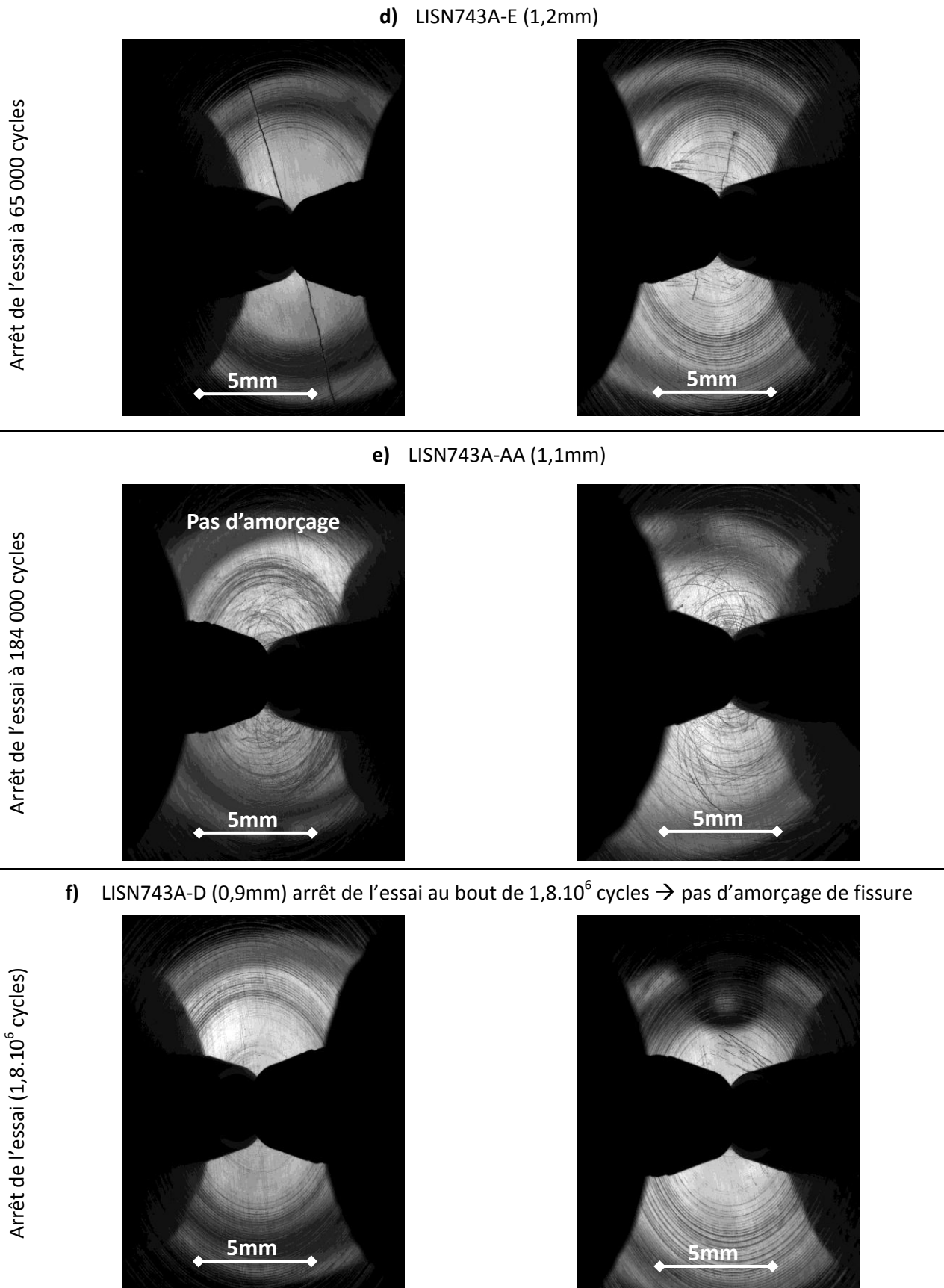


Figure IV. 9 Photos en fin d'essai des deux surfaces des éprouvettes FABIME2 de la 1^{ère} campagne d'essais sur le 316L

Les résultats présentés permettent d'identifier la présence d'une amorce principale pour tous les niveaux de chargement étudiés, suivie éventuellement de plusieurs amorces dites secondaires suivant des directions différentes, mais toujours au niveau central de la zone utile.

Nous pouvons remarquer aussi que la fissure ne se propage pas suivant les stries d'usinage sauf dans le cas de l'éprouvette « LISN743A-G » qui a subi un chargement en déplacement égal à 1,4mm. Malgré ce défaut d'usinage, le nombre de cycles à l'amorçage qui en résulte est cohérent avec celui des autres niveaux de chargement étudiés.

Les deux niveaux de chargement étudiés les plus élevés (1,6 et 1,4 mm) ont été dupliqués afin de vérifier la reproductibilité des résultats obtenus. Nous remarquons un écart un peu plus important pour 1,4mm dû principalement à la présence d'un gros défaut d'usinage. Ces constatations ont permis d'utiliser les éprouvettes restantes pour l'étude de niveaux de chargements inférieurs sans la nécessité de dupliquer les essais. Le dernier essai réalisé à 0,9mm a duré plus d'un mois ($1,8 \cdot 10^6$ cycles) sans détection d'un amorçage : Nous pouvons considérer que l'essai a été effectué sous la limite d'endurance du matériau 316L.

Le tableau IV.3 reflète le nombre de cycles à l'amorçage de chaque face de l'éprouvette FABIME2 et pour les différents niveaux de chargement imposés lors de la 1^{ère} campagne d'essais de fatigue équibiaxiale.

Eprouvette	Δ LVDT (mm)	N_amor visuel	N_arrêt essai
LISN743A-F (1)	1,353	17 000	43 500
LISN743A-F (2)	1,431	12 000	43 500
LISN743A-E (1)	1,2	39 000	65000
LISN743A-E (2)	1,184	60 500	65000
LISN743A-AA (1)	1,087	Pas de fissure	184 000
LISN743A-AA (2)	1,103	178 000	184 000
LISN743A-D (1)	0,902	Pas de fissure $1,8 \cdot 10^6$	$1,8 \cdot 10^6$
LISN743A-D (2)	0,893	Pas de fissure $1,8 \cdot 10^6$	$1,8 \cdot 10^6$

Eprouvette	Δ LVDT (mm)	N_amor visuel	N_arrêt essai
LISN743A-H (1)	1,563	9 000	40 500
LISN743A-H (2)	1,633	15 500	40 500
LISN743A-I (1)	1,597	13 000	24 000
LISN743A-I (2)	1,589	13 000	24 000
LISN743A-G (1)	1,375	26 000	30 000
LISN743A-G (2)	1,411	Aléa technique (§ IV.2.1.b)	30 000

Tableau IV. 3 Récapitulatif des résultats de la 1^{ère} campagne d'essais FABIME2 sur le 316L

Les résultats expérimentaux obtenus traduisent une augmentation du nombre de cycles à l'amorçage suite à la diminution du chargement imposé. Ce profil d'évolution est rassurant : les erreurs expérimentales possibles liées au fonctionnement des caméras BAUMER ne perturbent pas la tendance générale. Cependant, les aléas techniques rencontrés au niveau des caméras BAUMER peuvent empêcher l'identification du nombre de cycles à l'amorçage. La démarche du « § IV.2.1.b » a

permis de résoudre cet aléa en identifiant le nombre de cycles à l'amorçage en se basant sur la seconde méthode de détection de fissure.

Afin de vérifier si le nombre de cycles à l'amorçage identifié visuellement correspond réellement à l'amorçage de fissure principale, une étude des faciès de rupture est réalisée sur deux éprouvettes seulement et est présentée dans le paragraphe qui suit.

b. Etude des faciès de rupture pour le 316 L

L'étude des faciès de rupture au Microscope Electronique à Balayage vise à identifier correctement le site d'amorçage de fissure. Cette méthode permet aussi de vérifier si l'initiation principale de fissure est localisée au niveau de la zone centrale de l'éprouvette. Ces observations sont réalisées uniquement sur deux éprouvettes FABIME2 : LISN743A-F (qui a subi un chargement en déplacement de 1,4 mm) et LISN743A-E (qui a subi un chargement en déplacement égal à 1,2 mm). Toutes les observations des faciès de rupture de l'éprouvette FABIME2 sont réalisées dans le DPMM (Département Physique et Mécanique des Matériaux) de l'Institut Pprime à l'ENSMA de Poitiers.

La figure IV.10 représente les résultats d'observation des faciès de rupture de l'éprouvette FABIME2 LISN743A-E utilisant deux méthodes d'observation. En effet, la figure IV.10.a reflète une observation réalisée à la binoculaire afin d'avoir une vue générale sur le faciès de rupture. Les trois figures IV.10.b, c et d traduisent les observations des faciès de rupture obtenues au MEB pour plusieurs grossissements sur les différents sites d'amorçage identifiés.

La figure IV.10.a reflète une vue à la binoculaire du faciès de rupture de l'éprouvette FABIME2 à 1,2 mm en chargement imposé. Elle permet de confirmer que le site d'amorçage de fissure est effectivement situé au milieu de la zone utile. Nous pouvons aussi identifier une dissymétrie au niveau des propagations de fissure des deux côtés du montage avec une forme quasi-elliptique de la plus grande fissure amorcée du côté Est du montage. En effet, à partir du tableau IV.3, le nombre de cycles à l'amorçage de la fissure du côté 1 (côté Est) est égale à 39 000 cycles, alors que du côté 2 (côté Ouest) du montage, la fissure s'est amorcée à 60 500 cycles. Cette corrélation explique la différence de propagation des deux côtés du montage.

La figure IV.10.b présente une vue au MEB avec un grossissement (x20) de la zone centrale du faciès de rupture de l'éprouvette FABIME2. La propagation de fissure la plus importante (côté Est) est égale à 1,8 mm dans l'épaisseur sachant que l'épaisseur totale de l'éprouvette est égale à 2 mm.

Un zoom (x200) sur les sites d'amorçage côté Est et côté Ouest de l'éprouvette permet de localiser le tout début d'amorçage avec une convergence de rivières de propagation (Figure IV.10.c).

Par ailleurs, deux sites d'amorçage secondaire sont également identifiés sur le côté Est de l'éprouvette (Figure IV.10.b). Afin de définir l'origine de ces sites, un zoom (x500) sur l'éprouvette tiltée de 25° a permis de conclure que ces amorces soit dues à des stries d'usinage (Figure IV.10.d). Nous observons clairement au niveau de la première amorce secondaire l'amorçage au niveau d'une strie d'usinage en présence d'un défaut qui peut être l'origine de l'amorce (petite tache noire).

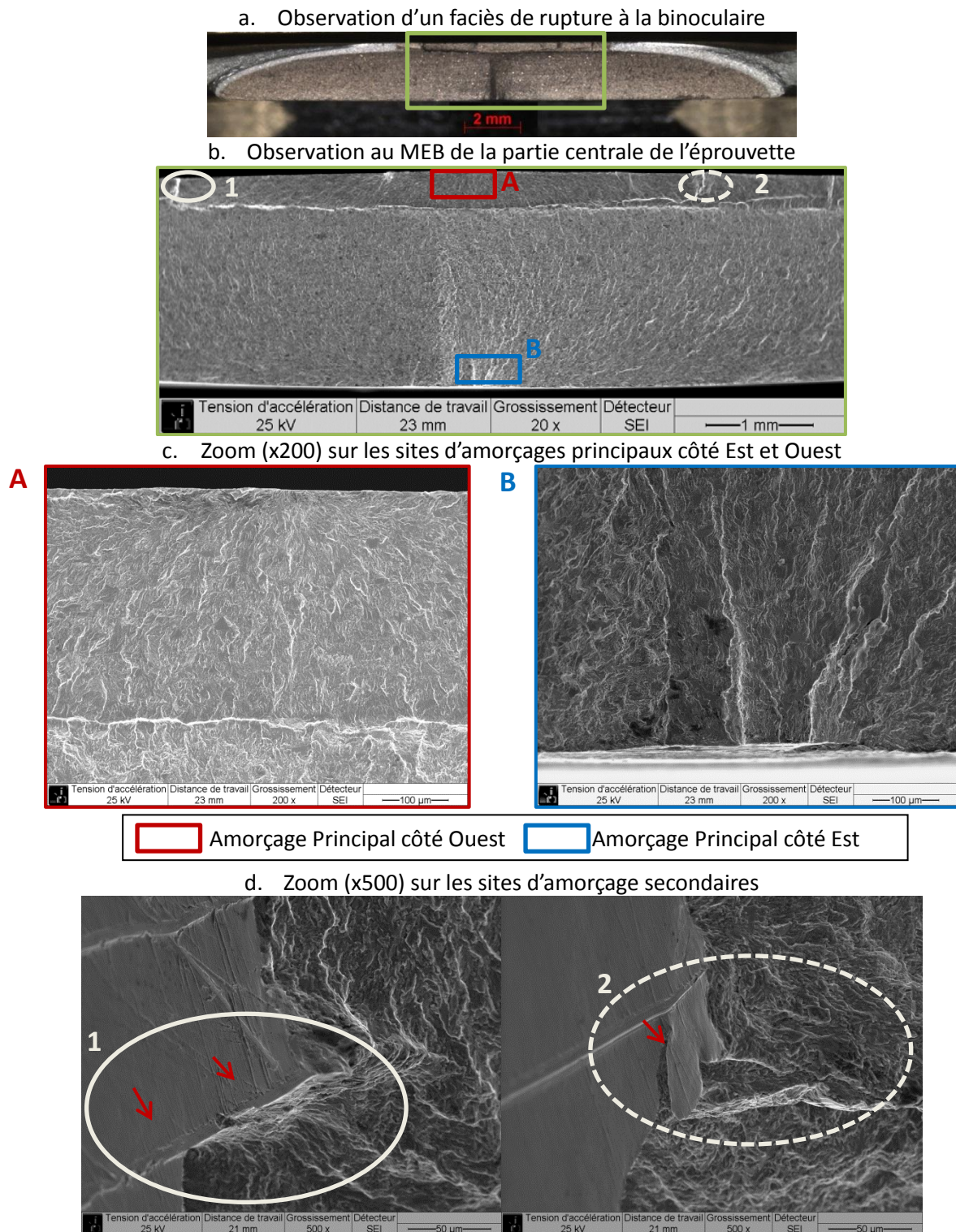


Figure IV. 10 Observation des faciès de rupture de l'éprouvette LISN743A-E

Les observations qui suivent à la figure IV.11 sont celles réalisées sur le faciès de rupture de l'éprouvette FABIME2 qui a subi un chargement en déplacement égal à 1,4mm. De la même manière que la figure IV.10, la figure qui suit présente des observations de faciès de rupture obtenues avec deux méthodes d'observations : La figure IV.11.a est obtenue à la binoculaire et les figures IV.11.b, c et d sont obtenues au MEB.

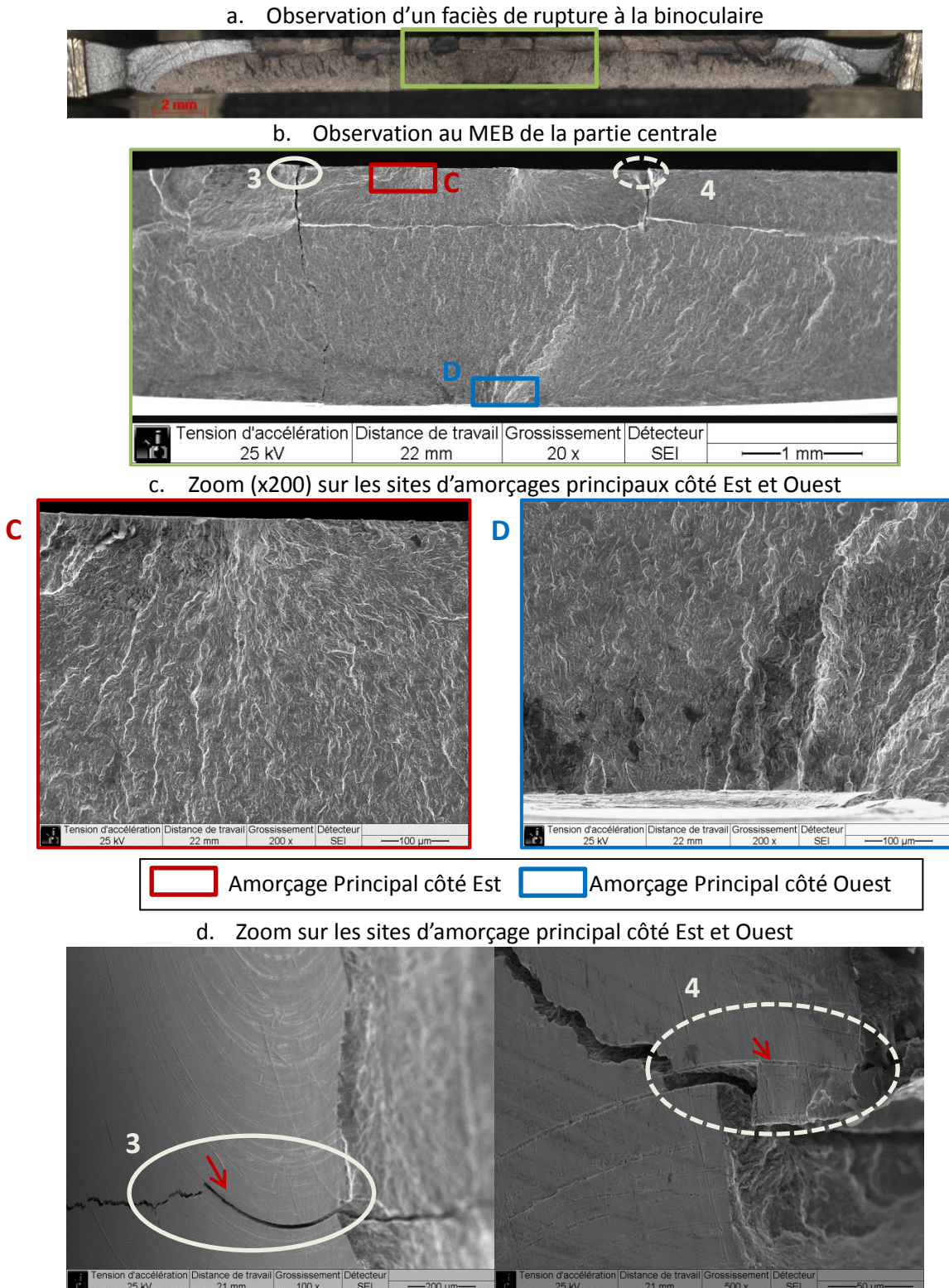


Figure IV. 11 Observation des faciès de rupture de l'éprouvette 743A-F

L'analyse des faciès de rupture de l'éprouvette « LISN743A-F » (Figure IV.11) reflète les mêmes aspects que ceux de l'éprouvette « LISN743A-E ». En effet, nous retrouvons les deux amorces principales placées au niveau de la zone utile (Figure IV.11.b) avec une dissymétrie moins prononcée au niveau des propagations de fissure des deux côtés du montage avec toujours une forme quasi-elliptique de la plus grande fissure amorcée du côté Ouest du montage. A partir du tableau IV.3, le

nombre de cycles à l'amorçage de la fissure du côté 1 (côté Est) est égal à 17 000 cycles alors que du côté 2 (côté Ouest) du montage, la fissure s'est amorcée à 12 000 cycles. La propagation de fissure la plus importante (côté Ouest) est égale à 1,4mm dans l'épaisseur sachant que l'épaisseur totale de l'éprouvette est de 2mm.

La figure IV.11.b permet d'identifier également la présence de deux amorces secondaires du côté Est, là où la propagation est la plus petite. Il est clair que, pour cette éprouvette également, l'amorçage secondaire est dû aux stries d'usinage (Figure IV.11.d). Il apparaît ainsi que le côté où l'amorçage est le plus tardif est le plus sensible aux rayures à cause de la présence d'une fissure du côté opposé.

c. Nombre de cycles à l'amorçage pour le 316L

En récupérant tous les nombres de cycles à l'amorçage obtenus, soit visuellement à travers les hulots, soit à partir de l'étude de la variation de la pression maximale, on peut obtenir l'évolution de la flèche imposée sur chaque face de l'éprouvette FABIME2 en fonction du nombre de cycles à l'amorçage pour les différents niveaux de chargement étudiés sur l'acier inoxydable austénitique de type 316L.

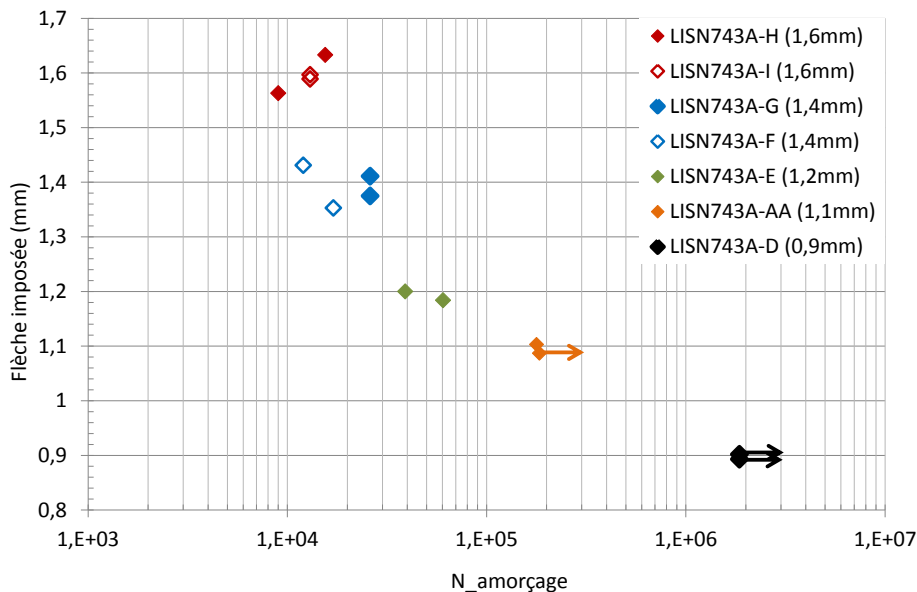


Figure IV. 12 Flèche imposée en fonction du nombre de cycles à l'amorçage en fatigue équibiaxiale pour l'acier inoxydable austénitique de type « 316-L »

Quatorze points expérimentaux sont obtenus lors de la première campagne d'essais réalisée pour l'étude de l'effet de l'équibiaxialité sur l'amorçage de fissure. Chaque essai permet d'obtenir deux points expérimentaux. La figure 36 montre, en échelle semi-logarithmique, une légère différence de chargements entre les 2 faces au niveau des premiers essais dupliqués, écart qui s'explique par la variation de la valeur de flèche imposée (erreur de mesure au niveau du capteur de déplacement LVDT, essai sur éprouvette LISN743A-F 'losange bleu plein') ou aussi la présence de défauts d'usinage (1er niveau de chargement pour l'essai sur l'éprouvette LISN743A-I 'losange rouge plein').

En résumé, sept essais de fatigue équibiaxiale ont été réalisés sur le nouveau montage FABIME2 avec des éprouvettes en acier inoxydable austénitique de type 316L et avec un chargement alterné en déplacement imposé. Toutes les éprouvettes usinées ont été utilisées soit pour la validation du

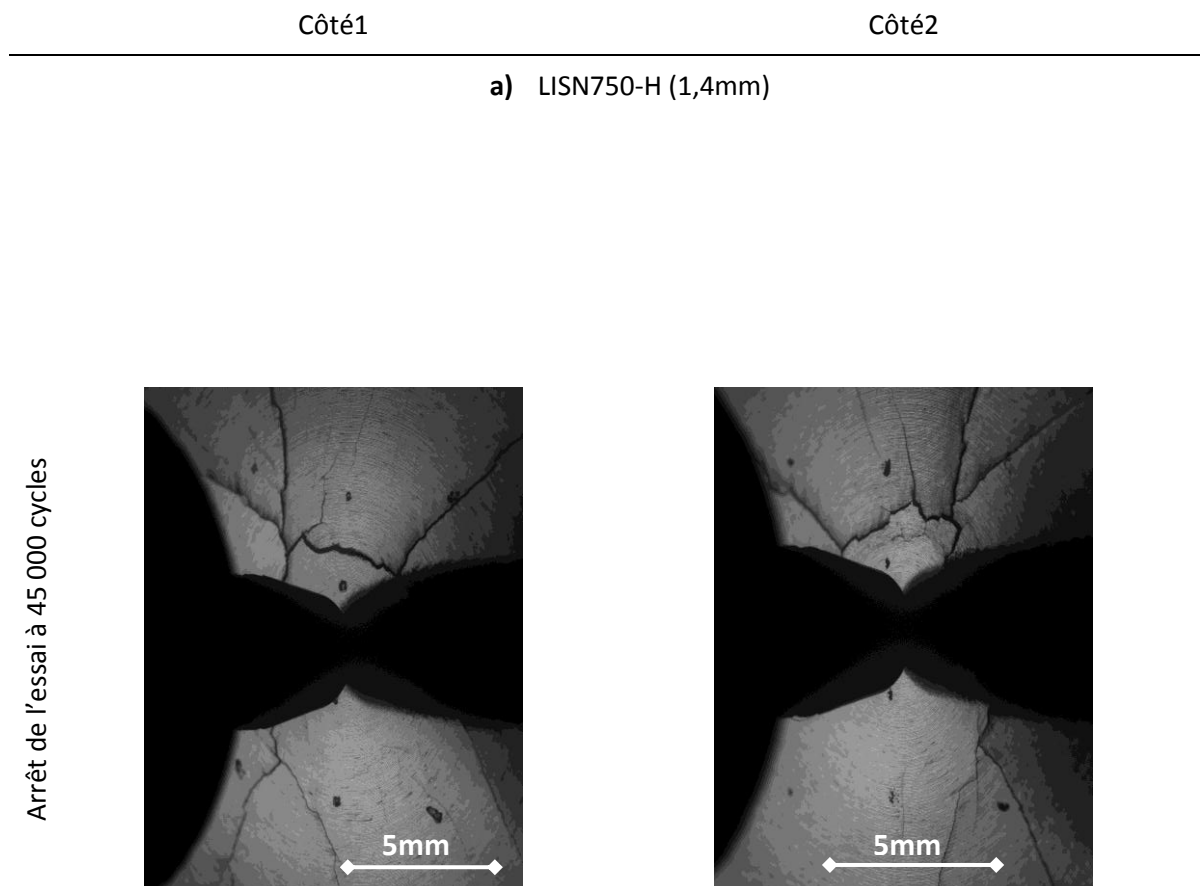
nouveau montage, pour sa calibration ou aussi pour l'obtention de données expérimentales présentées à la Figure IV.12.

IV.2.3. Campagne d'essais de fatigue FABIME2 sur le 304L-CLI

La seconde nuance mise à disposition par EDF pour cette étude est l'acier inoxydable austénitique type « 304L-CLI ». Sachant que, pour l'industrie du nucléaire, des niveaux de chargement bas sont plus intéressants, trois niveaux de chargement sont étudiés au niveau de cette 2^{ème} campagne d'essais : 1,4 / 1,3 et 1,2mm.

a. Détection de l'amorçage

Se basant sur le même principe que celui utilisé précédemment pour les éprouvettes en 316L, les prises de vue des deux surfaces de l'éprouvette FABIME2 lors de cette 2^{ème} campagne d'essai sont présentées pour trois cycles différents au niveau de l'annexe IV.3 : Eprouvette en début d'essai, éprouvette avec fissure détectable à travers les hublots d'une taille de 4mm et enfin éprouvette en fin d'essai. Afin d'alléger le chapitre, la figure IV.13 présente les photos prises lors du dernier cycle par les caméras BAUMER au cours des cycles lents de l'essai pour la campagne d'essai sur le 304L-CLI.



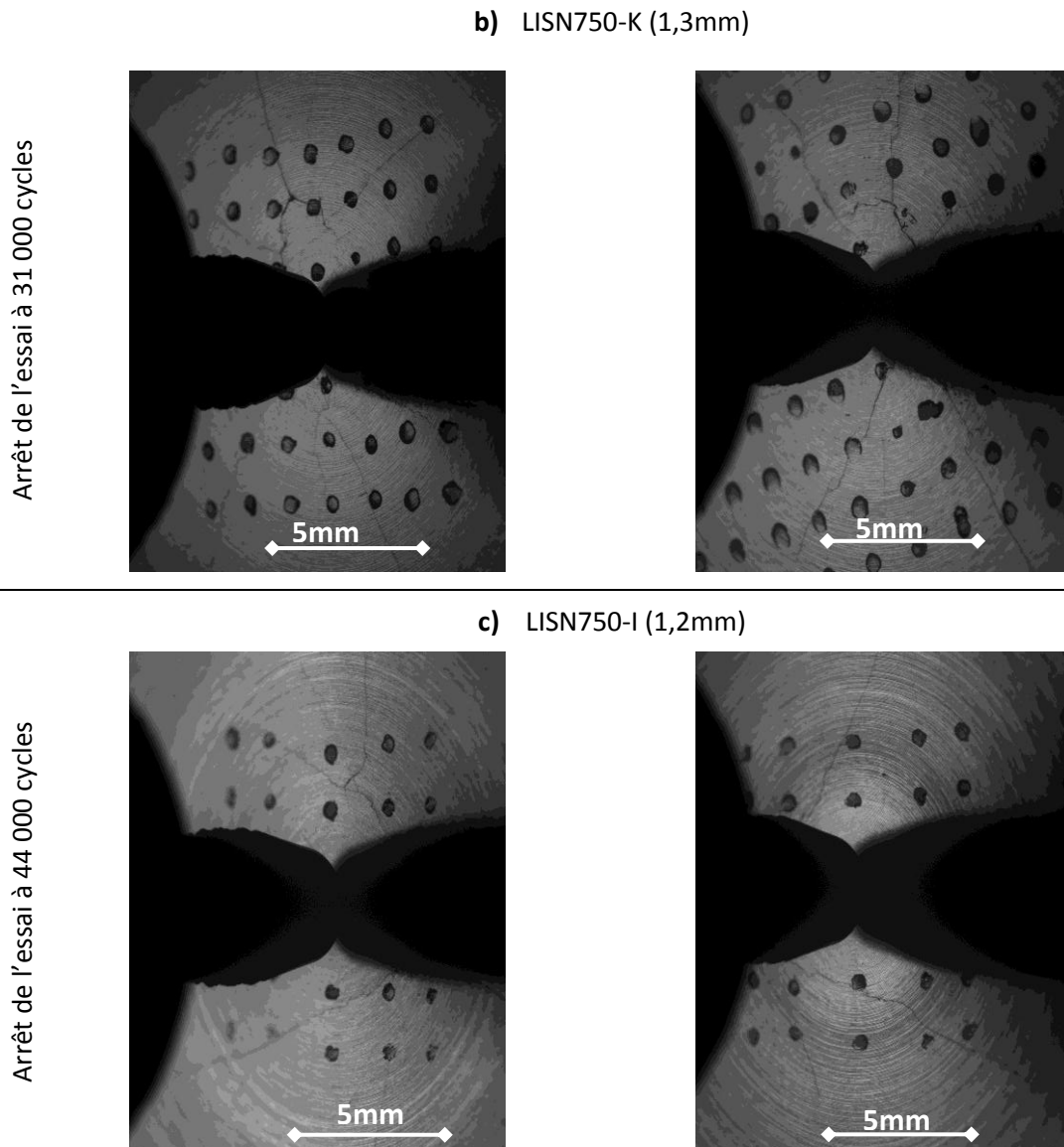


Figure IV. 13 Photos caméra BAUMER pendant les essais de fatigue équibiaxiale FABIME2 pour la 2^{ème} campagne d'essais (304L-CLI)

Suite au retour d'expérience de la première campagne d'essais de fatigue équibiaxiale, un quadrillage manuel est réalisé sur la zone utile de l'éprouvette afin de pouvoir identifier plus facilement la taille de fissure en cours d'essai à partir des prises d'images à travers les hublots. La distance entre les points placés à la surface de l'éprouvette FABIME2 varie selon l'essai, mais elle est comprise entre 2 et 5mm. En effet, différents types de maillages ont été appliqués afin de chercher un compromis qui nous permette d'identifier la taille de fissure sans post-traitement tout en évitant de cacher les zones d'amorçage de fissure.

Les surfaces des éprouvettes FABIME2 présentent un amorçage multidirectionnel, ce qui exclut la présence d'un effet de l'état de surface sur l'amorçage de fissure : Ces éprouvettes sont usinées avec plus de précaution que les premières éprouvettes FABIME2 en acier inoxydable austénitique de type 316L.

A partir de cette première méthode d'identification du nombre de cycles à l'amorçage, le tableau IV.4 présente un récapitulatif des résultats obtenus lors de cette seconde campagne d'essais sur le 304L-CLI.

Eprouvette	$\Delta LVDT$ (mm)	N_amorçage visuel	N_arrêt de l'essai
LISN750-H (1)	1,406	Aléa technique	45 000
LISN750-H (2)	1,367	11 000	45 000
LISN750-K (1)	1,285	17 000	31 000
LISN750-k (2)	1,276	18 500	31 000
LISN750-I (1)	1,195	27 000	44 000
LISN750-I (2)	1,187	32 000	44 000

Tableau IV. 4 Récapitulatif des résultats de la 2ème campagne d'essais FABIME2 en 304L-CL

Suite à un aléa technique rencontré au niveau de la caméra BAUMER placée du côté 1 lors de l'essai sur l'éprouvette LISN750-H, l'identification du nombre de cycles à l'amorçage est réalisée grâce à la méthode de variation de la rigidité de l'éprouvette (Figure IV.14).

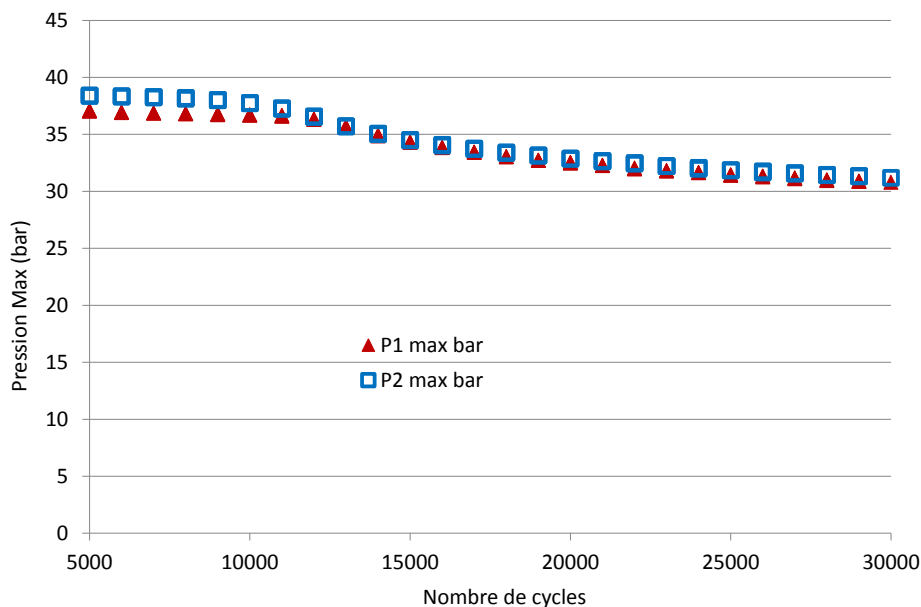


Figure IV. 14 Evolution des pressions maximales durant l'essai LISN750-H à partir des cycles lents

Le tracé de l'évolution de la pression maximale en fonction du nombre de cycles permet d'identifier un changement de pente similaire des deux côtés de l'éprouvette, aux alentours de 10 000 cycles. Afin d'identifier le nombre de cycles à l'amorçage au niveau du côté 1 de l'éprouvette, nous traçons la variation de la pression maximale ΔP_MAX (Eq. IV.2) mesurée au cours des cycles lents pour plus de précision et calculée tous les 1 000 cycles (Figure IV.15).

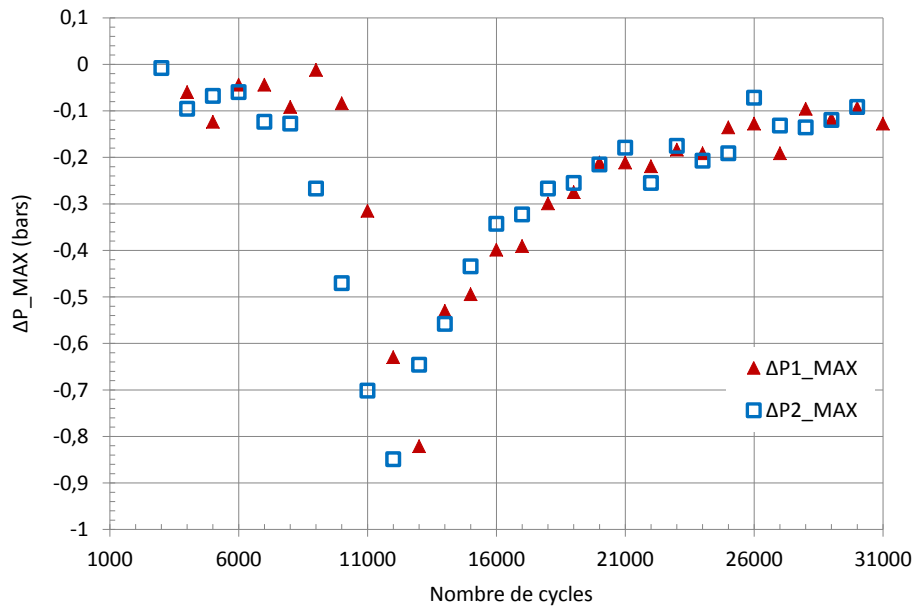


Figure IV. 15 Variation de la pression maximale durant les cycles lents de l'essai sur éprouvette « LISN750-H »

L'évolution de la pression dans les chambres 1 et 2 durant les cycles lents permet de distinguer des modifications du comportement de l'éprouvette suite à la détection d'un changement significatif de la pente aux alentours de 10 000 cycles pour les deux côtés.

A partir des données visuelles de la caméra BAUMER placé du côté 2 du montage, nous pouvons déduire qu'à 12 000 cycles, un amorçage de fissures est détecté avec une taille moyenne de 4mm au niveau de la surface de l'éprouvette. Ce nombre de cycles correspond à une variation en pression égale à 0,31 bars du côté1 ($P_{1MAX_{11\ 000}} = 36,62$ bars et $P_{1MAX_{12\ 000}} = 36,3$ bars. Nous remarquons qu'à ce niveau, la chute en pression est la plus significative, ce qui peut être expliqué par le fait que visuellement, on détecte un multi amorçage au niveau de la surface de l'éprouvette. Ces résultats permettent encore une fois de valider cette méthode de détection de l'amorçage qui va être utile pour le prochain montage expérimental FABIME2_E.

A partir de ces constatations, nous pouvons ainsi définir le nombre de cycles à l'amorçage au niveau du côté 1 de l'éprouvette LISN750-H. Nous pouvons identifier à partir de la figure IV.15 une variation de pression du côté 2 de l'éprouvette égale à $\Delta P_{2MAX_{11000cycles}} = 0,47$ bar ($P_{2MAX_{10000cycles}} = 37,72$ bars et $P_{2MAX_{11000cycles}} = 37,25$ bar). Cette variation de la pression est considérée comme un critère de l'amorçage de fissure du côté 1 de l'éprouvette. Nous pouvons ainsi définir un nombre de cycles à l'amorçage du côté 1 de l'éprouvette LISN750-H de 11 000 cycles.

b. Nombre de cycles à l'amorçage pour le 304-CLI

La figure IV.16 présente un récapitulatif de la 2^{ème} campagne d'essais réalisée sur le nouveau montage expérimental FABIME2. L'évolution du chargement en déplacement imposé sur l'éprouvette FABIME2 en fonction du nombre de cycles à l'amorçage est identifiée grâce à la combinaison des deux méthodes d'identification.

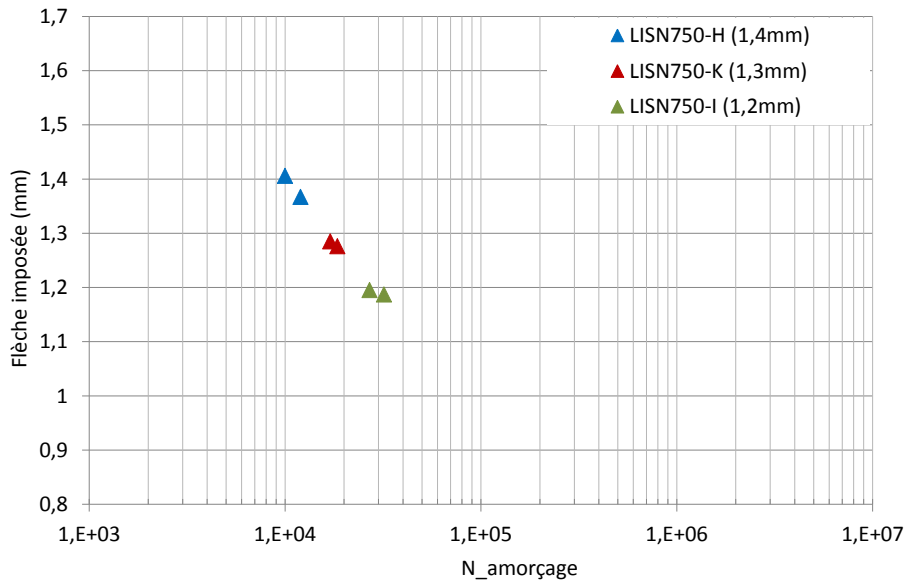


Figure IV. 16. *Nombres de cycles à l'amorçage en fatigue équibiaxiale pour l'acier inoxydable austénitique de type « 304L-CLI »*

La figure IV.16 reflète, à l'échelle logarithmique, un léger écart au niveau des essais dû principalement à l'erreur au niveau des capteurs de déplacement LVDT. En effet, si le chargement imposé est moins important, la durée de vie du matériau va nécessairement augmenter. Pour chaque essai, un léger écart est aussi détecté au niveau des deux faces en raison d'un écart sur les flèches imposées.

Finalement, trois essais de fatigue équibiaxiale sont réalisés sur le nouveau montage FABIME2 avec des éprouvettes en acier inoxydable austénitique de type 304L-CLI et avec un chargement alterné en déplacement imposé. Trois éprouvettes usinées ont été utilisées pour la réalisation d'essai de fatigue équibiaxiale en chargement alterné. Le reste des éprouvettes servira pour une étude ultérieure pour l'identification de l'effet de déformation moyenne en chargement de fatigue équibiaxiale.

IV.2.4. Comparaison des nombres de cycles à l'amorçage pour les deux matériaux

Une première comparaison du comportement des deux matériaux d'étude en acier inoxydable austénitique de type 316L et 304L-CLI est entamée au niveau de la figure IV.17 à l'échelle semi-logarithmique.

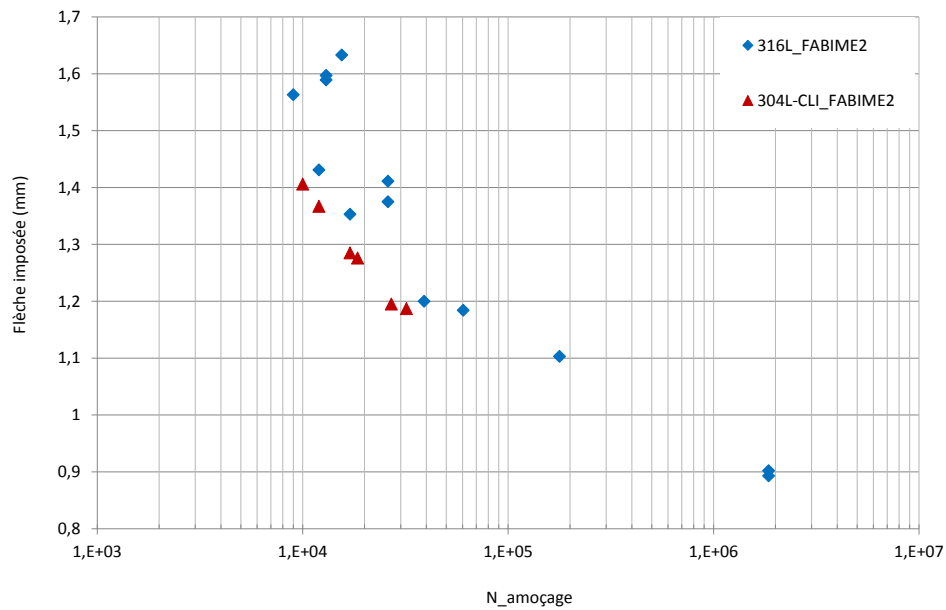


Figure IV. 17 Comparaison du comportement des aciers inoxydables austénitiques de type **316L** et **304L-CLI** à l'amorçage en fatigue équibiaxiale

Nous remarquons à partir de cette figure que l'acier inoxydable austénitique de type 304L-CLI résiste un peu moins à un chargement en fatigue équibiaxiale, et ce malgré un état de surface plus propre.

Dans ce qui suit, nous présenterons une interprétation du choix de la déformation équivalente à définir pour l'identification de l'impact d'un chargement en fatigue équibiaxiale sur la durée de vie des deux matériaux étudiés.

IV.3. Effet de l'équibiaxialité sur l'amorçage de fissure

L'étude menée dans ce paragraphe vise à quantifier l'effet de l'équibiaxialité sur la tenue en fatigue des deux aciers inoxydables austénitiques « 316L et 304L-CLI ». Les différents travaux réalisés dans ce cadre sont présentés au niveau du chapitre traitant de l'étude bibliographique, sachant que les plus récents sont ceux de Koutiri [23], Poncelet [28], Rupil [29] et Kamaya [32]. Nous allons quand même reprendre au fur et à mesure les notions utilisées pour l'interprétation des données expérimentales obtenues.

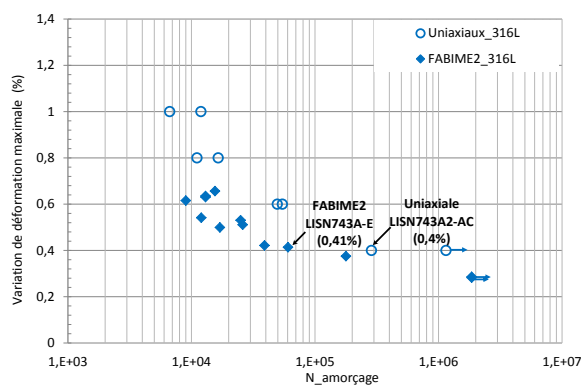
L'étude de l'effet de l'équibiaxialité est présentée en trois parties distinctes. Une première partie se base sur la comparaison des déformations mesurées en fatigue uniaxiale et équibiaxiale « FABIME2 ». Ensuite, une déformation équivalente est définie pour pouvoir placer les données expérimentales obtenues sur une courbe de durée de vie. Et finalement, une modélisation numérique permettra d'identifier la déformation équivalente totale de l'éprouvette FABIME2 en utilisant la loi de comportement élastoplastique appropriée.

IV.3.1. Analyse des résultats expérimentaux en déformations mesurées

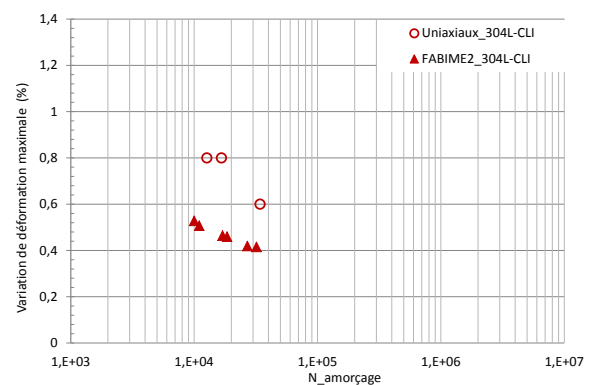
Les essais de fatigue équibiaxiale FABIME2 sont réalisés avec un chargement en déplacement imposé par le biais des capteurs de déplacement LVDT placés au niveau de la zone utile de l'éprouvette (Chapitre III). Une relation entre la flèche imposée et la valeur de déformation mesurée grâce à trois méthodes de calibration (Jauges de déformation, stéréo-corrélation et calcul numérique) a été déterminée.

Des essais de fatigue uniaxiale (essais de référence en fatigue alternée et à déformation imposée sur éprouvettes cylindriques) ont également été réalisés sur les deux nuances en aciers inoxydables austénitiques étudiées « 316L » et « 304L-CLI » afin de tracer la courbe Best-fit correspondante.

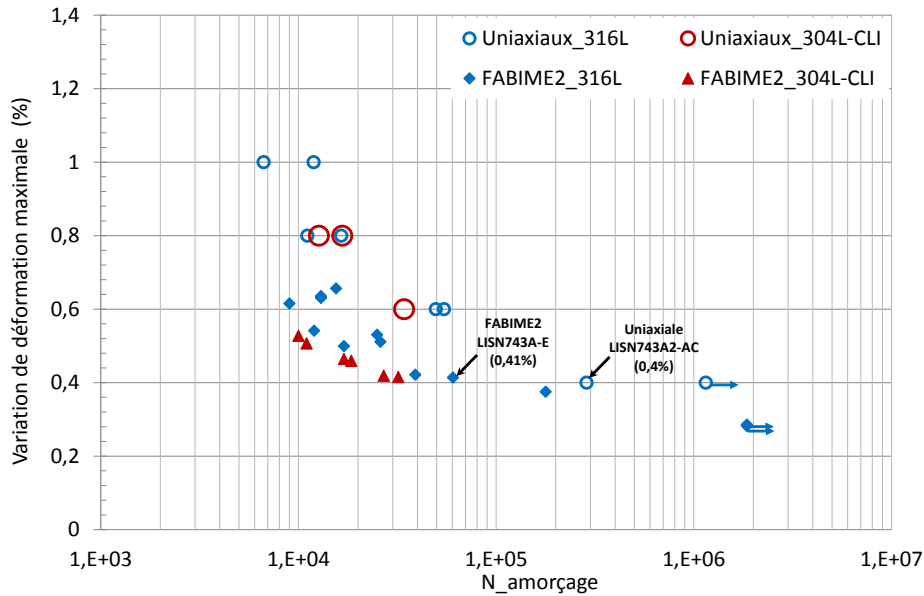
En prenant en compte tous les résultats obtenus et présentés précédemment, l'évolution de la déformation maximale mesurée (déformation radiale pour les essais FABIME2) au niveau de la zone utile de l'éprouvette est tracée en fonction du nombre de cycles à l'amorçage pour les essais en fatigue uniaxiale (N_{25} : nombre de cycles correspondant à une taille de fissure égale à 3mm) et en fatigue équibiaxiale « FABIME2 » ($N_{amorçage}$: nombre de cycle correspondant à une taille de fissure égale à 4mm en surface) (Figure IV.18).



a) Acier inoxydable austénitique de type 316L



b) Acier inoxydable austénitique de type 304L-CLI



c) Acier inoxydable austénitique de type **316L** et **304L-CLI**

Figure IV. 18 Variation de la déformation maximale mesurée en fonction du nombre de cycles à l'amorçage pour des essais de fatigue uniaxiale et équibiaxiale sur l'acier inoxydable austénitique de type a) « 316L », b) 304L-CLI et c) comparaison des deux matériaux

Pour les résultats obtenus sur FABIME2, nous présentons les niveaux de déformation imposés et identifiés à partir de la calibration du montage expérimental par stéréo-corrélation. Pour les essais de fatigue uniaxiale, les déformations présentées sont celles imposées entre les deux lames de l'extensomètre.

A partir de cette analyse, nous remarquons un effet néfaste de l'équibiaxialité sur la durée de vie des aciers inoxydables austénitiques de type 316-L (Figure IV.18.a) et 304L-CLI (Figure IV.18.b). La comparaison des deux matériaux reflète un comportement en fatigue uniaxiale similaire, ce qui nous permettra par la suite d'utiliser une même forme de courbe Best-fit pour les deux matériaux. Cette courbe sera néanmoins identifiée à partir de la 1^{ère} campagne d'essai sur le 316L, car les données expérimentales sont en plus grand nombre. Cependant, la comparaison des résultats en fatigue équibiaxiale met en avant une nocivité de l'équibiaxialité plus importante sur l'acier inoxydable austénitique de type 304L-CLI par rapport au 316L.

L'effet de l'équibiaxialité est plus clair au niveau de la 1^{ère} campagne d'essais (316L). En effet nous remarquons que l'effet de l'équibiaxialité devient plus important pour les grands nombres de cycles. Prenons comme exemple l'essai sur l'éprouvette LISN743A-E (chargement en déplacement de 1,2mm) qui correspond à une variation de déformation égale à 0,41%, le nombre de cycles à l'amorçage correspondant est de 60 000 cycles. Par contre, pour l'essai de fatigue uniaxiale LISN743A2-AC qui correspond à un chargement en déformation égal à 0,4%, le nombre de cycles à l'amorçage est égal à 286 500 cycles. Nous pouvons ainsi définir un facteur 5 sur le nombre de cycles à l'amorçage.

Cependant, ces résultats ne peuvent pas conclure sur l'effet de l'équibiaxialité étant donné que le centre de l'éprouvette FABIME2 est soumis à un chargement équibiaxial alors que les essais en fatigue uniaxiale subissent un chargement dans une seule direction. A partir de différentes études réalisées

précédemment, nous avons conclu qu'il fallait impérativement définir un équivalent permettant de comparer les données de fatigue uniaxiale et équibiaxiale.

IV.3.2. Analyse des résultats expérimentaux en déformations équivalentes

Tous les essais réalisés dans cette étude sont en déplacement (déformation) imposée avec un chargement alterné (sans contrainte ou déformation moyenne), c'est-à-dire avec un rapport de charge $R=-1$. Afin de comparer les données expérimentales issues des essais uniaxiaux et équibiaxiaux, il est nécessaire de définir une grandeur équivalente de la déformation totale. Deux définitions de grandeurs équivalentes sont proposées : la première est basée sur la définition de von Mises (utilisée dans le code RCC-MRx) et la seconde sur la définition de TRESCA (utilisée dans le code RCC-M, RSE-M).

Ainsi, le premier équivalent utilisé pour cette étude est l'équivalent de von Mises défini au niveau de l'Eq. IV.3.

$$\Delta \varepsilon_{\text{eq}} = \sqrt{\frac{1}{1+\nu} (\dot{\Delta} \varepsilon : \dot{\Delta} \varepsilon)} \quad \text{Eq.IV. 3}$$

Avec :

$$\dot{\Delta} \varepsilon : \text{composantes du tenseur déviateur des déformations} : \dot{\Delta} \varepsilon = \Delta \varepsilon - \frac{1}{3} \text{tr}(\Delta \varepsilon)$$

Un raisonnement en amplitude de contraintes permet d'avoir un équivalent en von Mises à la fois pour un essai de fatigue uniaxial ou équibiaxial à même amplitude de chargement. Par contre, nous ne pouvons pas avoir le même raisonnement pour les essais en déformation vu qu'on ne tient pas compte de l'effet de la déformation hors plan présente au niveau des essais équibiaxiaux. En effet, la comparaison des durées de vie doit se baser sur une déformation équivalente afin de prendre en compte la différence de chargement que subissent les deux éprouvettes de fatigue uniaxiale et équibiaxiale. Compte tenu de toutes ces constatations, nous avons défini l'équivalent de von Mises en déformation afin de tracer les courbes de durée de vie corrigées.

Dans ce cadre, nous revenons d'abord à la sollicitation uniaxiale appliquée suivant l'axe perpendiculaire à la section de chargement de l'éprouvette cylindrique (Figure IV.19). Le tenseur de contrainte est alors (Eq.IV.4) :

$$\underline{[\Delta \sigma]} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \Delta \sigma_3 \end{bmatrix} \quad \text{Eq.IV. 4}$$



IV. 19 Etat de contrainte au niveau d'une éprouvette de fatigue uniaxiale

Le tenseur des déformations est partitionné en une partie élastique et une partie plastique (Eq.IV.5).

$$\underline{[\underline{\Delta\varepsilon}]} = \underline{[\underline{\Delta\varepsilon}^e]} + \underline{[\underline{\Delta\varepsilon}^p]} = \begin{bmatrix} \Delta\varepsilon_1 & 0 & 0 \\ 0 & \Delta\varepsilon_1 & 0 \\ 0 & 0 & \Delta\varepsilon_3 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \Delta\varepsilon_1^e & 0 & 0 \\ 0 & \Delta\varepsilon_1^e & 0 \\ 0 & 0 & \Delta\varepsilon_3^e \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \frac{\Delta\varepsilon_3^p}{2} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{\Delta\varepsilon_3^p}{2} & 0 \\ 0 & 0 & \Delta\varepsilon_3^p \end{bmatrix} \quad \text{Eq.IV. 5}$$

Au cours des essais uniaxiaux, la déformation imposée par le biais d'un extensomètre est $\Delta\varepsilon_3$. La déformation transverse est ainsi déduite à partir de $\Delta\varepsilon_3$ et elle est donnée par Eq.IV.6.

$$\Delta\varepsilon_1 = -\nu \cdot \Delta\varepsilon_3 \quad \text{Eq.IV. 6}$$

La déformation équivalente utilisée pour ces essais est celle définie par von Mises. Elle s'écrit sous la forme suivante (Eq.IV.7) :

$$\Delta\varepsilon_{\text{éq}} = \Delta\varepsilon_{\text{éq}}^e + \Delta\varepsilon_{\text{éq}}^p = \sqrt{\frac{1}{1+\nu'} (\dot{\Delta\varepsilon}^e : \dot{\Delta\varepsilon}^e)} + \sqrt{\frac{1}{1+\nu'} (\dot{\Delta\varepsilon}^p : \dot{\Delta\varepsilon}^p)} \quad \text{Eq.IV. 7}$$

Avec :

$$\dot{\Delta\varepsilon}^e \text{ la déformation déviatorique élastique : } \dot{\Delta\varepsilon}^e = \dot{\Delta\varepsilon}^e - \frac{1}{3} \text{tr}(\dot{\Delta\varepsilon}^e)$$

$$\dot{\Delta\varepsilon}^p \text{ la déformation déviatorique plastique : } \dot{\Delta\varepsilon}^p = \dot{\Delta\varepsilon}^p - \frac{1}{3} \text{tr}(\dot{\Delta\varepsilon}^p)$$

La combinaison de toutes ces données permet de définir une déformation équivalente de von Mises pour nos essais en fatigue uniaxiale qui vaut (Eq.IV.8) :

$$\Delta\varepsilon_{\text{éq}} = [\Delta\varepsilon_{\text{éq}}^e] + [\Delta\varepsilon_{\text{éq}}^p] = \left[\frac{2}{3} (1 + \nu) \Delta\varepsilon_3^e \right] + [\Delta\varepsilon_3^p] \quad \text{Eq.IV. 8}$$

Avec :

$\Delta\varepsilon_3^e$ déformation élastique imposée calculée à partir de $\Delta\sigma_3$

$$\Delta\varepsilon_3^e = \frac{\Delta\sigma_3}{E}$$

(E est le module d'Young identifié à partir des données expérimentales obtenues)

et $\Delta\varepsilon_3^p$ est la déformation plastique calculée à partir de $\Delta\varepsilon_3^t$ mesurée par l'extensomètre

$$\Delta\varepsilon_3^p = \Delta\varepsilon_3^t - \Delta\varepsilon_3^e$$

A partir des calculs de l'équivalent en déformation des données expérimentales obtenues en fatigue uniaxiale, une courbe Best-Fit est identifiée pour l'acier inoxydable austénitique de type 316L (Figure.IV.20). Cette courbe est décrite par l'Eq.IV.9 :

$$\Delta\varepsilon_{\text{éq}} = 0,354 + (2,7 \cdot 10^{-4} \cdot N_a)^{-1/1,5} \tag{Eq.IV. 9}$$

Avec :

N_a : le nombre de cycles à l'amorçage, c'est à dire N_{25} en uniaxial

Les données expérimentales obtenues avec le 304L-CLI qui ont été déterminées par d'autres organismes et laboratoires, coïncident bien avec celles du 316L (Figure IV.20), nous pouvons conclure à l'utilisation d'une même courbe Best-Fit pour les deux nuances d'acier inoxydable austénitique étudiées.

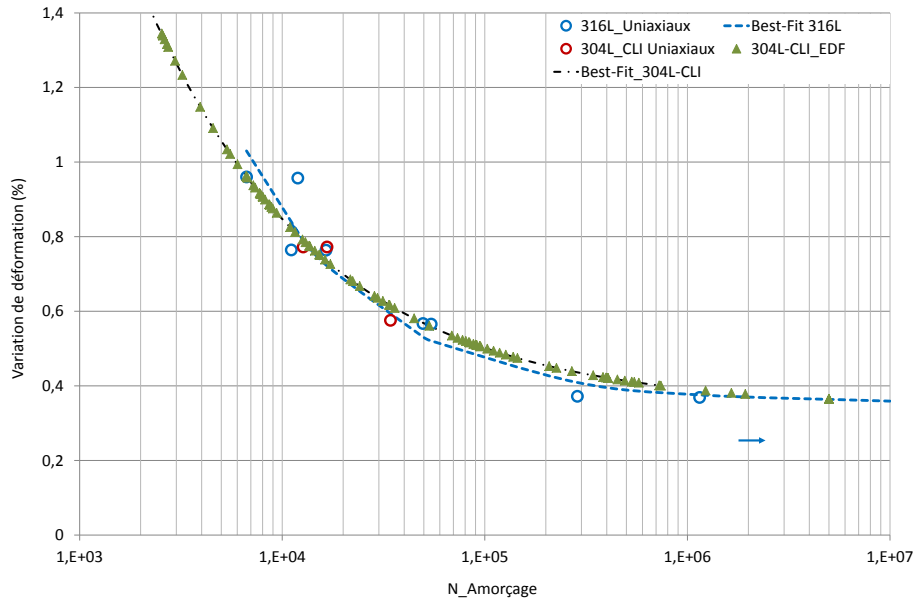


Figure IV. 20 Courbe de durée de vie de l'acier inoxydable austénitique

Définissons maintenant l'équivalent de von Mises pour les essais de fatigue équibiaxiale. La sollicitation équibiaxiale traduit un chargement égal suivant deux axes distincts (Figure IV.21). Dans le cas d'un essai à chargement équibiaxial, le tenseur des contraintes s'écrit (Eq.IV.10) :

$$\underline{\underline{\Delta\sigma}} = \begin{bmatrix} \Delta\sigma_1 & 0 & 0 \\ 0 & \Delta\sigma_1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \tag{Eq.IV. 10}$$

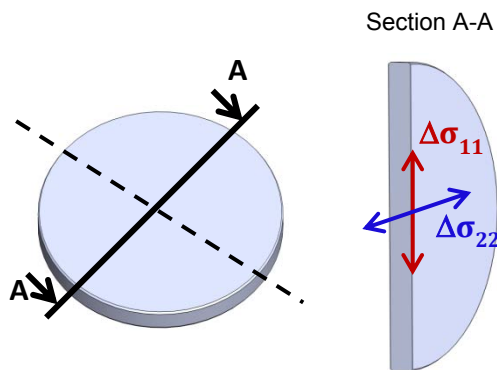


Figure IV. 21 Etat de contrainte au niveau d'une éprouvette de fatigue équibiaxiale

Le tenseur des déformations est défini comme suit (Eq.IV.11) :

$$\underline{[\Delta\varepsilon]} = \begin{bmatrix} \Delta\varepsilon_1 & 0 & 0 \\ 0 & \Delta\varepsilon_1 & 0 \\ 0 & 0 & \Delta\varepsilon_3 \end{bmatrix}$$

Avec :

Eq.IV. 11

$\Delta\varepsilon_1$: déformation dans le plan de l'éprouvette

Et $\Delta\varepsilon_3$: déformation hors plan (suivant l'épaisseur de l'éprouvette FABIME2)

Sachant que pour ces essais de fatigue équibiaxiale, nous ne pouvons pas découpler les parties élastique et plastique pour les déformations à partir des données expérimentales, nous allons raisonner sur la déformation mesurée dans le plan de l'éprouvette (Eq.IV.12). En effet, à partir de la calibration réalisée par stéréo-corrélation (Chapitre III), nous avons mesuré des déformations principales maximale et minimale dans le plan au centre de l'éprouvette.

$$\Delta\varepsilon_1 = \frac{1 - \nu'}{E} \Delta\sigma_1 \quad \text{Eq.IV. 12}$$

Avec :

$\Delta\sigma_1$: Contrainte biaxiale appliquée dans le plan de l'éprouvette

ν' : coefficient de poisson = $\begin{cases} 0,3 & \text{si matériau purement élastique} \\ 0,5 & \text{si matériau purement plastique} \end{cases}$

En prenant en compte le fait que $\Delta\sigma_3$ est nul, la déformation hors plan peut s'exprimer (Eq.IV.13) :

$$\Delta\varepsilon_3 = -\frac{2\nu'}{E} \Delta\sigma_1 \quad \text{Eq.IV. 13}$$

A partir des deux équations précédentes, nous pouvons définir une déformation hors plan en fonction de la déformation mesurée dans le plan de l'éprouvette (Eq. IV.14) :

$$\Delta\varepsilon_3 = \frac{-2\nu'}{(1 - \nu')} \Delta\varepsilon_1 \quad \text{Eq.IV. 14}$$

Par conséquent, la déformation équivalente de von Mises pour les essais de fatigue équibiaxiale s'exprime comme suit (Eq.IV.15) :

$$\Delta\varepsilon_{\text{éq}} = \sqrt{\frac{2}{3} (\Delta\varepsilon : \Delta\varepsilon)} = \frac{2}{3} \cdot \frac{(1 + \nu')}{(1 - \nu')} \Delta\varepsilon_1 \quad \text{Eq.IV. 15 [65]}$$

Avec : $\Delta\varepsilon$: déformation déviatorique égale à : $\Delta\varepsilon = \Delta\varepsilon - \frac{1}{3} \text{tr}(\Delta\varepsilon)$

Cet équivalent est alors défini selon le comportement supposé du matériau (Eq.IV.16).

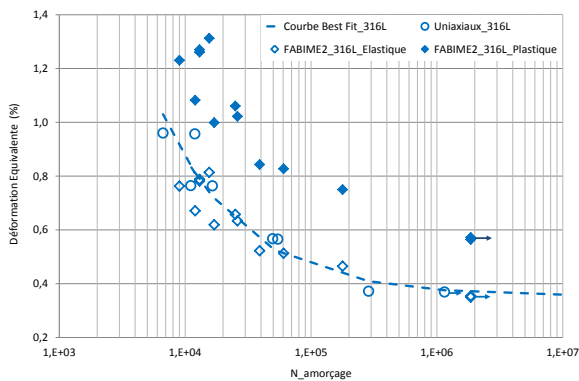
$$\left\{ \begin{array}{l} \text{Si matériau purement élastique} \rightarrow \nu' = 0,3 \rightarrow \Delta\varepsilon_{\text{éq}} = 1,24 \cdot \Delta\varepsilon_1 \\ \text{Si matériau purement plastique} \rightarrow \nu' = 0,5 \rightarrow \Delta\varepsilon_{\text{éq}} = 2 \cdot \Delta\varepsilon_1 \end{array} \right\} \quad \text{Eq.IV. 16}$$

A partir de l'équivalent de von Mises identifié pour l'interprétation et la comparaison des données expérimentales obtenues par des essais de fatigue uniaxiale et équibiaxiale, nous avons tracé la courbe de durée de vie corrigée correspondant aux deux aciers inoxydables austénitiques de type 316L (Figure IV.22.a) et 304L-CLI (Figure IV.22.b).

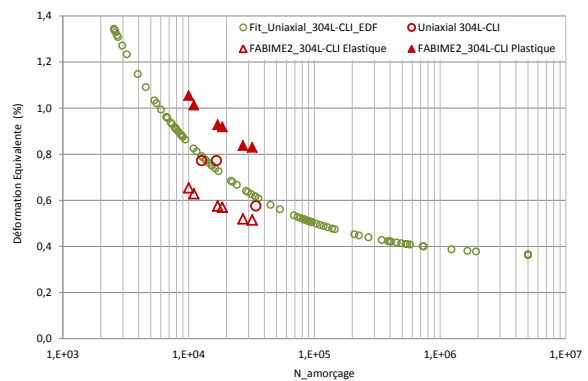
Pour l'acier inoxydable austénitique de type 316L, les points expérimentaux de fatigue équibiaxiale encadrent la courbe de fatigue uniaxiale (Figure IV.22.a). Si le comportement du matériau est considéré comme purement élastique, la durée de vie diminue très légèrement pour les niveaux de chargements importants. Pour les grands nombres de cycles (faibles niveaux de chargements), nous n'avons par contre aucun effet de l'équibiaxialité. Mais si le comportement du matériau est purement plastique, l'équibiaxialité augmente la durée de vie avec un facteur de l'ordre de 4,5 sur le nombre de cycles à l'amorçage ($\Delta\varepsilon_{\text{éq_Uniaxial}} = 0,81\% \rightarrow N_{\text{amorçage_Uniaxial}} = 13\,500$ et $\Delta\varepsilon_{\text{éq_Equibiaxial}} = 0,82\% \rightarrow N_{\text{amorçage_Equibiaxial}} = 60\,000$).

L'acier inoxydable austénitique présente un comportement élastoplastique marqué. Les niveaux de déformations étudiés étant cependant assez faibles [0,4% - 0,8%], le comportement est proche d'un comportement élastique, même si la plasticité intervient très tôt pour l'acier inoxydable austénitique. Pour conclure sur ce premier matériau, nous pouvons identifier par conséquent un effet d'équibiaxialité faible pour les niveaux de déformation supérieur à 0,6% et quasiment inexistant en-dessous.

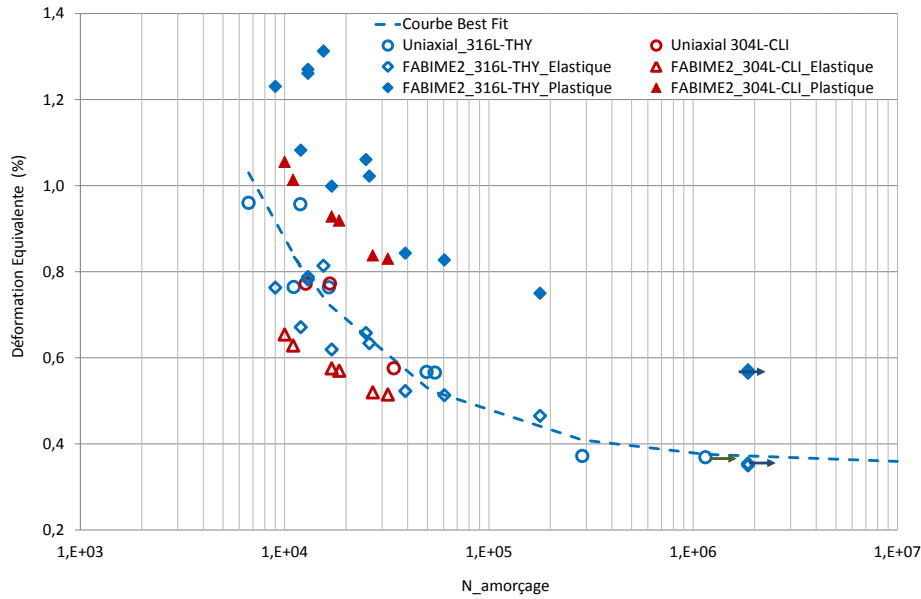
En ce qui concerne le deuxième matériau étudié, l'acier inoxydable austénitique de type 304L-CLI, l'effet de l'équibiaxialité est plus prononcé par rapport au 316L, de même pour les niveaux de déformations équivalentes inférieurs à 0,6%. Sachant qu'en fatigue uniaxiale, les points expérimentaux des deux matériaux coïncident parfaitement, nous pouvons clairement conclure que le 304L-CLI est beaucoup plus sensible à l'équibiaxialité que le 316L (Figure IV.22.c).



a) Acier inoxydable austénitique de type 316L



b) Acier inoxydable austénitique de type 304L-CLI



c) Superposition de tous les résultats obtenus en équivalent

Figure IV. 22 Evolution de la déformation équivalente en fonction du nombre de cycles à l'amorçage pour des essais de fatigue uniaxiale et équibiaxiale sur l'acier inoxydable austénitique de type a) **316L** et b) **304L-CLI**

Le second équivalent utilisé pour cette étude est l'équivalent de TRESCA défini au niveau de l'Eq.IV.17.

$$\Delta \varepsilon_{\text{éq}} = \frac{1}{1 + \nu} \text{Max} |\varepsilon_i - \varepsilon_j| \quad \text{Eq.IV. 17}$$

Dans ce cadre, nous revenons d'abord à la sollicitation uniaxiale appliquée suivant l'axe perpendiculaire à la section de chargement de l'éprouvette cylindrique (Figure IV.19). Le tenseur de contrainte est alors (Eq.IV.18) :

$$\underline{\underline{\Delta \sigma}} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \Delta \sigma_3 \end{bmatrix} \quad \text{Eq.IV. 18}$$

Le tenseur des déformations est partitionné en une partie élastique et une partie plastique (Eq.IV.19).

$$\underline{\underline{\Delta \varepsilon}} = \underline{\underline{\Delta \varepsilon^e}} + \underline{\underline{\Delta \varepsilon^p}} = \begin{bmatrix} \Delta \varepsilon_1 & 0 & 0 \\ 0 & \Delta \varepsilon_1 & 0 \\ 0 & 0 & \Delta \varepsilon_3 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \Delta \varepsilon_1^e & 0 & 0 \\ 0 & \Delta \varepsilon_1^e & 0 \\ 0 & 0 & \Delta \varepsilon_3^e \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \frac{\Delta \varepsilon_3^p}{2} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{\Delta \varepsilon_3^p}{2} & 0 \\ 0 & 0 & \Delta \varepsilon_3^p \end{bmatrix} \quad \text{Eq.IV. 19}$$

Au cours des essais uniaxiaux, la déformation imposée par le biais d'un extensomètre est $\Delta \varepsilon_3$. La déformation transverse est ainsi déduite à partir de $\Delta \varepsilon_3$ et elle est égale à Eq.IV.20.

$$\Delta \varepsilon_1 = -\nu' \cdot \Delta \varepsilon_3 \quad \text{Eq.IV. 20}$$

La déformation équivalente utilisée pour ces essais est celle définie par TRESCA. Elle s'écrit sous la forme suivante (Eq.IV.21) :

$$\Delta\varepsilon_{\text{éq}} = \Delta\varepsilon_1 \text{ quelle que soit la valeur de } \nu' \quad \text{Eq.IV. 21}$$

Définissons maintenant l'équivalent de TRESCA pour les essais de fatigue équibiaxiale. La sollicitation équibiaxiale traduit un chargement égal suivant deux axes distincts (Figure IV.21). Dans le cas d'un essai à chargement équibiaxial, le tenseur des contraintes s'écrit (Eq.IV.22) :

$$\underline{[\Delta\sigma]} = \begin{bmatrix} \Delta\sigma_1 & 0 & 0 \\ 0 & \Delta\sigma_1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad \text{Eq.IV. 22}$$

Rappel, le tenseur des déformations est défini comme suit (Eq.IV.23) :

$$\underline{[\Delta\varepsilon]} = \begin{bmatrix} \Delta\varepsilon_1 & 0 & 0 \\ 0 & \Delta\varepsilon_1 & 0 \\ 0 & 0 & \Delta\varepsilon_3 \end{bmatrix} \quad \text{Eq.IV. 23}$$

Avec :

$\Delta\varepsilon_1$: déformation dans le plan de l'éprouvette

Et $\Delta\varepsilon_3$: déformation hors plan (suivant l'épaisseur de l'éprouvette FABIME2)

Sachant que pour ces essais de fatigue équibiaxiale, nous ne pouvons pas découpler les parties élastique et plastique pour les déformations à partir des données expérimentales, nous allons raisonner sur la déformation mesurée dans le plan de l'éprouvette (Eq.IV.24). En effet, à partir de la calibration réalisée par stéréo-corrélation, nous avons mesuré des déformations principales maximale et minimale dans le plan au centre de l'éprouvette.

$$\Delta\varepsilon_1 = \frac{1 - \nu'}{E} \Delta\sigma_1 \quad \text{Eq.IV. 24}$$

Avec :

$\Delta\sigma_1$: Contrainte biaxiale appliquée dans le plan de l'éprouvette

ν' : coefficient de poisson = $\begin{cases} 0,3 \text{ si matériau purement élastique} \\ 0,5 \text{ si matériau purement plastique} \end{cases}$

En prenant en compte le fait que $\Delta\sigma_3$ est nul, la déformation hors plan peut s'exprimer (Eq.IV.25) :

$$\Delta\varepsilon_3 = -\frac{2\nu'}{E} \Delta\sigma_1 \quad \text{Eq.IV. 25}$$

A partir des deux équations précédentes, nous pouvons définir une déformation hors plan en fonction de la déformation mesurée dans le plan de l'éprouvette (Eq.IV.26) :

$$\Delta\varepsilon_3 = \frac{-2\nu'}{(1 - \nu')} \Delta\varepsilon_1 \quad \text{Eq.IV. 26}$$

Par conséquent, la déformation équivalente de TRESCA pour les essais de fatigue équibiaxiale s'exprime comme suit (Eq.IV.27) :

$$\Delta\varepsilon_{\text{éq}} = \frac{1}{1+\nu'} \Delta\varepsilon_1 \left(1 + \frac{2\nu'}{1-\nu'} \right) = \frac{1}{1-\nu'} \Delta\varepsilon_1 \quad \text{Eq.IV. 27}$$

Cet équivalent est alors défini selon le comportement supposé du matériau (Eq.IV.28).

$$\left\{ \begin{array}{l} \text{Si matériau purement élastique} \rightarrow \nu' = 0,3 \rightarrow \Delta\varepsilon_{\text{éq}} = 1,43 \cdot \Delta\varepsilon_1 \\ \text{Si matériau purement plastique} \rightarrow \nu' = 0,5 \rightarrow \Delta\varepsilon_{\text{éq}} = 2 \cdot \Delta\varepsilon_1 \end{array} \right\} \quad \text{Eq.IV. 28}$$

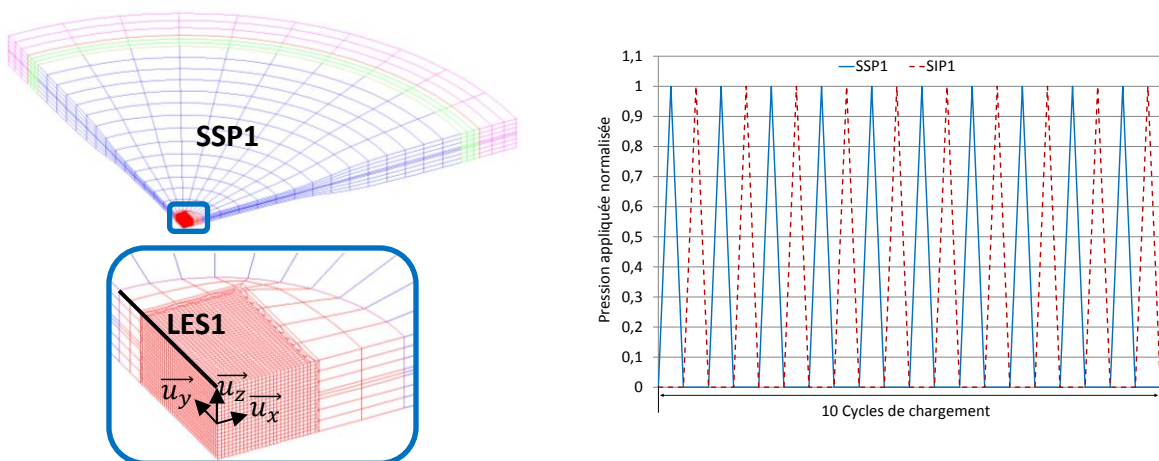
IV.3.3. Modélisation de l'effet de l'équibiaxialité :

L'ensemble des données expérimentales obtenues au cours de cette étude a permis de définir l'impact de l'équibiaxialité en émettant les hypothèses extrêmes d'un comportement purement élastique ou d'un comportement purement plastique du matériau. Afin d'améliorer cette évaluation de l'effet de l'équibiaxialité sur la durée de vie des deux nuances de l'acier étudié, des calculs éléments finis sont réalisés sur le code de calcul Cast3m. Ces calculs vont permettre d'obtenir des champs mécaniques plus proches de la réalité.

Dans ce but, un maillage tridimensionnel est mis en place avec 21 520 éléments quadratiques (Cu20). Un raffinement de maillage est imposé au niveau de la zone utile de l'éprouvette, de dimension 10 mm, avec une taille d'élément égale à 100 μm (Figure IV.23.a). L'éprouvette FABIME2 est simulée sans présence de fissure.

Afin de simuler correctement les essais FABIME2, un chargement alterné en pression ($R = -1$) est imposé respectivement au niveau de la surface supérieure (SSP1) et inférieure (SIP1) (Figure IV.23.b).

Les différents résultats numériques présentés dans cette partie traduisent la moyenne de la déformation calculée sur la ligne LES1 (Figure IV.23.a) lors de l'application d'une pression maximale au niveau de la surface inférieure de l'éprouvette et durant le dernier cycle imposé (cycle n°10).



a) Maillage 3D de l'éprouvette FABIME2

b) Chargement imposé

Figure IV. 23 Maillage et chargement adoptés pour l'étude de l'effet de l'équibiaxialité

Deux lois de comportement sont adoptées pour ces calculs. La première est la loi de comportement identifiée, au cours de cette étude, sur l'acier inoxydable austénitique de type 316L : Il s'agit de la courbe cyclique identifiée à partir des simulations effectuées avec le modèle à écrouissage cinématique à deux centres « Chaboche2 » (Eq. IV.29).

$$\overline{\Delta\varepsilon}_t(\%) = 100 \cdot \frac{2 \cdot (1 + \nu)}{3 \cdot E} (\overline{\Delta\sigma}) + \left(\frac{\overline{\Delta\sigma}}{k}\right)^{1/m} \quad \text{Eq.IV. 29}$$

Avec $\nu = 0,33$; $E = 1,88 \text{ GPa}$; $k = 7619 \cdot 10^5 \text{ Pa}$ et $m = 0,311$

La seconde est la loi définie au niveau du RCC_MRx (Eq. IV.18) qu'on va considérer comme étant aussi celle du 304L-CLI.

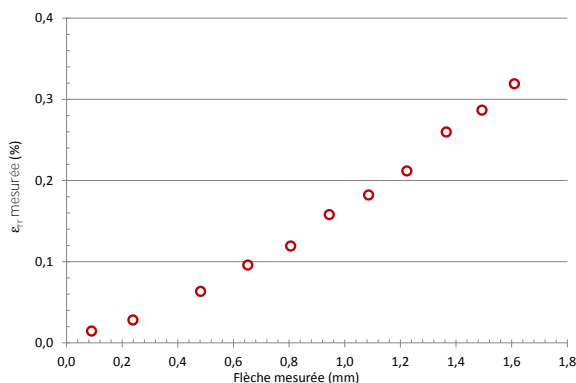
$$\overline{\Delta\varepsilon}_t(\%) = 100 \cdot \frac{2 \cdot (1 + \nu)}{3 \cdot E} (\overline{\Delta\sigma}) + \left(\frac{\overline{\Delta\sigma}}{k}\right)^{1/m} \quad \text{Eq.IV. 30}$$

Avec $\nu = 0,33$; $E = 1,96 \text{ GPa}$; $k = 7119 \cdot 10^5 \text{ Pa}$ et $m = 0,351$

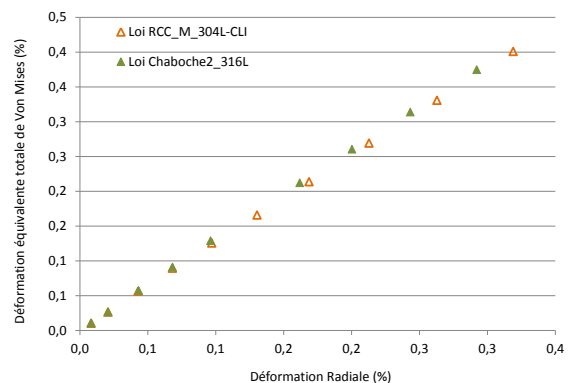
La méthode adoptée pour l'identification du niveau de déformation équivalente pour chaque essai FABIME2 est la suivante :

- Identification du niveau de déformation radiale correspondant à la flèche imposée à partir de la courbe de calibration flèche-déformation obtenue par la méthode de stéréo-corrélation (Figure IV.24.a). Sachant que cette courbe est indépendante de la loi de comportement adoptée, nous l'utiliserons pour les deux nuances d'aciers étudiées,
- Détermination de la déformation équivalente totale de von Mises à partir de la courbe de variation de la déformation radiale en fonction de la déformation équivalente de von Mises définie par calculs numériques (Figure IV.24.b). Une courbe déformation radiale - déformation équivalente de von Mises est définie pour chaque nuance d'acier étudié. Cependant, nous remarquons que les résultats obtenus sont placés sur la même droite d'évolution pour les deux courbes de consolidation cyclique définie au niveau du code de calcul.

L'identification de chaque valeur de déformation (radiale ou équivalente de von Mises) est obtenue par interpolation linéaire.



a) Résultats de calibration stéréo-corrélation



b) Détermination de la déformation équivalente totale de von Mises

Figure IV. 24 Méthode de détermination de l'équivalent en déformation des essais FABIME2

Nous présentons en premier lieu les résultats obtenus sur la première nuance d'étude 316L. Le tableau IV.5 récapitule les différents essais de fatigue équibiaxiale réalisés au cours de cette étude avec une identification numérique de la déformation équivalente de von Mises et de TRESCA identifiée à partir de la déformation radiale mesurée (via la courbe de calibration). Ces résultats reflètent une diminution du niveau de déformation équivalente avec l'abaissement du niveau de chargement en déplacement imposé. La reproductibilité et la précision du niveau de chargement appliqué se sont améliorées au fur et à mesure de la campagne d'essais. Ainsi, le premier essai sur l'éprouvette FABIME2 référencée « LISN743A-I » reflète un écart de 0,1% au niveau de la déformation équivalente imposée sur les deux faces de l'éprouvette, alors que pour l'éprouvette référencée LISN743A-AE l'écart n'est plus que de 0,01%.

Les essais FABIME2 sont réalisés à la température ambiante. La plasticité cyclique pourrait amener à une transformation martensitique. Mais celle-ci n'est observée que pour des variations de la déformation plastique supérieures à 0.6 % [66] alors que la variation de la déformation plastique maximale est de 0,4 % sur les éprouvettes FABIME2.

Matériau	Eprouvette	Delta LVDT	N_amorçage	$\Delta\varepsilon_1$ (%)	$\Delta\varepsilon_{VM}^{eq}$ (%)	$\Delta\varepsilon_{TR}^{eq}$ (%)
Acier Inoxydable Austénitique de type 316L	LISN743A-H(1)	1,563	9 000	0,613	1,108	1,125
	LISN743A-H(2)	1,633	15 500	0,648	1,172	1,190
	LISN743A-I(1)	1,597	13 000	0,630	1,141	1,158
	LISN743A-I(2)	1,589	13 000	0,626	1,133	1,150
	LISN743A-G(1)	1,375	26 000	0,501	0,906	0,920
	LISN743A-G(2)	1,411	25 000	0,519	0,937	0,952
	LISN743A-F(1)	1,353	17 000	0,489	0,884	0,897
	LISN743A-F(2)	1,431	12 000	0,533	0,963	0,978
	LISN743A-AE (1)	1,2	39 000	0,407	0,735	0,746
	LISN743A-AE (2)	1,184	60 500	0,407	0,735	0,746
	LISN743A-AA (2)	1,103	178 000	0,504	0,684	0,694
	LISN743A-D (1)	0,902	$1,85 \cdot 10^6$	0,358	0,48	0,49
	LISN743A-D (2)	0,893	$1,85 \cdot 10^6$	0,358	0,48	0,49

Tableau IV. 5 Récapitulatif des essais FABIME2 sur la nuance 316L

Ainsi, le chargement en fatigue équibiaxiale n'a pas ou très peu d'effet sur la durée de vie de l'acier inoxydable austénitique de type « 316L » (Figure IV.25).

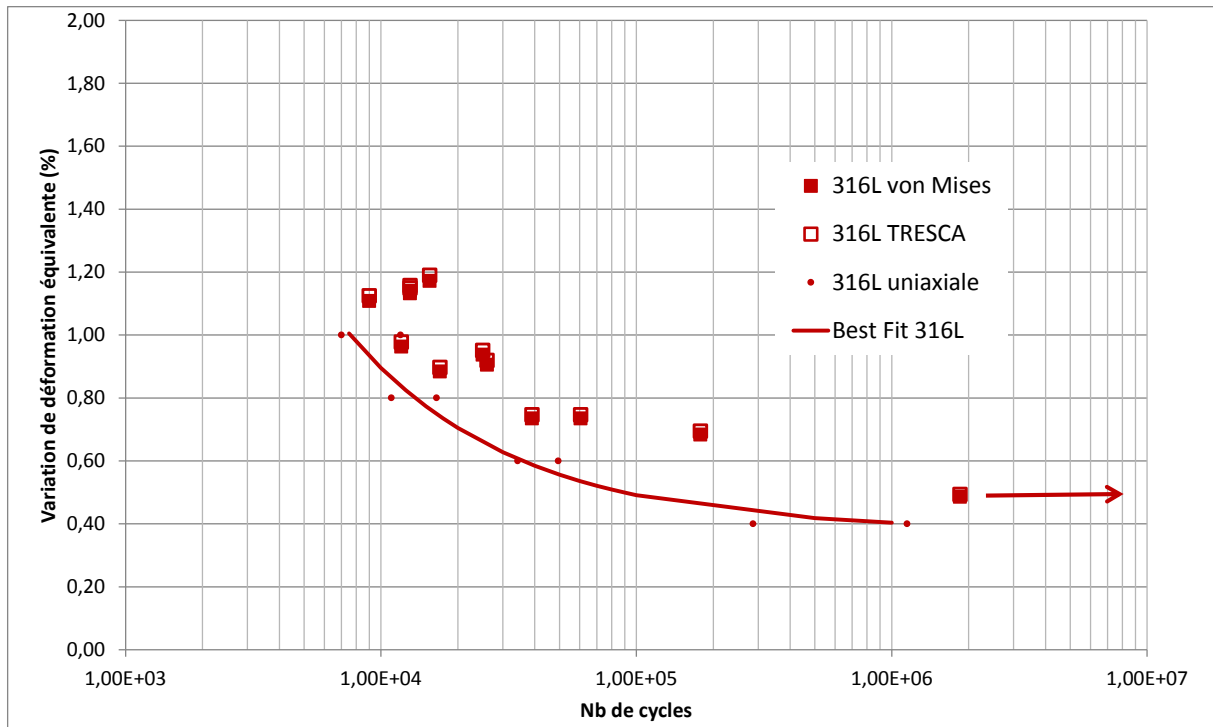


Figure IV. 25 Courbe de durée de vie de l'acier inoxydable austénitique de type 316L en fatigue uniaxiale et équibiaxiale

Se basant sur le même principe utilisé pour l'identification de l'équivalent de von Mises lors de la première campagne d'essais FABIME2, le tableau IV.6 présente un récapitulatif des différents résultats de la 2^{ème} campagne d'essais sur le 304L-CLI. Ces résultats sont assez cohérents : Plus le niveau de déformation est important, plus le nombre de cycles à l'amorçage diminue. Les deux faces de l'éprouvette FABIME2 ont subi le même chargement avec un écart très faible (maximum 0,02%).

D'un point de vue transformation de phase, la plasticité cyclique induite par le chargement imposé au niveau des éprouvettes FABIME2 est inférieure à 0.6 % [66], ce qui ne nous permet pas d'identifier une transformation de phase martensitique induite par plasticité cyclique (Tableau IV.6).

Matériau	Eprouvette	Delta LVDT	N_amorçage	$\Delta\epsilon_1$ (%)	$\Delta\epsilon_{VM}^{eq}$ (%)	$\Delta\epsilon_{TR}^{eq}$ (%)
Acier Inoxydable Austénitique de type 304L-CLI	LISN750-H(1)	1,406	10 000	1,03	0,93	0,94
	LISN750-H(2)	1,367	11 000	1,02	0,928	0,94
	LISN750-K(1)	1,285	17 000	0,92	0,831	0,84
	LISN750-K(2)	1,276	18 500	0,92	0,831	0,84
	LISN750-I(1)	1,195	27 000	0,818	0,738	0,75
	LISN750-I(2)	1,187	32 000	0,818	0,738	0,75

Tableau IV. 6 Récapitulatif des essais FABIME2 sur la nuance 304L-CLI

Il est important de souligner que les résultats obtenus à partir de la simulation numérique permettent d'identifier un effet aggravant de l'équibiaxialité sur la durée de vie de l'acier inoxydable austénitique de type 304L-CLI (Figure IV.26).

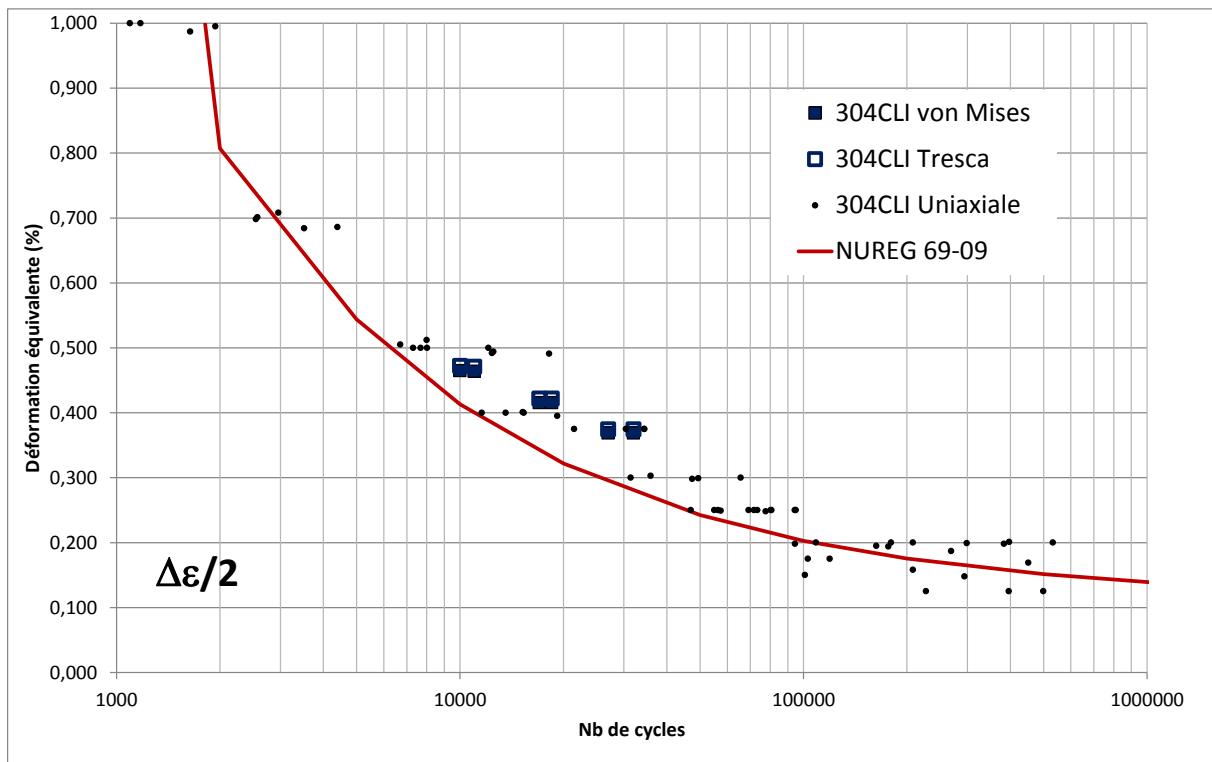


Figure IV. 26 Courbe de durée de vie de l'acier inoxydable austénitique de type **304L-CLI** en fatigue uniaxiale et équibiaxiale

L'impact d'un chargement en fatigue équibiaxial peut dépendre de la nuance de l'acier étudié (Figure IV.27). En effet, l'acier inoxydable austénitique de type 304L-CLI est moins sensible au chargement équibiaxial que le 316L. Cependant, cette constatation ne peut pas être générale, puisque cette différence d'effet peut être attribuée à la dispersion du matériau (coulée, composition chimique). On peut tout de même définir les résultats obtenus sur la nuance 304L-CLI comme une référence sachant que ce matériau est certifié RCC-MRx et correspond aux spécifications d'approvisionnement.

Il faut garder aussi à l'esprit que la détermination de la déformation équivalente d'une structure soumise à un chargement de fatigue équibiaxiale fait intervenir la déformation hors plan. Hors celle-ci peut avoir une incidence forte car elle dépend de la présence de plasticité lors des essais. Certains modèles numériques de comportement (type écrouissage cinématique isotrope à 2 centres de Chaboche qui amplifie la part de plasticité, par rapport à l'utilisation d'une courbe d'écrouissage cyclique). Cependant, la déformation équivalente est toujours comprise entre les deux bornes définies en Figure IV.24. Ces deux bornes sont définies en supposant soit un comportement purement élastique (borne inférieure), soit un comportement purement plastique (borne supérieure).

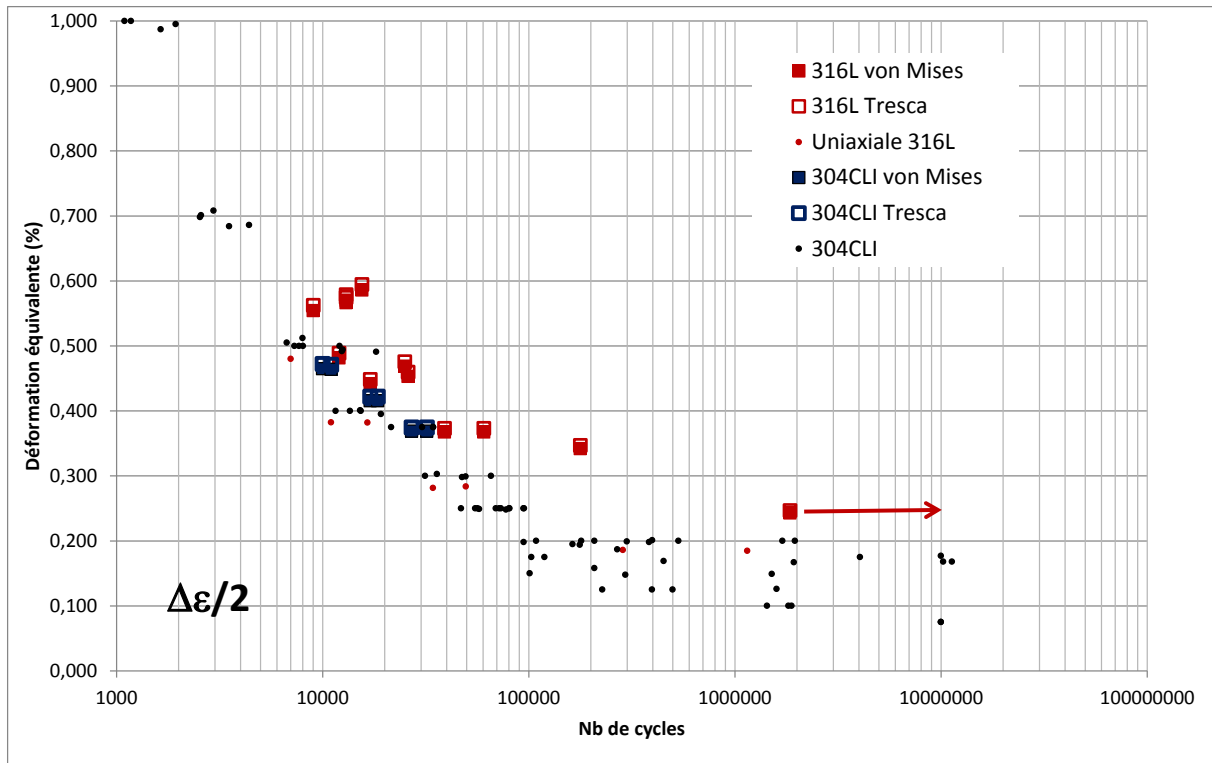


Figure IV. 27 Courbe de durée de vie de l'acier inoxydable austénitique de type 304L-CLI et 316L en fatigue uniaxiale et équibiaxiale

Synthèse

Quatre campagnes d'essais ont été menées : deux en fatigue mécanique uniaxiale (Chapitre II) sur deux nuances d'aciers inoxydables austénitiques (316L et 304L-CLI) et deux en fatigue mécanique équibiaxiale, toujours sur les deux nuances d'étude. A partir de ces essais, de multiples résultats expérimentaux ont été obtenus afin de pouvoir identifier le comportement du matériau suite à l'application de deux chargements différents. Plus précisément, ces résultats nous ont permis d'identifier l'impact de l'équibiaxialité sur la durée de vie des deux nuances d'études.

Dans ce chapitre, les résultats des deux campagnes d'essais de fatigue équibiaxiale sont présentés. Sept essais sont réalisés avec le montage FABIME2 (Chapitre III) sur le 316L et trois seulement sur le 304L-CLI. Le nombre de cycles à l'amorçage est identifié à partir de deux méthodes de détection d'amorçage de fissure. La première est visuelle par le biais des caméras BAUMER placées au niveau des hublots du montage FABIME2 placés dans le champ de vision de la zone utile de l'éprouvette. La seconde méthode se base sur l'étude de la variation de la rigidité de l'éprouvette.

Nous comparons par la suite les résultats obtenus sur les deux nuances en fatigue uniaxiale et équibiaxiale.

En premier lieu, une comparaison « très grossière » a été mise en place avec seulement les données expérimentales brutes « déformation mesurée - Nombre de cycles ». Les déformations mesurées ont été définies à partir de la méthode de calibration « flèche – Déformation » présentée dans le chapitre III. Cependant, ces résultats ne permettent pas de conclure sur l'effet de l'équibiaxialité étant donné que le centre de l'éprouvette FABIME2 est soumis à un chargement équibiaxial alors que les essais en fatigue uniaxiale subissent un chargement selon une seule direction.

Ensuite, un équivalent de von Mises et de Tresca est défini à partir des matrices de contraintes déformations définies pour les deux chargements uniaxial et équibiaxial. Cette méthode d'interprétation des données permet de définir une plage assez large, étant donné que deux hypothèses sont définies au niveau du comportement du matériau. La première suppose que le matériau est purement élastique alors que la seconde considère que le matériau est purement plastique.

L'interprétation des résultats expérimentaux n'est pas très simple étant donné qu'il faut identifier convenablement un équivalent en déformation pour les deux types d'essais de fatigue, en uniaxial et équibiaxial, afin de pouvoir comparer la durée de vie du matériau sollicité. Ainsi, la méthode adoptée se base sur une double approche :

- Numérique pour le calcul de l'équivalent de von Mises et de Tresca en imposant la loi de comportement du matériau identifiée précédemment,
- Expérimentale pour l'identification du niveau de flèche imposée à partir de la méthode de calibration.

Ces résultats ont permis de définir que l'impact potentiel de la fatigue équibiaxiale. Celui-ci peut dépendre de la nuance du matériau étudié, en effet, nous avons pu constater que la durée de vie du 304CLI reste identique suite à l'application d'un chargement équibiaxial, mais cet effet est légèrement plus prononcé sur la nuance 316L.

En conclusion sur l'amorçage de fissure en fatigue équibiaxiale, il est important de souligner que les résultats obtenus lors des différentes campagnes réalisées reflètent un faible impact sur la durée de vie de l'acier inoxydable de type 304L-CLI (certifié RCC_MRx), et ceux-ci restent toujours dans le domaine couvert par la courbe de conception définie à l'échelle internationale.

Chapitre V. Effet de l'équibiaxialité sur la propagation de fissure en fatigue

Sommaire

Chapitre V. Effet de l'équibiaxialité sur la propagation de fissure en fatigue.....	169
Introduction.....	171
V.1. Etude expérimentale de la propagation de fissure sur éprouvette FABIME2.....	171
V.1.1. Observation de la vitesse de propagation de la fissure en surface.....	171
V.1.2. Observation de la vitesse de propagation de fissure dans l'épaisseur	178
V.2. Etude numérique de la propagation de fissure sur éprouvette FABIME2	181
V.2.1. Modélisation numérique de la propagation de fissure.....	181
V.2.2. Choix du rapport « a/c_u » initial	184
V.2.3. Variation de la vitesse de propagation de fissure numérique	188
V.3. Comparaison des résultats numériques et expérimentaux	191
Synthèse	193

Introduction

Dans ce chapitre, nous allons étudier la propagation de fissure sous chargement de flexion sphérique à l'aide du banc d'essai FABIME2.

Deux essais avec des niveaux de chargement différents, pour une flèche de 1,4 mm et de 1,2 mm, ont présenté une seule fissure droite durant un nombre de cycles assez important, et ce d'un seul côté de l'éprouvette.

Une observation expérimentale de la cinématique de propagation en surface est effectuée et une interprétation numérique (avec le logiciel de calculs Cat3m) est entreprise.

V.1. Etude expérimentale de la propagation de fissure sur éprouvette FABIME2

Le dispositif expérimental FABIME2 a permis de suivre une propagation intéressante de la fissure, à l'aide des deux caméras BAUMER, placées de part et d'autre de la cellule d'essai et au niveau des hublots des deux demi-coquilles (Figure V.1, pour plus de précisions, voir chapitre III).

Ces deux caméras ont permis d'avoir une suite d'images à différents stades de l'avancée de la fissure en surface de l'éprouvette. Ces suites d'images ont été traitées et ont délivré des informations quantitatives sur la cinématique de la fissure en surface.

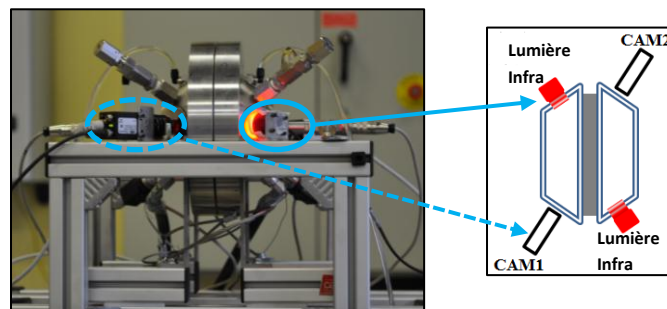


Figure V. 1 Positionnement des caméras BAUMER au niveau du montage FABIME2

Les photos ont été prises au cours des cycles « lents » lorsque la fissure est complètement ouverte (chargement maximal). A chaque prise de vue, le nombre de cycles réalisés est connu.

La suite de cette étude expérimentale est découpée en deux parties :

- La première consiste en une observation de la vitesse de propagation expérimentale en surface à partir des images obtenues lors des cycles « lents » sur les éprouvettes FABIME2,
- La seconde consiste en une étude des faciès de rupture afin d'identifier les mécanismes et les vitesses de propagation dans l'épaisseur.

V.1.1. Observation de la vitesse de propagation de la fissure en surface

Le dépouillement des photos prises régulièrement par les deux caméras a permis l'identification de la taille de la fissure en surface pour différents nombres de cycles.

a) 1^{er} niveau de chargement (f=1,4mm)

L'observation de la vitesse de propagation de la fissure pour ce niveau de chargement (flèche de 1,4mm) a été réalisée sur l'éprouvette « LISN743A-F » au niveau de la surface 2.

La suite d'images obtenues est présentée dans figure V. 2. On peut estimer la taille totale de la fissure en surface ($2c_u$) à différents nombres de cycles (Tableau V.1). On obtient ainsi une évolution quantitative de la vitesse de propagation de la fissure durant l'essai considéré.

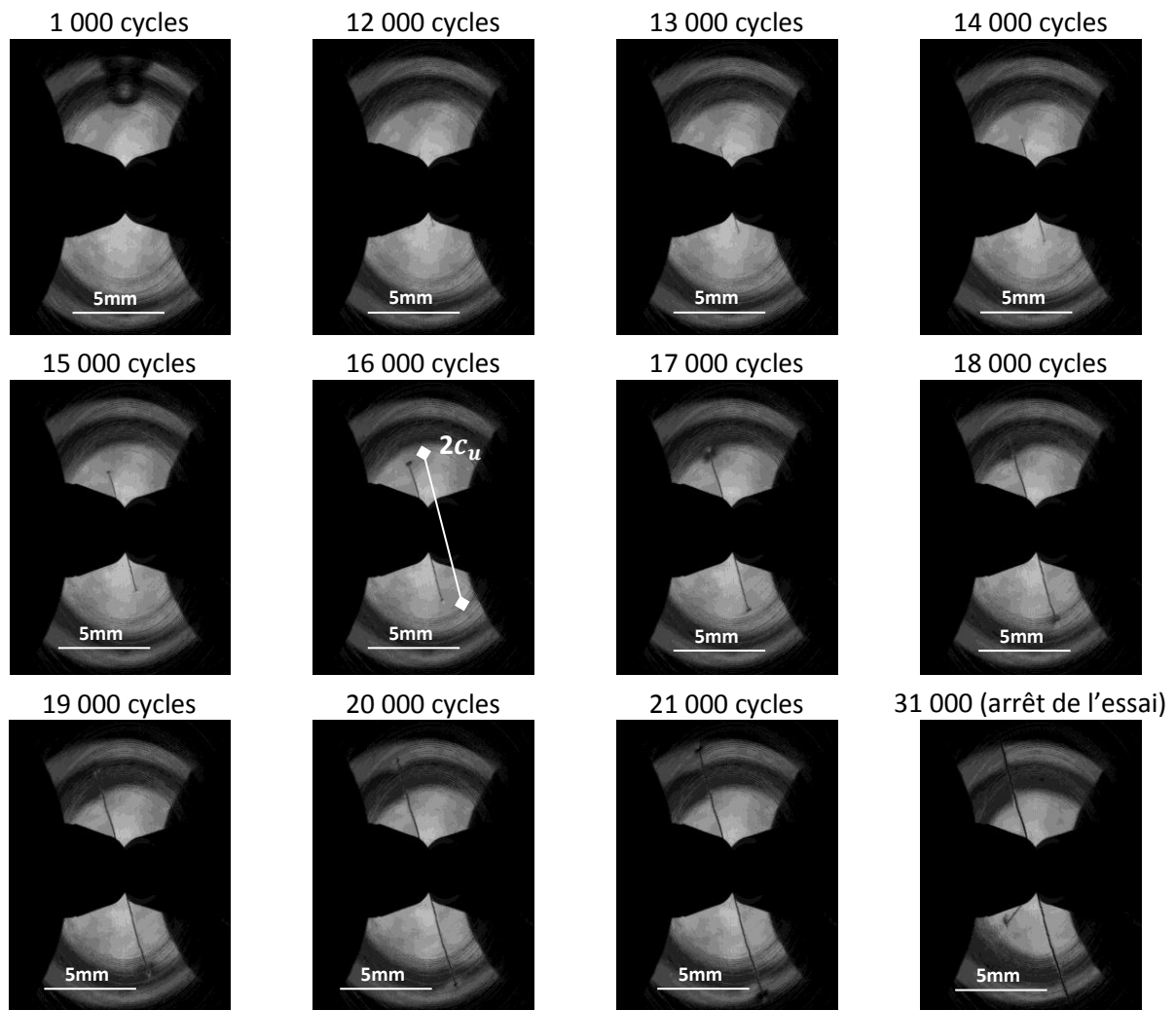


Tableau V. 1 Tableau associé à la figure V.2

Nombre de cycles (x 1000)	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	31
Longueur totale de fissure « $2c_u$ » (mm)	4,1	4,8	5,7	6,7	7,8	9,1	10,3	11,6	12,8	14,1	27,1

Figure V. 2 Propagation de fissure pour un chargement de 1,4mm du côté 2 du montage FABIME2. Eprouvette « LISN743A-F »

On peut remarquer, à partir des photos présentées au niveau de la figure V. 2, la présence de la zone plastique en pointe de fissure. Sur la dernière photo, (31 000 cycles), une seconde fissure est visible.

Afin d'identifier la taille finale de la fissure sur l'éprouvette « LISN743A-F » en surface et en profondeur, celle-ci subit une découpe de la zone de fissuration suivie d'un marquage thermique (à 400°C pendant 3h30) puis d'une post-fissuration (Figure V.3).

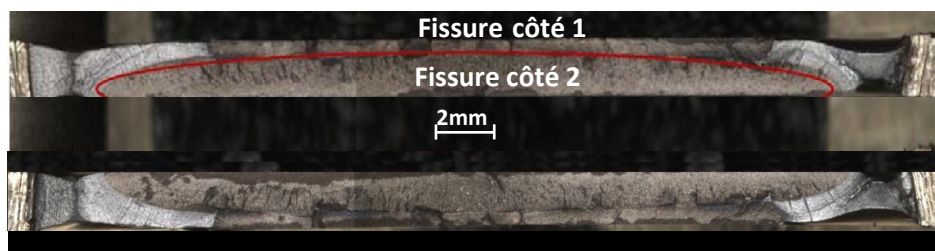
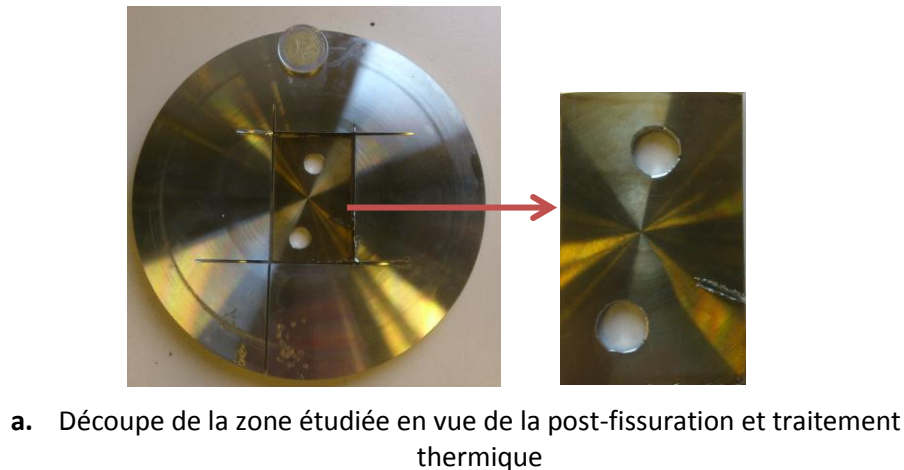


Figure V. 3 Procédure suivie pour l'observation des faciès de rupture de l'éprouvette FABIME2

La forme finale du front de fissure est sensiblement semi-elliptique, comme illustré sur la FigureV.3.b. On remarque que la fissure s'est plus propagée en profondeur du côté 2 comparativement au côté 1. La fissure s'est amorcée du côté 2 dans un premier temps, puis s'est propagée jusqu'à rencontrer la fissure du côté opposée qui s'est amorcée beaucoup plus tard. En effet, la propagation en profondeur ne s'arrête pas nécessairement à mi- épaisseur (fibre neutre), ce qui sera montré lors de l'interprétation numérique de la propagation.

Les différentes mesures effectuées nous ont permis d'obtenir la variation de la vitesse de propagation en fonction du nombre de cycles. Afin d'étudier uniquement la phase de propagation de fissure, on soustrait au nombre total de cycles le nombre de cycles nécessaire à l'amorçage de fissures (Eq. V.1) (pour cet essai 12 000cycles).

$$N_{\text{propagation}} = N_{\text{total}} - N_{\text{amorçage}} \quad \text{Eq.V. 1}$$

Le calcul de la vitesse de propagation est basé principalement sur le tableau V.1 qui définit la taille de fissure totale ($2c_u$) en surface pour chaque nombre total de cycles. L'équation V.2 traduit la vitesse de propagation affectée au nombre de cycles ($\frac{N_{\text{propa}_{(i)}} + N_{\text{propa}_{(i-1)}}}{2}$).

$$\left[\frac{dc_u}{dN} \right]_i = \frac{c_{ui} - c_{u(i-1)}}{N_i - N_{i-1}} \quad \text{Eq.V. 2}$$

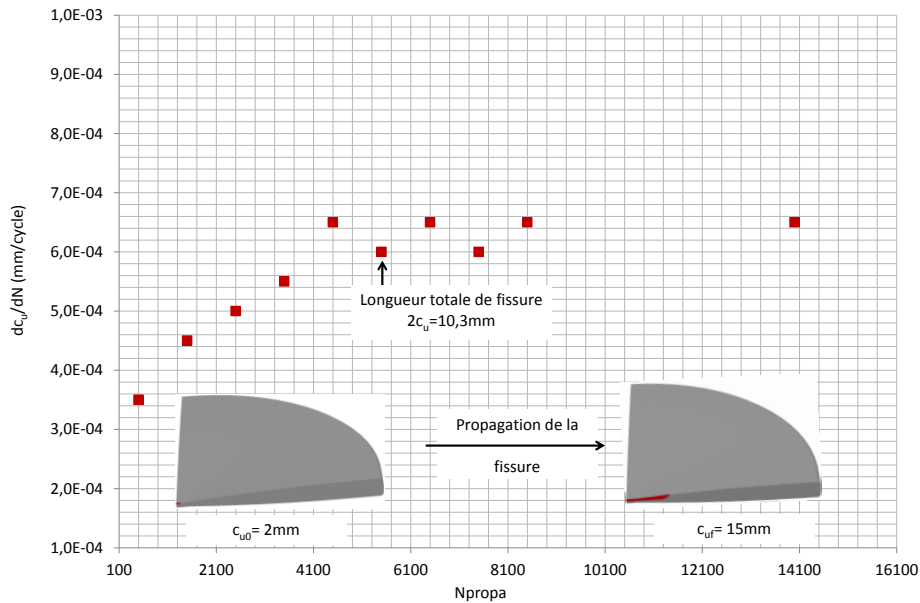


Figure V. 4 Vitesse de propagation de fissure expérimentale en surface pour 1,4mm de chargement

L'évolution de la vitesse de propagation de fissure en surface présente deux phases (Figure V.4). En effet, on observe tout d'abord une phase d'augmentation quasi-linéaire jusqu'à une taille de fissure totale de 10,3mm. Ensuite, on remarque une phase de stabilisation, avec la présence d'un plateau vers la fin de la propagation. Cette stabilisation peut s'expliquer par le fait que la taille de fissure en surface a atteint la zone de transition d'épaisseur ($2c_u = 10,3\text{mm}$ au bout de 5 500 cycles de propagation). A partir de ces observations, une vitesse de propagation initiale en surface de $3,5 \cdot 10^{-4}$ mm/cycle a été identifiée et celle-ci peut atteindre jusqu'à $6,5 \cdot 10^{-4}$ mm/cycle.

A partir de la suite d'images des deux surfaces de l'éprouvette FABIME2 en cours d'essai, un amorçage de fissure sur le côté 1 a été détecté à 17 000 cycles (Annexe V.1). A partir de ce nombre de cycles, on remarque que la vitesse de propagation devient stable en surface au niveau du côté 2 (côté opposé). Cette stabilisation de la vitesse de propagation peut être aussi attribuée (en plus de la transition d'épaisseur) à l'amorçage de la fissure sur le côté opposé. En effet, en se basant sur une interprétation énergétique, la fissure qui s'amorce en premier consomme toute l'énergie disponible. Puis, lorsque la seconde fissure s'amorce, celle-ci consomme une partie de l'énergie disponible, et cela peut avoir pour conséquence un ralentissement de la vitesse de propagation de la première fissure.

Ces hypothèses seront vérifiées par l'interprétation numérique des essais FABIME2 avec le code de calcul Cast3m décrite dans le paragraphe V.2.

b) 2^{ème} niveau de chargement ($f=1,2\text{mm}$)

L'observation de la vitesse de propagation de la fissure pour un second niveau de chargement (flèche de 1,2mm) a été réalisée sur l'éprouvette « LISN743A-E » au niveau de la surface 1.

La suite d'images alors obtenues est présentée en figure V. 5. On peut donc estimer la taille totale de la fissure en surface ($2c_u$) à différents nombres de cycles (Tableau V.1.), d'où une observation quantitative de la vitesse de propagation de la fissure durant l'essai considéré (Figure V.5).

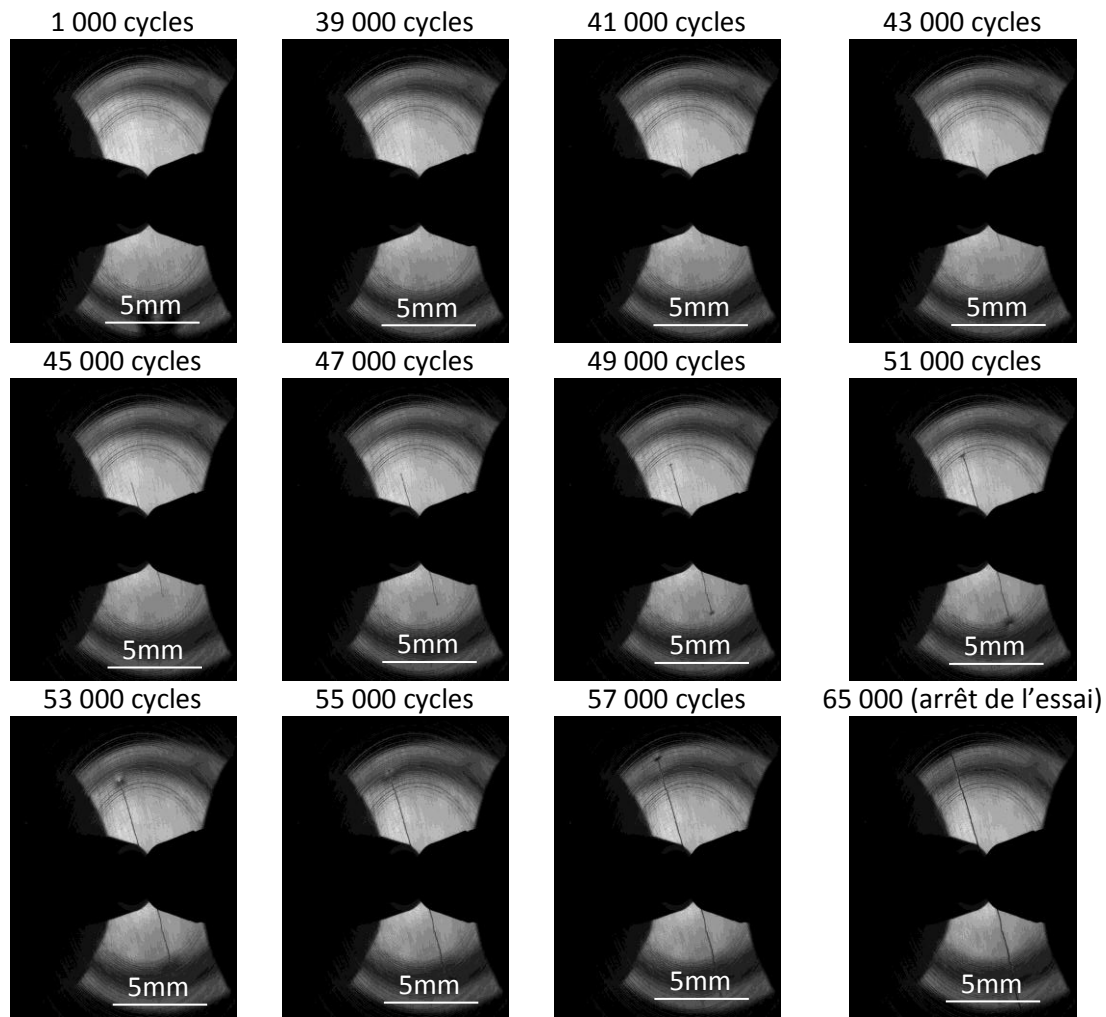


Tableau V. 2 Tableau associé à la figure V.5

Nombre de cycles (x 1000)	39	41	43	45	47	49	51	53	55	57	65
Longueur totale de fissure « $2c_u$ » (mm)	4,1	4,9	5,8	6,8	7,5	8,6	9,7	11,1	12,5	13,6	20,3

Figure V. 5 Propagation de fissure pour un chargement de 1,2mm du côté 1 du montage FABIME2

Avec la même procédure que précédemment (découpage, marquage thermique, post-fissuration), il est possible d'obtenir le faciès dans l'épaisseur (Figure V.6). La fissure observée après post-fissuration présente un profil semi-elliptique du front de fissure et la fissure initiale s'est propagée sur presque toute l'épaisseur de l'éprouvette.

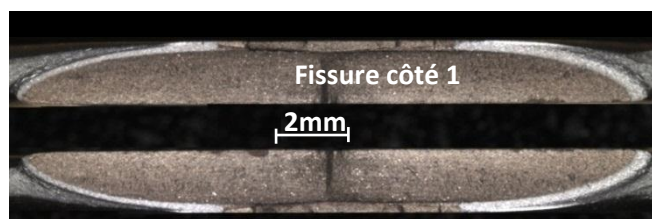


Figure V. 6 Observation à la binoculaire des faciès de rupture après post-fissuration de l'éprouvette 743A-E

Les évolutions des vitesses de propagation des fissures en surface dc_u/dN en fonction de la taille de fissure en surface « c_u » au cours des deux essais (flèche de 1,4mm et 1,2mm) présentent des similitudes d'évolution (présence d'une phase d'augmentation suivie d'une phase de stabilisation) et elles sont illustrées dans la figure V.7.

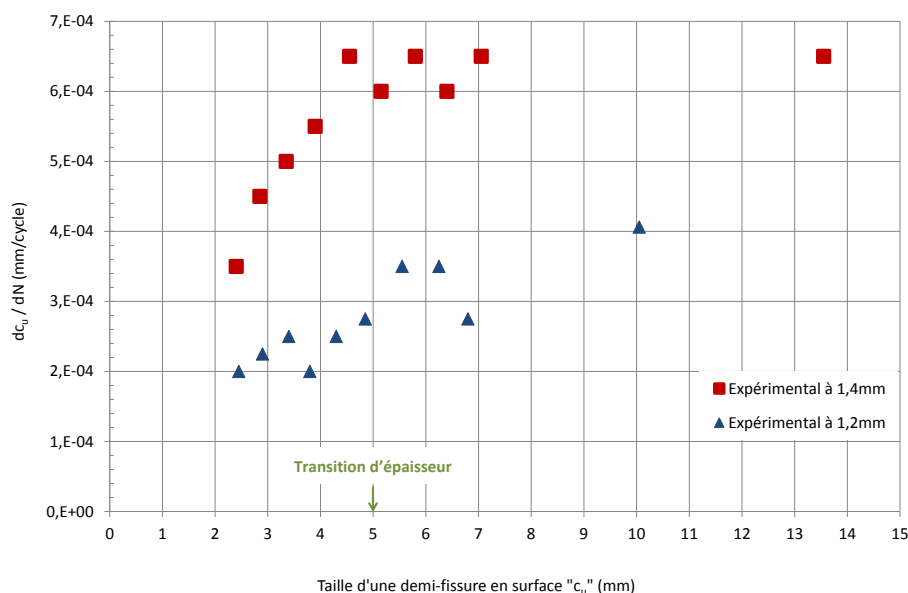


Figure V. 7 Evolution de la vitesse de propagation en surface en fonction de la taille de fissure pour deux chargements différents

A partir de l'observation de la variation de la vitesse de propagation en fonction de la taille de fissure en surface « c_u », nous remarquons que la première fissure s'amorce, se propage avec une vitesse croissante et est quasi-linéaire lorsqu'elle est dans la zone utile de l'éprouvette (qui correspond à un rayon de 5mm). Puis, lorsqu'elle sort de la zone utile, la vitesse de propagation en surface présente une phase de stabilisation qui peut être due à la transition d'épaisseur. A partir de ces observations sur l'éprouvette 743A-E, une vitesse de propagation initiale en surface de $2 \cdot 10^{-4}$ mm/cycle a été identifiée et celle-ci peut atteindre jusqu'à $4 \cdot 10^{-4}$ mm/cycle.

Les évolutions des vitesses de propagation des fissures en surface dc_u/dN en fonction du nombre de cycles de propagation au cours des deux essais (flèche de 1,4mm et 1,2mm) présentent des similitudes d'évolution (présence d'une phase d'augmentation suivie d'une phase de stabilisation) et elles sont illustrées en figure V.8.

Pour un nombre de cycles donné, la vitesse de propagation est d'autant plus grande que la flèche imposée est importante. Pour les deux niveaux de chargement étudiés dans ce paragraphe (1,2mm et 1,4mm), les vitesses de propagation de fissures en surface présentent un rapport proche de 3.

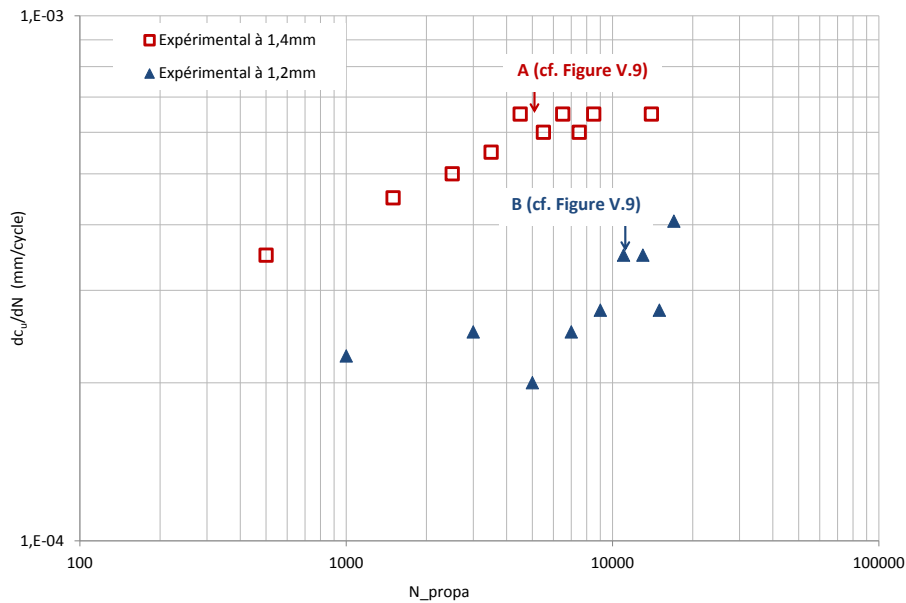


Figure V. 8 Vitesses de propagation de fissure expérimentale en surface pour des chargements en déplacement de 1,4 et 1,2 mm

La stabilisation observée au niveau des deux courbes d'évolution de la vitesse de propagation peut être attribuée à différents mécanismes :

- Propagation dans la transition d'épaisseur (modification du chargement en pointe de fissure)
- Présence d'une seconde fissure du côté opposé, interaction possible entre ces deux fissures.

Cependant, pour l'essai sur l'éprouvette « LISN743A-E », lorsque la vitesse de propagation se stabilise, il n'y a pas d'amorçage ou de présence de fissure sur le côté opposé. Pour cet essai, la phase de stabilisation peut être imputée uniquement à la zone de transition d'épaisseur, contrairement à l'essai précédent où la présence d'une seconde fissure peut avoir un impact sur la vitesse de propagation (Figure V.9).

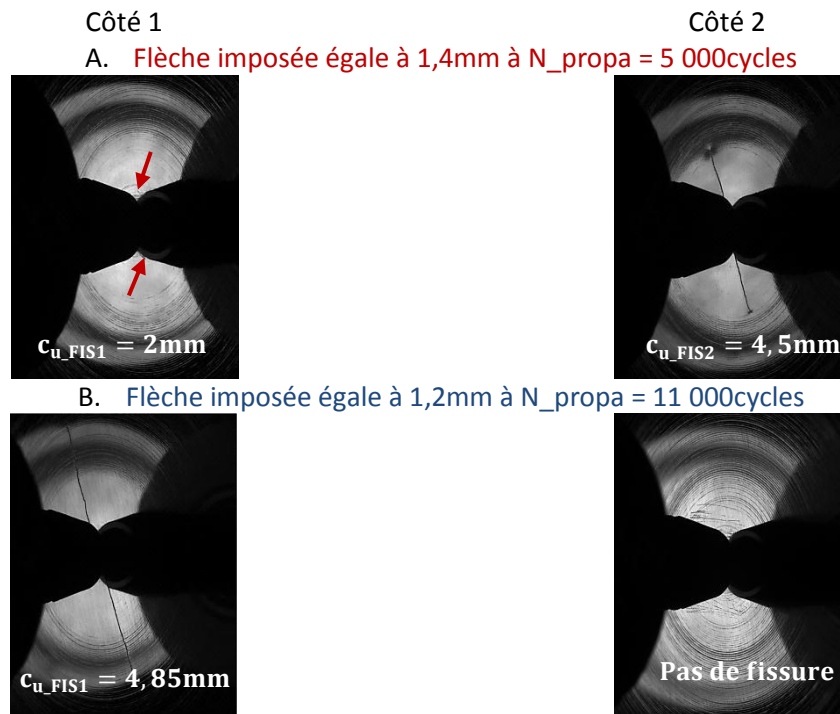


Figure V. 9 Influence de la présence d'une fissure sur le côté opposé sur la vitesse expérimentale de propagation de fissure en surface pour des chargements en déplacement de 1,4 et 1,2 mm

V.1.2. Observation de la vitesse de propagation de fissure dans l'épaisseur

Afin de pouvoir définir la vitesse de propagation en profondeur, plusieurs observations au microscope électronique à balayage (MEB) ont été réalisées sur ces deux éprouvettes avec deux niveaux de chargement distincts : 1,2 et 1,4 mm.

L'observation des faciès de rupture n'a permis d'observer des stries de fatigue, associées à l'aspect cyclique des sollicitations, que sur l'éprouvette qui a subi le chargement le plus important (flèche de 1,4mm). En effet, les stries de fatigue apparaissent pour une plage de vitesse de propagation comprise entre $5 \cdot 10^{-5}$ et 10^{-3} mm/cycle. Pour des vitesses de propagation moins importantes, nous observons des faciès cristallographiques sans stries. Il est à signaler que l'évaluation des vitesses de propagation dépend fortement de la résolution du moyen de mesures [67].

Les vitesses de propagation ont été évaluées au MEB avec un grossissement de 3 000. Deux sens de propagation de fissure ont été observés :

- En profondeur : Stries de fatigue quasi-parallèles à la surface de l'éprouvette (Figure V.10. a, b et c). Les stries de fatigue sont localisées au niveau de la jonction entre les deux fissures principales. C'est probablement à cette localisation que la vitesse de propagation de fissure est la plus importante.
- En surface : Stries de fatigue perpendiculaires à la surface de l'éprouvette (Figure V.10.d).

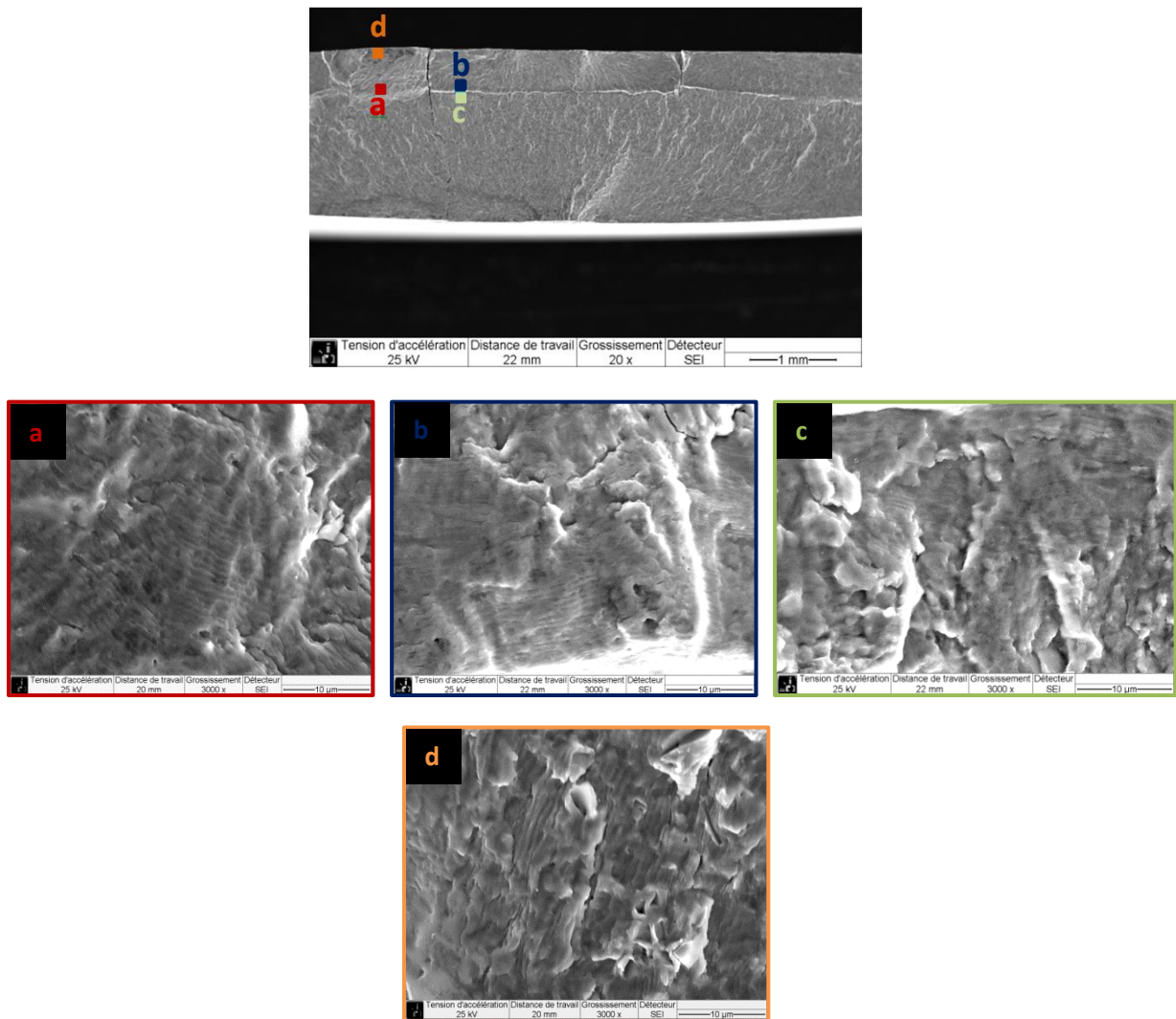


Figure V. 10 Observation MEB de stries de fatigue sur l'éprouvette 743A-F

On peut définir une vitesse moyenne de propagation de fissure en profondeur égale à $6,5 \cdot 10^{-4}$ mm/cycle. D'autre part, la vitesse de propagation en surface observée est de l'ordre de $8 \cdot 10^{-4}$ mm/cycle, ce qui correspond aux valeurs mesurées à partir des suites d'images (Figure V.2). A partir de ces observations, nous pouvons remarquer que les vitesses de propagation en profondeur et en surface sont du même ordre de grandeur, notamment aux endroits où les stries de fatigue sont visibles.

Ces mesures sont toutefois à prendre avec précaution. En effet, deux aspects sont assez délicats à identifier au niveau des faciès de rupture. Le premier concerne la possibilité de phénomène de matage présent au niveau des faciès de rupture suite au chargement en flexion alternée appliqué sur l'éprouvette FABIME2. Le deuxième aspect concerne la distinction entre des stries de fatigue et des stries associées aux mécanismes de plasticité [67].

Des observations faites à un grossissement plus faible ont permis d'étudier de plus près les mécanismes de fissuration en fatigue équibiaxiale. Le faciès de rupture de l'éprouvette FABIME2 qui a subi un chargement en fatigue équibiaxiale de 1,4mm en déplacement, est présenté dans la Figure V.11.

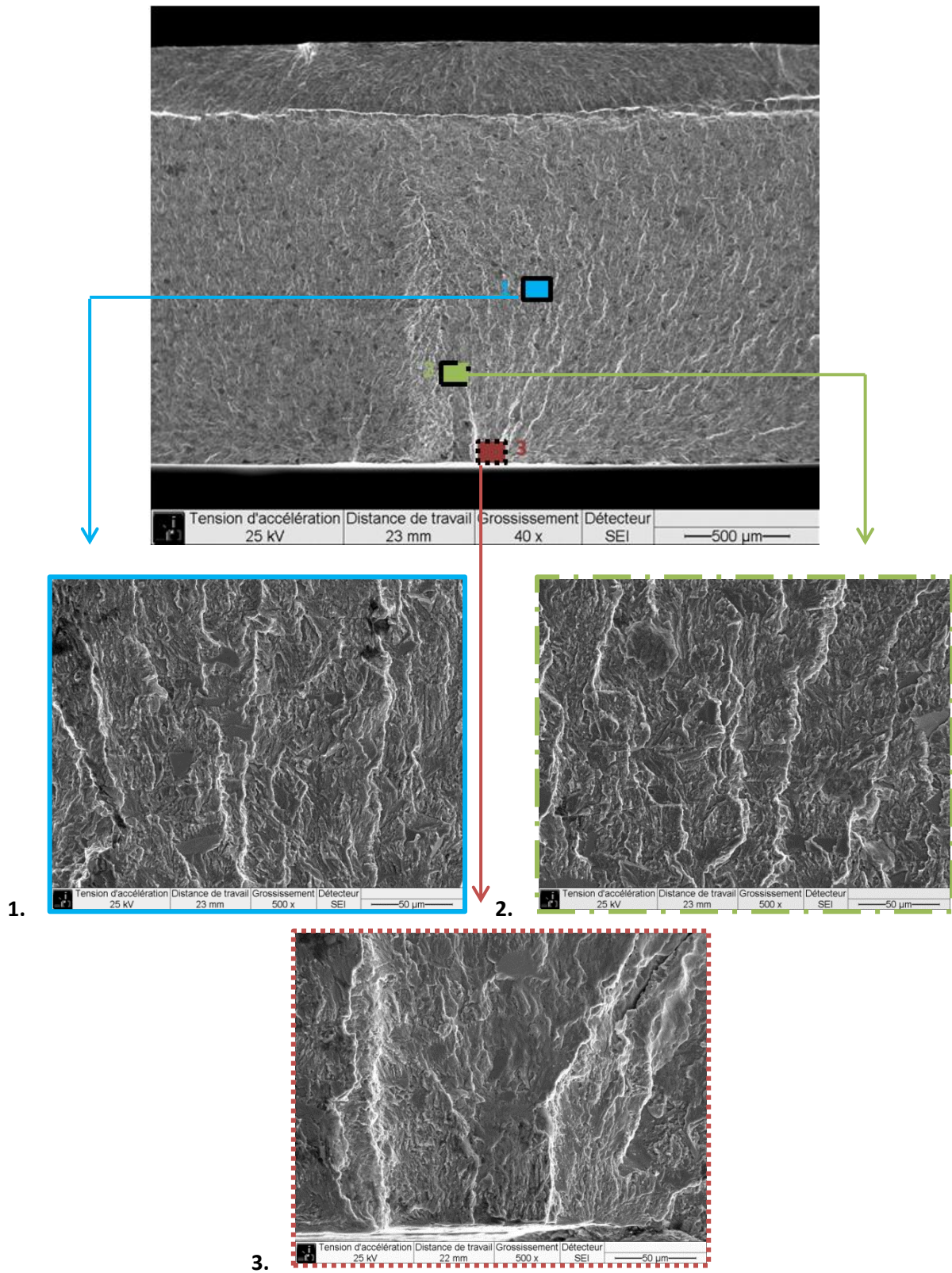


Figure V. 11 Mécanismes de propagation de fissure détectés au niveau du faciès de rupture de l'éprouvette 743A-E (1,2mm)

V.2. Etude numérique de la propagation de fissure sur éprouvette FABIME2

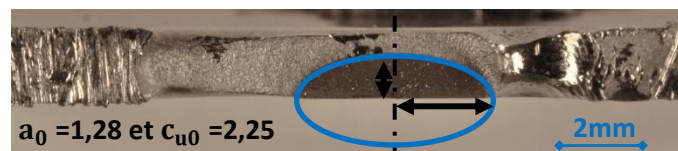
Une interprétation numérique des essais FABIME2 a été réalisée à l'aide de calculs par éléments finis avec le code Cast3m. Cette interprétation a pour but d'étudier l'effet de l'équibiaxialité sur la vitesse de propagation. Dans cette partie, nous présenterons la méthode adoptée pour la propagation de fissure ainsi que la forme de la fissure imposée. Ensuite, différents facteurs influençant la vitesse de propagation seront étudiés. Tous les calculs éléments finis présentés dans ce chapitre sont réalisés avec une loi de comportement purement élastique et constitue une première approche.

V.2.1. Modélisation numérique de la propagation de fissure

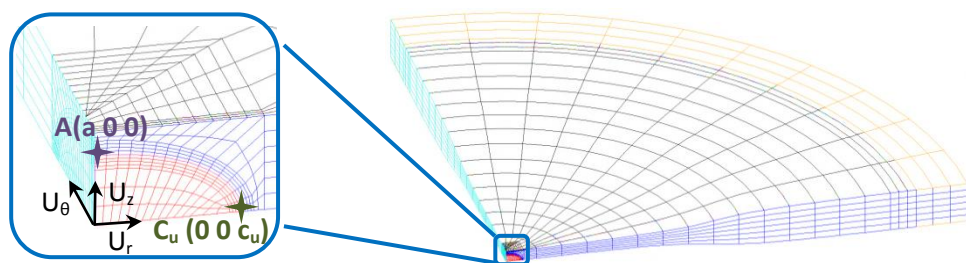
Expérimentalement, les formes des fronts de fissure au niveau des composants industriels subissant des chargements cycliques complexes sont généralement semi-elliptiques [68-71]. Une demi-ellipse avec un élanement qui varie au cours de la propagation est considérée par la majorité des auteurs. En effet, cette géométrie de front permet de se limiter à l'étude de deux points au niveau des deux axes de l'ellipse, soit un au fond et l'autre au bord de la fissure [72].

Ainsi, afin d'étudier la propagation de fissure en fatigue équibiaxiale, un maillage 3D constitué d'un quart de l'éprouvette FABIME2 est utilisé. Ce maillage est constitué de 3 492 éléments quadratiques. La forme du front de fissure semi-elliptique est définie à partir des résultats expérimentaux obtenus lors des deux campagnes d'essai FABIME2 présentées dans le chapitre précédent (Chapitre IV).

La post-fissuration des éprouvettes a permis de mettre en évidence un front de fissure semi-elliptique en fin d'essai (Figure V.6). Afin de vérifier si cette forme de fissure est la même lors de l'amorçage, un essai FABIME2 avec une flèche imposée de 1,1mm en chargement a été arrêté dès la détection d'un amorçage (confirmé) de fissure (Figure V.12.a). Après ouverture complète de la fissure via une post-fissuration, la fissure amorcée de forme semi elliptique est caractérisée par une profondeur (a_0) de 1,28mm et une demi-longueur en surface (c_{u0}) de 2,25mm.



a) Faciès de rupture de l'essai à 1,1mm juste après amorçage de la fissure



b) Maillage 3D de l'éprouvette FABIME2

Figure V. 12 Maillage et forme de fissure adoptés pour l'étude de la propagation de fissure

Le maillage utilisé pour cette étude présente une limite (intrinsèque à la capacité du maillage) au niveau de la taille minimale et maximale de fissure semi-elliptique définie. La taille de fissure minimale est définie avec $a_{\min} = 0,5\text{mm}$ et $c_{u\min} = 0,7\text{mm}$ (Figure V.13.a). La taille de fissure maximale identifiée est caractérisée par $a_{\max} = 1,5\text{mm}$ et $c_{u\max} = 5,4\text{mm}$ (Figure V.13.b).

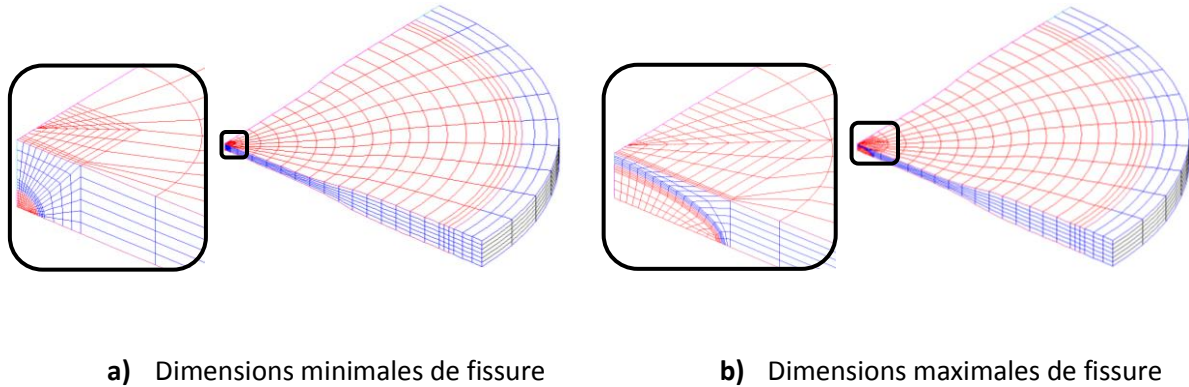
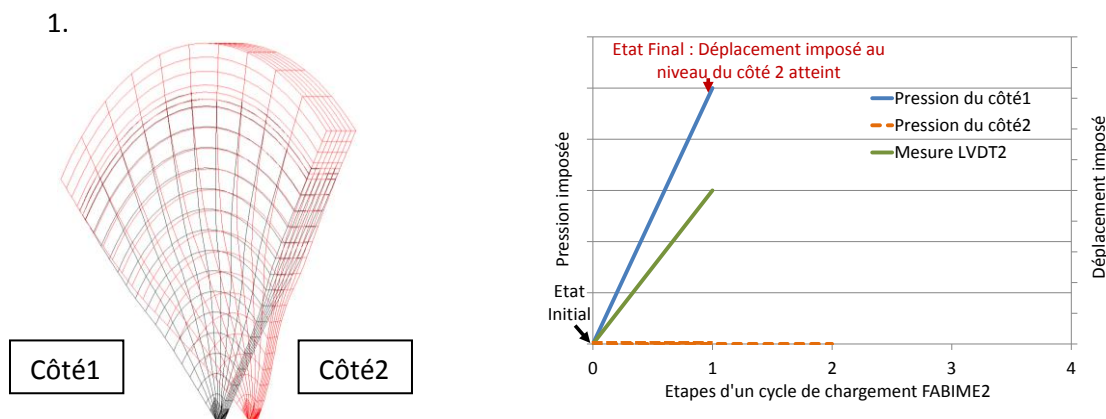


Figure V. 13 Limites du maillage tridimensionnel adopté pour l'étude de la propagation de fissure

Après avoir construit le modèle géométrique, une définition cohérente du chargement expérimentalement imposé va être mise en œuvre. Quatre étapes distinctes ont alors été définies (Figure V.13) :

1. Application d'une pression « P1 » du côté 1 de l'éprouvette avec une incrémentation « Delta-P1 » à chaque pas de calcul jusqu'à atteindre le déplacement imposé au centre de l'éprouvette du côté 2,
2. Retour à pression nulle du côté 1 ($P1 = 0$ bar),
3. Application d'une pression « P2 » du côté 2 de l'éprouvette avec une incrémentation « Delta-P2 » à chaque pas de calcul jusqu'à atteindre le déplacement imposé au centre de l'éprouvette du côté 1,
4. Retour à pression nulle du côté 2 ($P2 = 0$ bar).

L'histoire de chaque étape du chargement imposé est prise en compte lors de l'application de l'étape suivante. La Figure V.14 présente les déformées de l'éprouvette FABIME2 suite à l'application du chargement, l'état initial est présenté en noir et la déformée en rouge.



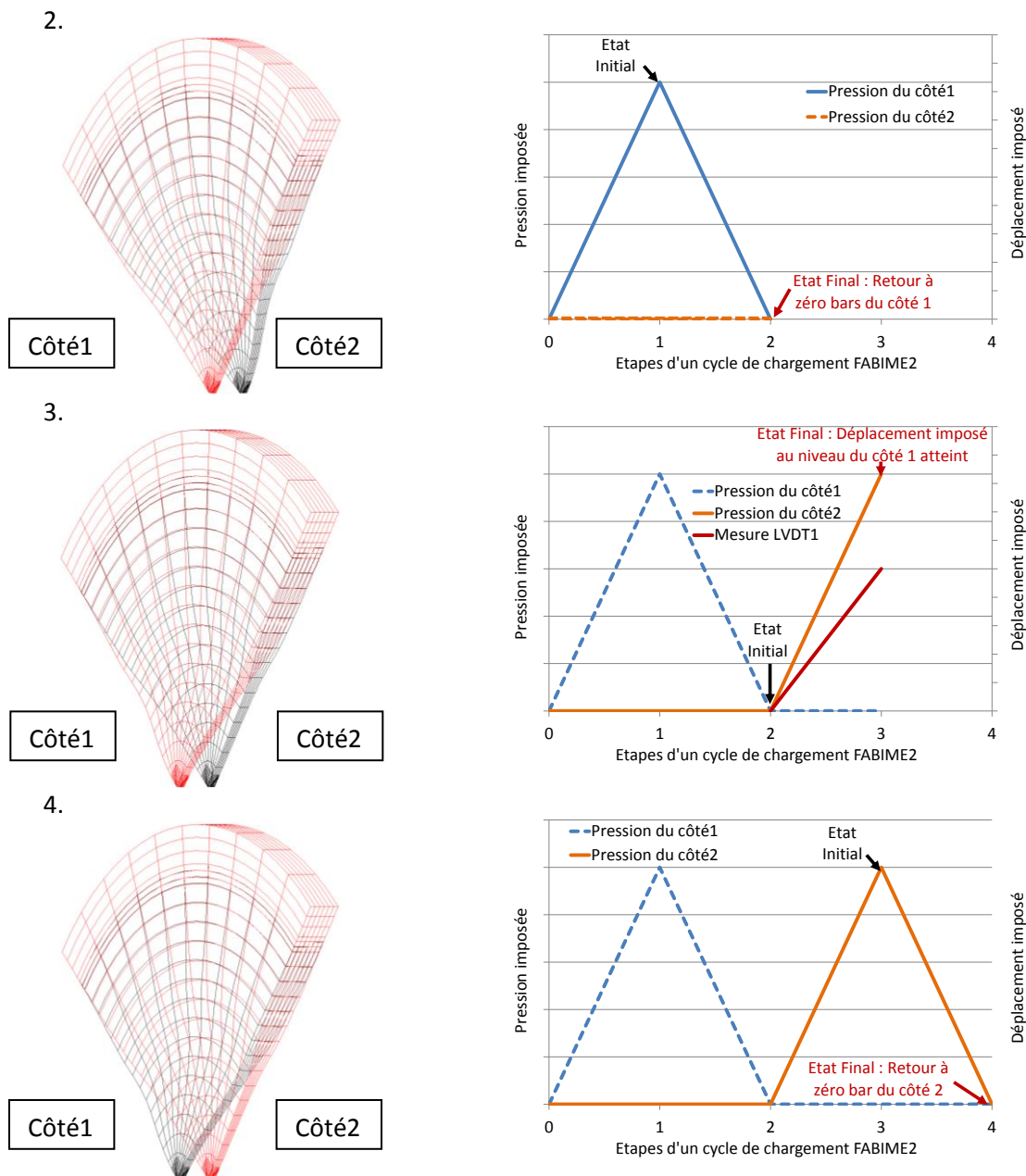


Figure V. 14 *Chargement numérique imposé au niveau de l'éprouvette FABIME2*

L'utilisation d'une loi de comportement élastique rend inutile la prise en compte du chargement complet lors d'un cycle, cependant si des calculs élastoplastiques sont entrepris, le chargement est défini.

La méthode adoptée lors de l'interprétation avec le code Cast3m pour la propagation de fissure au niveau de l'éprouvette FABIME2 consiste à remailler l'éprouvette à chaque pas de calcul. En utilisant la procédure « G-Theta » implémentée dans le code Cast3m, la valeur de l'intégrale de Rice « ΔJ » est calculée au niveau des deux points caractéristiques de la fissure semi-elliptique « A » et « C_u » (Figure V.12.b). La propagation du front de fissure consiste à estimer les facteurs d'intensité de contraintes, respectivement « ΔK_A » et « ΔK_{C_u} », à partir de l'intégrale de Rice (Eq.V.3) au niveau des deux points « A » et « C_u » définis afin de prévoir les avancées de fissure « Δa » à cœur et « Δc_u » en surface, en s'appuyant sur la loi de Paris déterminée sur le matériau d'étude « 316L » (Eq.V.4 et Eq.V.5). Les facteurs d'intensité des contraintes prennent en compte la différence de rapport de

charge $R=-1$ via une correction définie au chapitre II, alors que la loi de Paris a été déterminé avec un rapport de charge de $R = 0,1$.

$$\Delta K = \sqrt{\Delta J} \cdot E \quad \text{Eq.V. 3}$$

$$\frac{\Delta a}{\Delta N} = C \cdot (\Delta K_A)^n \quad \text{Eq.V. 4}$$

$$\frac{\Delta c_u}{\Delta N} = C \cdot (\Delta K_{C_u})^n \quad \text{Eq.V. 5}$$

Avec :

- C et n : deux paramètres caractéristiques de la loi de Paris définis à partir d'essais de propagation de fissure sur une éprouvette CT25 (Chapitre II),
- ΔN : fixé à 1 000 cycles à chaque pas de calcul.

L'analyse de la propagation de fissure semi-elliptique se base généralement sur deux critères [73]. Le premier permet l'étude de la variation de la vitesse de propagation en fonction du facteur d'intensité de contraintes. Le second consiste en l'étude de l'évolution de l'élanement du défaut en traçant la variation du rapport « a/c_u » en fonction de la profondeur normalisée du défaut « a/t » (avec « t » l'épaisseur de l'éprouvette). Dans notre étude, nous avons adopté le premier critère d'analyse.

V.2.2. Choix du rapport « a/c_u » initial

En se référant à différentes études réalisées sur la propagation de fissures semi-elliptiques [68-71], il est apparu que le choix de la taille initiale de fissure est assez délicat. En effet, le rapport (a/c_u) initial peut avoir une influence importante sur la vitesse de propagation de fissure [72]. C'est pour cette raison que nous avons entamé cette étude sur l'influence de ce rapport sur la propagation de fissure.

En se référant à l'essai expérimental FABIME2 qui a été réalisé avec un chargement de 1,1mm et arrêté dès l'amorçage de fissure, nous avons tout d'abord retenu un rapport $a_0/c_{u0} = 0,5$ de la fissure en début de propagation proche de la valeur expérimentale $((a_0/c_{u0})_{exp} = (1,28/2,25) = 0,56$ (Figure V.12). Quatre rapports « a/c_u » encadrant cette valeur ont été étudiés (0,4 / 0,5 / 0,6 et 0,7) dans ce paragraphe pour une même profondeur initiale de fissure de 0,5mm, soit $\frac{1}{4}$ de l'épaisseur de la zone utile. Ces rapports correspondent à des longueurs de fissure au bord égales à 1,2 / 1 / 0,8 et 0,7 mm (Figure V.15).

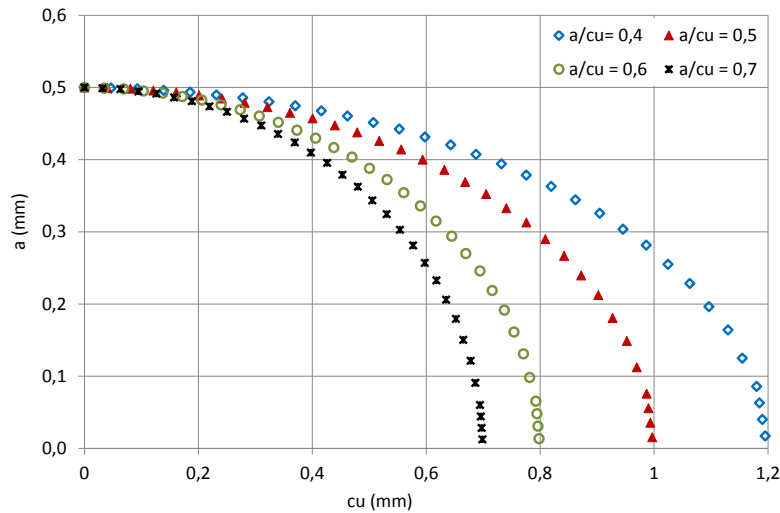


Figure V. 15 Profils de la fissure semi-elliptique initiale étudiée

Le chargement en déplacement imposé pour tous les résultats présentés dans ce qui suit est égal à 1,2mm. L'évolution des différents rapports « a/c_u » au cours de la propagation de fissure est donnée dans la figure V.16 en fonction du nombre de cycles.

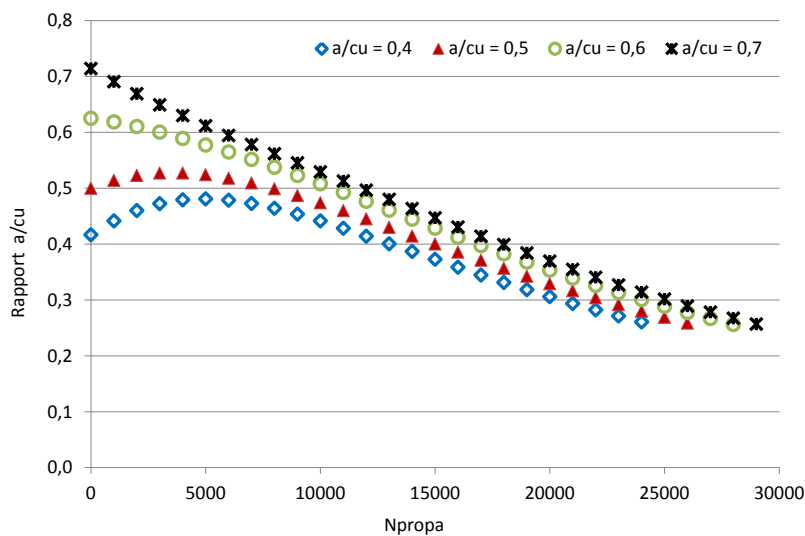


Figure V. 16 Evolution du rapport a/c en fonction du nombre de cycles

Pour une taille initiale de fissure caractérisée par des rapports supérieurs à 0,5, nous observons une baisse continue du rapport a/c_u pendant toute la durée de la propagation. Pour les rapports a/c_u initiaux inférieurs ou égaux à 0,5, a/c_u augmente jusqu'à $5 \cdot 10^3$ cycles avant de décroître. Dans tous les cas, à partir de $5 \cdot 10^3$ cycles de propagation, la diminution du rapport a/c_u suit une pente sensiblement analogue pour toutes les formes initiales de la fissure. Le rapport final a/c_u est quasi-identique dans tous les cas et égal à 0,25, mais il est atteint pour des nombres de cycles d'autant plus grands que la valeur initiale de a/c_u est élevée.

L'étude de l'évolution du rapport a/c_u en fonction des deux paramètres caractéristiques de la fissure semi-elliptique permet de constater qu'à partir d'une valeur précise, le rapport a/c_u est le même quel que soit le rapport initial choisi (Figure V.17). A partir d'une taille de fissure en surface égale à

1,6 mm, le rapport a/c_u évolue d'une manière identique, et ce quelle que soit la valeur du rapport initial défini. La taille de fissure limite définie en épaisseur de 0,75mm est la valeur à partir de laquelle l'évolution le rapport a/c_u évolue d'une manière identique.

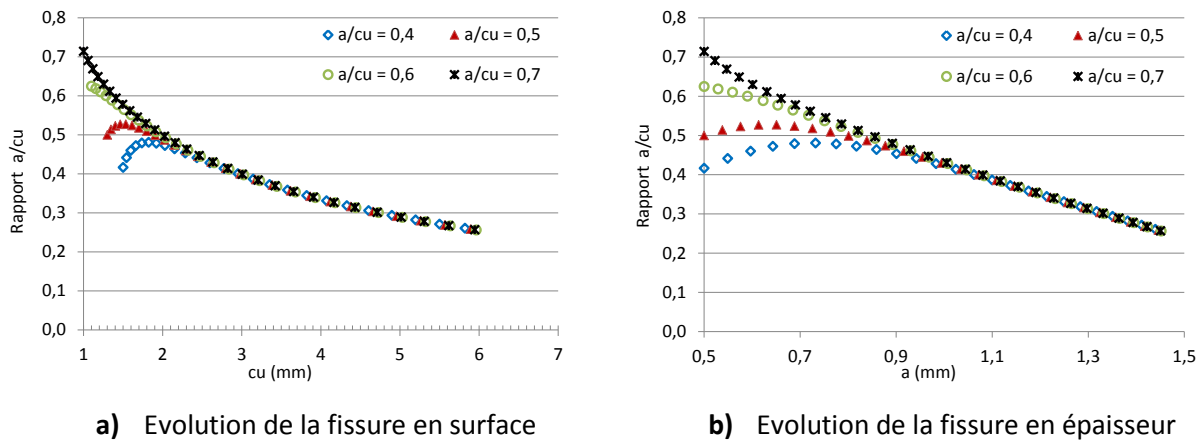


Figure V. 17 Influence du rapport a/c_u initial sur l'évolution de la fissure en surface et en profondeur

Une étude de l'évolution du facteur d'intensité de contraintes au cours de la propagation de fissure est entamée. Le facteur d'intensité de contrainte présenté est la moyenne calculée selon l'Eq.V.6 (Figure V.18) au niveau des deux positions A au cœur et C_u au bord de la fissure (Figure V.15).

$$K_{moy} = \frac{K_1 + 4 \cdot K_2 + K_3}{6} \tag{Eq.V. 6 [74]}$$

Figure V. 18 Principe du calcul du FIC moyen en un point du front de fissure

La figure V.19 présente l'évolution du facteur d'intensité de contraintes en fonction du nombre de cycles de propagation pour les différents rapports a/c_u étudiés au niveau des deux points caractéristiques du front de fissure semi-elliptique A et C_u .

L'évolution du facteur d'intensité de contraintes, au bord ou à cœur, est quasi-analogue durant la propagation de fissure pour les différents rapports a/c_u étudiés. Au bord de la fissure, au point C_u , ce facteur a une valeur de l'ordre de $19 MPa\sqrt{m}$ en début de propagation, puis elle augmente en fonction du nombre de cycles. A cœur, le facteur d'intensité de contraintes évolue beaucoup moins qu'au bord, entre 14 et $18 MPa\sqrt{m}$. Nous pouvons conclure que, quel que soit le rapport a/c_u , la fissure se propage de plus en plus vite au bord, alors que la vitesse à cœur est quasi-constante.

Il est important de préciser que ces calculs ne prennent pas en compte la fermeture de fissure induite par plasticité. En effet, cette fermeture serait prédominante au bord, et quasi inexistante à cœur, ce qui engendrerait un $\Delta K_{eff_bord} < \Delta K_{bord}$ et ainsi une évolution plus lente au bord et plus proche de celle à cœur.

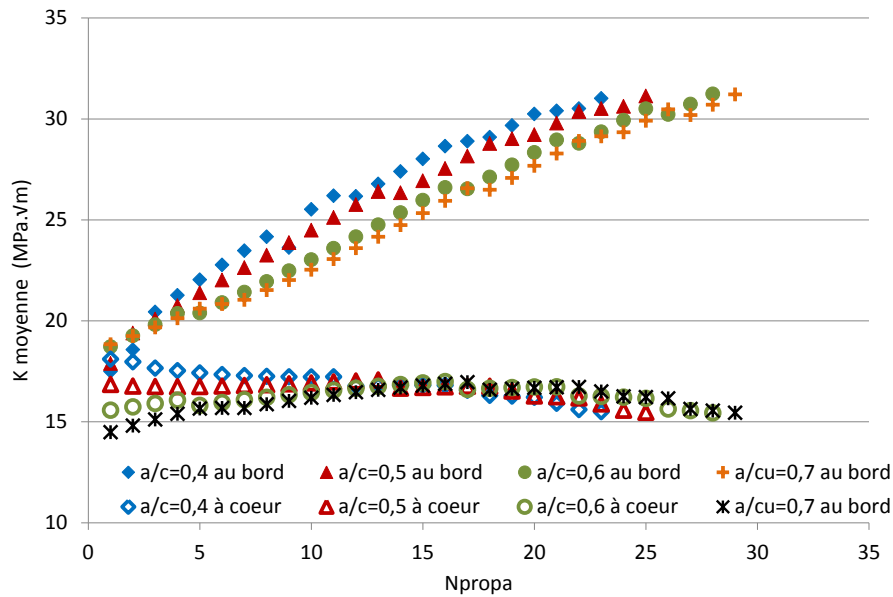


Figure V. 19 Evolution du facteur d'intensité de contraintes moyen au bord (point C_w) et à cœur (point A) de la fissure semi-elliptique

Les évolutions de la taille de fissure en surface (c_u) et en épaisseur (a) en fonction du nombre de cycles de propagation pour les différents rapports a/c_u étudiés sont tracées dans de la figure V.20.

La longueur de fissure augmente de plus en plus rapidement en surface (c_u) en fonction du nombre de cycles de propagation. La propagation de fissure numérique s'arrête automatiquement en atteignant la valeur limite de taille de fissure en surface ($c_{u\max} = 5,4\text{mm}$) définie précédemment au niveau de la figure V.13.

La propagation de la fissure dans l'épaisseur évolue linéairement en fonction du nombre de cycles de propagation. La taille initiale de la fissure en épaisseur est égale à $0,5\text{mm}$ pour tous les calculs réalisés. Nous pouvons remarquer que, plus le rapport a/c_u initial diminue, plus la fissure se propage rapidement. Cependant la profondeur de la fissure tend vers la même valeur finale qui est égale à la taille limite $a_{\max} = 1,5\text{mm}$.

En effet, la propagation de fissure en surface évolue indépendamment du rapport a/c_u . Cependant, la profondeur de la fissure tend vers une même valeur pour un nombre de cycles de propagation important. A partir de ces courbes (Figure V.20), nous pouvons déduire que la forme finale de la fissure est atteinte avec une cinétique différente.

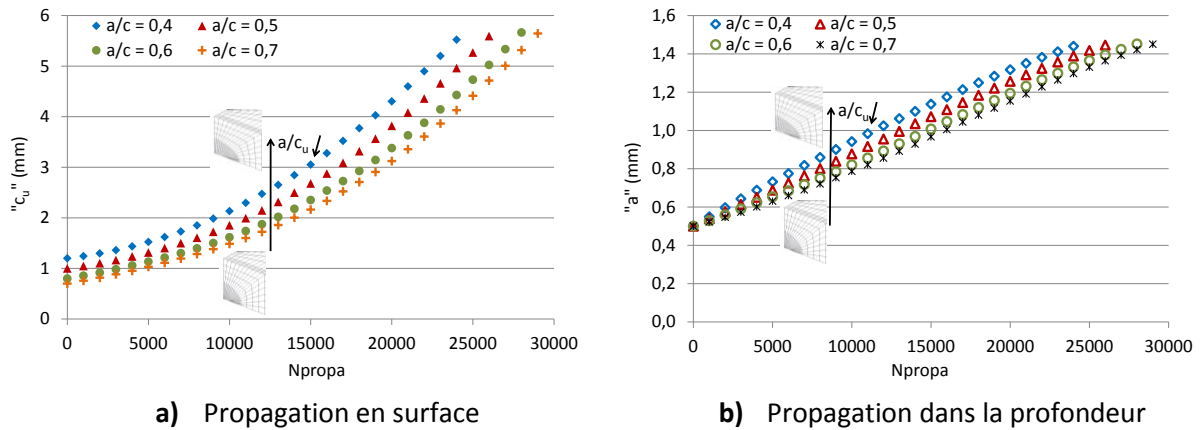


Figure V. 20 Propagation de la fissure en surface et en profondeur pour les différents rapports a/c_u étudiés

Se basant toujours sur le même niveau de flèche imposée de 1,2mm, les évolutions en échelle logarithmique de la vitesse de propagation en surface dc_u/dN (Figure V.21.a) et en profondeur da/dN (Figure V.21.b) sont présentées pour l'étude de l'influence du choix du rapport a/c_u .

La fissure se propage de plus en plus rapidement en surface en fonction du nombre de cycles de propagation quel que soit le rapport a/c_u initial imposé. La vitesse de propagation de fissure en profondeur diminue à partir de 15 000 cycles de propagation, quel que soit le rapport a/c_u . Cependant, la vitesse de propagation en surface et dans l'épaisseur tend vers la même valeur quel que soit le rapport a/c_u choisi.

Nous pouvons ainsi conclure que le rapport a/c_u initial n'a pas un impact conséquent sur l'évolution ultérieure de la fissure en surface et en profondeur après une certaine durée d'essai.

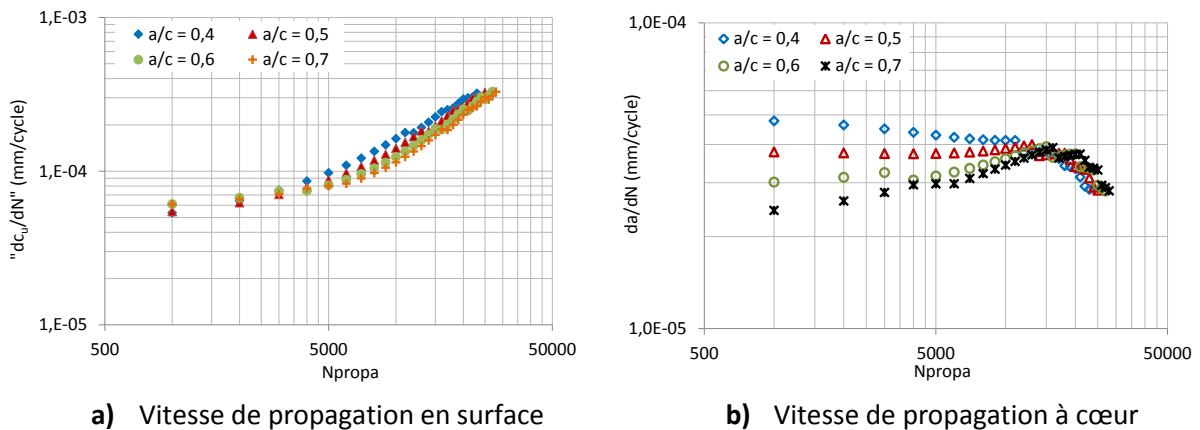


Figure V. 21 Evolution de la vitesse de propagation de fissure pour quatre rapports a/c_u différents

A partir des différents résultats présentés dans cette partie, l'étude de la vitesse de propagation sera entamée avec un rapport « a_0/c_{0u} » correspondant à la plus petite taille de fissure possible avec le maillage développé soit $a_0/c_{0u} = 0,71$ ($a_0 = 0,5\text{mm}$ et $c_{0u} = 0,7\text{mm}$).

V.2.3. Variation de la vitesse de propagation de fissure numérique

Plusieurs calculs éléments finis sur l'éprouvette FABIME2 ont été réalisés avec les deux niveaux de chargement : 1,4 et 1,2 mm afin de pouvoir les comparer avec les différents résultats expérimentaux obtenus à partir des observations des faciès de rupture (§ V.1). Les résultats présentés au niveau de

ce paragraphe correspondent à une taille de fissure initiale en profondeur de « $a_0 = 0,5\text{mm}$ » et en surface de « $c_{0u} = 0,7\text{mm}$ ».

La figure V.22 traduit les évolutions numériques des deux grandeurs caractéristiques « a » et « c_u » définies au niveau de la fissure semi elliptique pour les deux niveaux de chargement étudiés 1,2mm et 1,4mm.

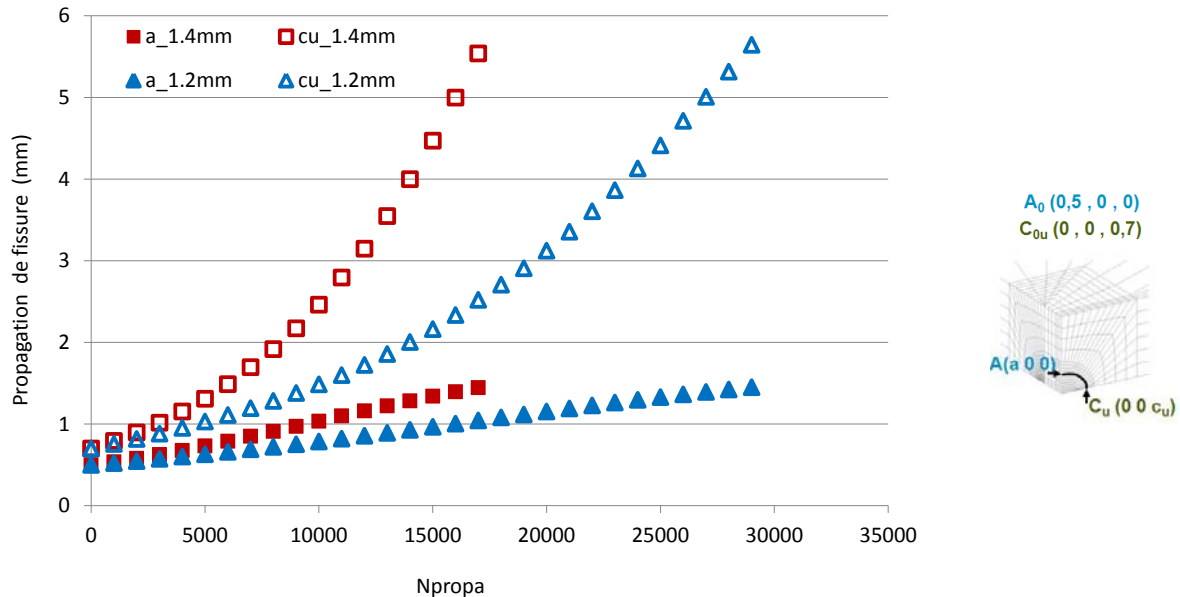


Figure V. 22 Propagation de la fissure dans l'épaisseur et en surface pour les deux chargements étudiés 1,2 et 1,4 mm

L'une des remarques logiques obtenues à partir des calculs réalisés est le fait que l'avancée de fissure en surface et en profondeur est beaucoup plus importante pour un chargement en déplacement plus important comme par exemple pour $N_{propa} = 13\ 000\text{cycles} \rightarrow c_{u_{1,2\text{mm}}} = 1,86\text{mm}$ et $c_{u_{1,4\text{mm}}} = 3,55\text{mm}$. Il est clair, comme nous l'avons vu précédemment, que l'évolution des deux grandeurs « a » et « c_u » n'est pas proportionnelle. Pour un même nombre de cycles, la fissure se propage beaucoup plus en surface qu'en profondeur quel que soit le niveau de chargement imposé.

A partir de la figure V.22, nous remarquons que la fissure avance au bord d'une manière plus conséquente en fonction du nombre de cycles de propagation. Le maillage utilisé lors de ces calculs éléments finis est le même que celui utilisé pour l'étude de l'influence du rapport a/c_u (Figure V.12) et avec les mêmes limites au niveau de la taille de fissure (Figure V.13).

La figure V.23 montre, quant à elle, et dans les mêmes conditions que la figure précédente, l'évolution en échelle log-log des vitesses de propagation au bord « dc_u/dN » et à cœur « da/dN » en fonction du nombre de cycles de propagation.

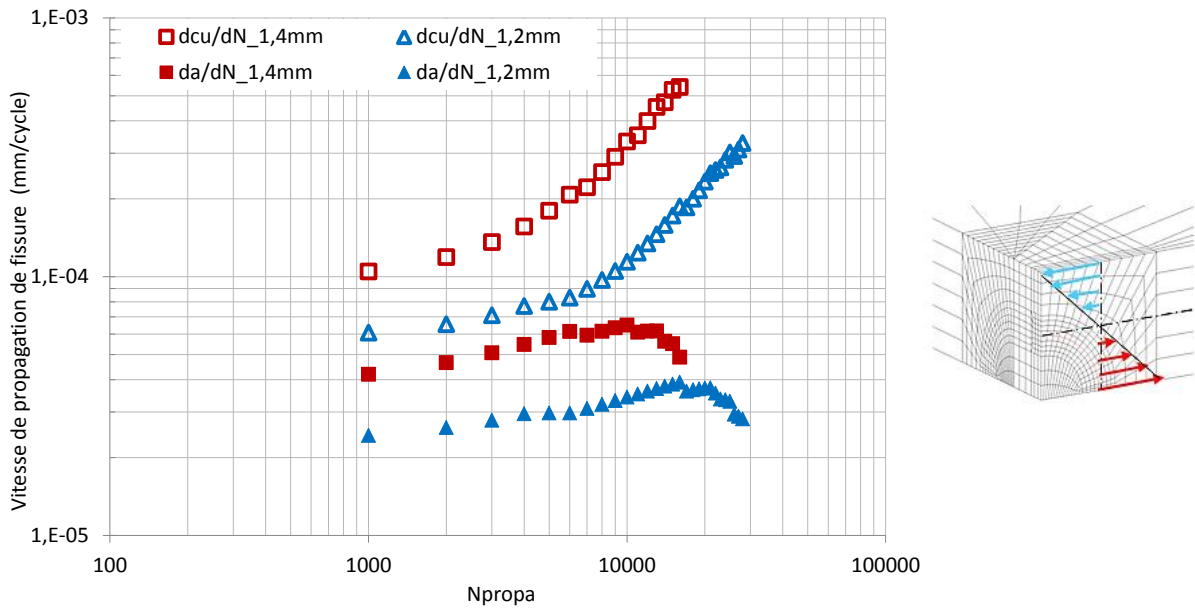


Figure V. 23 Evolution de la vitesse de propagation en profondeur et en surface en fonction du nombre de cycles de propagation

A partir de cette figure, nous remarquons que les valeurs de vitesse de propagation en surface, pour une taille de fissure importante, sont du même ordre de grandeur que les valeurs obtenues à partir des observations au MEB (8.10^{-4} mm/cycle). Nous observons aussi que la fissure croit plus rapidement en surface dc_u/dN qu'en profondeur da/dN ce qui coïncide avec le profil de chargement en flexion dans l'épaisseur de l'éprouvette. L'influence déjà observée du chargement imposé sur l'avancée de fissure est évidente.

La figure qui suit présente plus en détail l'évolution de la vitesse de propagation de fissure en profondeur pour les deux chargements étudiés 1,2 et 1,4mm.

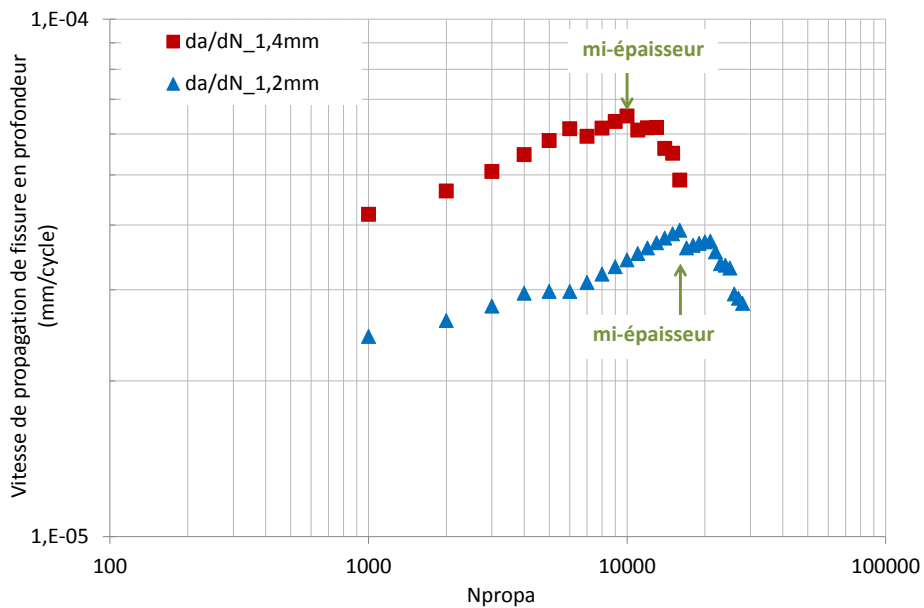


Figure V. 24 Evolution de la vitesse de propagation en épaisseur en fonction du nombre de cycles de propagation

Nous remarquons la présence de deux profils d'évolution distincts de la vitesse de propagation en profondeur en fonction du nombre de cycles de propagation. Le premier profil traduit l'augmentation de da/dN jusqu'à atteindre la mi- épaisseur. A ce niveau-là, la fissure a atteint la fibre neutre et la vitesse de propagation commence à chuter suite à la baisse du chargement local en pointe de fissure dû au chargement global en flexion dans l'épaisseur. La présence d'une fissure modifie la position de la fibre neutre, ce qui fait varier le profil de chargement en flexion. Lors de la propagation de fissure pendant un essai de fatigue, les contraintes sur la face opposée se concentrent de plus en plus avec l'avancée de fissure en profondeur dès que la taille de fissure dépasse la zone utile de diamètre 10mm. La figure V.25 présente les iso-valeurs des contraintes équivalentes de von Mises $\sigma_{\text{éq}}$ appliquées au niveau du maillage tridimensionnel de l'éprouvette FABIME2 et illustre cette concentration de contrainte.

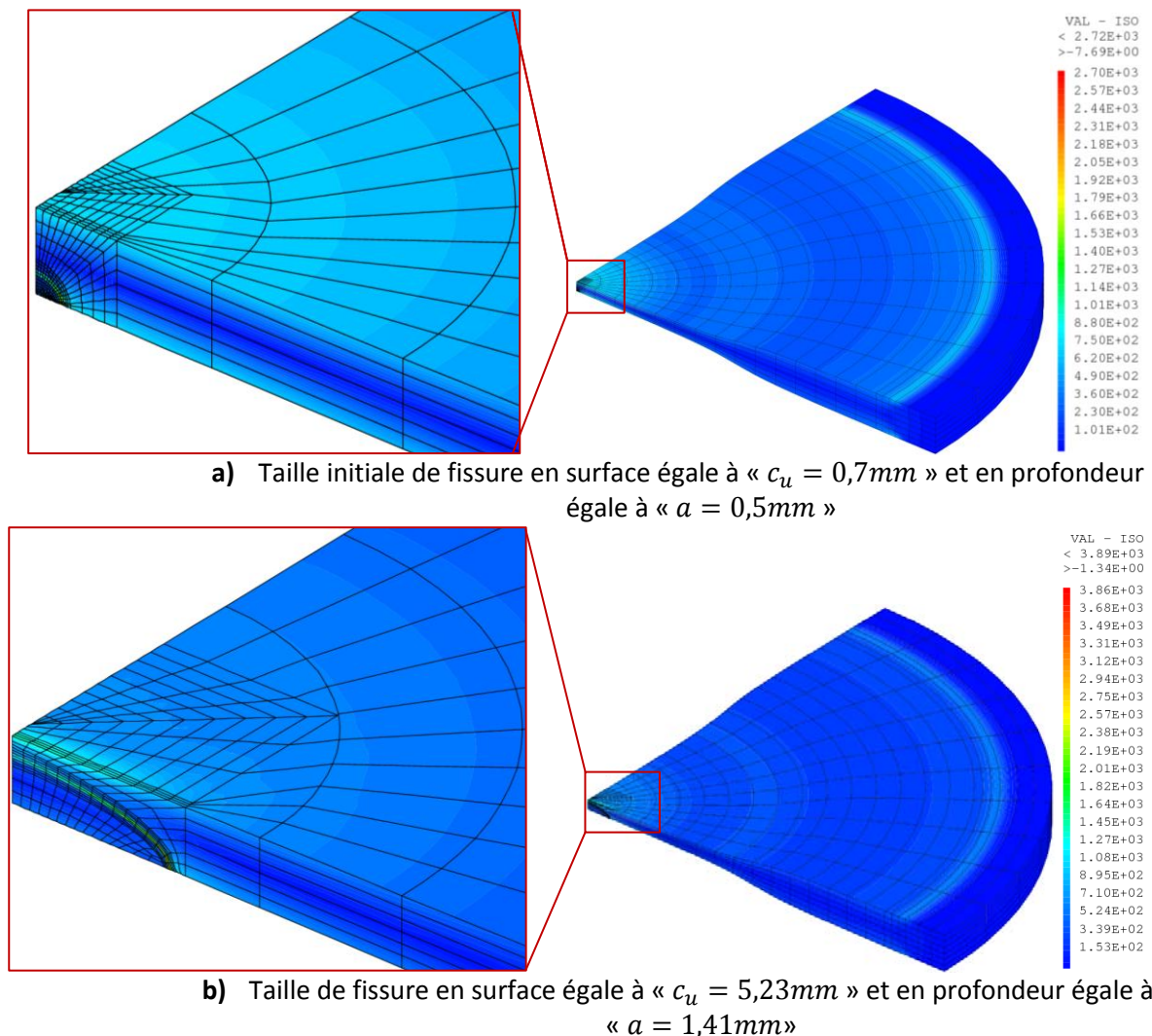


Figure V. 25 Iso-valeurs des contraintes de von Mises pour un chargement en déplacement de 1,2mm

V.3. Comparaison des résultats numériques et expérimentaux

Afin de pouvoir comparer les différents résultats obtenus, nous avons choisi d'utiliser uniquement les résultats numériques pour une taille initiale de fissure égale à celle détectée expérimentalement, soit $c_u = 2mm$. La comparaison des résultats obtenus est effectuée en étudiant l'évolution de la vitesse de propagation de fissure en surface en fonction de N_{propa} pour un chargement en déplacement

égal à 1,2 mm (Figure V.26.a) et 1,4 mm (Figure V.26.b). Les vitesses expérimentales en profondeur ne peuvent malheureusement pas être obtenues expérimentalement.

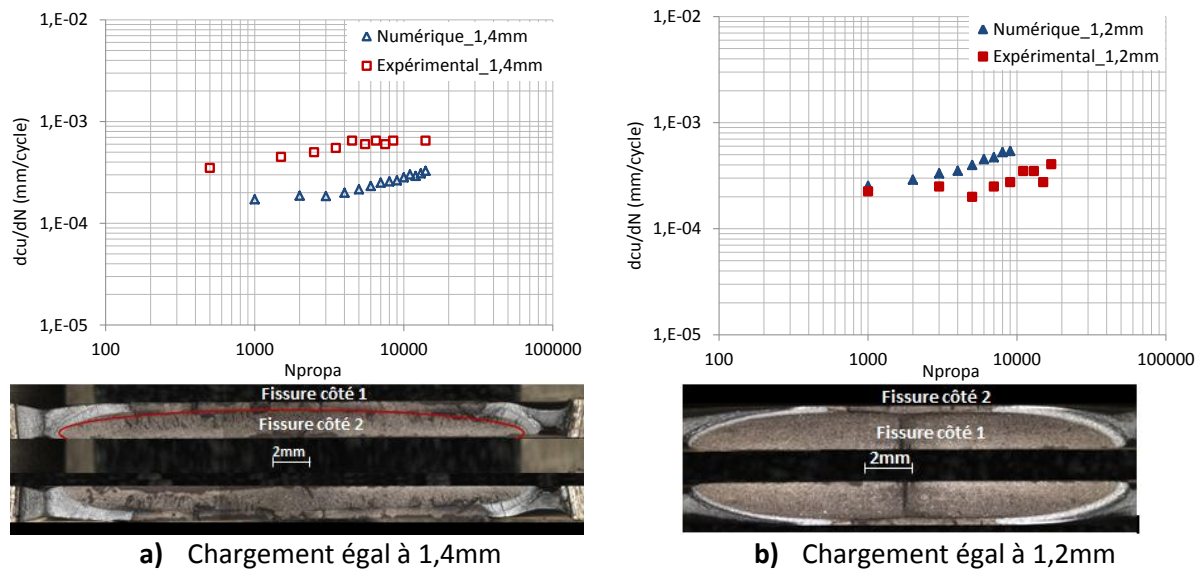


Figure V. 26 Comparaison de la vitesse de propagation de fissure en surface expérimentale et numérique

La comparaison des résultats numériques et expérimentaux obtenus présente un assez bon accord. Pour un chargement en déplacement égal à 1,4mm, nous pouvons remarquer, à partir de la figure V.26.a, que la modélisation numérique présente un écart non conservatif par rapport aux résultats expérimentaux.

L'écart observé lors de l'estimation numérique de la vitesse de propagation pour un chargement en déplacement de 1,4mm peut être attribué à plusieurs facteurs.

Expérimentalement, la méthode d'identification de la valeur de vitesse de propagation de fissure en surface présente une imprécision de mesure assez importante lors de la détermination de la taille de fissure en surface pour différents nombres de cycles.

Numériquement, il est aussi important de signaler que les calculs ont été réalisés avec plusieurs hypothèses simplificatrices :

- Comportement purement élastique, on ne prend pas en compte la plasticité en pointe de fissure qui peut induire une fermeture de fissure,
- Utilisation de la loi de Paris définie en fatigue uniaxiale comme loi de propagation sur l'éprouvette FABIME2,
- Etat de surface supposé parfait, alors qu'expérimentalement, nous pouvons remarquer la présence de fissures secondaires amorcées au niveau des rayures d'usinage ce qui peut accélérer la propagation de fissure,
- Définition d'une seule fissure sur le maillage éléments finis alors qu'expérimentalement une fissure est apparue au bout de 5 000 cycles au niveau du côté opposé (un stage de fin d'étude est effectué pour l'étude de l'impact de la présence d'une fissure du côté opposé).

Pour un chargement en déplacement de 1,2mm (Figure V.26.b), l'écart est moins important et le calcul numérique obtenu est conservatif. En effet, lorsque le chargement est bas, les résultats

numériques coïncident mieux avec les résultats expérimentaux. Ceci est assez logique vu que le comportement du matériau est moins plastique en cours d'essai pour un chargement faible, ainsi on se rapproche plus des calculs numériques obtenus avec un comportement élastique. Ceci peut aussi être expliqué par le fait que la 2^{ème} fissure détectée lors de cet essai est intervenue tardivement par rapport à l'essai avec 1,4mm en déplacement.

A partir de la comparaison numérique-expérimental, nous pouvons avancer que l'équibiaxialité a peu, voire aucun effet, sur la propagation de fissure dans le cadre de cette étude.

Synthèse

L'endommagement par fatigue fait intervenir deux stades distincts : Amorçage et propagation. Après étude de l'impact de l'équibiaxialité sur l'amorçage de fissure (Chapitre IV), nous avons posé les premières bases d'une étude sur l'effet de ce chargement complexe sur la propagation de fissure.

Les essais réalisés sur le nouveau montage expérimental FABIME2 ont permis l'étude de l'effet de l'équibiaxialité en fatigue sur la propagation de fissure dans l'acier inoxydable austénitique de type 316L. Une première étude expérimentale est réalisée à travers deux essais FABIME2, avec deux niveaux de chargement différents : 1,4 et 1,2mm, pour étudier la cinétique de propagation de fissure en fatigue équibiaxiale. En effet, le montage optique mis en place au laboratoire LISN après réception du montage expérimental FABIME2 (Figure V.1) a permis le suivi de l'avancée de fissure en surface. L'étude de la vitesse de propagation de fissure en profondeur est réalisée à travers des observations MEB des faciès de rupture. Le dépouillement des différents résultats expérimentaux a permis de définir une vitesse moyenne de propagation de fissure en profondeur et en surface du même ordre de grandeur en fin d'essai, de l'ordre de 8.10^{-4} mm/cycle. Cependant, la vitesse de propagation de fissure suit une évolution croissante en début de propagation suivie d'une stabilisation vers la fin de propagation.

Une seconde étude numérique a été réalisée à l'aide de calculs par éléments finis avec le code Cast3m. Un quart de l'éprouvette FABIME2 est modélisé avec un maillage tridimensionnel, avec introduction d'une fissure semi-elliptique. Un modèle de comportement purement élastique est utilisé. La loi de Paris identifiée précédemment (Chapitre II) sur des essais de fatigue uniaxiale est utilisée pour calculer le facteur d'intensité de contrainte en pointe de fissure tous les 1 000 cycles. Les résultats obtenus suite à ces calculs ont permis de définir la cinétique de propagation de fissure en surface et en profondeur au niveau d'une éprouvette FABIME2.

La comparaison des différents résultats numériques et expérimentaux obtenus pour les deux niveaux de chargement étudiés a permis d'identifier un bon accord pour une première approche numérique, et ce malgré plusieurs hypothèses simplificatrices utilisées lors des calculs éléments finis (comportement élastique, présence d'une seule fissure, utilisation de la loi de Paris définie en fatigue uniaxiale...).

Conclusion et Perspectives

La sollicitation en fatigue des matériaux est un phénomène très fréquent dans les composants industriels. Plusieurs domaines, tels que l'aéronautique, le ferroviaire, le nucléaire, l'automobile, s'intéressent de très près au comportement et à la durée de vie des matériaux subissant ce type de chargement en fonctionnement. Nous pouvons distinguer plusieurs types de fatigue : thermique, thermomécanique, mécanique.... Ce qui nous intéresse le plus au niveau de cette thèse c'est l'étude de la fatigue mécanique avec un chargement équibiaxial. Plusieurs travaux expérimentaux ont été réalisés autour de cette problématique mais aucune n'a permis de donner une conclusion significative.

Afin de conclure sur la nécessité ou non de prendre en compte un effet aggravant dû à la biaxialité des contraintes dans les analyses, cette étude avait pour objectif de développer, dans le Laboratoire d'Intégrité des Structures et de Normalisation (LISN) sur la plateforme expérimentale RESEDA, un nouveau dispositif FABIME2 permettant de soumettre une éprouvette en condition isotherme avec une sollicitation biaxiale, sans contrainte moyenne. L'ensemble de ces travaux est réalisé dans le cadre d'une action tripartite avec AREVA et EDF.

Deux nuances d'acier inoxydable austénitique sont utilisées au cours de cette étude, le 316L et le 304L-CLI. Une caractérisation du matériau a été réalisée pour définir le comportement du matériau en fatigue uniaxiale, et pouvoir ainsi le comparer à celui en fatigue équibiaxiale.

La mise en place du nouveau montage a nécessité une première étape d'optimisation réalisée par éléments finis, avec le code de calculs CAST3M, de la géométrie de l'éprouvette utilisée. L'éprouvette est un disque de 160 mm de diamètre avec des spécificités sur l'évolution de l'épaisseur, afin de localiser l'amorçage de fissures dans la zone utile : l'épaisseur retenue est de 2 mm au centre et de 8 mm en périphérie.

Deux essais de calibration ont permis d'obtenir expérimentalement la relation entre la flèche imposée (en mm) et les déformations radiales sur l'éprouvette FABIME2 (en %) par l'utilisation de jauges de déformation et de la technique de stéréo corrélation. Une calibration numérique a abouti aux mêmes résultats que ceux obtenus expérimentalement.

Dix essais en fatigue équibiaxiale ont été effectués avec un chargement alterné en flèche ($R = -1$). Les sept premiers essais sont réalisés sur un acier austénitique inoxydable de type 316L et les trois derniers sur du 304L-CLI. A partir de ces résultats expérimentaux, nous avons pu identifier le nombre de cycles à l'amorçage en fatigue équibiaxiale par l'intermédiaire de deux méthodes de détection, une première visuelle et une seconde se basant sur la variation de la rigidité de l'éprouvette.

L'interprétation des résultats expérimentaux n'est pas très simple étant donné qu'il faut identifier convenablement un équivalent en déformation pour les deux types d'essais de fatigue, en uniaxial et équibiaxial, afin de pouvoir comparer la durée de vie du matériau sollicité. Ainsi, la méthode adoptée se base sur une double approche :

- Numérique pour le calcul de l'équivalent de von Mises en imposant la loi de comportement du matériau identifiée précédemment,
- Expérimentale pour l'identification du niveau de flèche imposée à partir de la méthode de calibration.

Ces résultats ont permis de définir que l'impact potentiel de la fatigue équibiaxiale. Celui-ci peut dépendre de la nuance du matériau étudié, en effet, nous avons pu constater que la durée de vie du 304CLI reste identique suite à l'application d'un chargement équibiaxial, mais cet effet est légèrement plus prononcé sur la nuance 316L (Figure 49).

En conclusion sur l'amorçage de fissure en fatigue équibiaxiale, il est important de souligner que les résultats obtenus lors des différentes campagnes réalisées reflètent un faible impact sur la durée de vie de l'acier inoxydable de type 304L-CLI (certifié RCC_MRx), et ceux-ci restent toujours dans le domaine couvert par la courbe de conception définie à l'échelle internationale.

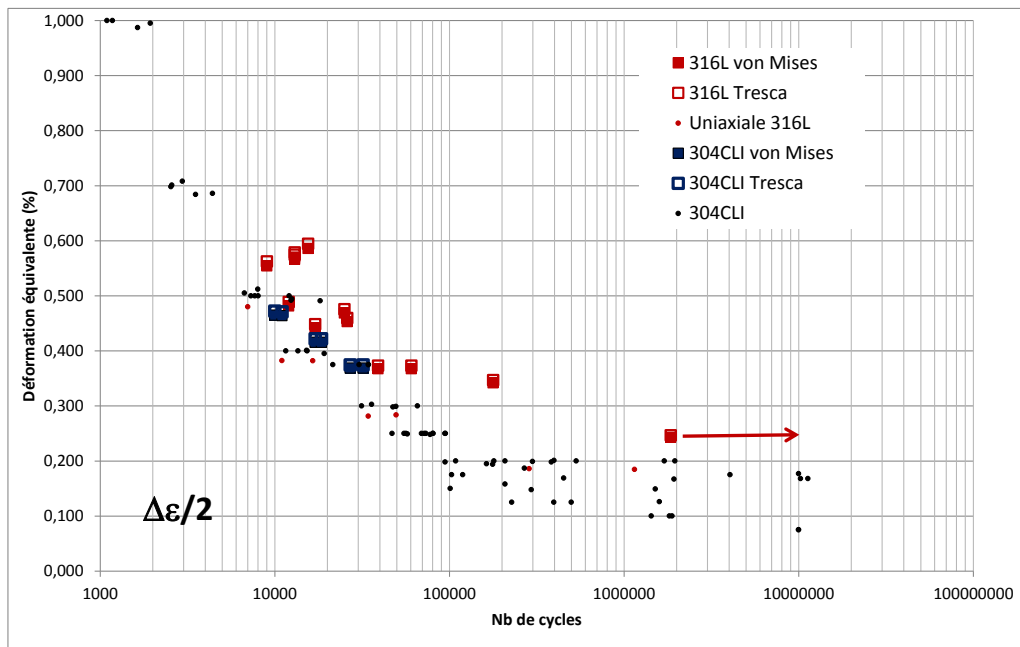


Figure. 1 Courbe de durée de vie de l'acier inoxydable austénitique de type 304L-CLI et 316L en fatigue uniaxiale et équibiaxiale

Certains essais de fatigue ont vu l'amorçage et la propagation d'une unique fissure rectiligne. A partir de ces essais présentant une propagation particulière, une étude numérique de propagation de fissure a été entreprise sur éprouvette FABIME2. La fissure est considérée de forme semi-elliptique dans l'épaisseur, en accord avec les observations expérimentales. La comparaison des différents résultats numériques et expérimentaux obtenus pour les deux niveaux de chargement étudiés a permis d'identifier un accord tout à fait correct pour une première approche numérique, et ce malgré plusieurs hypothèses simplificatrices utilisées lors des calculs éléments finis (comportement élastique, présence d'une seule fissure, utilisation de la loi de Paris définie en fatigue uniaxiale...).

L'étude de la propagation de fissure a relevé une importante question concernant l'impact de la présence d'une deuxième fissure du côté opposé de l'éprouvette. Dans ce but une étude numérique

a été débutée dans le cadre d'un projet de fin d'étude pour l'étude de l'influence d'une fissure du côté opposé sur la vitesse de propagation de fissure

Ce nouveau dispositif FABIME2 a permis l'étude de l'impact d'un chargement en fatigue équilibaxial sur l'amorçage et la propagation de fissure sur l'acier inoxydable austénitique. Plusieurs autres travaux sont en cours et à prévoir sur ce montage. En effet, des essais avec déformation moyenne sont en cours pour étudier l'impact d'un chargement équilibaxial avec déformation moyenne. Ces résultats permettront de définir une méthode convenable pour prendre en compte deux facteurs supposés aggravants. Il est aussi important de préciser que ce montage pourra également être utilisé pour étudier l'impact de l'état de surface sur la tenue en fatigue équilibaxiale. Ainsi pour résumer, le dispositif FABIME2, permettra de dissocier l'impact de plusieurs facteurs aggravants (état de surface, contrainte ou déformation moyenne, contraintes résiduelles, pré-écrouissage...) et aussi de définir le coefficient adopté pour prendre en compte la présence des différents facteurs en même temps.

A plus long terme, un nouveau montage expérimental « FABIME2E » est en cours de conception pour l'étude de l'effet d'environnement. Ce dispositif permettra d'étudier l'impact d'un chargement équilibaxial associé à un milieu eau primaire REP maintenu à une température de 300°C avec une pression constante égale à 140 bars et possédant de plus des caractéristiques physico-chimiques précises : eau déminéralisée et désoxygénée avec un pH optimum légèrement alcalin **Erreur ! Source du renvoi introuvable..**

Références

- [1] L. Toth et al., « Formation of the science of fatigue of metals. Part1. 1825-1870 », Materials Science, Vol. 42, No. 5, 2006
- [2] G. Hénaff, « Fatigue des matériaux et des structures : Aspects physique de l'endommagement, données technologiques et règles de dimensionnement », Ecole Nationale Supérieure de Mécanique et d'Aérotechnique, Octobre 2005
- [3] AFNOR A03 – 403, « Produits Métalliques. Pratique des essais de fatigue oligocyclique », 1990.
- [4] P. Bouin, « Etude de la propagation de fissures sous chargement de fatigue thermique 3D ». Thèse de doctorat de l'Institut National des Sciences Appliquées de Rouen, Septembre 2012.
- [5] NRC – NUREG/CR-6909 – document ANL-06/08, « Effect of LWR Coolant Environments on the Fatigue Life of Reactor Materials », Février 2007
- [6] RCC-M, « Règles de Construction et de conception des Matériels Mécaniques de l'îlot nucléaire des REP », édition 2007
- [7] T. Métais et al., « Status of the french methodology proposal for environmentally assisted fatigue assessment », ASME PVP2014-28408, ASME 2014 Pressure Vessels and Piping Conference, California, USA.
- [8] L. Vincent et al., « Synthèse sur les essais de fatigue à faible niveau de chargement réalisés sur un acier inoxydable austénitique entre 2003 et 2009 », Rapport DEN/DANS/DMN/SRMA/LC2M/NT/2009-3086/A, Février 2010
- [9] L. De Baglion, « Comportement et endommagement en fatigue oligocyclique d'un acier inoxydable austénitique 304L en fonction de l'environnement (vide, air, eau primaire REP) à 300°C », Thèse de doctorat de l'Ecole Nationale Supérieure de Mécanique et d'Aérotechnique, 2011
- [10] O. Ancelet, « Etude de l'amorçage et de la propagation des fissures sous chargement thermique cyclique 3D ». Thèse de doctorat de l'Ecole Nationale Supérieure de Mécanique et d'Aérotechnique, Octobre 2005.
- [11] H. N. LE, « Etude de la propagation d'une fissure sous chargement thermique cyclique induisant un gradient de température dans l'épaisseur », Thèse de doctorat de l'Ecole Nationale Supérieure de Mécanique et d'Aérotechnique, 2009
- [12] Y. Lejail, « Synthèse des essais FAENA effectués de 1992 à 1997 », Note technique CEA, DER/SERSI/LECC/99/4050.

- [13] C. Gourdin, « Revue Bibliographique sur l'effet de la multiaxialité sur la tenue en fatigue de structures », Rapport DM2S/SEMT/LISN/08-018/A, 2008
- [14] D. J. Marsh, « A thermal-shock fatigue study of type 304 and type 316 stainless steel », *Fatigue of Engineering Materials and Structures*, 4, 179-195, 1981
- [15] N. Malésys, « Modélisation probabiliste de formation de réseaux de fissures de fatigue thermique », Thèse de doctorat de l'Ecole Normale Supérieure de Cachan, 2007.
- [16] C. Gourdin, « Revue Bibliographique sur l'effet de la multiaxialité sur la tenue en fatigue de structures », Rapport DM2S SEMT/LISN/08-018/A, 2008
- [17] B. M. Lei et al., « Effects of biaxial mean stress on the critical plane orientation under biaxial tension/compression fatigue loading conditions », *International Journal of fatigue*, 2014
- [18] L. Vincent et al., « One the high cycle fatigue behavior of a type 304L stainless steel at room temperature », *International journal of fatigue* 38, 84-91, 2012
- [19] L. Vincent, « Approches probabilistes appliquées à l'endommagement et à la fragilisation de matériaux de structure dans les centrales nucléaires », Habilitation à diriger des recherches, Ecole Normale Supérieure de Cachan, 2013.
- [20] D. Socie, « Critical Plane Approaches for Multiaxial Fatigue Damage Assessment », *Advances in Multiaxial Fatigue*, ASTM STP 1191, Mc Dowell/ Ellis Editors, pp. 7 - 36, 1993.
- [21] A. Zouani et al., « Optimal design of a disk-shaped specimen for biaxial-tensile fatigue testing », *Journal of testing and evaluation*, JTEVA, Vol. 24, No. 5, pp. 287 – 294, Septembre 1996
- [22] A. Zouani et al., « Cyclic stress-strain data analysis under biaxial tensile stress state », *Experimental Mechanics* Vol.39, No. 2, 92 - 102, June 1998
- [23] I. Koutiri, « High cycle fatigue damage mechanisms in cast aluminium subject to complex loads », *International Journal of fatigue*, 2012
- [24] C. Gourdin, « Rapport sur les essais réalisés durant la campagne FABIME (2008-2010) », Rapport DEN/DANS/DM2S/SEMT/LISN/RT/11-006/A, 2011
- [25] S. Calloch et al., « Triaxial tension-compression tests for multiaxial cyclic plasticity », *International Journal of Plasticity* 15, 521 – 549, 1999
- [26] G. Barbier, « Fatigue biaxiale à grand nombre de cycles :étude expérimentale et modèle d'endommagement à deux échelles probabiliste », Thèse de doctorat de l'Ecole Normale Supérieure de Cachan, Décembre 2009.

- [27] M ; Poncelet et al., « Etude de l'endommagement d'un acier inoxydable austénitique par fatigue multiaxiale à grand nombre de cycles », *Revue de métallurgie* 107, 51 – 57, 2010.
- [28] M. Poncelet et al., « Biaxial High cycle fatigue of a type 304L stainless steel : Cyclic strains and crack initiation detection by digital image correlation », *European journal of mechanics A/Solids* 29, 810 – 825, 2010
- [29] J. Rupil, « Multifissuration en fatigue uniaxiale et biaxiale de l'acier inoxydable 304L », Thèse de doctorat de l'Ecole Normale Supérieure de Cachan, Septembre 2012.
- [30] J. P.Sermage et al., « Multiaxial creep-fatigue under anisothermal conditions », *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, 23, 241-252, 2000.
- [31] V. Maillot, « Amorçage et propagation de réseaux de fissures de fatigue thermique dans un acier inoxydable austénitique de type X2CrNi18-09 (AISI 304L) », Thèse de doctorat de l'Ecole Centrale de Lille et l'Université des Sciences et Technologies de Lille, Juin 2003.
- [32] M. Kamaya, « Evaluation of equi-biaxial fatigue of stainless steel by the pressurized disc fatigue test », *International Journal of Fatigue* 61, 107 – 115, 2014
- [33] B. Weber , « Fatigue multiaxiale des structures industrielles sous chargement quelconque », Thèse de doctorat de l'Institut National des Sciences Appliquées de Lyon, Juillet 1999.
- [34] C. François, « Description et évaluation de critères en fatigue multiaxiale sous amplitude variable », Note EDF H-T26-2007-01900-FR., 2007
- [35] Y. Li, « Amorçage de fissures en fatigue dans un acier 304L : Influence de la microstructure et d'un chargement d'amplitude variable », Thèse de doctorat de l'Ecole Centrale de Paris, Février 2012
- [36] S. Y. Zamrik et al., « A Proposed Model for Biaxial Fatigue Analysis Using the Triaxiality Factor Concept », In *Advances in Multiaxial Fatigue* pp.85-106, 1993
- [37] C.Gourdin, « Interprétation des essais 'FABIME' et proposition d'un critère biaxial de fatigue », Rapport DM2S/SEMT/LISN/09-028/A,2009.
- [38] D. Socie., "Multiaxial fatigue damage criteria", Section 6.8, *Handbook of materials behavior Volume II Failures of materials*, Editor Jean Lemaitre, 2001
- [39] S. Amiable, « Prédiction de durée de vie de structures sous chargement de fatigue thermique », Thèse de doctorat de l'Université de Versailles St-Quentin en Yvelines, 2006
- [40] J. Park et al., « Evaluation of an energy-based approach and a critical plane approach for predicting constant amplitude multiaxial fatigue life », *International Journal of Fatigue*, 23-39, 2000.

- [41] F.Curtit et al., « Comparaison of fatigue damage criteria applied to multiaxial fatigue », ASME PVP2008-61735, ASME 2008 Pressure Vessels and Piping Conference, Illinois, USA.
- [42] J-P. Cunat, « Aciers inoxydables – Critères de choix et structure », Techniques de l'ingénieur, M4540:1-17
- [43] M. Colombié et al., « Matériaux Industriels, Matériaux Métalliques », DUNOD, Paris, 2000.
- [44] J-P. Cunat, « Aciers inoxydables - Propriétés. Résistance à la corrosion », Techniques de l'ingénieur, M4541:1-31
- [45] A. Belattar, « Analyses multi-échelles du comportement et la durée de vie d'aciers inoxydables 304L sous sollicitations cycliques avec pré-écrouissage », Thèse de l'Institut National des Sciences Appliquées de Rouen, Février 2013
- [46] Inspection certificate THYSSENKRUPP MATERIALS FRANCE, June 2012
- [47] S. Petitjean, « Influence de l'état de surface sur le comportement en fatigue a grand nombre de cycles de l'acier inoxydable austénitique 304L », Thèse de l'Université de Poitiers, Ecole Nationale Supérieure de Mécanique et d'Aérotechnique, Juin 2003
- [48] RCC-MRx, « Règles de Conception et de Construction des Matériels Mécaniques des Installations Nucléaires applicables aux structures à haute température et à l'enceinte à vide ITER », AFCEN Code, Association Française pour les Règles de Conception et de Construction des chaudières Électronucléaires. www.afcen.com, 2012
- [49] C. Kpodekon, « Effet du pré-écrouissage sur la durée de vie d'aciers austénitiques de type 304L », Thèse de doctorat de l'Institut National des Sciences Appliquées de Rouen, 2010
- [50] A. Le Pécheur, « Fatigue thermique d'un acier inoxydable austénitique : influence de l'état de surface par une approche multi-échelles », Thèse de doctorat. Ecole Centrale Paris, Octobre 2008
- [51] N. Haddar, « Fatigue thermique d'un acier inoxydable austénitique 304L : simulation de l'amorçage et de la croissance des fissures courtes en fatigue isotherme et anisotherme ». Thèse de doctorat de l'École Nationale Supérieure des mines, Avril 2003
- [52] Norme NF A03-001-1 NFEN ISO 6892-1
- [53] O. Ancelet et al., « Development of a new measurement system for tensile testing », PVP2010 - 25667, Proceedings of Pressure Vessels and Piping Division Conference 2010
- [54] O. Ancelet, « Mise au point d'un nouveau moyen de mesure profilométrique en support de la réalisation des essais de traction », rapport SEMT/LISN/RT/08-024/A, 2008

- [55] X. Feaugas, « On the origin of the tensile flow stress in the stainless steel AISI 316L at 300 K: back stress and effective stress », *Acta Materialia* 47(13): 3617-3632, 1999
- [56] X. Feaugas et al., « Grain-Size Effects On Tensile Behaviour Of Nickel and AISI 316L Stainless Steel », *Metallurgical Transactions A* 34: 2329 – 2340, 2003
- [57] J. Lemaitre et al., « Mécanique des matériaux solides », 3ème édition DUNOD, 2009.
- [58] AFNOR A03-404 « Produits métalliques : Pratique des essais de vitesse de propagation de fissure en fatigue », Juin 1991
- [59] ASTM Designation: E647 – 99, « Standard Test Method for Measurement of fatigue crack growth rates », Septembre 1999
- [60] H.P. Lieurade et al., « Méthodes expérimentales et analyse des résultats : La pratique des essais de fatigue », ©1982 PYC EDITION – Paris
- [61] <http://www.top-industrie.com/>
- [62] CODAP2005-Division2 « Code de Construction des Appareils à Pression non soumis à l'action de la flamme »
- [63] C.Gourdin, « Rapport d'essai de Flexion Sphérique 2008-2009 », Rapport DM2S, SEMT/DIR/LISN/09-027/A, 2009
- [64] <http://www.videometric.com/fr/frames.html>
- [65] A. Fissolo, « Interprétation des essais SPLASH, Conclusion sur l'effet de la multiaxialité du chargement sur le nombre de cycles à l'amorçage, Proposition d'un nouveau critère pour caractériser l'amorçage en fatigue thermique », Rapport DM2S, SEMT/LISN/RT/09-008/A, Avril 2009
- [66] J. Kaleta et al., « Representation of cyclic properties of austenitic steels with plasticity induced martensitic transformation », *Fatigue Fracture Engineering Material Structure*, 1998, pp. 955 – 964
- [67] Séminaire fractographie EDF, « Contribution des données de laboratoire à l'expertise métallurgique des matériaux de structure » Chinon, Janvier 1999
- [68] G. Yagawa et al., « Three-dimensional fully nplastic solutions for semi-elliptical surface cracks », *International Journal Vessels & Piping*, 53, 457-510, 1993
- [69] S. Raju et al., « Stress-intensity factors for a wide range of semi-elliptical surface cracks in finite-thickness plates », *Engineering Fracture Mechanics*, Vol 11, 817-829, 1979
- [70] M. Kamaya et al., « Growth prediction of two interacting surface cracks of dissimilar sizes. *Engineering Fracture Mechanics* 77, 3120-3131, 2010

- [71] L. Śniezek et al., « Deterministic and probabilistic analysis of semi-elliptical cracks in austenitic steel », *Procedia Materials Science* 3, 2160-2167, 2014
- [72] U T Murtaza et al., « Effect of thermal stresses on elliptical surface cracks in PWR pressure vessels », *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, Manuscript draft, 2014
- [73] F. Curtit, « Propagation de fissures semi-elliptiques en fatigue fluage à 650°C dans des plaques d'acier 316L(N) avec ou sans joints soudés », Thèse de doctorat de l'Ecole Nationale Supérieure des Mines de Paris, Novembre 1999
- [74] S. Marie, « Approche énergétique de la déchirure ductile », Thèse de doctorat de l'école nationale supérieure de mécanique et d'aérotechnique, Février 1999
- [75] C. Gourdin et al., « Effets aggravant de la fatigue multiaxiale sous environnements REP – Spécification du nouveau dispositif FABIME 2e », Rapport DEN/DANS/DM2S/SEMT/LISN/ST/14-003/A, Février 2014
- [76] A. Fissolo et al., « Etude bibliographique concernant les critères multiaxiaux d'endommagement en fatigue thermique pour un acier inoxydable austénitique », Rapport DEN/DANS/DM2S/SEMT/LISN/RT/06-007/A, Avril 2006
- [77] F. Curtit, « Description et évaluation de critères en fatigue multiaxiale sous amplitude variable », Note EDF H-T26-2007-01900-FR, 2007.

ANNEXES

Sommaire

ANNEXES.....	205
Annexe I.1 Approche en contrainte des critères multiaxiaux	207
A.I.1.1. Critère de Sines et Crossland.....	207
A.I.1.2. Critère de Dang Van :	208
A.I.1.3. Critère de Mataké.....	210

Annexe I.1 Approche en contrainte des critères multiaxiaux

A.I.1.1. Critère de Sines et Crossland

Les premiers critères utilisés pour la fatigue multiaxiale sont Tresca (se base sur la valeur maximale du cisaillement) et Von Mises (qui prend en compte l'énergie maximale de distorsion). Ces critères sont assez simple mais ne peuvent pas être appliqué à un chargement non proportionnel et ne prennent pas en compte l'effet de la contrainte moyenne. Sines et Crossland présente une extension du critère de Mises à la fatigue thermique prenant en compte l'effet de la contrainte moyenne. Ils proposent comme contrainte équivalente une combinaison de l'amplitude de la contrainte de cisaillement octaédrique (τ_a) considéré comme moteur d'amorçage et de la pression hydrostatique moyenne (P_{moy}) pour Sines (Eq.A.I.1) et maximale (P_{max}) pour Crossland (Eq.A.I.2) présentait comme facteur aggravant. On peut définir (a ; b) et (a' ; b') respectivement les constantes de Sines et de Crossland défini à partir d'un essai de torsion pure et un essai de traction alterné symétrique

$$\tau_a + aP_{moy} \leq b \quad \text{Eq.A.I. 1}$$

Avec

$$\tau_a = \sqrt{(J_2)_{alt}} = \frac{1}{2} \max_{t_1 \in T} \left\{ \max_{t_2 \in T} \sqrt{\frac{(S(t_1) - S(t_2)) : (S(t_1) - S(t_2))}{2}} \right\}$$

S déviateur des contraintes et J_2 son deuxième invariant

$$P_{moy} = \frac{1}{2} \left[\max_{t \in T} \frac{\text{Tr}(\sigma(t))}{3} + \min_{t \in T} \frac{\text{Tr}(\sigma(t))}{3} \right]$$

$$\tau_a + a'P_{max} \leq b' \quad \text{Eq.A.I. 2}$$

Avec

$$\tau_a = \sqrt{(J_2)_{alt}} = \frac{1}{2} \max_{t_1 \in T} \left\{ \max_{t_2 \in T} \sqrt{\frac{(S(t_1) - S(t_2)) : (S(t_1) - S(t_2))}{2}} \right\}$$

$$P_{max} = P_{moy} + P_{alt}$$

$$P_{moy} = \frac{1}{2} \left[\max_{t \in T} \frac{\text{Tr}(\sigma(t))}{3} + \min_{t \in T} \frac{\text{Tr}(\sigma(t))}{3} \right]$$

$$P_{alt} = \frac{1}{2} \left[\max_{t \in T} \frac{\text{Tr}(\sigma(t))}{3} - \min_{t \in T} \frac{\text{Tr}(\sigma(t))}{3} \right]$$

Ces deux critères mettent en relief l'effet de la cission moyenne et de la contrainte normale moyenne par contre leur utilisation n'est possible que pour les matériaux ductiles et nécessite la vérification de la condition (Eq.A.I.3).

$$\frac{d_0}{\tau_0} = \sqrt{3} \quad \text{Eq.A.I. 3}$$

Avec d_0 limite d'endurance en traction-compression et τ_0 limite d'endurance en cisaillement.

Le critère de Crossland a été modifié par B. LI [35] afin de permettre l'étude des chargements non proportionnels et ceci en utilisant l'amplitude de contrainte de cisaillement équivalente $\tau_{\text{éq}}$ (Eq.A.I.4).

$$\tau_{\text{éq}} + a'P_{\text{max}} \leq b' \quad \text{Eq.A.I. 4}$$

L'identification de cette amplitude de contrainte est assurée par une approche d'Ellipse Circonscrite Minimum (ECM) différente de l'approche du Cercle Circonscrit Minimum (CCM) identifiée par Crossland (Figure A.I.1). Cette méthode permet de définir la contrainte de cisaillement équivalent à partir des demi-axes de l'ellipse minimum (Eq.I.A.I.5):

$$\tau_{\text{éq}} = \sqrt{R_a^2 + R_b^2} \quad \text{Eq.A.I. 5}$$

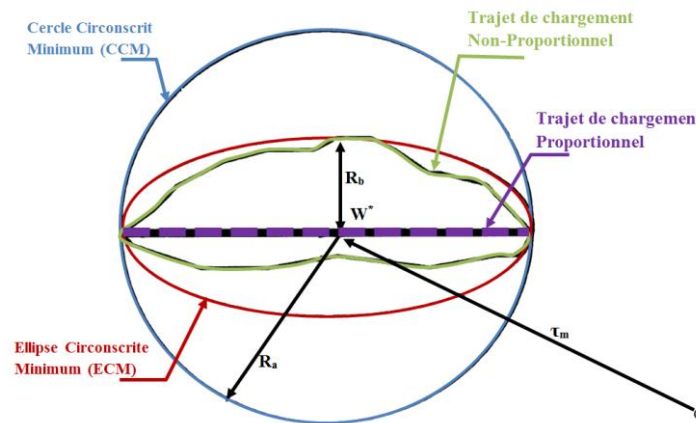


Figure A.I. 1 Identification de la contrainte de cisaillement équivalente par une approche ECM

Malgré le développement continu de ce critère des difficultés résident toujours pour élaborer les algorithmes qui permettent de définir l'ellipse circonscrite minimum.

A.I.1.2. Critère de Dang Van :

Suivant une approche plan critique, Dang Van a proposé un nouveau critère mettant en relief la possibilité d'amorçage à l'échelle du grain. En effet pour les grands nombre de cycle, le matériau subit à l'échelle macroscopique une adaptation élastique ce qui procure au matériau une durée de vie illimitée. Mais on peut distinguer à une échelle microscopique et plus précisément, au niveau du grain le plus favorablement orienté par rapport au chargement, une plasticité qui peut conduire à l'initiation de fissure. En se basant sur ce principe, Dang Van impose une double maximisation en temps (t) et en espace (plan critique de normal \vec{n}) des contraintes de cission instantanées $\hat{\tau}(\vec{n}, t)$ et de la pression hydrostatique instantanée $\hat{p}(t)$ à l'échelle microscopique (Eq.A.I.6).

$$\max_{\vec{n}} \left\{ \max_t [\hat{\tau}(\vec{n}, t) + a. \hat{p}(t)] \right\} \leq b \quad \text{Eq.A.I. 6}$$

La grande difficulté pour ce critère est le changement d'échelle (macro \rightarrow micro). En effet, Dang Van a pu montrer que [76], sous certaines conditions la contrainte hydrostatique est la même à l'échelle micro et macro et est indépendante du plan critique (Eq.A.I.7)

$$\max_{\vec{n}} \left\{ \max_t [a \cdot \hat{p}(t)] \right\} = \max_t [a \cdot \hat{p}(t)] = \max_t [a \cdot \hat{P}(t)] = a \cdot \frac{\text{Tr}(\sigma_{\text{macro}}(t))}{3} \quad \text{Eq.A.I. 7}$$

Pour la scission microscopique le changement d'échelle est assez compliqué. Pour le faire Dang Van a identifié un critère de plasticité applicable au niveau du grain (Eq.A.I.8) avec définition de la scission microscopique critique (τ_y) et de la norme de la contrainte microscopique de cisaillement à un temps t .

$$\|\tau(\vec{n})\| - \tau_y \leq 0 \quad \text{Eq.A.I. 8}$$

Ce critère de plasticité permet de décrire le trajet microscopique par un cercle de centre O et de rayon τ_y . La transposition de ce critère à une échelle macroscopique est assurée par l'identification du cercle centré en O et de rayon τ_y^* égal au rayon du plus petit cercle de centre M circonscrit au trajet macro (Figure A.I.2).

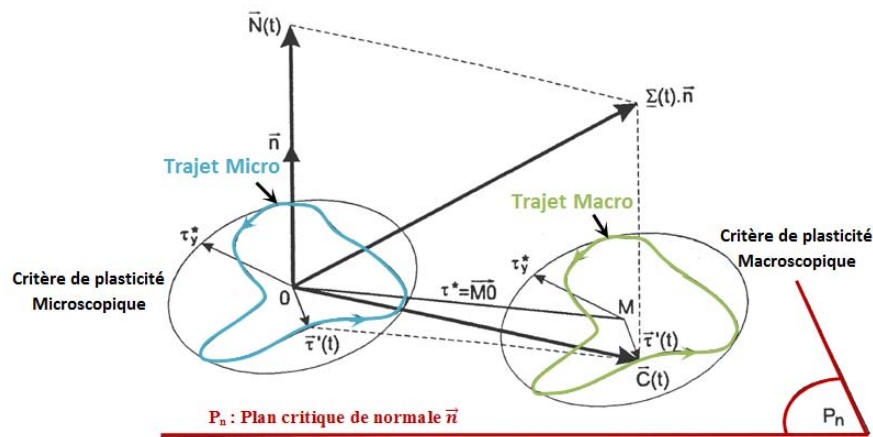


Figure A.I. 2 Principe du changement d'échelle dans le critère de Dang Van

Pour l'identification de la contrainte de cisaillement microscopique et en se basant sur les travaux réalisés par Papadopoulos Dang Van s'est affranchi de la notion du plan critique en définissant la scission maximale à un instant donnée (Eq.A.I.9) avec l'utilisation des deux contraintes principales maximale ($\sigma_I(t)$) et minimale ($\sigma_{III}(t)$). En effet, le critère Papadopoulos est un critère élaboré selon les mêmes hypothèses que celui de Dang Van avec un changement avec le critère de plasticité de Von Mises adopté pour décrire un comportement de grain avec écrouissage cinématique et isotrope.

$$\max_{\vec{n}} \left\{ \max_t [\hat{\tau}(\vec{n}, t)] \right\} = \max_t [\hat{\tau}(\vec{n}, t)] = \frac{\sigma_I(t) - \sigma_{III}(t)}{2} \quad \text{Eq.A.I. 9}$$

Après simplification, le critère de Dan Van s'écrit selon l'Eq.I.29 :

$$\max_t [\hat{\tau}(t) + a \cdot \hat{P}(t)] \leq b \quad \text{Eq.A.I. 10}$$

Avec

$a = \left(\tau_0 - \frac{\sigma_0}{2} \right) / \frac{\sigma_0}{3}$: identifiées à partir d'un essai de traction-compression

$b = \tau_0$: identifiées à partir d'un essai de torsion alternée

D'après F. Curtit [77], la nouvelle écriture du critère de Dang Van ne suit plus une approche de type plan critique et elle est non conservative pour les essais réalisés à contrainte moyenne positive et avec présence de pré écouissage (Figure A.I.3).

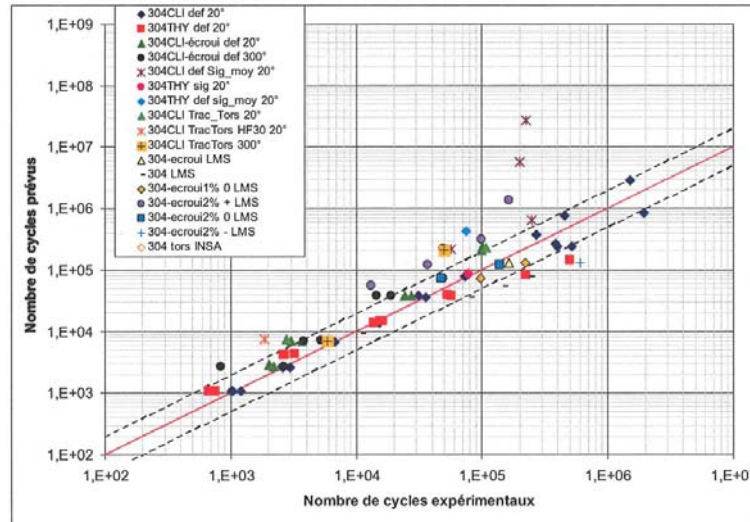


Figure A.I. 3 Evaluation du critère de Dang Van sur du 304L CLI [77]

A.I.1.3. Critère de Mataké

Mataké a proposé en 1977 un critère selon une approche plan critique faisant référence au plan de cisaillement maximal ($\tau(\vec{n})$). Il a aussi utilisé la notion de contrainte normale au plan critique ($\sigma(\vec{n})$) au lieu de contrainte hydrostatique utilisée par Dang Van. Cette formulation s'écrit comme suit (Eq.A.I.11) :


$$\tau(\vec{n}) + \alpha \cdot \sigma(\vec{n}) \leq \beta \quad \text{Eq.A.I. 11}$$

Avec $\left(\alpha = \left(\tau_0 - \frac{\sigma_0}{2} \right) \cdot \left(\frac{2}{\sigma_0} \right) \right)$ et $(\beta = \tau_0)$. τ_0 et σ_0 et représentent les limites d'endurance respectives en cisaillement et en traction-compression.

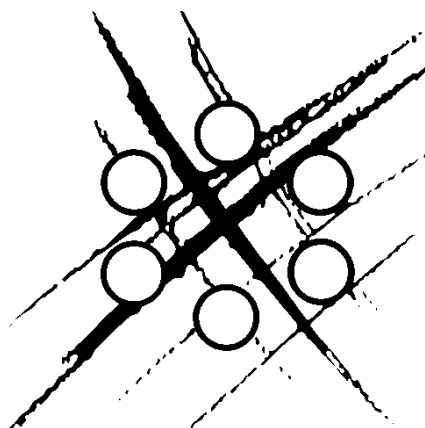
L'effet de la contrainte moyenne est mis en relief au niveau de la contrainte normale maximale au plan critique.

Annexe III.1. Cahier des charges du montage FABIME2

Cette annexe présente le cahier des charges fourni à la société « TOP INDUSTRIE » pour l'obtention d'un devis pour la réalisation du montage expérimental FABIME2.

 <p>energie atomique • énergies alternatives</p>		Emplacement du code barre GCAO
	SPECIFICATION TECHNIQUE DEN	Page 1 / 14

DIRECTION DE L'ÉNERGIE NUCLEAIRE
DIRECTION DELEGUEE AUX ACTIVITES NUCLEAIRES DE SACLAY
DEPARTEMENT DE MODELISATION DES SYSTEMES ET STRUCTURES
SERVICE D'ETUDES MECANIKES ET THERMIQUES



*Spécifications pour la réalisation d'essais de fatigue équibiaxiaux isothermes
sous air et en milieu eau primaire REP*

DEN/DANS/DM2S/SEMT/LISN/ST/12-008/A

C. GOURDIN, S. BRADAI

Commissariat à l'énergie atomique et aux énergies alternatives

DEN/DANS/DM2S/SEMT/LISN

Centre de Saclay BAT 607 - PC 116

91191 Gif/Yvette cedex - France

Tél. : 01 69 08 45 86 Fax : 01 69 08 87 84 Courriel : cedric.gourdin@cea.fr

Établissement public à caractère industriel et commercial

RCS Paris B 775 685 019





Spécifications pour la réalisation d'essais de fatigue équilibrés isothermes avec et sans effet d'environnement

NIVEAU DE CONFIDENTIALITE

DO	DR	CCEA	CD	SD
X				

PARTENAIRES/CLIENTS	REFERENCE DE L'ACCORD OU DU CONTRAT	TYPE D'ACTION
A COMPLETER	Demander au chef de projet	Demander au chef de projet

REFERENCES INTERNES CEA

DIRECTION D'OBJECTIFS	PROGRAMME	PROJET	EOTP
À COMPLETER	A compléter	TEMAS	A-XXXX-XX-XX-XX

S'IL S'AGIT DU LIVRABLE D'UN JALON :

JALON	INTITULE DU JALON
MAJEUR ? PRINCIPAL ? RIEN SINON	SO

S'agit-il d'une synthèse ? oui non

SUIVI DES VERSIONS

INDICE	DATE	NATURE DE L'EVOLUTION	PAGES, CHAPITRES
A	06/03/2012	Document initial	

	NOM	FONCTION	VISA	DATE
REDACTEUR	C. GOURDIN, S. BRADAI			06/03/2012
VERIFICATEUR	A. FISSOLO			
APPROBATEUR	S. MARIE	Chef de laboratoire		
AUTRE VISA				
ÉMETTEUR	X. AVERTY	Chef de service		



*Spécifications pour la réalisation d'essais de fatigue équi-biaxiaux isothermes
avec et sans effet d'environnement*

MOTS CLEFS

--

RESUME / CONCLUSIONS

La mise en place d'un nouveau dispositif expérimental est planifiée au LISN. Un premier objectif porte sur l'étude de l'influence d'une sollicitation équi-biaxiale en fatigue : son caractère équi-biaxé est-il en lui-même un facteur aggravant par rapport au cas uniaxé ? Un deuxième objectif porte sur un effet éventuellement aggravant d'un milieu eau primaire REP.

Ce document présente les spécifications et propose un premier cahier des charges. Une collaboration est prévue avec le DCP pour la mise au point des essais en milieu primaire REP.

RESUME / CONCLUSIONS de niveau DO en cas de niveau confidentialité supérieur du document

--



*Spécifications pour la réalisation d'essais de fatigue équibiaxiaux isothermes
avec et sans effet d'environnement*

Diffusion initiale interne CEA

Diffusion systématique

C. GOURDIN
S. BRADAI
A. FISSOLO
G. PEREZ
S. MARIE
S. CABESSUT
M. le Chef du DM2S
M. le Chef du SEMT
DPC/SCCME/LECA
E. HERMS
SRMA/LC2M
L. VINCENT
SEMT/DIR
D. HYVERT

Diffusion résumé

DM2S
DM2S/SEMT
Tous les laboratoires du SEMT
DM2S/SERMA
DM2S/SFME
DPC/SCCME
DMN/SRMA
DMN/SEMI

**Spécifications pour la réalisation d'essais de fatigue équibiaxiaux isothermes
avec et sans effet d'environnement**

SOMMAIRE

1) Introduction	8
2) Montages à réaliser	8
2.1) Eprouvette	9
2.2) Parties principales du montage	10
3) Conditions de fonctionnement du montage.....	10
3.1) Environnements étudiés	10
3.2) Moyens d'application du chargement et pilotage associé.....	11
3.2.1) Montage 1 « Environnement air».....	11
3.2.2) Montage 2 « Environnement Représentatif Milieu Primaire »	12
3.3) Paramètres à mesurer	13
3.3.1) Montage 1 « Environnement air ».....	13
3.3.2) Montage 2 « Environnement Représentatif Milieu Primaire »	13
4) Devis demandés.....	13
4.1) Pour les moyens d'essais sans effet d'environnement	13
4.2) Pour les moyens d'essai avec effet d'environnement.....	14
4.3) Interlocuteurs Technique CEA	14
5) Conclusion	14

*Spécifications pour la réalisation d'essais de fatigue équibiaxiaux isothermes
avec et sans effet d'environnement*

Liste des figures

<i>Figure 1. Principe du montage à réaliser</i>	<i>8</i>
<i>Figure 2. Eprouvette FABIME2.....</i>	<i>9</i>
<i>Figure 3. Plan de l'éprouvette FABIME2.....</i>	<i>9</i>
<i>Figure 4. Sollicitations mécaniques cycliques appliquées au niveau de l'éprouvette FABIME2</i>	<i>10</i>
<i>Figure 5. Principe de pilotage des moyens d'essais</i>	<i>12</i>



*Spécifications pour la réalisation d'essais de fatigue équibiaxiaux isothermes
avec et sans effet d'environnement*

Bibliographie

- [1] C.Gourdin, "Mise au point des essais de Flexion Sphérique", Rapport DM2S, n°SEMT/DIR/LISN/08-027/A
- [2] Règles de Conception et de Construction des Matériels Mécanique des ilots nucléaires édition2007, TOMEII (M3307)
- [3] Albert KOZLOWSKI, "Données numériques sur les aciers inoxydables", Bureau de normalisation de la sidérurgie, Techniques de l'Ingénieur M323

Spécifications pour la réalisation d'essais de fatigue équibiaxiaux isothermes avec et sans effet d'environnement

1) Introduction

La mise en place d'un nouveau dispositif expérimental « FABIME2 » est planifiée au LISN¹. Un premier objectif porte sur l'étude de l'influence d'une sollicitation équibiaxiale en fatigue : son caractère équibiaxé est-il en lui-même un facteur aggravant par rapport au cas uniaxé ? Un deuxième objectif porte sur un effet éventuellement aggravant d'un milieu eau primaire REP.

Au LISN des essais ont été déjà réalisés sur « FABIME1 », montage qui permettait d'obtenir une sollicitation purement mécanique biaxiale dans le plan [1]. L'un des inconvénients de ce banc d'essai est qu'on ne peut imposer que des rapports de charge positifs ce qui ne permet pas l'étude de l'effet de la contrainte moyenne.

2) Montages à réaliser

Vu la différence importante des conditions d'essai (première série d'essai avec un environnement classique et deuxième série d'essai avec un environnement représentatif d'un milieu primaire), deux montages distincts devront être conçus.

Le principe des montages développés au LISN est représenté Figure1. L'éprouvette sera insérée dans une enceinte qui permettra d'appliquer un déséquilibre de pression entre la face supérieure et la face inférieure. Deux demi-coquilles seront fixées à l'éprouvette. L'étanchéité des moyens d'essai est assurée dans la zone de fixation entre l'éprouvette et les deux demi-coquilles et au niveau du capteur de mesure de flèche.

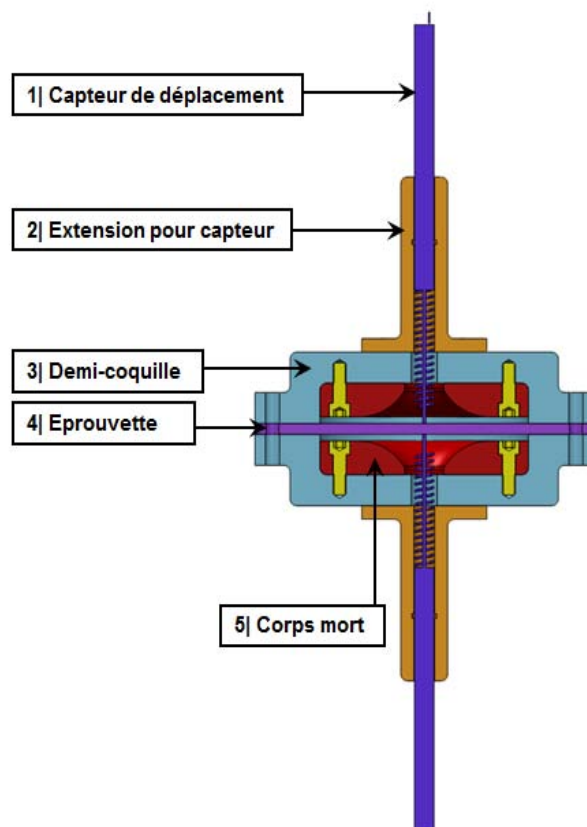


Figure 1. Principe du montage à réaliser

¹ Laboratoire d'Intégrité des Structures et de Normalisation

Spécifications pour la réalisation d'essais de fatigue équilibriaux isothermes avec et sans effet d'environnement

2.1) Eprouvette

- **Matière** : le matériau adopté sera l'acier inoxydable austénitique de type :
 - ♦ 304-L en désignation AISI (États-Unis) équivalent au Z2 CN 18.10 (%C = 0,03; %Cr = [17 - 20]; %Ni = [9 - 12]; %Si = 1; %Mn = 2; %P = 0,03 ; %Cu = 1 et %S = 0,015) [2] avec la désignation AFNOR (France), cette matière sera certifiée RCC-M (Règles de Conception et de Construction des Matériels mécaniques des îlots nucléaires des REP).
 - ♦ 316-L en désignation AISI (États-Unis) équivalent au X2CrNiMo17-12-2 (%C = 0,03; %Si = 1; %Mn = 2; %P = 0,045 ; %S = 0,015; %N = 0,11; %Cr = [16,5 – 18,5]; %Mo = [2 – 2,5] et %Ni = [10 - 13]) [3] avec la désignation AFNOR (France), cette matière ne sera pas certifiée RCC-M.
- **Forme** : disque avec une réduction d'épaisseur au centre (cf. Figure 2).
- **Dimensions** : le plan est présentée Figure 3. Les dimensions de l'éprouvette sont optimisées par calcul numérique (logiciel de calculs de structure aux éléments finis : Cast3m²) afin de favoriser l'amorçage de fissure au centre de l'éprouvette et de limiter le volume déplacé lors des essais (dimensionnement à la pression).

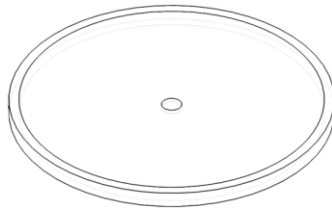


Figure 2. Epreuve FABIME2

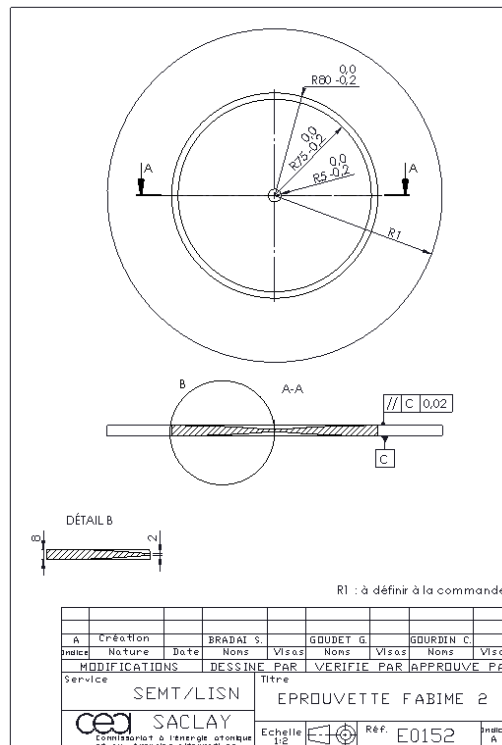


Figure 3. Plan de l'éprouvette FABIME2

² <http://www-cast3m.cea.fr/>

Spécifications pour la réalisation d'essais de fatigue équilibriaux isothermes avec et sans effet d'environnement

Les dimensions des éprouvettes sont définies ci-après et illustrées sur la Figure3.

- Diamètre de la zone centrale : 10 mm
- Epaisseur de la zone centrale : 2 mm
- Diamètre externe de la zone utile de l'éprouvette : 160 mm
- Epaisseur de la zone utile de l'éprouvette : 8 mm
- Diamètre pour assurer la liaison et l'étanchéité entre les deux demi-coquilles à définir.

2.2) Parties principales du montage

A part l'éprouvette, le montage expérimental sera constitué de :

- Deux demi-coquilles (indiqué3 sur la Figure1)
- Deux extensions assurant la fixation des capteurs LVDT permettant la mesure de flèche (2 : Figure1)
- Deux pièces pour diminuer le volume des coquilles (indiqué5 sur la Figure1)
- Des joints d'étanchéités
- D'une protection thermique de l'ensemble
- D'un film plastique au niveau de l'éprouvette (face inférieure et supérieure) afin d'éviter une interaction entre le fluide sous pression et le matériau de l'éprouvette
- Des vis d'assemblage...

Le dimensionnement de ces différentes parties n'est pas encore défini puisqu'il dépendra des instruments de mesure à utiliser et doit être conforme aux règles du CODAP³.

3) Conditions de fonctionnement du montage

Le principe de ces nouveaux essais est de soumettre une éprouvette cylindrique à des sollicitations mécaniques cycliques via un déséquilibre en pression des deux côtés de l'éprouvette (cf. Figure4).

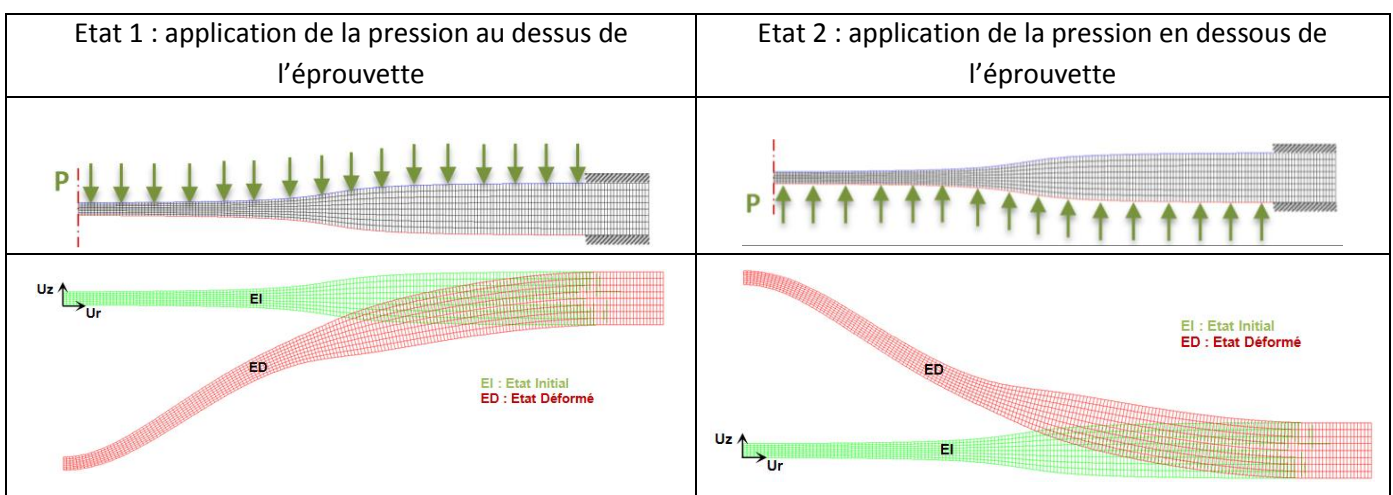


Figure 4. Sollicitations mécaniques cycliques appliquées au niveau de l'éprouvette FABIME2

3.1) Environnements étudiés

Ce nouveau montage expérimental devra assurer la réalisation des deux séries d'essais de fatigue cyclique équilibriaux :

Spécifications pour la réalisation d'essais de fatigue équibiaxiaux isothermes avec et sans effet d'environnement

- La première série consiste à réaliser des essais isothermes sous un environnement dit « classique » : typiquement sous atmosphère air, à une température constante durant toute la durée des essais de fatigue (températures inférieures à 80-90°C) et une variation de pression de 80bars (cette pression a été définie suite à des calculs numériques permettant de localiser la concentration de contrainte au centre de l'éprouvette tout en respectant les contraintes industrielles de sécurité et de dimensionnement). Ces essais vont permettre l'étude de l'effet de la biaxialité du chargement. La surface de l'éprouvette sera protégée par un film élastique évitant ainsi le contact avec le fluide (eau ou huile) responsable du chargement mécanique appliqué (80bars).
- La seconde série devra permettre de réaliser les essais avec des contraintes mécaniques identiques aux essais précédents mais avec un environnement représentatif d'un milieu primaire présent dans les réacteurs nucléaires. Cet environnement est caractérisé par une eau à teneur d'oxygène contrôlée à une pression constante de 150bars et une température de l'ordre de 300°C. Une variation de pression de 80bars (en plus de la pression initiale de 150bars) sera appliquée à l'éprouvette de manière différentielle entre la face inférieure et supérieure. Lors de ces essais, le film plastique ne sera pas appliqué sur l'éprouvette. L'essai avec effet de milieu sera mis au point en collaboration avec le DCP.

3.2) Moyens d'application du chargement et pilotage associé

Vu la différence importante des conditions d'essai (première série d'essais avec un environnement air et deuxième série d'essais avec un environnement représentatif d'un milieu primaire), deux montages distincts devront être conçus.

Le pilotage de ces deux types d'essais sera établi par le contrôle de la valeur de déformation obtenue à partir de la valeur de flèche fournie par le capteur de déplacement LVDT placé au centre de l'éprouvette.

3.2.1) Montage 1 « Environnement air »

Pour cette première série d'essais, on doit contrôler la température (positionnement de thermocouples au niveau de l'éprouvette et de la coquille) mais le paramètre d'essai à imposer et à piloter de part et d'autre de l'éprouvette est la différence de pression (80bars).

Un système devra permettre d'appliquer le déséquilibre de pression entre les deux faces de l'éprouvette et sera connecté aux deux demi-coquilles (cf. Figure1). Pour les moyens d'essais sans effet d'environnement (eau ou huile), le niveau de déséquilibre est de 80bars. La pression initiale est la pression atmosphérique. Lorsque la pression est injectée dans une partie (supérieure ou inférieure), la partie complémentaire (inférieure ou supérieure), doit évacuer la surpression engendrée par la réduction du volume afin de permettre une parfaite application du chargement.

Les moyens de pilotage de la pression doivent assurer les tâches suivantes :

- Augmentation du déséquilibre en pression (tout en libérant la pression dans la partie complémentaire des moyens d'essais) en suivant une vitesse de l'ordre de 20bars/seconde. La flèche correspondante est de 0,6mm et le volume déplacé est de 4,5 E-3litre. La fréquence cible est d'effectuer des cycles de charge/décharge à 1Hz, soit des différences de pression de 20bars entre les parties supérieure et inférieure.

Spécifications pour la réalisation d'essais de fatigue équilibriaux isothermes avec et sans effet d'environnement

- Arrêt et bref maintien du déséquilibre de la pression lorsque la flèche au centre de l'éprouvette a atteint la valeur définie. Le bref maintien a pour objectif d'assurer l'obtention de la valeur de flèche désirée. Ce maintien peut être nul si on assure l'obtention de la valeur de flèche.
- Diminution de la pression (jusqu'à la pression initiale) puis augmentation de la pression dans la partie complémentaire des moyens d'essais afin d'assurer un chargement alterné.
- Les essais sont ainsi pilotés via les informations fournies par les capteurs de flèche.

Les évolutions temporelles de la pression (supérieure et inférieure) et des mesures de flèche sont représentées schématiquement sur la figure 5.

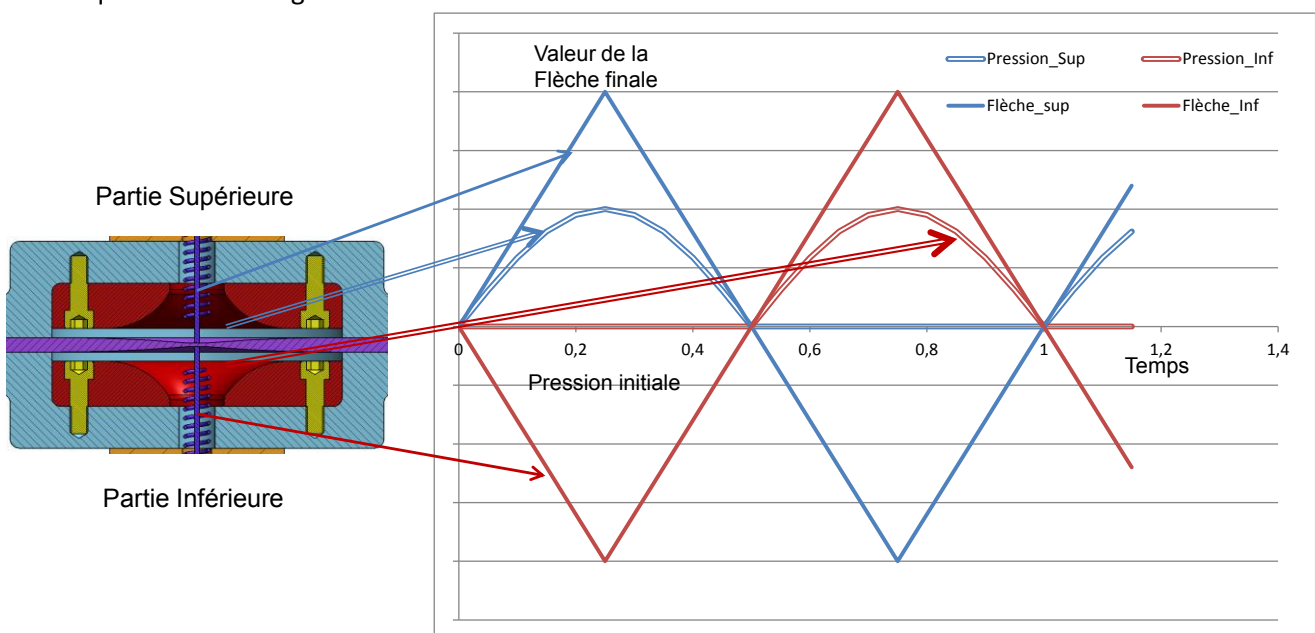


Figure 5. Principe de pilotage des moyens d'essais

3.2.2) Montage 2 « Environnement Représentatif Milieu Primaire »

Deux paramètres d'essais doivent être assurés lors de l'utilisation de ce montage : la pression et la température.

- Un premier système de chauffage est utilisé pour assurer une température représentative adéquate lors des essais sous environnement. La température imposée est de l'ordre de 300°C. Le contrôle de cette température va être établi avec l'utilisation de thermocouples appropriés.
- Un deuxième système devra permettre d'appliquer le déséquilibre de pression entre les deux faces de l'éprouvette et sera connecté aux deux demi-coquilles. La valeur maximale du déséquilibre de pression est du même ordre de grandeur pour les deux séries d'essais envisagées (jusqu'à 80bars), cependant le niveau de départ est différent. Pour cette série d'essais avec effet d'environnement on aura passage d'une pression de 150bars (pression de l'environnement représentatif du milieu primaire) à 230bars. Le système d'application du chargement doit fonctionner avec le fluide représentatif. Le pilotage sera effectué en contrôlant la déformation.

- ³ Code de Construction des Appareils à Pression non soumis à l'action de la flamme

Spécifications pour la réalisation d'essais de fatigue équilibriaux isothermes avec et sans effet d'environnement

Les moyens de pilotage de la pression doivent assurer les tâches suivantes :

- Maintien d'une pression de 150bars avec augmentation du déséquilibre en pression (tout en libérant la pression dans la partie complémentaire des moyens d'essais) en suivant une vitesse de l'ordre de 20bars/seconde. La flèche correspondante est de 0,6mm et le volume déplacé est de 4,5 E-3litre.
- Arrêt et bref maintien du déséquilibre de la pression lorsque la flèche au centre de l'éprouvette a atteint la valeur définie. Le bref maintien a pour objectif d'assurer l'obtention de la valeur de flèche désirée. Ce maintien peut être nul si on assure l'obtention de la valeur de flèche.
- Diminution de la pression (jusqu'à la pression initiale 150bars) puis augmentation de la pression dans la partie complémentaire des moyens d'essais afin d'assurer un chargement alterné.
- Les essais sont ainsi pilotés via les informations fournies par les capteurs de flèche.

3.3) Paramètres à mesurer

Les informations à acquérir durant les essais de fatigue sont :

- La flèche de l'éprouvette au centre sur la face inférieure et supérieure
- La pression dans chaque demi-coquille inférieure et supérieure.
- La température du fluide.

Ces moyens de mesure ne seront pas identiques pour les deux montages, vu la différence significative des conditions d'essai.

3.3.1) Montage 1 « Environnement air »

- La flèche maximale atteinte au centre de l'éprouvette est de l'ordre de 4mm.
- Le volume déplacé correspondant à la flèche maximum est de 0,03litre.
- La pression dans la demi-coquille inférieure et supérieure est de l'ordre de 80bars maximum.
- La température du fluide devra être inférieure à 90°C et constante durant toute la durée des essais.

3.3.2) Montage 2 « Environnement Représentatif Milieu Primaire »

- La flèche maximale atteinte au centre de l'éprouvette est de l'ordre de 5mm.
- La pression dans la demi-coquille inférieure et supérieure est de l'ordre de 230bars maximum.
- La température du fluide est de l'ordre de 300°C maximum et constante durant toute la durée des essais.

Les moyens de mesure doivent assurer une acquisition suffisante de ces informations.

L'application informatique susceptible de gérer le pilotage et l'acquisition des données expérimentales sera préférentiellement développée sous le logiciel LabView®

4) Devis demandés

Un devis global (sur plusieurs postes si nécessaire) est demandé pour les points suivants :

4.1) Pour les moyens d'essais sans effet d'environnement

Poste 1 - Etude et fabrication des moyens d'essais en respectant les normes de conception et de sécurité de l'enceinte sous pression contenant l'éprouvette à tester



Spécifications pour la réalisation d'essais de fatigue équibiaxiaux isothermes avec et sans effet d'environnement

Poste 2 - Etude du système d'application du déséquilibre de la pression sans environnement (eau ou huile)

Poste 3 - Fourniture du système de mesure de flèche (capable de supporter une température de 80°C et une pression de 80bars en eau ou en huile)

4.2) Pour les moyens d'essai avec effet d'environnement

Poste 4 - Etude et fabrication des moyens d'essais en respectant les normes de conception et de sécurité de l'enceinte sous pression contenant l'éprouvette à tester

Poste 5 - Fourniture du système de mesure de flèche (capable de supporter une température de 300°C et une pression de 230bars)

Poste 6 - Etude du système d'application du déséquilibre de la pression sous environnement (eau borée à 300°C et 150bars)

Poste 7 - Fourniture du système d'application du déséquilibre de la pression sous environnement (eau borée à 300°C et 150bars)

4.3) Interlocuteurs Technique CEA

Cédric GOURDIN
CEA Saclay
DEN/DANS/DM2S/SEMT/LISN
Email : cedric.gourdin@cea.fr
Tél : 33 1 69 08 45 86

Soumaya BRADAI
CEA Saclay
DEN/DANS/DM2S/SEMT/LISN
Email : soumaya.bradaï@cea.fr

5) Conclusion

Les différents paramètres présentés au niveau de ce cahier des charges (pression appliquée, dimensions et forme de l'éprouvette...) ont été définis suite à un calcul numérique réalisé avec le code de calcul Cast3m. Ce montage va permettre d'étudier l'influence de deux paramètres suspectés comme étant aggravants pour la durée de vie : l'effet de l'équibiaxialité et l'effet d'environnement au niveau des circuits REP.

Annexe III.2. Impact des paramètres géométriques X2 et X3

C'est annexe présente l'impact des deux variables X2 et X3 sur la variation de déformation au niveau de la géométrie de l'éprouvette FABIME2.

A.III.2.1. Influence de X3 (longueur encastree)

Afin d'étudier l'influence de X3, les autres paramètres sont fixés (en mm) avec $ZU=25$; $X1=X2=20$; $X4=4$ et $e_1=5$ mm avec une pression appliquée au niveau de la ligne La1 égale à 40bar, et une série de calculs est réalisée en faisant varier le paramètre d'encastrement X3 (5; 10; 20 et 30 mm).

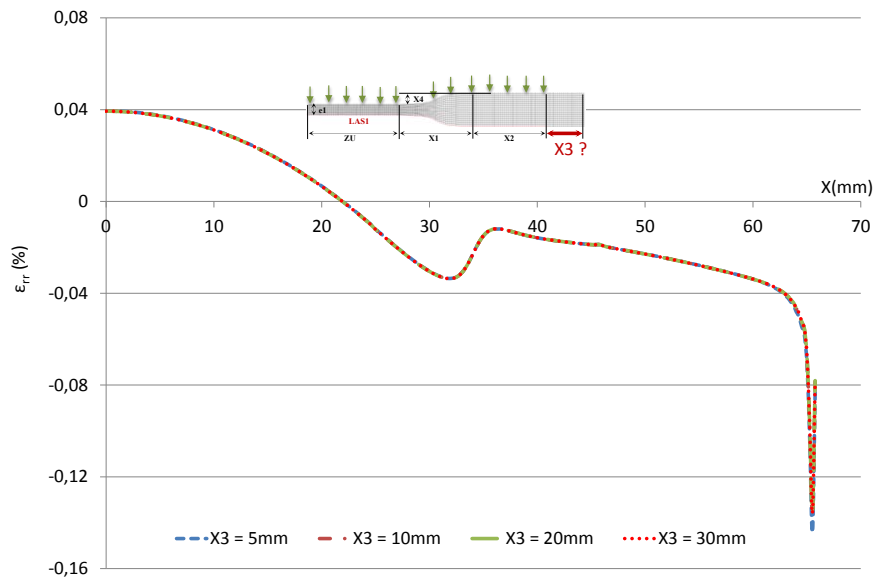


Figure A.III.2. 1 Variation de la déformation selon la direction radiale (rr) au niveau de la ligne $Las1$ avec une zone utile $ZU=25$ mm; $X1=X2=20$ mm; $X4=4$ mm; $e_1=5$ mm et $X3$ compris entre 5 et 30mm avec une pression $P=40$ bar

La figure A.III.2.1 montre que la variable X3 n'a aucune influence sur la variation de la déformation selon la direction radiale (\vec{u}_r) au niveau de la ligne $Las1$ de l'éprouvette. Ce qui nous ramène à choisir parmi les valeurs les plus petites de X3 :

⇒ **X3 = 10mm** (c'est une valeur technologique qui servira à assurer des fonctions d'étanchéité)

A.III.2.1. Influence de X2 (longueur de la zone épaisse)

L'influence de la longueur de la zone épaisse X2 pour les valeurs suivantes : 10, 15, 20 et 25 (mm) est étudiée.

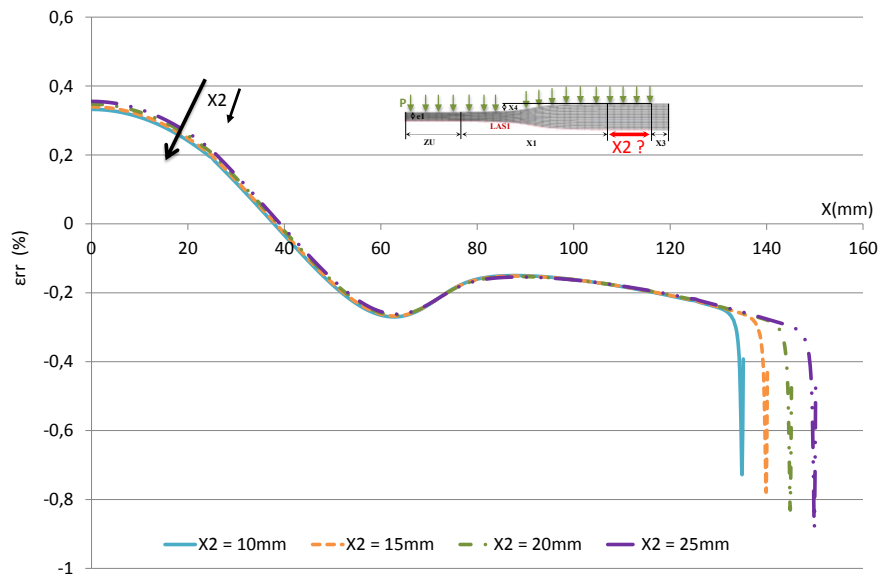


Figure A.III.2. 2 Variation de la déformation selon la direction radiale (rr) au niveau de la ligne Las1 avec $Z_U=25\text{mm}$; $X_1=100\text{mm}$; $X_3=10\text{mm}$; $e_1 = 3\text{mm}$; $X_4=4\text{mm}$ et X_2 variable avec une pression $P = 40\text{bar}$

Sur la figure A.III.2.2, nous observons que la zone épaisse (variable X_2) n'a pas d'influence significative sur la variation de la déformation selon la direction radiale (rr) au niveau de la ligne Las1.

Annexe III.3. Fiche technique des capteurs LVDT

Cette annexe présente la fiche technique des capteurs LVDT utilisés dans le montage expérimental FABIME2 pour le pilotage en déplacement.

D5 & D6 Capteur De Déplacement LVDT

- Résolution infini
- Grande durée de vie
- Acier inox
- Grande précision
- Miniature



Ces capteurs sont pour des mesures de position / déplacement. Ils font une mesure précise de la position et du mouvement du noyau (partie mobile) par rapport au corps du capteur.

Ce capteur utilise le principe du transformateur différentiel qui est probablement le plus simple et le plus robuste capteur de position disponible. La supériorité du principe du L.V.D.T, est qu'il n'y a pas de contact électrique avec l'élément sensible, ce qui signifie pour l'utilisateur, des données claires, une résolution infinie et une très longue durée de vie.

Les capteurs sont disponibles en version noyau libre où palpeur à ressort.

Les dimensions et spécifications sont nominales.

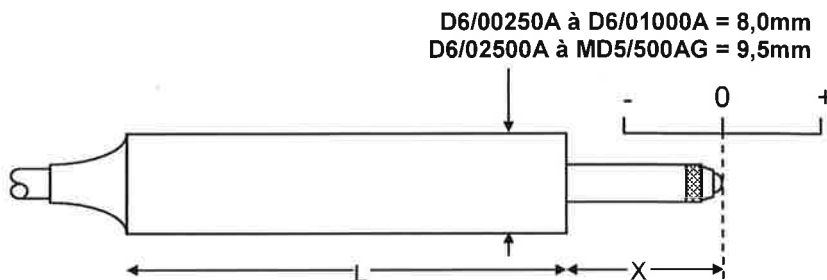
Compte tenu de notre politique de développement, les spécifications peuvent changer sans préavis. Toute modification peut affecter tout ou partie des spécifications de nos matériels.

Spécification	
Tension d'excitation acceptable	0,5V à 7V rms, 2kHz à 10kHz (sinusoïdale)
Tension d'excitation (calibration)	5V rms, 5kHz (sinusoïdale)
Charge de sortie	100k Ohms
Coefficient de température (zéro)	±0,01% P.E. /°C (typique)
Coefficient de température (échelle)	±0,01% P.E. /°C (typique)
Température de fonctionnement	-20°C à 125°C
Connexion électrique	2m (câble intégré) Longueur disponible à la demande,

Version palpeur à ressort.

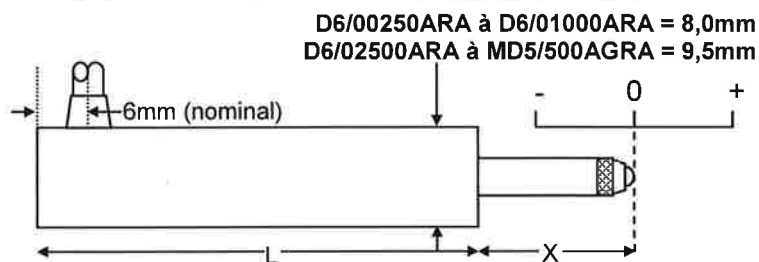
Nos capteurs de déplacement à ressort possèdent un roulement pour guidé le noyau à l'intérieure du corps du capteur et un ressort qui pousse le noyau en position complètement sortie. Les palpeurs à ressort LVDT sont utilisés quand il n'est pas possible de connecter le noyau du capteur à la pièce en mouvement à mesurer.

Sortie câble axiale.



Type	Gamme	Erreur de linéarité (% P.E.)	L	X	Poids total	Force du ressort à X	Force de rappel	Noyau complètement rentré	Noyau complètement sortie	Sensibilité (nom)
D6/00250A	±0,25mm	<±0,5/±0,25	49mm	12,2mm	11g	0,6N	1,2N/cm	0,6mm	0,6mm	38mV
D6/00500A	±0,5mm	<±0,5/±0,25	49mm	12,2mm	11g	0,6N	1,2N/cm	0,3mm	0,3mm	75mV/V
D6/01000A	±1mm	<±0,5/±0,25/±0,1	52mm	13,1mm	12g	0,4N	1,2N/cm	2,5mm	0,2mm	150mV/V
D6/02500A	±2,5mm	<±0,5/±0,25/±0,1	61mm	11,5mm	25g	0,9N	0,9N/cm	1,3mm	1,3mm	375mV/V
D6/05000A	±5mm	<±0,5/±0,25/±0,1	78mm	12,3mm	30g	0,9N	0,8N/cm	1,1mm	1,4mm	700mV/V
D5/300AG	±7,5mm	<±0,5/±0,25/±0,1	88mm	15,3mm	34g	1,1N	0,6N/cm	1,1mm	1,6mm	502mV/V
D5/400AG	±10mm	<±0,5/±0,25	99mm	19,0mm	40g	1,4N	0,4N/cm	2,5mm	1,3mm	576mV/V
MD5/500AG	±12,5mm	<±0,5/±0,25	121mm	21,6mm	48g	1,4N	0,4N/cm	2,5mm	1,3mm	775mV/V

Sortie câble radiale.



Type	Gamme	Erreur de linéarité (% P.E.)	L	X	Poids total	Force du ressort à X	Force de rappel	Noyau complètement rentré	Noyau complètement sortie	Sensibilité (nom)
D6/00250ARA	±0,25mm	<±0,5/±0,25	50mm	12,2mm	11g	0,6N	1,2N/cm	0,6mm	0,6mm	38mV/V
D6/00500ARA	±0,5mm	<±0,5/±0,25	50mm	12,2mm	11g	0,6N	1,2N/cm	0,3mm	0,3mm	75mV/V
D6/01000ARA	±1mm	<±0,5/±0,25/±0,1	53mm	13,1mm	12g	0,4N	1,2N/cm	2,5mm	0,2mm	150mV/V
D6/02500ARA	±2,5mm	<±0,5/±0,25/±0,1	64mm	11,5mm	25g	0,9N	0,9N/cm	1,3mm	1,3mm	375mV/V
D6/05000ARA	±5mm	<±0,5/±0,25/±0,1	83mm	12,3mm	30g	0,9N	0,8N/cm	1,1mm	1,4mm	700mV/V
D5/300AGRA	±7,5mm	<±0,5/±0,25/±0,1	90mm	15,3mm	34g	1,1N	0,6N/cm	1,1mm	1,6mm	502mV/V
D5/400AGRA	±10mm	<±0,5/±0,25	102mm	19,0mm	40g	1,4N	0,4N/cm	2,5mm	1,3mm	576mV/V
MD5/500AGRA	±12,5mm	<±0,5/±0,25	124mm	21,6mm	48g	1,4N	0,4N/cm	2,5mm	1,3mm	775mV/V

Fabricant
RDP Electronics Ltd
Grove Street, Heath Town
Wolverhampton, West Midlands, WV10 0PY
United Kingdom
Tel: +44 1902 457512
Fax: +44 1902 452000
Email: sales@rdpe.com
URL: www.rdpe.com

Représentant
Phimesure
Za Route de Pernes
84200 Carpentras
France

Tel: +33 4 90 60 22 97
Fax: +33 4 90 60 22 95
Email: phimesure@wanadoo.fr

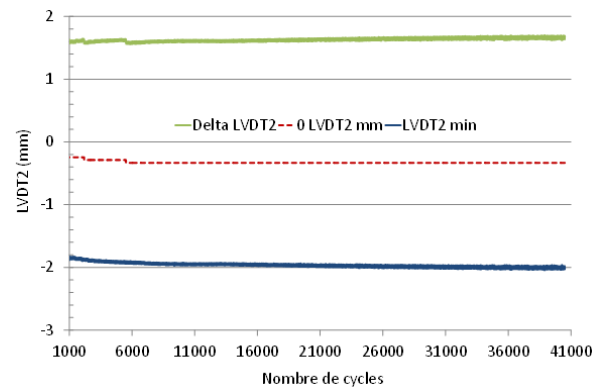
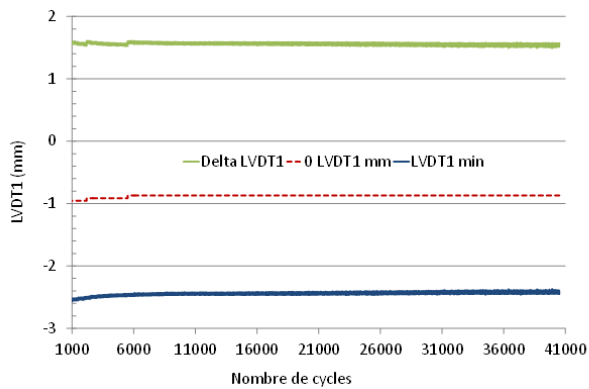
Annexe IV.1. Chargement en déplacement des essais FABIME2

Evolution du chargement imposé du côté1 et du côté2 durant tous les essais de la première campagne FABIME2 sur l'acier inoxydable austénitique de type 316L. Les essais à faible niveau de chargement (1,1 et 0,9 mm) nécessitent l'arrêt et la réinitialisation du système de pilotage afin de garantir un chargement imposé constant.

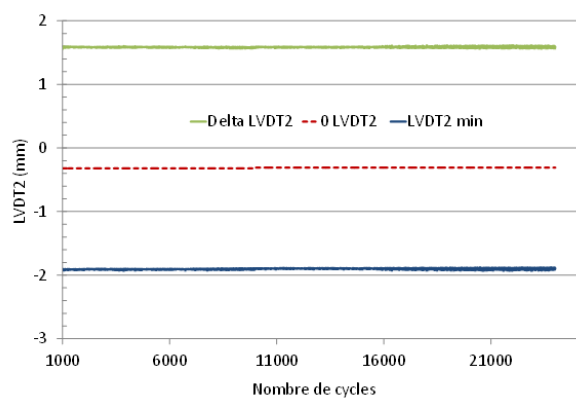
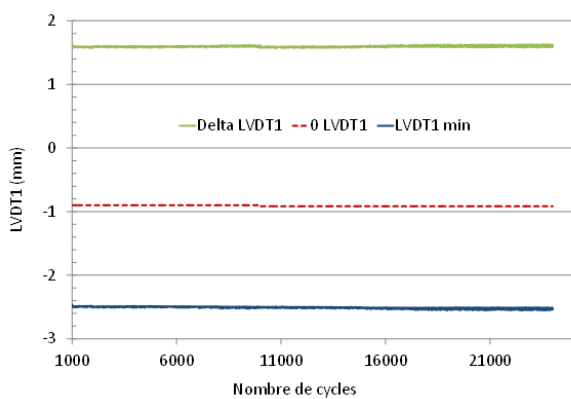
Côté 1

Côté 2

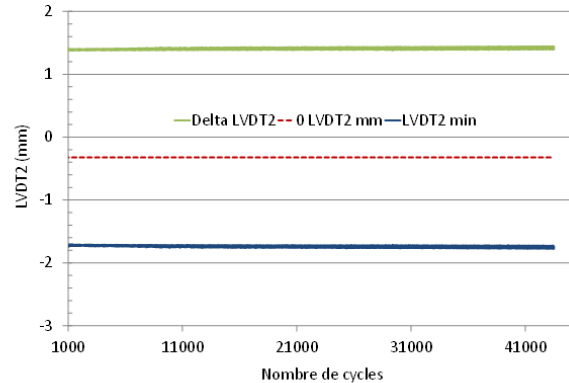
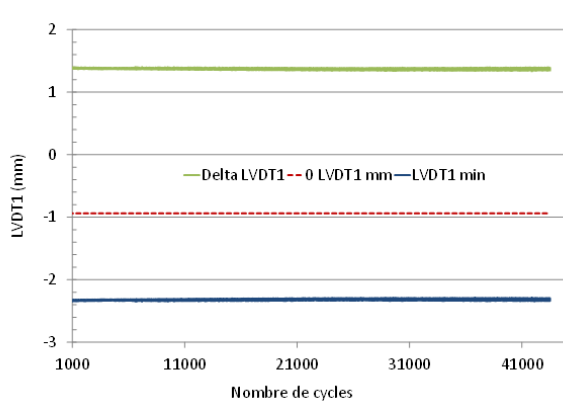
LISN743A-H (1,6 mm)



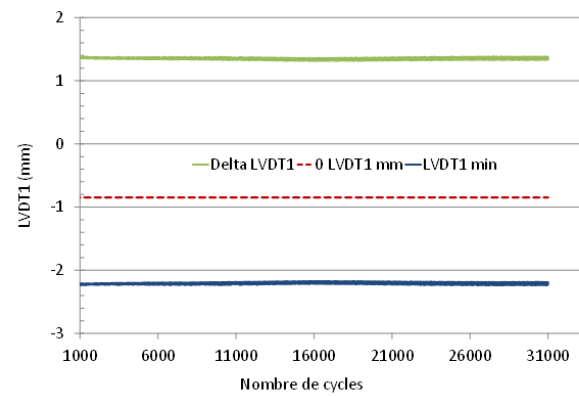
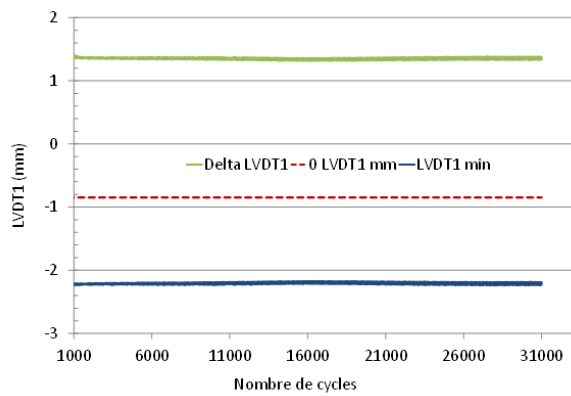
LISN743A-I (1,6 mm)



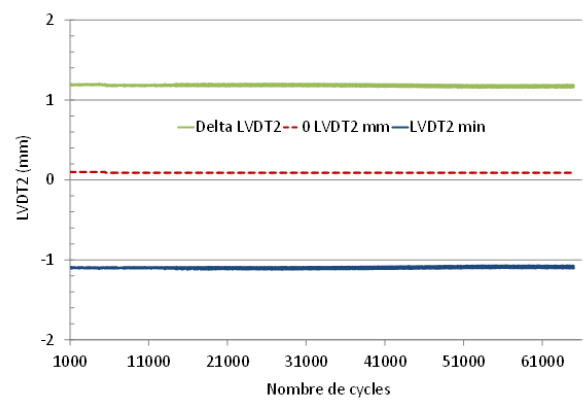
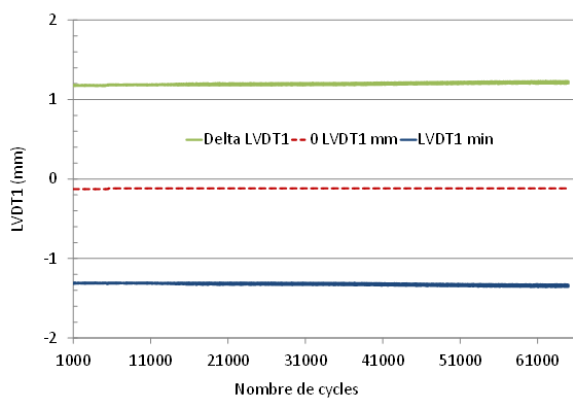
LISN743A-G (1,4 mm)



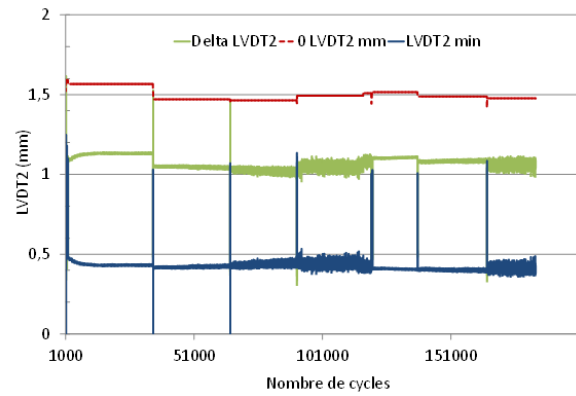
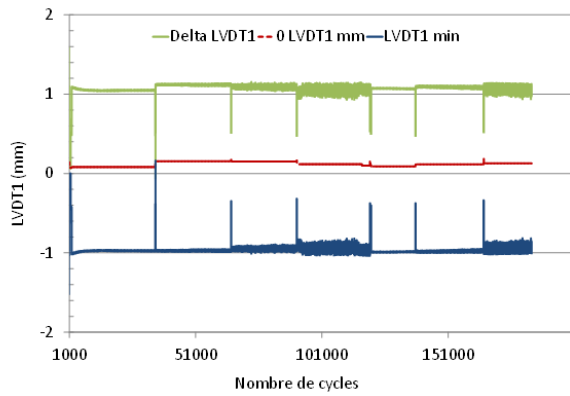
LISN743A-F (1,4 mm)



LISN743A-E (1,2 mm)



LISN743A-AA (1,1 mm)



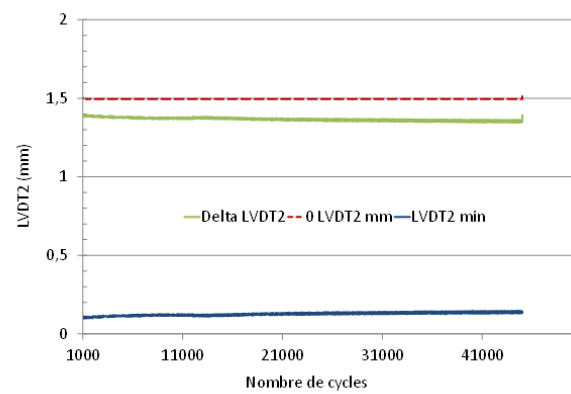
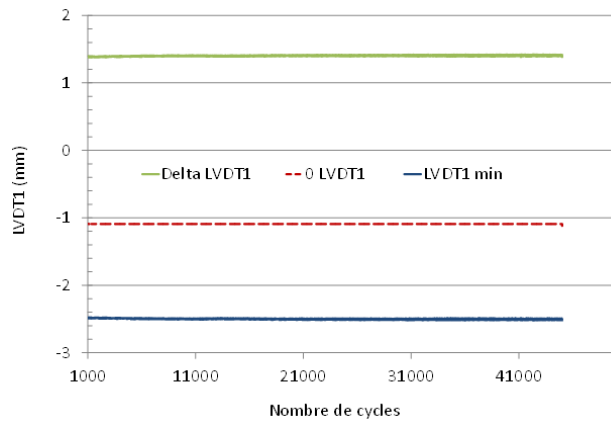
LISN743A-D (0,9 mm)

Evolution du chargement imposé du côté1 et du côté2 durant tous les essais de la seconde campagne FABIME2 sur l'acier inoxydable austénitique de type 304L-CL1.

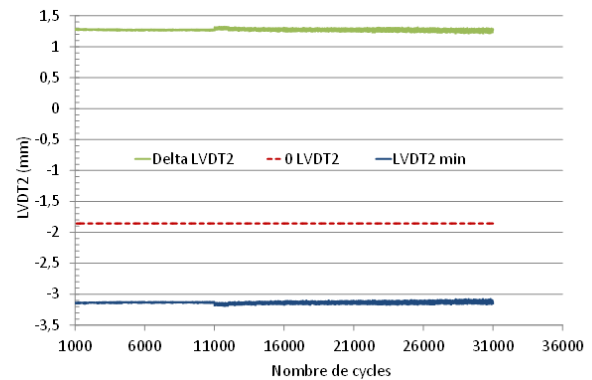
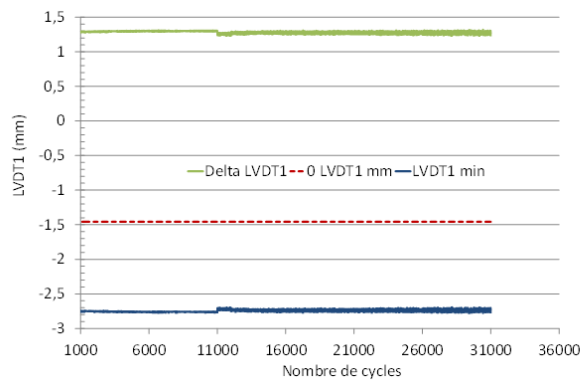
Côté 1

Côté 2

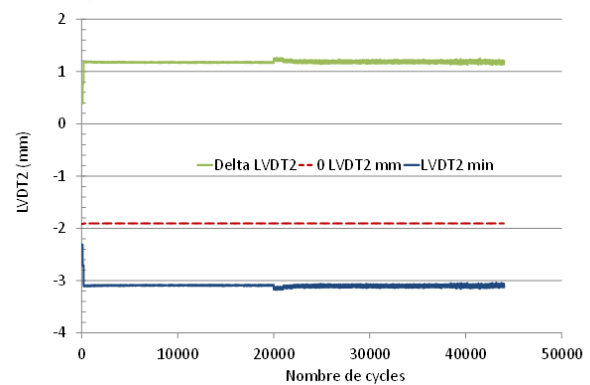
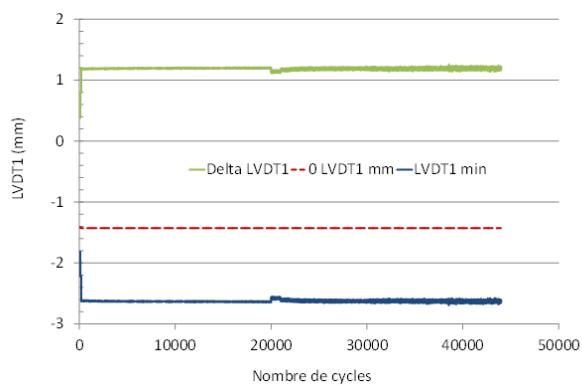
LISN750-H (1,4 mm)



LISN750-K (1,3 mm)

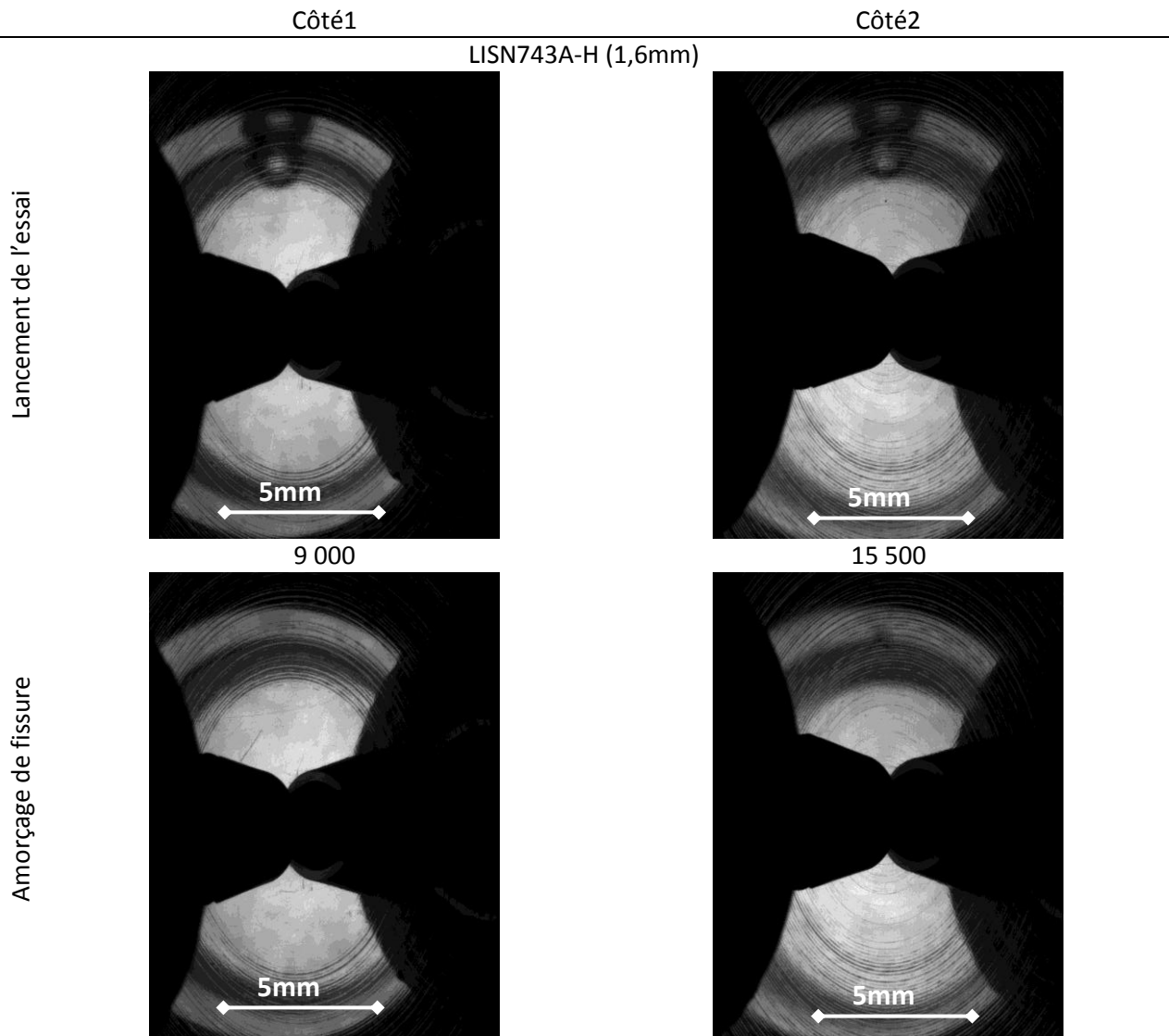


LISN750-I (1,2 mm)

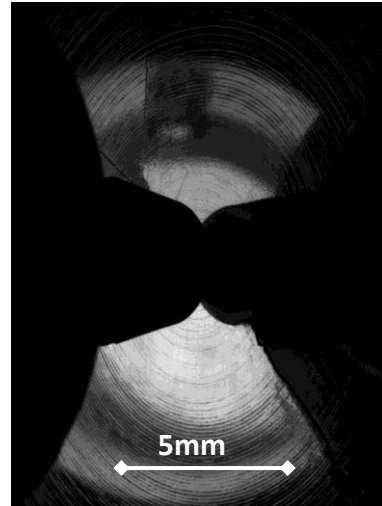
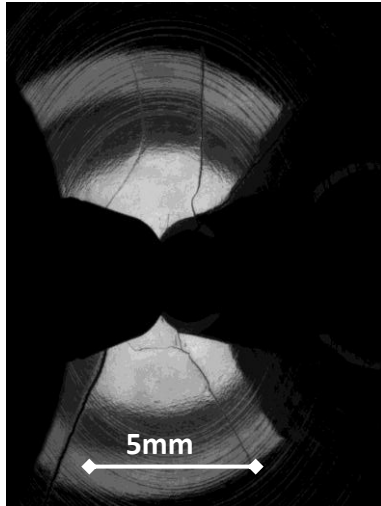


Annexe IV.2 Evolution de la fissure lors de la 1^{ère} campagne d'essais FABIME2

Prises d'image pour l'identification du nombre de cycles à l'amorçage pour la première campagne d'essais FABIME2 sur de l'acier inoxydable austénitique de type 316L.

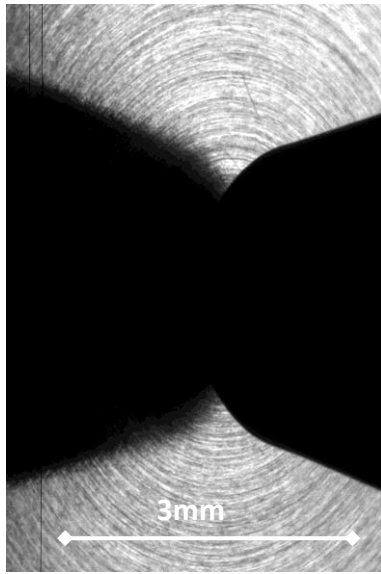


Arrêt de l'essai à 40 500cycles



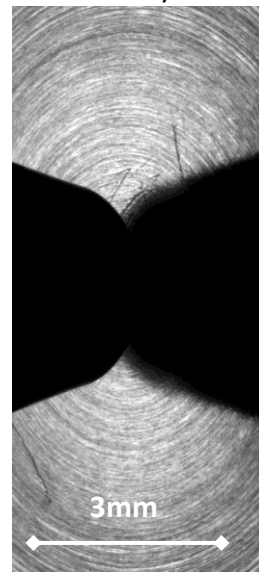
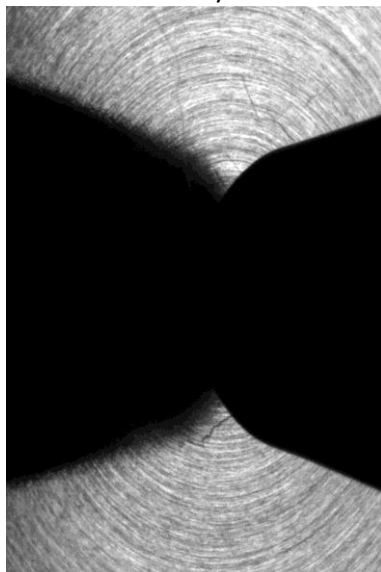
LISN743A-I (1,6mm)

Lancement de l'essai

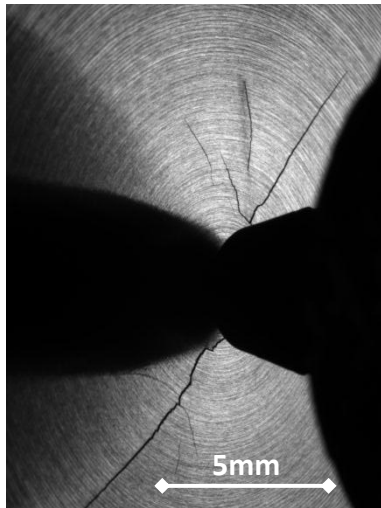


Pb de caméra

Amorçage de fissure

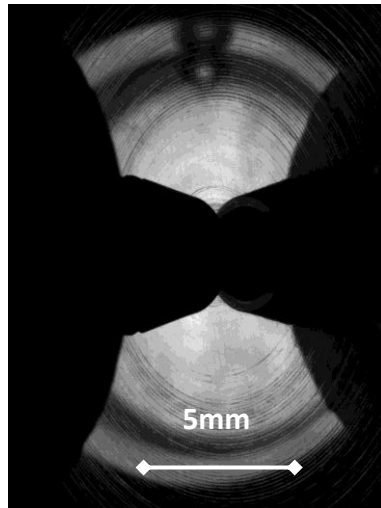


Arrêt de l'essai à 24 000 cycles

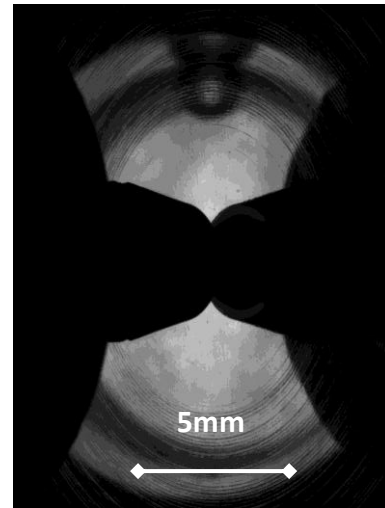


LISN743A-F (1,4mm)

Lancement de l'essai

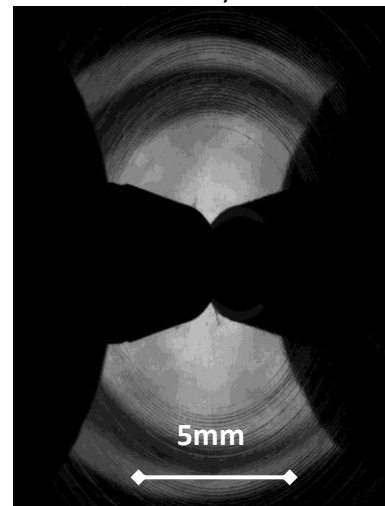
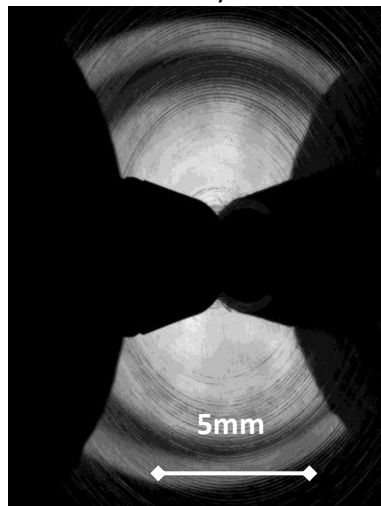


17000 cycles

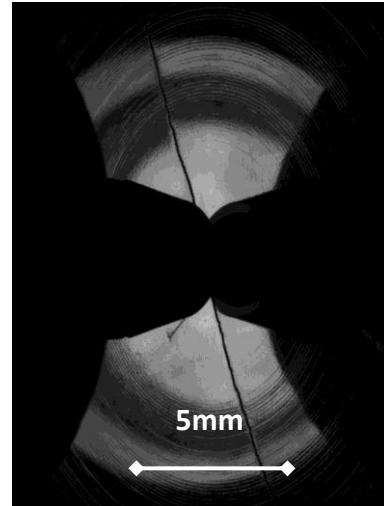
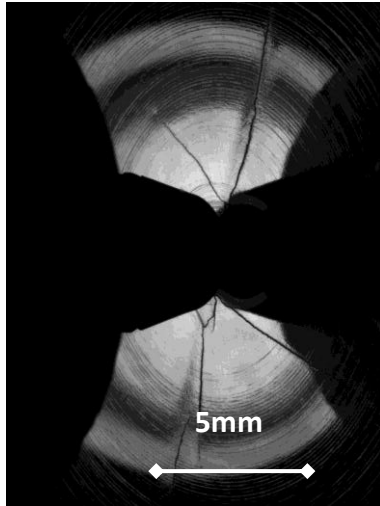


12000 cycles

Amorçage de fissure

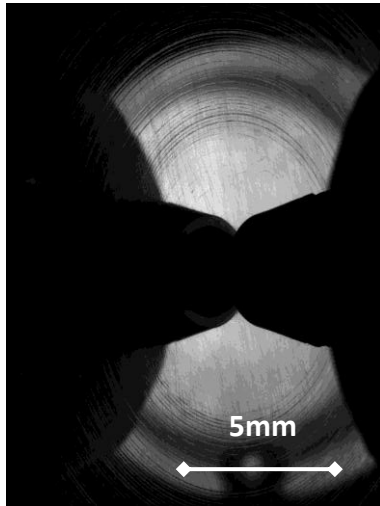


Arrêt de l'essai à 43 500 cycles

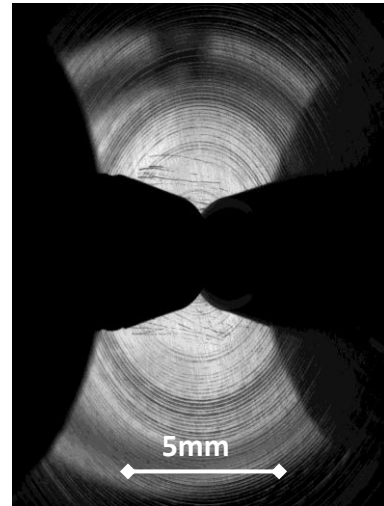


LISN743A-E (1,2mm)

Lancement de l'essai

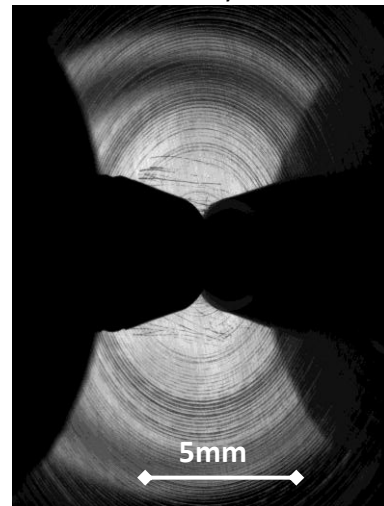
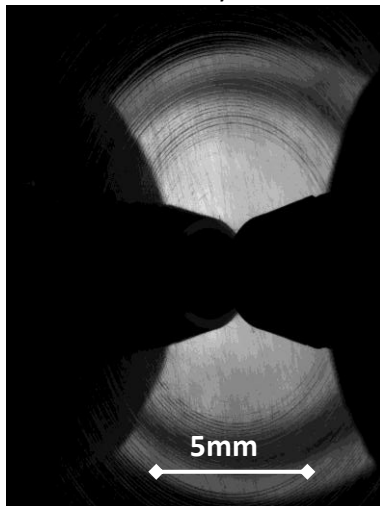


39 000 cycles

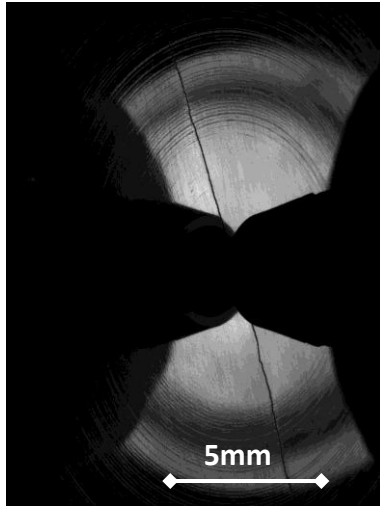


60 500 cycles

Amorçage de fissure

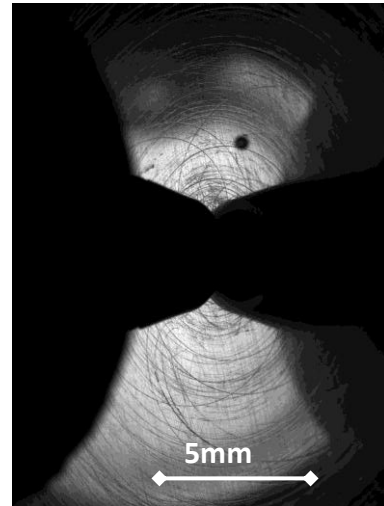
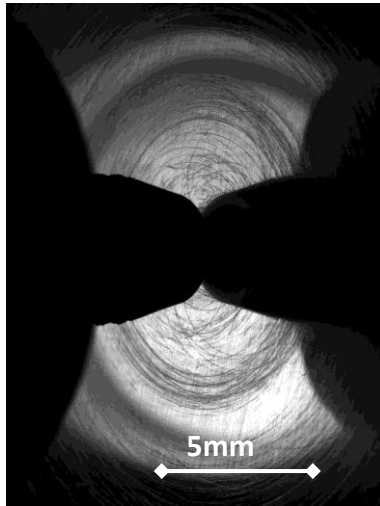


Arrêt de l'essai à 65 000 cycles



LISN743A-AA (1,1mm)

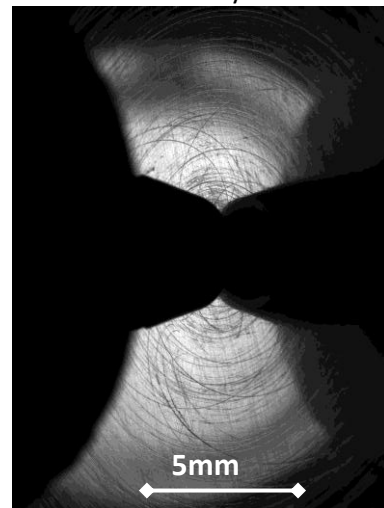
Lancement de l'essai

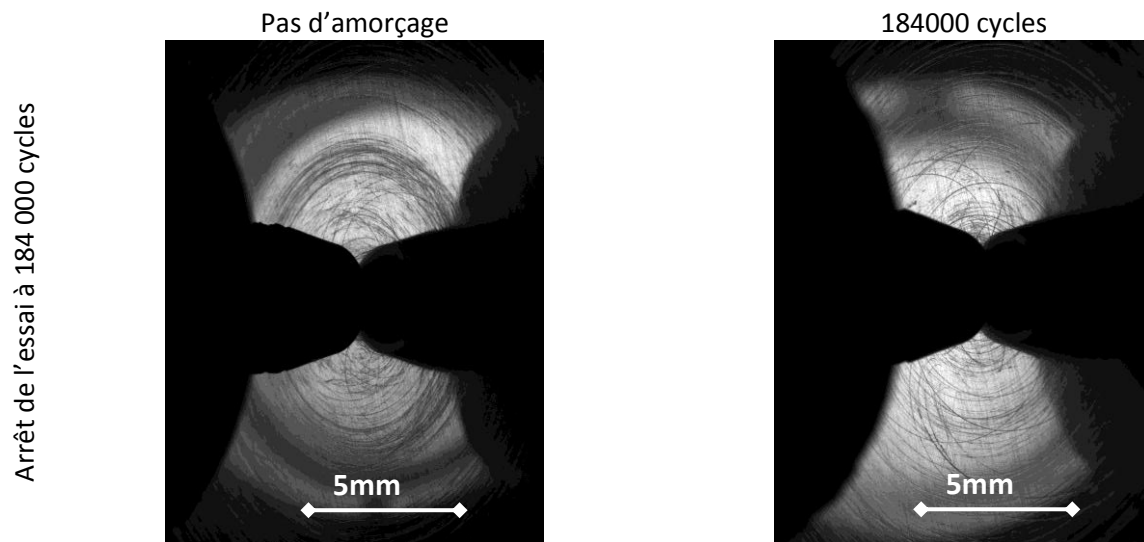


178 000 cycles

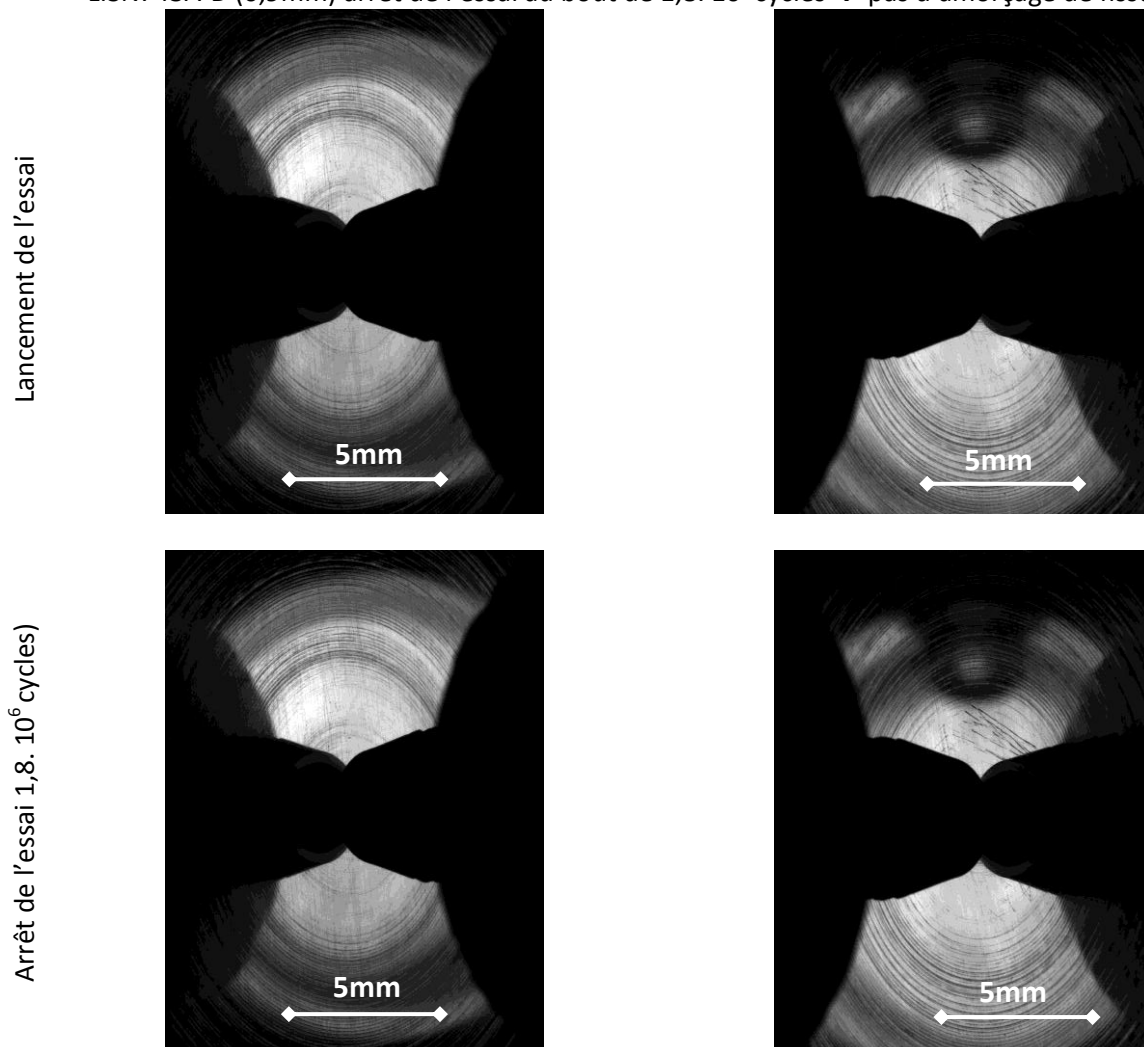
Amorçage de fissure

Pas d'amorçage (arrêt de l'essai dès détection d'amorçage de fissure du côté 2)



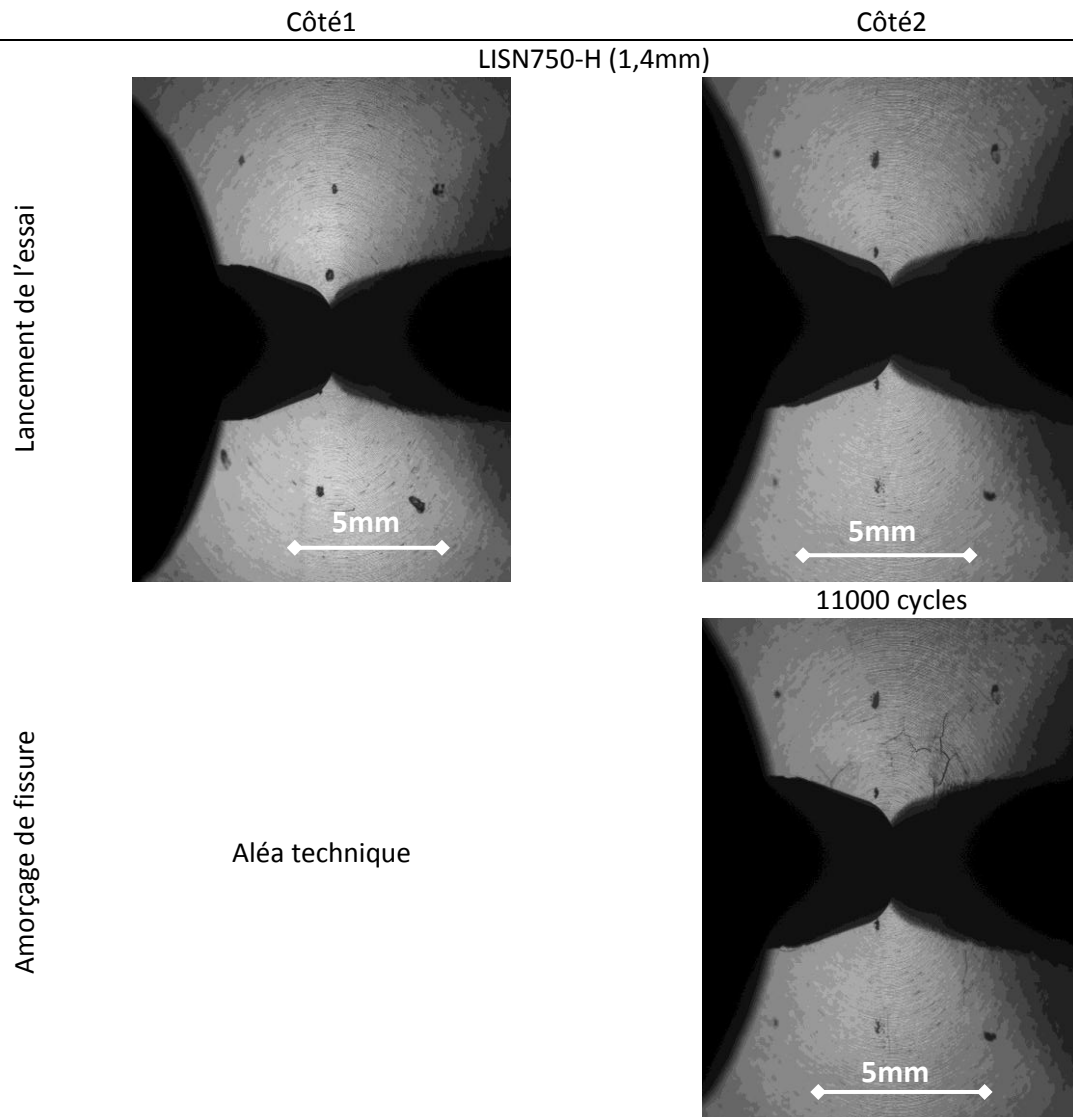


LISN743A-D (0,9mm) arrêt de l'essai au bout de $1,8 \cdot 10^6$ cycles → pas d'amorçage de fissure

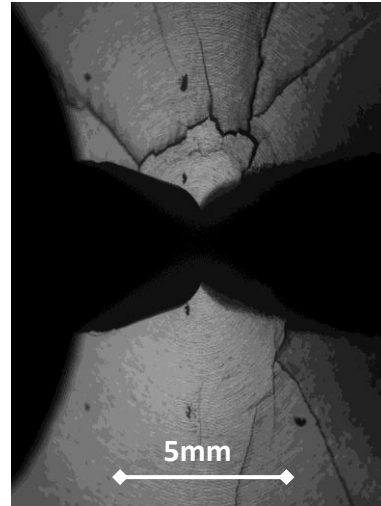
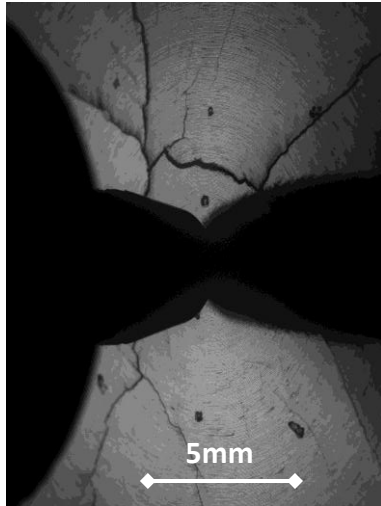


Annexe IV.3 Evolution de la fissure lors de la 2ème campagne d'essais FABIME2

Prises d'image pour l'identification du nombre de cycles à l'amorçage pour la seconde campagne d'essais FABIME2 sur le 304L-CL1.

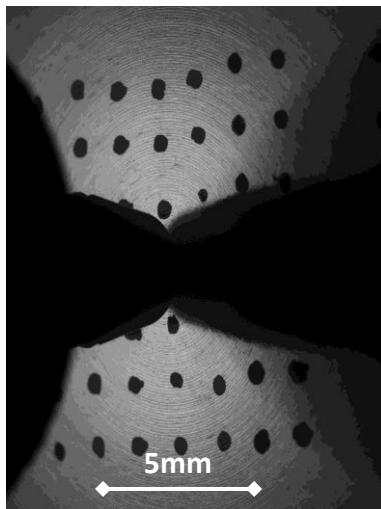


Arrêt de l'essai à 45 000 cycles

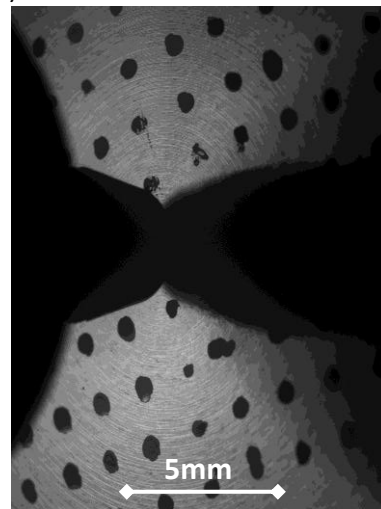


LISN750-K (1,3mm)

Lancement de l'essai

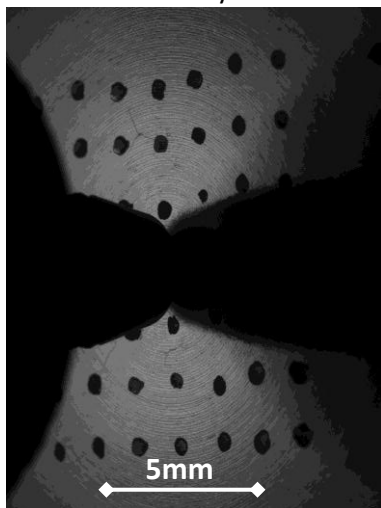


17 000 cycles

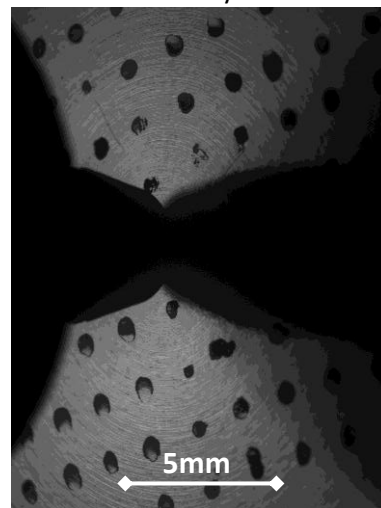


18 500 cycles

Amorçage de fissure

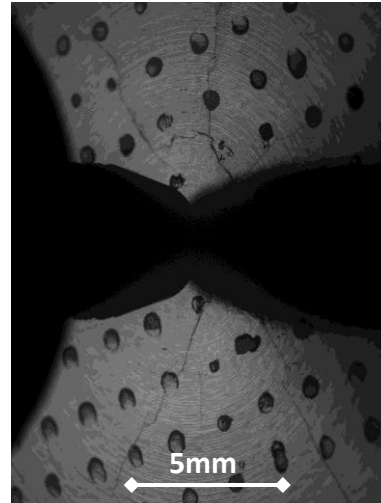


5mm



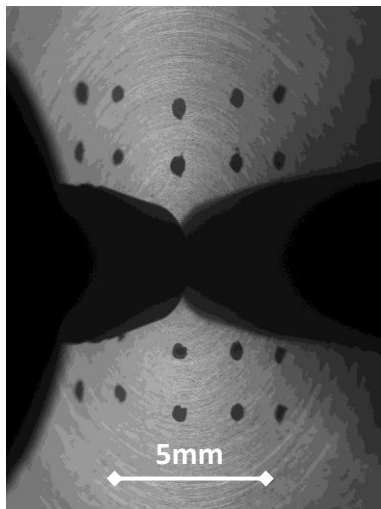
5mm

Arrêt de l'essai à 31 000 cycles

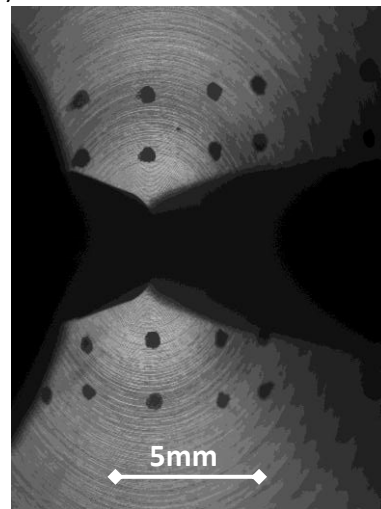


LISN750-I (1,2mm)

Lancement de l'essai

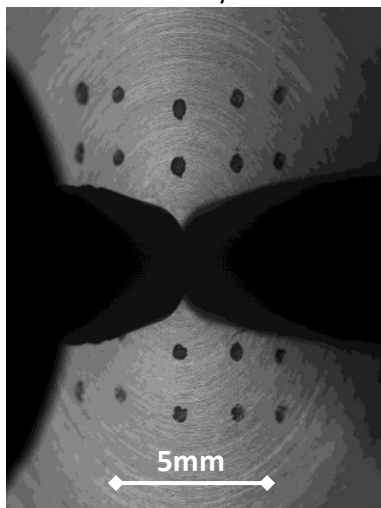


27 000 cycles

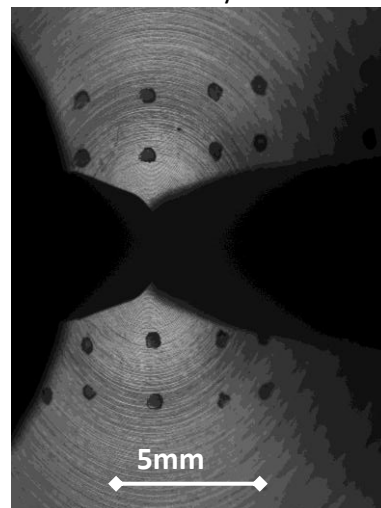


32 000 cycles

Amorçage de fissure

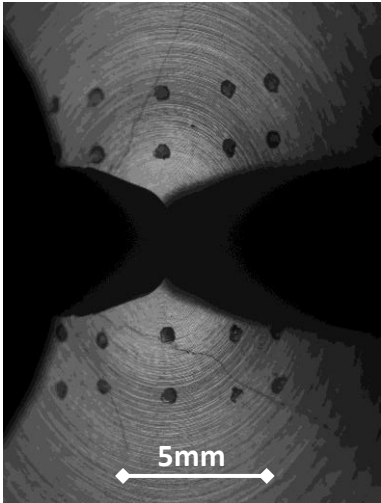


5mm



5mm

Arrêt de l'essai à 44 000 cycles



RESUME

« Etude de l'effet de l'équibiaxialité sur la durée de vie en fatigue de l'acier inoxydable austénitique »

RESUME

L'évaluation de la durée de vie en fatigue est essentielle dans la conception de structures. Sous-estimé les prévisions peut entraîner des inspections en service inutiles. En revanche, les prévisions surestimées peuvent avoir des conséquences graves sur l'intégrité des structures.

Dans certains composants de centrale nucléaire, un chargement mécanique en fatigue équibiaxiale est décelé. L'identification de l'impact potentiel de chargement multiaxial sur la durée de vie des composants est une préoccupation majeure. Peu de données expérimentales sont disponibles sur les aciers inoxydables austénitiques présents au niveau des circuits REP. Il est ainsi essentiel d'améliorer les méthodes d'évaluation de la fatigue afin de prendre en compte les dommages potentiels de la fatigue équibiaxiale. Par conséquent cela nécessite l'obtention de données expérimentales sur le matériau considéré avec une sollicitation mécanique équibiaxiale.

Le but de cette étude est de présenter les résultats expérimentaux et numériques obtenus avec un dispositif "FABIME2" développé au CEA/LISN en collaboration avec EDF et AREVA. L'association des résultats expérimentaux obtenus avec une analyse numérique, réalisée sur le code de calcul Cast3m, a permis de mettre en évidence l'effet aggravant d'un chargement équibiaxial sur l'amorçage de fissure mais qui reste couvert par la courbe de conception définie par l'industrie nucléaire. Côté propagation de fissure, une première approche simplificatrice a permis d'étudier la cinétique de propagation de fissure en fatigue équibiaxiale.

Mots-clefs : Fatigue, Chargement équibiaxial, Amorçage, Propagation, Fissure, FABIME2

« Study of the effect an equibiaxial loading on the fatigue lifetime of austenitic stainless steel»

ABSTRACT

Fatigue lifetime assessment is essential in the design of structures. Under-estimated predictions may result in unnecessary in service inspections. Conversely, over-estimated predictions may have serious consequences on the integrity of structures.

In some nuclear power plant components, the fatigue loading may be equibiaxial because of thermal fatigue. So the potential impact of multiaxial loading on the fatigue life of components is a major concern. Meanwhile, few experimental data are available on austenitic stainless steels. It is essential to improve the fatigue assessment methodologies to take into account the potential equibiaxial fatigue damage. Hence this requires obtaining experimental data on the considered material with a strain tensor in equibiaxial tension.

The aim of this study is to present the experimental and numerical results obtained with a device "FABIME2" developed in the LISN in collaboration with EDF and AREVA. The association of the experimental results, obtained on the new experimental fatigue device FABIME2, with the numerical analyses obtained by FEM simulation with Cast3M code, has enabled to define the aggravating effect of the equibiaxial fatigue loading. However, this effect is covered by the Design fatigue curve defined from the nuclear industry. For the crack propagation, a first simplified approach enables to study the kinetic behavior of crack propagation in equibiaxial fatigue.

Keywords : Fatigue, Equibiaxial loading, Initiation, Propagation, Crack, FABIME2