



HAL
open science

**Développement et Réalisation de méthodologies
expérimentales (spécifiques) dédiées à l'examen et à la
réévaluation des approches codifiées assurant l'intégrité
de composants industriels soumis à des chargements
complexes avec prise en compte de l'environnement**

Cédric Gourdin

► **To cite this version:**

Cédric Gourdin. Développement et Réalisation de méthodologies expérimentales (spécifiques) dédiées à l'examen et à la réévaluation des approches codifiées assurant l'intégrité de composants industriels soumis à des chargements complexes avec prise en compte de l'environnement. Mécanique des structures [physics.class-ph]. Université de poitiers, 2020. tel-04561115

HAL Id: tel-04561115

<https://cea.hal.science/tel-04561115v1>

Submitted on 26 Apr 2024

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

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

Public Domain



**Université de Poitiers
Ecole Nationale Supérieure de Mécanique et d'Aérotechnique
Institut P'**

Manuscrit pour l'obtention de l'Habilitation à Diriger des Recherches

**Développement et Réalisation de méthodologies expérimentales
(spécifiques) dédiées à l'examen et à la réévaluation des approches
codifiées assurant l'intégrité de composants industriels soumis à
des chargements complexes avec prise en compte de
l'environnement**

**DE C. GOURDIN CEA-SACLAY
SOUS LA TUTELLE DE C. GARDIN, INSTITUT P'**

SOUTENUE LE 10 JANVIER 2020

COMPOSITION DU JURY

**VERONIQUE AUBIN, RAPPORTEUSE, PROFESSEUR A L'ECOLE CENTRALE PARIS
THIERRY PALIN-LUC, RAPPORTEUR, PROFESSEUR A ARTS ET METIERS PARISTECH
FABIEN SZMYTKA, RAPPORTEUR, ENSEIGNENT/CHERCHEUR HDR A ENSTA**

DAVID RYCKELYNCK, PRESIDENT, PROFESSEUR, MINES PARISTECH

**OLIVIER HUBERT, PROFESSEUR, ENS CACHAN
LUDOVIC VINCENT, INGENIEUR HDR, CEA-SACLAY
STEPHANE MARIE, INGENIEUR HDR, FRAMATOME
CATHERINE GARDIN, TUTRICE, PROFESSEUR, ENSMA POITIERS**

		Manuscrit HDR C. Gourdin	Page 2/145
		Réf. : S.O.	
		Date : 10/10/2020	Indice : B

Page Blanche

		Manuscrit HDR C. Gourdin	Page 3/145
		Réf. : S.O.	
		Date : 10/10/2020	Indice : B

REMERCIEMENTS ET DEDICACES

Voici venu le moment de l'exercice des remerciements. Bien que positionné au début du mémoire, ce n'est qu'au dernier moment que l'on écrit ceux-ci, lors de la publication finale.

Je tiens à remercier, bien sûr, les membres du jury pour la confiance qu'ils me donnent pour continuer et encadrer de futures thèses, et de m'avoir permis de prendre de la hauteur sur mes activités.

Véronique Aubin, Fabien Smzytka et Thierry Palin-Luc d'avoir consacré du temps à la lecture approfondie de mon mémoire et surtout de m'avoir fait levé la tête du guidon afin de réaliser un bilan de mes activités.

Olivier Hubert où l'on se retrouve après avoir fini notre thèse en même temps.

Ludovic Vincent et Stéphane Marie pour leur vision éclairée sur mon travail.

Catherine Gardin pour son énorme implication dans la réussite de cette HDR, par ses nombreux conseils, ses nombreuses relectures de mémoire et de présentation. Je te remercie pour ton soutien.

Et enfin, je termine par mon ami David Ryckelynck qui m'a honoré en présidant mon jury de soutenance, merci à toi.

Tout ça ne serait rien sans ma femme **Fabienne** pour son soutien, son amour et sa complicité.

Ainsi que mon fils **Yannis**, qui fait ma fierté et qui m'apporte tant de bonnes émotions, et dont je souhaite qu'il trouve autant de satisfaction dans sa future vie professionnelle que moi.

Merci à tous les deux de m'avoir permis de dépressuriser au fur et à mesure que la date se rapprochait.

Si la rédaction d'un manuscrit d'HDR est une démarche personnelle et un travail plutôt "solitaire", ça n'est que la synthèse de recherches qui, elles, ont été un véritable travail d'équipe. Mais dans cette équipe, il a une personne en particulier, un ami, **Greg**, sans qui mes idées ne seraient pas arriver à ce stade car il a réussi à les comprendre et à les mettre en musique notamment avec son logiciel préféré LABVIEW

Une Habilitation à Diriger des Recherches nécessite de se faire la main avec l'encadrement de premières thèses. A mes petites **thésardes** qui sont devenues grandes. Ce fut un bonheur et un plaisir de vous avoir guider sur cette voie, à Soumaya Bradai et Hager Dhahri, merci d'avoir eu confiance en moi comme j'ai eu confiance en vous.

Que dire ensuite, au quotidien, des amis et collègues du **LISN** sans qui la vie serait bien triste.

Clémentine, à ton tour maintenant, ça le fait !

Cécile et Thierry pour tous les excellents moments passés ensemble lors de conférences ou réunions européennes à discuter de tout et de rien sans se perdre,

Déborah, ma voisine préférée qui a réussi à mettre la barre encore plus haut que Fabienne avec Nolan.

Tamara, et ses petites pauses thé de 15H00.

Thierry, le motard breton, toujours à fond.

C'est sans compter aussi sur les collègues qui, maintenant, vaquent à d'autres occupations.

Jean Paul Magnaud, pour m'avoir tout expliqué sur la thermo-hydraulique et avoir l'impression de tout comprendre.

Antoine Fissolo, le maître de la fatigue thermique, qui m'a énormément appris, et dont j'ai apprécié de travailler avec toi.

Sans oublier un clin d'œil à Stéphane Marie qui alors qu'il était chef du LISN m'a proposé de me lancer dans cette aventure. Et à Yann Kayser qui, régulièrement, mettait de la pression pour finaliser cette HDR.

Sans oublier le CEA au sens large qui m'a permis de mener à bien cette aventure de bilan de mes activités de recherche

Saclay, le 10 Janvier 2020

		Manuscrit HDR C. Gourdin	Page 4/145
		Réf. : S.O.	
		Date : 10/10/2020	Indice : B

Page blanche



SOMMAIRE

1. INTRODUCTION	8
2. LA PRISE EN COMPTE DES CHARGEMENTS COMPLEXES DANS LES REGLES DE DIMENSIONNEMENT	9
2.1 CONTEXTE INDUSTRIEL	9
2.2 REGLES GENERALES DE CONCEPTION.....	10
2.3 CONSTRUCTION DES COURBES DE FATIGUE DES CODES DU NUCLEAIRE	11
2.3.1 Introduction	11
2.3.2 La courbe « Best-Fit ».....	11
2.3.3 La courbe de design	12
3. LA MISE EN EVIDENCE DES CHARGEMENTS COMPLEXES DANS LE CAS DES COMPOSANTS ...	14
3.1 LE CAS CIVAUX UN EVENEMENT DECLENCHEUR D' ACTIONS DE R&D SUR LA FATIGUE THERMIQUE A GRANDS NOMBRES DE CYCLES	14
3.1.1 Présentation du cas CIVAUX.....	14
3.1.2 La fatigue thermique dans les zones de mélange	15
3.1.3 La propagation de fissure rapide nécessite un chargement mécanique conséquent	16
3.1.4 Mise en évidence d'un chargement à basse fréquence à partir d'une analyse hydro-thermo-mécanique	17
3.1.5 Conclusions de l'expertise Hydro-thermo-mécanique du cas CIVAUX.....	19
3.1.6 Un travail amont : la caractérisation des chargements thermiques dans les zones de mélange.....	19
3.2 PRISE EN COMPTE DE CHARGEMENTS COMPLEXES : LES ESSAIS DE FATIGUE THERMIQUE	20
3.2.1 Introduction	20
3.2.2 En environnement air/eau.....	20
3.2.3 En environnement sodium	24
3.2.4 Interprétation des essais de fatigue thermique.....	28
3.2.5 Conclusions et perspectives sur la mise en évidence des chargements complexes et leurs prises en compte	40
4. LA FATIGUE SOUS CHARGEMENTS MECANQUES COMPLEXES	42
4.1 INTRODUCTION	42
4.2 ESSAIS DE FATIGUE SOUS CHARGEMENT EQUIBIAIXAL PUREMENT MECANIQUE : FABIME2	42
4.2.1 Optimisation de la géométrie de l'éprouvette de flexion sphérique	44
4.2.2 Le protocole expérimental.....	45
4.2.3 Les méthodes de détection d'amorçage de fissures	45
4.2.4 Calibration expérimentale du dispositif « FABIME2 »	47
4.2.5 Interprétation numérique des essais de fatigue équilibriaux avec et sans prise en compte de la contrainte moyenne.....	49
4.2.6 Méthode d'interprétation des résultats expérimentaux	57
4.3 FLEXION EQUIBIAIALE ALTERNEE (R=-1).....	58
4.4 ESSAIS DE FATIGUE AVEC UN CHARGEMENT EN DEFORMATION MOYENNE $R \neq -1$	60
4.5 ESSAIS EQUIBIAIAUX SOUS ENVIRONNEMENT : FABIME2E	68
4.5.1 Contexte de l'effet de l'environnement	68
4.5.2 Description des nouveaux moyens d'essai FABIME2E.....	69
4.5.3 Etalonnage des LVDT à température ambiante et à chaud (300 °C).....	74
4.5.4 Les premiers essais de fatigue équilibriaux en conditions REP (P = 300 bar et T = 300°C)	75
4.6 CONCLUSIONS ET PERSPECTIVES SUR LA THEMATIQUE DE LA FATIGUE (AMORÇAGE) SOUS CHARGEMENTS COMPLEXES	79
5. LES METHODES D'ESTIMATION DE PROPAGATION SOUS CHARGEMENTS COMPLEXES	82
5.1 INTRODUCTION A CETTE THEMATIQUE	82
5.2 ETUDE DE LA PROPAGATION SOUS UN CHARGEMENT THERMIQUE 3D (FAT3D)	82
5.2.1 L'expérience Fat3D de fatigue thermique.....	82



5.2.2	Méthodologie d'étude de la propagation de fissure	83
5.2.3	Essais de fatigue thermique.....	86
5.2.4	Interprétation numérique des essais Fat3D.....	90
5.2.5	Conclusions.....	94
5.3	ETUDE DE LA PROPAGATION SOUS UN CHARGEMENT MECANIQUE ET THERMIQUE : ETUDE PROFATH	95
5.3.1	Objectif de l'étude	95
5.3.2	Mise au point de l'essai PROFATH	95
5.3.3	Réalisation de la campagne d'essais « PROFATH »	101
5.3.4	Synthèse des essais de fissuration par fatigue pour l'interprétation numérique	103
5.3.5	Interprétation numérique des essais PROFATH	104
5.3.6	Synthèse des interprétations mécaniques des essais « PROFATH »	111
5.4	CONCLUSION ET PERSPECTIVES SUR LA PROPAGATION SOUS CHARGEMENTS COMPLEXES.....	112
6.	SYNTHESE.....	114
7.	PERSPECTIVES ET SUJETS DE R&D POTENTIELS.....	116
8.	BIBLIOGRAPHIE	118
9.	ANNEXES.....	124
9.1	LISTE DES PUBLICATIONS.....	124
	PUBLICATIONS DANS UNE REVUE INTERNATIONALE A COMITE DE LECTURE	124
	Conférences avec actes.....	124
	Présentation avec actes	126
	Présentation sans acte.....	126
9.2	LISTE DES RAPPORTS TECHNIQUES	128
9.3	SOUTENANCE DU 10 JANVIER 2020 A L'INSTN-SACLAY.....	131

		Manuscrit HDR C. Gourdin	Page 7/145
		Réf. : S.O.	
		Date : 10/10/2020	Indice : B


Résumé

L'industrie nucléaire porte un intérêt tout particulier aux problèmes d'intégrité des structures, consciente des conséquences catastrophiques qu'entraînerait un accident majeur. Tout est mis en œuvre pour réduire au maximum les risques d'une telle situation. Ainsi dès la conception, et tout au long de la durée de vie, un niveau de sûreté est exigé et vérifié par les autorités, sur la base de dossiers présentés par l'exploitant. Ces interactions continues sont génératrices de travaux de R&D en support. On peut citer notamment la problématique de la fatigue thermique dans les zones de mélange qui est réapparue lors de situations non encore envisagées (à l'origine de l'arrêt de la centrale de Civaux en 1998), ou encore l'amélioration des connaissances des phénomènes déjà identifiés et codifiés (cas de la cuve des Réacteurs à Eau Pressurisée). Certains de ces travaux ont une portée conséquente car ils sont le socle du développement, de la validation puis de la codification de règles et critères pour l'analyse d'Intégrité des structures métalliques.

Ces structures, souvent de grandes dimensions, sont soumises lors de leur cycle de fonctionnement à des chargements complexes combinant des chargements mécaniques variables, multiaxiaux, avec des valeurs moyennes non nulles associées à des fluctuations de températures. Avant d'appliquer les concepts et méthodes observés sur des éprouvettes analytiques à ces structures, il est nécessaire de les consolider par la mise en œuvre d'une approche originale associant essais sur quasi-structures, essais de caractérisation sur éprouvettes et interprétations fines par le calcul aux éléments finis. Il convient alors de mettre en place des moyens expérimentaux permettant d'examiner et de réévaluer les approches codifiées assurant l'intégrité de composants industriels soumis à des chargements complexes avec prise en compte de l'environnement.

Parmi les équipes du CEA concernées par cette thématique, le Laboratoire d'Intégrité des Structures et de Normalisation du CEA, a pour vocation d'étudier les problèmes d'Intégrité des structures nucléaires métalliques en s'appuyant principalement sur des moyens expérimentaux exceptionnels : la plateforme expérimentale RESEDA permet de mettre en œuvre des essais à l'échelle ou analytiques (représentatifs des phénomènes recherchés) afin de reproduire les situations industrielles, associés à des équipements d'instrumentation et d'analyse variés et performants.

Ce document regroupe l'essentiel de mes activités de recherche au CEA concernant l'étude de l'amorçage et de la propagation de fissures sous chargements complexes.

		Manuscrit HDR C. Gourdin	Page 8/145
		Réf. : S.O.	
		Date : 10/10/2020	Indice : B

1. INTRODUCTION

Initialement, créé en 1945 pour supporter la recherche sur l'énergie nucléaire et la défense, le CEA couvre aujourd'hui un terrain beaucoup plus vaste, au-delà du domaine nucléaire. L'énergie nucléaire reste cependant un pôle fort du CEA, notamment avec une actualité forte (construction de réacteurs EPR, développement de réacteurs de quatrième génération). Ce pôle regroupe des chercheurs de différentes spécialités comme, de manière évidente, la physique et plus particulièrement la neutronique, et les domaines scientifiques relatifs au fonctionnement des centrales comme la thermo-hydraulique et la science des matériaux.

La mécanique y trouve également sa place au niveau de la codification pour le dimensionnement et des études de R&D initiées suite aux différents problèmes rencontrés en service ou envisagés dans les dossiers de sûreté.


Le Laboratoire d'Intégrité des Structures et de Normalisation (LISN) est un acteur essentiel de la recherche en mécanique du CEA, et plus précisément sur les problèmes de fatigue et de mécanique de la rupture des structures. Dans ces domaines d'application, les actions du LISN permettent de couvrir l'ensemble des volets de démonstration de la tenue mécanique des structures.

- La détermination des chargements représentatifs de situations de fonctionnement diverses. Les chargements étudiés sont notamment les accidents spécifiques du nucléaire, les accidents divers (choc, chute de colis) ou les chargements thermiques (cyclique, transitoire).
- La détermination de la réponse de la structure ou des équipements associés peut se faire soit par le calcul, soit par l'expérimentation, soit par un couplage entre les deux.
- La vérification du respect de règles ou de critères qui intègrent les marges nécessaires pour assurer le niveau de sûreté requis compte tenu des incertitudes et aléas possibles.
- La connaissance la plus précise possible du comportement des matériaux de structures dans leur environnement (corrosion, vieillissement, résistance à l'irradiation, etc.).

L'ingénieur qui va dimensionner des composants ou le chercheur qui va mener une expertise, utilise (dans la grande majorité des cas) des concepts (règles, modèles, données) qui ont été établis à partir d'essais de laboratoire. Ces essais sont réalisés dans un cadre précis (géométrie, chargement, environnement), et les résultats obtenus sont transférés à une structure via de nombreuses hypothèses. Il convient alors de mettre en place des moyens expérimentaux permettant d'examiner et de réévaluer les approches codifiées assurant l'intégrité de composants industriels soumis à des chargements complexes avec prise en compte de l'environnement.

On définit alors, pour une structure, une éprouvette dont la géométrie est non standard, et le plus proche possible du composant réel tout en restant de dimensions raisonnables afin d'être sollicitée par des chargements complexes. Ces chargements complexes sont définis quant à eux, par des chargements d'origine mécanique, qui peuvent être associés à des chargements d'origine thermique (notamment issus des fluides à température se mélangeant dans ces structures). Et, ces chargements sont, de par leur nature, multiaxiaux et avec un historique où celui-ci devient plus intense, ou plus faible et avec des fluctuations plus ou moins rapides. La notion d'intégrité de ces composants peut être aussi définie par deux stades. Le premier consiste à faire amorcer des fissures qui sont quantifiables industriellement, donc de quelques millimètres. Et le second, à étudier la cinétique de ces fissures amorcées.

C'est précisément sur cette thématique de l'amorçage et de la propagation de fissures sous sollicitations complexes que se sont focalisées mes activités de recherche depuis mon arrivée au LISN. Ce mémoire intitulé « Développement et Réalisation de méthodologies expérimentales (spécifiques) dédiées à l'examen et à la réévaluation des approches codifiées assurant l'intégrité de composants industriels soumis à des chargements complexes avec prise en compte de l'environnement » présente l'essentiel de mes activités. Après une présentation de la prise en compte des chargements complexes dans les règles de dimensionnement utilisées pour les îlots nucléaires, une mise en évidence de l'effet aggravant de ce type de chargements sur l'intégrité des composants est illustrée. Des tentatives de mise en évidence de cet effet aggravant sont rappelées et permettent de dégager des axes d'études. Ensuite, une partie de ce document est dédiée à l'étude de l'amorçage de fissure de fatigue sous chargements complexes. Puis, une réévaluation des méthodes d'estimation de propagation de fissure sous des chargements complexes est argumentée. Enfin, une synthèse des travaux est effectuée et des perspectives générales sont abordées. La liste des publications et des rapports techniques, ainsi que mon curriculum vitae sont proposés en annexe de ce manuscrit.

	Manuscrit HDR C. Gourdin		Page 9/145
	Réf. : S.O.		
	Date : 10/10/2020	Indice : B	

2. LA PRISE EN COMPTE DES CHARGEMENTS COMPLEXES DANS LES RÈGLES DE DIMENSIONNEMENT

2.1 CONTEXTE INDUSTRIEL

Le parc de réacteurs nucléaires français répond aujourd'hui à environ 80 % des besoins en électricité du pays. Il a résulté au début des années 1970 d'une volonté politique forte répondant au premier choc pétrolier. La filière à eau ordinaire sous pression (REP) fut retenue. La réalisation de ces centrales sous licence américaine impliquait la référence à des règles et codes américains, qu'il fallut adapter au contexte industriel français, puis européen. Le développement de l'industrie nucléaire aux États-Unis s'était en effet accompagné d'un important effort réglementaire en direction de la sûreté nucléaire, et notamment l'un des plus prestigieux d'entre eux, le code ASME que publie l'American Society of Mechanical Engineers, association d'ingénieurs intervenant dans une démarche volontariste dans le but de promouvoir des règles sûres de conception, de construction et de surveillance en exploitation [3].

La normalisation est de plus en plus considérée comme un élément stratégique majeur, notamment en constituant un facteur de productivité par son action sur les processus de conception, de production et de distribution, un facteur de qualité par une meilleure adaptation des produits et les processus de certification associés, un vecteur de transfert de technologie généralement exigé dans les échanges internationaux. À ce titre, la normalisation est un des éléments de la compétition économique mondiale.

La norme constitue un référentiel méthodologique décrivant l'état de l'art d'une technique, d'un processus de qualification, d'une méthode de contrôle ou de caractérisation sur lequel un large consensus s'est dégagé. C'est donc son processus d'approbation qui qualifie la norme. Il en résulte qu'un code approuvé à l'issue d'un tel processus peut avoir statut de norme.

A ce titre, l'AFCEN a été créée en octobre 1980. Elle a notamment pour objet, conformément à ses statuts, de rédiger des règles de conception, de fabrication, d'installation et de mise en service des matériels destinés à des îlots nucléaires de production d'électricité, de modifier ces règles en fonction des connaissances acquises et des progrès et de l'évolution de la technologie, de publier les textes correspondant à ces pratiques ou à leurs modifications, et de préparer et présenter, en tant que de besoin, des textes à l'organisme de normalisation. Elle assure enfin la diffusion de ses ouvrages [2].



Figure 1 : Liste des codes de conception du nucléaire issus de l'AFCEN

L'AFCEN s'est dotée très tôt d'un comité scientifique réunissant ses membres fondateurs, le commissariat à l'énergie atomique (CEA) et des experts choisis en raison de leur compétence, dans le but d'être informés sur les programmes de recherche et développement engagés en rapport avec les activités de codification, et d'identifier les besoins à prendre en compte lors de l'engagement de ces programmes.

La tâche essentielle de l'AFCEN fut de poursuivre, dès qu'elle fut constituée, les tâches de rédaction des codes de conception et de construction, donnant lieu à l'édition des ouvrages suivants (cf. [2]) :




- RCC-M, couvrant les matériels mécaniques des îlots nucléaires REP [5] ,
- RCC-C, couvrant les assemblages de combustible des centrales électriques REP,
- RCC-E, couvrant les matériels électriques des centrales électriques,
- RCC-CW, couvrant le génie civil des îlots nucléaires REP,
- RCC-F, couvrant les aspects incendies,
- RSE-M, couvrant les règles de surveillance en exploitation des matériels des îlots nucléaires REP [6],
- RCC-D, couvrant la déconstruction nucléaire, à paraître,
- RCC-MRx, couvrant les matériels mécaniques des îlots nucléaires RNR (réacteurs à neutrons rapides) et expérimentaux (x) [7].

2.2 RÈGLES GÉNÉRALES DE CONCEPTION

Lors de la phase de conception d'un composant mécanique (quel que soit le domaine d'utilisation du composant), le concepteur applique un certain nombre de règles établies à partir de données expérimentales obtenues avec des essais uniaxiaux de laboratoire. L'objectif de ces règles est d'assurer à ces matériels les sécurités suffisantes vis-à-vis de différents dommages mécaniques auxquels ils pourraient être exposés du fait des situations de chargement. Il est nécessaire de se prémunir de ces dommages pouvant nuire au bon fonctionnement ou, au pire, mettre en péril l'intégrité de la structure. Les codes de conception tels que le RCC-M, RCC-MRx, RSE-M ou le code américain ASME définit les dommages contre lesquels il faut se prémunir :

- La déformation excessive immédiate, correspond à la déformation globale rémanente qui devient plus importante que la déformation qui se manifesterait dans un cas purement élastique.
- L'instabilité plastique immédiate, correspond à une modification de forme qui tend à affaiblir la structure alors que l'accroissement de la limite d'élasticité du matériau tend au contraire à consolider la structure. Tant que le premier effet est dominé par le second, la structure se déforme de façon stable ; lorsque le premier l'emporte, la déformation est instable et la rupture ne tarde pas à se produire si le chargement est maintenu. L'instabilité plastique considérée ici est un phénomène d'ensemble. Elle doit être distinguée de la déchirure ductile qui est une forme de la rupture brutale et doit être examinée séparément.
- La déformation excessive différée, correspond à des déformations de fluage thermique.
- L'instabilité plastique différée, correspond à des déformations de fluage thermique.
- La rupture différée, correspond à une rupture suite à une (faible) modification de forme
- L'instabilité élastique ou élasto-plastique, outre les instabilités décrites ci-dessus, il peut se présenter d'autres instabilités, élastique ou élastoplastique, où les déformations élastiques contribuent sensiblement, par les modifications de formes qu'elles entraînent, à affaiblir la résistance d'une structure au chargement appliqué. Le cas typique d'apparition d'un tel dommage est le phénomène de flambage.
- La déformation progressive, lorsque l'on considère une structure soumise à un chargement cyclique, cette structure peut présenter à la fin du premier cycle des déformations permanentes. Au cours des cycles suivants, deux cas peuvent se présenter :
 - ou bien après quelques cycles, la déformation globale permanente ne croît plus,
 - ou bien la déformation globale permanente continue de croître, chaque cycle de chargement entraîne un supplément de déformation et la structure s'éloigne progressivement de sa forme initiale.
- La fatigue (ou fissuration progressive). Lorsque le chargement appliqué à une structure évolue au cours du temps, notamment de façon cyclique, le matériau constitutif est soumis à des variations de déformation. Ces variations si elles sont assez nombreuses, et si leur amplitude est notable, sont capables de provoquer l'apparition de fissures. Le dommage considéré ici est défini par l'apparition de fissures macroscopiques dont les dimensions sont cependant faibles pour ne pas compromettre la résistance de la structure vis-à-vis des divers autres dommages à considérer.
- Le flambage, est un phénomène qui peut se présenter pour les structures à fibre moyenne ou à surface moyenne. Il consiste en le développement de déformations différentes de celles qui se manifesteraient aux faibles chargements. Il peut conduire à une instabilité ainsi qu'à des déformations importantes ou à une exagération des variations de déformation locales.

Le flambage n'est pas à proprement parler un dommage mais son apparition entraîne en général des dommages tels que l'instabilité élastoplastique, la déformation excessive ou la fatigue.
- La rupture brutale (déchirure ductile, déchirure brutale). On appelle rupture brutale toute rupture qui survient sans être précédée d'une déformation globale notable. Il est usuel de considérer deux types de rupture brutale, l'un par déchirure ductile, l'autre par déchirure fragile ou semi-fragile :

		Manuscrit HDR C. Gourdin	Page 11/145
		Réf. : S.O.	
		Date : 10/10/2020	Indice : B

- La déchirure ductile est le fait qu'un faible volume de matériau peut être soumis à des contraintes entraînant la rupture par instabilité alors que le reste de la structure se comporte encore élastiquement et est par conséquent susceptible de maintenir ces contraintes.
- La déchirure fragile est le fait que le matériau se rompe sans subir localement de déformations plastiques décelables. En fait, une certaine déformation plastique à l'échelle microscopique précède toujours cette déchirure, mais elle intéresse un volume de matériau extrêmement faible.

Les analyses mécaniques ont pour but de vérifier qu'un composant ne subit pas un ensemble de ces dommages inacceptables lorsqu'il est soumis aux chargements réels (tels que définis dans les situations de chargements). Le respect de chaque niveau de critères et de catégories de situations définit le niveau d'exigence à obtenir via l'analyse mécanique. Celle-ci peut être menée soit de manière purement élastique, soit inélastique ou encore via une analyse expérimentale. L'analyse élastique est la méthode la plus employée, les autres méthodes d'analyse n'étant utilisées que lorsque certains critères associés à l'analyse élastique n'ont pas pu être vérifiés.

Dans le cadre de mes travaux, où la thématique de recherche s'articule majoritairement sur la tenue en fatigue ou de la fissuration progressive, on utilise une analyse élastique (dans un premier temps) pour calculer la réponse d'une structure, les variations de déformations ainsi obtenues ne prennent pas en compte les déformations plastiques qui se produiraient si le comportement réel du matériau avait été modélisé. On met en place une méthodologie afin de déterminer en tout point de la structure, les variations équivalentes de déformations "réelles" $\Delta\varepsilon$ et de contraintes $\Delta\sigma$ pour chaque situation de chargement. Le taux d'usage de fatigue VA ($\Delta\varepsilon$) en ce point est déterminé avec les courbes de fatigue (de design) qui sont fournies dans les différents codes du nucléaire. On retrouve dans la méthodologie de dimensionnement (en conception tout est fait pour éviter la présence de fissures, elles sont interdites dans cette phase), trois des aspects principaux de mes activités de recherche au LISN :

- La définition des situations de chargement,
- L'utilisation de courbes de fatigue,
- La détermination des variations de déformations équivalentes.

Ensuite, vient s'intégrer une phase de suivi en fonctionnement pendant laquelle le comportement des fissures potentielles (ou avérées par des mesures sur site) doit être maîtrisé et les méthodes d'estimations consolidées. C'est un quatrième aspect qui sera également abordé.

2.3 CONSTRUCTION DES COURBES DE FATIGUE DES CODES DU NUCLEAIRE

2.3.1 Introduction

De nombreux pays travaillent actuellement, afin de prolonger la vie de leurs centrales existantes. Un inventaire complet des divers effets qui pourraient remettre en cause la sécurité de l'exploitation à long terme est alors nécessaire. Deux aspects ont motivé la mise en place d'un groupe de travail EDF/AREVA/CEA sur une actualisation des règles de codification concernant les courbes de fatigue [11], groupe de travail auquel j'ai participé et qui a conduit à la rédaction de 4 demandes de modifications importantes du code RCC-M :

- le premier est l'établissement de règles portant sur des aciers représentatifs du parc nucléaire français (dont les spécifications suivent le RCC-M [5]) et non pas comme dans l'ASME [3], sur des familles de matériaux. La définition de courbes de fatigue est alors mieux adaptée et plus précise.
- Le second vise à la mise en place d'une méthodologie prenant en compte les effets aggravants adéquats, en s'appuyant notamment sur les retours d'expérience internationaux et sur les différentes campagnes d'essais réalisées [12].

2.3.2 La courbe « Best-Fit »

Cette équation qui permet d'estimer la tenue en fatigue d'un acier inoxydable austénitique de type 304L est proposée dans le NUREG 6909 [4], et se met sous la forme suivante :

$$\frac{\Delta\varepsilon}{2} = \frac{36.2}{N_{25}^{\frac{1}{1.92}}} + 0.112$$

où la déformation est définie par ε , et le nombre de cycles par N.

On retrouve sur les figures suivantes (cf. Figure 2), la comparaison entre la courbe définie par le NUREG 6909 et les nombreux points expérimentaux obtenus sur le 304L CLI (fourni par Creusot Loire Industrie) dans le cadre d'études de fatigue avec différents laboratoires d'essai pilotées par EDF [11] [14].

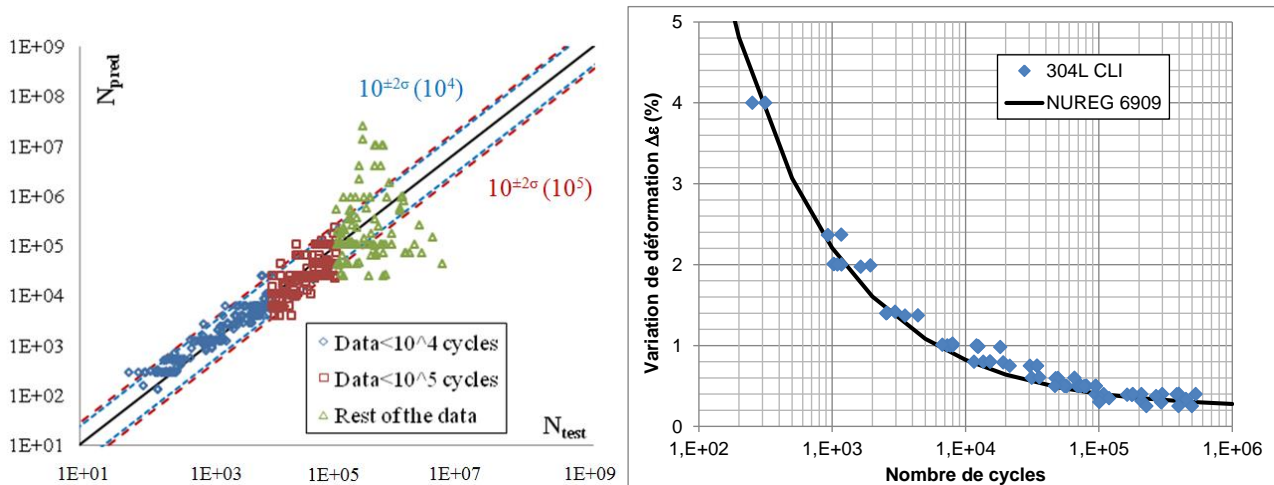


Figure 2 : Courbe de fatigue pour le 304L CLI (points expérimentaux [11] et courbe NUREG 6909, [4])

2.3.3 La courbe de design

2.3.3.1 Construction de la courbe de Design

Dans les codes de dimensionnements (RCC-M, RCC-MRX [5][7]) et de suivi en service (RSE-M [6]), les courbes de fatigue (dite de « design ») sont déduites des courbes de fatigue obtenues sur des éprouvettes et dans des conditions de laboratoire. Afin de passer d'une courbe à l'autre, deux coefficients de transfert sont appliqués. Le premier est appliqué sur le niveau du chargement ou de déformation et le second sur le nombre de cycles. La courbe de fatigue de design ainsi obtenue correspond au minimum des deux courbes (cf. Figure 3). L'introduction de ces deux coefficients a pour objectif de prendre en compte les effets aggravants du passage d'une éprouvette de laboratoire à une structure réelle. Par exemple, dans le cadre du NUREG 6909 (cf. [4]) le coefficient de passage portant sur le nombre de cycles est de 12, et le coefficient portant sur le niveau de chargement est de 2.

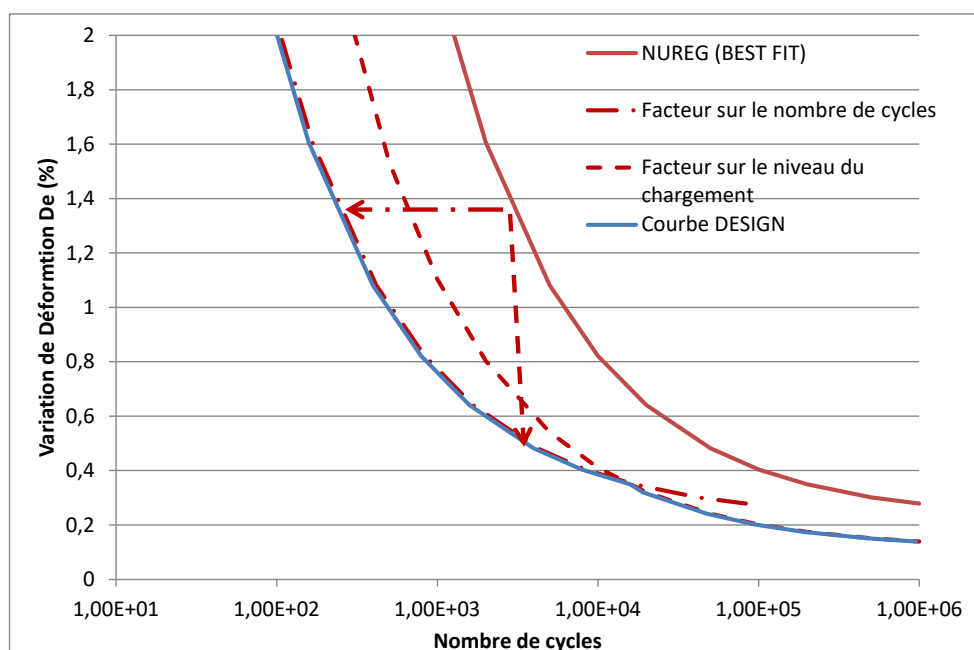


Figure 3 : Principe de construction de la courbe de fatigue design

2.3.3.2 Les effets aggravants

Les effets aggravants à prendre en compte et qui ont été proposés par le Groupe de Travail sur la fatigue EDF-CEA-AREVA peuvent se diviser en 4 catégories d'incertitudes [11][12].

- La première concerne la prise en compte de la variabilité des données expérimentales. Plusieurs essais de fatigue réalisés avec le même matériau et le même chargement appliqué (niveau de déformation imposé) donneront des durées de vie légèrement différentes. Ce premier coefficient rend compte de la variabilité due aux procédures d'obtention des éprouvettes (positionnement des prélèvements des éprouvettes, différence de coulée, etc.), des pratiques des laboratoires, des aléas de conduite d'essai.
- La seconde caractérise les effets aggravants dus à la structure, tels que l'état de surface, la taille et la géométrie de la structure (reprise des efforts, géométrie contrainte par des rayons de courbures ou des particularités locales notamment lors de chargements thermiques).
- La troisième est relative aux effets aggravants dus aux chargements. Les chargements subis par la structure sont loin d'être idéaux, ils sont multiaxiaux, combinés (chargement en pression et variation de température) et variables dans le temps.
- Enfin, la quatrième catégorie d'incertitudes découle de la fabrication. On retrouve comme éléments d'incertitudes, les tolérances de fabrication, les imperfections de surface, l'état de surface, les contraintes résiduelles.

Schématiquement, ces quatre catégories caractérisent l'incertitude expérimentale, le passage d'une éprouvette de laboratoire à une structure réelle soumise à des chargements qui sont eux aussi idéalisés dans les études de conception.

2.3.3.3 L'effet d'environnement est un effet aggravant dont la portée reste (encore) à préciser

Les conditions de fonctionnement des réacteurs nucléaires font que les structures sont en contact avec un milieu agressif. Ainsi, l'influence de ce milieu primaire REP (eau borée sous une pression de 150 bars et à une température de 350 °C) a un impact négatif sur la durée de vie des composants. Sur la figure suivante (cf. Figure 4), cet effet aggravant du milieu primaire est bien mis en évidence, la durée de vie peut être divisée par un facteur de l'ordre de 5. Il est proposé dans les codes de conception de prendre en compte cet effet par la détermination d'un facteur de correction en fatigue sous environnement (Fen). La détermination de ce facteur correctif est délicate et de nombreux travaux de recherche sont encore en cours, car celui-ci dépend la vitesse de sollicitation, des temps de maintien –en tension ou en compression-, du taux d'oxygène dissous entre autres [13]. Une détermination fiable de ce facteur nécessite encore la réalisation d'essais de fatigue sous environnement à la fois sur éprouvettes de laboratoire et sur des structures.

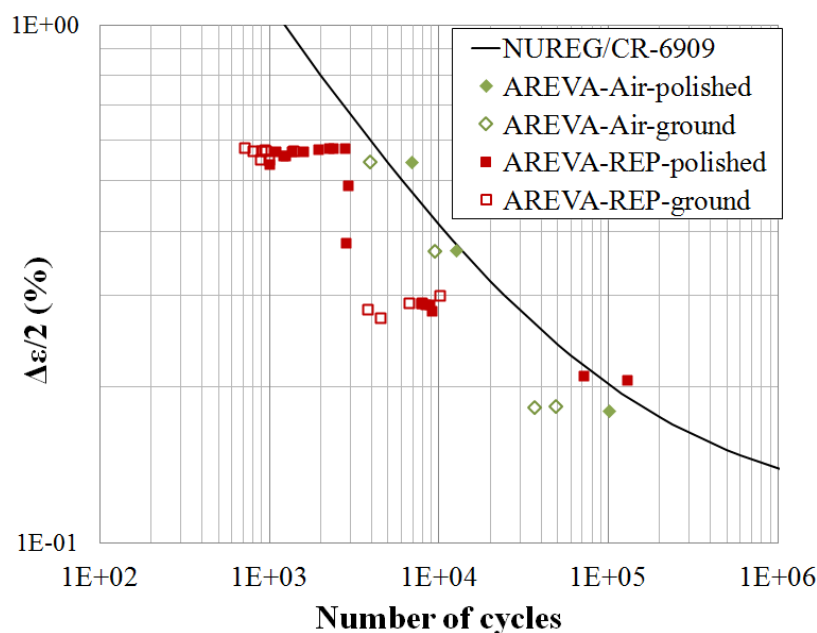


Figure 4 : Données expérimentales mettant en évidence l'effet aggravant de l'environnement REP [13]

3. LA MISE EN ÉVIDENCE DES CHARGEMENTS COMPLEXES DANS LE CAS DES COMPOSANTS

3.1 LE CAS CIVAUX UN EVENEMENT DECLENCHEUR D' ACTIONS DE R&D SUR LA FATIGUE THERMIQUE A GRANDS NOMBRES DE CYCLES

3.1.1 Présentation du cas CIVAUX

Les conditions de fonctionnement des installations industrielles soumettent les matériaux de structure à une grande variété de sollicitations d'origine mécanique et thermique. Ces sollicitations peuvent être induites par des gradients thermiques importants variant au cours du temps dans une section du composant. Ces chargements ont bien souvent un caractère cyclique. De nombreux composants de circuits de réacteurs nucléaires (en France mais également dans le Monde) sont soumis de façon soit potentielle, soit avérée, à de la fatigue thermique sans que l'on sache estimer précisément leur durée de vie. Ainsi, un endommagement de fatigue thermique a d'abord été observé dans des tuyauteries de la filière des réacteurs à neutrons rapides (RNR), puis dans certains composants des réacteurs à eau pressurisée (REP), comme les boucles RRA (circuit de Refroidissement à l'Arrêt du Réacteur) et les circuits RIS (Circuit d'Injection de Sécurité). Certains de ces endommagements ont été à l'origine d'incidents (fuites).

Notamment, la survenue d'une fuite conséquente (30 m³/h) sur le circuit RRA de l'unité de CIVAUX en 1998 due à la présence d'une fissure traversante localisée à l'extrados d'un coude directement en sortie de té de mélange a entraîné la mise à l'arrêt de l'unité de production. Dans ce circuit (schématisé sur la Figure 5), la circulation des fluides à température différente (ΔT_{\max} de 160°C), sous pression (36 bars) et avec un débit important (550 m³/h) se fait sous un régime turbulent qui va amener à déclencher des mécanismes physiques pouvant dégrader la structure en la soumettant à de fortes et fréquentes variations de température [17].

Il convient de noter que ce RRA fonctionnait alors dans une configuration très particulière avec notamment un temps cumulé d'utilisation sous forte variation de température bien plus important qu'initialement dimensionné.

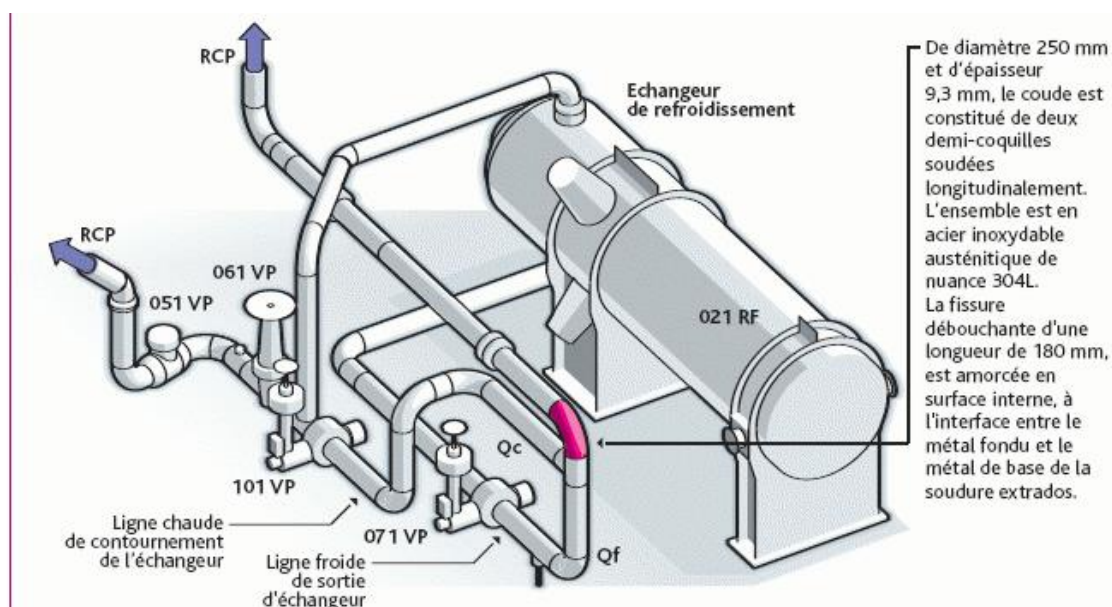
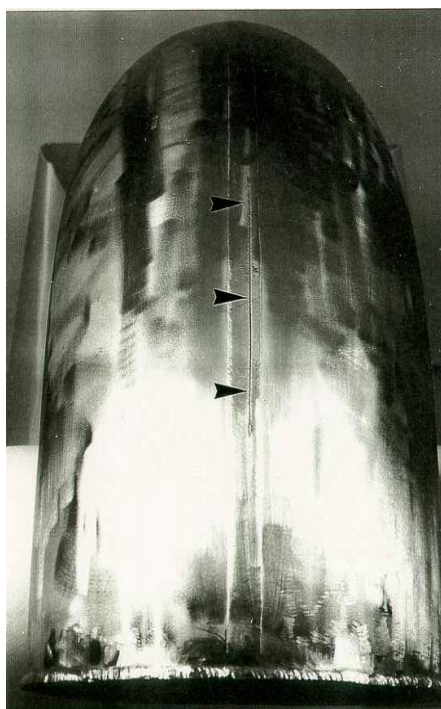
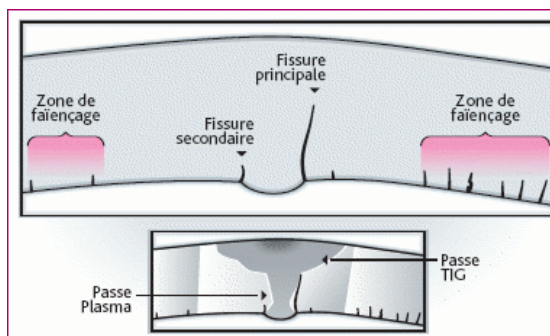


Figure 5 : Ancienne configuration du circuit RRA de la centrale de Civaux



a)



b)



c)

Figure 6 : Tronçon du RRA n°1 endommagé du réacteur CIVAUX-1, a) indication à l'extrados du coude de la fissure débouchante longitudinale, b) coupe dans l'épaisseur révélant la présence d'une fissure principale en pied de cordon de soudure et réseaux de fissures dans les zones courantes, c) ressuage en paroi interne au niveau de la jonction té-coude (présence d'une fissure circconférentielle sur 280° et ayant propagé jusqu'à 80% de l'épaisseur.

3.1.2 La fatigue thermique dans les zones de mélange

Suite à cet incident, l'analyse qui a suivi a fait rapidement apparaître que la fissuration est liée à la fatigue thermique, seul chargement imposé à la ligne de tuyauterie. Ce phénomène de fatigue thermique était déjà connu, mais considéré comme secondaire pour les réacteurs de type REP. Un endommagement aussi important constituait par contre une véritable surprise pour cette ligne de tuyauterie soulevant ainsi de nouvelles questions de fond :

- Pourquoi une fissuration traversante ? Les exemples du même type pour la fatigue thermique sont très rares, et principalement liés aux Réacteurs à Neutrons Rapides fonctionnant à des températures plus hautes et constitués de tuyauteries minces.
- Comment la fissuration peut être aussi rapide? La fuite a été détectée après 1500 heures de fonctionnement seulement !

Un premier élément de justification réside l'état de surface peu soigné (contraintes résiduelles d'usinage et rugosité) et la présence d'un cordon de soudure non arasé dans la zone incriminée. Mais rapidement, nous nous sommes rendu compte que le problème était beaucoup plus complexe que cela. Notamment, si l'état de surface est un paramètre qui peut influencer l'amorçage en fatigue, il n'intervient en aucun cas dans la phase de propagation d'une fissure à travers la paroi d'un composant.

De plus, les expertises réalisées sur d'autres circuits RRA déposés après cet incident ont montré deux types d'endommagement : une fissuration profonde, souvent au niveau des cordons de soudure (singularité géométrique et métallurgique), et une fissuration nettement moins profonde au niveau des parties courantes (zones exemptes de singularités), qui apparaît sous la forme d'une fissuration multiple [16]. A nouveau, on explique mal cette différence de comportement entre lignes de tuyauterie.

Face aux difficultés du problème, le laboratoire a été sollicité pour travailler sur la compréhension de l'incident. De par sa nature pluridisciplinaire, un vaste projet associant thermohydrauliciens, mécaniciens et métallurgistes a été mis en place au CEA. J'ai contribué à la mise en place de ce projet en tant que spécialiste des aspects mécaniques.

		Manuscrit HDR C. Gourdin	Page 16/145
		Réf. : S.O.	
		Date : 10/10/2020	Indice : B

Cette approche multidisciplinaire s'est ainsi avérée indispensable pour correctement appréhender la fatigue thermique à grand nombre de cycles, chaque domaine ayant ses propres difficultés et limites scientifiques :

- La thermohydraulique, qui est à l'origine de la sollicitation,
- La thermique qui permet de caractériser l'échange d'énergie entre la paroi (ce que voit la structure) et le fluide en mouvement, ainsi que l'évolution de la température dans celle-ci,
- La mécanique, qui permet de déterminer la réponse de celle-ci en tenant compte des particularités de la géométrie et des propriétés matériaux.

Les paragraphes suivants présentent la démarche que j'ai suivie afin d'aborder la problématique de la fatigue thermique dans les zones de mélange. La ligne directrice est ici la détermination du chargement et la compréhension de l'existence de celui-ci. J'ai entrepris de suivre deux voies. La première a consisté à mettre en place des développements numériques dans le but de comprendre le chargement dans les zones de mélanges. La seconde, en lien avec des essais qui ont été mis en place dans d'autres cadres, a visé à comprendre la fissuration très rapide observée. Un bilan des essais de fatigue thermique dont les données expérimentales sont disponibles (conditions de chargements thermiques, matériaux représentatifs) et leurs interprétations d'abord simplistes puis à l'aide de différents critères multiaxiaux, permet d'apporter des éléments de compréhension et de dégager des perspectives.

J'ai eu l'occasion de présenter mes travaux lors de séminaires Franco-Japonais (avec JAEA) organisés alternativement entre la France et le Japon. Durant cette collaboration, j'ai aussi eu l'opportunité d'accueillir pendant un an un ingénieur de JAEA (N. KAWASAKI) afin de partager nos points de vue sur la thématique de la fatigue thermique dans les zones de mélange.

Mes travaux sur cette thématique de la fatigue thermique m'ont également permis aussi de participer à deux projets européens (THERFAT et Nulife).

Mes travaux portant sur la recherche des chargements thermiques ayant un impact sur la mécanique via la mise en place d'une modélisation analytique ont servi de support pour deux stages d'ingénieur ENSMA de Poitiers (T. MASSE et H. BELGHAGI), ainsi que pour un stage de fin d'études de l'ENI de Sfax en Tunisie (S. BRADAI).

3.1.3 La propagation de fissure rapide nécessite un chargement mécanique conséquent

La fissuration observée étant traversante, le chargement thermique imposé est relativement conséquent et surtout "profond", c'est-à-dire que la variation de température imposée par le fluide doit se propager (via la conduction par exemple) au travers de toute l'épaisseur du composant. Si l'on veut retrouver des variations de température en surface externe suffisante, il faut que le chargement thermique soit nécessairement à basse fréquence. Car seules les basses fréquences peuvent pénétrer suffisamment dans la matière. Pour nos matériaux et géométries, les fréquences les plus nocives se situent entre 0.05Hz et 1Hz. L'utilisation d'un modèle analytique basé sur la conduction thermique à travers une plaque infinie soumise à une variation de température de forme sinusoïdale illustre cet effet de la fréquence sur la « profondeur » des variations thermiques.

Sur la base d'études entreprises par Kasahara [21], une modélisation analytique de l'effet d'un chargement thermique sur une structure « industrielle » a été développée. L'introduction d'une partition de la contrainte en 3 termes, un terme de membrane, un terme de flexion et un terme de pic permet, en combinant ceux-ci, de prendre en compte les effets des conditions aux limites dus à la structure Jones [18]. L'utilisation de la modélisation analytique permet de balayer une large gamme de fréquences de sollicitation (du quasi-statique -0.0001 Hz- aux hautes fréquences -100 Hz-) et ainsi de déterminer la plage de fréquence la plus dommageable pour l'intégrité de la structure.

Ainsi pour différentes localisations dans le cas du té de mélange du circuit de CIVAUX, on remarque que :

- Le niveau de la contrainte de membrane augmente lorsque la fréquence du chargement diminue (pénétration complète des variations de température). Cependant, ce phénomène amène à des durées de cycles importantes et de ce fait à un nombre réduit d'occurrences.
- Le niveau de la contrainte de flexion est faible pour les très basses et hautes fréquences, par contre, il atteint son niveau maximum pour des fréquences de l'ordre de 0.01 Hz ou 0.1 Hz.
- Le niveau de la contrainte de pic est similaire à la contrainte de flexion mais avec un niveau maximum atteint pour des fréquences de l'ordre de 0.3 Hz à 0.1 Hz.

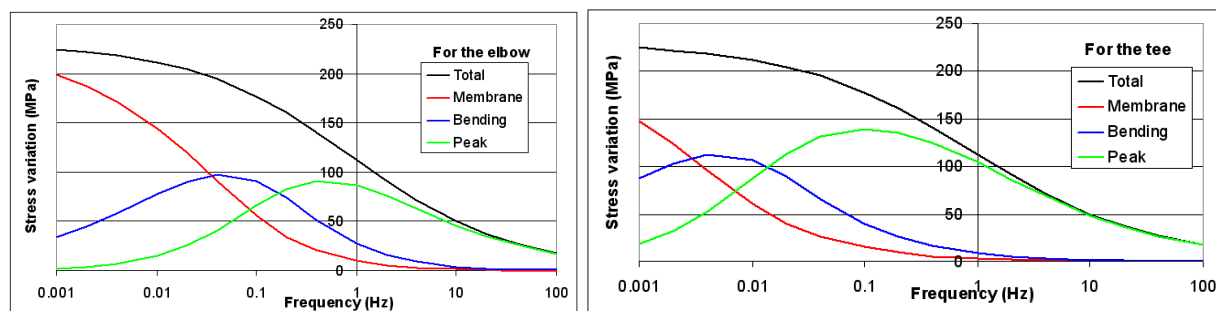


Figure 7 : Evolution de la partition de la contrainte en fonction de la fréquence du chargement thermique pour le coude et le té de mélange.

Une propagation significative de fissure nécessite un niveau de contrainte qui, dans la configuration du cas CIVAUX, ne peut s'obtenir qu'avec des sollicitations thermiques ayant une fréquence inférieure à 10 Hz. Au-delà de cette fréquence, le niveau de contrainte sera trop faible pour expliquer pourquoi une fissuration a pu propager aussi rapidement.

Il faut faire appel à une expertise thermohydraulique afin de mettre en évidence d'autres phénomènes physiques (qui peuvent être déclenchés par la turbulence, par exemple), et qui seront eux, à basses fréquence et avec des niveaux suffisamment conséquents afin d'expliquer cette rapide propagation de fissure sur le cas CIVAUX.

3.1.4 Mise en évidence d'un chargement à basse fréquence à partir d'une analyse hydro-thermo-mécanique

Compte-tenu des vitesses d'écoulement très élevées, la turbulence seule ne peut pas expliquer la fissuration, car elle conduit à des hautes, voire très hautes fréquences de sollicitation. C'est ici que l'expertise thermohydraulique peut apporter des éléments de réponse sur les mécanismes physiques qui vont générer des instabilités thermiques dans les fréquences néfastes pour l'intégrité de la structure.

Deux types de géométries sont étudiées, la première comporte uniquement 2 coudes en amont de la zone de mélange (RRA2C) et la seconde comporte tous les coudes amont jusqu'aux vannes (RRA4C).

La modélisation Very Large Eddy Simulation (ou LES industrielle [20]) de la turbulence est choisie, avec un modèle de sous maille de Smagorinsky [19]. On indique par la dénomination VLES que l'on va s'autoriser le respect 'approximatif' d'un certain nombre de critères concernant la modélisation fine de la turbulence.

En paroi, la couche limite dynamique est modélisée via des fonctions de paroi classiques. On privilégie la recherche de battements et instabilités de l'écoulement.

Les températures branches chaude et froide sont constantes, respectivement de 20 et 180 °C.

Pour modéliser un profil de vitesse turbulent en entrée, on procède à un tirage aléatoire (opérateur ALEA de CAST3M) à chaque pas de temps et pour chaque point de la face d'entrée, de telle sorte que la moyenne, l'écart type et une longueur de corrélation soient imposés. La fluctuation longitudinale à l'écoulement est imposée à 5% de la vitesse débitante et les fluctuations transversales à 2.5% de la vitesse débitante. La longueur de corrélation est de 0.2R (R rayon de la conduite).

Afin d'introduire une corrélation temporelle (ou spatiale dans le sens de l'écoulement), on relie deux tirages aléatoires successifs espacés d'un temps de corrélation. Ceci ne représente qu'approximativement un profil de vitesse turbulent dans une section de conduite en régime établi (caractérisé ici par sa valeur moyenne, l'écart type des fluctuations et une longueur de corrélation). L'effet des vannes sur l'écoulement n'est pas pris en compte.

L'échange de chaleur entre la paroi et le fluide est négligé. Cette hypothèse permet de découpler les analyses thermohydraulique et thermomécanique. Le temps de calcul physique est de 20 secondes.

La variation de température, représentée sur la Figure 8 pour le cas RRA2C, montre que le maximum est de 74°C et est très localisé dans le té. On retrouve une variation de l'ordre de 40°C en aval du té de mélange dans la partie courante.

Par contre pour le cas RRA4C, où les variations de température sont illustrées en Figure 9, on remarque des variations de température plus importantes (de l'ordre de 79°C) et à différentes localisations (en extrados du coude et surtout au niveau de la jonction té-coude). La présence de plusieurs coudes en amont du té de mélange modifie les profils de vitesses.

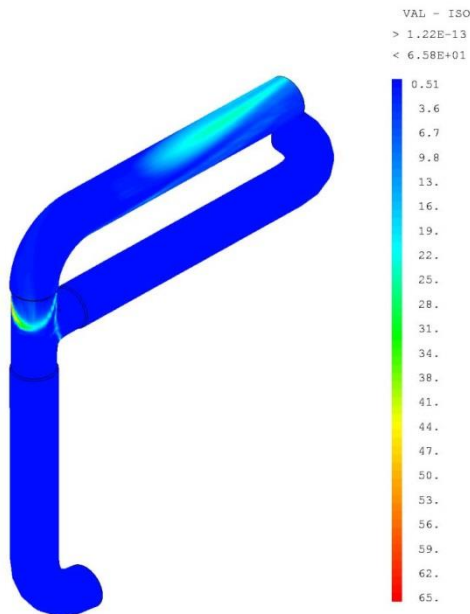


Figure 8 : Variation de température pour la géométrie à 2 coudes (RRA2C)

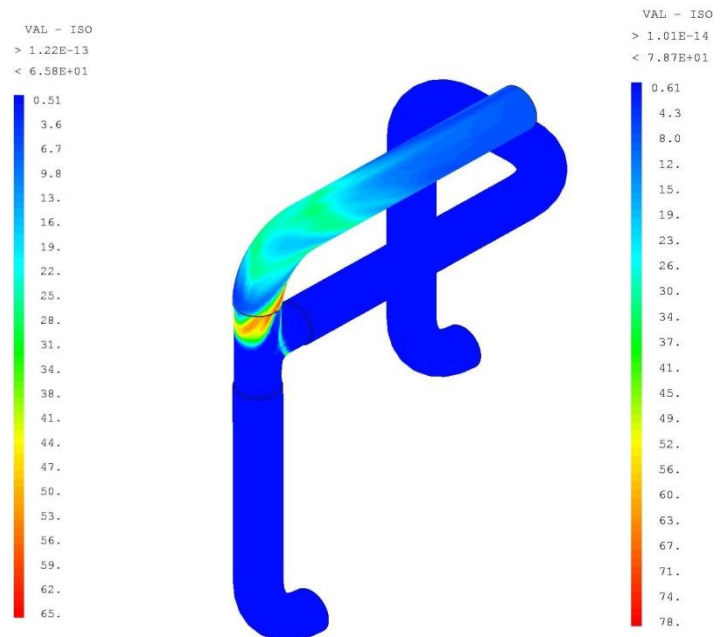


Figure 9 : Variation de température pour la géométrie à 4 coudes (RRA4C)

Ensuite Je suis intervenu sur une analyse chaînée thermo-mécanique qui a été mise en place sur la configuration comportant les 4 coudes amont. Le modèle géométrique se base sur le modèle développé pour la partie thermo-hydraulique. Les données d'entrées sont les champs de température issus des calculs thermo-hydraulique. Le temps physique est de 10 secondes. La fonction de transfert entre le fluide et la paroi est considérée comme constante et la structure parfaitement isolée (pas d'échange de flux avec l'extérieur).

Les variations de contraintes (le matériau est considéré comme élastique) sont localisées dans la zone de transition té-coude et au niveau de l'extrados du coude de sortie. Les extractions temporelles de la contrainte circonférentielle en 2 points particuliers de l'extrados montrent l'existence de pics. En utilisant la méthode de comptage RAINFLOW [22], 5 cycles majeurs se détachent avec des variations de 215, 168 et 147 MPa pour le point à 27° et 225 et 140 MPa pour le second point. On retrouve des valeurs plus importantes dans la zone de transition té-coude (jusqu'à 489MPa). Une analyse de nocivité de défaut a été effectuée en suivant le concept développé dans l'Annexe A16 du code RCC-MRx [7], et la propagation d'une fissure entre 10% et 80% de l'épaisseur s'effectuerait en 517 heures ce qui est en correspondance avec la durée de propagation réelle.

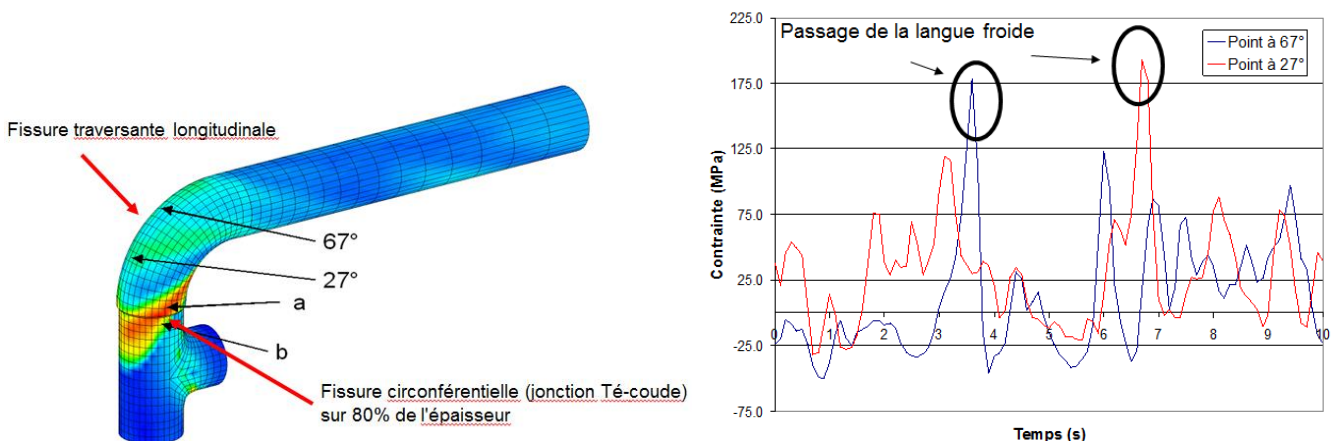


Figure 10 : Analyse Hydro-thermo-mécanique du cas CIVAUX à 4 coudes : Partie mécanique (RRA4C)

			Manuscrit HDR C. Gourdin	Page 19/145
	Réf. : S.O.			
			Date : 10/10/2020	Indice : B

3.1.5 Conclusions de l'expertise Hydro-thermo-mécanique du cas CIVAUX

Grâce à cette expertise, une explication probable a été avancée en associant des calculs thermohydrauliques chaînés à des calculs thermomécaniques. La géométrie de la ligne, notamment l'enchaînement des coudes en entrée de la zone de mélange est un facteur déterminant sur l'écoulement. Comme le montre la Figure 9, la géométrie de la ligne RRA de Civaux est complexe, cumulant 3 coudes en entrée chaude et un coude en entrée froide.

Dans ce cas particulier, une petite fluctuation en entrée conduit à une instabilité importante de l'écoulement : le fluide froid, minoritaire, est traversé par le fluide chaud et se trouve rabattu d'un côté ou de l'autre de la zone de mélange. De temps à autre, il est rejeté d'un côté à l'autre du coude, léchant au passage son extradados (lieu de la fissuration traversante observée).

Ce passage d'une langue froide à l'extrados du coude a des conséquences désastreuses, car, comme le montre la Figure 10, il conduit à des pics de contrainte relativement sévères en paroi interne. On voit ainsi apparaître 2 pics en 10 secondes sur la Figure 10.

La variation de contraintes qui en résulte est de l'ordre de 200 MPa ce qui, en présence d'un cordon de soudure non arasé, est suffisant pour amorcer une fissure rapidement.

Pour compléter ces résultats de calcul, l'analyse des contraintes, puis de la propagation d'une fissure à travers la paroi, nous a montré qu'elles sont largement suffisantes pour faire traverser rapidement un défaut (environ 500h pour traverser 80% de l'épaisseur de la tuyauterie).

Ce travail a notamment donné lieu à la publication d'un article dans la revue Nuclear Engineering and Design.

3.1.6 Un travail amont : la caractérisation des chargements thermiques dans les zones de mélange

Les travaux réalisés ont permis de beaucoup avancer sur la compréhension de la sollicitation thermique dans les zones de mélange. Dans certaines configurations de mélange, les calculs ont montré la possible existence de sollicitations à basse fréquence liées à des instabilités d'écoulement. Si l'amplitude de température est suffisante, ces sollicitations conduisent à un risque de propagation conséquente, éventuellement jusqu'à traverser l'épaisseur de la tuyauterie.

Il est encore trop tôt pour valoriser ce travail dans les codes et normes car il reste encore beaucoup de chemin à faire pour comprendre l'ensemble du problème et ainsi limiter le dommage de fatigue des zones de mélange au stade de la conception. Cependant, je propose quelques idées directrices :

- Etablir une liste de configurations d'écoulement instables, très nocives, qui seraient à proscrire. Il faut donc un travail de fond, important, pour avoir à disposition les outils permettant de les prédire. Cependant, il existe au CEA-Cadarache une expérience nommée « **Peau de Fluide** [22] » qui pourrait être employée pour établir de manière fiable, simple et robuste des recommandations de configurations à proscrire, ou, dans le cadre d'expertise de reproduire des configurations d'écoulements particulières afin de vérifier les hypothèses faites sur les chargements thermiques.
- Réaliser un suivi sur site (des températures par exemple) via un monitoring thermique et mécanique des lignes permettrait d'enrichir considérablement la base de connaissance des chargements thermiques et leur occurrence durant la durée d'exploitation.
- Et dans une moindre mesure pour le mécanicien, l'échange entre le fluide et la paroi est encore un aspect du chargement mal connu car très difficile d'accès pour ces sollicitations thermiques à grande vitesse et fortement turbulentes. Cet échange devra être mieux maîtrisé pour une meilleure maîtrise des dommages.

Cette activité est purement numérique. Mais comment aurait-il pu en être autrement ? La réalisation d'essais thermohydrauliques anisothermes nécessite des moyens très importants dont nous ne disposons pas à Saclay.

Par contre, les résultats obtenus sont une grande avancée dans la compréhension des chargements thermiques. Sur ce sujet, l'aspect expérimental n'a pas été oublié car il est abordé par le biais des essais FATHER [30] réalisés au CEA-Cadarache en collaboration avec EDF. Je suis intervenu sur ces essais dans le cadre de leur interprétation, par un soutien au dépouillement des mesures et à la compréhension des observations expérimentales (notamment les mesures de contraintes et déformations).

L'interprétation des essais FATHER a donné lieu à des participations aux conférences ASME-PVP [30], et j'ai encadré deux stages d'ingénieurs de l'ENSMA de Poitiers (J. Jacquart et F. Sidi Moussa).

La modélisation analytique ainsi que la méthode de comptage RAINFLOW développées ont été implantées dans le Progiciel de calculs MJSAM avec le soutien de l'IRSN.

J'ai été aussi sollicité dans le cadre de mon expertise sur une problématique similaire de fissuration traversante survenue sur des lignes a priori non chargées thermiquement (bras mort, stratification de température). Cette demande conforte l'idée de proposer un catalogue de configurations thermo-hydraulique classées d'un point de vue mécanicien (impact sur la propagation de fissures). Ce travail est toujours en cours.

			Manuscrit HDR C. Gourdin	Page 20/145
	Réf. : S.O.			
			Date : 10/10/2020	Indice : B

3.2 PRISE EN COMPTE DE CHARGEMENTS COMPLEXES : LES ESSAIS DE FATIGUE THERMIQUE

3.2.1 Introduction

En parallèle des investigations numériques, le second point où je me suis largement investi est la compréhension du dommage de fatigue et l'amélioration des modèles de prédiction. Ce travail s'est principalement appuyé sur des essais, dans le but d'améliorer nos connaissances sur l'amorçage et la propagation des fissures sous chargement thermique. Pour le calcul du dommage, dans le cas particulier d'une zone de mélange entre fluides froid et chaud, la grande difficulté est liée à la complexité de la sollicitation : le chargement est quasi-aléatoire, à grand nombre de cycle, à déformation imposée, biaxial, en présence de gradients importants, éventuellement en présence d'une contrainte moyenne, d'un effet de l'environnement... Tous ces facteurs font que la fatigue thermique est très loin de l'essai uniaxial de référence et qu'il est très difficile de réaliser des essais représentatifs en laboratoire. En pratique, seule une installation comme FATHER [30] permet d'approcher la configuration réelle, mais à des coûts très importants.

Par conséquent, la réalisation d'essais simples et représentatifs étant impossible, la démarche proposée consiste à diviser le problème et aborder les différents paramètres séparément à l'aide d'essais sur maquettes analytiques. Par exemple, une des spécificités du chargement thermique est d'imposer un chargement équibiaxial en surface avec un gradient dans l'épaisseur. L'influence du milieu en contact avec l'éprouvette apporte aussi son lot de question. Cependant, la problématique de la fatigue thermique n'est pas inhérente à l'industrie nucléaire, on retrouve cette problématique dans diverses industries, telles que :

- Dans le domaine historique du ferroviaire : lors des freinages d'un train, les disques de freins subissent des chargements de fatigue thermomécanique dus au frottement des plaques sur les disques des freins. Afin de répondre à une demande de fiabilité de plus en plus élevée et pour limiter les coûts de maintenance, la SNCF en France, étudie la résistance des roues à la fatigue [23][24].
- Dans le domaine automobile : en ce qui concerne l'industrie automobile, les disques de freins sont également concernés mais le bloc moteur (culasse, pistons,...) reste l'organe le plus sollicité en fatigue thermomécanique [25] lors du démarrage et de l'arrêt de ce dernier, ainsi que les contraintes d'origines thermiques au niveau du collecteur d'échappement [26].
- Dans le domaine aéronautique : les aubes de turbines sont l'objet de nombreuses études dans le domaine aéronautique. En effet, elles sont soumises à des variations de températures non négligeables lors du décollage et de l'atterrissage des avions [27][28].

On retrouve aussi cette problématique dans le domaine de la métallurgie (changement de phase) et de l'électronique.

Le principal enseignement que l'on peut tirer des différentes approches expérimentales mises en œuvre dans ces domaines est qu'il est nécessaire de mettre en place des essais intermédiaires qui assurent le passage d'un essai de fatigue uniaxiale de laboratoire à une éprouvette dans des conditions réelles de sollicitations et de géométrie. Ces essais intermédiaires doivent répondre à des contraintes qui les rendent fortement dépendant du domaine d'application. Ainsi, dans mon domaine d'études sur les composants de centrales REP, les amplitudes de températures (niveaux des amplitudes, historiques, fréquence de variations), les matériaux employés (acier inoxydables austéniques 304L et 316), le chargement mécanique (pression importante) et les exigences vis-à-vis des démonstrations de sûreté imposent le développement d'essais de fatigue thermique spécifiques.

Afin d'analyser les spécificités du chargement thermique (déformation biaxiale imposée), on réalise très souvent des essais de chocs thermiques cycliques, plus ou moins rapides, car c'est le seul moyen d'atteindre les amplitudes de température ΔT recherchées. La problématique de l'effet aggravant de la présence d'un chargement thermique est mise clairement en évidence par des expériences de fatigue thermique menées soit en environnement eau (FAT3D, SPLASH et JRC), soit en environnement sodium (SPECTRA et FAENA). Une des difficultés de l'interprétation de ces essais de fatigue vient de la nécessité d'estimer correctement les déformations à partir des mesures de températures. Dans le cadre d'une action de R&D concernant la tenue mécanique des composants de réacteurs de génération 4 (Action TEMAS), j'ai mené une analyse des différents critères de fatigue multiaxiaux tout en restant dans une logique d'une demande potentielle de modification de la codification. Ce travail a été l'occasion d'encadrer un stage d'ingénieur de l'INSA-Rouen (DEMASSIEUX-2006) et la synthèse a donné lieu à une publication à International Journal of Fatigue en 2009 [40].

3.2.2 En environnement air/eau

On retrouve, ici, les essais de fatigue thermique qui ont été réalisés avec un environnement de type air ou eau. La liste n'est pas exhaustive. Certains essais ne sont pas développés dans ce manuscrit car leur interprétation est

délicate, soit par manque de données expérimentales, soit par complexité des essais (essais thermohydrauliques), par exemple :

- Les essais BIAx ont d'abord été développés au CEA pour étudier la tenue des joints soudés pour les générateurs de vapeurs de Superphénix [31].
- Les essais INTHERPOL (INstallation de fatigue THERmique POLycyclique) mis au point par EDF, permettent d'étudier l'amorçage et la propagation d'un réseau de fissures. Des éléments tels que l'influence de l'état de surface et en particulier la présence de délardage ainsi que l'influence de l'arasage d'une soudure ont également été étudiés [32][33] et [34].
- Les essais CYTHIA (Cyclage Thermique par Induction des Aciers), développé au CEA, visent à étudier la propagation d'une fissure sous un chargement de fatigue thermique [36].
- Les essais réalisés à l'ENSMA de Poitiers, ont permis d'étudier la propagation d'une fissure sous fatigue thermique. Les éprouvettes de forme parallélépipédique en acier 304L sont entaillées de chaque côté. Elles sont chauffées dans un four à résistance, où, à intervalle régulier, de l'eau déminéralisée est injectée sur les surfaces entaillées de l'éprouvette, créant ainsi le chargement thermique [37].
- Les essais COUFAST, conçus par EDF, étudient les phénomènes de stratification thermique. Pour cela, deux fluides (60°C en entrée pour le fluide froid et 280°C pour le fluide chaud) se superposent à l'intérieur d'une maquette de coude à l'échelle 1 représentative des coudes des tuyauteries secondaires d'alimentation des générateurs de vapeur des centrales REP. Une pression interne d'environ 80 bars est également ajoutée durant les essais [38].
- Les essais FATHER (FATigue THERmique) et FATHERINO conduits au CEA de Cadarache dans le cadre d'une action tripartite CEA, EDF et AREVA sont réalisés sur une maquette de té de mélange, représentative des tés de mélange du circuit RRA de Civaux I. L'objectif principal de ces essais est d'observer l'apparition éventuelle d'un endommagement [36].

Enfin, d'autres essais de fatigue thermique sont encore en fonctionnement comme les essais FLASH développé au CEA [35].

3.2.2.1 Les essais SPLASH [41][42]

Les essais SPLASH ont été initialement développés en support aux études sur les réacteurs à neutrons rapides. Depuis l'incident de CIVAUX, des essais SPLASH ont été réalisés pour obtenir des données expérimentales de fatigue thermique pour des études relatives aux réacteurs à eau pressurisée. Ces essais consistent à produire un choc thermique cyclique.

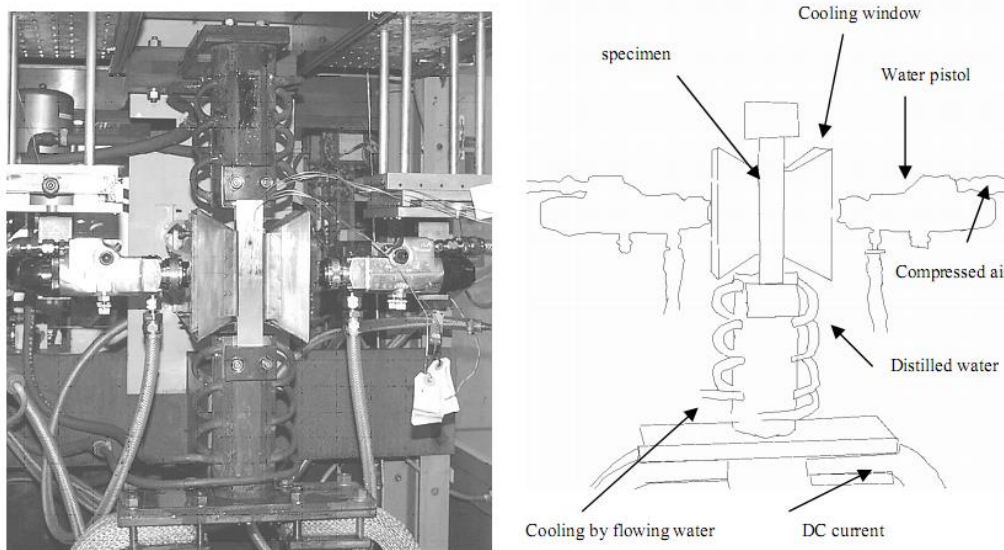


Figure 11 : Description des essais SPLASH

Le principe de ces essais SPLASH est le suivant (cf. Figure 11):

- L'éprouvette est constamment chauffée par effet Joule
- Un spray d'eau et d'air est appliqué pendant une partie du cycle afin de produire un refroidissement cyclique

- L'éprouvette est régulièrement démontée pour observation de la surface
 Ses dimensions sont de 160x30x20 mm³.
 La durée d'un cycle est de 7,75 secondes et comprend une période de chauffage de 7,5 secondes et une de refroidissement de 0,25 seconde. Maillot [42] a réalisé une grande série d'essais avec des conditions de chargement différentes pour un grand nombre de cycles (jusqu'à 700 000). Les principaux résultats obtenus avec l'expérience SPLASH sont rassemblés dans le tableau 1.

Tmax	320°C	320°C	320°C	320°C	320°C	320°C	320°C	320°C	320°C
ΔT	125°C	150°C	150°C	150°C	150°C	150°C	150°C	200°C	200°C
Nombre de cycles à l'amorçage (face 1)	190.10 ³	70.10 ³	80.10 ³	70.10 ³	70.10 ³	80.10 ³	80.10 ³	50.10 ³	60.10 ³
Nombre de cycles à l'amorçage (face 2)	190.10 ³	70.10 ³	90.10 ³	80.10 ³	80.10 ³	80.10 ³	90.10 ³	50.10 ³	60.10 ³

Tableau 1: Synthèse des essais SPLASH [42]

3.2.2.2 Les essais FAT3D [44][43]

Le principe des essais FAT3D consiste à chauffer un tube dans un four et à injecter périodiquement de l'eau froide sur la surface intérieure de celui-ci (cf. Figure 12). L'eau est injectée localement avec une buse et crée une tache de forme parabolique sur la surface interne du tube. Le chargement thermique crée un état mécanique 3D par la combinaison de gradients de température locaux (différences de températures en surfaces interne et externe) et globaux (différence de température entre les deux côtés opposés du tube).

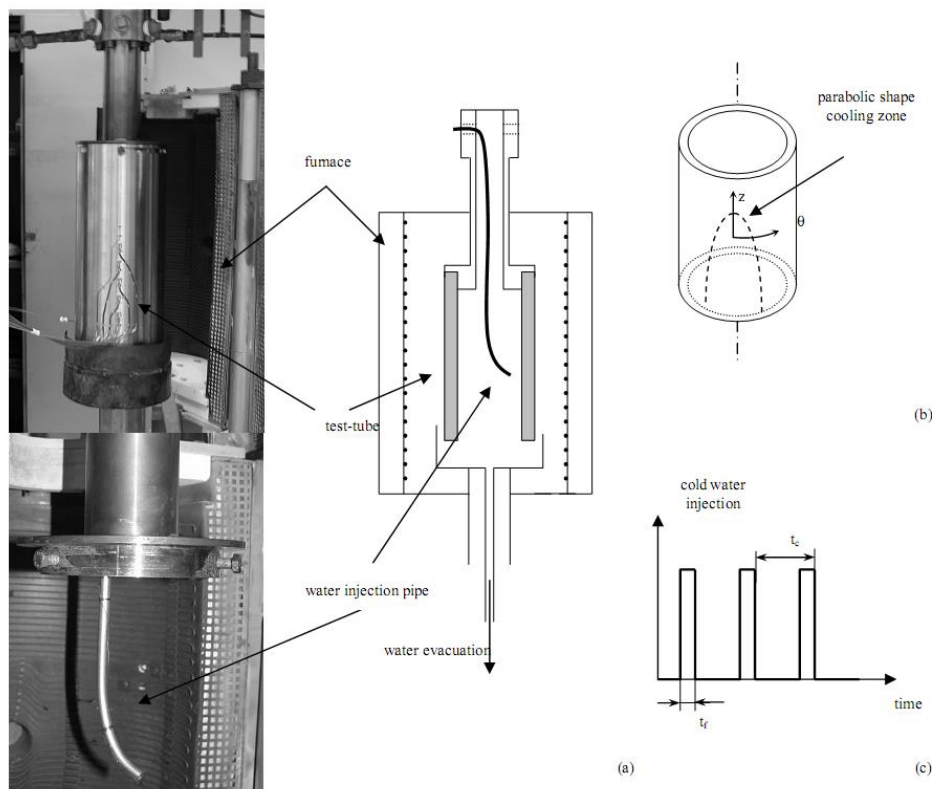


Figure 12 : Description de l'expérience du LISN FAT3D

L'éprouvette est un tube en acier inoxydable austénitique 316L d'une longueur de 360mm et avec un diamètre extérieur de 166 mm. L'épaisseur du tube est de 6,7 mm. Les différents paramètres du chargement thermique peuvent être ajustés en fonction du niveau de chargement souhaité :

- tc : durée du cycle
- tf : durée du refroidissement
- e : épaisseur du tube
- Tc : Température du four

	FAT3D n°4	FAT3D n°5	FAT3D n°6	FAT3D n°7	FAT3D n°8
Joint soudé	x	x	x	circconférentiel	longitudinal
T _{max} (dans la zone d'amorçage)	520°C	400°C	375°C	350°C	350°C
ΔT en peau externe	360°C	290°C	220°C	220°C	220°C
Nombre de cycles à l'amorçage	3500-12000	16500-30093	14000-23000	7462-14296	7240-14593
Nombre de cycles pour le dernier amorçage	17532	30093	48147	48182	50999

Tableau 2: Conditions et résultats pour les essais FAT3D [44]

- Cinq essais ont été réalisés (cf. Tableau 2) avec 3 niveaux différents de chargement. Les derniers essais ont été réalisés avec la présence d'un joint soudé pour un même chargement. Chaque essai a permis d'obtenir 3 points de la courbe de fatigue.
- Le premier correspond à l'amorçage de la première fissure observée. Le nombre de cycles retenu est compris entre le nombre de cycles où aucune fissure n'était observée et celui où la première fissure était observée (cf. Figure 13).
- Les deux autres points correspondent aux dernières fissures observées sur les deux côtés de la tache thermique (bord inférieur). Le chargement caractéristique de ces fissures est déterminé par un calcul aux éléments finis.

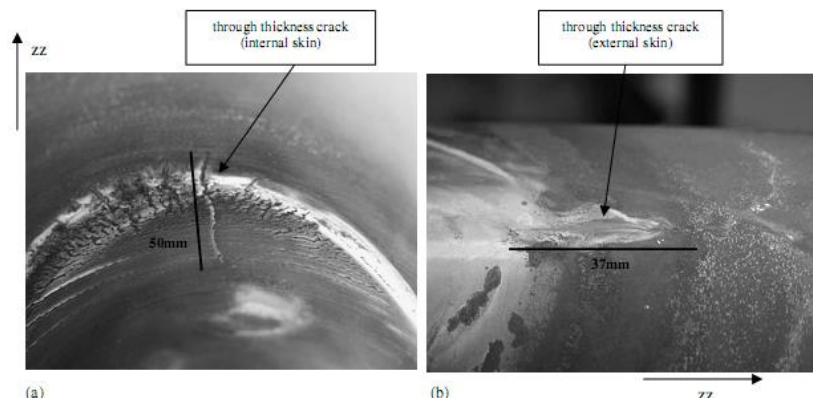


Figure 13 : Fissures observées sur l'expérience du LISN FAT3D

3.2.2.3 JRC[45][46]

Paffumi a développé des essais de fatigue thermique basés sur des chocs thermiques cycliques. Le principe de ces essais est le suivant (cf. Figure 14):

- L'éprouvette est un tube de diamètre intérieur de 20 mm et de diamètre extérieur de 48 mm en acier inoxydable austénitique.
- L'éprouvette est constamment chauffée par induction pour conserver la température d'étude en paroi externe du tube.

- Un refroidissement cyclique est réalisé par l'injection de l'eau à l'intérieur du tube. Après l'injection, un courant d'air sous pression est injecté afin d'éliminer l'eau résiduelle.
- Une contrainte de tension peut être ajoutée au chargement thermique
- L'éprouvette est régulièrement démontée pour réaliser des mesures par ultrasons.

La particularité de ces essais est de combiner la fatigue thermique avec des mesures non destructives, ce qui permet de détecter l'amorçage des fissures ainsi que de déterminer la profondeur et la longueur de celles-ci sans détruire l'éprouvette. Les principaux résultats obtenus sont rappelés dans le Tableau suivant.

	Test JRC n°1	Test JRC n°2	Test JRC n°3
Tmax	300°C	400°C	350°C
Teau	25°C	25°C	25°C
Nombre de cycles à l'amorçage	≤55600	14700-20000	15000-20000

Tableau 3: Synthèse des essais JRC [46]

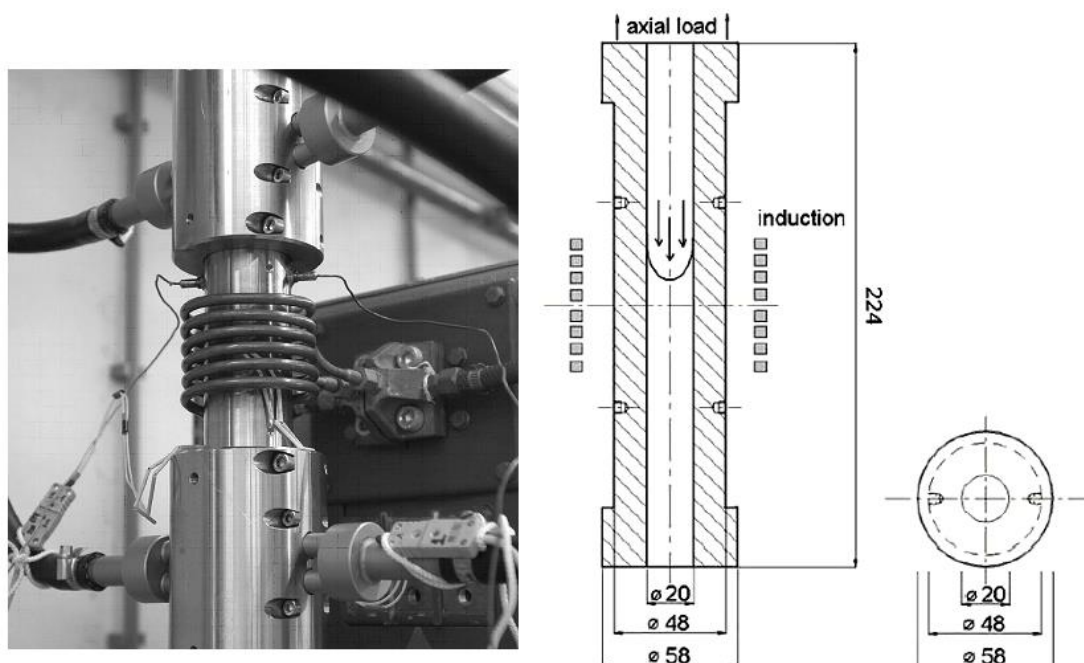


Figure 14 : Description des essais JRC

3.2.3 En environnement sodium

On retrouve, ici, les essais de fatigue thermique qui ont été réalisés avec un environnement sodium. La liste n'est pas exhaustive. Certains essais ne sont pas développés dans ce manuscrit car leur interprétation est délicate, soit par manque de données expérimentales, soit par complexité des essais (structure complexe et historique du chargement), par exemple :

- Les essais SOMITE (Sodium Mixing Tee) et SUPERSOMITE développés à l'AEA au Royaume-Uni. Ils étudient les conditions d'amorçage des fissures ainsi que la propagation de fissures longues amorcées à partir d'entailles mécaniques. Le chargement thermique est réalisé à partir du mélange continu de deux jets de sodium de températures différentes à l'intérieur d'un canal annulaire. Ce canal est formé de deux tubes concentriques non contraints axialement en acier 316L [47].

- Le réacteur Phénix est un réacteur de recherche à neutrons rapides de 250MWe exploités conjointement par EDF et le CEA. Après 90000 heures de fonctionnement, deux fissures traversantes de sodium secondaires ont été détectées sur le circuit secondaire de sodium, circuit fabriqué en 304L [47]. Ces observations sont recensées dans la bibliographie par les essais PHENIX.

3.2.3.1 Essais SPECTRA [48][49]

L'expérience SPECTRA mise en place au Japon, au Japan Atomic Energy Agency à Orarai par Kawasaki et Kasahara permet d'obtenir une sollicitation thermique de forme sinusoïdale dans une zone de mélange.

La section d'essai SPECTRA est installée sur une boucle dont le fluide en circulation est du sodium liquide. Elle est composée d'une branche chaude dont la température du fluide est de 600°C, et d'une branche froide dont la température du fluide est de 250°C. Par un astucieux système de pompes électromagnétiques installées sur chaque branche amont à la zone de mélange, les variations de température du fluide peuvent être précisément contrôlées, avec différentes fréquences de variations et un débit constant dans la section d'essai. La Figure 15 illustre l'évolution temporelle des débits dans les sections chaude, froide et dans la section d'essai obtenue sur l'expérience SPECTRA.

Les caractéristiques de l'installation SPECTRA sont décrites dans le Tableau suivant :

Tableau 4 : Caractéristiques de l'expérience SPECTRA [49]

Température du Sodium	Branche chaude : 600°C Branche froide : 250°C
Volume de Sodium	11 m ³
Type de pompes	Pompes électromagnétiques
Profil de température	Sinusoïdal avec multiplication
Amplitude de variation de température	Jusqu'à 200°C
Fréquence	De 0,025 à 0,5 Hz
Débit	Environ 300 l/min
Densité d'oxygène	6 ppm

Les essais SPECTRA ont été réalisés avec 3 fréquences de variations thermiques de forme sinusoïdale différente, les fréquences sont 0,05, 0,2 et 0,5 Hz.

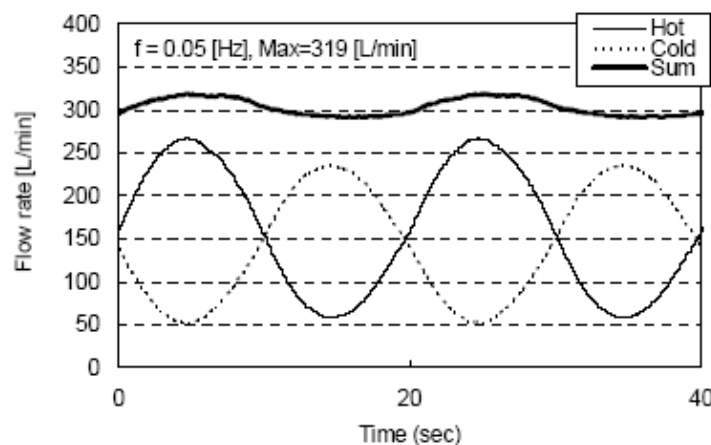


Figure 15 : Evolution des débits pour l'expérience SPECTRA

La Figure 16 présente la section d'essai de l'expérience SPECTRA. La section d'essai est composée de 3 parties :

- La première partie est la zone de mélange, c'est dans cette zone que les fluides chaud et froid se rencontrent pour obtenir le chargement thermique voulu.

- La deuxième partie est constituée d'un tube d'un diamètre intérieur de 66,9 mm et d'une paroi mince de 4,7 mm. Cette section d'une longueur de 5 diamètres est largement instrumentée de thermocouples. Deux types de mesures d'évolution temporelle de températures sont effectués. Des thermocouples sont positionnés dans le fluide, à 3 mm de la paroi interne du tube, à respectivement à 10, 60,120,180 et 260 mm de la zone de mélange. Des mesures de températures dans la structure, en paroi interne du tube, sont réalisées grâce à des thermocouples installés à 30, 90, 150 et 230 mm de la zone de mélange.
- La troisième partie est constituée d'un tube épais de 11,1 mm d'une longueur de 25 diamètres. Cette section constitue la partie de l'essai d'amorçage. Elle comporte des mesures de températures en surface et dans le fluide positionnées à 372,4 mm et 1772,4 mm.

Pour chaque position longitudinale, les mesures sont doublées. Le matériau de la section d'essai est un acier inoxydable austénitique de type 304L.

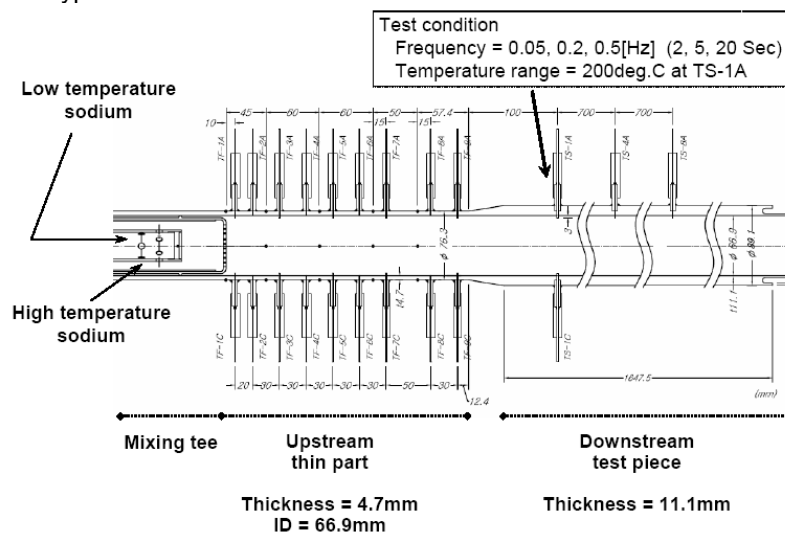


Figure 16 : Section d'essai SPECTRA

Quelques résultats issus de l'expérience SPECTRA sont présentés sur les Figure 17 à Figure 19.

Les évolutions temporelles obtenues dans le fluide (cf. Figure 17) montrent qu'un chargement thermique de forme sinusoïdale est imposé dans la section d'essai. L'évolution de la variation de température en fonction de la distance de la zone de mélange (cf. Figure 18) montre que pour une même amplitude de variation de température dans le fluide, la variation de température vue par la paroi dépend quant à elle de la fréquence du chargement.

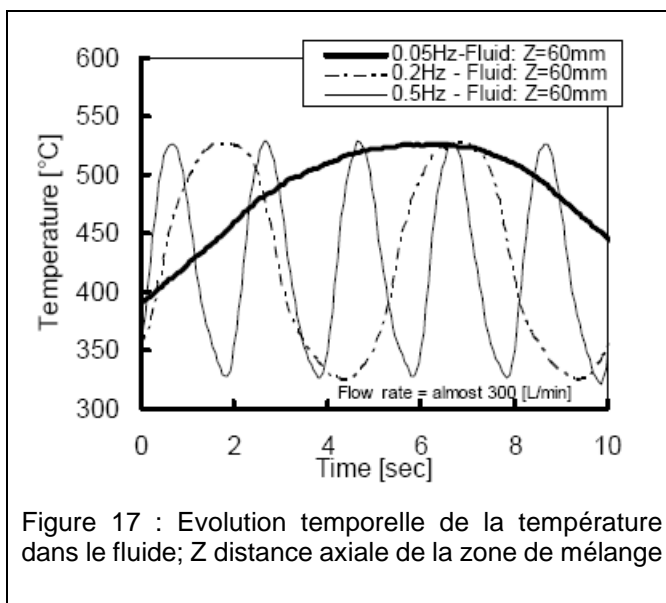


Figure 17 : Evolution temporelle de la température dans le fluide; Z distance axiale de la zone de mélange

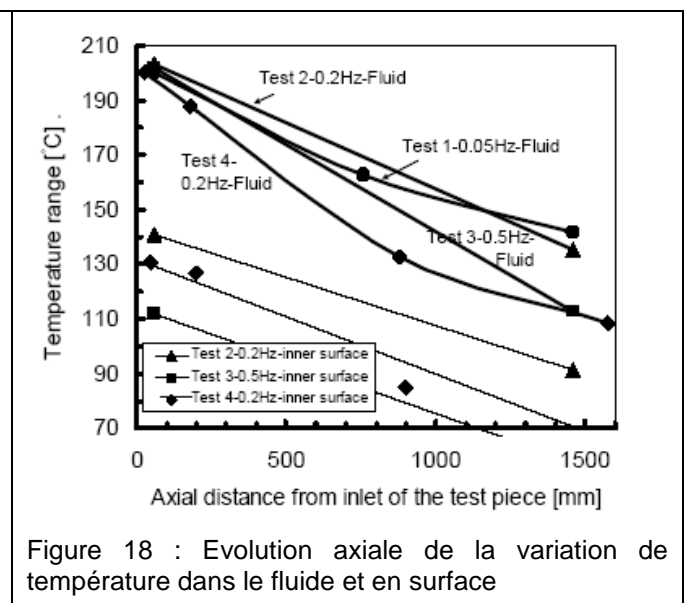


Figure 18 : Evolution axiale de la variation de température dans le fluide et en surface

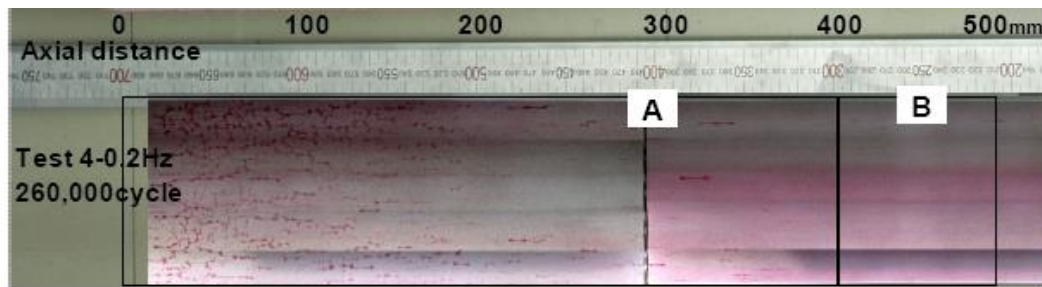


Figure 19 : Fissures observées en paroi interne des sections d'essai après les tests de fatigue thermique

Les essais ont été conduits jusqu'au nombre de cycles requis. Ensuite, la localisation de la zone d'amorçage (zone B sur la Figure 19) permet de connaître le chargement thermique correspondant. Les principaux résultats sont rassemblés dans le Tableau 5.

Fréquence (Hz)	0,05	0,2	0,5	0,2
ΔT	147°C	141°C	115°C	112°C
$\Delta \varepsilon$ (estimée par [49])	0,41 %	0,44 %	0,36 %	0,33 %
Nombre de cycles	157.10 ³	94.10 ³	157.10 ³	260.10 ³

Tableau 5: Principaux résultats obtenus sur l'expérience SPECTRA [49]

3.2.3.2 Essais FAENA [51][52][53]

La boucle sodium FAENA mise en place au CEA, a permis d'effectuer des essais de fatigue thermique à fréquence rapide en injectant du sodium chaud et froid à l'intérieur d'une éprouvette tubulaire. On montre sur la figure suivante le schéma de cette boucle qui, avec un réchauffeur de 20 kW, permet d'obtenir 400°C de différence de température entre la branche chaude et la branche froide à des fréquences comprises entre 0,3 et 0,05 Hz. Du fait de certaines limitations techniques issues du système d'injection à billes, les différences de températures réellement obtenues diminuent et on ne retrouve que 180°C à 300°C de variation de température en fonction de la fréquence, pour une température moyenne d'environ 450°C.

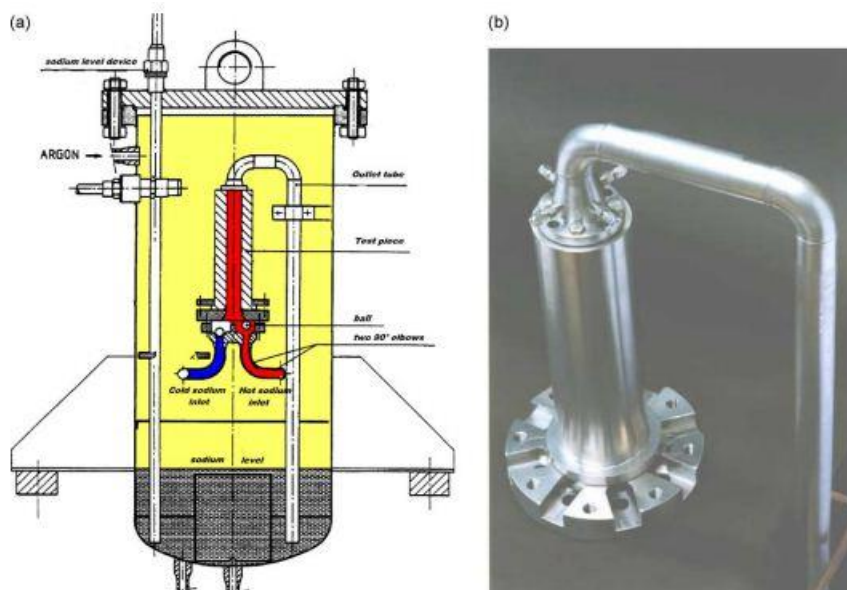


Figure 20 : Schéma de principe de la boucle sodium FAENA, ainsi que l'éprouvette.

Bergamaschi [51] a réalisé 9 essais, dont 3 essais avec deux niveaux de sollicitations, sur géométrie cylindrique en acier austénitique inoxydable 316L. Deux essais complémentaires ont été effectués avec un acier inoxydable à azote contrôlé 316L(N) et une température moyenne légèrement plus basse (370°C au lieu de 450°C).

Rappel sur le principe d'interprétation et d'observation de l'amorçage lors des essais FAENA

Lors d'un choc chaud, le sodium chaud se refroidit progressivement en montant le long de la paroi interne du tube qui est, en début de choc chaud, à sa température minimale. Inversement, le sodium froid se réchauffe au fur et à mesure qu'il monte le long de la paroi interne du tube, celle-ci étant en tout début de choc froid, à sa température maximale. Il y a donc une décroissance de la variation de température en peau interne le long du tube.

Ainsi à la fin de chaque essai, la face interne de l'éprouvette présente un gradient d'endommagement le long de la hauteur du tube. La variation de déformation est liée à la variation de température et celle-ci diminue avec la hauteur (cf. Figure 21). Cependant le niveau maximum de fissuration est délicat à déterminer et nécessite l'emploi de différentes techniques d'observation. Ce niveau maximum de fissuration dépend du critère de profondeur de fissure à l'amorçage, qui a été fixé à une profondeur de fissure de 200 μm .

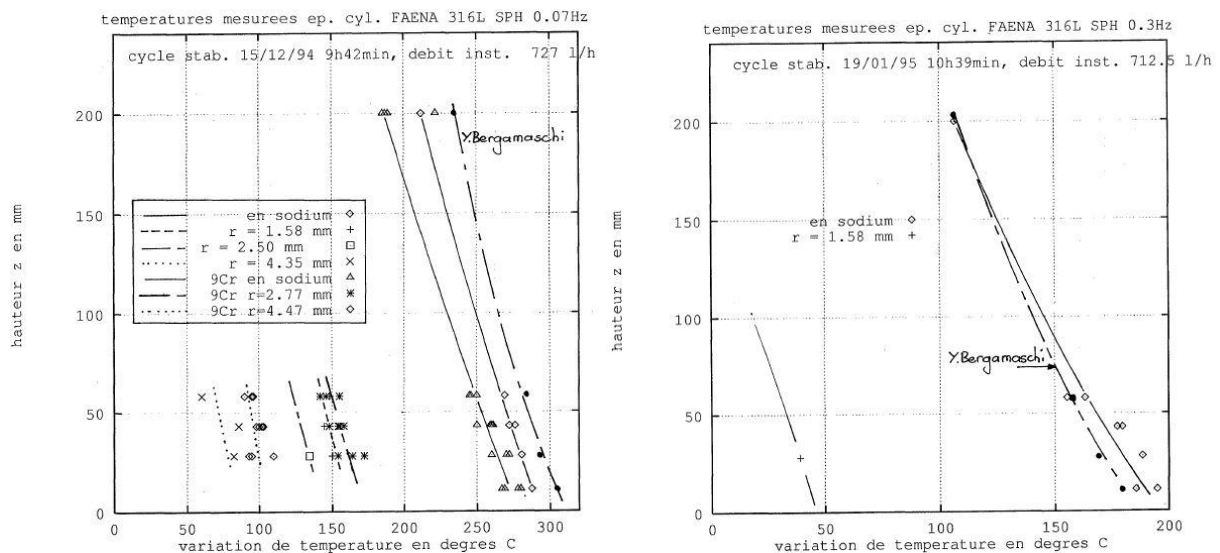


Figure 21 : Variation de température sur le cycle en fonction de la hauteur Z dans l'éprouvette pour les essais à une fréquence de 0,07 Hz et 0,3 Hz

3.2.4 Interprétation des essais de fatigue thermique

3.2.4.1 Introduction

L'interprétation numérique de ces différents essais de fatigue thermique nécessite de mettre en œuvre des modèles numériques comportant un certain nombre d'hypothèses, notamment sur le comportement du matériau, sur les conditions aux limites et sans compter sur les hypothèses portant sur la détermination du champ de température global dans la structure (origine du chargement mécanique). Afin de s'affranchir de toutes ces sources potentielles « d'erreurs », on se propose alors d'effectuer une confrontation des données obtenues sur les 5 différents types d'essais de fatigue thermique sans interprétation numérique. Les variations de température imposées et mesurées seront rassemblées en fonction de la durée à l'amorçage. On obtiendra ainsi des points reliant la variation de température au nombre de cycles à l'amorçage.

Ce type d'interprétation permettra de qualifier les différents essais entre eux et cela permettra de montrer s'il existe un effet aggravant, à savoir une diminution de la durée de vie comparativement à la durée de vie obtenue sur des éprouvettes de fatigue uniaxiales.

Ensuite, une interprétation numérique sera entreprise et elle permettra de déterminer l'état mécanique des différentes expériences de fatigue thermique. Des grandeurs équivalentes en déformations seront déterminées en suivant le principe décrit dans les règles de dimensionnement telles que le RCC-MRx. La confrontation des points de fatigue obtenue permettra de juger la capacité de prédiction de la durée à l'amorçage à partir de l'équivalent de von Mises.

La confrontation des données expérimentales issues d'expériences de fatigue thermique avec des environnements différents apportera des éléments de réponse sur l'existence d'un effet aggravant de la fatigue thermique, et ce quel que soit le type d'environnement.

Deux méthodologies d'interprétation des différents essais de fatigue thermique sont proposées. La première est basée sur une interprétation à partir des données expérimentales (ou estimées) de la température. La seconde est basée sur une interprétation des essais à partir des déformations qui sont estimées numériquement.

Afin de comparer ces 5 expériences de fatigue thermique, il faut tenir compte de la taille des fissures observées et qui déterminent le nombre de cycles à l'amorçage retenu. Les tailles des fissures pour les 5 expériences sont :

- Fissures observées sur SPLASH = 200microns en surface soit 100microns en profondeur (0,1mm), une correction proposée par Levailant [54] est appliquée, celle-ci permettra de comparer les résultats SPLASH aux autres résultats.
- Fissures observées sur FAT3D = 3mm (observation par ressuage)
- Fissures observées sur JRC = 3mm (observation par ressuage)
- Fissures observées sur SPECTRA = 3mm (observation par ressuage)
- Fissures observées sur FAENA = 3,5mm (observation par ressuage)

3.2.4.2 Interprétation en termes de variation de température

Sur la figure 12, toutes les données expérimentales disponibles sont représentées. Ainsi, les variations de température expérimentales qui ont conduit à une fissuration observable sont rassemblées pour chacune des 5 expériences (SPLASH, FAT3D, JRC, SPECTRA et FAENA). La courbe de fatigue du matériau considéré (acier inoxydable austénitique) issue d'essais uniaxiaux à 450°C est aussi représentée en fonction de la variation de température engendrant la déformation imposée. Celle-ci est à prendre avec précaution et elle doit être considérée comme un repère.

La courbe de fatigue du matériau est construite à partir des variations de déformations, et en appliquant le coefficient de dilatation thermique, une analogie en termes de variation de température est définie, telle que :

$$\Delta \varepsilon = \alpha \Delta T$$

$$\Delta T = \frac{\Delta \varepsilon}{\alpha}$$

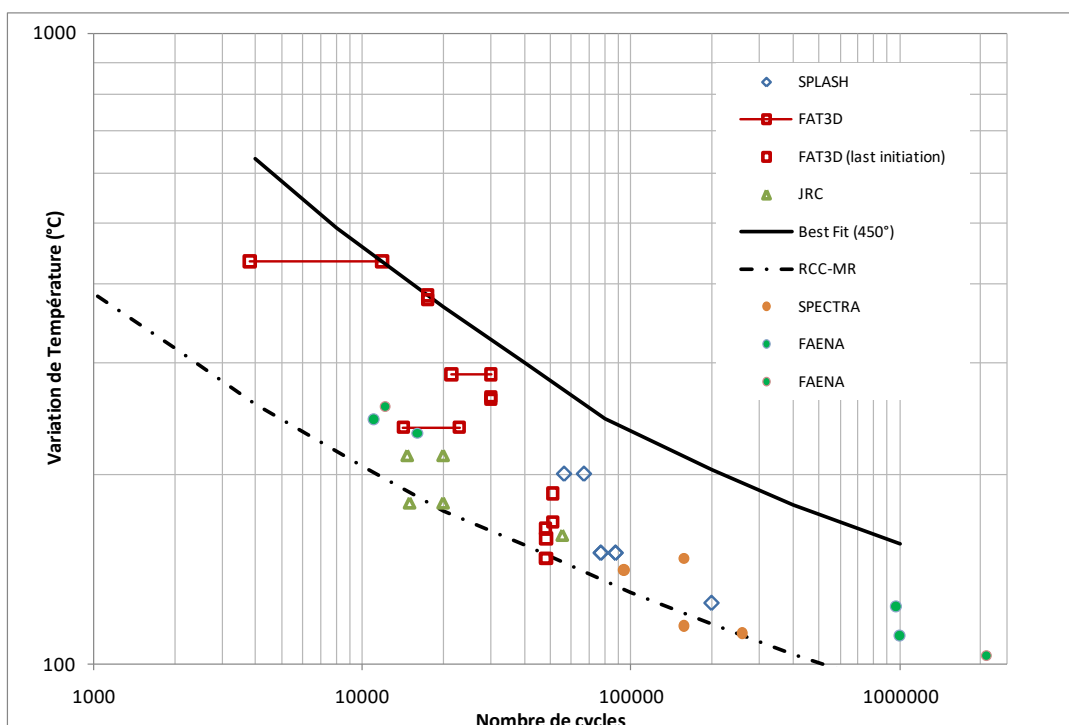


Figure 22 : Points de fatigue issus des 5 expériences de fatigue thermique en fonction de la variation de température mesurée.

Une remarque importante concernant les résultats exposés porte sur le regroupement des points de fatigue pour les expériences en environnement sodium et environnement eau. En effet les points issus des expériences SPECTRA et FAENA peuvent se regrouper avec les points issus des expériences SPLASH, FAT3D et JRC. Il apparaît possible de définir une courbe qui représenterait les points obtenus.

3.2.4.3 La multiaxialité des contraintes due à la fatigue thermique ou plutôt l'équibiaxialité des contraintes

Il a été montré une forte différence entre des structures soumises à des sollicitations uniaxiales et multiaxiales (cf. Figure 27). La Figure 23 illustre la différence des champs de contrainte et de déformation pour un état de contrainte uniaxial et un état de contrainte équibiaxial résultant d'une sollicitation de fatigue thermique en surface. On rappelle que c'est le premier chargement qui est utilisé pour les essais de fatigue mécanique usuels, alors que le second chargement est celui rencontré sur les expériences de fatigue thermique.

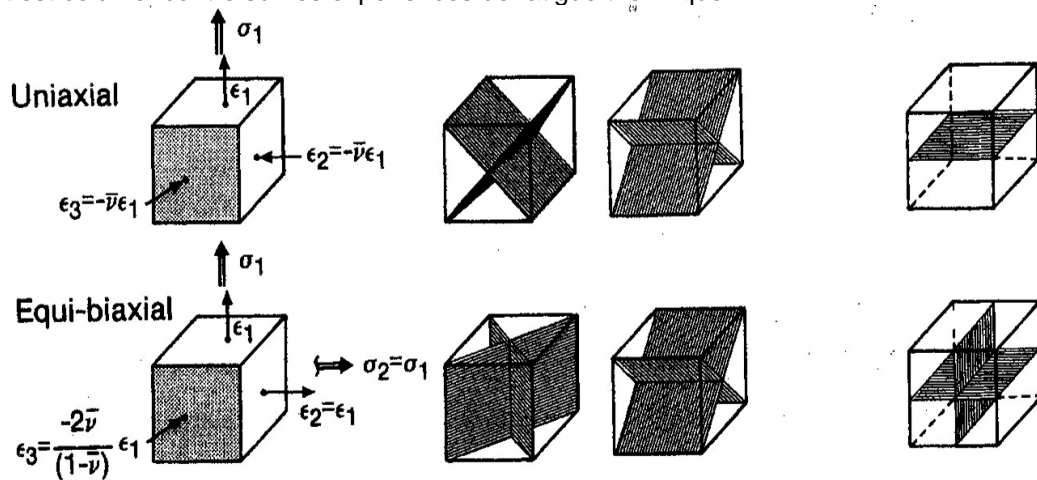


Figure 23 : Champ de contraintes et de déformations pour un état de contrainte uniaxial et un état de contrainte équibiaxial résultant d'une sollicitation de fatigue thermique en surface [59]

La contrainte de cisaillement est considérée comme le moteur de l'endommagement, l'application d'une contrainte de cisaillement sur la matière pendant plusieurs cycles se traduit par l'accumulation de microdéformations plastiques. Les microdéformations proviennent, pour une plus grande partie, du mouvement des dislocations qui se déplacent dans le cas des aciers austénitiques à structure cubiques à faces centrées, suivant des plans denses $\{1\ 1\ 1\}$ et pour des directions définies par $\langle 1\ 1\ 0 \rangle$. Ces mouvements ne sont pas tous réversibles lors du changement de direction de la sollicitation, notamment du fait de considérations cristallographiques : certains plans de glissement changent lors de l'inversion de la sollicitation. C'est cette non-réversibilité du glissement qui engendre en grande partie la formation de relief à la surface du matériau. Une autre partie peut être due aussi à l'oxydation des surfaces fraîches. La répétition de ce processus conduit à la formation d'intrusions-extrusions (cf. Figure 24). Par rapport à la surface initiale, les premières zones sont en retrait, les secondes en relief. Ce sont les intrusions qui constituent des zones de concentration de contrainte locales et qui favorisent l'apparition des premières microfissures [59]. Quelquefois, les mécanismes sont un peu modifiés par la présence d'autres sites d'amorçage comme des inclusions, des soufflures

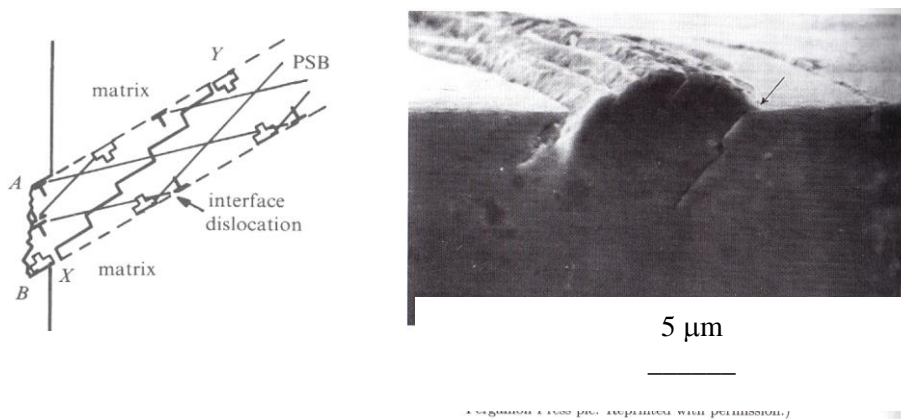


Figure 24 : La contrainte de cisaillement comme moteur de l'endommagement, formation d'extrusion – intrusion à partir des bandes de glissement persistantes et amorçage en fatigue, cristal de Cuivre 60.10^3 cycles à $\gamma_{pl} = 0.002$ à la température ambiante.

En outre, l'application d'un chargement biaxial a tendance à activer plus de systèmes de glissement intense. Ce qui devrait a priori favoriser un amorçage plus précoce.

La contrainte hydrostatique se rajoutant devient un élément aggravant de l'endommagement. Ce début de propagation est, a priori, favorisé par une contrainte normale au plan de fissuration, laquelle tend à ouvrir la fissure. La contrainte hydrostatique représente cette contrainte normale. On comprendra que pour un cisaillement pur, donc en absence de contrainte normale, la fissure tend à se fermer. Les lèvres de la fissure entrent en contact et vont même quelquefois s'écraser mutuellement au cours du cyclage : c'est le phénomène de « matage » (cf. Figure 25). Les forces de frottement, qui en résultent, viennent inhiber la propagation. A contrario, les contraintes normales aux lèvres de la fissure augmentent l'ouverture et réduisent justement ces forces de frottement. Ce qui favorise la propagation.

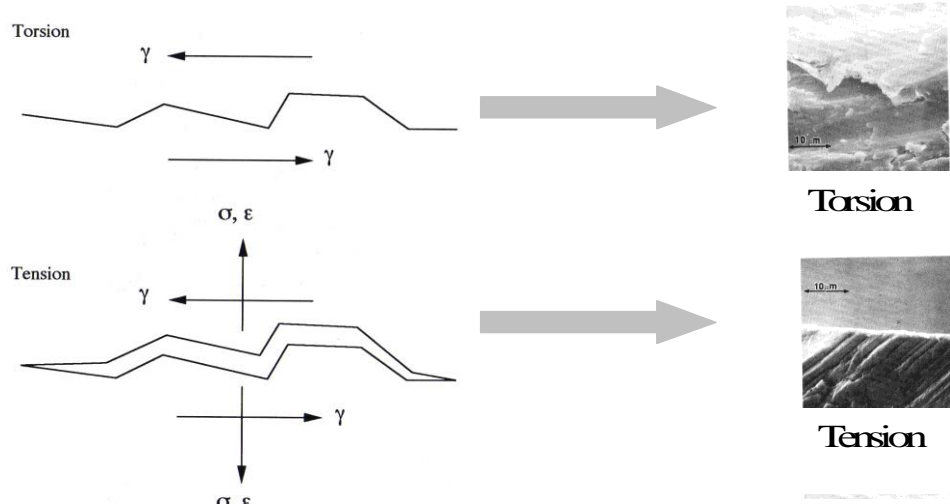


Figure 25 : Illustration schématique de l'effet d'une contrainte normale sur des fissures et faciès résultants [61].

La fatigue thermique est à l'origine de contraintes de traction biaxiale en surface. On peut donc légitimement penser que la propagation sera encore plus favorisée qu'avec un chargement uniaxial. En outre, on comprendra aisément que bien que biaxial, l'endommagement résultant d'un chargement de torsion n'a rien à voir avec celui résultant d'un chargement de fatigue thermique.



3.2.4.4 Généralités sur les critères multiaxiaux en déformation

Toutes les méthodes de prédiction de durée de vie ayant une approche en déformation utilisent la courbe de référence (N_r, ε) de Manson-Coffin-Basquin, avec N_r le nombre de cycles à rupture. On va donc commencer par présenter la courbe de Manson-Coffin-Basquin [58].

Dans le domaine de la fatigue oligocyclique, les déformations plastiques sont prépondérantes. Pour les états de contraintes uniaxiaux, on fait usuellement l'hypothèse que la durée de vie est reliée à l'amplitude de la déformation plastique $\Delta\varepsilon_p/2$ par la courbe de Manson-Coffin [59] :

$$\frac{\Delta\varepsilon_p}{2} = \varepsilon'_f (2N_R)^C$$

Dans le domaine de l'endurance où les déformations plastiques sont généralement négligeables par rapport aux déformations élastiques (cependant, cette hypothèse n'est pas valable pour les aciers inoxydables austénitiques), les méthodes de calcul de durée de vie utilisent le modèle de Basquin pour traduire la relation existante entre la variation de contrainte $\Delta\sigma^e$ et le nombre de cycles N_R .

Lorsque la réponse est adaptée, on a :

$$\Delta\sigma = E\Delta\varepsilon^e$$

$$\frac{\Delta\sigma}{2} = \frac{E\Delta\varepsilon^e}{2} = \sigma'_f (2N_R)^b$$

$$\frac{\Delta\varepsilon^e}{2} = \frac{\sigma'_f}{E} (2N_R)^b$$

Dans le cas d'un chargement périodique où la boucle d'hystérésis dans un diagramme contrainte-déformation est supposée stabilisée, l'hypothèse de partition des déformations élastiques et plastiques permet d'écrire l'équation de Manson-Coffin-Basquin exprimant l'amplitude de la déformation totale (partie élastique et partie plastique) en fonction de N_R :

$$\frac{\Delta\varepsilon^t}{2} = \frac{\Delta\varepsilon^e}{2} + \frac{\Delta\varepsilon^p}{2} = \frac{\sigma'_f}{E} (2N_R)^b + \varepsilon'_f (2N_R)^c$$

Dans cette équation $2N_R$ représente le nombre d'alternances (extréma) du chargement, σ'_f et ε'_f sont respectivement un coefficient de résistance à la fatigue et un coefficient de ductilité. Ils sont souvent identifiés à l'aide d'essais de fatigue dans le domaine oligocyclique en traction alternée symétrique.

La relation de Manson-Coffin-Basquin est valide pour le cas de la traction - compression. Dans le cas plus général d'un chargement multiaxial, le terme $\frac{\Delta\varepsilon^t}{2}$ est remplacé par l'amplitude de la déformation normale $\frac{\Delta\varepsilon_n}{2}$ à un plan critique, tel que :

$$\frac{\Delta\varepsilon_n}{2} = \frac{\sigma'_f}{E} (2N_R)^b + \varepsilon'_f (2N_R)^c$$

Le défaut majeur de ce type d'approche est son incapacité à prévoir une limite d'endurance illimitée, puisqu'on obtient :

$$\Delta\varepsilon \rightarrow 0 \text{ lorsque } N_R \rightarrow \infty$$

Calcul du facteur de triaxialité : TF

Le facteur de triaxialité quant à lui est introduit pour amplifier les valeurs des amplitudes équivalentes calculées, et ainsi mettre en valeur l'effet de la multiaxialité.

Le facteur de triaxialité s'exprime comme un rapport entre le premier invariant du tenseur des contraintes (la pression hydrostatique) et la contrainte de Von Mises, le deuxième invariant :

$$TF = \frac{I_1}{\sigma_{eq}^{vm}} = \frac{Tr(\sigma)}{\sigma_{eq}^{vm}} = \frac{3\sigma_H}{\sigma_{eq}^{vm}}$$

D'une façon théorique, le facteur TF devrait pouvoir varier de $+\infty$... (traction hydrostatique pure), où les matériaux deviennent fragile, à $-\infty$ (compression pure), où nombre de matériaux réputés fragiles ont un comportement ductile. En pratique le domaine de validité de TF est bien plus restreint. Souvent, la variation est limitée entre 0 et 6.

Le principe de base des critères multiaxiaux est l'utilisation du facteur de triaxialité TF avec un critère en déformation équivalente. Ceci permet ainsi de prendre en compte l'effet de la triaxialité, introduit par la présence de l'invariant I_1 . On peut distinguer la traction multiaxiale ($I_1 > 0$) de la compression multiaxiale ($I_1 < 0$) afin de bien mettre en évidence que l'endommagement du matériau est moindre lorsqu'il est soumis à une pression hydrostatique.



Rappel :

Selon une formulation de type Von Mises, la déformation équivalente cumulée au cours d'un cycle s'écrit :

$$\varepsilon_{eq} = \int_{cycle} \sqrt{\frac{2}{3} \varepsilon : \varepsilon} dt$$

D'où dans le repère des contraintes principales :

$$\Delta \varepsilon_{eq} = \sqrt{\frac{2}{3} \Delta \varepsilon'_j : \Delta \varepsilon'_j} dt$$

Dans le cas où la réponse est adaptée, on a un comportement élastique pur. On peut directement appliquer la loi de Hooke :

$$\Delta \varepsilon_{eq}^e = \frac{2(1+\nu)}{3} \frac{\Delta \sigma_{eq}^e}{E} \text{ avec } \sigma_{eq}^e \text{ donnée par l'expression de Von Mises (par exemple).}$$

3.2.4.5 Interprétation mécanique déduite de la codification en vigueur pour les îlots nucléaires (critère RCC-MRx [7]) : estimation d'une variation de déformation équivalente de von Mises

A partir de calculs élastiques

Les variations de contrainte élastique équivalente $\Delta \sigma_{dei}$ et de déformation élastique équivalente $\Delta \varepsilon_1$ obtenues par une analyse élastique ne prennent pas en compte la plasticité qui se produirait si le comportement réel du matériau avait été modélisé. La méthode proposée ci-dessous a donc pour but de fournir une estimation de la variation des déformations "réelles" $\Delta \varepsilon_i$ à partir des résultats de l'analyse élastique dans le cas où le fluage est négligeable, en évaluant l'amplification de la déformation due à la plasticité.

La variation équivalente $\Delta \sigma_{dei}$ est obtenue selon la procédure de comptage RAINFLOW. Par cette procédure normalisée, le nombre de cycles i ainsi que les niveaux de contrainte équivalente correspondant $\Delta \sigma_{dei}$ sont quantifiés sur la durée de la séquence considérée.

Pour chaque cycle i spécifié, la valeur de la variation de déformations "réelles" $\Delta \varepsilon_i$ est la somme des quatre termes notés $\Delta \varepsilon_1$, $\Delta \varepsilon_2$, $\Delta \varepsilon_3$, $\Delta \varepsilon_4$ et telle que :

$$\Delta \varepsilon_i = \Delta \varepsilon_1 + \Delta \varepsilon_2 + \Delta \varepsilon_3 + \Delta \varepsilon_4 .$$

Ces termes sont calculés avec la courbe cyclique (cf. Figure 26) correspondant à la température maximum au point considéré:

- La variation de déformation élastique équivalente $\Delta \varepsilon_1$ issue de l'analyse élastique, telle que :

$$\Delta \varepsilon_1 = \frac{2(1+\nu)}{3} \frac{\Delta \sigma_{de}}{E} \text{ avec } E \text{ module d'élasticité à la température considérée.}$$

- Le terme $\Delta \varepsilon_2$ représente la majoration plastique due à la variation des contraintes primaires au point étudié. Cette contribution est nulle pour un chargement thermique.
- Le terme $\Delta \varepsilon_3$ représente, quant à lui, la majoration plastique des déformations selon le trajet sur la Figure 26. Cette majoration est appliquée uniquement en présence de singularité, sinon $\Delta \varepsilon_3=0$.

$$\Delta \varepsilon . \Delta \sigma = (\Delta \varepsilon_1 + \Delta \varepsilon_2) . \Delta \sigma_{de}$$

- Le terme $\Delta \varepsilon_4$ représente la majoration plastique des déformations due à la triaxialité ; elle est définie par :

$$\Delta \varepsilon_4 = (K_v - 1) \Delta \varepsilon_1$$

où K_v est le coefficient d'amplification plastique dont les valeurs (variant généralement de 1 à 1.35 pour notre acier) sont obtenues à l'aide des courbes de consolidation cyclique et Tableaux du RCC-MR pour la valeur de $\Delta \sigma_{dei}$

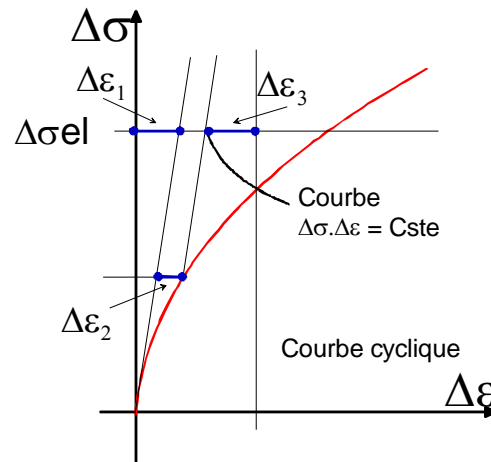


Figure 26 : Détermination des termes de déformations pour l'analyse de dommage

A partir de calculs élastoplastiques

L'interprétation numérique des différents essais de fatigue thermique a été effectuée avec une modélisation non linéaire du comportement mécanique et permet d'obtenir l'évolution de la déformation totale (élastique et plastique) ainsi que la contrainte au cours d'un cycle de chargement. Le critère d'estimation de durée de vie issue du RCC-MR fait intervenir une variation de déformation équivalente $\Delta\varepsilon_{eq}$ déterminée au sens de Von Mises, tel que :

$$\Delta\varepsilon_{eq} = \max_{ti, tj} [J_2(\varepsilon_{ti} - \varepsilon_{tj})] \text{ avec}$$

$$J_2 = \sqrt{\frac{3}{2} \varepsilon' : \varepsilon'}$$

$$= \sqrt{\frac{3}{2} \left(\varepsilon - \frac{1}{3} tr(\varepsilon) \right) : \left(\varepsilon - \frac{1}{3} tr(\varepsilon) \right)}$$

Ce critère est appliqué aux résultats expérimentaux obtenus sur les essais de fatigue thermique. La Figure 27 représente les variations de déformations équivalentes en fonction du nombre de cycles d'amorçage observés. On remarque que les résultats expérimentaux issus d'expériences biaxiales (fatigue thermique) sont différents de ceux obtenus sur des expériences uniaxiales.

La courbe de fatigue de référence correspond à la courbe (best-fit) ajustée sur les mesures de durée de vie obtenues sur des éprouvettes uniaxiales en déformations imposées à 450°C en acier inoxydable de type 316L. Celle-ci est obtenue avec un rapport de déformation R=-1 et en environnement air.

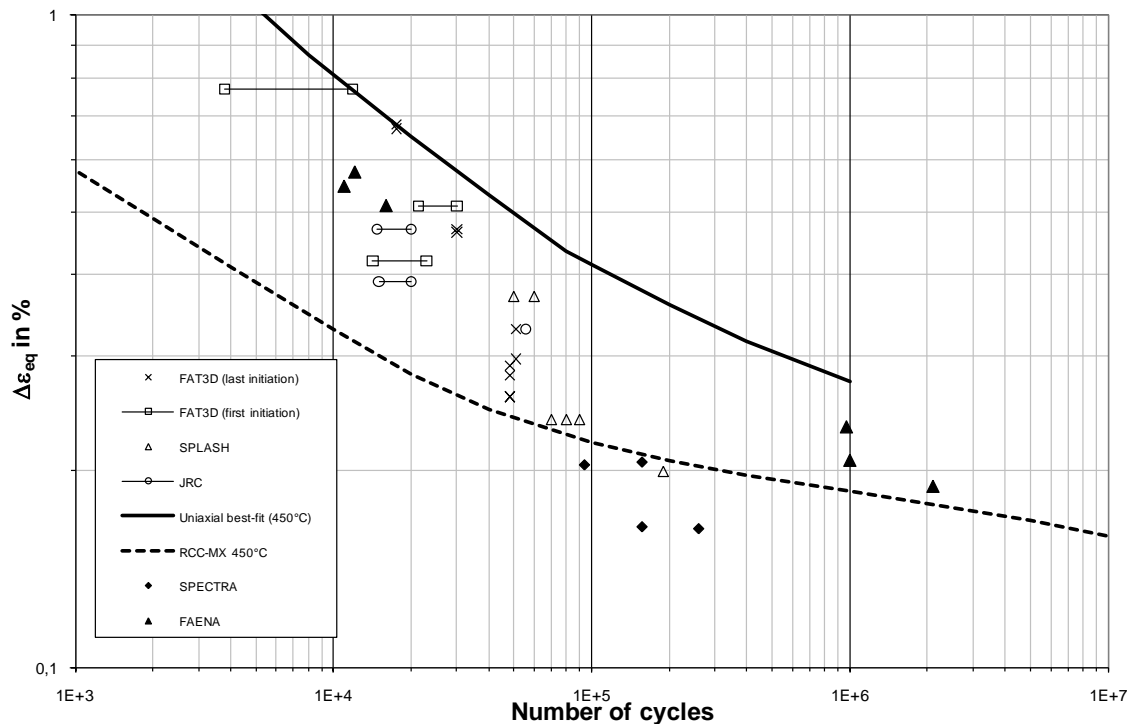


Figure 27 : Critères de von Mises (RCC-MRx) appliqués aux essais de Fatigue Thermique comparés à la courbe de fatigue de référence uniaxiale.

3.2.4.6 Estimation de la durée de vie (critère de Zamrik) [69][68]

Il s'agit d'un critère en déformation équivalente. Le critère proposé par ZAMRIK [69] se base sur des réflexions menées par Manson et Halford [58] qui ont proposé un critère d'estimation de durée de vie pour des sollicitations multiaxiales. Il a été mis au point sur de l'acier 304 L à 600 – 650 °C. La déformation équivalente est partitionnée en une partie élastique et en une partie plastique. La partie élastique reste inchangée. La partie plastique est modifiée avec un coefficient dépendant du taux de triaxialité des contraintes, tel que :

$$\begin{aligned}\Delta \varepsilon_{eq}^t &= \Delta \varepsilon_{eq}^e + \Delta^* \varepsilon_{eq}^p \\ \Delta^* \varepsilon_{eq}^p &= MF \Delta \varepsilon_{eq}^p \\ MF &= TF \text{ pour } TF \geq 1 \\ MF &= \frac{1}{2 - TF} \text{ pour } TF < 1\end{aligned}$$

L'effet aggravant d'un chargement équibiaxé est bien mis en évidence, puisque l'on a : $MF = 2$ et donc on obtient une amplification de la déformation équivalente. A contrario, en torsion pure, on aura : $MF = 1/2$, et de ce fait, une réduction de la déformation équivalente. En traction, on a évidemment $MF = 1$.

A partir de la même forme, Zamrik propose un critère multiaxial sous la forme suivant :

$$\Delta^* \varepsilon_{eq}^t = A \Delta \varepsilon_{eq}^e + B \Delta \varepsilon_{eq}^p$$

Il propose de porter l'impact de la multiaxialité sur la déformation équivalente aux deux parties de la déformation (élastique et plastique). Pour identifier les deux paramètres A et B, il se base sur les relations de Basquin et Manson – Coffin pour un essai uniaxé :

$$\begin{aligned}\left(\Delta \varepsilon_{eq}^e\right)_{axial} &= 2 \frac{\sigma_f'}{E} (2N_R)^b \\ \left(\Delta \varepsilon_{eq}^p\right)_{axial} &= 2 \varepsilon_f' (2N_R)^c\end{aligned}$$



Les relations de Basquin et Manson – Coffin sont pour un essai de torsion :

$$\left(\Delta\varepsilon_{eq}^e\right)_{torsion} = \frac{\tau'_f}{(1+\nu_e)} \frac{\sqrt{3}}{G} (2N_R)^{b_0}$$

$$\left(\Delta\varepsilon_{eq}^p\right)_{torsion} = \frac{2\gamma'_f}{\sqrt{3}} (2N_R)^{c_0}$$

D'une manière générale, ces relations donnent une évolution quasi bilinéaire dans un diagramme log – log (cf. Figure 28). Une première pente correspond à la région élastique. Une deuxième pente correspond à la région plastique.

Le modèle de Zamrik repose donc sur deux hypothèses :

1 - La transition entre la région élastique et la région plastique (droites D2 et D4 en torsion, droites D1 et D3 en traction sur la Figure 28) se produit lorsque les variations de déformations élastiques et plastiques sont égales. On remarque la faible influence du taux de triaxialité sur les pentes des droites : les pentes de D1 et de D2 d'une part et de D3 et de D4 d'autre part sont égales. Aussi, la première hypothèse suppose que le décalage de la transition dépend uniquement du taux de triaxialité.

Pour chaque cas, on obtient le nombre de cycles (N cycles = $2N_t$ dans les équations) correspondant à la transition élastique – plastique en égalant simplement l'amplitude de déformation élastique et l'amplitude de déformation plastique, donc :

$$(2N_t)_{axial}^{c-b} = \frac{\sigma'_f E}{\varepsilon'_f}$$

$$(2N_t)_{torsion}^{c_0-b_0} = \frac{3}{2(1+\nu_e)} \frac{\tau'_f}{\gamma'_f G}$$

On remarque que les membres de droites de ces deux équations se retrouvent sur la Figure 28. Ils représentent les rapports des amplitudes de déformation élastique et de déformation plastique extrapolées à un demi-cycle ($2N_t = 1$) pour chaque cas de chargement.

En divisant ces deux expressions, on a donc :

$$\frac{(2N_t)_{axial}^{c-b}}{(2N_t)_{torsion}^{c_0-b_0}} = \frac{3}{2(1+\nu_e)} \frac{\tau'_f}{\gamma'_f G} \frac{\varepsilon'_f}{\sigma'_f E}$$

Zamrik définit le paramètre Z égal au second membre de l'équation précédente :

$$Z = \frac{3}{2(1+\nu_e)} \frac{\tau'_f}{\gamma'_f G} \frac{\varepsilon'_f}{\sigma'_f E}$$

Ensuite, il propose une relation pour l'amplitude de déformation élastique équivalente pour tenir compte du taux de triaxialité :

$$\Delta\varepsilon_{eq}^e = Z^{1-TF} \frac{\sigma'_f}{E} (2N_f)^{-b}$$

De façon à obtenir : $\left(\Delta\varepsilon_{eq}^e\right)_{axial} = \frac{\sigma'_f}{E} (2N_f)^{-b}$ car $TF = 1$ en traction – compression.

et $\left(\Delta\varepsilon_{eq}^e\right)_{torsion} = Z \frac{\sigma'_f}{E} (2N_f)^{-b} = Z \left(\Delta\varepsilon_{eq}^e\right)_{axial}$ car $TF = 0$ en torsion.

2 - La deuxième hypothèse suppose que l'on a des évolutions identiques en fonction du taux de triaxialité :

- Pour la déformation plastique équivalente sous chargement de fatigue oligocyclique multiaxé.
- Pour la ductilité sous un chargement de traction monotone multiaxé.

Or, les essais de traction multiaxés sont bien plus faciles à réaliser. On a établi que l'évolution vaut sensiblement : 2^{1-TF} . Notons que l'auteur précise que cette évolution a été établie pour $0 \leq TF \leq 6$.

Ainsi, on reporte cette variation pour l'amplitude de déformation plastique pour un cas multiaxé , soit :

$$\Delta\varepsilon_{eq}^p = \Lambda^{1-TF} \varepsilon'_f \text{ avec } \Lambda = 2$$

Dans le cas général, on exprime la déformation totale équivalente par :

$$\Delta^* \varepsilon_{eq}^t = \left(Z^{TF-1}\right) \Delta\varepsilon_{eq}^e + \left(\Lambda^{1-TF}\right) \Delta\varepsilon_{eq}^p$$

On a $Z = 1.42$ et $\Lambda = 1.8$ dans le cas d'un acier 316L à 621 °C.

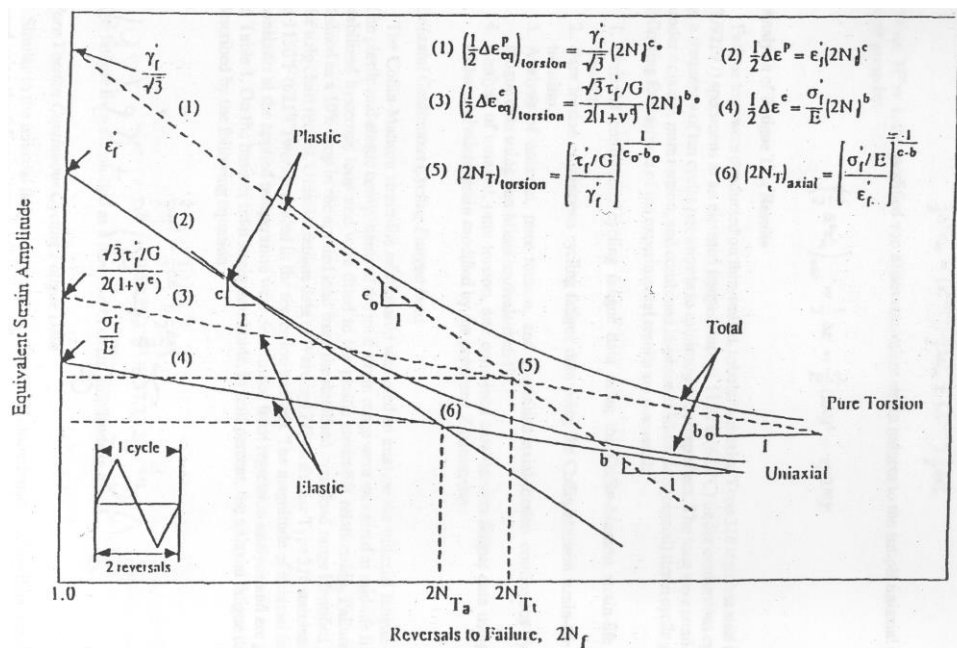


Figure 28 : Principe du critère de Zamrik, passage d'un état uniaxial à un état multiaxial

L'introduction de ces paramètres implique généralement que :

- Lorsque le taux de triaxialité est inférieur à 1, le critère donne : $\Delta^* \varepsilon_{eq}^t < \Delta \varepsilon_{eq}^t$, il en résulte une augmentation de la durée de vie pour un même chargement.
- Lorsque le taux de triaxialité est supérieur à 1, le critère donne : $\Delta^* \varepsilon_{eq}^t > \Delta \varepsilon_{eq}^t$, il en résulte une diminution de la durée de vie pour un même chargement.

Le taux de triaxialité d'une structure soumise à un chargement thermique est supérieur à 1 et généralement de l'ordre de 2. L'utilisation du critère de Zamrik donne une durée de vie plus faible, ce qui va dans le même sens que les observations expérimentales.

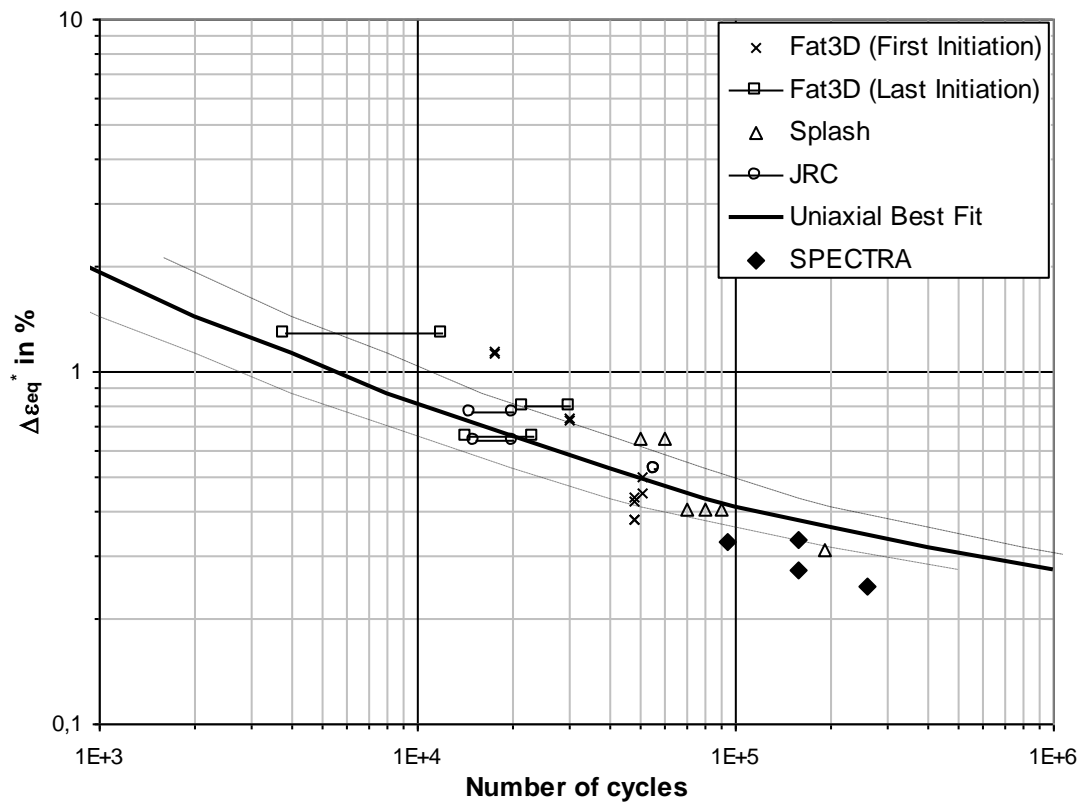


Figure 29 : Critère multiaxial de Zamrik appliqué aux essais de Fatigue Thermique comparés à la courbe de fatigue de référence uniaxiale.

Sur la Figure 29, le critère multiaxial de Zamrik est appliqué à l'expérience SPECTRA et les résultats obtenus sont comparés à la courbe de fatigue uniaxiale du matériau ainsi qu'aux résultats issus d'expériences de fatigue thermique (FAT3D, SPLASH, et JRC). Comparativement au critère multiaxial de Von Mises, le critère de Zamrik permet de "s'approcher" de la courbe de fatigue uniaxiale. Cependant, on peut remarquer que pour les faibles nombres de cycles, le critère de Zamrik sous-estime l'amorçage et inversement pour les grands nombres de cycles, le critère de Zamrik surestime.

L'utilisation de ce critère multiaxial permet de comparer les durées de vie en fatigue thermique et uniaxiale. Il faut avoir aussi à l'esprit que les coefficients du critère (Z et Λ) ont été déterminés sur des essais différents des essais de fatigue thermique (essais de torsion). La détermination de ces coefficients sur des essais mécaniques en équibiaxiaux permettrait une meilleure estimation de la durée de vie en fatigue thermique.

3.2.4.7 Estimation de la durée de vie (critère énergétique en dissipation) [66]

Les critères basés sur une approche énergétique dépendent du type de densité volumique d'énergie de déformation considérée par cycle. La fonction de fatigue combine généralement les énergies de changement de volume (plasticité) et de changement de forme (élasticité) développées par les contraintes au cours du cycle. Ils peuvent cependant être divisés en trois groupes :

- Critères basés sur l'énergie élastique
- Critères basés sur l'énergie plastique (ou dissipée)
- Critères basés sur la combinaison de l'énergie élastique et de l'énergie plastique

Les critères basés sur l'énergie de déformation élastique sont utilisés en fatigue à grand nombre de cycles dans le cas adapté alors que les critères basés sur l'énergie de déformation plastique sont, a priori, plus appropriés en fatigue oligocyclique. La dernière famille serait valable pour les deux cas.

La densité d'énergie dissipée plastique par cycle W_p est une information qui peut se traduire en critère. Elle a été utilisée comme telle et a fait ses preuves dans l'industrie automobile pour le calcul de durée de vie de structures 3D complexes. Mais des applications récentes ont donné de mauvais résultats en fatigue thermique. Le calcul de

l'énergie dissipée seul n'est pas suffisant car il ne prend pas en compte l'effet de triaxialité. En effet, dans son expression on ne considère que la partie déviatorique de la contrainte, ce qui supprime l'information liée à la pression hydrostatique :

$$W_p = \int_{\text{cycle}} \sigma : \dot{\varepsilon}^p dt$$

Dans le cas de chargements aléatoires, l'énergie dissipée par cycle peut être déterminée par approximation incrémentale telle que :

$$W_p = \int_{\text{cycle}} \sigma : \dot{\varepsilon}^p dt \approx \sum_i \left(\frac{\sigma_{i+1} + \sigma_i}{2} \right) : (\varepsilon_{i+1}^p - \varepsilon_i^p)$$

Avec l'indice i correspondant au temps calculé.

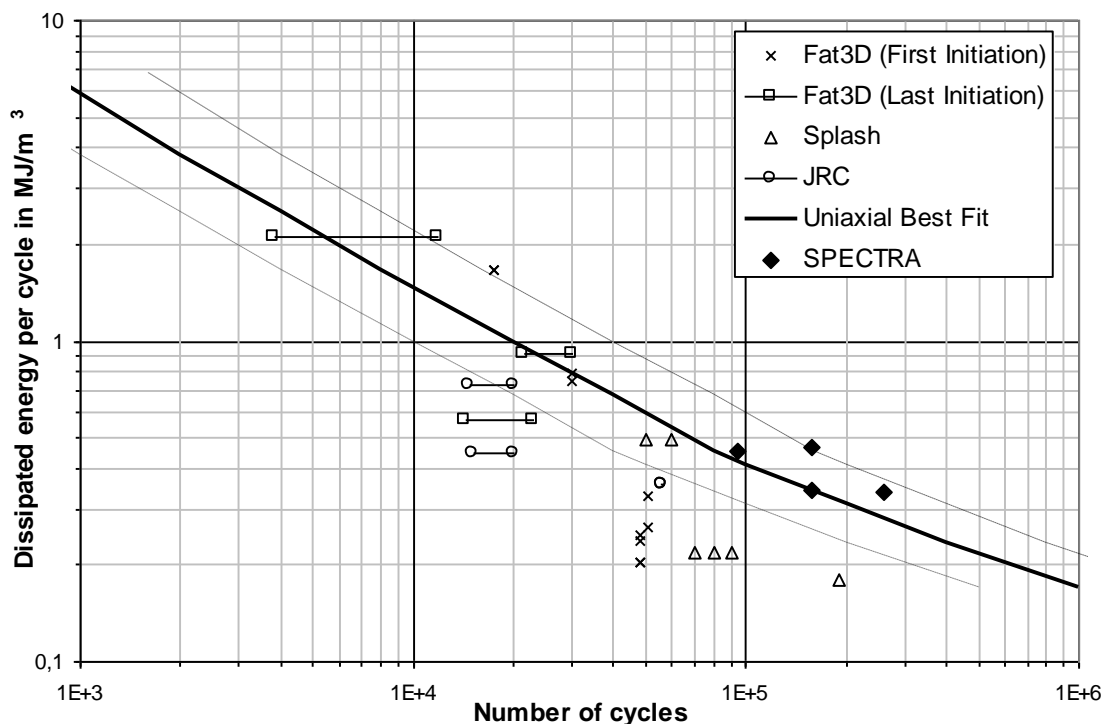


Figure 30 : Critère multiaxial en énergie dissipée appliqué aux essais de Fatigue Thermique comparés à la courbe de fatigue de référence uniaxiale.

Sur la Figure 30, l'analyse effectuée avec le critère multiaxial en énergie dissipée est représentée et comparée aux essais de fatigue thermique et à la courbe de fatigue uniaxiale du matériau à 450°C. Les essais SPECTRA sont en très bon accord avec la courbe uniaxiale. Cependant, le critère en énergie dissipée reflète uniquement la partie déviatorique du tenseur des contraintes, et ne tient pas compte de la partie sphérique (pression hydrostatique).

3.2.4.8 Estimation de la durée de vie (critère énergétique avec prise de la pression hydrostatique) [68]

Amiable [70] dans ses travaux de thèse propose un nouveau critère permettant de lever certaines difficultés d'identification et de prendre en compte l'état de triaxialité des contraintes sans introduire le taux de triaxialité TF. La fonction proposée fait intervenir la densité d'énergie dissipée W_p par cycle ainsi que la pression hydrostatique maximale P_{\max} sur le cycle et s'écrit :

$$W = W_{p+\alpha} P_{\max}$$

L'effet de la contrainte moyenne est pris en compte par l'intermédiaire de P_{moy} et P_{amp} qui représentent respectivement la pression moyenne et l'amplitude maximale de variation de la pression :

$$W = W_{p+\alpha} (P_{\text{moy}} + P_{\text{amp}})$$

α est un paramètre matériau supplémentaire.

$$W = \int_{\text{cycle}} \sigma : \varepsilon^p dt + \alpha \max_t P(t)$$

Le paramètre α peut être identifié à partir de deux essais conduisant à des états de triaxialité différents.

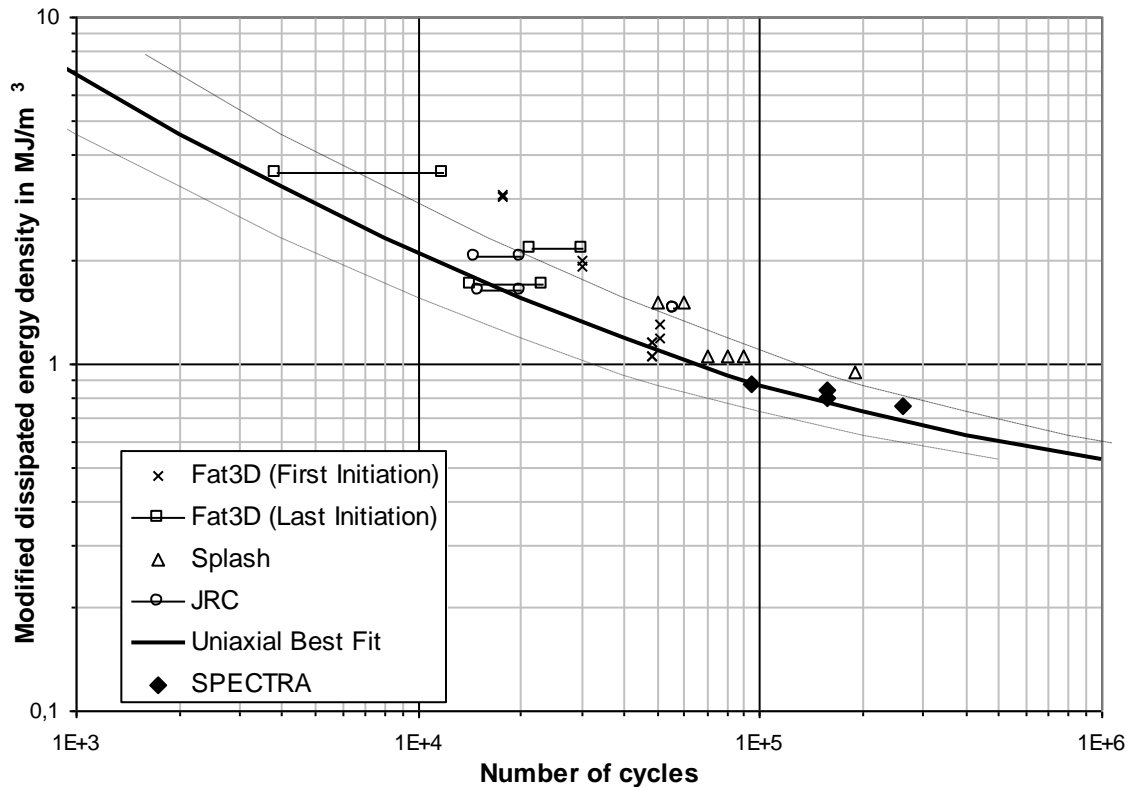


Figure 31 : Critère multiaxial en énergie dissipée avec pression hydrostatique appliqué aux essais de Fatigue Thermique comparés à la courbe de fatigue de référence uniaxiale [70]

L'application de ce critère en énergie amélioré est présentée en Figure 31. La comparaison avec la courbe de fatigue best-fit du matériau est presque conforme. Même si, pour les faibles nombres de cycles, on remarque une sous-estimation du nombre de cycles à l'amorçage.

Cependant, l'un des inconvénients majeurs des critères énergétiques est la nécessité de déterminer complètement l'histoire du tenseur des contraintes et du tenseur des déformations au cours du cycle de chargement, ce qui peut s'avérer être complexe et onéreux en temps de calculs.

3.2.5 Conclusions et perspectives sur la mise en évidence des chargements complexes et leurs prises en compte

L'effet aggravant de la fatigue thermique est mis clairement en évidence par des expériences de fatigue thermique menées soit en environnement eau (FAT3D, SPLASH et JRC), soit en environnement sodium (SPECTRA et FAENA). Une des difficultés de l'interprétation des essais de fatigue thermique vient de la nécessité d'estimer correctement les déformations à partir des mesures de températures. Des hypothèses sur le comportement du matériau sont proposées, des conditions aux limites sont considérées et simplifient le problème numérique vis-à-vis du problème réel, sans compter sur la détermination correcte du champ de température global dans la structure. Afin de s'affranchir de ces imprécisions, j'ai proposé une première confrontation des données obtenues sur les 5 différents types d'essais de fatigue thermique en minimisant l'interprétation numérique voire en la supprimant dans un premier temps. Les variations de température imposées et mesurées sont rassemblées en fonction de la durée à l'amorçage. On obtient ainsi des points reliant la variation de température et le nombre de cycles à l'amorçage. Ce type d'interprétation permet de qualifier les différents essais entre eux et ainsi de montrer que le même effet aggravant est obtenu pour chaque essai de fatigue thermique, à savoir une diminution de la durée de vie comparativement à la durée de vie obtenue sur des éprouvettes de fatigue isotherme uniaxiale (cf. Figure 22).

			Manuscrit HDR C. Gourdin	Page 41/145
	Réf. : S.O.			
			Date : 10/10/2020	Indice : B

J'ai ensuite proposé une interprétation numérique de ces essais de fatigue en utilisant la méthodologie d'analyse à la fatigue proposée dans les codes de dimensionnement [7]. Des grandeurs équivalentes en déformations sont employées en suivant le principe décrit dans les règles de dimensionnement telles que le RCC-MRx (von Mises) ou RCC-M (Tresca). La confrontation des points de fatigue obtenues met en évidence la mauvaise capacité de prédiction de la durée à l'amorçage à partir de l'équivalent de von Mises (cf. Figure 27).

Par contre, l'utilisation d'un critère de fatigue multiaxiale adaptée à la fatigue thermique (par exemple le critère de Zamrik [69]) permet de mieux appréhender la fatigue thermique. On remarque sur la Figure 29 qu'il est possible de comparer les durées de vie obtenues sur des éprouvettes uniaxiales et celles obtenues sur des expériences de fatigue thermique.

L'application de critères énergétiques est aussi introduite, cependant, l'un des inconvénients majeurs de ces critères est la nécessité de déterminer complètement l'histoire du tenseur des contraintes et du tenseur des déformations au cours des cycles de chargement, ce qui peut s'avérer être très délicat du fait que nos matériaux présentant des comportements cycliques complexes, avec des phases d'adoucissement et de durcissement cycliques.

L'interprétation et l'analyse à la fatigue des différents essais de fatigue thermique présentés suscitent quelques interrogations.

On définit comme durée de vie, le nombre de cycles nécessaire à l'amorçage d'une fissure ainsi que la propagation de celle-ci jusqu'à une certaine taille qui reste à définir en fonction des objectifs : quelques microns pour la métallurgie, de la taille du grain (0,1 mm) classiquement, quelques millimètres pour l'intégrité des structures (taille de fissures mesurable sur site). Il subsiste toujours un flou sur cette définition précise de l'amorçage, cela nécessite encore un travail de clarification.

La détermination des grandeurs mécaniques, et notamment la part de la déformation plastique au cours des chargements est encore à approfondir et surtout à consolider. De nombreux essais uniaxiaux réalisés sur un acier austénitique inoxydable montrent des comportements cycliques complexes (adoucissement, durcissement du comportement élasto-plastique [14]). De plus, d'autres types d'essais ont montré que les écrouissages sont dépendant des trajets de chargement et particulièrement lorsque ceux-ci sont non-proportionnels [65].

Le calcul du dommage proprement dit est lui aussi difficile : les études expérimentales ont mis en évidence l'effet de la biaxialité, mais cela ne représente seulement qu'un petit aspect de la complexité du problème. Les aspects grand nombre de cycles, sollicitation aléatoire, contrainte moyenne, environnement... devront eux aussi être mieux connus. Afin d'apporter des éléments de réponse, il convient de mettre en œuvre des moyens expérimentaux qui se positionnent entre des essais uniaxiaux sur éprouvettes de laboratoire et le comportement réel d'un composant en situation de fonctionnement d'une centrale.

Dans mon cas, j'ai utilisé, pour l'analyse des essais de fatigue thermique, quelques critères en déformations équivalentes et énergétiques. La question de la définition des paramètres d'endommagement et d'estimation de la durée de vie reste aujourd'hui très largement ouverte. En effet, dans le cas d'une analyse codifiée, on se limite à un critère en déformation équivalente (von Mises ou TRESCA) avec, au mieux, des déformations plastiques estimées à l'aide d'un écrouissage isotrope et cinématique non linéaire de type Chaboche [7]. D'autres industries ont largement participé au développement de critères plus complexes et plus précis (critères en plan critique de Dang Van pour l'automobile par exemple). Leur extension au domaine du nucléaire pourrait être poursuivie (il a été déjà abordé dans [39][68]). L'application et l'identification de ces critères plus complets, comme les critères de déformation en plan critique et les critères énergétiques permettraient, soit de proposer des nouveaux critères en déformations équivalentes (comme par exemple celui proposé par Zamrik), soit de développer de nouvelles approches en se basant par exemple sur l'observation des mécanismes à l'échelle microscopique [106][107]). Et surtout, par inter-comparaison, cela permettrait de confirmer les méthodologies d'analyse et de déterminer puis valider leur domaine d'application. C'est la robustesse de cette validation, dont il faudra s'assurer, qui permettra de convaincre les acteurs de la codification du degré suffisant de maturité nécessaire à leur intégration dans les codes.

Enfin, il est à noter que dans le cadre du suivi des composants en service, l'IRSN privilégie les contrôles des différents tronçons en fonction des durées de fonctionnement à fort écart de températures (supérieur à 50°C) par rapport aux méthodes d'évaluation du risque d'endommagement des zones de mélange fondées sur le seul calcul du facteur d'usage. Il reste encore un important travail de consolidation des méthodes d'estimation de dommage à accomplir.

		Manuscrit HDR C. Gourdin	Page 42/145
		Réf. : S.O.	
		Date : 10/10/2020	Indice : B

4. LA FATIGUE SOUS CHARGEMENTS MÉCANIQUES COMPLEXES

4.1 INTRODUCTION

Afin d'étudier la différence entre la fatigue uniaxiale isotherme et thermique, j'ai effectué un bilan des nombreux essais de fatigue thermique. Parmi ceux-ci, des essais ont été mis en œuvre au CEA tels que SPLASH ou FAT3D [39][40], et les résultats expérimentaux obtenus ont clairement montré que pour un niveau de déformation donné ($\Delta\epsilon$), le nombre de cycles à l'amorçage est significativement plus faible en fatigue thermique (équibiaxial) qu'en fatigue isotherme uniaxiale.

Une telle divergence ne provient pas d'un effet thermique, comme le montre une comparaison entre les données uniaxiales, provenant soit d'essais de fatigue thermomécaniques, soit d'essais de fatigue isotherme olygocyclique. Un effet aggravant du chargement multiaxial sur la durée de vie en fatigue est observé dans de nombreux cas, comme indiqué dans la littérature [71]-[74]. La biaxialité des contraintes en peau interne rend plus nocive la sollicitation thermique en comparaison à une sollicitation uniaxiale. L'approche conventionnelle en $\Delta\epsilon_{eq}$ calée sur éprouvettes de traction ne permet alors pas de prédire correctement la résistance du matériau.

Les courbes de fatigue utilisées pour la conception sont établies à partir d'essais uniaxiaux et des coefficients de transferts [11]. Devant le faible nombre de résultats expérimentaux de fatigue équibiaxiale olygocyclique, ainsi que de fatigue équibiaxiale à grands nombres de cycles disponibles [75][76], il est difficile de pleinement valider et consolider les critères de fatigue et les courbes de fatigue associées dans ces conditions de chargement [80][81].

Afin d'obtenir des données expérimentales dans des conditions plus représentatives de celles rencontrées dans les composants, le développement de dispositifs expérimentaux dédiés sur la plateforme expérimentale LISN-RESEDA a permis de réaliser des campagnes d'essais de fatigue équibiaxiale sur un acier inoxydable AISI. J'ai mis en place deux moyens expérimentaux dédiés permettant d'imposer un chargement mécanique équibiaxial : FATigue Blaxiale MEcanique et son évolution vers la prise en compte de l'effet d'environnement REP.

Lors de cette action de recherche, j'ai eu l'occasion d'encadrer la thèse de S. Bradaï [94] en 2004 en collaboration avec C. Gardin de l'ENSMA de Poitiers puis d'encadrer la thèse de H. Dhahri (en 2019) en collaboration avec l'ENSTA (H. Maitrouman). J'ai aussi encadré deux stages d'ingénieurs : celui de B. Thomas de l'INSA de Rouen en 2007 et celui de M. Abida en 2017 de l'Ecole Nationale d'Ingénieurs de Sfax.

4.2 ESSAIS DE FATIGUE SOUS CHARGEMENT ÉQUIBIAIXAL PUREMENT MÉCANIQUE : FABIME2

Ceci est issu d'une idée originale d'essai de fatigue en flexion sphérique sur des disques développé par Ives and al [82] il y a 50 ans, puis par Shewchuk and al [83] par la suite. Le principe de ces essais était de solliciter une éprouvette en forme de disque à un différentiel de pression entre chaque face, la pression étant appliquée via de l'air sous pression. Ces essais ont alors été repris par Kamaya [84]. L'objectif de ce moyen d'essai est de pouvoir dissocier les effets aggravants dus à la multiaxialité et ceux dus à la présence de contrainte moyenne. Pour ce faire, l'éprouvette doit subir un chargement alterné avec un rapport de charge R négatif afin de pouvoir comparer les données de fatigue obtenues en conditions équibiaxées avec celles obtenues en fatigue uniaxiale. Donc, 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 32, le principe du chargement imposé au niveau de l'éprouvette FABIME2 est présenté.

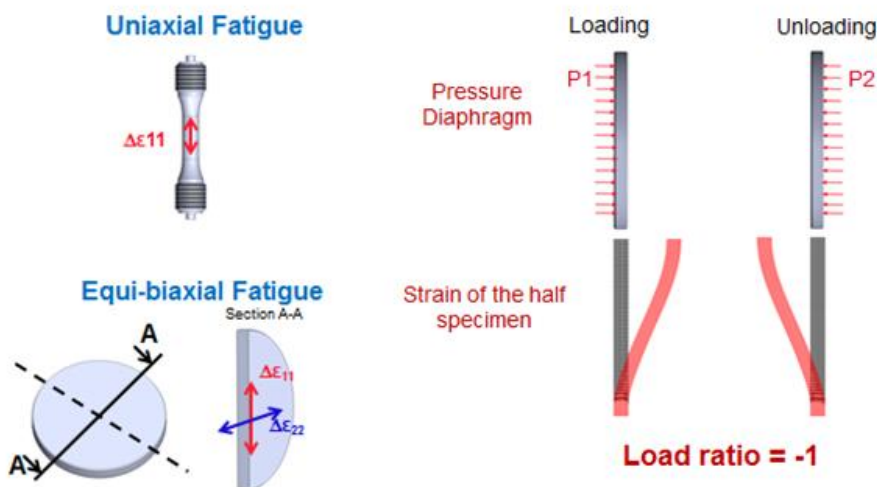


Figure 32 : Principe et schéma technique des nouveaux moyens d'essai de fatigue sphérique : FABIME2

Pour des raisons de sécurité, le dispositif expérimental FABIME2 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, un nouveau montage expérimental FABIME2 a été mis en place. Le banc d'essai « FABIME 2 » est composé de quatre parties:

- Cellule d'essais de fatigue : partie mécanique au niveau de laquelle l'éprouvette de fatigue équi-biaxiale est placée (cf. Figure 33),
- 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.

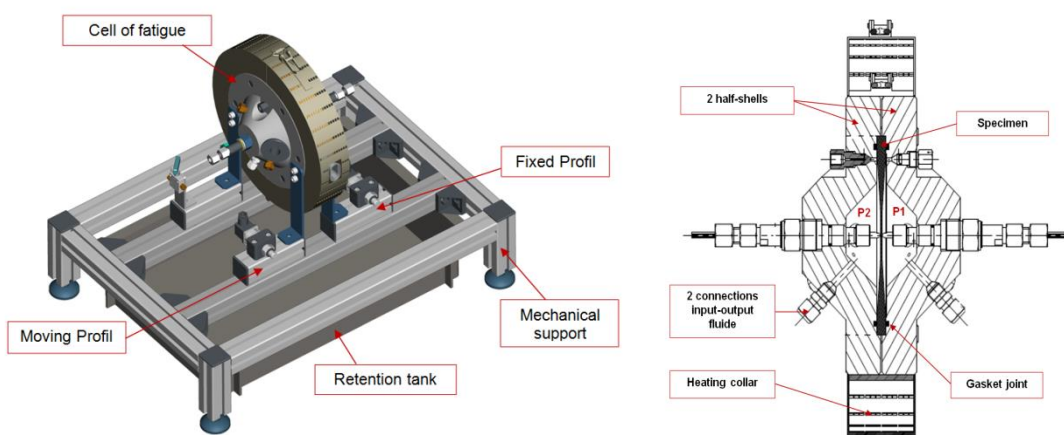


Figure 33 : Les moyens d'essai de fatigue sphérique en huile : FABIME2

L'éprouvette FABIME2 est en acier inoxydable austénitique (316L ou 304L_CLI) avec une géométrie optimisée ; l'épaisseur est de 8 mm au niveau de la partie de serrage avec un raffinement au centre (épaisseur centrale de 2 mm), le diamètre total de 170 mm ; elle est caractérisée par une masse de 1,3 Kg (cf. Figure 34).

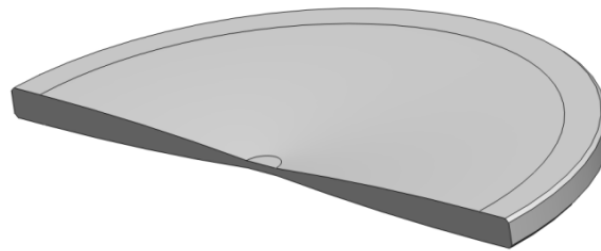


Figure 34 : *Vue en coupe d'une éprouvette FABIME2*

Les deux demi-coquilles permettent la fixation de l'éprouvette avec un joint d'étanchéité (cf. Figure 33) et leur fermeture est boulonnée. Le déséquilibre en pression souhaité pour l'étude de la fatigue équi-biaxiale, avec les conditions expérimentales les plus sévères fixées 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).

Afin d'assurer des conditions expérimentales bien précises, divers moyens de mesures sont implantés symétriquement au niveau des deux demi-coquilles. 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,
- 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,
- 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,
- deux hublots de visualisation de la zone utile de l'éprouvette sur chaque demi-cellule, orientés à 45 degrés, de diamètre de visée de 20 mm. Le matériau utilisé est du verre borosilicaté avec une pression de service admissible de 10 MPa.

4.2.1 Optimisation de la géométrie de l'éprouvette de flexion sphérique

Une première étape de définition de la géométrie de l'éprouvette de flexion sphérique est effectuée. L'éprouvette a été simulée avec le logiciel de calculs par éléments finis Cast3M®, en utilisant des éléments parallélépipédiques bidimensionnels quadratiques. Des hypothèses de symétrie ont été mises en œuvre afin de réduire les coûts de calculs.

Sur la Figure 35, l'évolution de la déformation radiale le long de l'axe de symétrie centrale a été représentée. Lorsque l'éprouvette est rectiligne ($X4 = 0$), la déformation radiale au centre de l'éprouvette est plus faible que sur la circonférence extérieure : le risque d'un amorçage prématuré hors de la zone utile est alors trop important. Une optimisation du profil de l'éprouvette est nécessaire afin de s'affranchir d'un amorçage hors de la zone utile et de confiner le maximum de déformation dans celle-ci.

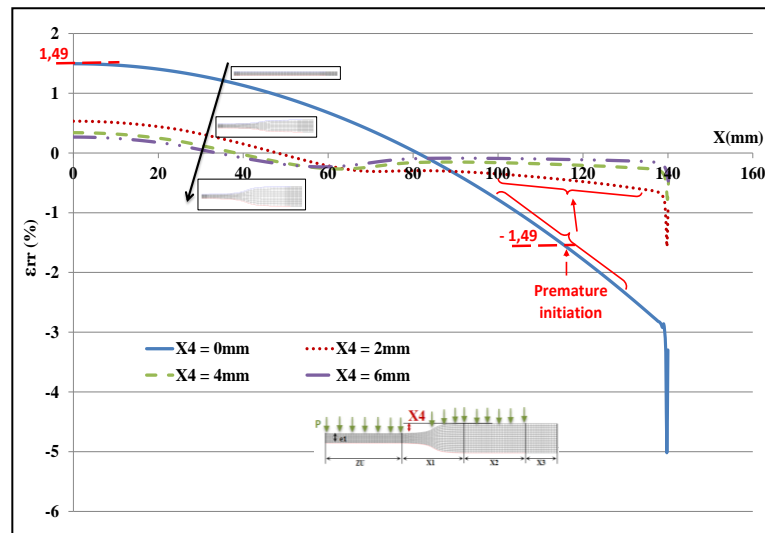


Figure 35 : Effet de la transition d'épaisseur sur la localisation des déformations maximales

Différents paramètres géométriques peuvent influencer la distribution de la déformation dans l'éprouvette. Ainsi, l'épaisseur centrale, l'épaisseur maximale et la longueur de la zone de transition entre le centre et le bord extérieur jouent un rôle important sur cette distribution. A partir de ces calculs paramétriques, une géométrie spécifique a été définie. Les principales dimensions sont un diamètre extérieur de 160mm (en incluant une surface plane de 20mm pour l'application des conditions de blocages), avec une épaisseur de 8mm (au bord extérieur) qui se réduit au centre de l'éprouvette à 2mm.

4.2.2 Le protocole expérimental

Le protocole expérimental mis en place est le suivant:

- Mise en place de l'éprouvette de flexion sphérique avec mise sous pression modérée afin de réaliser les premières purges,
- Réalisation de 50 cycles à un niveau de chargement faible suivi d'une purge du circuit hydraulique,
- Augmentation progressive du niveau de chargement, jusqu'au niveau correspondant à l'essai avec à chaque itération une purge du circuit hydraulique. Ces différentes séquences progressives assurent aussi que les différents composants de la partie mécanique de la cellule d'essai soient correctement positionnés.
- Lancement de l'essai de fatigue au chargement en flèche imposée avec, tous les 500 cycles, de cycles « lents » permettant de prendre des clichés de la surface de l'éprouvette.

Les différentes étapes des cycles "lents" sont:

- Pas de pression $P_1=P_2=0$,
- Augmentation de la pression en contrôle de flèche : LVDT2 pour P_1 ou LVDT1 pour P_2 ,
- Retour à l'état sans pression $P_1=P_2=0$,
- Augmentation de la pression en contrôle de flèche du côté opposé au précédent : LVDT2 pour P_1 ou LVDT1 pour P_2 ,
- Retour à l'état sans pression $P_1=P_2=0$,

L'objectif des cycles "lents" particuliers est de permettre de tenir compte d'une possible déformation résiduelle à pression nulle due au comportement élastoplastique de l'éprouvette. On détermine ainsi le centre de la boucle d'hystérésis du comportement élastoplastique avec précision et cela permet, si nécessaire, de réajuster le chargement en flèche.

L'essai de fatigue de flexion sphérique est arrêté lorsque les fissures se sont propagées en dehors de la zone utile de l'éprouvette (rayon de 5mm).

4.2.3 Les méthodes de détection d'amorçage de fissures

Lors des essais de fatigue équi-biaxiaux, deux méthodes de détection d'amorçage de fissures permettent de déterminer le nombre de cycles à l'amorçage. La première est basée sur la modification de la complaisance de l'éprouvette par la présence d'une fissure de taille suffisante. La seconde correspond à une détection visuelle au travers des hublots sur chaque demi-coquille de la cellule d'essai.

L'évolution de la complaisance de l'éprouvette est illustrée sur la Figure 36 par la représentation de la pression au cours de l'essai pour une même flèche imposée. On observe d'abord une accommodation du matériau au début de l'essai par une baisse de la pression nécessaire afin d'obtenir la flèche imposée, puis la pression se stabilise avant de diminuer de manière non négligeable à partir de 32500 cycles (amorçage détecté visuellement, longueur de la fissure en surface de l'ordre de 5 mm).

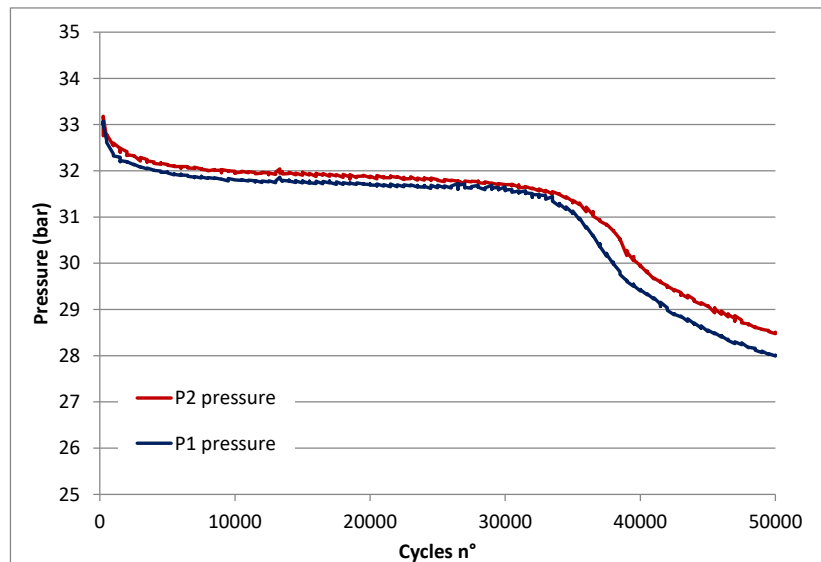


Figure 36 : Evolution de la pression de l'éprouvette durant les essais de fatigue sphérique.

Des images représentatives obtenues avec les caméras en cours d'essai au travers des hublots de visualisation sont présentées sur les Figure 37 à Figure 42. Quatre phases y sont distinguées. La taille de la fissure considérée comme amorcée est d'une longueur de 5 mm en surface.

- Etat initial, pas de fissure amorcée (cf. Figure 37)
- Première détection d'amorçage de fissure à 11 500 cycles sur la face 2 de l'éprouvette (cf. Figure 38)
- Première détection d'amorçage de fissure à 16 500 cycles sur la face opposée de l'éprouvette –face 1- (cf. Figure 39), pendant que la fissure sur la face 2 continue de propager (cf. Figure 40).
- Propagation des fissures sur les deux faces de l'éprouvette jusqu'à l'arrêt de l'essai à 22 000 cycles (cf. Figure 41 et Figure 42). Sur la face 2 une seule fissure se propage suivant une direction rectiligne alors que, sur la face opposée, la propagation se divise en plusieurs directions perpendiculaires.



Figure 37 : Image issue de la camera 1 (face 1), pas d'amorçage de fissure

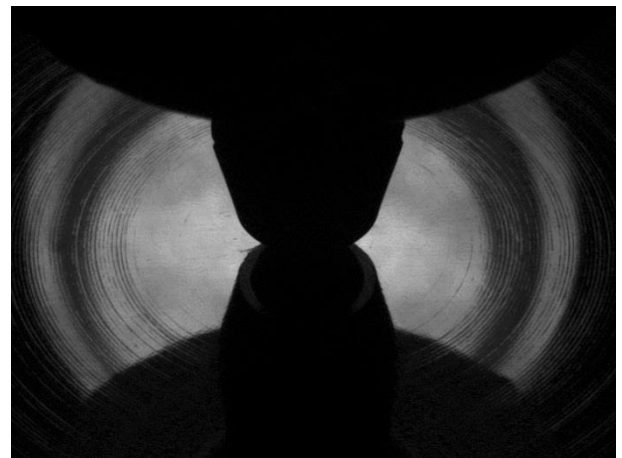


Figure 38 : Images issue de la caméra 2 (face 2), première détection d'amorçage de fissure à 11500 cycles



Figure 39 : Image issue de la camera 1 (face 1), première détection d'amorçage de fissure à 16500 cycles

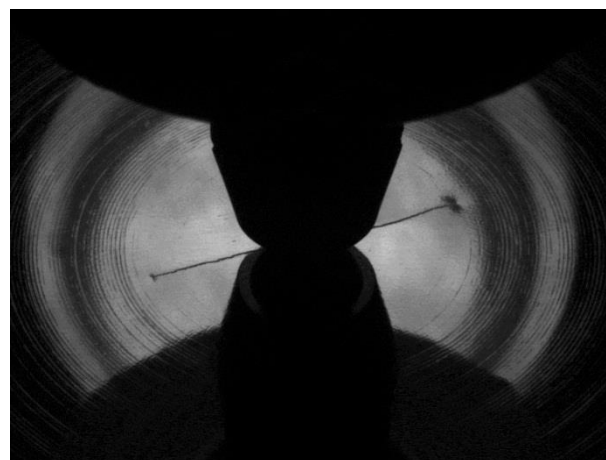


Figure 40 : Image issue de la caméra 2 (face 2), propagation rectiligne en surface à 16500 cycles



Figure 41 : Image issue de la camera 1 (face 1), propagation finale à 22000 cycles



Figure 42 : Image issue de la caméra 2 (face 2), propagation finale à 22000 cycles

4.2.4 Calibration expérimentale du dispositif « FABIME2 »

Les essais de flexion sphérique sont réalisés en contrôlant le déplacement d'un point central de l'éprouvette. Afin de corréler le niveau des déformations dans le plan en surface et le niveau de la flèche, l'obtention d'une courbe de calibration expérimentale est nécessaire. Cette courbe de calibration [$\Delta\varepsilon$; Δ flèche] obtenue expérimentalement permet de tenir compte des incertitudes liées à la géométrie, aux conditions aux limites et au comportement élastoplastique du matériau.

Deux méthodes de calibration expérimentales ont été mises en œuvre avec le dispositif FABIME2. Les éprouvettes employées sont en acier austénitique inoxydable type 316L.

4.2.4.1 Méthode de calibration avec des jauges de déformation

La première méthode expérimentale de calibration employée est réalisée à l'aide d'une première éprouvette de calibration FABIME2, laquelle a été instrumentée avec neuf jauges de déformation. L'emplacement des différentes jauges de déformation positionnées au niveau de la zone utile de l'éprouvette est détaillé sur la Figure 43 :

- une rosette composée de 3 jauges radiales (jauges 6, 7 et 8) est positionnée au centre de la zone utile et inscrite dans un cercle de rayon inférieur à 5 mm (diamètre de la zone utile égale à 10 mm),
- trois jauges de déformations radiales (jauges 1, 3 et 5) positionnées dans un rayon compris entre 20 mm et 30 mm,

	Manuscrit HDR C. Gourdin		Page 48/145
	Réf. : S.O.		
	Date : 10/10/2020		Indice : B

- trois jauges de déformations circonférentielles (jauges 0, 2 et 4) positionnées au même niveau que les jauges radiales.

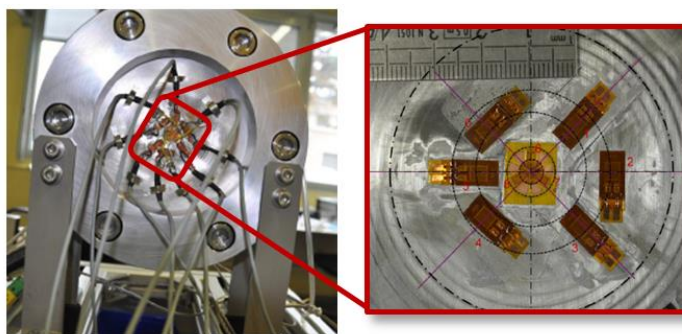


Figure 43 : Epreuve de calibration avec les jauges de déformations

4.2.4.2 Méthode de calibration en utilisant la stéréo-corrélation d'image

La seconde méthode de calibration expérimentale est basée sur la technique de stéréocorrélation d'image. En collaboration avec la société "Videométric Technology" company [86] et le laboratoire EMSI du CEA, un mouchetis a été réalisé sur une éprouvette "FABIME2" englobant la zone utile.

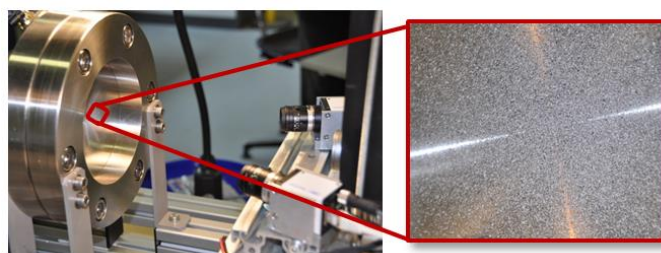


Figure 44 : Epreuve de calibration utilisée pour la technique de stéréo-corrélation d'images

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 est tel que la face de l'éprouvette sur laquelle le mouchetis a été appliqué est visible pour l'acquisition des images de références et des déformées de l'éprouvette, ceci afin de définir le déplacement du champ de points dans le plan de déformation.

La société Videometric a dépouillé les images acquises en cours d'essai sur un maillage défini à partir du mouchetis de dimensions (3,5 cm * 3 cm) et avec une taille d'élément égale à (2,5mm * 2,5mm). Le maillage défini comporte 218 éléments et 253 nœuds au niveau desquels une interpolation polynomiale de degré 3 dans le plan est réalisée. Les calculs utilisent un algorithme permettant le calcul de la moyenne des déplacements en chaque nœud sur un carré de 80 * 80 pixels (Figure 45).

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 verticale est environ de 3 µm 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 0,2 µm.

Les isovaleurs des déformations principales sont illustrées en Figure 45 pour différents niveaux de chargement, et celles-ci mettent en avant le caractère parfaitement equibiaxial de l'état mécanique dans la zone utile.

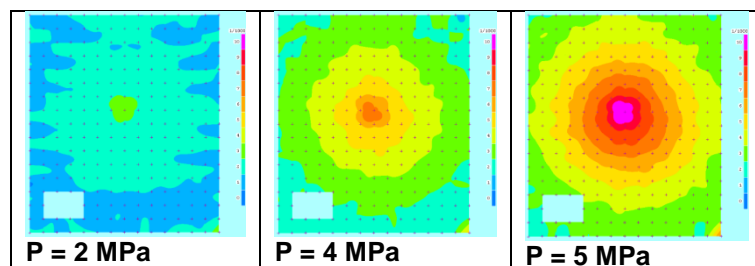


Figure 45 : Représentation des isovaleurs des déformations principales maximales obtenues durant l'essai de calibration avec la stéréo-corrélation d'images.

La confrontation des courbes de calibration obtenues avec ces deux méthodes est illustrée en Figure 46. Celle-ci permet de valider mutuellement ces deux méthodes de calibration et de conforter la courbe traduisant l'évolution de la déformation radiale en fonction de la flèche mesurée.

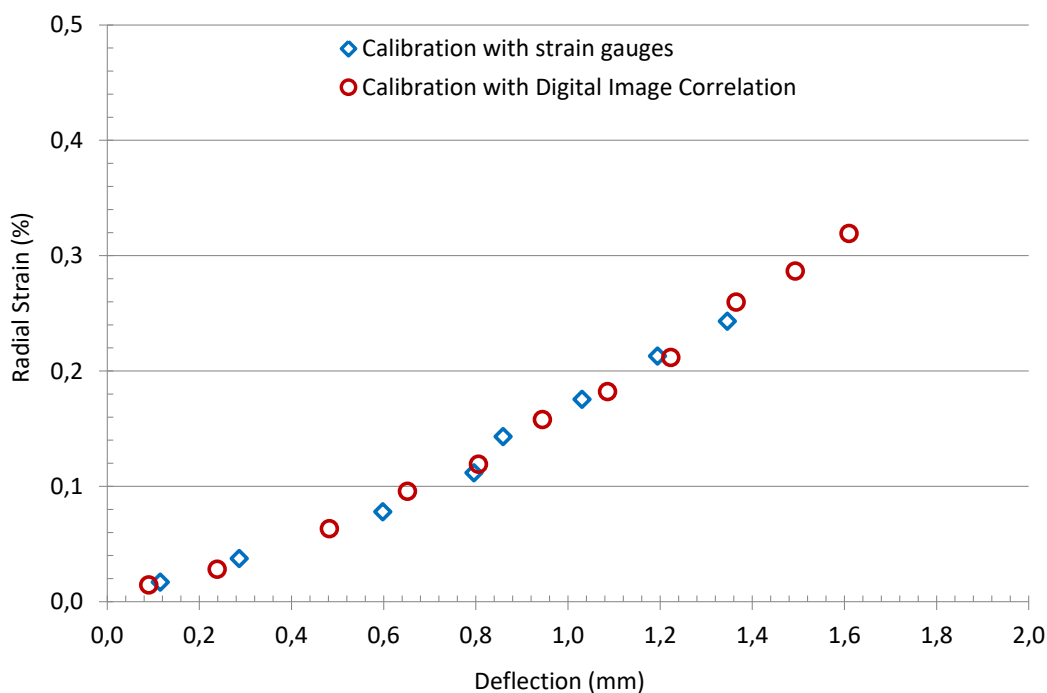


Figure 46: Courbes de calibration flèche-déformation obtenues sur le dispositif de fatigue « FABIME2 »
Points bleus = méthode de calibration avec les jauges de déformations
Points rouges = méthode de calibration avec la stéréo-corrélation d'images

4.2.5 Interprétation numérique des essais de fatigue équiaxiale avec et sans prise en compte de la contrainte moyenne

4.2.5.1 Cadre général de la modélisation [56]

On cherche à modéliser le comportement des aciers sous chargements monotones et cycliques dans une gamme de température où les effets du temps (viscosité, restauration, ...) peuvent être négligés. On se place donc dans le cadre de la thermodynamique des milieux continus et on utilise la théorie de l'élastoplasticité.

La première hypothèse effectuée est l'hypothèse de partition des déformations. On décompose la déformation en un point du matériau en une partie élastique (réversible) et plastique (irréversible).

$$\underline{\underline{\varepsilon}} = \underline{\underline{\varepsilon}}^e + \underline{\underline{\varepsilon}}^p$$

où $\underline{\underline{\varepsilon}}$ représente le tenseur des déformations.

On postule ensuite l'existence d'un domaine d'élasticité dans l'espace des contraintes, à l'intérieur duquel les déformations sont purement élastiques. On définit ce domaine par l'intermédiaire d'un critère de plasticité :

$$f(\underline{\underline{\sigma}}) = 0$$

Lorsque l'on atteint la surface de plasticité, on va avoir apparition de déformation irréversible (écoulement plastique) et modification du domaine d'élasticité : on parle d'écrouissage du matériau.

On peut résumer ces quelques mots dans la Figure 47 ci-après où l'on représente un essai de traction monotone.

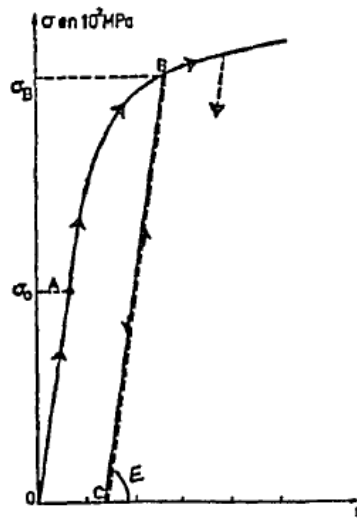


Figure 47 : Apparition de déformation irréversible dans un essai de traction monotone

En partant du point 0, on a un comportement élastique jusqu'au point A tel que $\sigma < \sigma_0$ et l'on peut écrire :

$$\sigma = E\varepsilon$$

(σ_0 représente la limite d'élasticité initiale).

Puis lorsque l'on passe du point A au point B, on a apparition de déformation plastique ε^p représenté par la distance (OC) et évolution du domaine d'élasticité : σ_B est la nouvelle limite d'élasticité au point B.

De même, la déformation élastique est reliée à la contrainte via la relation d'élasticité isotrope suivante :

$$\underline{\underline{\varepsilon}}^e = \left(\frac{1+\nu}{E} \right) \underline{\underline{\sigma}} - \frac{\nu}{E} \text{Tr}(\underline{\underline{\sigma}}) \underline{\underline{I}}$$

Avec E et ν respectivement le module d'Young et le coefficient de poisson du matériau. On choisira $\nu=0.3$ et on laissera E libre lors de l'identification des paramètres matériau.

Pour le cas des chargements multiaxés, on utilise le principe du travail plastique maximal (ou principe de Hill 1951), qui a été démontré expérimentalement pour les aciers. Ce principe est équivalent aux deux conditions suivantes :

- le critère de plasticité est une fonction convexe dans l'espace des contraintes principales,
- l'écoulement plastique est normal à la surface qui représente le critère de plasticité.

La deuxième condition peut s'écrire :

$$d\underline{\underline{\varepsilon}}^p = d\lambda \frac{\partial f}{\partial \underline{\underline{\sigma}}} \quad (\text{avec } d\lambda \geq 0)$$

La déformation plastique étant irréversible, on voit apparaître des notations différentielles : on parle d'écoulement plastique.

Le critère de plasticité classiquement utilisé pour les aciers est le critère de von Mises qui ne fait intervenir que le deuxième invariant du déviateur du tenseur des contraintes :

$$f(\underline{\sigma}) = J_2(\underline{\sigma}) - \sigma_0$$

$$J_2(\underline{\sigma}) = \sqrt{\frac{3}{2} \underline{S} : \underline{S}} \text{ avec } \underline{S} = \underline{\sigma} - \frac{1}{3} Tr(\underline{\sigma}) \underline{1}$$

Il reste alors à modéliser l'écroissage du matériau, c'est à dire l'évolution de la surface de plasticité. On se restreint habituellement à une dilatation de la surface (écrouissage isotrope) et à une translation de la surface (écrouissage cinématique). On introduit pour cela une variable scalaire R et une variable tensorielle \underline{X} . Le critère de von Mises étant un cylindre à base circulaire ayant pour axe la trissectrice dans l'espace des contraintes principales, R va représenter le rayon du cylindre et \underline{X} la position du centre du cylindre.

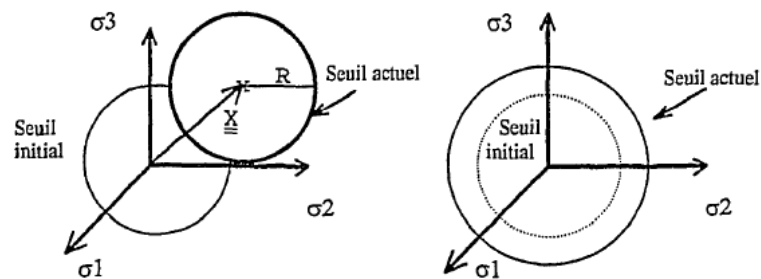


Figure 48 : Ecroissage cinématique et isotrope

Le critère de plasticité s'écrit alors :

$$f(\underline{\sigma}) = J_2(\underline{\sigma} - \underline{X}) - R - \sigma_0 \leq 0$$

Pour définir complètement le modèle, il reste alors à donner les lois d'évolution des variables R et \underline{X} . En effet, la direction d'écoulement plastique étant donnée par la règle de normalité, le taux de déformation peut être déterminé par l'équation de consistance :

$$\dot{f} = 0$$

qui signifie que, lors d'un écoulement plastique, le point de charge emporte avec lui la surface de plasticité.

Seules les lois d'évolution des variables d'écroissage vont différencier les modèles étudiés dans les paragraphes suivants.

L'écouissage isotrope

La loi à écouissage isotrope décrit le comportement élastoplastique d'un matériau avec une surface d'écouement représentée par une contrainte équivalente de Von Mises et une variable isotrope R . Il n'y a pas de variable cinématique. La fonction f caractérisant la surface d'écouement s'écrit alors tout simplement sous la forme :

$$f(\underline{\sigma}) = J_2(\underline{\sigma}) - R - \sigma_0 \leq 0$$

L'hypothèse d'isotropie de l'écouissage facilite grandement l'écriture des lois. Que l'on utilise la déformation plastique cumulée ou le travail plastique cumulé, il est facile d'identifier le modèle d'écouissage avec toute expression de la courbe monotone. Les seules différences porteront, soit sur le critère choisi pour la fonction de charge, soit sur l'expression de la dissipation.

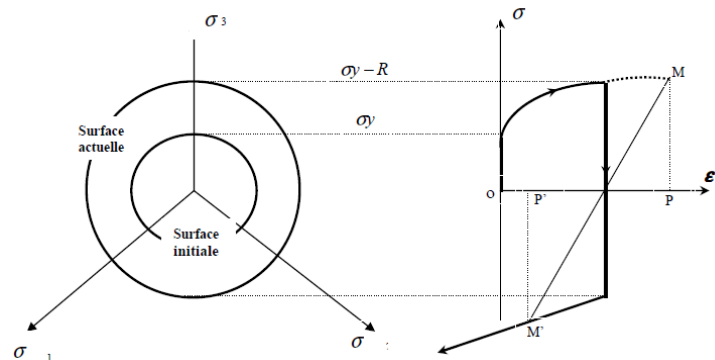


Figure 49 : Représentation de l'écouissage isotrope

L'écouissage isotrope classiquement utilisé ne permet pas au niveau de l'élément de volume de matière de rendre compte des effets de déformation progressive :

$$dR = B(Rm - R)dp$$

avec initialement $R = R_0$, et Rm limite élastique maximale.

et p correspond à la déformation plastique cumulée : $dp = \sqrt{\frac{2}{3} d\underline{\underline{\epsilon}}^p : d\underline{\underline{\epsilon}}^p}$

En effet, comme on le montre sur la figure ci-dessous, l'écouissage isotrope conduit à l'adaptation élastique en un cycle de chargement à force imposée. A déformation cyclique imposée, il conduit à un durcissement cyclique. Les seuls cycles stabilisés obtenus en utilisant une loi à écouissage isotrope et à contrainte imposée sont complètement adaptés, sans écouement plastique. En déformation imposée, la stabilisation se produit suivant un cycle parfaitement plastique (cf. [88]). Cependant, l'écouissage isotrope peut rendre compte du phénomène de durcissement ou d'adoucissement cyclique.

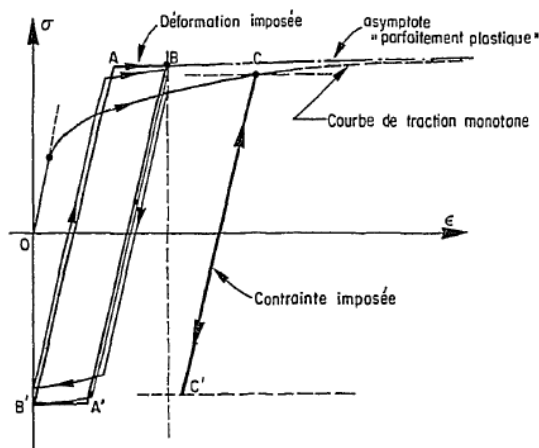


Figure 50 : Comportement cyclique avec une loi à écouissage isotrope

L'écouissage cinématique

Pour représenter le comportement cyclique d'un matériau, une ou plusieurs variables d'érouissage cinématique sont nécessaires. Leur évolution en fonction de la déformation plastique permet de les qualifier de linéaires ou non-linéaires.

Ainsi l'érouissage cinématique linéaire de Prager-Ziegler peut s'écrire :

$$dX = \frac{2}{3} C d\varepsilon^p$$

Et l'érouissage cinématique non-linéaire d'Armstrong-Frederick se met sous la forme suivante :

$$dX = C \left(\frac{2}{3} A d\varepsilon^p - X dp \right)$$

où l'on introduit un terme "de rappel" encore appelé terme de restauration dynamique.

L'érouissage cinématique linéaire conduit à une accommodation (cycle élastoplastique stabilisé) en un cycle du matériau (figure 4 ci-dessous) ou à l'adaptation si l'amplitude de chargement est inférieure à 2 fois la limite d'élasticité.

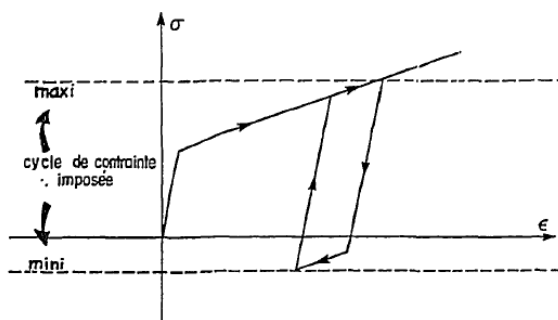


Figure 51 : Accommodation immédiate du modèle cinématique linéaire en traction-compression.

Sous contrainte alternée symétrique, l'érouissage cinématique non linéaire conduit à l'accommodation ; sous contrainte non symétrique, il produit une déformation progressive à pas constant (phénomène de rochet) dès le premier cycle de chargement (cf. Figure 51). Si l'amplitude de chargement est trop faible, on obtient de l'adaptation. La loi d'Armstrong-Frederick permet également de représenter qualitativement le phénomène de relaxation de la contrainte moyenne (cf. Figure 52).

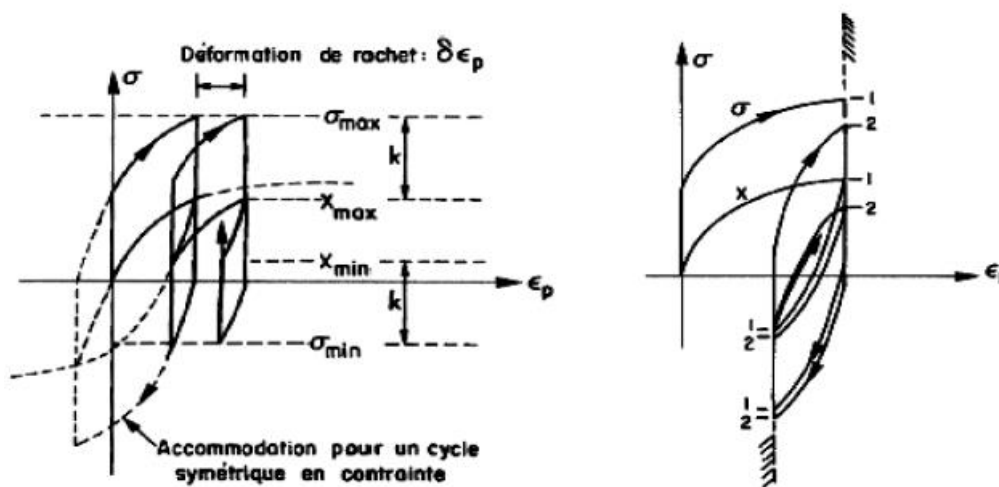


Figure 52 : Rochet en traction compression et relaxation de la contrainte moyenne d'après [56].

Ce phénomène de rochet qui peut être obtenu dès que le chargement en contrainte est non symétrique, conduit à une large surestimation de la déformation progressive.

Pour simplifier le problème de la description du phénomène de déformation plastique progressive, de nombreux modèles existent dans la littérature pour décrire le rochet en cherchant à obtenir un compromis entre un

écrouissage cinématique linéaire qui ne produit aucune déformation progressive et un écrouissage cinématique non-linéaire d'Amstrong-Frederick qui en produit trop [87][88].

L'idée qui vient alors est de superposer deux écrouissages cinématiques. On peut dire à ce sujet que la superposition d'un écrouissage cinématique linéaire et d'un non linéaire conduit à l'accommodation en un cycle tandis que celle de deux non linéaires conduit au phénomène de rochet avec un pas constant au bout de quelques cycles. Chaboche et al ont largement étudié les possibilités offertes par ce type de superposition [88].

4.2.5.2 Loi à écrouissage cinématique : les données expérimentales

On présente les résultats expérimentaux obtenus à partir d'une campagne d'essais effectuée sur la deuxième nuance d'étude fournie par EDF [14][94].

Sachant que de nombreuses 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%.

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

Tableau 6 : Récapitulatif de la campagne d'essai de fatigue uniaxiale complémentaire sur le 304- CLI [94]

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 %). Les deux essais réalisés au même niveau de déformation (0,8%) permettent de vérifier la reproductibilité des résultats obtenus (Figure 53).

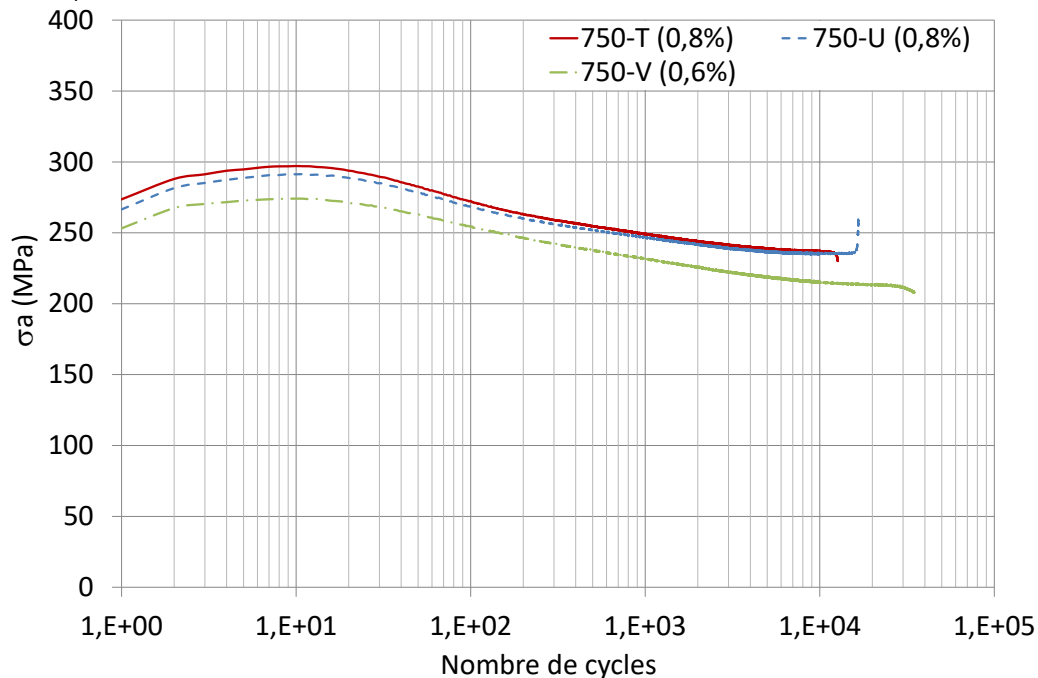


Figure 53 : Evolution des amplitudes de contrainte en fonction du nombre de cycles pour la nuance 304L-CLI d'après [94].

On peut distinguer la présence de trois phases distinctes lors de l'essai de fatigue. 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 (entre 100 et 1000

cycles). 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].

4.2.5.3 Identification de la loi à écrouissage cinématique linéaire

La loi d'écrouissage cinématique linéaire est de type Prager-Ziegler et se met sous la forme suivante :

$$dX = \frac{2}{3} C d\varepsilon^p$$

La loi cinématique linéaire ne permet pas de décrire la boucle dans sa totalité. Ce n'est d'ailleurs pas du tout sa finalité. Son intérêt premier est plutôt de permettre des calculs approchés rapides avec une stabilisation quasi-immédiate. Le terme cinématique ne comporte pas de terme de rappel : son incrément est simplement un multiple de l'incrément de la déformation plastique. En traction – compression, on obtient :

$$\sigma = X \pm \sigma_y = C \varepsilon^p \pm \sigma_y$$

où σ_y est la limite d'écoulement plastique et C le terme reliant le tenseur de l'écrouissage cinématique correspondant à l'effet Baushinger X au tenseur de la déformation plastique ε^p .

Ainsi, la boucle stabilisée correspond obligatoirement à un quadrilatère (un parallélogramme). Un choix du couple (σ_y, C) doit être fait afin d'ajuster les points expérimentaux. Dans tous les cas, on cherche à décrire correctement les extrema des contraintes des boucles, car ceux-ci seront, a priori, déterminants pour estimer les extrema de contraintes pour l'éprouvette FABIME2.

Les paramètres identifiés pour cette loi d'évolution sont :

$$\begin{aligned} \sigma_y &= 190 \text{ MPa} \\ C &= 20\,000 \text{ MPa} \end{aligned}$$

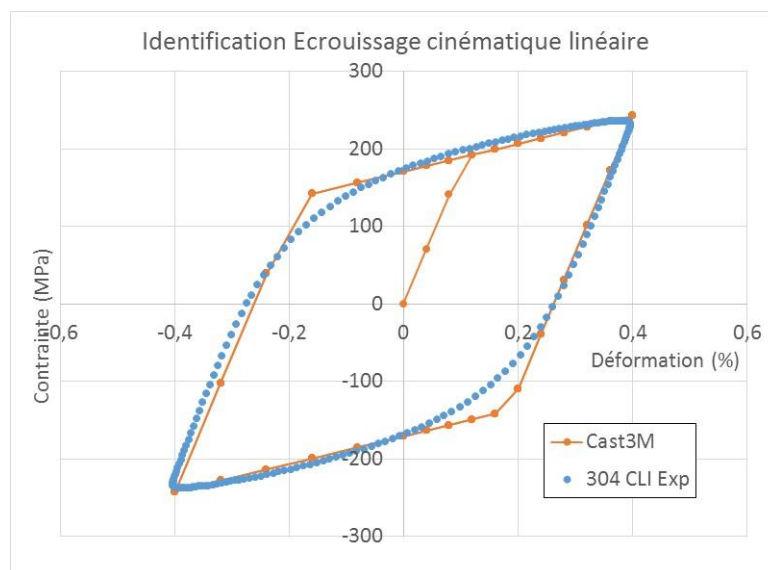


Figure 54 : Identification de la loi cinématique linéaire pour le 304L

4.2.5.4 Loi à écrouissage non-linéaire

La loi d'écrouissage cinématique non-linéaire qui est de type Armstrong-Frederick se met sous la forme suivante :

$$dX = C \left(\frac{2}{3} A d\varepsilon^p - X dp \right)$$

La Figure 55 représente la loi de comportement cinématique non linéaire proposée pour ces calculs. Comme précédemment, elle est ajustée sur les boucles contraintes – déformations obtenues expérimentalement par [94]. On cherche avant tout à réaliser un ajustement correct pour les niveaux de déformations rencontrés sur l'éprouvette FABIME2.

Ainsi pour les essais à $\pm 0.4\%$, on observe que la nouvelle loi de comportement décrit relativement bien les boucles expérimentales.

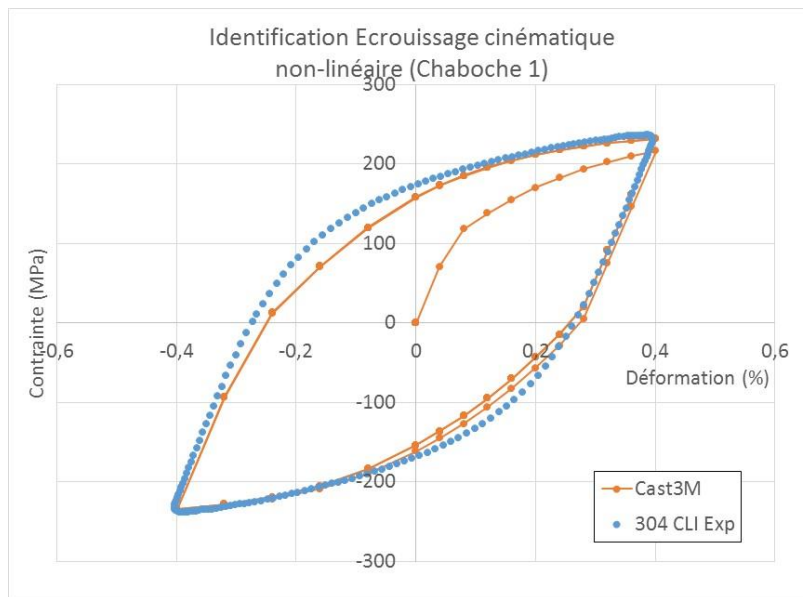


Figure 55 : Identification de la loi cinématique non-linéaire pour le 304L

Les paramètres identifiés pour cette loi d'écouissage sont :

$A = 132 \text{ MPa}$,

$C = 548$,

σ_y ou $R_0 = 109 \text{ MPa}$

Comme décrit précédemment, la loi d'Armstrong-Frederick permet également de représenter qualitativement le phénomène de relaxation de la contrainte moyenne lors d'essais à déformation imposée. La comparaison entre les deux types de lois d'écouissage est présentée sur la Figure 56.

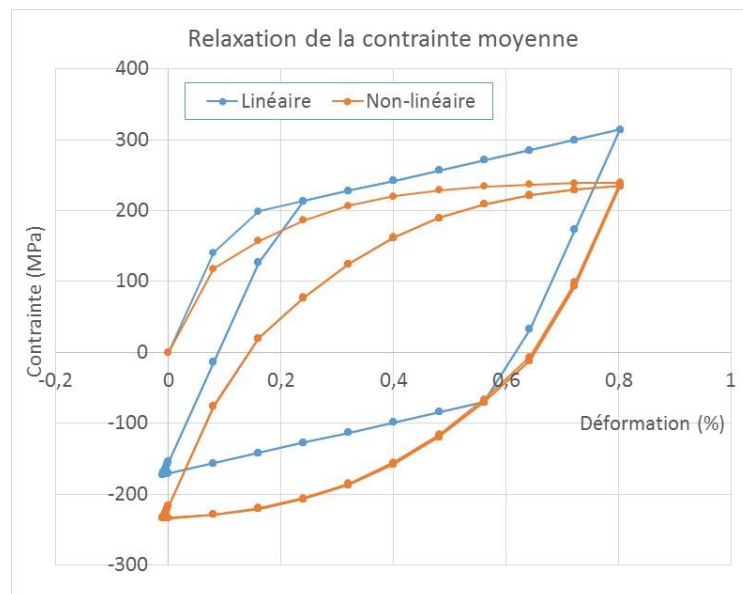


Figure 56 : Comparaison des deux types de lois d'écouissage pour des essais à déformation imposée non symétrique.

4.2.6 Méthode d'interprétation des résultats expérimentaux

Tous les essais de fatigue équi-biaxiaux sont réalisés en déplacement (ou flèche) imposé. Afin de comparer les résultats expérimentaux obtenus en fatigue équi-biaxiale avec ceux obtenus lors de d'essais de fatigue uniaxiaux, il est nécessaire d'utiliser une grandeur équivalente de déformation représentative de l'état mécanique tridimensionnel.

Pour se faire, deux formulations de déformations équivalentes sont proposées. La première est basée sur la définition de l'équivalent au sens de von Mises (définition utilisée dans le RCC-MRx [7]) et la seconde sur la définition au sens de TRESCA (définition utilisée dans le RCC-M [5] ou le RSE-M [6]).

La déformation équivalente au sens de von Mises est définie par l'équation suivante:

$$\Delta \varepsilon_{eq} = \sqrt{\frac{1}{1 + \nu'} (\Delta \varepsilon : \Delta \varepsilon)} = \frac{2(1 + \nu')}{3(1 - \nu')} \Delta \varepsilon_1$$

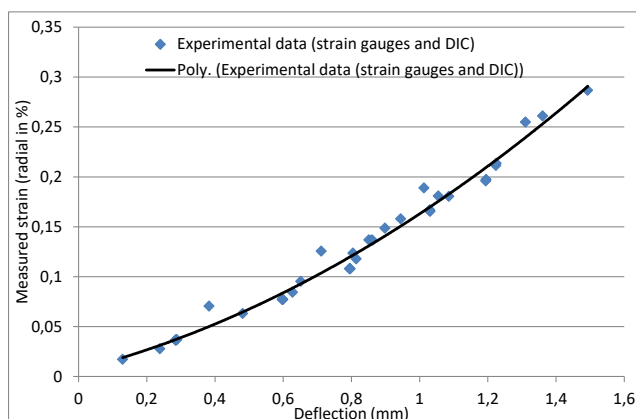
avec : $\Delta \varepsilon$: tenseur déviateur des déformations $\Delta \varepsilon = \Delta \varepsilon - \frac{1}{3} \text{tr}(\Delta \varepsilon)$, ε_1 la déformation principale et ν' le coefficient "réel" de Poisson (qui prend en compte la partie élastique et plastique).

La déformation équivalente au sens de TRESCA est définie par l'équation suivante:

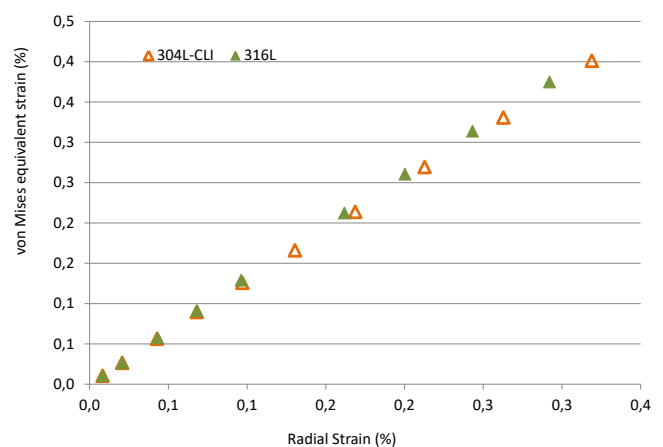
$$\Delta \varepsilon_{eq} = \frac{1}{1 + \nu'} \text{Max} |\varepsilon_i - \varepsilon_j|$$

L'approche proposée pour déterminer le niveau de déformation équivalente lors de chaque essai de fatigue FABIME2 est la suivante:

- **Détermination de la valeur de déformation radiale expérimentale correspondant à la flèche imposée à partir de la courbe de calibration flèche-déformation obtenue lors de la phase de calibration au paragraphe précédent.** Les comportements élasto-plastiques des deux aciers inoxydables austénitiques étant similaires, cette courbe de calibration est identique (cf. Figure 57).
- **Détermination de la déformation équivalente au sens de von Mises et de TRESCA à partir de la relation entre la déformation radiale et la déformation équivalente.** Cette relation a été déterminée par des simulations élasto-plastiques des essais de fatigue. Ces simulations élasto-plastiques permettent de déterminer la valeur « réelle » du coefficient de Poisson pour le chargement considéré et l'effet de structure (plasticité limitée à la zone centrale, le reste de l'éprouvette restant dans le domaine élastique). Dans le cas des essais équi-biaxiaux, le coefficient de Poisson varie de 0,42 pour les chargements en flèche important ($\pm 1,63$ mm) à 0,40 pour les chargements en flèche les plus faibles ($\pm 0,9$ mm).



Courbe de calibration : déformation mesurée en fonction de la flèche



Détermination de la déformation équivalente avec la "courbe de transfert" : déformation équivalente en fonction de la déformation mesurée

Figure 57 : Méthodologie de détermination de la déformation équivalente en fonction de la flèche

4.3 FLEXION ÉQUIBIAXIALE ALTERNÉE (R=-1)

Des essais de fatigue équi-biaxiale ont été réalisés avec deux types d'aciers austénitiques inoxydables : "316L THY", et "304L CLI". Le premier matériau a été fourni par la société Thyssen Krupp Materials France et se présente sous la forme d'une tôle laminée de 15mm d'épaisseur. Le second matériau a été fourni par EDF sous la forme d'une tôle laminée de 30mm d'épaisseur. Ce matériau est au cœur d'une plus large campagne de caractérisation expérimentale.

Essais de Fatigue avec l'acier AISI 316L

La première campagne a mis en œuvre l'acier austénitique inoxydable 316L. Cinq niveaux de chargement en flèche ont été étudiés (1.6 / 1.4 / 1.2 / 1.1 et 0.9 mm).

Essais de Fatigue avec l'acier AISI 304-L

Dans le cadre d'un groupe de travail CEA-EDF-AREVA, une seconde campagne expérimentale a été menée sur un acier austénitique inoxydable 304-CLI fourni par EDF. Ce matériau répond aux exigences des règles de conception du nucléaire que sont le RCC-M et RCC-MRx [4]. Quatre niveaux de flèche imposée ont été réalisés (1.4 / 1.3 / 1.2 and 1.1 mm).

Le Tableau 7 synthétise de la campagne expérimentale réalisée en flexion équi-biaxiale alternée (rapport de charge de -1).

AISI 316L				AISI 304 CLI			
Eprouvette	Δ LVDT (mm)	Détection visuelle de la fissure (l=5mm)	Nombre de cycles total	Eprouvette	Δ LVD T (mm)	Détection visuelle de la fissure (l=5mm)	Nombre de cycles total
LISN743A-H (1)	1.563	9 000	40 500	LISN750-H (1)	1.406	Pas d'image	45 000
LISN743A-H (2)	1.633	15 500	40 500	LISN750-K (2)	1.367	11 000	45 000
LISN743A-I (1)	1.597	13 000	24 000	LISN750-K (1)	1.285	17 000	31 000
LISN743A-I (2)	1.589	13 000	24 000	LISN750-k (2)	1.276	18 500	31 000
LISN743A-G (1)	1.375	26 000	30 000	LISN750-I (1)	1.195	27 000	44 000
LISN743A-G (2)	1.411	Pas d'image	30 000	LISN750-I (2)	1.187	32 000	44 000
LISN743A-F (1)	1.353	17 000	43 500	LISN750-E (1)	1.08	40 000	55 000
LISN743A-F (2)	1.431	12 000	43 500	LISN750-E (2)	1.11	38 000	55 000
LISN743A-E (1)	1.2	39 000	65000				
LISN743A-E (2)	1.184	60 500	65000				
LISN743A-AA (1)	1.087	no crack	184 000				
LISN743A-AA (2)	1.103	178 000	184 000				
LISN743A-D (1)	0.902	Pas d'amorçage	$1,8 \cdot 10^6$				
LISN743A-D (2)	0.893	Pas d'amorçage	$1,8 \cdot 10^6$				

Tableau 7 : Résultats expérimentaux de fatigue équi-biaxiale obtenus sur les aciers austénitiques inoxydables 316L and 304 CLI avec le dispositif FABIME2

Une première comparaison des résultats expérimentaux de fatigue équi-biaxiale obtenue sur les deux aciers austénitiques inoxydables (316L and 304-CLI) est présentée sur la Figure 58.

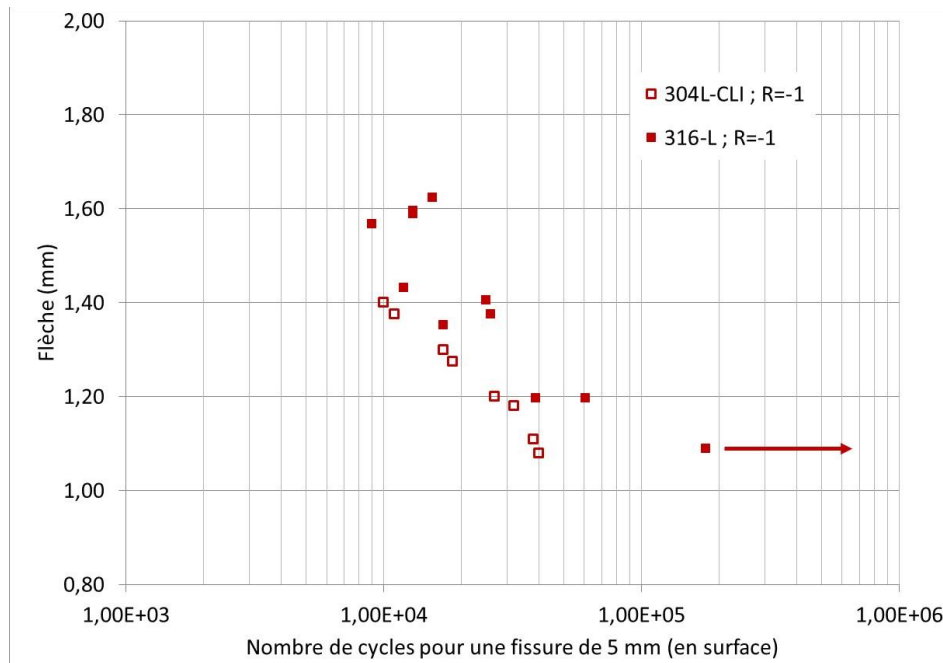


Figure 58 : Résultats expérimentaux de fatigue équi-biaxiale obtenus sur les aciers austénitiques inoxydables 316L et 304 CLI

Ces données expérimentales de fatigue montrent que l'acier de type 316L a une meilleure tenue en fatigue que l'acier 304-CLI. Cependant, le comportement élastoplastique de ces deux aciers est légèrement différent, et par exemple, l'acier 304-CLI présente un durcissement secondaire plus prononcé que le 316L.

La courbe de fatigue correspondant aux essais uniaxiaux est comparée à la courbe de fatigue en flexion sphérique ou équi-biaxiale dans la Figure 59. **Il apparaît qu'il n'y a pas d'effet aggravant significatif de l'équi-biaxialité sur la durée de vie des 2 aciers austénitiques inoxydables (304L et 316L) en utilisant les déformations équivalentes de von Mises et TRESCA.**

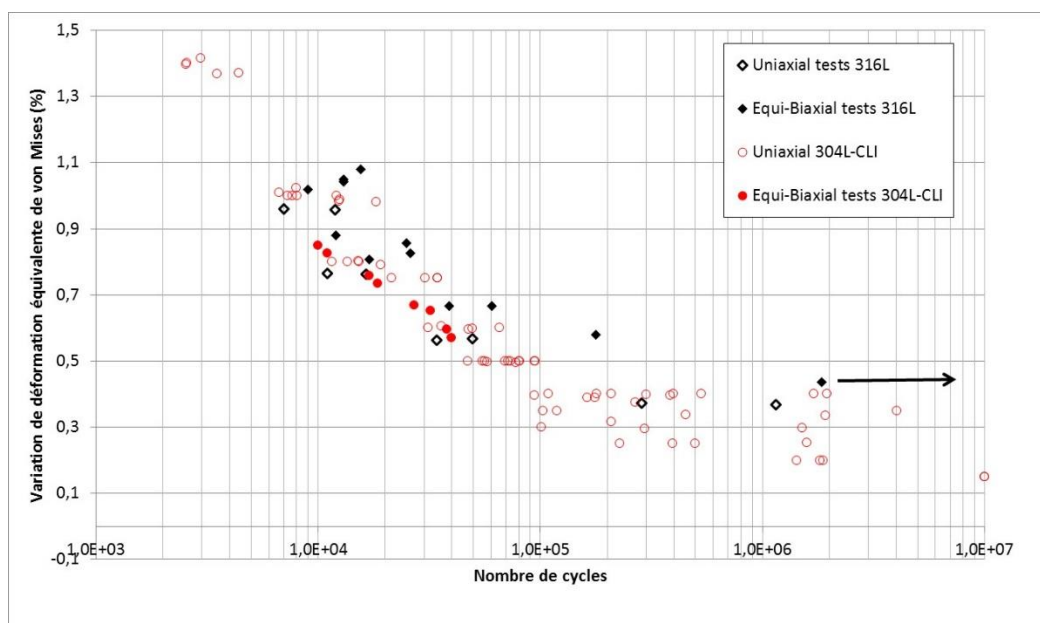


Figure 59 : Courbes de fatigue sous chargements uniaxial et équi-biaxial pour les aciers austénitiques inoxydables 316L et 304 CLI



4.4 ESSAIS DE FATIGUE AVEC UN CHARGEMENT EN DEFORMATION MOYENNE $R \neq -1$

Lors de la conception du banc d'essai FABIME2, la possibilité de réaliser des cycles de chargements en flèche ou en pression non symétrique a été considérée. Dans cette partie, les premiers essais d'étude du caractère potentiellement aggravant d'un chargement non-symétrique en flèche sont présentés. Ce type de chargement consiste à réaliser des essais avec une déformation moyenne non nulle. L'évolution de la contrainte moyenne résultante est, quant à elle, plus délicate à estimer car elle dépend du modèle de comportement.

Au total, huit essais ont été réalisés avec une amplitude de flèche identique ($\Delta F/2 = 1,1$ mm) et des rapports de charge différent de -1. Deux essais ont présenté des dérives du rapport de charge, induit par la procédure d'essai. En effet, celle-ci redéfinissait les « zéros LVDT », i.e. le centre du cycle flèche / pression, tous les 500 cycles lors des phases de cycles lents (essais 750-G et 750-F). Cependant, leur exploitation a permis de d'obtenir quelques informations. L'essai 750-A a subi, quant à lui, un parasitage des signaux qui a amené à imposer des cycles avec des chargements plus faibles. Une analyse en appliquant une règle de cumul linéaire permet d'estimer le nombre de cycles à l'amorçage dans une plage de 25% (incertitude sur 5000 cycles pour un amorçage détecté à 22500 cycles). Enfin, cinq essais ont été réalisés dans de bonnes conditions, pour une même amplitude de flèche et pour différents rapports de charges (750-D : -1 ; 750-B : -0,91 ; 750-C : -0,76 ; 750-M : -0,62 et 750-L :-0,45).

Les résultats expérimentaux sont représentés sur la Figure 60. A titre de comparaison, les résultats obtenus pour différents amplitude de flèche pour le même matériau sont représentés. Le nombre de cycle à l'amorçage est fortement diminué par la non-symétrie du chargement. **Pour une même variation totale de flèche imposée, l'effet aggravant du rapport de charge est très marqué.** Ainsi, le nombre de cycles à l'amorçage passe d'une valeur d'environ 33 000 cycles (pour $R=-1$) à 21 000 cycles (pour $R=-0,76$), puis à 16 000 cycles (pour $R=-0,62$), et tombe à 11 250 cycles (pour $R=-0,42$), sans compter les 6 500 cycles pour des essais répétés ($R=0$).

Lors de la réalisation de deux essais, le rapport de charge n'a pas été constant et celui-ci a évolué. Ainsi pour l'essai 750-G, celui-ci est passé de -0,69 à 0, et pour l'essai 750-F, de -0,83 à 0,62.

Nom	Flèche visée (mm)				Flèche effective (mm)				Nombre de cycles à l'amorçage (5mm)	
	LVDT1	LVDT2	Δ LVDT	R	LVDT1	LVDT2	Δ LVDT	R	Face 1	Face 2
750-G	1.4	0.9	2.3	-0.69	2.21	0	2.21	0	6500	11000
750-F	1.2	1	2.2	-0.83	1.35	0.84	2.19	-0.62	18000	24500
750-B	1.15	1.05	2.2	-0.91	1.14	1.04	2.19	-0.91	33500	33500
750-D	1.1	1.1	2.2	-1	1.09	1.09	2.18	-1	32500	32500
750-C	1.25	0.95	2.2	-0.76	1.24	0.94	2.18	-0.75	21500	29500
750-A	1.2	1	2.2	-0.83	1.194	0.98	2.174	-0.83	22500*	28500*
750-M	1,35	0,85	2,2	-0,62	1,34	0,84	2,18	-0,62	16000	-----
750-L	1,55	0,65	2,2	-0,42	1,53	0,69	2,22	-0,45	11250	-----
750-H	1.4	1.4	2.8	-1	1.4	1.37	2.77	-0.98	10000	11000
750-K	1.3	1.3	2.6	-1	1.3	1.27	2.57	-0.98	17000	18500
750-I	1.2	1.2	2.4	-1	1.2	1.18	2.38	-0.98	27000	32000
750-E	1.1	1.1	2.2	-1	1.11	1.11	2.19	-0.97	40000	38000

* Nombre total de cycles effectués quel que soit le niveau, présence de parasites sur les mesures au début de l'essai.

Tableau 8 : Synthèse des essais FABIME2 avec des chargements symétriques et non-symétriques

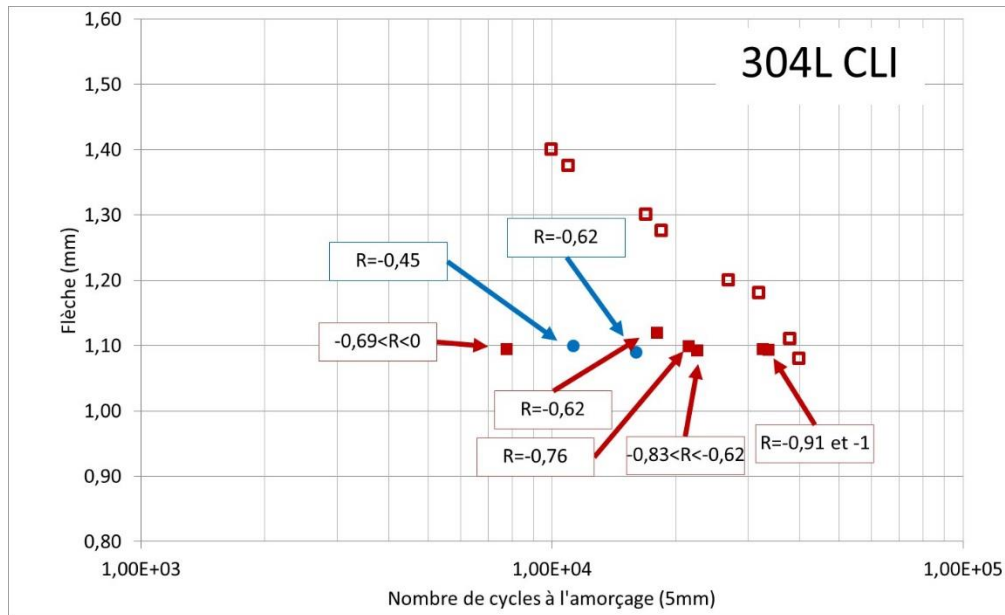


Figure 60 : Nombre de cycles à l'amorçage (5mm) en fonction de l'amplitude de flèche (Δ Flèche / 2) pour différents rapports de charge (en rouge les premiers essais, en bleu les essais complémentaires).

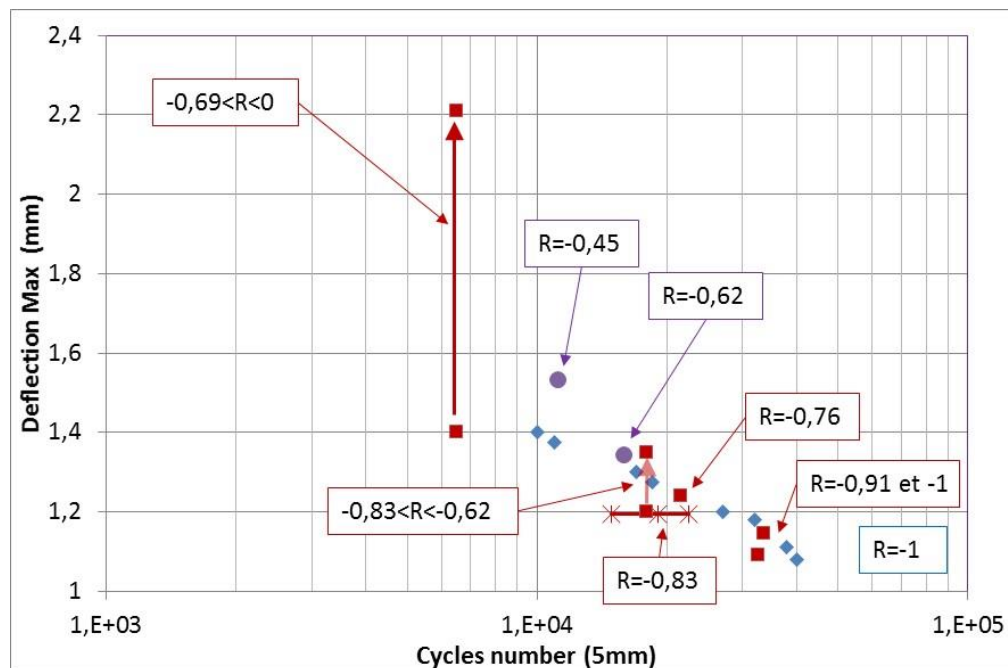


Figure 61 : Nombre de cycles à l'amorçage (5 mm) en fonction de la flèche maximale appliquée pour différent rapports de charge

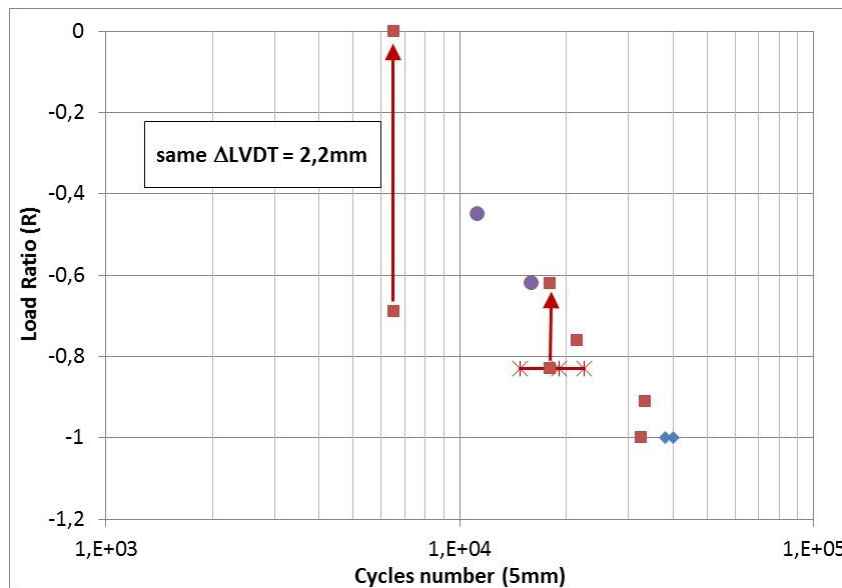


Figure 62 : Nombre de cycles à l'amorçage (5mm) en fonction du rapport de charge pour des essais réalisés avec la même amplitude de flèche (Δ Flèche = 2,2mm).

Le modèle géométrique mis en place se compose d'un quart d'éprouvette avec des éléments quadratiques tridimensionnels. Des conditions de symétrie sont appliquées sur les faces latérales. Des conditions de blocages en déplacement sont appliquées sur la partie externe de l'éprouvette (serrage dans la cellule d'essai) (cf. Figure 63).

L'intérêt de l'utilisation d'un modèle tridimensionnel est de mettre en place les premiers éléments d'une étude numérique qui portera par la suite sur la propagation d'une fissure. Sinon, une modélisation suivant les hypothèses d'axi-symétrie aurait été suffisante.

Le chargement est appliqué via une pression croissante alternativement sur chaque face de l'éprouvette jusqu'à l'obtention de la flèche « ciblée ». Cependant, une attention particulière a été portée à l'approche de la valeur cible en flèche afin d'éviter une phase de déchargement en pression car cela amènerait à une estimation erronée des déformations plastiques (micro cycles). Des cycles de chargements sont répétés jusqu'à l'obtention de la stabilisation (notamment pour le modèle à écrouissage cinématique non-linéaire).

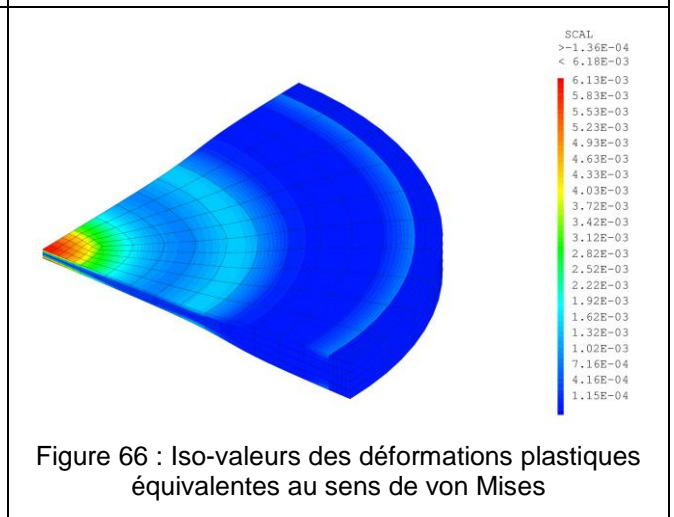
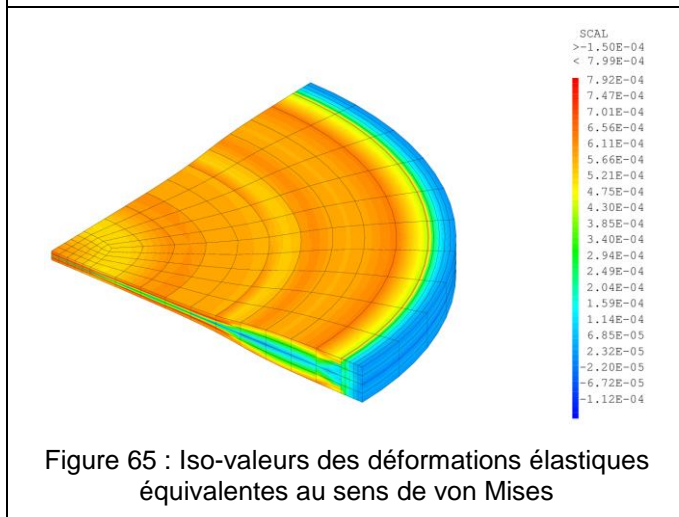
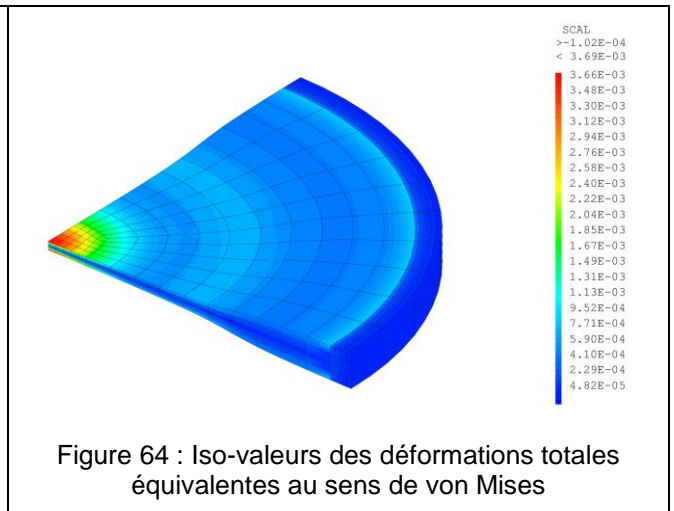
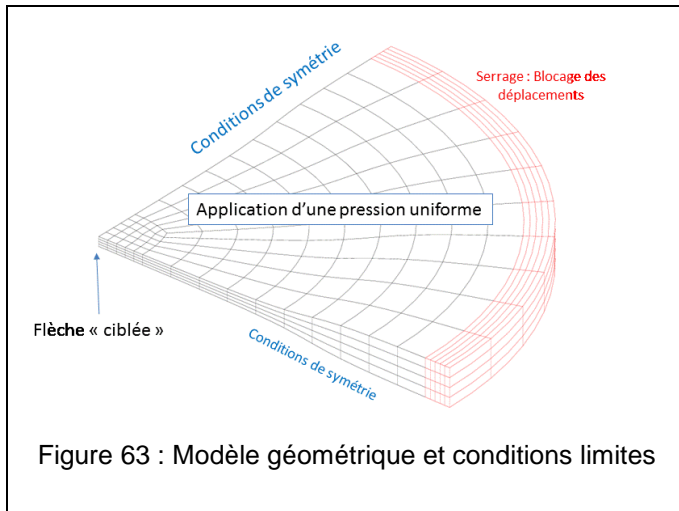
Les iso-valeurs de déformations totales équivalentes de von Mises sont représentées sur la Figure 64 , ainsi que la partie élastique des déformations (cf. Figure 65) et la partie plastique (cf. Figure 66) . Les déformations plastiques sont très localisées dans la partie centrale, alors que les déformations élastiques sont assez uniformément réparties sur l'éprouvette. L'optimisation de l'épaisseur joue bien son rôle en concentrant les déformations maximales au centre de l'éprouvette.

Les réponses en flèche / pression sont comparées entre les données expérimentales et les 3 types de modèles matériaux utilisés (élastique, écrouissage cinématique linéaire et non-linéaire).

Pour l'essai 750-D, qui a été réalisée avec un chargement symétrique (cf. Figure 67) , l'écrouissage cinématique linéaire est le plus proche des données expérimentales. En effet le modèle élasto-plastique avec un écrouissage cinématique non-linéaire surestime la déformation plastique, ce qui se traduit par un cycle « plus large ». On pourra considérer que le niveau en pression calculé est assez représentatif, compte tenu de la différence inhérente entre les conditions aux limites idéalisées numériques et les conditions aux limites expérimentales.

Pour l'essai 750-M, qui a été réalisé avec un rapport de charge de -0,62 (pour une flèche de 1,35/0,85 mm - cf. Figure 68) , l'écrouissage cinématique linéaire est le plus proche des données expérimentales. Et le modèle élasto-plastique avec un écrouissage cinématique non-linéaire surestime, dans ce cas-ci, la déformation plastique. De plus, avec ce type de modélisation de l'écrouissage la déformation résiduelle est surestimée. Ce modèle reproduit aussi rapidement le phénomène de relaxation de la contrainte moyenne.

Cependant, à cause de l'effet structure (car seule la partie centrale se plastifie), il y a un blocage de l'évolution de la déformation progressive après quelques cycles.



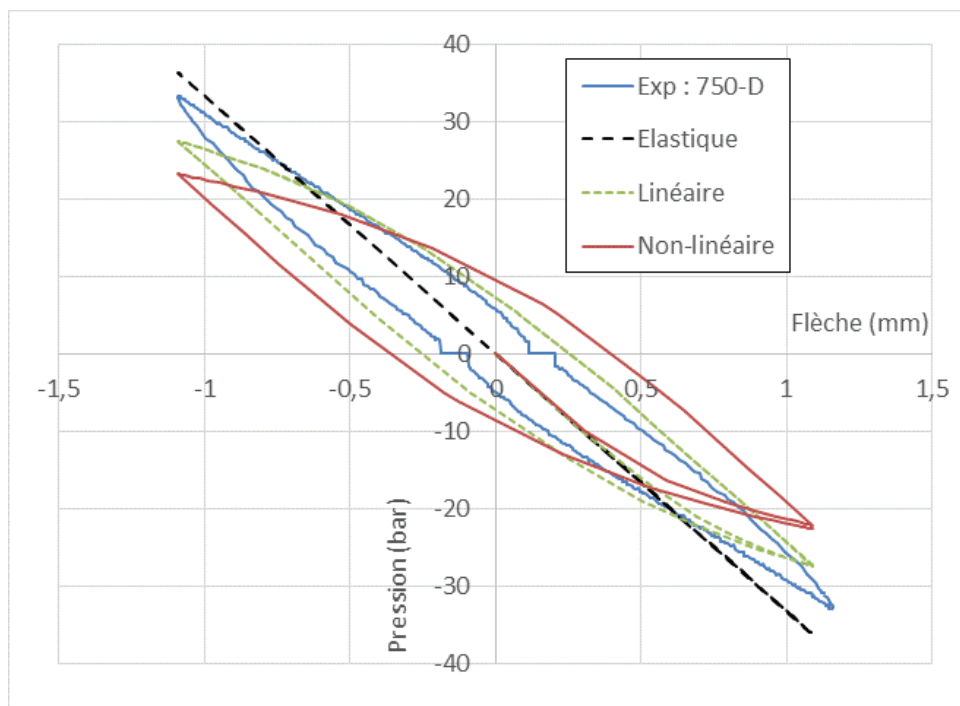


Figure 67 : Cycles Flèche-Pression pour l'essai à rapport de charge de -1

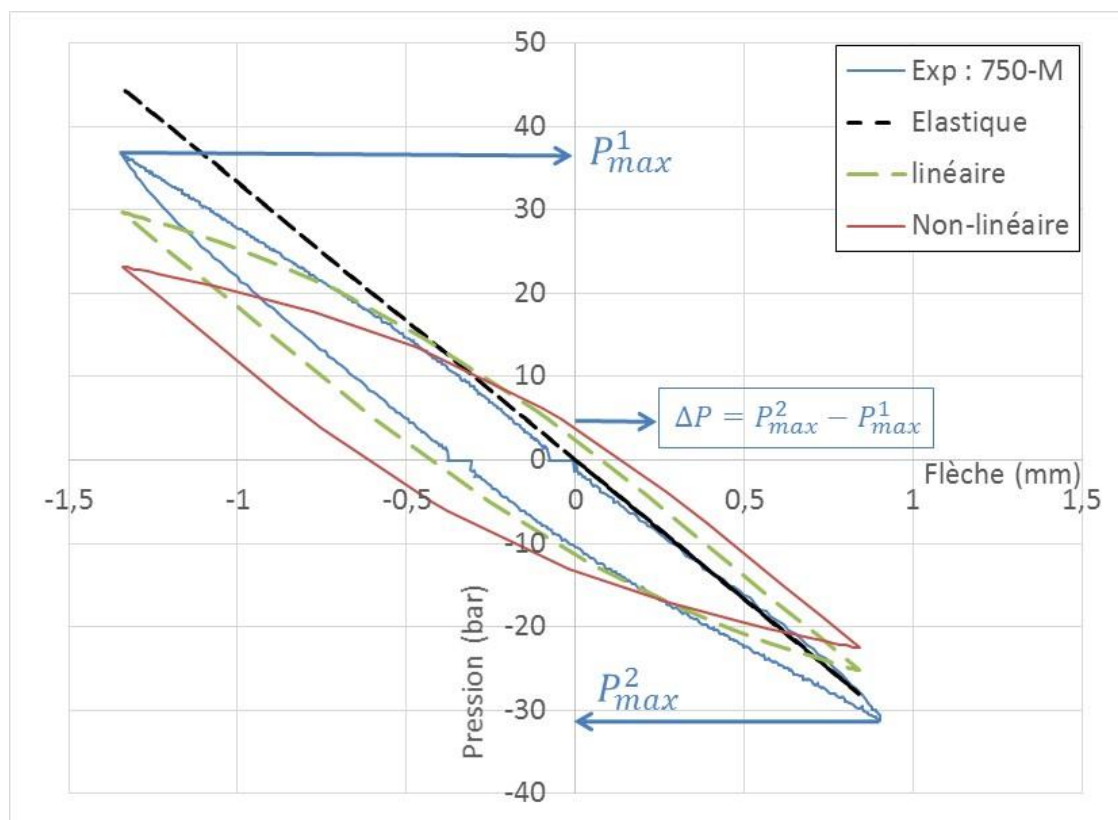


Figure 68 : Cycles Flèche-Pression pour l'essai à rapport de charge de -0,62

Lors des essais à rapport de charge différent de -1, on observe un différentiel de pression entre les faces de l'éprouvette FABIME2. Par exemple, pour obtenir la flèche du coté 2 (pour l'essai 750-M, $F_2 = 1,35$ mm), il faut imposer une pression notée P_1 dans la chambre opposée (pour l'essai 750-M, $P_1 = 37$ bar), ensuite, pour obtenir

la flèche du côté 1 (pour l'essai 750-M, $F_1 = 0,85$ mm), il faut imposer une pression notée P_2 dans la chambre opposée (pour l'essai 750-M, $P_2 = 31$ bar). Les deux pressions nécessaires à appliquer pour obtenir les flèches imposées sont différentes, on définit ainsi l'expression du différentiel de pression $\Delta P = P_{max}^2 - P_{max}^1$ et il est illustré sur la Figure 68.

L'introduction de la modélisation de l'écroissage cinématique lors des interprétations numériques des essais de fatigue FABIME2 permet d'estimer le niveau de contrainte moyenne lors de ces essais avec des rapports de charge différents de -1. En effet, avec un écroissage cinématique non-linéaire, la contrainte moyenne va se relaxer (le cycle contrainte/déformation va se symétriser –cf. Figure 56 - dans la partie de l'éprouvette où il y a de la déformation plastique cf. Figure 66), et le différentiel de pression entre les deux faces ne sera imputable qu'à la partie élastique de l'éprouvette. Alors qu'avec un écroissage cinématique linéaire, la contrainte moyenne va rester (le cycle contrainte/déformation ne va pas de se symétriser –cf. Figure 56-), et le différentiel de pression entre les deux faces sera dû à la part élastique et la part plastique de l'éprouvette.

Dans le tableau suivant (cf. Tableau 1), les flèches et pressions moyennes obtenues lors des essais de fatigue équilibrés sont comparées à celles obtenues à l'aide des simulations numériques. Les simulations numériques ont été effectuées avec différents types de modélisation de l'écroissage cinématique, soit un écroissage cinématique linéaire, soit un écroissage cinématique non-linéaire. On constate que l'écroissage cinématique linéaire reproduit mieux que l'écroissage linéaire les différentiels de pressions entre les deux faces de l'éprouvette FABIME. Par exemple, pour l'essai (750-L) avec un rapport de charge de $R = -0,42$ ($F_{max} = 1,55$ mm ; $F_{min} = -0,65$ mm), le différentiel de pression estimé par l'interprétation numérique est de 7,4 bar à comparer aux valeurs expérimentales de 11 bars. L'interprétation avec un écroissage cinématique non-linéaire conduit à une relaxation locale de la contrainte moyenne déterminé par la simulation numérique, ce qui engendre une réponse « presque » symétrique en pression appliquée, Dans ce cas, le différentiel de pression entre les deux faces de l'éprouvette n'est que de 1 bar pour 11 bar expérimentalement).

L'estimation via les différentes simulations numériques du niveau de contrainte moyenne dans la zone utile est comprise entre 105 MPa ($R=-0,42$) et 10 MPa ($R=-0,91$). Les évolutions des différentiels de pression entre les deux faces de l'éprouvette (cf. Figure 69) pour 3 essais avec des rapports de charge différents montrent que la contrainte moyenne évolue peu et est constante durant ces essais. Les évolutions temporelles des différentiels de pression montrent que la contrainte moyenne ne se relaxe pas et que l'effet de rochet est contenu par l'effet structure, ce qui permet d'obtenir des résultats de fatigue avec une contrainte moyenne mais sans déformation progressive.

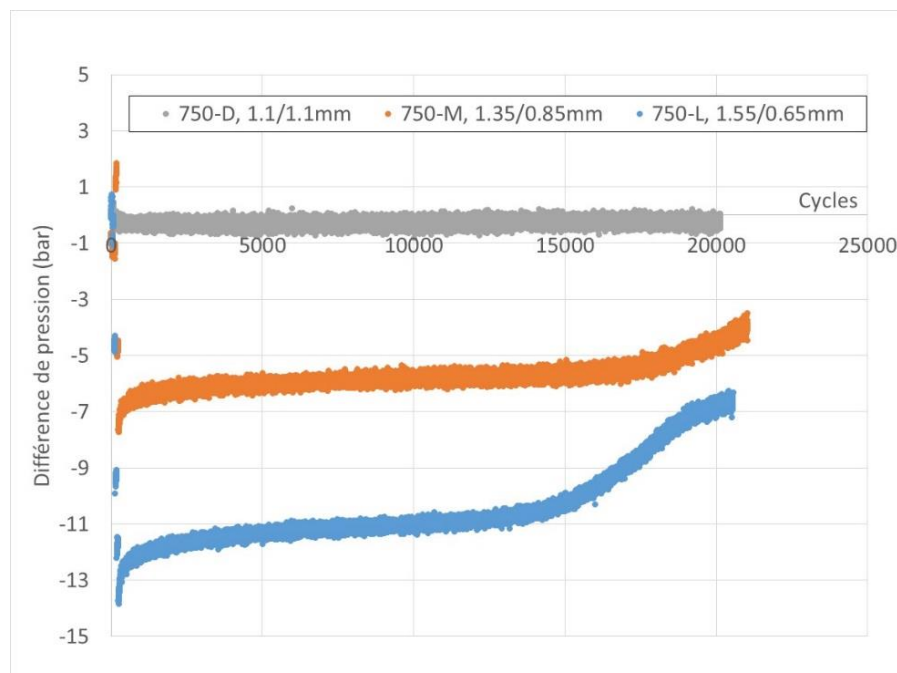


Figure 69 : Evolution des différentiels de pression entre les 2 faces de l'éprouvette FABIME2 ($\Delta P = P_{max}^2 - P_{max}^1$) pendant 3 essais à différents rapports de charge sur le 304L

	Modèle	F_{moy} (mm)	$P_{max}^2 - P_{max}^1$ (bar)	ε_{moy} (%)	σ_{moy} (MPa)
R = -0,42 1,55/0,65mm	Elastique	-0,5	30	-0,25	-557
	E.C. linéaire	-0,9	7,4	-0,56	-105
	E.C. non-linéaire	-0,9	1	-0,97	0
	<i>Expérimental</i>	-0,9	≈11		
R = -0,62 1,35/0,85mm	Elastique	-0,5	16	-0,139	-311
	E.C. linéaire	-0,5	4,5	-0,32	-59
	E.C. non-linéaire	-0,5	0,7	-0,55	0
	<i>Expérimental</i>	-0,5	≈6		
R = -0,76 1,25/0,95mm	Elastique	-0,3	9,9	-0,08	-181
	E.C. linéaire	-0,3	2,8	-0,19	-35
	E.C. non-linéaire	-0,3	0,5	-0,34	0
	<i>Expérimental</i>	-0,3	≈2,5		
R = -0,82 1,2/1,0mm	Elastique	-0,2	6,6	-0,05	-120
	E.C. linéaire	-0,2	1,9	-0,12	-23
	E.C. non-linéaire	-0,2	0,3	-0,21	0
	<i>Expérimental</i>	-0,2	≈2		
R = -0,91 1,15/1,05mm	Elastique	-0,1	3,4	-0,03	-59
	E.C. linéaire	-0,1	1	-0,06	-11
	E.C. non-linéaire	-0,1	0,1	-0,11	0
	<i>Expérimental</i>	-0,1	≈1		

Tableau 1 : Comparaison entre les flèches et pressions moyennes expérimentales et numériques et estimation de la contrainte moyenne dans la zone utile.

Les essais réalisés avec un chargement non-symétrique montrent que la durée de vie est très impactée comparativement aux essais réalisés avec un chargement alterné (symétrique, correspondant à un rapport de charge égal à -1). Les durées de vie déterminées avec la variation de déformation équivalente sont réduites d'un facteur pouvant atteindre 3. Le nombre de cycles à l'amorçage passe de 33 000 à 6 500. On retrouve ce résultat en termes de variation de flèche imposée et de déformation mesurée (radiale). Ces essais réalisés avec un chargement non-symétrique ont pour objectif d'introduire une contrainte moyenne au centre de l'éprouvette mais l'effet structure permet de bénéficier d'une limitation du développement d'une déformation résiduelle. Des interprétations numériques mettant en œuvre différents types de modèles de comportement élasto-plastique à écrouissage cinématique linéaire et non-linéaire (avec et sans relaxation rapide de la contrainte moyenne) ont été effectuées.

		Manuscrit HDR C. Gourdin	Page 67/145
		Réf. : S.O.	
		Date : 10/10/2020	Indice : B

Trois types de modèles matériaux élastique, écoulement cinématique linéaire et non-linéaire ont été étudiés et une comparaison des réponses en flèche-pression entre les données expérimentales et issues des simulations numériques a été présentée. Les valeurs de pression appliquées sur les faces de l'éprouvette en fonction du chargement en flèche imposé déterminées avec les simulations numériques sont représentatives des niveaux expérimentaux, compte tenu des incertitudes sur la différence entre les conditions aux limites idéalisées numériquement et les conditions aux limites expérimentales. Cependant, c'est le modèle élasto-plastique avec un écoulement cinématique linéaire qui reproduit le plus fidèlement la réponse en flèche-pression des essais FABIME2. Le modèle élasto-plastique avec un écoulement cinématique non-linéaire quant à lui, surestime, la déformation plastique. Cela se traduit par l'obtention d'un cycle flèche-pression « plus large ». De plus, avec ce type de modélisation de l'écoulement, la déformation résiduelle est surestimée, et la relaxation de la contrainte est très rapide (1 à 2 cycles). Cependant, à cause de l'effet structure (seule la partie centrale se plastifie), il y a un blocage de l'évolution de la déformation progressive après quelques cycles.

L'utilisation de deux types d'écoulement cinématique (linéaire et non-linéaire) permet d'estimer le niveau de contrainte moyenne lors des essais avec un rapport de charge différent de -1. On constate que l'écoulement cinématique linéaire reproduit mieux le différentiel de pressions expérimentales entre les deux côtés de l'éprouvette que l'écoulement cinématique non-linéaire. On peut alors, estimer le niveau de la contrainte moyenne dans la zone utile, et on obtient une contrainte moyenne comprise entre 105 MPa ($R=-0,42$) et 10 MPa ($R=-0,91$). Les résultats des calculs numériques avec écoulement linéaire corrélés aux essais semblent montrer que la contrainte moyenne ne se relaxe pas complètement et que l'effet de rochet est contenu par l'effet structure. Nous obtenons alors des résultats de fatigue avec une contrainte moyenne et sans déformation progressive.



4.5 ESSAIS EQUIBIAXIAUX SOUS ENVIRONNEMENT : FABIME2E

4.5.1 Contexte de l'effet de l'environnement

D'une manière générale, l'eau circulant dans le circuit primaire des réacteurs à eau légère LWR (réacteurs à eau pressurisée et à eau bouillante) sert à la fois de modérateur et de caloporteur. La température du circuit primaire des REP varie entre 286 °C et 330 °C avec une pression d'environ 150 bar. La température maximale des REB est de 288 °C avec une pression de 70 à 80 bar. L'eau des réacteurs à eau légère est déminéralisée avec une faible teneur en oxygène dissout et un pH optimum légèrement alcalin. Dans le cas des réacteurs REP, de l'acide borique est rajouté car il possède une section de capture des neutrons importante. De la lithine est également rajoutée pour conserver un milieu légèrement alcalin. De l'hydrogène est dissout pour éliminer les espèces oxydantes produites par la radiolyse de l'eau. Dans le cas des réacteurs REB, l'acide borique n'est pas utilisé et la teneur en oxygène dissous est plus importante.

Une grande part des résultats a été rassemblée dans le document NUREG/CR-6909 [98][O.K. CHOPRA, 2007]. Notons que l'impact d'un milieu eau sur la durée de vie en fatigue avait fait l'objet de nombreuses présentations à la Troisième Conférence Internationale sur la Fatigue des Composants Nucléaires qui s'est tenue à Séville en 2004 [100][101][102][103][104]. A l'époque, la principale préoccupation portait sur la compréhension des phénomènes de fatigue thermique des zones de mélange en général, de l'incident du circuit RRA de CIVAUX 1 en particulier, ainsi que sur la mise en place de mesures correctives pour pallier à ce type d'endommagement. Or, la fatigue thermique des zones de mélange ne semble pas directement concernée par cet aspect environnemental, puisque les amplitudes de déformation restent souvent à des niveaux trop faibles pour faire intervenir l'influence du milieu.

Mais, récemment, l'étude des effets aggravants de la fatigue sous environnement corrosif (REP) reprend de l'ampleur avec la volonté de prolonger la durée de vie des centrales au-delà de leur durée initiale de 40 ans. A titre d'exemple de l'effet aggravant de l'environnement, voici des résultats expérimentaux tirés des travaux de L. De Baglion [99] qui donne des réductions de vie de l'ordre de 3 à 5 (en fonction de la vitesse de déformation) pour deux niveaux de déformations (cf. Tableau 9).


$\Delta\varepsilon = \pm 0,6 \%$	N_{25VIDE}/N_{25AIRP}	N_{25AIR}/N_{25REP}	N_{25VIDE}/N_{25REP}
$d\varepsilon/dt = 0,4 \%/s$	2,9	3,2	9,3
$d\varepsilon/dt = 0,01 \%/s$	2,4	5,6	13,4
$\Delta\varepsilon = \pm 0,3 \%$	N_{25VIDE}/N_{25AIRP}	N_{25AIR}/N_{25REP}	N_{25VIDE}/N_{25REP}
$d\varepsilon/dt = 0,4 \%/s$	>11,7	3,1	>36
$d\varepsilon/dt = 0,01 \%/s$	/	5,3	/

Tableau 9 : Effet d'environnement selon la vitesse de déformation pour les deux amplitudes de $\Delta\varepsilon = \pm 0,6 \%$ et $\Delta\varepsilon = \pm 0,3 \%$

Sans entrer dans le détail, on peut évoquer les principaux facteurs identifiés ayant une influence sur la tenue en fatigue, comme :

- Influence du taux d'oxygène dissous,
- Influence de la vitesse de déformation, la réduction de la durée de vie est très importante lorsque la vitesse de déformation diminue,
- Influence de la température à partir de 150°C,
- Influence de l'amplitude de déformation,
- Influence de l'état de surface.

C'est dans ce cadre que des actions ont été entreprises (et sont toujours en cours) dans le projet tripartite CEA-EDF-FRAMATOME portant sur la prédiction de l'amorçage par fatigue, et dont l'un des objectifs est d'une part d'alimenter la connaissance sur les mécanismes de dégradation via des approches de plus en plus fines et d'autre part de produire des méthodes d'ingénieurs pour valider ou améliorer les règles de conception en intégrant si nécessaire les facteurs aggravants. Aussi, une synergie entre EDF/FRAMATOME/CEA a été érigée dans la réalisation des essais de fatigue sous environnement et cela permet d'aborder beaucoup plus largement cette problématique. Ainsi, FRAMATOME réalise principalement des essais de fatigue uniaxiaux sur éprouvettes cylindriques pleines sous autoclave, EDF de son côté réalise des essais avec des éprouvettes cylindriques creuses avec circulation de l'environnement à l'intérieur. Et, pour le CEA, je me suis positionné sur la réalisation d'essais intermédiaires de flexion sphérique sous environnement avec le dispositif « FABIME2e ».

	Manuscrit HDR C. Gourdin		Page 69/145
	Réf. : S.O.		
	Date : 10/10/2020	Indice : B	

Les résultats des essais de fatigue équi-biaxiaux sous environnement sur un acier austénitique inoxydable 304LI obtenus ont aussi justifié ma participation au projet européen INCEFA+ (2015-2020).

La mise en place de ces essais ainsi que leurs interprétations entrent dans le cadre de la thèse de H. Dhahri en collaboration avec l'ENSTA (H. Maitourman), et dont la soutenance en prévue en Juillet 2019.

4.5.2 Description des nouveaux moyens d'essai FABIME2E

4.5.2.1 Principe de découpage des moyens d'essais FABIME2E

L'objectif de ces nouveaux moyens d'essai est de dissocier les effets aggravants dus à la multiaxialité de la présence de contrainte moyenne et de l'effet de l'environnement REP (milieu primaire hydrogéné à 150 bars et 300°C). 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 équi-biaxées avec environnement
- en fatigue uniaxiale en environnement

Le principe de l'essai FABIME2 est repris et il consiste à appliquer sur une éprouvette circulaire, une pression alternativement sur chaque face. Ce chargement engendrera une flexion « sphérique » avec un rapport de charge variable allant d'une valeur de -1 (flexion alternée) à 0 (flexion repérée).

L'éprouvette circulaire peut être ramenée à une membrane séparant deux chambres qui seront alternativement mises en surpression (pression initiale de 150bars jusqu'à 250bars).

Des capteurs de pression, de température et de mesures de déplacement du point central de l'éprouvette (flèche via des capteurs LVDT) retournent les grandeurs caractéristiques qui permettent un pilotage des essais de fatigue. Fort du retour d'expérience avec les moyens d'essai de fatigue sous huile « FABIME2 », une adaptation est proposée. La difficulté est de faire cohabiter un environnement caractérisé par un milieu primaire hydrogéné à une température de 340°C et sous une pression de 150 bars avec un générateur de pression fonctionnant à l'huile.

L'application alternativement de la surpression dans chaque chambre (1 ou 2) est réalisée par une modification du volume de la chambre correspondante. Cette modification du volume dans chaque chambre est obtenue à l'aide d'un vérin intermédiaire. En se déplaçant, le vérin permet de modifier le volume des chambres de manière complémentaire (plus d'un côté et moins de l'autre) et l'incompressibilité du milieu permet d'appliquer un déséquilibre de pression entre les deux faces de l'éprouvette.

Ce vérin intermédiaire est actionné par un vérin double effet (sous huile) qui est alimenté par le générateur de pression existant.

Ce principe est représenté sur le schéma suivant (cf. Figure 70).

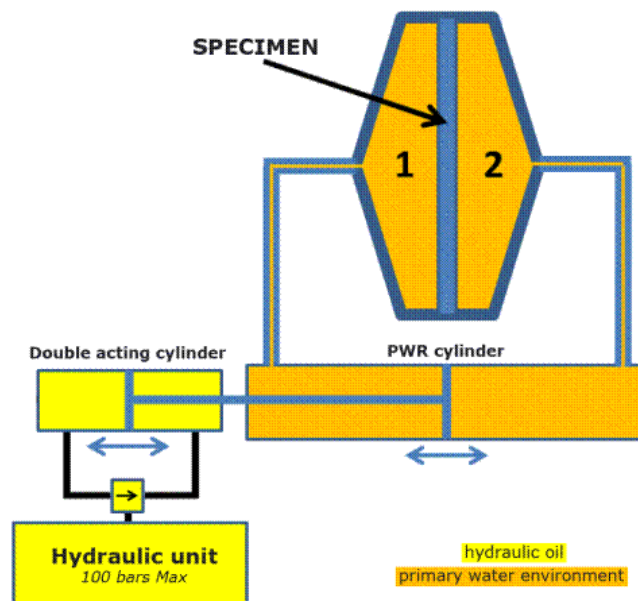


Figure 70 : Schéma de principe des moyens d'essai de fatigue en environnement

4.5.2.2 Les nouveaux moyens d'essai sous environnement: FABIME2E

La fabrication a été confiée à la société TOP-INDUSTRIE, et la livraison effective a eu lieu en décembre 2015 et sa mise en service assurée par Top Industrie en février 2016.

Les conditions expérimentales maximales sont une pression de 350 bars et une température de 400°C.

Les principaux composants de ce nouveau dispositif (cf. Figure 71) sont:

- Une cellule d'essai composée de deux demi-coquilles englobant l'éprouvette,
- Un système de fixation efficace des deux demi-coquilles,
- Un système d'étanchéité compatible avec les conditions du milieu REP,
- Un circuit fermé contenant le milieu REP,
- Un vérin à double effet qui permet d'appliquer les sollicitations mécaniques à l'éprouvette,
- Un système de chauffe précis et reproductible
- Un système permettant de mesurer et d'ajuster (si besoin) la teneur en Hydrogène dissous
- Une instrumentation complète pour les températures, déplacements (flèche, vérin) et pression

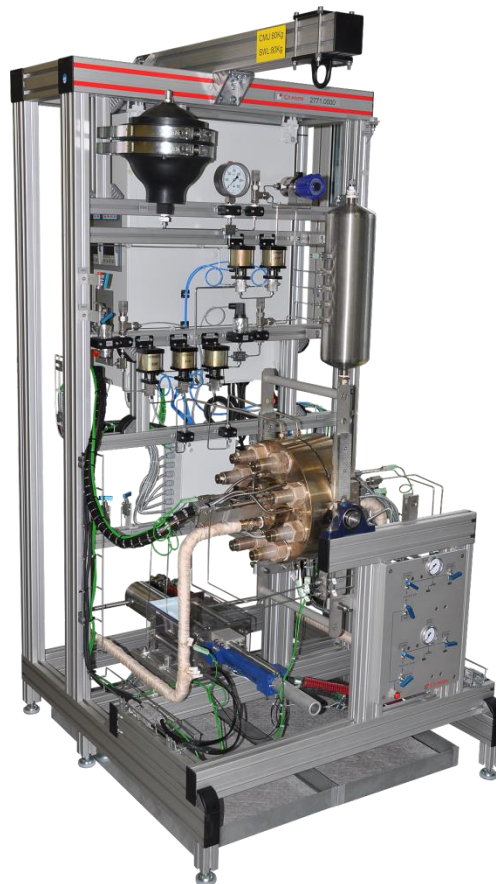


Figure 71 : Vue du nouveau dispositif d'essai de flexion sphérique sous environnement: FABIME2E

4.5.2.3 Cellule d'essai contenant l'environnement représentatif du milieu REP

La géométrie de la cellule d'essai de fatigue sous environnement sera similaire à celle mise en place pour les essais précédents (FABIME2). Elle sera équipée des éléments suivants :

- D'un accumulateur reliant les deux chambres, celui-ci assurant un rééquilibrage de la pression lors des cycles lents via l'ouverture d'une vanne pneumatique pilotée via un distributeur et une source d'air comprimé afin de compenser des micro fuites de fluide primaire,
- De sondes de température, de pression, de capteurs LVDT mesurant le déplacement du centre de l'éprouvette dans chaque chambre de la cellule,
- D'organes de sécurité (soupapes équipant chaque demi-coque),
- D'un dispositif de maintien de la température (340°C avec une limite max à 400°C) de l'ensemble de la cellule (ainsi que des flexibles et du vérin intermédiaire),
- De sondes Ag-Pd dédiées à la mesure de la teneur en hydrogène dissous dans le milieu primaire,

- D'un déverseur pour stabiliser la pression à la valeur voulue,
- De piquages supplémentaires par demi-coque pour le bullage en hydrogène, vidange, etc...
- D'un système d'alimentation en milieu primaire,
- D'un système de serrage des deux chambres excluant tout éloignement des capteurs LVDT au cours des essais (relaxation/fluage et déformation élastique des vis de serrage négligeable, surdimensionnement du système de serrage).

De plus, la géométrie de la cellule devra interdire toute retenue de bulles d'air (problème de cavité).

A titre de comparaison, les dimensions de la nouvelle cellule d'essai sous environnement sont comparées à la version en huile (cf. Figure 72). On remarque que pour une même géométrie d'éprouvette, la taille de la cellule est beaucoup plus conséquente.

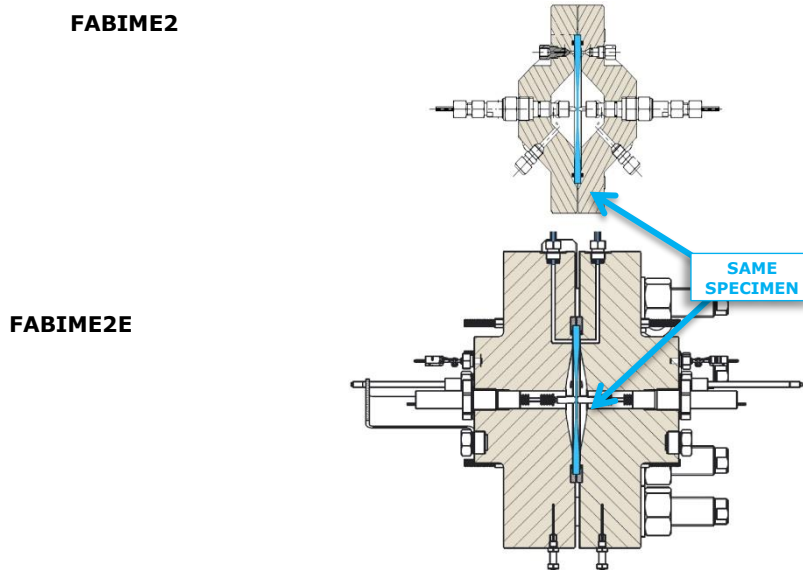


Figure 72 : Comparaison des deux cellules d'essai de fatigue sphérique FABIME2 et FABIME2E (échelle identique)

Les capteurs installés sur chaque demi-coquille sont :

- Deux thermocouples positionnés en partie basse et haute (gradient de température dû à la gravité)
- Capteur de pression dans la gamme 0-400 bar,
- Un capteur de déplacement (LVDT) compatible avec les conditions du milieu primaire REP avec une plage de mesure de ± 5 mm afin de mesurer la flèche au centre de l'éprouvette,
- deux sondes à Hydrogène en Pd-Ag. La première mesure le taux d'Hydrogène dissous, et la seconde est utilisée pour injecter ou retirer l'Hydrogène.

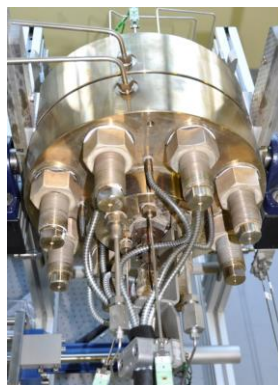


Figure 73 : Détail de la cellule d'essai FABIME2E

L'étanchéité entre les deux parties de la cellule d'essai de fatigue sous environnement et l'éprouvette sera assurée par des joints de type Helicoflex®. Le serrage des deux demi-coquilles est assuré par 8 goujons (cf. Figure 73) , l'effort de serrage est assuré par 4 vérins tendeurs hydrauliques. Un système de basculement permet de s'assurer d'un positionnement adéquat des différents composants (joints, éprouvette) lors de la phase de montage et de serrage, de plus, le fait d'appliquer un effort via 4 goujons garantit une planéité du serrage.

Le chauffage est assuré par 8 cannes chauffantes d'une puissance de 250W chacune sur chaque demi-coquille. La température de consigne sera de l'ordre de 340°C avec une vitesse de montée de 1°C/min. La température maximale admissible est de 400°C. Le vérin intermédiaire restera à température ambiante, une partie des lignes d'alimentation en milieu primaire seront chauffées. Deux contrôleurs EUROTHERM assurent la régulation de 4 zones de chauffe (chaque demi-coquille et l'alimentation en milieu primaire REP).

Le retour d'expérience nous montre qu'avec une régulation utilisant des thermocouples de type K, on accorde une précision de l'ordre de $\pm 1^\circ\text{C}$: la variation de pression associée peut alors atteindre ± 10 bars au-delà des 300°C. Il est donc ainsi préférable de se focaliser sur une régulation très précise en température qui conditionnera les variations de pression.
Un système de maintien en température a minima des tuyauteries HP devra être assurée et pilotable.

4.5.2.4 Circuit de milieu primaire (REP)

Le volume utile de chaque demi-coquille est de 100 ml. Le synoptique présenté en Figure 74 permet d'illustrer le circuit de milieu primaire et ses différents composants (électrovannes, vannes manuelles, accumulateur, capteurs). L'intégration de 4 sondes Pd-Ag afin de contrôler la teneur en Hydrogène dissous est réalisée via la platine de contrôle.

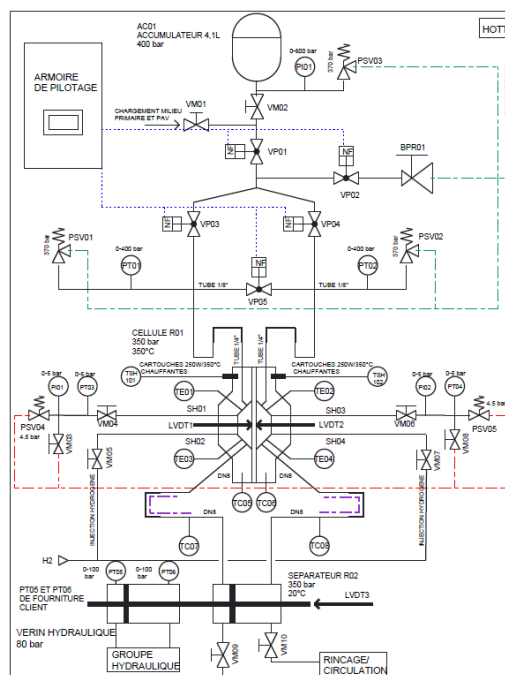


Figure 74 : Synoptique du circuit de milieu primaire REP

4.5.2.5 Liaison entre le circuit en milieu REP et le générateur de pression

- **Vérin intermédiaire**

Le vérin intermédiaire permet la modification du volume de chaque chambre et ainsi de modifier le déséquilibre de pression de chaque côté de l'éprouvette. L'étanchéité est assurée par des joints à doubles lèvres.

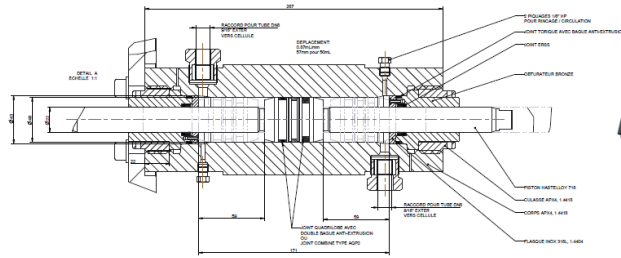


Figure 75 : Coupe du vérin intermédiaire assurant la liaison entre le groupe hydraulique et le milieu primaire REP

Remarque : Attention à la pression minimale dans la chambre complémentaire à celle mise en surpression qui doit être maintenue à un seuil défini afin d'éviter une « perte brutale et irréversible » de la pression, ce qui entraînerait la perte de l'environnement....

- **Vérin assurant le déplacement**

Le vérin assurant le déplacement est alimenté par le générateur de pression via une servovalve. Il est à température ambiante. Un système de « pont thermique » est prévu entre les vérins et le vérin intermédiaire.

4.5.2.6 Générateur de Pression

Le générateur de pression utilisé par les moyens d'essai FABIME2 est réemployé. Celui-ci intègre le distributeur hydraulique qui permet de piloter l'apport d'huile dans le vérin de déplacement, donc de piloter la pression dans les chambres 1 et 2. Un second pied de distribution a été intégré (électrovanne) en amont du second distributeur afin de pouvoir isoler hydrauliquement le banc FABIME2E. A terme, il pourra être possible d'utiliser les deux bancs d'essai en même temps.

4.5.2.7 Logiciel de contrôle-commande des moyens d'essais FABIME2E

Les fonctionnalités de bas niveau telles que la gestion des sécurités, l'asservissement hydraulique et la scrutation des données nécessitent déterminisme et rapidité de traitement. Ces tâches sont dévolues à un logiciel autonome tournant sur un contrôleur COMPACT RIO de la société NATIONAL INSTRUMENT. Le pilotage des essais, l'acquisition et l'analyse en temps réel des données sont assurés par un logiciel tournant sur un ordinateur PC conventionnel. Ce second logiciel, réel chef d'orchestre du banc d'essai, commande le Compact Rio via TCP/IP dans une relation Client/serveur tout en scrutant l'évolution des constantes expérimentales (Température, sécurités, amorçage ...)

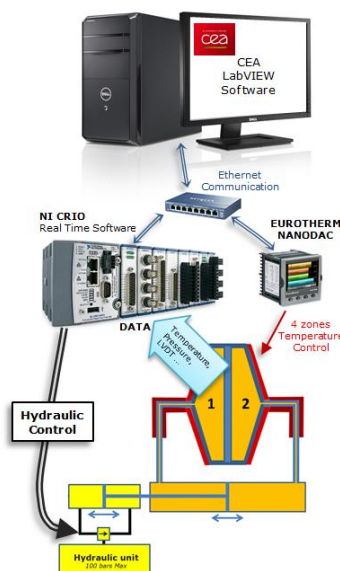


Figure 76 : Présentation du logiciel de contrôle-commande de FABIME2E

les LVDT sont rassemblées sur la Figure 79 et dans le Tableau 10. Dans la zone de sollicitation principale (± 2 mm) l'écart maximum est de 0,026 mm.

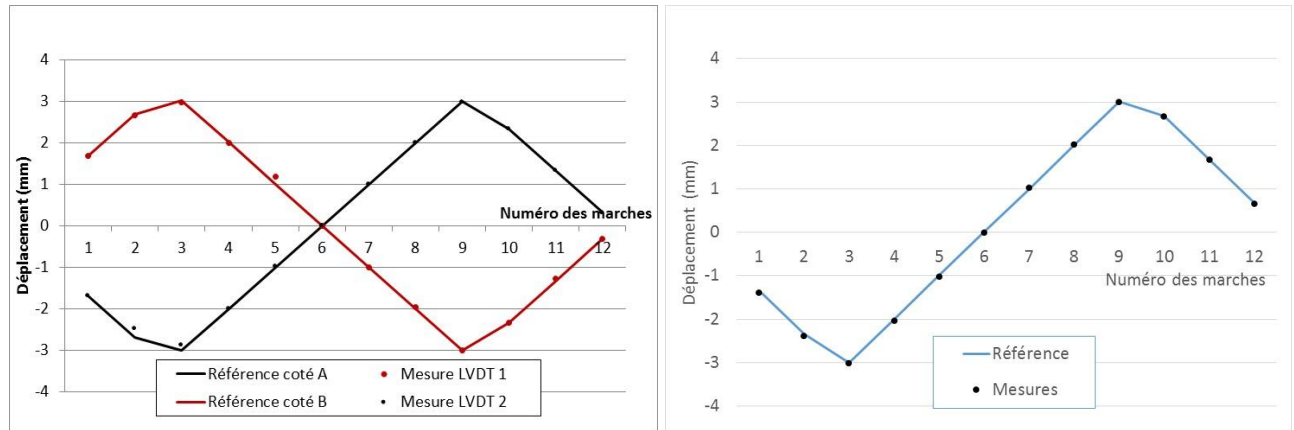


Figure 79 : Comparaison des mesures LVDT avec les mesures de référence de la tirette d'étalonnage

Référence coté A (mm)	Mesure LVDT 1 (mm)	Ecart (mm)	Référence coté B (mm)	Mesure LVDT 2 (mm)	Ecart (mm)	Référence coté B (mm)	Mesure LVDT 2 (mm)	Ecart (mm)
-1,681	-1,690	0,009	1,68	1,676	0,004	-1,339	-1,384	-0,045
-2,686	-2,484	-0,203	2,673	2,653	0,021	-2,336	-2,38	-0,044
-3,005	-2,886	-0,119	3,011	2,967	0,045	-2,996	-3,015	-0,019
-2,005	-2,008	0,003	2,007	1,996	0,012	-2,001	-2,027	-0,026
-1,0025	-0,977	-0,026	1	1,018	-0,018	-1	-1,016	-0,016
0	0,000	0,000	0	0,000	0,000	0	0,003	0,003
0,992	1,005	-0,013	-1	-1,009	0,008	1	1,022	0,022
2,001	1,996	0,005	-2,001	-1,961	-0,041	2,007	2,023	0,016
2,997	2,975	0,022	-2,996	-3,008	0,012	3,011	3,009	-0,002
2,3305	2,322	0,009	-2,336	-2,340	0,004	2,673	2,675	0,002
1,33	1,330	0,001	-1,339	-1,275	-0,064	1,68	1,679	-0,001
0,328	0,317	0,011	-0,315	-0,322	0,007	0,69	0,657	-0,033

Tableau 10 : Etalonnage des LVDT à température ambiante et à une température de 300°C

4.5.4 Les premiers essais de fatigue équilibriaxiale en conditions REP (P = 300 bar et T = 300°C)

15 essais de fatigue ont été réalisés sur un acier austénitique inoxydable de type 316L, ils sont divisés en 3 catégories. La première série avait pour objectif de valider le protocole expérimental ainsi que d'évaluer la précision de la méthode de détection d'amorçage d'une fissure de 5 mm. La seconde série s'est axée sur la réalisation d'essais de fatigue à température ambiante (30°C) et avec une pression initiale de 300 bar. Finalement, la troisième série d'essais a été conduite avec des conditions REP, à une température de 300°C et une pression initiale de 300 bar. Les résultats expérimentaux obtenus ainsi que les conditions d'essais sont rassemblés dans le Tableau 11.

N° Test	Δ LVDT mm	Pressure bar	Temp °C	Time s	Speed mm/s	N cycles total	N Initiation Δ P 1,5 bar
743B-O	2,62	200	30	8,38	1,6	11 650	
743B-E	2,62	190	30	8,38	1,6	17 925	12 500
743B-F	2,41	190	30	7,71	1,6	20 650	19 500
743B-H	2,41	50	30	7,71	1,6	18 400	17 500
743 B-L	2,26	180	30	4	1,13	97 930	88 500
743 B-G	2,8	250	30	5	1,12	14 860	8 500
743 B-C	2,8	260	30	5	1,12	7 500	6 000
743 B-M	2,4	300	30	4,45	1,08	19 200	19 200
743 B-B	2,8	300	300	6	0,93	7 625	6 000
743B-D	2,8	300	300	6	0,93	13 000	2 500
743B-N	2,8	300	300	6	0,93	2 906	2 900
743 B-A	2,2	300	300	4,95	0,89	45 507	3 500
743B-I	2,6	300	300	5,6	0,93	3 499	3 400
743B-J	2,2	300	300	4,9	0,90	10 999	10 500
743B-K	2,4	300	300	4,5	1,07	5 519	4 000

Tableau 11 : Résultats expérimentaux et conditions environnementales pour les essais réalisés avec FABIME2e

Pour chaque essai les évolutions temporelles des grandeurs suivantes sont acquises pour des analyses post-essai :

- Flèche en mm,
- Valeurs minimale et maximale de la flèche pour chaque cycle en mm,
- Pression dans chaque partie de la cellule d'essai en bar,
- Pression dans le vérin hydraulique en bar,
- Valeurs minimale et maximale des pressions (cellule et hydraulique) pour chaque cycle,
- Températures dans la cellule, au niveau du circuit REP en °C,
- Température du local en °C.

A partir de ces grandeurs, la différence de pression entre les 2 demi chambres de la cellule d'essai est déterminée afin d'estimer l'amorçage d'une fissure via la modification de la complaisance de l'éprouvette.

$$\Delta P_1 = P_{1MAX} - P_{1min} \text{ et } \Delta P_2 = P_{2MAX} - P_{2min},$$

Sur la Figure 80, les évolutions cycliques du différentiel de pressions pour 4 essais sont représentées. Les essais réalisés à température ambiante (30°C, 743B-C pour une flèche de 2.8 mm et 743B-L pour une flèche de 2.8 mm) sont comparés aux essais réalisés à une température de 300 °C (743B flèche de 2.8 mm, and 743B-A flèche de 2.2 mm). Ainsi, on retrouve que, pour un même niveau de flèche imposée, le niveau de pression est plus important à température ambiante, cela peut s'expliquer par la différence du comportement élasto-plastique entre 30°C et 300°C. La durée de vie est grandement réduite à même niveau de chargement en flèche imposée entre les deux températures (30°C et 300°C).

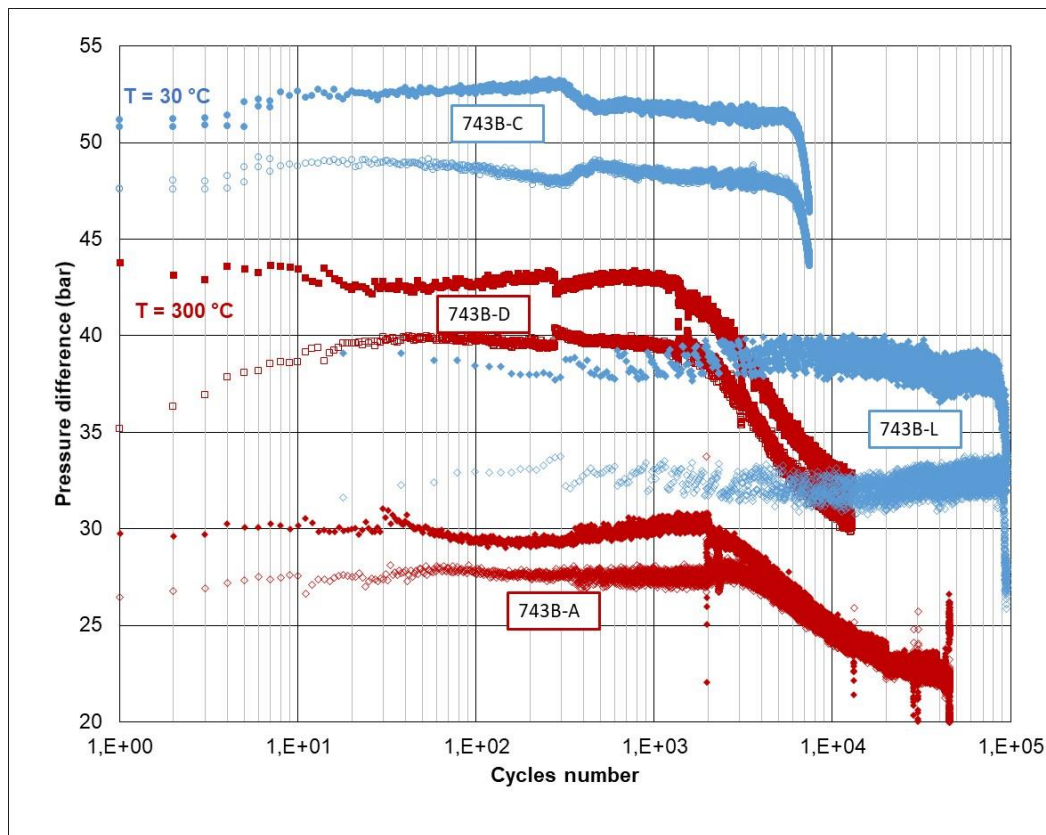


Figure 80 : Evolution cyclique des différentielles de pression dans chaque chambre de la cellule d'essai pour 4 essais (essais à température ambiante 30°C – points bleus-, essais à température de 300°C –points rouges-).

Les réseaux de fissures obtenus avec les essais de fatigue équi-biaxial sous environnement REP et à température ambiante (30°C) sont représentés sur les figures suivantes (cf. Figure 81 and Figure 82). La différence de morphologie du réseau de fissures est clairement illustrée. On retrouve bien les observations effectuées dans la littérature [98], [99], [105]. En fait, la réduction de la durée de vie en milieu eau est, pour la part la plus importante imputable à un effet de l'environnement sur la croissance des fissures "microstructurellement courtes"¹ soit de taille inférieure ou égale à 150 – 250 μm dans le cas des aciers inoxydables austénitiques. En milieu REP, comme sous air, et quelle que soit la vitesse de déformation, les sites d'amorçage sont de nature identique (Bandes de Glissement Persistantes, Joints de Macles ou Joints de Grains) et l'amorçage transgranulaire est privilégié. Il en est de même pour la phase de propagation qui est toujours du type Stade II transgranulaire [99].

En fait, par rapport au milieu air, le milieu eau primaire REP agit essentiellement sur la cinétique et non sur la nature de l'endommagement lui-même.

¹ Les fissures "microstructurellement courtes"(MSC) ont une taille inférieure à celle du grain ou égale à quelques grains. Leur vitesse est donc extrêmement tributaire des barrières microstructurales et se propagent par cisaillement, soit le long des plans de glissement orientés à 45° de l'axe de chargement.

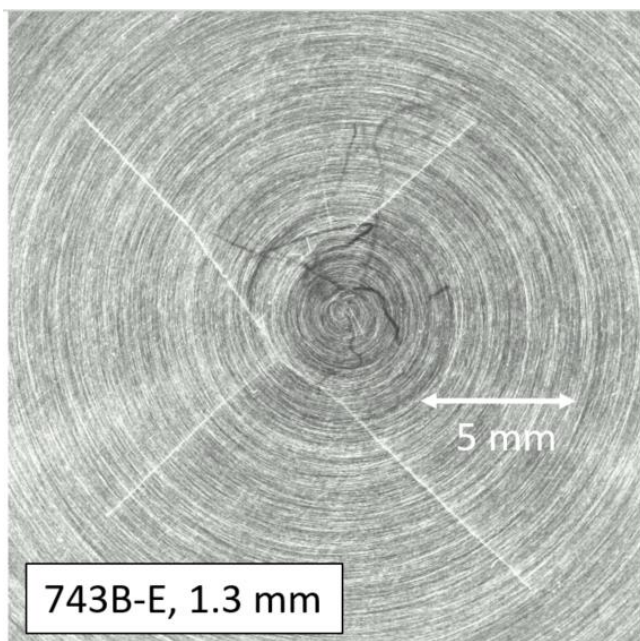


Figure 81 : Réseau de fissures observé après un test de fatigue équi-biaxiale sous une pression de 300 bar pour une température de 30°C

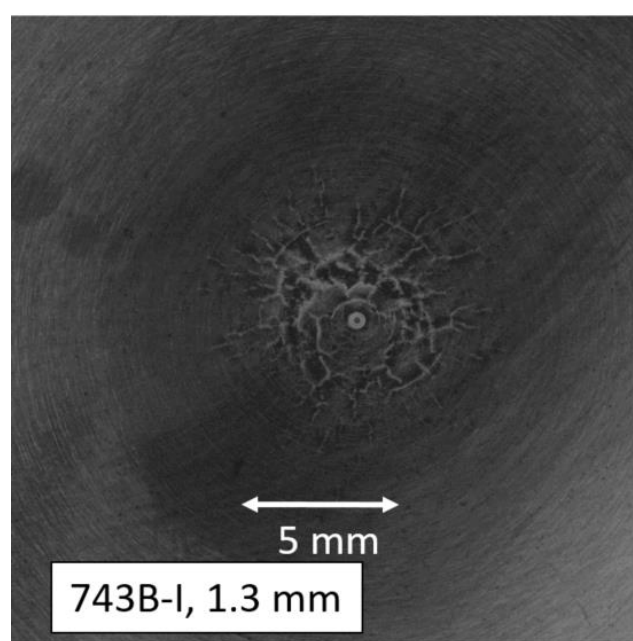


Figure 82 : Réseau de fissures observé après un test de fatigue équi-biaxiale sous conditions REP (pression de 300 bar pour une température de 300°C)

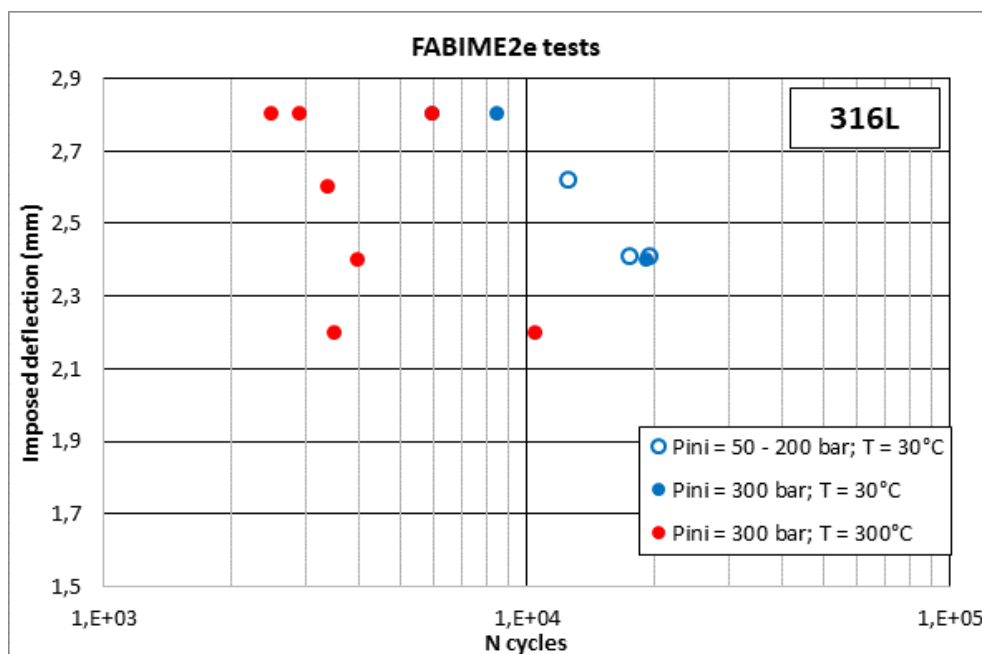


Figure 83 : Durée de vie sous sollicitation équi-biaxiale avec différentes conditions d'environnement (température de 30 °C à 300 °C et une pression initiale de 50 à 300 bar).

Les points expérimentaux obtenus sur un acier austénitique inoxydable (316L) avec le dispositif d'essai de fatigue équi-biaxiale sous environnement –FABIME2e- sont illustrés sur Figure 83. Pour un même niveau de flèche imposée, une réduction du nombre de cycles à l'amorçage de l'ordre d'un facteur 3 à 5 (différence entre les points bleus et rouges –conditions REP-) est observé. Par exemple, pour les essais avec une variation de flèche imposée de 2.8 mm, le nombre de cycles pour amorcer une fissure de 5 mm en surface sans effet d'environnement est de 8 500 cycles alors qu'il est entre 2 500 à 6 000 cycles avec des conditions REP. Ce même type de résultat est aussi

retrouvé pour des essais avec une variation de flèche de 2.4 mm (de 18 500 cycles à 4 000 cycles en conditions REP).

A l'aide du modèle numérique d'interprétation sous Cast3M présenté dans le paragraphe précédent (modèle géométrique, conditions aux limites et modèle de comportement élasto-plastique identifié sur des essais uniaxiaux), le tenseur des déformations est déterminé (avec la partition élastique et plastique) à chaque instant du cycle dans la zone centrale de l'éprouvette. A partir de cette interprétation numérique, j'ai comparé les données expérimentales obtenues avec le dispositif FABIME2e et celles obtenues avec les essais uniaxiaux et les résultats anciennement obtenus avec le dispositif FABIME2 (à température ambiante et en environnement huile). Les variations de la déformation équivalente de von Mises déterminées ainsi obtenues sont représentées sur la Figure 84.

En accord avec des études précédentes, le faible effet d'un chargement équibiaxial (proportionnel et en phase) sans chargement moyen est illustré (par comparaison des points expérimentaux à température ambiante en uniaxial et équibiaxial avec FABIME2 et FABIME2e)

Cependant, les essais de fatigue équibiaxiaux sous conditions REP illustrent la réduction significative du nombre de cycles à l'amorçage, de manière similaire aux essais uniaxiaux de fatigue sous environnement [98][99].

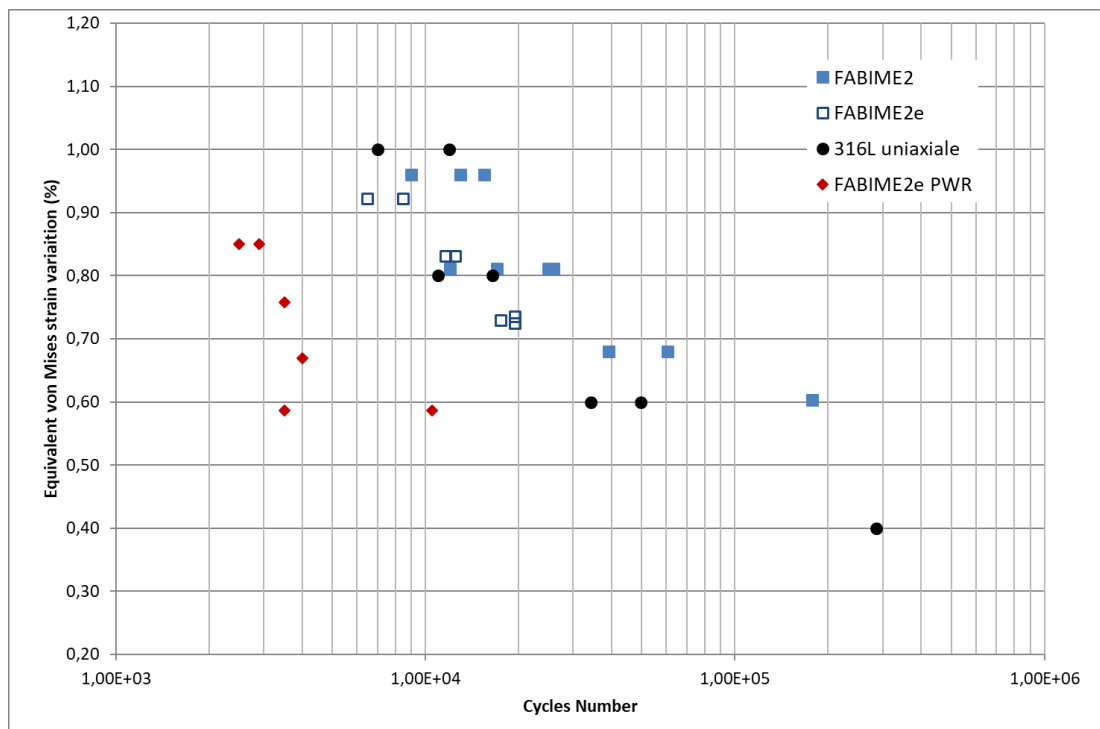


Figure 84 : Durée de vie expérimentale d'un acier austénitique inoxydable (316L) obtenue avec les dispositifs de fatigue équibiaxiale (FABIME2 et FABIME2e) comparée au donnée de fatigue uniaxiale.

4.6 CONCLUSIONS ET PERSPECTIVES SUR LA THÉMATIQUE DE LA FATIGUE (AMORÇAGE) SOUS CHARGEMENTS COMPLEXES

L'extension de la durée de fonctionnement des centrales électronucléaires du parc français existantes est un enjeu industriel de grande importance pour EDF/FRAMATOME/CEA. En regard des exigences de l'autorité de sûreté nucléaire, un inventaire complet des divers effets qui pourraient remettre en cause la sûreté de l'exploitation à long terme a été effectué dans le cadre d'une commandite AFCEN. Cette commandite AFCEN « Facteurs de sécurité et incertitudes en fatigue » avait pour objectif une actualisation des règles de codification concernant les courbes de fatigue et elle a conduit à la rédaction de quatre demandes de modifications importantes du code RCC-M. L'une des plus conséquente porte sur l'établissement de règles portant sur des aciers représentatifs du parc nucléaire français (dont les spécifications suivent le RCC-M [5]) et non pas comme dans l'ASME [3], sur des familles de matériaux. La définition de courbes de fatigue est alors mieux adaptée et plus précise. Et, ensuite, la mise en place d'une méthodologie prenant en compte les effets aggravants adéquats est réalisée, en s'appuyant notamment sur les retours d'expérience internationaux et sur les différentes campagnes d'essais [12].

	Manuscrit HDR C. Gourdin		Page 80/145
	Réf. : S.O.		
	Date : 10/10/2020	Indice : B	

Pour justifier ces demandes de modifications, le CEA, EDF et Framatome ont travaillé conjointement, depuis la création de l'Institut Tripartite en 2014 dans le cadre du projet « Fatigue et mécanique de la rupture des matériaux métalliques » de la finalité Durée de Fonctionnement (F3), à caractériser les effets potentiellement aggravants liés à la fatigue sous environnement REP.

C'est pour cela que j'ai conçu et développé des moyens d'essais de fatigue dédiés pour apporter des éléments dans ce domaine avec le support d'autres départements du CEA comme le DEN/DANS/DPC (spécialiste du milieu REP). Deux dispositifs expérimentaux innovants ont vu le jour sur la plate-forme RESEDA du Service d'Etudes Mécaniques et Thermiques : FABIME2 et FABIME2e et ils ont été largement présentés lors de conférences internationales. Le dispositif FABIME2 est au cœur de la thèse de S. Bradai (2014), et le dispositif FABIME2e a été développé pour la thèse de H. Dhahri en 2019.

Ces moyens se positionnent comme une étape intermédiaire importante entre les essais uniaxiaux sur éprouvettes de laboratoire et le comportement réel d'un composant en situation de fonctionnement d'une centrale.

Sur le dispositif FABIME2, des essais de fatigue équilibriaux sur deux nuances d'acier inoxydable austénitique (304CLI et 316L) avec un rapport de charge symétrique ont permis de vérifier le faible impact de l'équilibriauxité des déformations sur la tenue en fatigue.

Mais contrairement aux essais de fatigue uniaxiaux de référence où l'on a accès directement aux grandeurs déformations / contraintes, les essais de fatigue équilibriaux nécessitent une phase d'interprétation numérique (avec une sensibilité aux modèles de comportement et géométriques) afin de déterminer les grandeurs déformations/contraintes à partir de la pression appliquée et de la flèche mesurée. De plus, le mode de chargement étant de la flexion sphérique, ceci induit un profil de contraintes au travers de l'épaisseur non constant. Il est maximum en surface et de signe inverse sur la face opposée en passant par zéro.

Même si l'on se rapproche d'un essai quasi-structure, les essais FABIME2 et FABIME2e ne permettent pas d'explorer l'impact de la variabilité d'un chargement multiaxial, car ils sont toujours équilibriaux, proportionnels et en phase, domaine de prédilection des critères en déformation équivalente de von Mises. Par contre, ils se rapprochent d'un essai de fatigue thermique, en éliminant les incertitudes sur la détermination du champ mécanique via le champ thermique (mesures des thermocouples, distribution du champ de température dans la structure, modèle thermo-mécanique).

Les essais FABIME2 mettent aussi en avant un autre point sensible que représente la transférabilité du critère utilisé pour définir la durée de vie en fatigue uniaxiale à un essai de fatigue sur structure. Un travail important de réflexion reste à entreprendre afin de définir correctement un critère tel que le N25 pour tous types d'essais de fatigue : essais multiaxiaux, essais de fatigue sur plaques ou essais de fatigue thermique sur maquettes thermohydraulique. Ce travail de définition d'un « équivalent » N25 permettrait d'établir une meilleure inter-comparaison entre tous les résultats de fatigue disponibles.

Ce type d'essai permet de reproduire un effet que l'on rencontre sur les structures réelles : la redistribution ou le blocage de l'écoulement de la déformation plastique. En effet, lors des essais de fatigue, la déformation plastique se développe dans la zone centrale mais celle-ci y reste confinée car elle est encerclée par une zone extérieure qui reste élastique. La reproduction de cet effet structure est intéressant, notamment lors des essais de fatigue à chargement non-symétrique car il limite le développement de la déformation progressive contrairement à un essai uniaxial.

Or, lors de la réalisation des essais avec un chargement moyen, la relaxation de la contrainte moyenne est dépendante du niveau de sollicitation comme observé aussi lors d'essais uniaxiaux [89][112][113]. En fonction de l'amplitude de déformation imposée, la relaxation de la contrainte moyenne n'est pas uniforme dans l'épaisseur. L'amélioration de l'interprétation des essais FABIME2 à chargement non-symétrique nécessiterait de prendre en compte cette variabilité de la relaxation de contrainte moyenne et la détermination de la redistribution avec une modélisation plus fine de ce phénomène. Cependant, si l'on veut aller plus loin, un travail sur la définition d'un modèle de comportement reproduisant correctement le rochet sous sollicitation équilibriaux tout en restant à la fois intégrable dans un code de calculs comme Cast3M, associée à une stratégie d'indentification de ces paramètres reste un important travail à accomplir.

Comme je l'ai décrit précédemment la prise en compte de la déformation progressive dans le dimensionnement doit être effectuée. Cependant, à l'heure actuelle, celle-ci est déterminée via des critères simples, la méthode repose sur des hypothèses très conservatives, ce qui limite fortement les possibilités de vérification des critères. A

	Manuscrit HDR C. Gourdin		Page 81/145
	Réf. : S.O.		
	Date : 10/10/2020	Indice : B	

titre d'exemple, la règle des « 3Sm » impose de rester dans le domaine élastique. En partant d'observations expérimentales [91], et en se basant sur les nombreux travaux antérieurs portant sur la qualification de différents modèles de comportement [87] [88] [90] et leur modification afin de tenir compte du rochet [92] [93], le développement d'une méthodologie de calcul applicable à des structures complexes est à proposer. Cette nouvelle méthodologie devra être aussi validée de manière robuste pour convaincre les différents acteurs participant aux démonstrations de sûreté et à la codification. C'est sur ce point que l'intérêt de réaliser des essais avec le dispositif FABIME2 dans un premier temps puis le développement d'essais adaptés en traction et pression interne/externe par exemple (car les essais de traction-torsion ne correspondent pas aux sollicitations réelles) se portent.

A titre d'exemple, une modification du dispositif FABIME2 afin de réaliser des essais de fatigue avec un chargement uniquement sur une face (rapport de charge égal à 0), et une stratégie de mesure sans contact à l'aide de la stéréocorrélation d'images permettrait d'accéder à l'évolution temporelle et spatiale (redistribution) du tenseur de déformations en surface de l'éprouvette.

Depuis 2018, l'expérience FABIME2e (« e » pour environnement) donne des premiers résultats sur l'effet aggravant de l'environnement REP sur la tenue en fatigue. Et apporte ainsi des éléments quantitatifs sur la validation de la méthodologie proposée (Fen) destinée à prendre en compte l'effet de l'environnement REP dans les analyses à la fatigue du RCC-M. Ce sujet a resurgi récemment (depuis 2004), et même si des programmes européens (INCEFA+) ou des projets en tripartite (avec EDF et FRAMATOME) apportent un grand nombre de données expérimentales, les facteurs aggravants sont nombreux mais il est possible de les classer selon leurs niveaux d'importance. Ainsi, en premier lieu, j'attacherai de l'importance à réaliser des campagnes d'essai afin d'étudier et de clarifier l'effet de la vitesse de déformation sur la durée de vie. Cerner ces limites ainsi que proposer une règle de prise en compte de cet effet, notamment sur les aciers austénitiques inoxydables de type 304L et 316L, constitue un enjeu à court terme.

D'un niveau moindre, mais non négligeable, on peut rajouter l'effet d'un temps de maintien (soit en tension, soit en compression, et sur quelle durée ?), sans oublier l'effet de l'état de surface car la phase d'amorçage des fissures semble la plus impactée par l'environnement REP [99] [105]. Enfin, pour compléter la méthodologie proposée (Fen) par des actions à plus long terme, le pré-écrouissage peut avoir un effet, de même qu'il serait bon de clarifier l'impact du taux d'oxygène dissout aussi.

Une modification de l'épaisseur de l'éprouvette permettrait aussi d'obtenir un gradient moins sévère des contraintes de flexion, ce qui apporterait de nombreux éléments de compréhension et de quantification sur les études de propagation des fissures en profondeur avec ou sans effet de l'environnement. La cinétique de propagation des fissures sous environnement REP est un domaine qui nécessite encore l'obtention de données expérimentales afin de consolider les avancées récentes dans ce domaine, et qui ne sont obtenues que sur des éprouvettes uniaxiales (éprouvette cylindrique ou éprouvette CT) [99].

	Manuscrit HDR C. Gourdin		Page 82/145
	Réf. : S.O.		
	Date : 10/10/2020	Indice : B	

5. LES MÉTHODES D'ESTIMATION DE PROPAGATION SOUS CHARGEMENTS COMPLEXES

5.1 INTRODUCTION À CETTE THÉMATIQUE

Dans le contexte de la démonstration d'intégrité des structures, la mécanique des structures et la mécanique de la rupture sont des outils qui constituent deux piliers de base et elles interviennent sous la forme de codes et normes ou guides de bonne pratique. Ces documents constituent un référentiel présenté et discuté avec l'autorité de sûreté. Ils doivent donc répondre aux exigences réglementaires et s'appuyer sur une base de validation solide. C'est là qu'intervient la R&D mise en place au LISN, sous la forme d'un support de validations expérimentales ou sous la forme d'analyses numériques de validation des méthodes d'analyse.

Sur le premier point, une des questions majeures sur laquelle j'ai travaillé est liée à la transférabilité : peut-on transposer les observations faites sur éprouvettes de laboratoire aux structures ? La question n'est pas simple, d'autant plus en mécanique de la rupture où il existe un important effet d'échelle. Cette démarche est difficile et la réalisation d'essais est indissociable de celle des calculs, car il faut sans cesse remettre en question les modèles ou les mesures lorsqu'il y a divergence des résultats. Par contre, par cette démarche couplée essais/simulation, la valeur des résultats est multipliée, ce qui a fait par plusieurs occasions de mes essais sur structures une référence en Europe.

Ce travail de développement puis de validation d'outils et de critères associés constitue la dernière étape de « pré codification ». Celle-ci a pour objectif de proposer des règles sous une forme la plus simple possible, tout en gardant des bases physiques solides. Elles sont souvent associées à des outils, le plus souvent analytiques, permettant une estimation rapide de la nocivité des chargements et des risques de propagation de fissure. L'annexe A16 du RCC-MRx [7] et le RSE-M [6] sont les principaux bénéficiaires de ce travail.

La première partie de ce chapitre porte sur l'étude de la propagation de fissure sous des chargements thermiques seuls mais avec un effet de structure. Pour cela le moyen expérimental FAT3D (moyen d'essai développé initialement lors de la thèse de O. Ancelet [44]) a été utilisé. Les travaux présentés ont été réalisés lors de la thèse de P. Bouin [96] de l'INSA de Rouen, et j'ai eu l'occasion de co-encadrer ma première thèse avec A. Fissolo au CEA.

La seconde partie aborde la problématique de validation d'une méthodologie d'estimation de propagation de fissure sous un chargement combiné de mécanique et thermique sur une structure représentative. Cette méthodologie est décrite dans le code RSE-M, et j'ai réalisé ce travail de validation dans le cadre d'une action de R&D avec EDF. Pour se faire, j'ai développé un moyen expérimental PROFATH (PROpagation par FATigue Thermique) sur la plateforme RESEDA du LISN.

5.2 ETUDE DE LA PROPAGATION SOUS UN CHARGEMENT THERMIQUE 3D (FAT3D)

5.2.1 L'expérience Fat3D de fatigue thermique

L'objectif de l'expérience Fat3D de fatigue thermique est d'obtenir une propagation de fissure uniquement avec un chargement thermique. L'éprouvette, représentant une conduite issue d'un circuit de refroidissement, est de forme tubulaire. Elle est placée dans un four constitué de 6 cannes chauffantes et elle est maintenue par un système d'accroche qui n'induit aucun effort mécanique supplémentaire. Le schéma de principe est illustré sur la Figure 85.

Le chargement thermique est obtenu en imposant une augmentation de la température de l'éprouvette jusqu'à la température visée, ensuite, de l'eau à température ambiante est injectée localement à l'intérieur de l'éprouvette et va créer une zone de forme parabolique de refroidissement. La répétition de ces chocs thermiques va générer deux types de gradients thermiques dans l'éprouvette, d'où le nom Fat3D :

- Un gradient local dû à la différence de température entre la surface interne (injection d'eau) et la surface externe de l'éprouvette.
- Un gradient global résultant de la différence de température entre des zones diamétralement opposées ou en haut ou en bas de l'éprouvette.

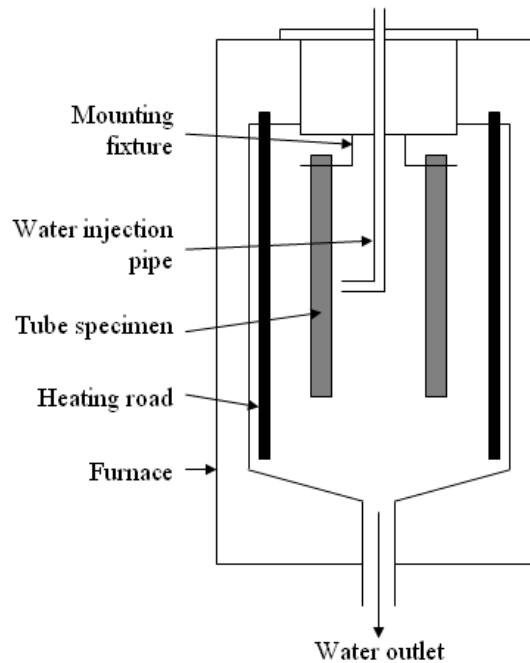


Figure 85 : Schéma de principe de l'expérience Fat3D

Le chargement thermique peut-être divisé en deux phases, une phase de refroidissement et une phase de montée en température (cf. Figure 86) . Le refroidissement est caractérisé par la durée de l'injection d'eau à l'intérieur de l'éprouvette (t_f : temps d'injection) et par la température de l'eau injectée T_f . La phase de (re)montée en température est dépendante de la température du four T_c et du temps entre deux injections d'eau t_c . Les principaux paramètres du chargement thermique contrôlant l'expérience Fat3D sont :

- t_c : temps total du cycle.
- t_f : temps d'injection de l'eau, correspondant à la durée de refroidissement.
- T_c : température du four. Il faut noter que T_c correspond à la température de consigne du four qui est plus élevée que la température maximale de l'éprouvette

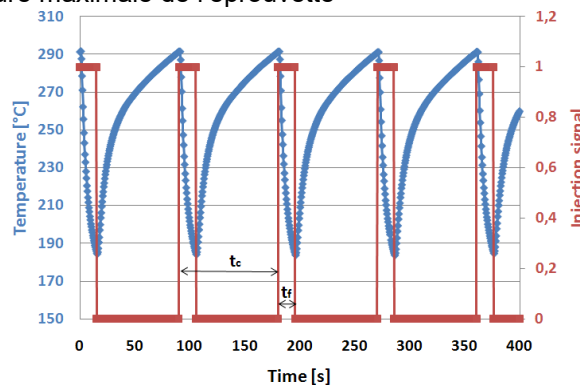


Figure 86 : Cycle de chargement thermique de Fat3D.
Evolution de la température au cours du temps ($t_c=90s$, $t_f=15s$).

Les autres paramètres influents sont les dimensions du tube (telle que l'épaisseur, la hauteur et le diamètre interne) et les caractéristiques de la fissure initiale (a_0 et c_0). Finalement, afin d'optimiser le gradient thermique, le point et la pression d'injection de l'eau sont déterminés et permettront aussi d'obtenir une reproductibilité de la zone de refroidissement.

5.2.2 Méthodologie d'étude de la propagation de fissure

La méthodologie mise en œuvre comporte deux étapes (Figure 83). La première consiste à optimiser et caractériser les paramètres principaux tels que le chargement thermique, la géométrie de l'éprouvette et les caractéristiques

mécaniques du matériau. La réalisation des essais et leurs interprétations constituent la seconde étape. Sur la figure suivante, cette méthodologie est représentée.

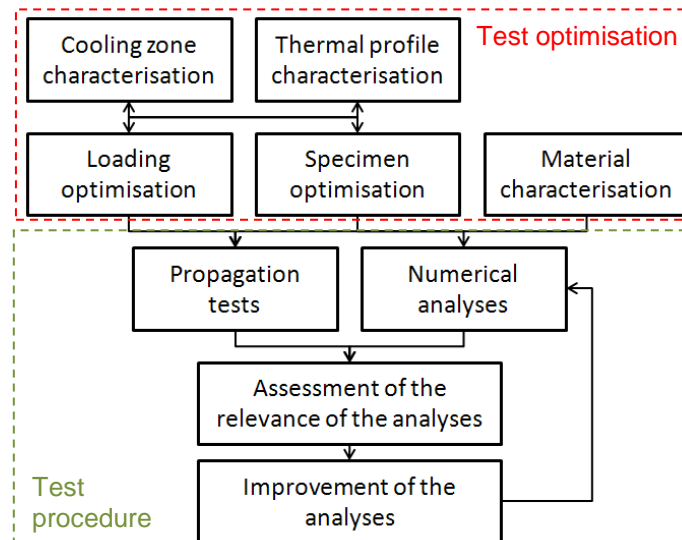


Figure 87 : Procédure de la campagne d'essai Fat3D

Optimisation des paramètres d'essais

L'optimisation du chargement thermique nécessite l'obtention d'une première carte thermique avec un premier jeu de paramètres. L'interprétation numérique permet d'identifier l'influence de chacun des différents paramètres de l'essai Fat3D, tels que :

- Un tube mince favorise une phase de propagation de fissure plus conséquente,
- Une pression d'injection faible limite la taille de la zone de refroidissement et de ce fait génère plus de gradients thermiques, en particulier les gradients thermiques globaux sont plus importants.
- L'augmentation du temps d'injection favorise les gradients thermiques locaux, mais le temps total du cycle augmente aussi alors que celui-ci doit être le plus faible possible afin d'assurer la réalisation d'un nombre de cycles sur une durée acceptable.
- La régulation de la température du four permet d'optimiser les gradients thermiques et de garder un volume de l'éprouvette en dessous d'une température maximale (fluage).

Après l'optimisation des paramètres d'essais et la définition de la géométrie de l'éprouvette, une caractérisation fine du champ de température dans l'éprouvette est réalisée. A partir d'une éprouvette de caractérisation (de dimensions identiques aux éprouvettes d'essai de propagation), les évolutions des températures issues de thermocouples sont mesurées pendant un cycle de chargement pour une configuration angulaire d'injection θ . Ensuite, la position de l'injection est modifiée de 10° afin de balayer une plage angulaire contenant toute la zone de refroidissement.

En plus de la définition des conditions d'essai, une caractérisation du matériau est réalisée sur des éprouvettes uniaxiales.

Protocole d'essai Fat3D

Une métrologie de l'éprouvette est réalisée avant d'entreprendre l'essai Fat3D de propagation. Une fois l'éprouvette positionnée dans le four et celle-ci ayant atteint la température définie, de l'eau est injectée à l'intérieur. La création de cette zone de refroidissement local induit des gradients thermiques qui vont générer des déformations par un effet de bridage dû à la structure. La réalisation d'un nombre de cyclages thermiques constitue une séquence de chargement, entre chaque séquence des quantifications de la propagation de la fissure sont effectuées par des contrôles non destructifs (ressuage et visualisation optique via un endoscope).

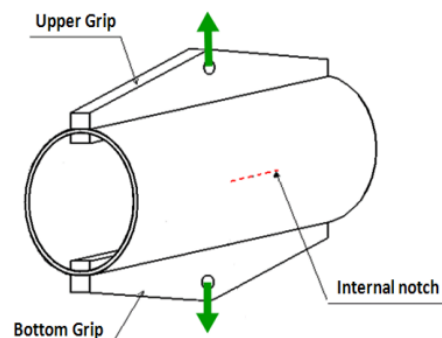


Figure 88: Banc d'essai mécanique utilisé pour le marquage mécanique de la propagation de fissure

Entre chaque séquence de chargements thermiques, des marquages mécaniques de la propagation de fissure sont réalisés. Ces marquages permettront d'évaluer la vitesse de propagation par des observations post-mortem. Ils sont réalisés sur un banc d'essai de fatigue mécanique (cf. Figure 88) avec un rapport de chargement mécanique constant et positif.

Les éprouvettes sont issues d'un tube en acier inoxydable austénitique en 304L. Les principales dimensions sont : une hauteur de 320mm, un diamètre externe de 167mm et une épaisseur de 17mm. Les surfaces interne et externe sont usinées afin d'obtenir une rugosité Ra de 3.2 représentative de l'état de surface sur site.

Eprouvette de caractérisation du chargement thermique

L'éprouvette de caractérisation du chargement thermique comporte 26 thermocouples. Trois thermocouples sont positionnés dans l'épaisseur (à 16mm, 10mm et 5mm de la surface externe) ainsi qu'un quatrième thermocouple en surface externe. Six groupes de ces quatre thermocouples sont installés à différentes hauteurs sur une génératrice (à 20mm, 90mm, 130mm, 150mm, 165mm et 240mm du bas de l'éprouvette). Deux autres thermocouples sont positionnés en surface externe diamétralement opposée à une hauteur de 55mm et 290mm du bas de l'éprouvette. Les signaux issus des thermocouples sont acquis via une carte PCI-6063E avec une centrale d'acquisition SCXI1000 à une fréquence de 10Hz.

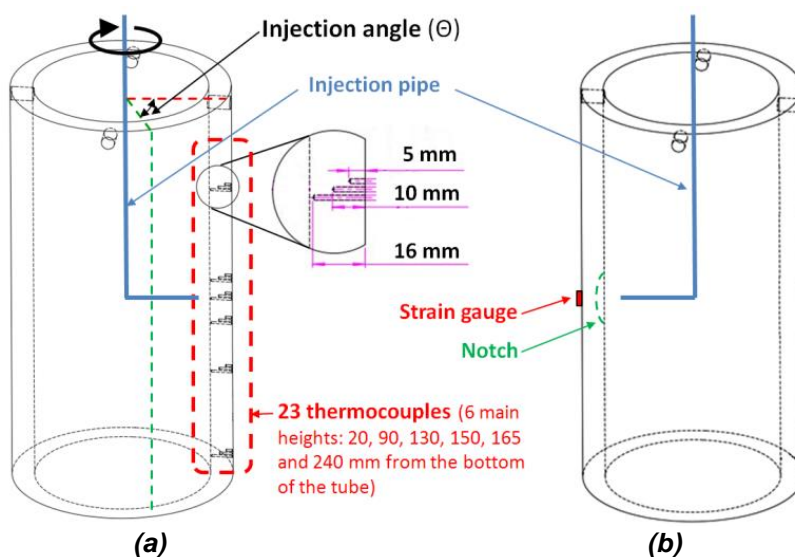


Figure 89: (a) Epreuve de caractérisation du chargement thermique. Quatre thermocouples (trois dans l'épaisseur et un en surface) positionnés à différentes hauteurs le long d'une génératrice
(b) Epreuve de test de propagation sous chargement thermique

Epreuve de test de propagation sous chargement thermique

L'épreuve de test comporte une entaille longitudinale semi-elliptique débouchant en surface interne (cf. Figure 89-b). Le centre de l'entaille est situé en face du point d'injection à une hauteur de 160mm (h_i). L'instrumentation de cette épreuve comporte des thermocouples en surface externe ainsi qu'une jauge haute température Kyowa KHCS-10-120-G12-16C2MW positionnée en opposition diamétrale.

5.2.3 Essais de fatigue thermique

Caractérisation fine de la thermique

Trois types de chargements thermiques ont été testés ($t_c=120s$, $t_f=20s$; $t_c=90s$, $t_f=15s$ and $t_c=60s$, $t_f=10s$). Sur la figure suivante (cf. Figure 90), les évolutions angulaires des températures maximales (Figure 87) sont représentées pour le chargement suivant : $t_c=90s$, $t_f=15s$. Celui-ci représente le meilleur compromis entre la durée totale du cycle et le gradient thermique obtenu.

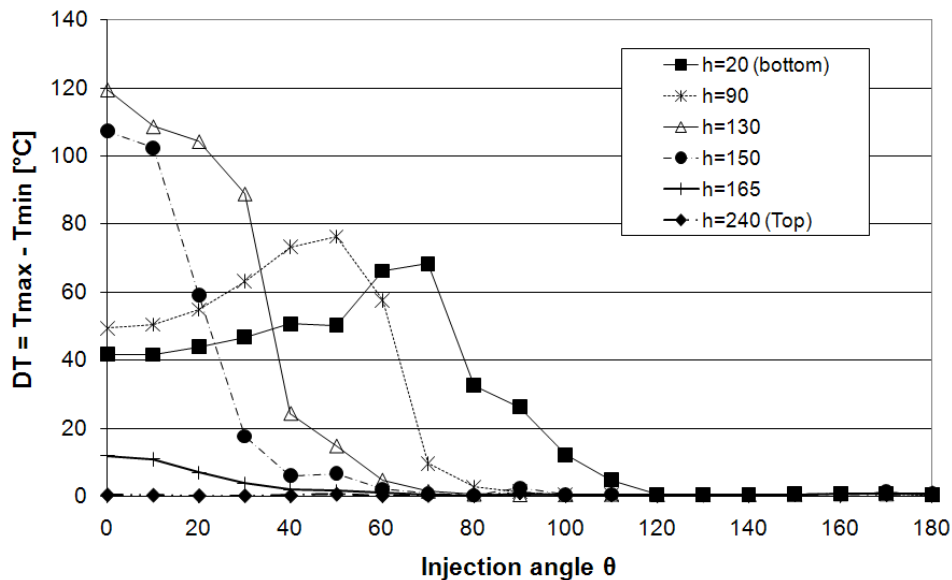


Figure 90 : Evolution des gradients de température en fonction de l'angle d'injection ($t_c=90s$, $t_f=15s$).

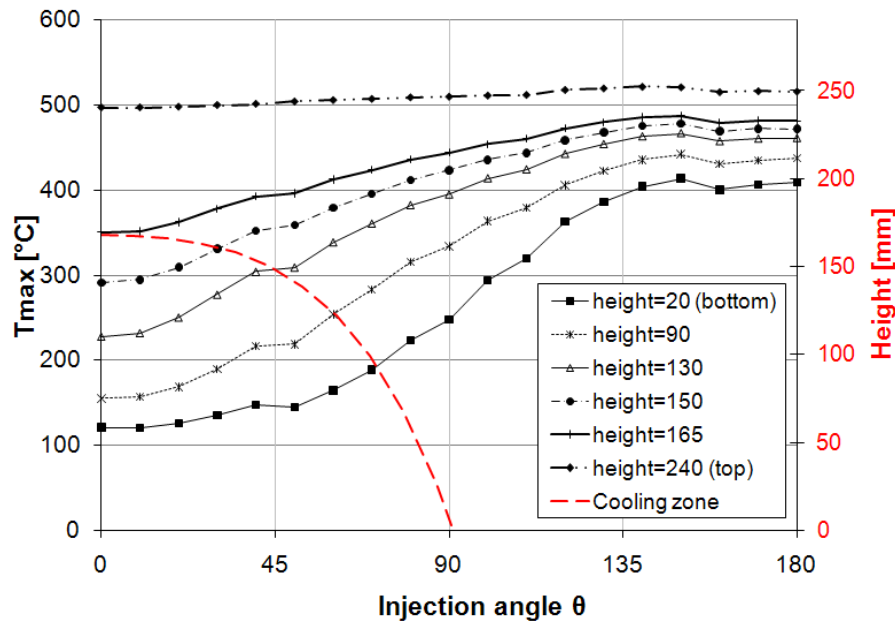


Figure 91 : Evolution des températures maximales en fonction de l'angle d'injection ($t_c=90s$, $t_f=15s$).

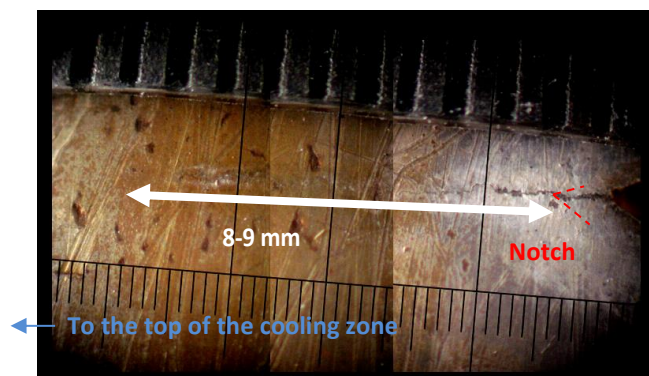
Essais de propagation

Les dimensions initiales de la fissure sont $a_0=5mm$ et $c_0=42mm$. La température du four est fixée à $650^\circ C$, et les paramètres du cycle thermique sont : $t_c=90s$ et $t_f=15s$. Le marquage mécanique a été réalisé avec un chargement maximum de $210kN$. Pour cette configuration géométrique et le chargement mécanique imposé, on peut estimer, avec des simulations par éléments finis, un facteur d'intensité des contraintes de l'ordre de $15MPa \cdot m^{0,5}$ en pointe de fissure. Le nombre de cycles thermiques (5 000 cycles) a été déterminé afin d'obtenir une propagation d'environ $100\mu m$.

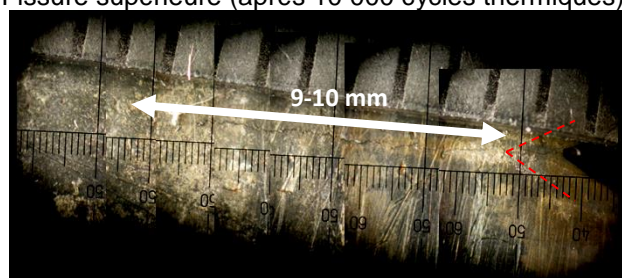
Six cyclages de fatigue thermique ont été réalisés:

- 10 000 cycles de fatigue thermique,
- 5 000 cycles de fatigue mécanique ($R=F_{min}/F_{max}=0,1$),
- 5 000 cycles de fatigue thermique,
- 5 000 cycles de fatigue thermique,
- 5 000 cycles de fatigue mécanique ($R=F_{min}/F_{max}=0,4$),
- 15 000 cycles de fatigue thermique.

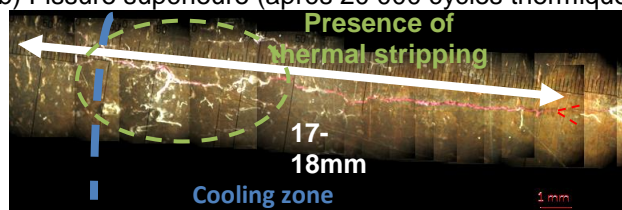
Sur les figures 88 et 89, les évolutions de la propagation de la fissure en surface interne sont représentées pour différentes étapes de l'essai de propagation sous chargement thermique. Les longueurs de fissure détectées sont considérées comme des valeurs minimales car les moyens de détection ne permettent pas de distinguer la présence de fissure fermée. Il n'y a pas de propagation de fissure détectée au niveau « bas » de la fissure.



(a) Fissure supérieure (après 10 000 cycles thermiques)



(b) Fissure supérieure (après 20 000 cycles thermiques)



(c) Fissure supérieure (après 35 000 cycles thermiques)

Figure 92 : Evolution de la fissure au niveau de bord « haut »

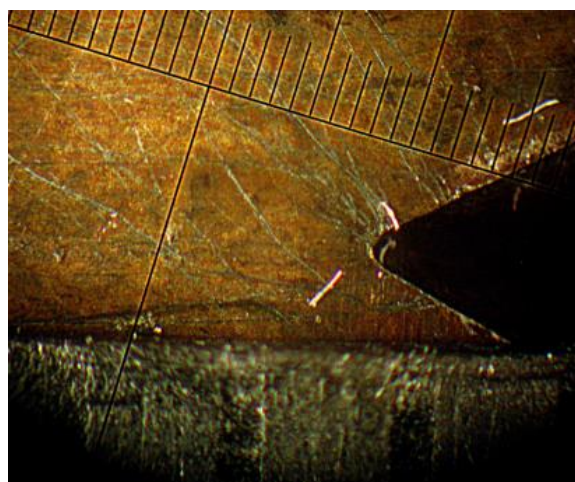


Figure 93 : Fissure au niveau du bord « bas » à la fin de l'essai

On observe l'apparition d'un faïencage thermique entre 20 000 et 35 000 cycles (cf. Figure 92-b et c). Les observations post-mortem sont présentées sur les Figure 94 et Figure 95 . Ces observations confirment que les inspections réalisées en surface interne durant l'essai sous-estiment la propagation de la fissure. Sur la Figure 95 , on a représenté par un surlignage (vert et bleu) le marquage mécanique de la propagation de la fissure. Le surlignage rouge correspond à la fissure initiale.

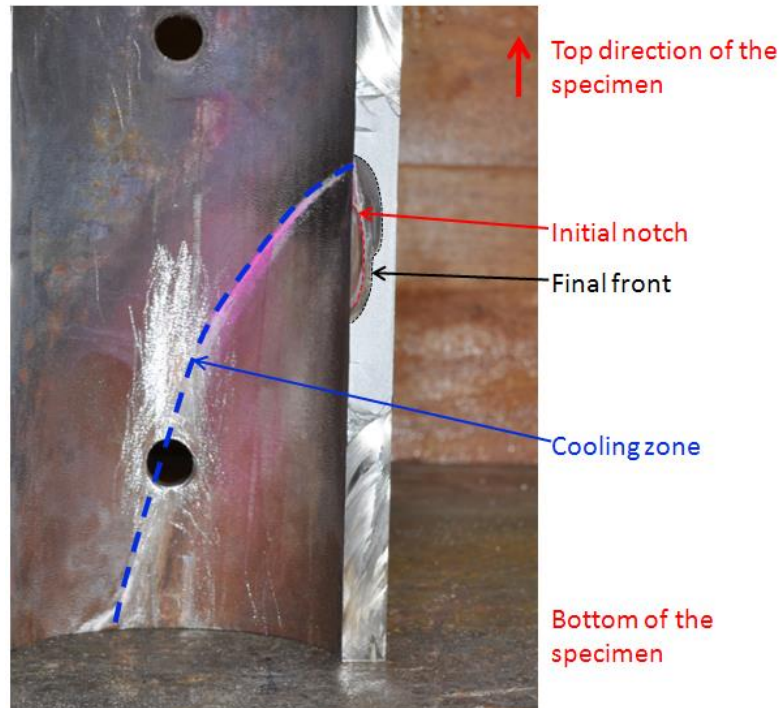


Figure 94 : Vue générale de l'éprouvette après découpe pour observations post-mortem

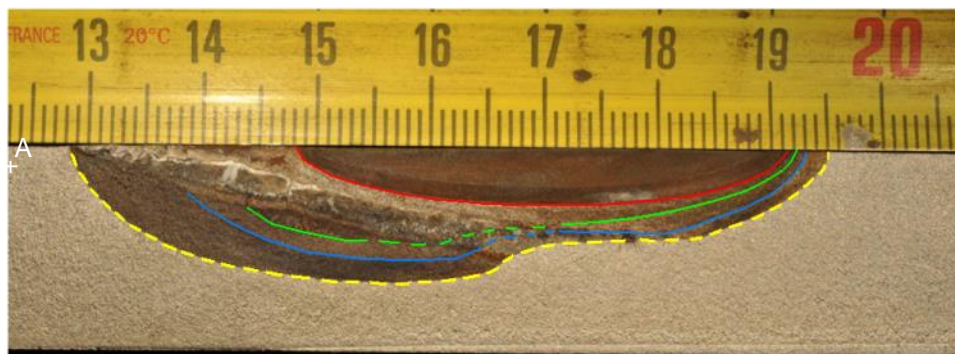


Figure 95 : Observation post-mortem de la fissure après 35 000 cycles thermiques.

Comparaison des méthodes de détection et suivi de fissuration non-destructives

Une comparaison des quatre méthodes de suivi de la fissuration a été entreprise et les résultats ont été comparés aux mesures effectuées post-mortem (cf. Tableau 12). Ces méthodes employées utilisent les mesures par rayons-X, les mesures optiques par endoscope, les mesures par ultrasons et les mesures à l'aide d'un liquide de ressuage.

Tableau 12 : Comparaison des méthodes de suivi de fissure pour les essais Fat3D

Propagation	Faciès post-mortem	Endoscope	Ressuage	Rayons X	Ultrasons
Surface fissure haute	18,62 mm	18,5 mm	X	14-18 mm	X
Prof fissure haute	11,25 mm	X	X	3-4 mm	X
Surface fissure basse	6,01 mm	4,11 mm	X	0 mm	X
Prof fissure basse	8,21 mm	X	X	6-7 mm	X

« X » indique qu'aucune mesure n'a pu être réalisée.

Le suivi de cette propagation par l'observation de la surface interne à l'aide d'un endoscope est cohérent avec les marquages thermiques relevés sur les faciès post-mortem des éprouvettes. D'autres méthodes CND ont été investiguées mais leurs résultats restent limités par la géométrie de l'éprouvette et le caractère fermé des fissures.

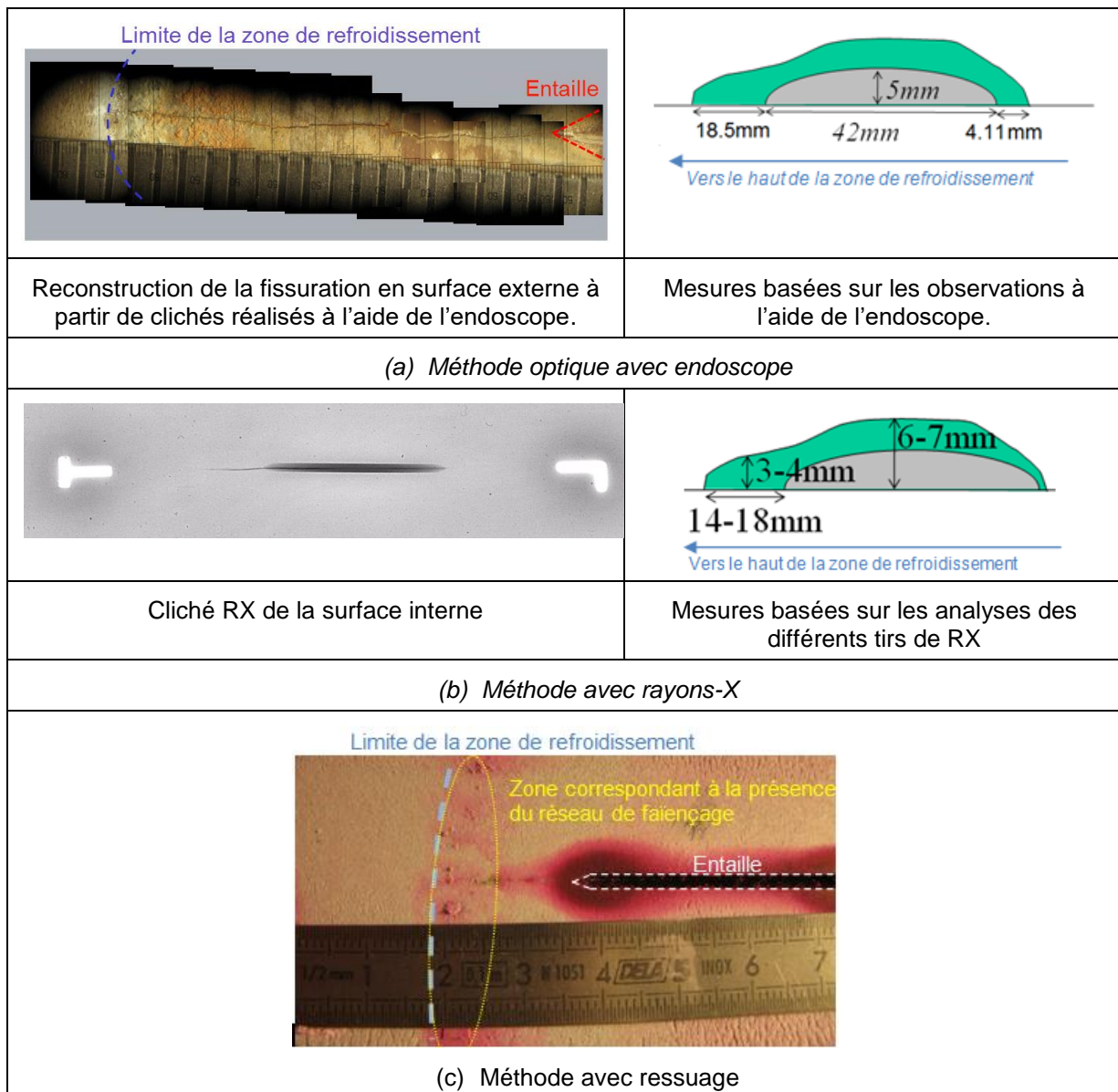



Figure 96 : Comparaison de méthodes de contrôle non destructif (optique, rayons-X et ressuage)

5.2.4 Interprétation numérique des essais Fat3D

Principe

La méthodologie mise en œuvre pour l'interprétation numérique des essais Fat3D est décrite sur la Figure 97. Pour cette analyse, une première hypothèse est faite concernant le découplage du calcul thermohydraulique. Il est en effet postulé que l'effet Joule dû aux déformations plastiques est négligeable devant les transferts thermiques liés au chargement [44][68]. Il est également considéré que l'avancée du front de fissuration a une influence négligeable sur le chargement thermique. Cette hypothèse est confirmée par les essais où aucun changement significatif du cyclage n'est constaté durant les paliers malgré l'augmentation de la fissure. Deux types de modèles 3D aux éléments finis ont ainsi été utilisés : un premier type pour les calculs thermiques et un second pour les calculs mécaniques. En raison de la géométrie de l'éprouvette et du chargement, seule la moitié des éprouvettes est modélisée.

Un premier calcul thermique est donc réalisé pour déterminer le chargement thermique imposé aux éprouvettes. Les champs de température ainsi déterminés sont ensuite projetés sur le maillage du tube et servent de données d'entrée pour le calcul mécanique. L'évaluation de la propagation de fissure est réalisée lors du calcul mécanique.

	Manuscrit HDR C. Gourdin		Page 91/145
	Réf. : S.O.		
	Date : 10/10/2020	Indice : B	

La technique utilisée pour prédire la propagation du front de fissuration repose sur la technique de remaillage. Un modèle paramétrique permettant d'adapter facilement le maillage à la nouvelle géométrie du front de fissuration a donc été mis en place pour la partie mécanique des simulations. Cependant, cette technique de remaillage ne permet pas de prendre en compte l'effet d'histoire directement au cours d'une simulation. Des comparaisons ont donc été effectuées entre des résultats obtenus pour un matériau élastique et des résultats obtenus avec une loi de comportement élastoplastique.

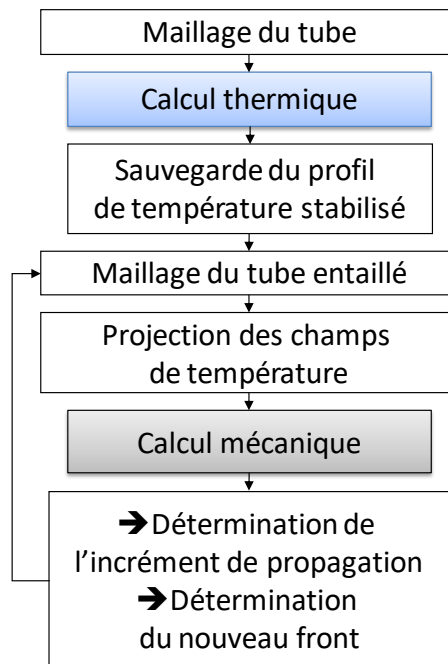


Figure 97 : Méthodologie de l'interprétation numérique.

Interprétation thermique

Trois types de transferts thermiques sont pris en compte dans la modélisation et sont représentés sur la Figure 98 :

- Le rayonnement entre les cannes chauffantes du four et la surface externe de l'éprouvette d'une part et le rayonnement entre les différents secteurs de la surface interne d'autre part. Cet échange est caractérisé par les paramètres suivants :
 - ϵ qui représente le coefficient d'émissivité du tube ;
 - Tray qui représente la température de rayonnement des cannes du four.
- La convection entre l'air chaud situé à l'extérieur du four et la surface externe ainsi que la convection entre l'air situé à l'intérieur du tube et la surface interne de l'éprouvette. Cet échange est caractérisé par les paramètres suivants :
 - Hair qui représente le coefficient de convection entre les surfaces du tube et l'air chauffé à la température T_c . La valeur de ce coefficient est considérée comme identique pour les échanges avec la surface interne et la surface externe.
 - Heau qui représente le coefficient de convection entre les surfaces du tube et l'air refroidi à la température T_f .
- La conduction qui régit le transfert thermique à l'intérieur de l'éprouvette. Cet échange est caractérisé par le paramètre suivant :
 - K qui représente le coefficient de conduction à l'intérieur du tube.

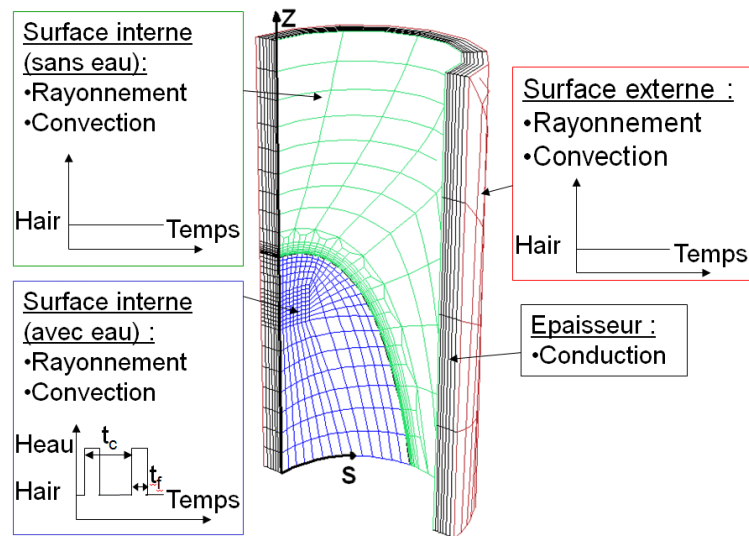


Figure 98 : Transferts thermiques pris en compte dans le modèle thermique.

La position et la forme de la zone de refroidissement sont déterminées à partir des relevés expérimentaux. Une équation polynomiale est ensuite utilisée pour définir cette limite dans la simulation :

$$f(s) = \lambda_0 + \lambda_1 \cdot s + \lambda_2 \cdot s^2 + \lambda_3 \cdot s^3 + \lambda_4 \cdot s^4$$

Où s correspond à l'abscisse curviligne (cf. Figure 98) et λ_0 à la hauteur maximale de la zone de refroidissement. L'optimisation des paramètres pour le chargement thermique $t_c=90s$ et $t_f=15s$ a conduit aux valeurs suivantes :

- $\varepsilon = 0.697$;
- $H_{air} = 10 \text{ W/m}^2/\text{°C}$;
- $T_{ray_externe}$: entre 590 et 510°C ;
- $T_{ray_interne}$: entre 410 et 320°C ;
- $H_{eau} = 15000 \text{ W/m}^2/\text{°C}$;
- $T_{air_ext} = 650\text{°C}$;
- $T_{air_int} = 500\text{°C}$;
- $K = 16.5 \text{ W/m/°C}$.

Interprétation mécanique

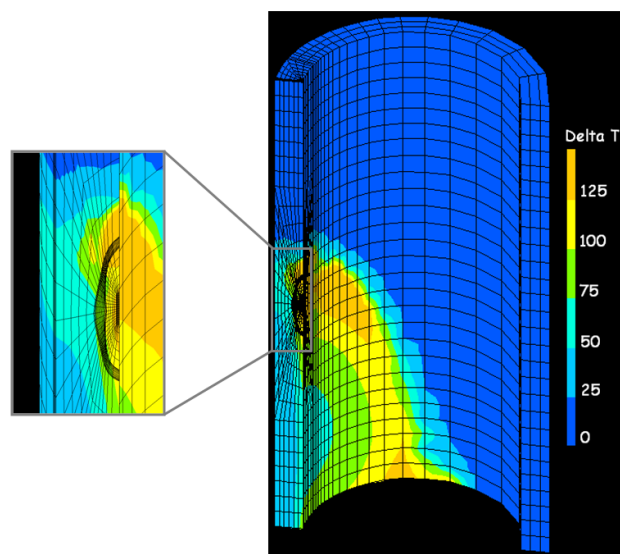


Figure 99 : Modèle géométrique utilisé pour l'interprétation mécanique et champ de température projeté.

Prediction de la propagation de fissure

La détermination de la propagation de la fissure nécessite de calculer l'intégrale J via la procédure G_THETA de Cast3M en chaque point du front de fissure. Le facteur d'intensité des contraintes est ensuite déterminé via l'équation suivante :

$$\Delta K_J^2 = \Delta J^2 * E$$

$$\text{Avec } \Delta J = J_{\max} - J_{\min}$$

Ensuite, la propagation de fissure par cycle est déterminée en utilisant la loi de Paris pour chaque nœud du front de fissure.

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K_J)^n$$

Avec $C = 1.1 \times 10^8$ et $n=3.1$, les paramètres de la loi de Paris identifiés sur le matériau considéré.

Finalement, la nouvelle géométrie du front est déterminée à partir de la translation de chaque nœud du front d'un incrément $da(\Pi)$. Il est fait l'hypothèse que la direction de propagation pour chaque nœud du front est perpendiculaire à ce dernier (cf. Figure 100).

Une fois la géométrie du front actualisée, un nouveau calcul mécanique est effectué, ce qui permet de faire se propager le front de fissuration au fur et à mesure des itérations.

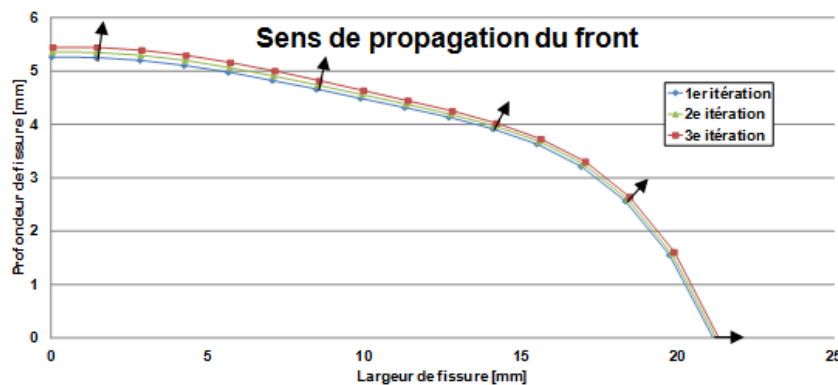


Figure 100 : Exemple de propagation du front de fissure pour les 3 premières itérations.

Sur les Figure 101 et Figure 102 sont représentées les évolutions du facteur d'intensité des contraintes le long du front et les estimations de propagation respectives. La propagation observée de la fissure est non symétrique et cela est dû au gradient local de température non constante suivant la hauteur de l'éprouvette. Ce résultat est reproduit par les simulations numériques (cf. Figure 102).

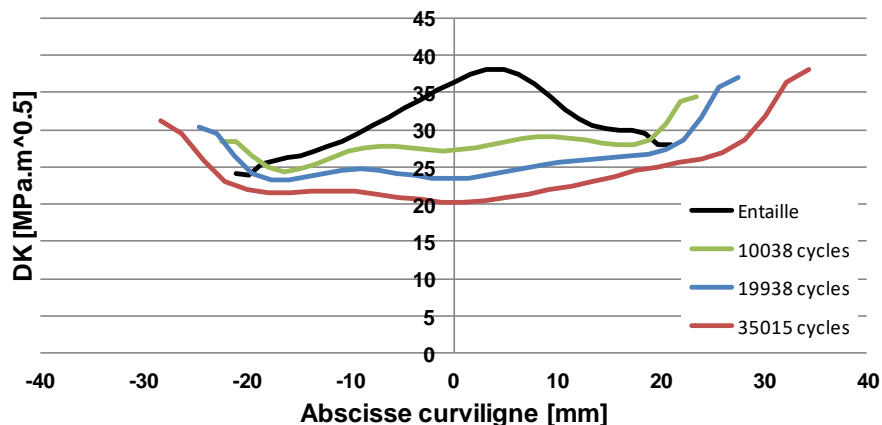


Figure 101 : Evolution du facteur d'intensité de contraintes le long du front de fissure à différents cycles.

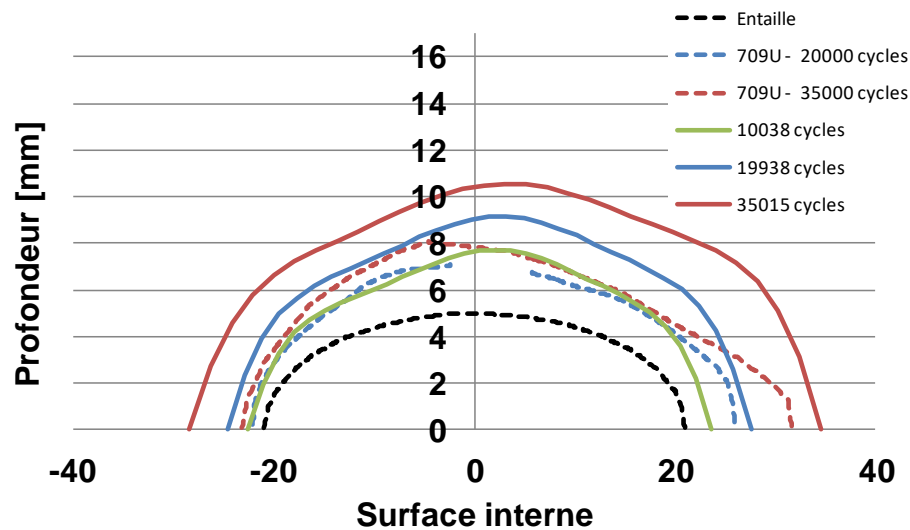


Figure 102 : Prédiction de la propagation de fissure (trait plein), comparaison avec les mesures post-mortem (pointillés).

L'exploitation des essais à l'aide des simulations numériques élastiques a montré une surestimation des cinétiques de propagation. Ce phénomène étant imputé en partie à la non-prise en compte du développement de plasticité en point de fissure, même si des corrections du facteur d'intensité des contraintes ont été effectuées.

5.2.5 Conclusions

Les résultats des travaux effectués dans le cadre de cette thématique apportent de nouveaux éléments de compréhension dans les mécanismes de propagation de fissures sous fatigue thermique. Des méthodes pour la prédiction des cinétiques de propagation ont été développées et testées sur des essais quasi-structure. Cependant, plusieurs éléments restent en suspens :

- L'effet structure : les tendances obtenues sur les résultats à partir des essais de laboratoire resteront-elles valides lors de l'étude de la propagation de fissures dans les structures ? En effet, il s'avère nécessaire de reprendre la démarche présentée lors de l'analyse des essais et de l'appliquer à des structures ou des maquettes de boucles où les formes de chargements générés entre les différents types d'essais sont différentes.
- L'influence du faïençage thermique : lors des essais, des réseaux de faïençage ont été observés à la limite de la zone de refroidissement qui a pu conduire à la fragilisation du matériau dans cette zone et augmenter la croissance de la fissure haute. En comparant les résultats expérimentaux et numériques, l'influence de la présence du faïençage sur la propagation de fissure amorcée à partir de l'entaille ne semble donc pas négligeable. De nouvelles investigations pourraient porter sur une possible compétition entre l'effet d'écran de la fissure dominante sur le réseau et la fragilisation du matériau engendré par l'amorçage du réseau avant l'arrivée de la fissure.
- La phase d'amorçage de la fissure a été recalée grâce aux marquages thermiques. L'introduction de critères d'amorçage et de méthodes prévoyant la propagation de fissures courtes pourrait améliorer les prédictions.
- De même, l'introduction des marquages mécaniques a montré un effet sur la distribution du facteur d'intensité de contraintes sur le front. Ce point demande d'être analysé afin d'évaluer les conséquences d'une surcharge mécanique ponctuelle sur la propagation de fissure sous chargement de fatigue thermique pur.

		Manuscrit HDR C. Gourdin	Page 95/145
		Réf. : S.O.	
		Date : 10/10/2020	Indice : B

5.3 ETUDE DE LA PROPAGATION SOUS UN CHARGEMENT MÉCANIQUE ET THERMIQUE : ÉTUDE PROFATH

5.3.1 Objectif de l'étude

L'objectif général de cette étude dans le cadre d'une action de R&D avec EDF, est d'évaluer la pertinence de la correction plastique, en fonction des conditions de chargement et du niveau de sollicitation pour des chargements thermomécaniques cycliques. Plus précisément, on cherche à améliorer et à rendre plus fiable l'estimation de la propagation pour un chargement cyclique dans le cadre de la méthode du code RSE-M [6]. Cette méthode utilise une correction plastique de la variation du facteur d'intensité des contraintes calculé en élasticité. Elle est réalisée à partir d'un terme r_{yA} qui représente la taille de la zone plastique cyclique et d'un coefficient α qui dépend de la taille du ligament restant. Afin d'apporter des éléments supplémentaires vis-à-vis d'une extension de la méthode, un programme expérimental a été initié, la correction proposée par le code RSE-M [6] sera nommée ΔK_{CP1} . Suite à des essais antérieurs réalisés sur éprouvettes CTT, une modification, qui sera nommée ΔK_{CP2} , a été proposée par le LISN afin de prendre en compte des propagations plus importantes (jusqu'à 0,1(W-a)).

La variation du facteur d'intensité des contraintes (ΔK) est déduit d'une analyse linéaire et élastique de la mécanique de la rupture, et une correction est apportée, telle que:

$$\Delta K_{CP} = \alpha \Delta K \sqrt{(a + r_y) / a}$$

où: $r_y = 1/6\pi(\Delta K / 2S_y)^2$, S_y représente la contrainte élastique à 0.2(0.2% contrainte seuil).

Dans le cas de la fatigue thermique pure, α est simplement égale à 1. En fait, la correction α est proposée lorsque la part mécanique dans le chargement devient significative tel que $K_{max}^{meca} > 0.2K_{max}$, alors on a:

- $\alpha = 1$ lorsque $r_y \leq 0.05(W - a)$
- $\alpha = 1 + 0.15[r_y - 0.05 \cdot (W - a) / (0.035 \cdot (W - a))]^2$
lorsque $0.05(W - a) < r_y \leq 0.085(W - a)$
- $\alpha = 1,15$ lorsque $r_y > 0.085(W - a)$.

Afin d'améliorer et de rendre plus fiable l'estimation de la propagation pour un chargement cyclique dans le cadre de la "méthode ΔK_{CP} " du code RSE-M, il a été décidé de réaliser des essais de propagation de fissure pour des chargements thermomécaniques cycliques (chargements thermiques cycliques + composante mécanique statique de traction). Afin de remplir cet objectif, un nouveau dispositif expérimental a été mis en place au sein de la plateforme RESEDA du SEMT, "PROFATH".

5.3.2 Mise au point de l'essai PROFATH

5.3.2.1 Présentation du dispositif

Le principe de ce dispositif est d'appliquer un chargement thermique cyclique additionné à un chargement mécanique statique (cf. Figure 103). L'éprouvette est un tube de diamètre extérieur 60 mm et d'épaisseur 10 mm. La fissure est initiée à partir d'une entaille circonférentielle de profondeur 1 mm placée dans le plan médian (rayon de fond d'entaille fixé à 100 μ m). Le chargement thermique est entièrement contrôlé par une application développée sous LABVIEW et permet d'imposer :

- un chauffage de la paroi externe avec un courant induit à haute fréquence (109 kHz) fourni par un générateur de 6kW de FIVE CELES et pendant une première partie du cycle,
- suivi d'un refroidissement de la paroi interne par injection d'eau au travers d'une buse.

Le refroidissement est assuré par un système d'injection d'eau déminéralisée afin d'éviter les dépôts de calcaire à l'intérieur de l'éprouvette. Un refroidisseur permet de limiter la consommation d'eau. Une injection d'air permet d'évacuer toute l'eau stagnante avant d'entreprendre le chauffage.

Le chargement mécanique est un chargement de traction obtenu avec un vérin électromécanique.

Des jauges de déformation collées près de la zone d'amarrage ont été ajoutées en cours de campagne (cf. Figure 104). Avec celles-ci, on cherche à réduire au maximum toute mise en flexion de l'éprouvette afin d'obtenir une traction pure ce qui aura pour effet d'obtenir une fissuration davantage axisymétrique. Plus précisément, 4 jauges positionnées à 90° (1 jauge par génératrice et câblée en 2 fois 1/2 pont) assurent un bon centrage de l'éprouvette

lors de la mise en place. Ensuite ses jauges seront câblées en $\frac{1}{4}$ pont et permettront, d'avoir des éléments quantifiables, si on observe une propagation de fissure non parfaitement circumférentielle.

Une extensométrie laser constituée d'une nappe laser 2D à 1024 points a été installée, afin d'évaluer l'avancée de la fissure ; celle-ci ne permet cependant pas de suivre l'évolution de son ouverture avec une précision suffisante. Les scans laser ne sont pas possibles pour la génératrice 1 car celle-ci est dans une zone inaccessible (bobine du chauffage par induction). L'acquisition et le pilotage sont assurés via une interface spécifique développée au LISN sous Labview 2012.

L'avancée de la fissuration est estimée au niveau de chacune des trois génératrices lors d'arrêts intermédiaires. A cette fin, on utilise un capteur d'ouverture de base 10 mm pour mesurer l'ouverture de la fissure sous une charge de traction (Figure 105). La complaisance ainsi déterminée permet d'estimer la longueur en se référant à des simulations numériques réalisées avec le code de calculs Cast3M. Notons que ces dernières n'ont été réalisées que pour une fissure parfaitement axisymétrique.

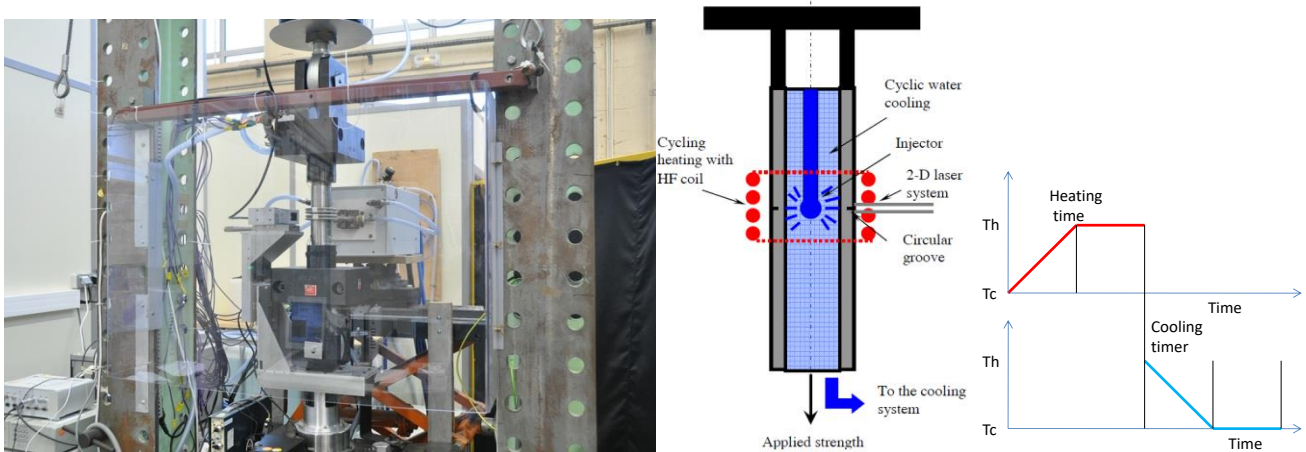


Figure 103 : Schéma de principe et vue globale de l'expérience PROFATH.

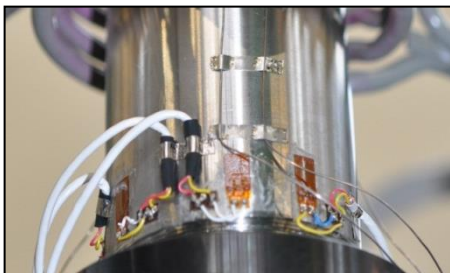


Figure 104 : Implantation des jauges de déformation à partir de l'essai 2.

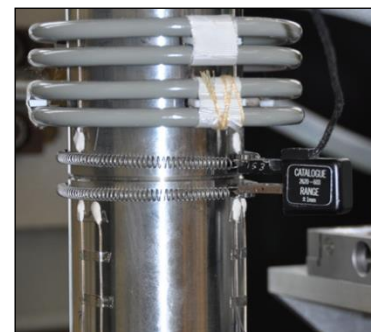


Figure 105 : Estimation de la longueur de fissure par mesure de la complaisance mécanique à l'aide d'un extensomètre INSTRON.

Les conditions du chargement thermique ont été calibrées à partir d'une éprouvette dédiée ; celle-ci comporte une vingtaine de thermocouples placés à des profondeurs de 5 et 9 mm par rapport à la peau externe et en surface externe. L'éprouvette d'essai ne comporte que 9 thermocouples placés sur trois génératrices à ± 9 mm du plan médian (Figure 106) . Le thermocouple 1A5 (génératrice 1 à 9 mm de profondeur et à 9 mm en dessous du plan médian de l'éprouvette) a été ajouté afin d'assurer un meilleur centrage thermique de la self (celui-ci est réalisé sur la mesure des thermocouples en profondeur).

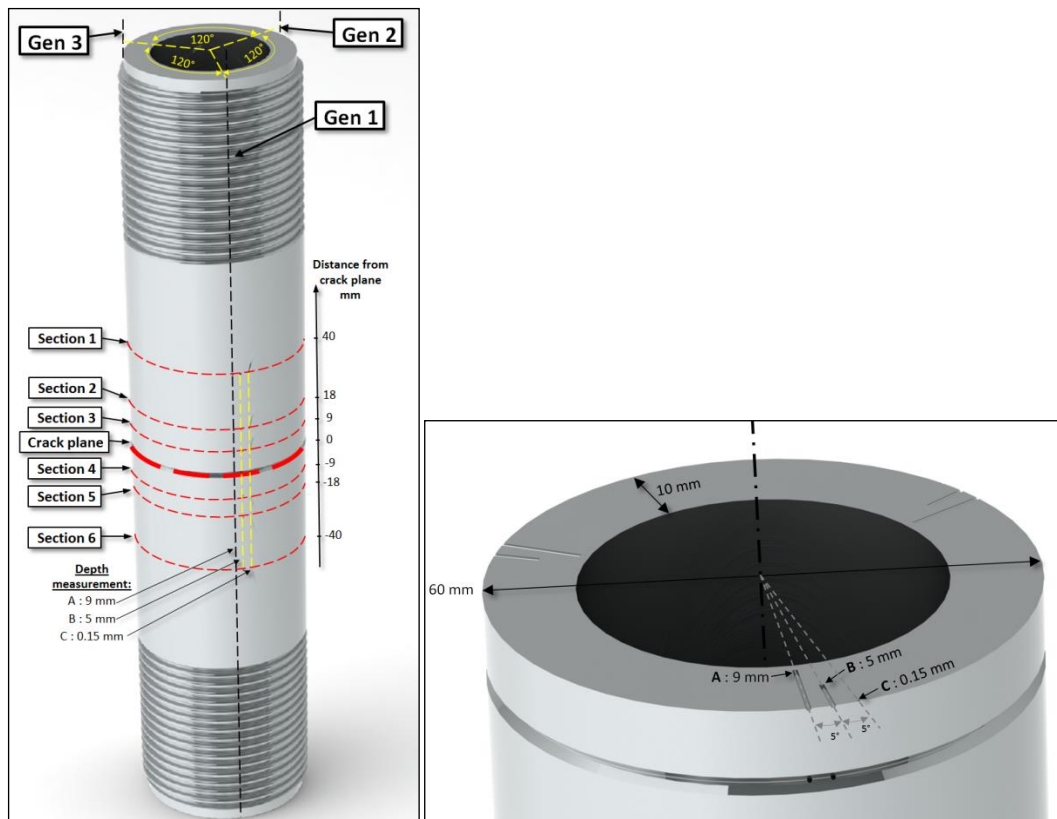


Figure 106 : Position des thermocouples sur les éprouvettes d'essai et de caractérisation du chargement thermique

5.3.2.2 Optimisation expérimentale du cyclage thermique

L'optimisation du refroidissement a été réalisée par une étude de l'influence de 3 données de l'expérience PROFATH qui sont :

- Type de buse ; fixe ou rotative
- Débit d'injection de 9l/min, 12l/min et 16l/min
- Hauteur de l'injection h_i

Les essais de qualification du chargement thermique montrent que la configuration suivante serait un choix judicieux :

- **Buse « fixe »**
- **Hauteur de buse -9mm (centrée) ;**
- **Débit de 12l/min (limitation due à la fiabilité du circuit de refroidissement) ;**

Les données expérimentales obtenues lors de cette première campagne confirment ce choix. Cependant, les essais de qualification ont aussi montré que la partie supérieure de la maquette thermique était plus chaude que la partie inférieure. Un léger décentrage de la hauteur de la buse (hauteur de +12mm par exemple), pourra permettre de mieux refroidir la maquette thermique. Ce point sera à réexaminer avec attention lors des essais réalisés sur la maquette thermique PROFATH, lesquels permettront de caractériser plus finement le chargement thermique.

Le refroidissement dure 59 secondes. Il est suivi par une injection d'air de 1s. Le chauffage dure 45s. La durée totale de cycle est d'environ 105s, ce qui permet de réaliser environ 800 cycles par jour.

L'utilisation de la buse « fixe » est plus efficace que l'utilisation de la buse « rotative » pour assurer le refroidissement de la maquette. **La différence sur la durée de refroidissement est de l'ordre de 6 secondes (sur 60 secondes) pour une même configuration d'injection (hauteur et débit).** Pour tenter d'apporter des éléments de réponse à cette différence, des essais de visualisation de l'injection à l'aide d'une maquette transparente en plexiglas ont été réalisés. Deux types de caméras ont été utilisés. La première est une caméra classique permettant de filmer l'injection à 24img/s pour une définition de 640x424. La seconde est une caméra rapide permettant de filmer à une fréquence de 1000img/s pour une définition de 576x720. La capture des

mouvements de l'écoulement lors de l'injection permet de distinguer la présence de surface « sèche » en paroi interne avec la buse « rotative », alors qu'il n'y a pas de surface « sèche » avec la buse « fixe ». Sur les Figure 108 et Figure 109 , ce phénomène est mis en évidence (images extraites du film réalisé à 1000img/s)

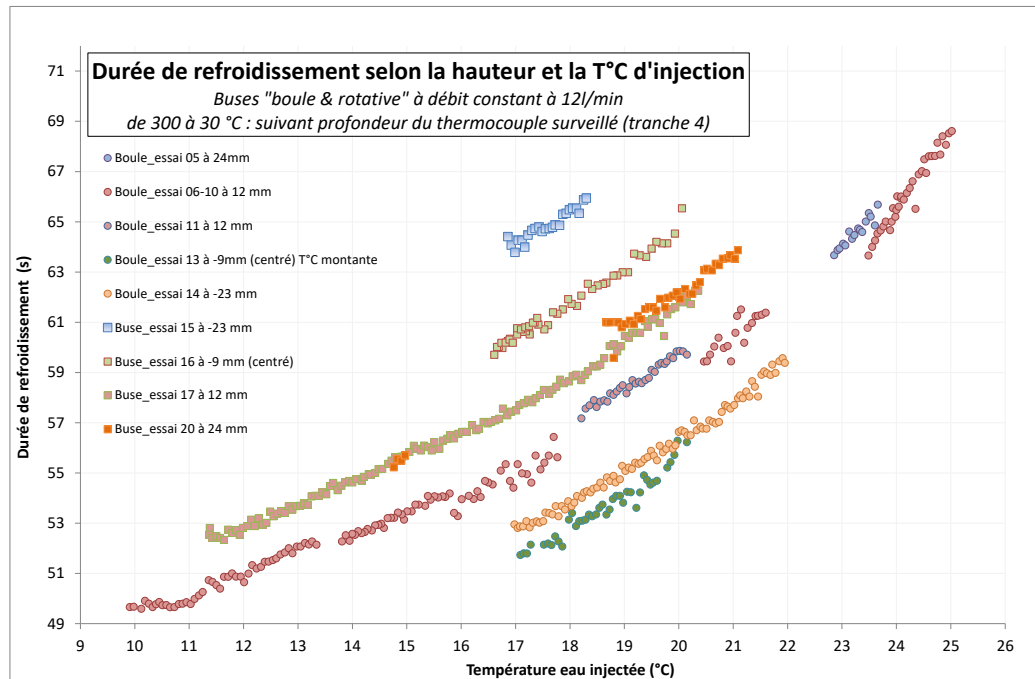


Figure 107: Temps de refroidissement de l'éprouvette en fonction de la température de l'eau injectée et de la position de la buse d'injection.



Figure 108 : Début de l'injection (avant remplissage) avec la buse « fixe », toute la paroi interne est « mouillée »



Figure 109 : Début de l'injection (avant remplissage) avec la buse « rotative », présence de surfaces « sèches »

Une fois l'écoulement établi, on remarque que dans le cas de la buse « rotative », il y a encore beaucoup de bulles d'air, alors que dans le cas de la buse « fixe », l'écoulement se stabilise. Sur les Figure 110 et Figure 111 , on remarque qu'au bout de 5 secondes l'écoulement se stabilise pour la buse fixe (la buse est visible), alors que même après 10 secondes d'injection pour la buse rotative, le nombre de bulles d'air reste important. La qualité de l'échange est dégradée par la présence de bulles d'air, les calories sont évacuées avec moins d'efficacité.



Figure 110 : Evolution de la turbulence après 5 secondes d'injection pour la buse « fixe »



Figure 111 : Evolution de la turbulence après 10 secondes d'injection pour la buse « rotative »

5.3.2.3 Caractérisation fine du chargement thermique

La maquette thermique utilisée est dévolue à la caractérisation du chargement thermique. Elle comporte, initialement, 40 emplacements de thermocouples possibles usinés (cf. Figure 106). Les emplacements sont référencés de la façon suivante :

- 3 positions angulaires à 120 ° référencées respectivement 1, 2, 3.
- 3 positions dans l'épaisseur possibles -9mm (proche de la surface interne) référencés A, -5mm (mi-épaisseur) référencés B, proche de la surface externe référencée C (un léger usinage est effectué afin de permettre un bon collage des thermocouples). Les profondeurs sont définies à partir de la surface externe.
- 7 positions en hauteur par rapport au plan de la fissure, soit +40mm, +18mm, +9mm, 0mm (plan de la fissure), -9mm, -18mm, -40mm, référencées respectivement de 1 à 7.

Avec ce mode de référencement, 1A1 correspond à un angle de 0°, une profondeur de 9mm et une hauteur de +40mm.

Dans un premier temps, 20 thermocouples sont instrumentés. Les trous non instrumentés supplémentaires servent de trous de secours en cas de rupture des thermocouples initialement installés, ce qui est envisageable avec un diamètre de 0,5mm. Les positions des thermocouples installés (en vert) sont définies dans le Tableau 5 :

De plus, un contrôle de la température de l'eau aspirée est effectué via un thermocouple inséré dans le circuit de prise d'eau.

Les éprouvettes d'essai de propagation sous chargements thermiques et mécaniques sont instrumentées avec 10 thermocouples..

Carte thermique éprouvette E0150B										
Numéro de la section	Position de la section par rapport au plan de la fissure	Position angulaire 1			Position angulaire 2 à 120°			Position angulaire 3 à 240°		
		Type A prof 9 mm	Type B prof 5 mm	Type C Surf. Ext.	Type A prof 9 mm	Type B prof 5 mm	Type C Surf. Ext.	Type A prof 9 mm	Type B prof 5 mm	Type C Surf. Ext.
1	+ 40 mm	1A1		1C1	2A1		2C1			
2	+ 18 mm	1A2	1B2	1C2	2A2	2B2	2C2			
3	+9 mm	1A3	1B3	1C3	2A3	2B3	2C3	3A3		
4	0 mm	1A4	1B4		2A4	2B4		3A4	3B4	
5	-9 mm	1A5	1B5	1C5	2A5	2B5	2C5	3A5		
6	-18 mm	1A6	1B6	1C6	2A6	2B6	2C6			
7	-40 mm	1A7		1C7	2A7		2C7			

Tableau 5 : Positions des thermocouples pour la maquette thermique (thermocouples installés en vert).

Sur les deux figures suivantes (cf. Figure 112 et Figure 113), les évolutions des températures sont représentées suivant la profondeur et suivant la hauteur sur une génératrice de l'éprouvette.

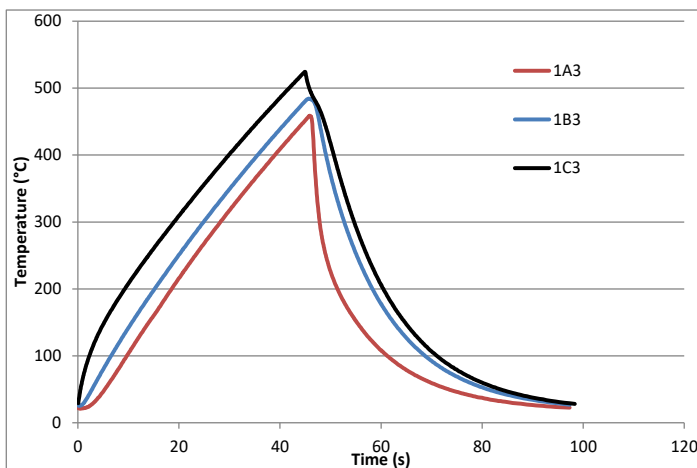


Figure 112 : Evolutions temporelles des températures dans l'épaisseur lors d'un cyclage thermique à 450 °C. Les thermocouples 1A3, 1B3 et 1C3 sont situés à + 9 mm du plan médian sur la même génératrice à des profondeurs de 9, 5 mm et en surface externe.

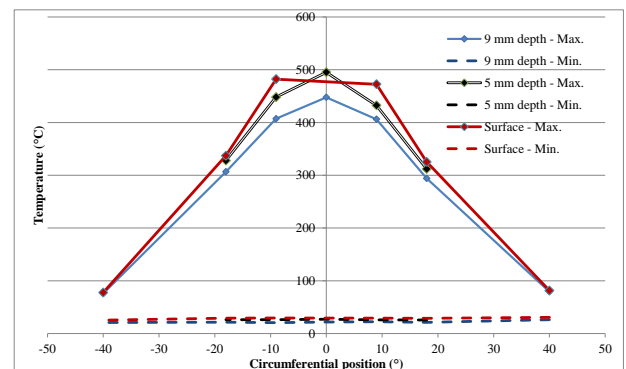


Figure 113 : Comparaison des évolutions longitudinales des températures pour les essais à $T_c=400^\circ\text{C}$.

5.3.2.4 Examen du faciès de propagation après rupture de l'éprouvette

A la fin de l'essai, l'éprouvette est placée dans un four de traitement thermique 2 heures à 400 °C. La rupture finale de l'éprouvette "PROFATH" est réalisée en traction répétée sur une machine hydraulique 500 kN (cf. Figure 114). Il a été décidé de ne plus utiliser de rotules afin d'éviter une mise en flexion et un possible matage des faciès. On a choisi un rapport R suffisamment élevé ($R = 0,25$) afin d'éviter un matage du faciès. La fréquence est de 5 Hertz. Un extensomètre a été placé aux lèvres de l'entaille. La post-fissuration a été commencée en pilotage de force entre 50 et 200 kN jusqu'à détection d'une propagation. Elle est ensuite poursuivie en contrôle de déplacement afin de limiter une déchirure du ligament résiduel et une striction locale.



Figure 114: Rupture de l'éprouvette "PROFATH" n°2 par post-fissuration par fatigue.

5.3.3 Réalisation de la campagne d'essais « PROFATH »

Quatre éprouvettes ont été testées. Le protocole expérimental mis en œuvre pour chaque essai a été amélioré au fur et à mesure de la campagne et se synthétise de la manière suivante :

- Instrumentation de l'éprouvette (thermocouples, jauges de déformations),
- Alignement mécanique à l'aide des 4 jauges de déformations,
- Application du chargement thermique cyclique et mécanique statique,
- Réalisation de mesures de complaisance tous les 250/500 cycles afin d'estimer la propagation de la fissure et sa concentricité,
- Post-fissuration finale,
- Observation et analyse optique du faciès de rupture.

Les quatre essais sont résumés sur les Figure 115 à Figure 118 .

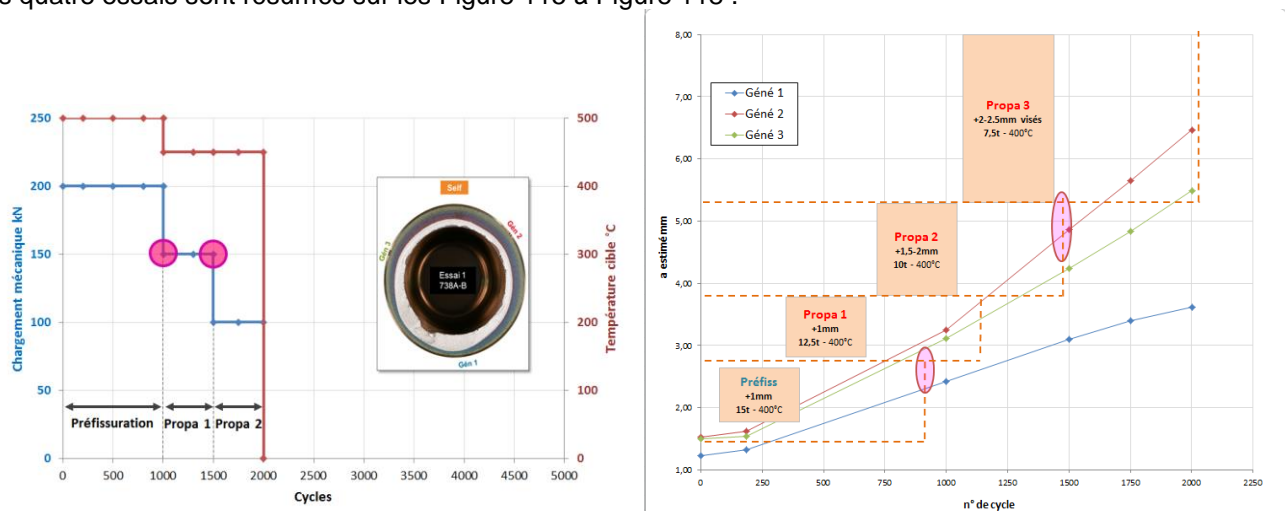


Figure 115 : Chargements appliqués et mesure des complaisances durant l'essai « PROFATH » n°1

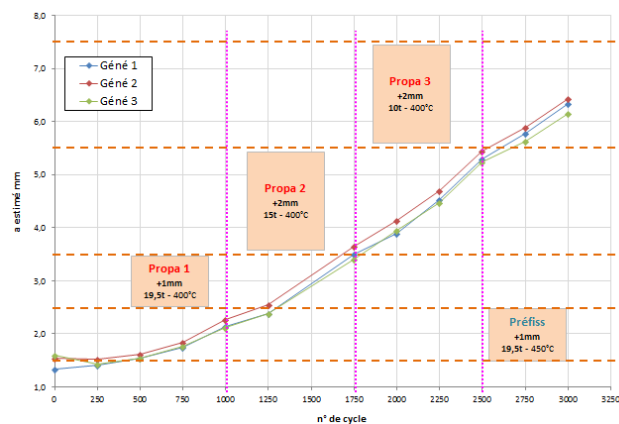
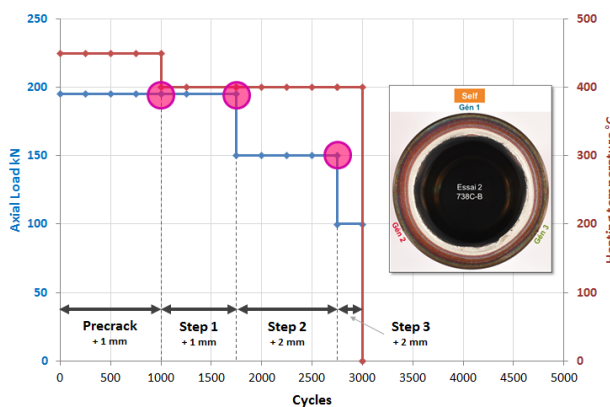


Figure 116 : Chargements appliqués et mesure des complaisances durant l'essai « PROFATH » n°2

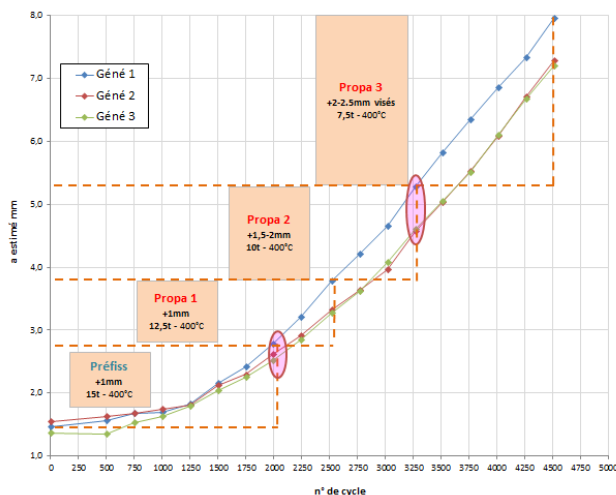
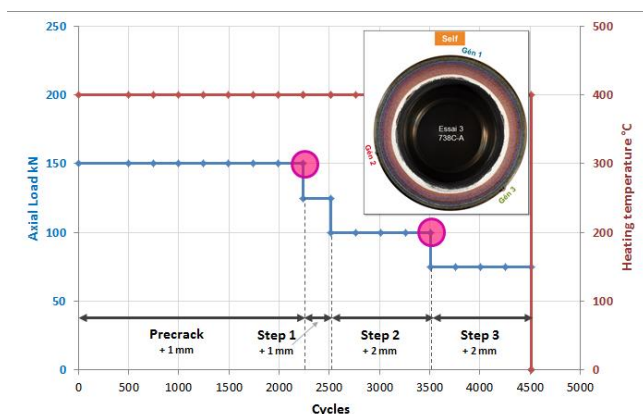


Figure 117 : Chargements appliqués et mesure des complaisances durant l'essai « PROFATH » n°3

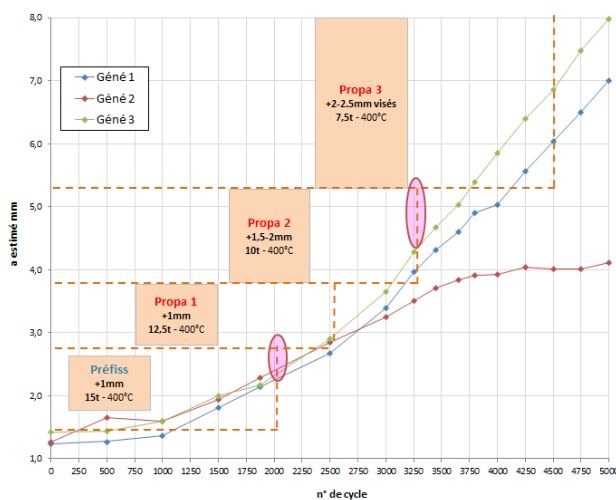


Figure 118 : Chargements appliqués et mesure des complaisances durant l'essai « PROFATH » n°4

5.3.4 Synthèse des essais de fissuration par fatigue pour l'interprétation numérique

Les essais de fissuration par fatigue entrepris dans cette étude confirment qu'une extrapolation de la loi de Paris en fonction de la variation du facteur d'intensité de contrainte effectif ΔK_{EFF} est possible au-delà de la limite de validité. Ce résultat avait déjà été établi à la température ambiante lors des essais antérieurs réalisés sur le matériau fourni par EDF, la limite de validité sur le ligament pouvait être outrepassée d'un facteur 2. En outre, l'intérêt d'une approche élastoplastique de type ΔK_{CP} n'est encore pas démontré.

La Figure 119 synthétise l'effet de la température sur la vitesse de fissuration pour le matériau utilisé pour cette étude. Il apparaît que l'effet de la température est relativement important, surtout entre la température ambiante et 400 °C.

Une droite de Paris a été extrapolée pour une température de 430 °C : les essais "PROFATH" pilotés à 400 °C correspondent en fait à une température d'environ 430 °C au niveau de la fissure. La consigne en température est en effet appliquée à 9 mm du plan médian.

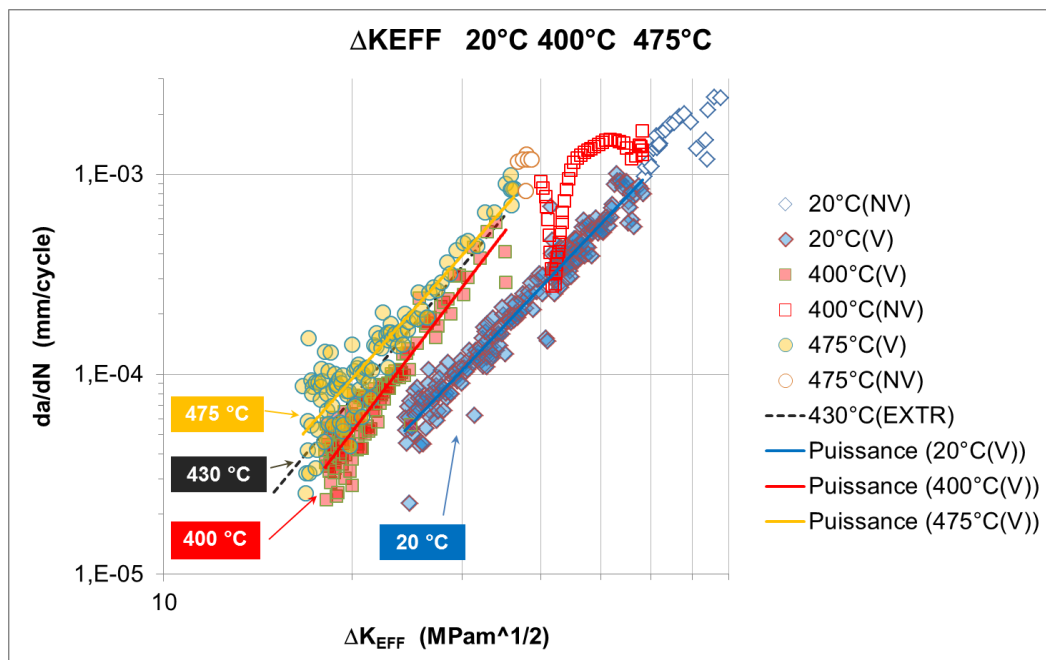


Figure 119: Effet de la température sur la vitesse de fissuration ; les symboles vides correspondent à des résultats non valides au sens des normes en usage ; la droite en pointillés est le fruit d'une extrapolation à 430 °C.

Le Tableau 2 récapitule les résultats des ajustements des lois de Paris donnant les vitesses de fissuration (mm/cycle) en fonction des variations du facteur d'intensité de contraintes effective ΔK_{EFF} (MPa \sqrt{m}).

$$\frac{da}{dN} = C \Delta K_{EFF}^m$$

Température (°C)	20	400	430	475
C	1,406*10 ⁻⁹	2,3486*10 ⁻¹⁰	10 ⁻⁹	2,5304*10 ⁻⁹
m	3,299	4,106	3,75	3,5165

Tableau 2 : Résultats des ajustements donnant les vitesses de fissuration en fonction des variations du facteur d'intensité de contraintes effective ΔK_{EFF} pour différentes températures, 430 °C correspond à une extrapolation.

La Figure 120 montre qu'à la température ambiante, la loi de fissuration obtenue sur le matériau de "PROFATH" diffère très peu de celle qui a été obtenue précédemment sur le matériau fourni par EDF. Notons que le second est bien en conformité avec les prescriptions du code RCC-M ; alors que le premier ne l'est pas.

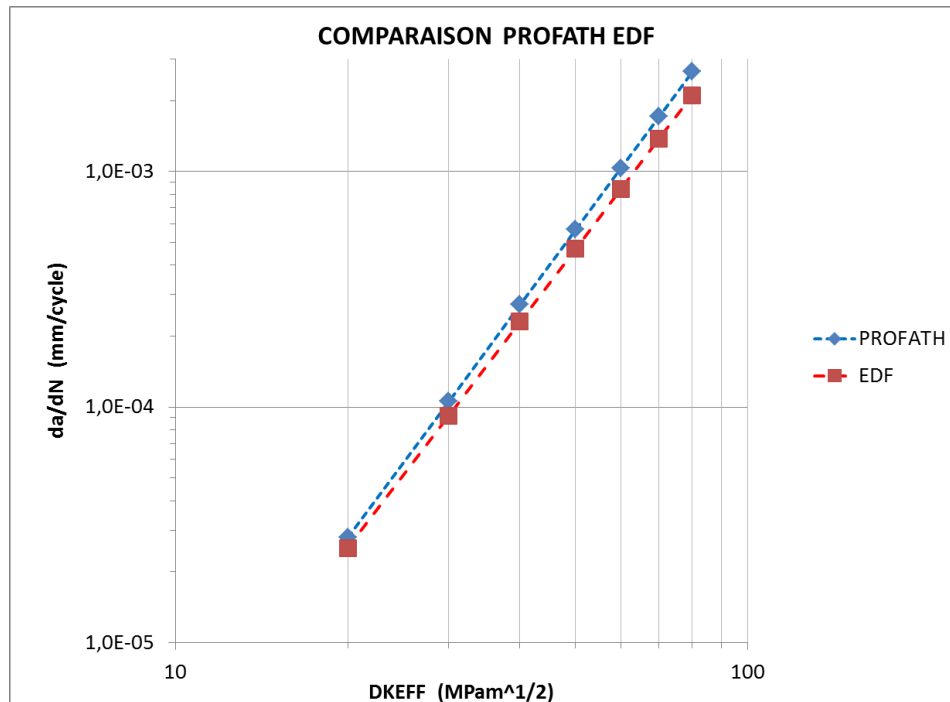


Figure 120: Comparaison entre les lois de fissuration obtenues à la température ambiante pour le matériau de l'étude "PROFATH" et pour le matériau de l'étude EDF (code EDF T218).

5.3.5 Interprétation numérique des essais PROFATH

Les calculs thermique et thermomécanique sont réalisés avec le logiciel de calculs par éléments finis développé au CEA/SEMT : Cast3M [95]. L'interprétation numérique des essais de caractérisation du chargement thermique est basée sur un modèle géométrique en 2D avec des éléments finis quadratiques.

La géométrie de la maquette est réduite via la symétrie axiale du plan de la fissure, et le calcul est réalisé en considérant l'axisymétrie (cf. Figure 121).

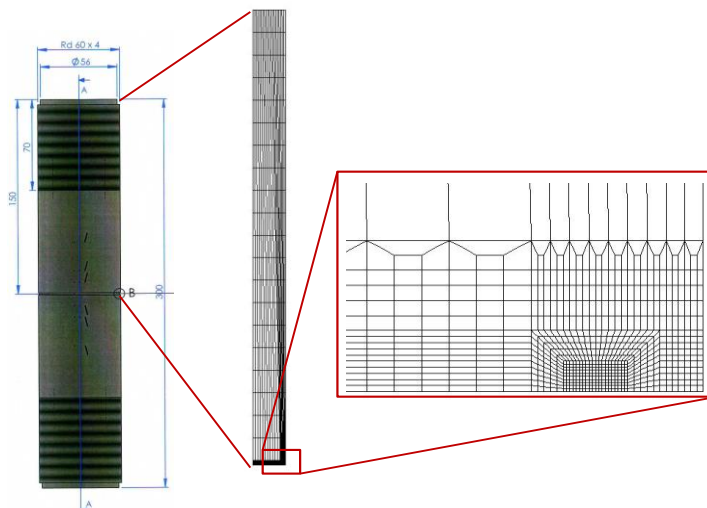



Figure 121 : Modèle numérique de la géométrie, la fissure correspond à 10% de l'épaisseur, soit 1mm de profondeur.

		Manuscrit HDR C. Gourdin	Page 105/145
		Réf. : S.O.	
		Date : 10/10/2020	Indice : B

Le chargement thermique se caractérise par une phase de montée en température via un chauffage par induction suivie d'une seconde phase qui consiste en un refroidissement via une circulation d'eau froide.

D'un point de vue des conditions aux limites à imposer pour reproduire numériquement les mécanismes physiques mis en jeu lors des différentes phases de chargement thermique, il convient de distinguer deux concepts différents :

- Le chauffage par induction, qui se caractérise par un apport de chaleur via une source de chaleur dans le volume,
- Le refroidissement par circulation d'eau, qui se caractérise par l'imposition d'une température sur une paroi du volume.

Le chauffage par induction se traduit par la dissipation de l'énergie par effet Joule venant de la création de courants de circulation ou de Foucault générés par un champ électromagnétique alternatif. L'efficacité de ce mode de chauffage est caractérisée par 2 grandeurs qui sont :

- L'effet de peau, qui caractérise la répartition des courants induits dans la pièce
- La puissance dissipée dans la pièce.

La profondeur de pénétration δ est définie par le point où la densité de courant atteint 37% de sa valeur maximale. La puissance transformée en chaleur dépend de la résistivité du matériau et du carré de l'intensité du courant, on a alors 87% de la puissance dissipée dans l'épaisseur de peau. Cette grandeur est importante si on veut chauffer de manière la plus homogène possible. Plus la fréquence est faible, plus grande sera l'épaisseur de peau.

L'épaisseur de peau peut être définie par la formule suivante :

$$\delta = \sqrt{\frac{1}{\pi \cdot f \cdot \mu \cdot \sigma}}$$

Avec

f : la fréquence d'excitation de la bobine (pour notre cas 109kHz)

μ : la perméabilité magnétique en Henry par mètre (H/m)

σ : la conductivité électrique en Siemens par mètre (S/m)

Dans le cas du matériau étudié, et en fonction des capacités de notre générateur (fréquence d'excitation de 109kHz), l'épaisseur de peau est estimée entre 1,5 et 2mm. Cette épaisseur de peau est bien illustrée sur la thermographie prise au début du cycle de chauffage sur la maquette de pré test thermique (cf. Figure 122).

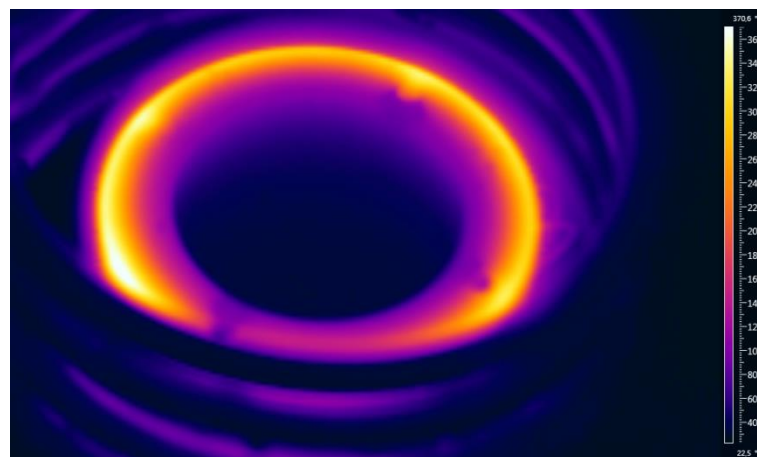


Figure 122 : Début de la mise en chauffe de la maquette thermique de pré test de faisabilité, mise en évidence de l'épaisseur de peau.

La phase de refroidissement est caractérisée par une circulation d'eau froide à l'intérieur de la maquette thermique (avec l'arrêt de la phase de chauffe). Ceci se traduit par une chute brutale de la température en paroi interne de la maquette thermique. La température en paroi passe alors de la température chaude ($T_c = 450^\circ\text{C}$ par exemple) à la température de l'eau en circulation ($T_{\text{eau}} = 16^\circ\text{C}$) en quelques secondes.

Simulation numérique des phases composant le chargement thermique

La simulation numérique du chargement thermique repose sur la résolution de l'équation de la chaleur dans un solide, telle que :

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\lambda}{\rho c} \Delta T + \frac{P}{\rho c}$$

Avec

T : température dans la maquette ($T(x,t)$)
 t : temps
 λ : conductivité thermique
 ρ : masse volumique
 c : capacité thermique
 P : production volumique de chaleur

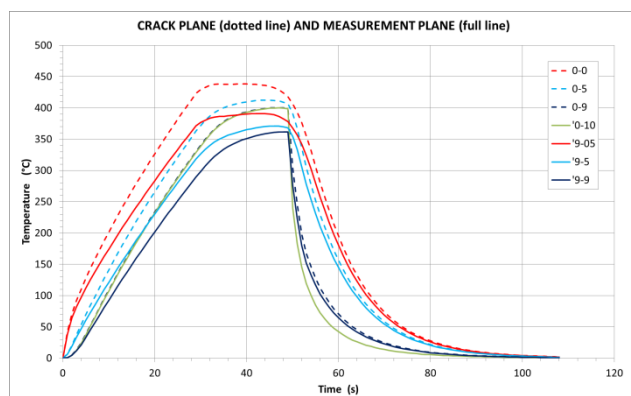
La simulation numérique est découpée en 2 phases distinctes :

- Le chauffage par induction, où les températures initiales dans la maquette sont toutes égales à T_f . Le chauffage par induction est caractérisé par une source de chaleur ou une production volumique (P) sur 2mm à partir de la paroi externe soit 20% de l'épaisseur.
- Puis, à partir des températures dans la maquette à la fin du chauffage, le refroidissement est caractérisé par une condition de température en paroi interne allant de la T_c à $t=0s$ à T_f en quelques secondes ($t=15s$), puis un maintien à T_f jusqu'à l'homogénéisation de la température dans l'épaisseur. La production volumique de chaleur est nulle (arrêt de l'induction).

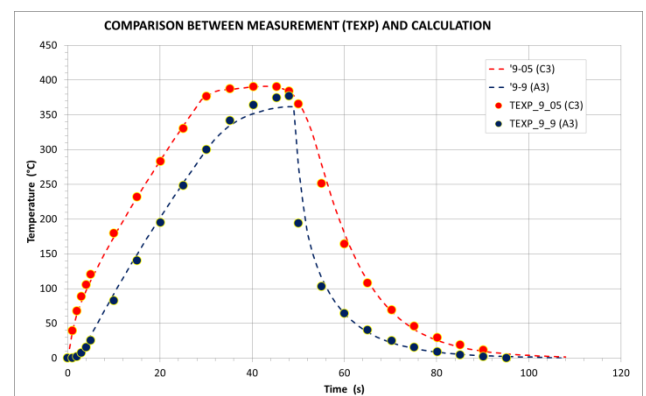
Quelques mécanismes physiques ne sont pas pris en compte, car ils sont considérés comme étant du second ordre. Ces mécanismes peuvent être listés et sont :

- Un réchauffement de la température de l'eau lors de la phase de refroidissement, surtout en début lorsque la surface est chaude avec la présence de vapeur ce qui modifie l'échange (caléfaction) entre l'eau et la paroi,
- Un refroidissement par la circulation d'air lors de la phase de chauffage (convection),
- Une perte par rayonnement,
- Une modification des propriétés du matériau avec la température.

Afin de vérifier et de valider les simulations numériques, l'estimation de la température sur les positions des thermocouples est effectuée via une projection du champ de température : ceci permet une comparaison directe avec les mesures expérimentales. Ainsi, les évolutions en fonction du temps des températures dans l'épaisseur (cf. Figure 123) et des températures maximales dans le sens longitudinal permettent de juger de la précision des simulations numériques.



(a) Estimation des températures dans le plan de la fissure (pointillé) et à 9mm (ligne pleine) en fonction de l'épaisseur.



(b) Comparaison entre la simulation et les températures mesurées

Figure 123 : Détermination du chargement thermique avec Cast3M

Compte-tenu de l'observation de la contraction diamétrale de l'éprouvette et du relatif bon accord avec les estimations obtenues à partir des complaisances, on a considéré cette dernière pour l'interprétation mécanique de la propagation de la fissure. Ainsi, tous les calculs mécaniques sont réalisés en considérant la géométrie « finale » de l'éprouvette. **L'épaisseur de l'éprouvette diminue en effet de 10 à 9.5 mm au cours de l'essai.**

Une bonne interprétation avec une loi de Paris exige que la fissure soit suffisamment développée ; celle-ci est prévue pour les fissures qualifiées de "mécaniquement longues" et pour des valeurs de K intermédiaires correspondant au stade II. Dans ce cadre, on considère une fissure qui a avancé de 1 mm au-delà de l'entaille

mécanique; ce qui est fait après 1000 cycles dans le cas de l'essai "PROFATH" n °2. On doit aussi vérifier que les valeurs de K sont supérieures à 15 MPa√m.

Le facteur d'intensité de contraintes K est obtenu en utilisant la procédure G_THETA de Cast3M : cette procédure permet en fait d'évaluer une intégrale de Rice J, ensuite K en est déduit avec l'hypothèse de déformations planes, soit :

$$K = \sqrt{\left(\frac{EJ}{1-\nu^2}\right)}$$

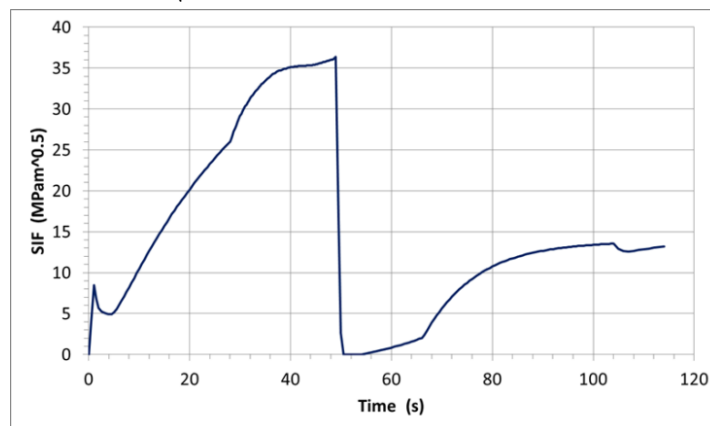


Figure 124 : Evolution du facteur d'intensité des contraintes durant le cycle de chargement thermique (cas d'une fissure propagée de 5.33mm)

Interprétation de l'essai n°1

On rappelle le chargement et les mesures de complaisances effectuées durant cet essai, puis l'estimation pour chaque génératrice et la moyenne des vitesses de propagation pour une analyse élastique, RSE-M et RSE-M étendue.

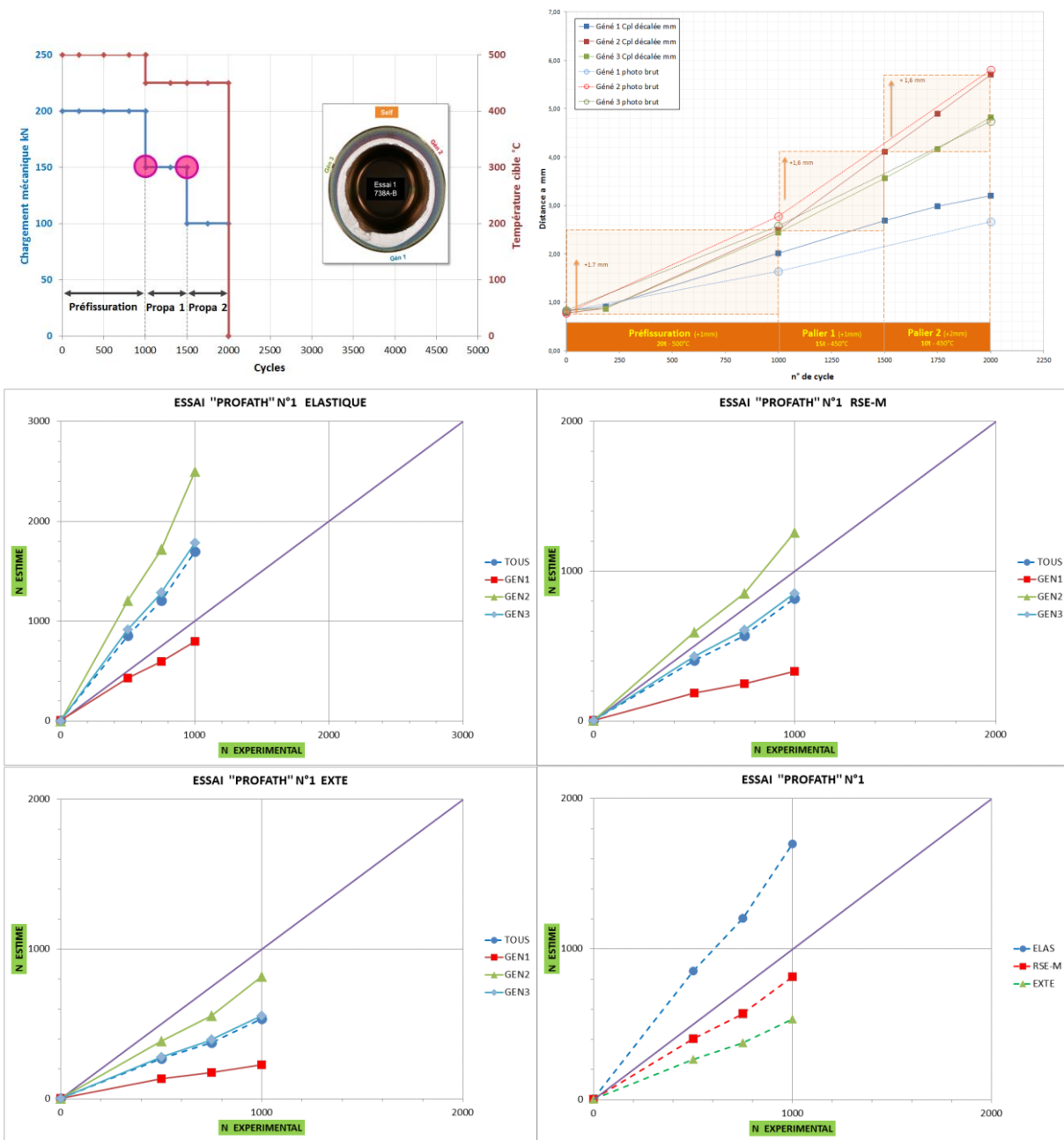


Figure 125 : Interprétation de l'essai "PROFATH" n°1, rappel du chargement et des mesures de complaisances, estimation de la vitesse de propagation avec une analyse élastique, RSE-M et RSE-M étendue

Pour l'essai 2

On rappelle le chargement et les mesures de complaisances effectuées durant cet essai, puis l'estimation pour chaque génératrice et la moyenne des vitesses de propagation pour une analyse élastique, RSE-M et RSE-M étendue.

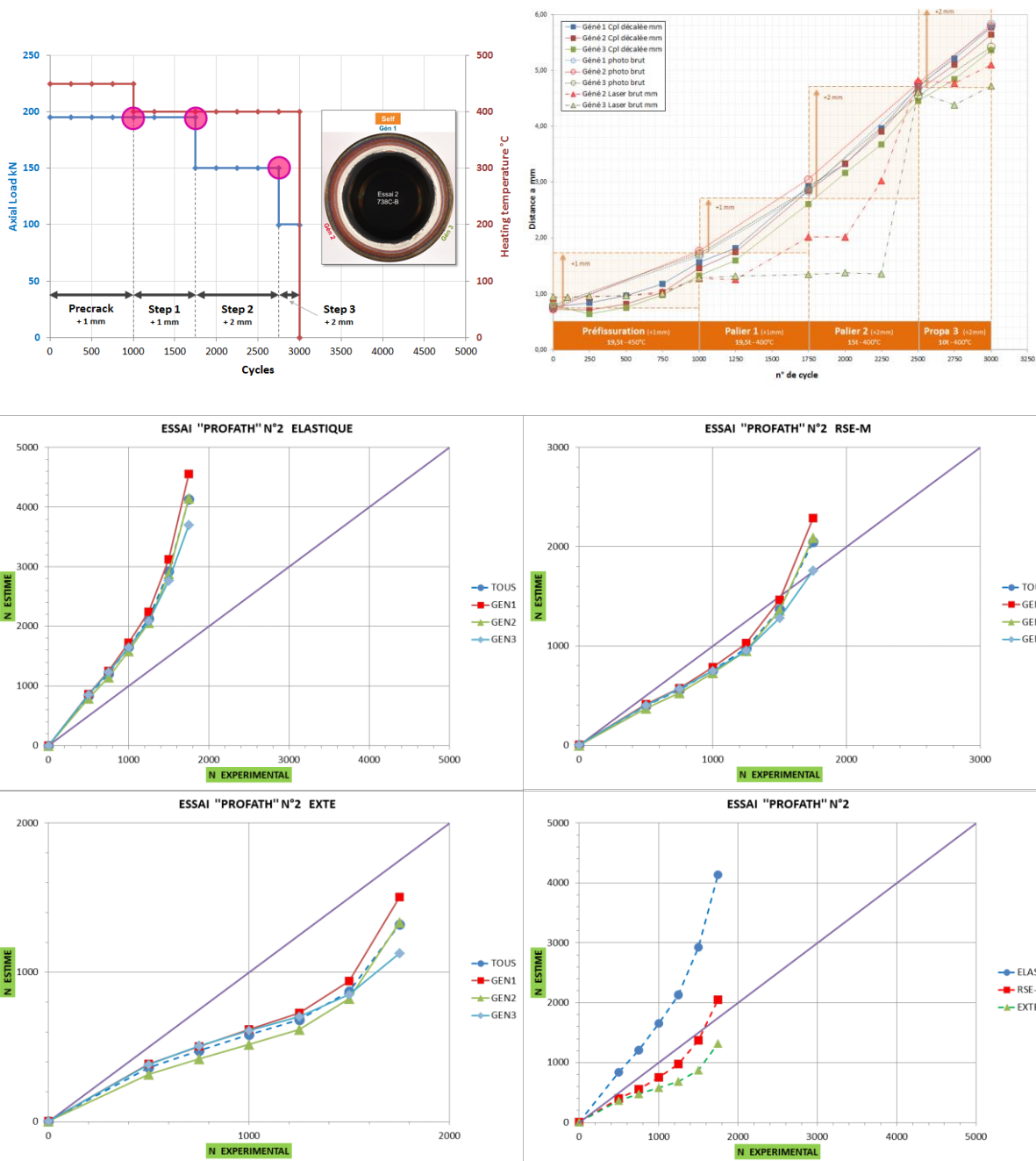


Figure 126 : Interprétation de l'essai "PROFATH" n°2, rappel du chargement et des mesures de complaisances, estimation de la vitesse de propagation avec une analyse élastique, RSE-M et RSE-M étendue

Pour l'essai 6

On rappelle le chargement et les mesures de complaisances effectuées durant cet essai, puis l'estimation pour chaque génératrice et la moyenne des vitesses de propagation pour une analyse élastique, RSE-M et RSE-M étendue.

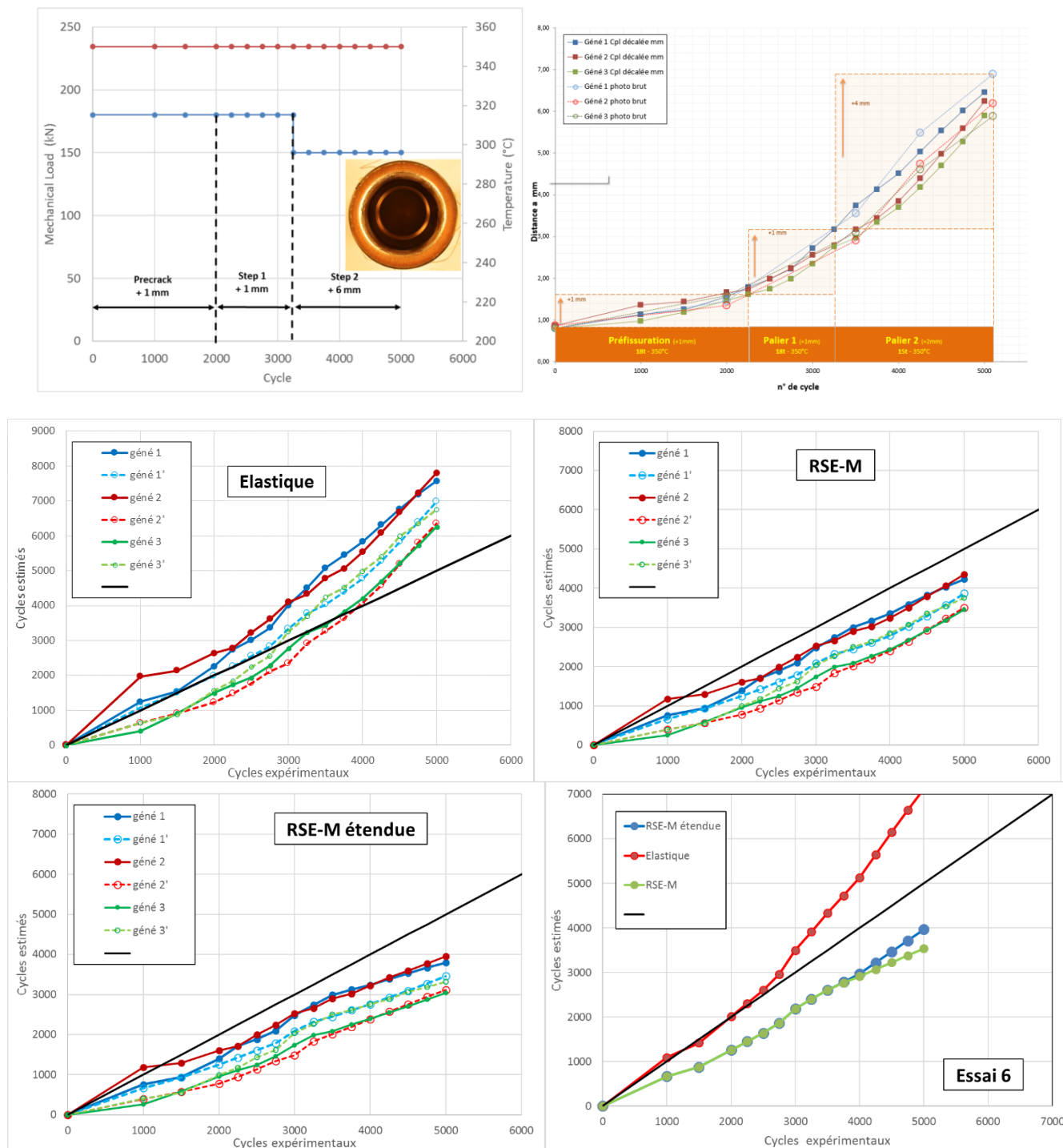


Figure 127 : Interprétation de l'essai "PROFATH" n°6, rappel du chargement et des mesures de complaisances, estimation de la vitesse de propagation avec une analyse élastique, RSE-M et RSE-M étendue

5.3.6 Synthèse des interprétations mécaniques des essais « PROFATH »

La campagne d'essais « PROFATH » comporte 6 essais de propagation sous chargements mécanique et thermique combinés et 1 essai d'interprétation (caractérisation de la striction). Différents niveaux de chargements mécaniques ont été appliqués (allant de 190kN à 50kN) ainsi que différents niveaux de chargements thermiques (pour les essais 1 à 4 : $\Delta T = 400^{\circ}\text{C}$, pour l'essai 6 : $\Delta T = 350^{\circ}\text{C}$ et pour l'essai 7 : $\Delta T = 320^{\circ}\text{C}$). Tous ces essais ont été interprétés via la méthodologie décrite dans le code RSE-M. Trois types d'analyses ont été effectuées, la première consiste en une analyse purement élastique, la seconde met en œuvre la correction proposée par le RSE-M ($1 \leq \alpha \leq 1,15$) et la troisième correspond à l'extension du domaine de validité de la correction du RSE-M EXT ($1 \leq \alpha \leq 1,3$).

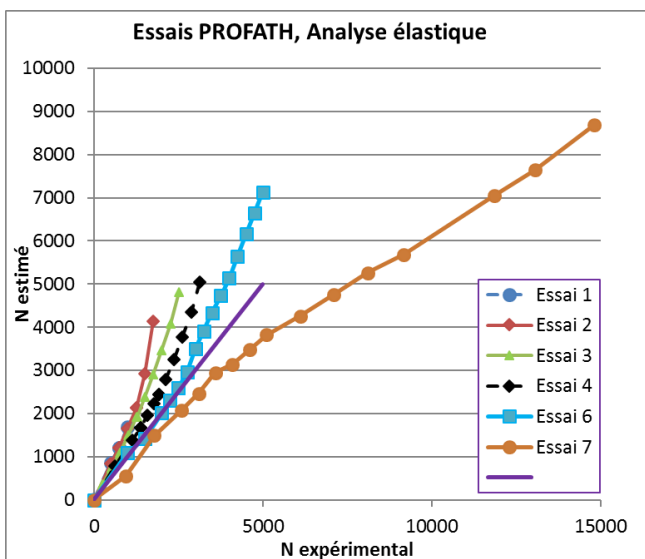


Figure 128 : Synthèse de l'analyse élastique des essais "PROFATH", comparaison entre le nombre de cycles estimé et expérimental nécessaires à la propagation

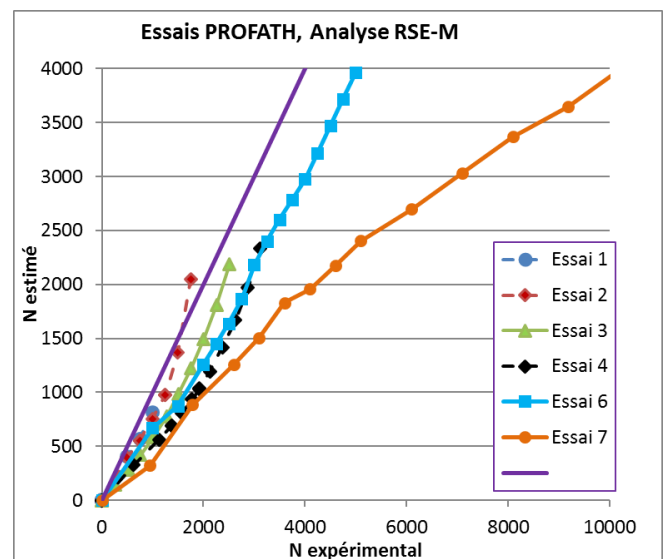


Figure 129 : Synthèse de l'analyse proposée dans le RSE-M des essais "PROFATH", comparaison entre le nombre de cycles estimé et expérimental nécessaires à la propagation

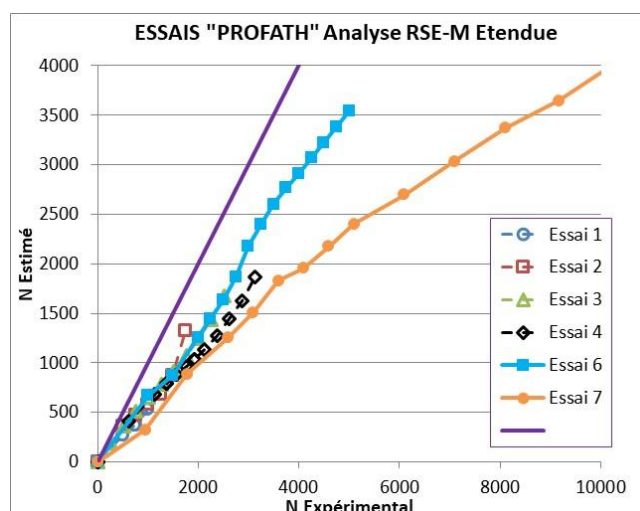


Figure 130 : Synthèse de l'analyse modifiée issue du RSE-M EXT des essais "PROFATH", comparaison entre le nombre de cycles estimé et expérimental nécessaires à la propagation

		Manuscrit HDR C. Gourdin	Page 112/145
		Réf. : S.O.	
		Date : 10/10/2020	Indice : B

Sur les Figure 128 à Figure 130, les vitesses de fissuration expérimentales sont successivement comparées à celles déduites de l'application des méthodes élastiques, RSE-M et proposition de modification du RSE-MEXT. Par rapport aux valeurs expérimentales, il apparaît clairement que :

Pour l'analyse élastique (cf. Figure 128) :

Hormis pour l'essai n°7, les nombres de cycles estimés pour tous les essais de 1 à 6 sont supérieurs aux nombres de cycles expérimentaux ; aussi l'analyse élastique n'est pas conservatrice car elle sur estime les nombres de cycles obtenus expérimentalement.

Pour l'analyse avec la correction proposée dans le RSE-M (cf. Figure 129) :

Pour tous les essais (1 à 7), les nombres de cycles estimés par l'analyse avec la correction RSE-M sont légèrement inférieurs (hormis pour l'essai n°7 qui montre une différence un peu plus marquée) aux nombres de cycles expérimentaux ; aussi l'analyse avec la proposition de correction du RSE-M est modérément conservatrice car elle sous-estime les nombres de cycles obtenus expérimentalement.

Pour l'analyse avec la proposition de correction étendue RSE-M EXT (cf. Figure 130) :

Pour tous les essais (1 à 7), les nombres de cycles estimés par l'analyse avec la correction RSE-M EXT sont nettement inférieurs aux nombres de cycles expérimentaux ; aussi l'analyse avec la proposition de correction étendue du RSE-M EXT est nettement conservatrice car elle sous-estime les nombres de cycles obtenus expérimentalement.

5.4 CONCLUSION ET PERSPECTIVES SUR LA PROPAGATION SOUS CHARGEMENTS COMPLEXES


Les travaux effectués dans le cadre de la thématique de ce chapitre « propagation de fissures sous chargements complexes » apportent de nouveaux éléments de compréhension dans les mécanismes de propagation sous chargement thermique seul et mécanique et thermique combiné. Des méthodes codifiées pour la prédiction des cinétiques de propagation ont été testées et validées sur des essais quasi-structure. Cependant, comme tout essai sur structure, il convient d'être critique sur l'interprétation de ces essais intermédiaires.

Car la qualité des résultats finaux est très sensible aux incertitudes de chaque étape de la démarche mise en place. L'incertitude des mesures de températures peut amener à une sous ou sur évaluation du chargement. D'ailleurs, lors des essais PROFATH, j'ai remarqué une très forte sensibilité de la propagation à la co axialité du chargement thermique. Une grande attention doit être apporté à la parfaite mise en place de celui-ci. De plus, la durée des cycles de chargements thermiques rend difficile la réalisation d'essais à grand nombre de cycles. Un gain pourrait être obtenu lors de la phase de refroidissement par exemple.

L'estimation de l'état mécanique résultant du champ thermique fait appel à une modélisation thermo-mécanique. Dans le cadre de la validation de la méthode Kcp du RSE-M [6], celle-ci est élastique avec une correction à appliquer pour estimer la plasticité, mais celle-ci n'est pas correctement évaluée. Cette partie plastique du tenseur de déformation devrait être beaucoup mieux estimée si on veut développer et valider une nouvelle méthode, comme par exemple la méthode basée sur la détermination du paramètre J caractérisant la force fissurante ([7][133]). On retrouve cette même incertitude liée aux modèles de comportement déjà dans la thématique de l'amorçage.

La mesure de la propagation de fissure lors des essais est encore un axe de travail à développer afin de permettre une estimation de celle-ci durant l'essai. Pour les essais PROFATH, la mesure via la différence de potentiel (DDP) a montré de bonnes capacités mais elle reste encore à améliorer (reproductivité, établissement de courbes de référence en fonction de la géométrie). Par contre, lors des essais FAT3D, le suivi de la propagation n'est pas possible, ou cela nécessiterait un équipement de mesure via la méthode des ultra-sons non disponible sur la plateforme RESEDA du LISN. D'ailleurs cette méthode de mesure n'est pas encore mûre car dans le cas des fissures obtenues par fatigue thermique, celles-ci sont fermées (en absence de chargement durant la mesure), ce qui les rends difficilement détectables.


De nouvelles méthodes d'estimation de propagation de fissures sous chargements thermiques et mécaniques sont en cours de validation dans le projet tripartite avec EDF/FRAMTOME. Et notamment sur la propagation des fissures en fatigue jusqu'à présent étudiée dans le cadre du suivi en fonctionnement des centrales, rentre peu à peu dans les requis du dimensionnement. C'est le cas par exemple dans le dossier EPR-UK où une analyse de la propagation en fatigue du défaut aux limites de détection des Examens Non Destructifs est explicitement demandée, ou pour FA3 (Flamanville) où une démonstration de cohérence entre la taille des défauts conventionnels et la taille des

		Manuscrit HDR C. Gourdin	Page 113/145
		Réf. : S.O.	
		Date : 10/10/2020	Indice : B

défauts non détectés en fabrication puis propagés par fatigue est demandée. Cela devient un enjeu majeur vis-à-vis de l'analyse de la rupture brutale et des examens non-destructifs.

Ainsi la capacité de détection des défauts, la propagation en fatigue et la taille de défaut critique deviennent intimement liés. La prise de marge sur l'un dégrade nécessairement les marges sur les autres aspects

Pour les composants épais en acier inoxydable austénitique, les chargements les plus nocifs sont souvent les transitoires thermiques. Dans ces situations qui conduisent à une forte plasticité, l'approche ΔK_{cp} s'avère trop conservatrice. Des alternatives doivent alors être considérées. L'approche ΔJ [133] semble être une approche alternative intéressante pour la propagation des fissures en fatigue. Cependant, cette approche manque de validation expérimentale, en particulier pour les structures sous chargement thermomécanique cyclique. Il existe une nécessité de mettre en place une validation expérimentale, en particulier pour les structures sous chargement thermomécanique cyclique combiné à un chargement mécanique.

		Manuscrit HDR C. Gourdin	Page 114/145
		Réf. : S.O.	
		Date : 10/10/2020	Indice : B

6. SYNTHÈSE

Ce mémoire présente les thématiques regroupant l'essentiel de mes activités de recherche au CEA depuis 1998 dans le domaine de la mécanique des structures et concernant l'étude de l'amorçage et de la propagation de fissures sous chargements complexes. La mission de mon laboratoire vise à garantir l'intégrité des structures, c'est à dire la capacité d'une structure à garder ses fonctions mécaniques et de confinement pour toute sa durée de vie. Les structures concernées sont principalement métalliques, généralement épaisses et comportant souvent un grand nombre de joints soudés (non abordé ici) qui sont soumises à des chargements mécaniques et/ou thermiques. Dans ce contexte, l'objectif principal des travaux réalisés est de développer, valider et pré codifier des règles et critères de dimensionnement ou d'analyse de nocivité des défauts :

- En soutien au développement des codes de dimensionnement (RCC-M et RCC-MRx) par la proposition et/ou la validation de nouvelles règles et critères,
- En soutien à l'extension de durée de vie des composants en services (RSE-M) par la validation des critères existant pour des matériaux dégradés ou la mise en évidence de marges implicites importantes,
- Pour l'analyse du retour d'expérience industriel et une participation à la compréhension des phénomènes observés ou pour formuler des avis d'expert sur la capacité des structures à remplir leur fonction. Dans ce cadre, j'ai réalisé des expertises : analyse de la fissuration sur un bouilleur d'ORPHEE, expertise dans le cadre du benchmark MECOS -déformation progressive-, commandite AFCEN incertitude et facteur de sécurité en fatigue).

Cette activité d'analyse d'intégrité, qui n'est pas propre au nucléaire, trouve sa place au CEA car d'un point de vue dimensionnement et démonstration d'intégrité des structures, l'industrie nucléaire présente des particularités importantes par rapport à d'autres industries conventionnelles :

- Elle présente des risques potentiels majeurs, dans un environnement sensible,
- En conséquence, un niveau de sûreté très élevé est requis,
- Les structures concernées sont souvent de très grandes dimensions, exploitées dans des conditions particulières, voire extrêmes en cas d'accident : hautes températures, fortes pressions, sous irradiation. Cet ensemble de points rendent impossible tout essai de qualification à l'échelle 1.

J'ai choisi de présenter une partie de mon travail en partant de la survenue d'un évènement sur site qui a initié le lancement d'études de R&D destinés à la compréhension de l'apparition d'une fissuration, à la célérité imprévue, sur un composant en service, et sur ses conséquences en terme d'intégrité structurelle.

A partir de ce retour d'expérience, j'ai mis en évidence que les chargements réels étaient beaucoup plus complexes qu'initialement évalués. Par exemple, dans le cas du coude du circuit RRA de CIVAUX, on a une accumulation d'effets aggravants dus à la complexité du chargement. Ces structures, souvent de grandes dimensions et sont soumises lors de leur cycle de fonctionnement à des chargements complexes combinant des chargements mécaniques variables, multiaxiaux, avec des valeurs moyennes non nulles associés à des fluctuations de températures. Et c'est, notamment par la mise en place d'une analyse pluridisciplinaire en collaboration avec des spécialistes de la thermo hydraulique, qu'ont été apportés des éléments de compréhension sur la propagation rapide de fissures.

Un recensement des essais internationaux dans le domaine de la fatigue thermique a permis de mettre en avant cet effet aggravant du chargement complexe mécanique et thermique sur la tenue en fatigue, et d'évaluer les méthodologies de dimensionnement.

L'analyse de ces essais a permis d'identifier les différents effets aggravants « élémentaires » qui s'accumulent afin de prendre en compte la fatigue thermique tel que :

- La modification des propriétés mécaniques et physiques en fonction de la température et de leur histoire,
- Le développement de champ de contraintes dues aux effets de géométrie et au bridage de la structure, en plus des contraintes dues à la pression par exemple dans une tuyauterie,
- La présence de gradient thermique à la fois localisé dans l'épaisseur (local) ou à l'échelle de la structure (global) engendrent des contraintes/déformations supplémentaires,
- Les chargements d'origine thermique sont multiaxiaux (comme la conduction) et surtout ils ne sont pas symétriques, le rapport de charge est supérieur à -1,
- Les interactions chimiques (corrosion) sont fortement dépendantes du niveau de température et du milieu en contact.

Concernant l'amorçage des fissures sous des chargements complexes, j'ai développé et mis en place des moyens d'essais permettant d'appréhender ces différents effets aggravants. Ainsi, le moyen d'essai FABIME2 a permis de

		Manuscrit HDR C. Gourdin	Page 115/145
		Réf. : S.O.	
		Date : 10/10/2020	Indice : B

montrer à la fois le faible impact de l'équibiaxialité, et la forte dégradation de la tenue en fatigue avec la présence d'une déformation moyenne pour des aciers austénitiques inoxydables. Ensuite, le développement du moyen expérimental FABIME2e va permettre d'aborder les effets dû à un environnement corrosif tel que le milieu REP sur la tenue en fatigue équibiaxiale.

Puis, la propagation de fissure sous chargements complexes (thermique seul et mécanique plus thermique pour des géométries tubulaires) est abordée par la présentation de deux moyens expérimentaux FAT3D et PROFATH. Les effets dus à la présence de gradients de température (locaux et globaux) dans une structure ont été étudiés avec le dispositif FAT3D, tant pour l'aspect amorçage de fissures que pour la propagation de celles-ci. Et, les méthodes d'ingénieur permettant l'estimation de la propagation de fissure sous chargement complexe mécanique et thermique et codifiée dans les règles de suivi en service (RSE-M), sont validées pour des configurations plus représentatives des conditions réelles. Ces méthodes sont validées par la réalisation d'essais sur le dispositif PROFATH et, ce qui a également permis d'étendre leur domaine de validité de ces méthodes.

Ces travaux ont été réalisés bien souvent dans le cadre d'études financées par les industriels (EDF, AREVA, IRSN pour l'essentiel) ou des projets de recherche européens (INCEFA) regroupant à la fois des industriels, des organismes de recherche de différentes natures et des laboratoires universitaires. Les collaborations avec les laboratoires universitaires ont également été propices à l'encadrement conjoint de stages ou de thèses.

		Manuscrit HDR C. Gourdin	Page 116/145
		Réf. : S.O.	
		Date : 10/10/2020	Indice : B

7. PERSPECTIVES ET SUJETS DE R&D POTENTIELS

Après avoir abordé une partie de ma thématique de R&D au sein du LISN sur le développement et la réalisation de méthodologies expérimentales dédiées à l'examen et à la réévaluation des approches codifiées assurant l'intégrité de composants industriels soumis à des chargements complexes, un certain nombre de perspectives se dégagent.

De mon point de vue, les aspects les plus importants concernent :

- La définition de l'amorçage de l'éprouvette à la structure,
- La quantification les effets d'un environnement agressif sur la tenue en fatigue et la propagation des fissures,
- L'utilisation de critères de dimensionnement prenant en compte les particularités du chargement,
- Le développement et validation de nouveaux critères de déformation progressive pour les REP,
- L'amélioration des analyses non-linéaires avec la prise en compte des évolutions de l'écrouissage,
- La compréhension des mécanismes d'amorçage et de propagation de fissures à l'échelle du grain et au-delà,
- La validation des approches par la réalisation d'essais le plus proche possible des conditions réelles et utilisation d'une instrumentation performante.

Dans cette liste, non exhaustive, ces études sont à réaliser à court terme même si pour certaines, des premiers éléments ont été initiés, et doivent être renforcés puis adaptés à la problématique du nucléaire.

La définition d'un critère d'amorçage objectif quel que soit la dimension de la structure (de l'éprouvette standardisée de fatigue au composant réel) et qui rend compte de l'état réel de l'intégrité de la structure est à réaliser. Par exemple, le critère N25 qui définit la présence d'une fissure de taille suffisamment grande pour observer une modification conséquente de la réponse de l'éprouvette aux sollicitations (baisse de la contrainte appliquée), tout en étant suffisamment faible pour encore garantir l'intégrité de l'éprouvette (non rupture) est à étendre sur des géométries non standardisées, telles que l'éprouvette FABIME2 ou des géométries massives et conséquentes (tubes de plusieurs mètres de longueur, volute de pompe de grande épaisseur).

Ainsi, la continuité du travail d'alimentation de la base de données expérimentales sur l'effet aggravant de l'environnement REP doit se poursuivre car au regard des données nécessaires pour déterminer le domaine d'impact de l'effet de la vitesse de déformation sur la tenue en fatigue. Cela devrait ainsi conforter les formules employées dans la définition de Fen de la codification. D'autres environnements agressifs ou des éprouvettes plus réactives au milieu (Cuivre par exemple pour le projet EuroFusion) peuvent aussi être examinés avec le dispositif FABIME2

Sur la base des moyens expérimentaux FABIME2, une modification de l'éprouvette permettrait aussi d'obtenir de nombreux éléments de compréhension et de quantification sur les études de propagation des fissures en profondeur avec ou sans effet de l'environnement. La cinétique de propagation des fissures sous environnement REP est un domaine qui nécessite encore l'obtention de données expérimentales afin de consolider les avancées récentes dans ce domaine et qui ne sont obtenues que sur des éprouvettes uniaxiales (éprouvette cylindrique ou éprouvette CT).

L'amélioration des grandeurs utilisées dans les analyses de fatigue codifiées (von Mises par exemple) passe par la définition de nouveaux critères de fatigue. Ce travail a déjà été initié par S. Amiable et il a été proposé un critère de fatigue énergétique [68], mais la finalité d'utilisation de ces critères, les limite à des expressions en déformation équivalente. De plus, ces critères sont fortement dépendant de la qualité du calcul de la déformation plastique, donc les modèles de comportement devront eux aussi être améliorés afin de mieux décrire l'évolution de l'écrouissage et notamment le comportement cyclique tel que l'adoucissement ou le durcissement. La démonstration de robustesse des critères proposés nécessite cependant des inter-comparaisons avec d'autres critères de fatigue utilisés dans d'autres domaines industriels (critère énergétique, critère en plan critique).

L'amélioration de l'interprétation des essais FABIME2 à chargement non-symétrique nécessiterait de prendre en compte le phénomène de relaxation de la contrainte moyenne et la détermination de la redistribution avec une modélisation plus fine de ce phénomène. Pour cela, un important travail à accomplir porterait sur la définition d'un modèle de comportement reproduisant correctement le rochet sous sollicitation cyclique équilibriaux tout en restant à la fois intégrable dans un code de calculs comme Cast3M. A cela devrait être associée une stratégie d'identification des paramètres raisonnable. Par exemple, le développement de nouveaux moyens expérimentaux permettant d'appliquer sur une éprouvette de laboratoire un chargement de traction et de pression interne et

		Manuscrit HDR C. Gourdin	Page 117/145
		Réf. : S.O.	
		Date : 10/10/2020	Indice : B

externe permettrait de reproduire des sollicitations en cohérence avec les conditions réelles comparativement aux essais de traction/torsion.

De plus, les moyens d'essais de fatigue sous des sollicitations équi-biaxiales peuvent fournir un grand nombre de données expérimentales nécessaires à la validation de modèles basés sur l'observation des mécanismes à une échelle inférieure à celle de la structure. Une action a été initiée en ce sens afin de fournir des informations expérimentales pour valider un modèle basé sur la dynamique des dislocations [106][107] via des observations optiques.

De façon générique, les nouvelles méthodes développées ou les propositions d'améliorations des règles codifiées nécessitent de réaliser des démonstrations de sûreté. Ces démonstrations demandent la réalisation d'essais sur structures de plus en plus proches des conditions réelles. Afin d'avoir accès aux grandeurs d'intérêt, de nouveaux moyens de mesures performants tels que la mesure de champs de déplacement par stéréo-corrélation d'images ont été mis en place sur la plateforme RESEDA du SEMT et est en cours d'optimisation.

Il ne faut pas laisser de côté tout le travail de recensement nécessaire afin de constituer une base de connaissance des chargements thermiques réels, et les mettre en regard des mesures faites sur site sur certains composants instrumentés. De concert avec les thermohydrauliciens, la recherche des paramètres influents ou aggravants sur les instabilités d'écoulement et à la détermination des modèles permettant de les prédire constitue un passage vers la détermination fiable les paramètres dominants du chargement imposé à la structure, sur des longues durées d'écoulement. La bonne connaissance du chargement constitue le point de départ de toute analyse quelle que soit sa complexité.

De même, la quantification de l'incertitude en fatigue, liée à l'histoire du chargement est un sujet qui a été largement abordé dans la littérature mais dont la mise en œuvre industriellement est délicate. Une meilleure prise en compte de l'histoire du chargement via des règles de cumul de dommage pourrait être proposée, en continuité avec des travaux auxquels j'ai participé avec A. Fissolo (CEA) et Y. Chen (RINPO Chine) [108] .

De nouvelles méthodes d'estimation de propagation de fissures sous chargements thermiques et mécaniques sont en cours de développement. Pour les composants épais en acier inoxydable austénitique, les chargements les plus nocifs sont souvent les transitoires thermiques. Dans ces situations qui conduisent à une forte plasticité, l'approche ΔJ manque de validation expérimentale, en particulier pour les structures sous chargement thermomécanique cyclique. Il existe une nécessité de mettre en place une validation expérimentale, spécifiquement pour les structures sous chargement thermomécanique cyclique combiné à un chargement mécanique plus représentatif des conditions réelles.

Bien que non abordé dans ce manuscrit, des actions de R&D seront à entreprendre afin d'étendre les résultats obtenus sur des matériaux de base dans les actions décrites précédemment à des zones dites singulières telles que les joints soudés (présence de contraintes résiduelles dues au processus de soudage), de liaison multi matériaux (liaison bimétallique) ou par la prise en compte de contraintes résiduelles inhérentes aux différents processus de montage (défaut d'alignement).

Afin d'assurer la pérennité de tous les développements et améliorations des règles codifiées permettant de garantir l'intégrité des structures, ceux-ci doivent être capitalisés dans des outils numériques tel que Cast3M ou MJSAM qui sont développés au CEA-SEMT. Ces outils ont pour objectif de promouvoir et de faciliter l'utilisation de ces méthodes qui deviennent de plus en plus complexes tout en prenant garde de rester dans leurs domaines d'application respectif.



8. BIBLIOGRAPHIE

- [1] J. Schijve, "Fatigue of Structures and materials in the 20th century and the state of the art", Materials Science, Vol.39, n°3, 2003
- [2] J.M. Grandemange, « Codes et normes de conception et de construction des réacteurs », Techniques de L'Ingénieur », BN 3 220.
- [3] ASME, Nuclear Boiler and Pressure Vessel Cod, Section III, 2007 edition with 2009 Addendum.
- [4] NRC – NUREG/CR-6909 – document ANL-06/08, « Effect of LWR Coolant Environments on the Fatigue Life of Reactor Materials », 2007.
- [5] RCC-M, Design and Construction Rules for Mechanical Components of PWR Nuclear Islands, AFCEN Paris, 2016.
- [6] RSE-M, In-Service Inspection Rules for Mechanical Components of PWR Nuclear Islands, AFCEN Paris, 2016
- [7] RCC-MRx, Design and Construction Rules of Mechanicals Components of Nuclear Installations : High-temperatures, research and Fusion Reactors, AFCEN Paris 2015..
- [8] AFNOR A03 – 403, « Produits Métalliques. Pratique des essais de fatigue oligocyclique », 1990.
- [9] AFNOR A03 - 404 « Produits métalliques : Pratique des essais de vitesse de propagation de fissure en fatigue », Juin 1991.
- [10] ASTM Designation: E647 – 99, « Standard Test Method for Measurement of fatigue cracks growth rates », Septembre 1999.
- [11] T. Métais, S. Courtin, P. Genette, L. De Baglion, C. Gourdin and J.C. Le Roux, « Status of the french methodology proposal for environmentally assisted fatigue assessment », ASME PVP2014-28408, ASME 2014 Pressure Vessels and Piping Conference, California, USA.
- [12] T. Métais, S. Courtin, P. Genette, L. De Baglion, C. Gourdin and J.C. Le Roux, « ASME Code-case proposal to explicitly quantify the interaction between the PWR environment and component surface finish », ASME PVP2017-65367, ASME 2017, Pressure Vessels and Piping Conference, Hawaiï 2017.
- [13] 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.
- [14] L. Vincent, J.C. Le Roux and S. Taheri « One the high cycle fatigue behavior of a type 304L stainless steel at room temperature », International journal of fatigue 38, 84-91, 2012
- [15] S. Chapuliot, C. Gourdin, JP Magnaud, "Hydro-thermo-mechanical analysis of thermal fatigue in mixing tee", Nuclear Engng Design, 235, 2005.
- [16] O. Gelineau, J.P. Simoneau, M. Sperandion et J. Guinovart, 1999, "*Review of predictive methods applied to thermal stripping problems and recommendations*", Proc. SMIRT 15, Paper F06/3, Seoul.
- [17] C. Faidy et al. 2000, idem 12 "*Thermal fatigue in French RNR systems*", In Int. Conf. on Fatigue of Reactor Components, Vapa, California.
- [18] I.S. Jones and M.W.J Lewis, "The effect of various constraint conditions in the frequency response model of thermal stripping", Fatigue Fract. Engng. Mater. Struct., 1995.
- [19] J. Smagorinsky, 1963, "*General circulation experiments with the primitive equations*", Mon. Weath. Rev. 91, 3:99-164.
- [20] J.L. Guermond, 1994, "*Sur l'approximation des équations de Navier-Stokes par une méthode de projection*", C.R. Acad. Sci. Paris, 319:887-892.
- [21] N. Kasahara, H. Takasho and A. Yacumpai, "*Structural response function approach for evaluation of thermal striping phenomena*", Nuclear Engineering and Design, 2002.
- [22] AFNOR A3-406, Fatigue sous sollicitations d'amplitudes variables, Méthode RAINFLOW de comptage de cycles », 196.
- [23] D. Thompson, « Railway Noise and Vibration », Institute of Sound and Vibration Research, Univ. Of Southampton, United Kingdom 2009.
- [24] S. Panier, P. Dufrenoy, D. Weichert, « An experimental investigation of hot spots in railway disc brakes », Wear, Vol.256, Issue 7-8, pp. 764-773, 2004.
- [25] F. Szmytka, M. Salem, F. Rézai-Aria, A. Oudin, « Thermal fatigue analysis of automotive Diesel piston: Experimental procedure and numerical protocol », International Journal of Fatigue, Volume 73, 2015.
- [26] L. Bucher, « Etude de l'endommagement en fatigue thermique des aciers inoxydables F17Tnb et R20-12 pour application automobile », Thèse de doctorat de l'Ecole Nationale Supérieure des Mines de Paris, 2004.



- [27] S. Kobel'skii, R. Kuriat, B. Kravchenko, & A. Kvitka, « Procedure and analysis of three-dimensional thermal stressed states of turbine blades with coatings subjected to thermal cycling », *Strength of Materials* , 31 (6), 564-570, 1999.
- [28] Y. Kostochkin, « Effect of thermal fatigue on the failure of turbine blades ». *Metal Science and Heat Treatment* , 305-307, 1962.
- [29] O. Braillard, O. Berder, F. Escourbiac, S. Constans, « An advanced mixing Tee mock-up call « the skin of the fluid » designed to qualify the numerical LES analyses applied to the thermal evaluation, ASME-PVP Conference, Vancouver, Canada, 2016.
- [30] J.M. Stephan, C. Gourdin and al., "Fatigue evaluation in mixing zones: comparison of different criteria of fatigue", ASME Pressure Vessels and Piping Division Conference, Chicago, USA, 2008.
- [31] S. Osterstock, « Vers la prédiction de l'apparition de réseaux de fissures : influence des paramètres microstructuraux sur la dispersion à l'amorçage », Thèse de doctorat de l'Ecole Centrale de Lille, 2008.
- [32] F. Curtit, « Essais INTHERPOL », Séminaire EDF-CEA "fatigue thermique", (pp. 30-31), Paris, 2004.
- [33] F. Curtit, « Synthèse des essais INTHERPOL 01 à 04 », NoteEDFHT-26/05/008/A.
- [34] A. Le Pécheur, « Fatigue thermique d'un acier inoxydable austénitique : influence de l'état de surface par une approche multi-échelles ». Thèse de doctorat de l'Ecole Centrale Paris, Octobre 2008.
- [35] Y. Wang, A. Charbal, F. Hild, S. Roux, L. Vincent, « Crack initiation and propagation under thermal fatigue of austenitic stainless steel », *International Journal of Fatigue*. 124, 2019.
- [36] A. Fissolo, « Advances in thermal fatigue investigations performed in CEA for French PWR pipings », Séville: Third International Conference on fatigue Reactors Components, 2004.
- [37] H. Le, & C. Gardin, « Analytical calculation of the stress intensity factor in a surface cracked plate submitted to thermal fatigue loading », *Engineering Fracture Mechanics* , 2354-2369, 2010.
- [38] D. Moulin, D. Moinereau, J. Garnier, Y. Lejeail, J.M. Stephan, J. Masson, et al. (2000). « Etude de R&D pour la prédiction de la fatigue thermique. », Rapport technique CEA/DEN/SEMT/LISN 00-049, 2000.
- [39] A.Fissolo, S. Amaible, O. Ancelet and al., "Crack Initiation under thermal fatigue: an overview of CEA experience. Part I : Thermal fatigue appears to be more damaging than uniaxial isothermal fatigue", *Int. Journal of Fatigue*, 31(3), pp.587-600,2009.
- [40] A.Fissolo, C. Gourdin, O. Ancelet and al "Crack Initiation under thermal fatigue: an overview of CEA experience. Part II : Application of various criteria to biaxial thermal fatigue tests and a first proposal to improve the estimation of the thermal fatigue damage", *Int. Journal of Fatigue*, 31(7), pp.1197-1210,2009.
- [41] V. Maillot, A. Fissolo, S. Degallaix, "Thermal fatigue crack networks: a computational study.", *Int J Sol Struct* 2005;42(2):771-88.
- [42] 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.
- [43] O. Ancelet, S. Chapuliot and G. Henaff, "Experimental and numerical study of crack initiation and propagation under a 3D thermal fatigue loading in a welded structure", *International Journal of Fatigue*, 30, pp953-966, 2008.
- [44] 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.
- [45] Paffumi E, Nilsson K-F, Taylor N. Analysis of the thermal fatigue cracking of 316L model pipe components under cyclic down-shocks. ASME, Pressure Vessels and Piping Division (Publication) PVP 3, art n° PVP2005-71738:539-45
- [46] E. Paffumi, K-F. Nilsson, N. Taylor, R. Hurst, M. Bache, "Crack initiation, propagation, and arrest in 316L model pipe components under thermal fatigue", *Journal of ASTM International* 2005, 2(5);47-64
- [47] I. Jones, & M. Lewis, "The effect of spatial incoherence in surface temperature fluctuations on the stress intensity factor in thermal striping", *International Journal of Piping* ,62, 227-247, 1995.
- [48] N. Kawasaki, S. Kobayashi, S. Hasebe and N. Kasahara, "Spectral Thermal fatigue tests under frequency controlled fluid temperature variation – Transient temperature measurement tests –", *Proceeding of PVP206-ICPVT-11*, Vancouver, Canada, 2006.
- [49] N. Kawasaki, S. Kobayashi, S. Hasebe and N. Kasahara, "Spectral Thermal fatigue tests under frequency controlled fluid temperature variation – Strength tests-", *Proceeding of PVP206-ICPVT-11*, Vancouver, Canada, 2006.
- [50] Y. Lejeail, N. Kasahara, "Thermal fatigue evaluation of cylinders and plates subjected to fluid temperature fluctuations", *Int. J. of Fatigue*, n°27, pp:768-772, 2005.



- [51] Y. Bergamaschi, "Essais "FAENA" de fatigue thermique à amplitude constant en sodium. Résultats expérimentaux ", Note technique, SDEC/LCEG/88-74, CEA, 1988.
- [52] S. Albaladejo, Y. Lejail, A. Skiara, "Synthèse des essais FAENA effectués de 1992 à 1997", Note technique, SERSI/LECC/99-4050, CEA, 1999.
- [53] Y. Lejail, A. Skiara, S. Albaladejo, G. Meynier, "Essais de fatigue thermique superficielle sur éprouvettes cylindriques en acier 316L SPH dans la boucle sodium FAENA, Interprétation", Note technique, SERA/LDCS/96-6021, CEA, 1996.
- [54] C. Levallant, "Approche métallographique de l'endommagement d'aciers inoxydables austénitiques sollicités en fatigue plastique ou en fluage", PhD Thesis, Université Technologique de Compiègne, 1984.
- [55] D. Socie, G. Marquis, « Multiaxial fatigue », Society of Automotive Engineers, Inc., 2000.
- [56] J. Lemaitre. J.L. Chaboche, « Mécanique des matériaux solides », 3ème édition DUNOD, 2009.
- [57] L. Coffin, N. Schenectady, "A study of the effects of cyclic thermal stresses on a ductile metal", Trans. ASME 1954, 76:931-50.
- [58] S. Manson, G. Halford, "Multiaxial low cycle fatigue of type 304 stainless steel", J. Eng. Mater. Tech., 283-5, 1977.
- [59] C. Bathias, J.P. Bailon, "La fatigue des matériaux et des Structures » 2nd ed. Paris, Hermès, 1997.
- [60] M. Brown, K. Miller, "Two decades of progress in the assessment of multiaxial low cycle fatigue and life prediction", ASTM STP, 770, p.482-99, 1982.
- [61] D. Socie., "Multiaxial fatigue damage criteria", Section 6.8, Handbook of materials behavior Volume II Failures of materials, Editor Jean Lemaitre, 2001.
- [62] 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.
- [63] D. Socie, L. Waill, D. Dittmer, "Biaxial fatigue on Inconel 718 including mean stress effect. Multiaxial fatigue", ASTM STP 853, p.463-81, 1985.
- [64] A Fatemi, D. Socie, "A critical plane approach to multiaxial fatigue damage including out of phase loading", Fat. Fract. Eng Mater. Struct. 11, 149-65, 1988.
- [65] A. Fatemi, N. Shamsaei, "Multiaxial fatigue: An overview and some approximation models fir life estimation", Int. J. of Fatigue, Vol.33, 2011.
- [66] J. Park, D. Nelson, "Evaluation of an energy-based approach and a critical plan approach for predicting constant amplitude multiaxial fatigue life", Int. J. Fatigue, 22, 2000.
- [67] Y-Y. Wang, W-X Yao, "Evaluation and comparison of several multiaxial fatigue criteria", Int. J. Of Fatigue, 26, 2004.
- [68] S. Amiable, S. Chapuliot, A. Constantinescu, A. Fissolo, « A comparison of lifetime prediction methods for a thermal fatigue experiment », Int. J; Fatigue, 28, 692-706, 2006.
- [69] S.Y. Zamrick, M. Mirdamadi, D.C. Davis, "A proposed model for biaxial fatigue analysis, using the triaxiality factor concept", Advances in Multiaxial Fatigue, ASTM STP 1191, McDowell/ Ellis Editors, pp. 85 -106, 1993.
- [70] S. Amiable, "Prédiction de durée de vie des structures sous chargement de fatigue thermique", Thèse de doctorat de l'Université de Versailles, 2006
- [71] D.F. Lefebvre, "Hydrostatic Pressure effect on Life Prediction in Biaxial Low-cycle fatigue", Biaxial and Multiaxial Fatigue, EGF 3, 1989.
- [72] T. Itoh, M. Sakane et al, "A design procedure for assessing low cycle fatigue life under proportional and non-proportional loading", Int. Journal of Fatigue, 28, 2006.
- [73] M.W. Parsons, and K.J. Pascoe, "Development of a biaxial fatigue testing rig", Journal of Strain Analysis, 10,N° 1, p1-3, 1975.
- [74] H. Shimada, K. Shimizu, M. Obata, K. Chikugo & M. Chiba, "A new biaxial testing machine for the flat specimen and a fundamental study on the shape of the specimen", Technology Reports, Tohoku Univ., 42. N° 2, p351-369, 1976.
- [75] A. Makinde , L. Thibodeau, K.W. Neale., "Development of an apparatus for biaxial testing using cruciform specimens", Exp Mech, 32, 1992.
- [76] A. Hannon, P. Tiernan, "A review of planar biaxial tensile test systems for sheet metal", J Mater Process Technol, 198 2008.
- [77] T. Itoh, M. Sakane, M. Ohnami, "High temperature multiaxial low cycle fatigue of cruciform specimen", J. Eng. Mater. Technol. 116 (91), 90-98, 1994.
- [78] 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.



- [79] B. Crossland, "Effect of large hydrostatic pressures on the torsional fatigue strength of an alloy steel", Proceedings of the International Conference on Fatigue Metals. Inst. Mech. Eng., 1956.
- [80] 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
- [81] 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.
- [82] K.D. Ives, L.F. Kooistra, J.T. Tucker, "Equibiaxial low-cycle fatigue properties of typical pressure-vessel steels", J Basic Eng Trans ASME Ser D, 88, 1966.
- [83] J. Shewchuk, S.Y. Zamrik, J. Marin, "Low-cycle fatigue of 7075-T651 aluminum alloy in biaxial bending", Exp Mech, 8, 1968.
- [84] M. Kamaya, « Evaluation of equi-biaxial fatigue of stainless steel by the pressurized disc fatigue test », International Journal of Fatigue 61, 107 – 115, 2014
- [85] B. Weber, « Fatigue multiaxiale des structures industrielles sous chargement quelconque », Thèse de doctorat de l'Institut National des Sciences Appliquées de Lyon, Juillet 1999.
- [86] Société vidéométric, <http://www.videometric.com/>.
- [87] J.L. Chaboche, « Time-independent constitutive theories for cyclic plasticity », Int. J. of Plasticity, 2, 2, 1986.
- [88] J.L. Chaboche, "Constitutive equations for cyclic plasticity and cyclic viscoplasticity", Int. J. Of Plasticity, 5, 3, 1989.
- [89] L. Vincent, "On the ability of some cyclic plasticity models to predict the evolution of stored energy in a type 304L stainless steel submitted to high cycle fatigue", European Journal of Mechanics – A/Solids, Vol.27, 2, 2008.
- [90] N. Ohno et J.D. Wang, "Kinematic hardening rules for simulation of ratchetting behaviour", Eur. J. Mech. A/Solids, Vol. 13, p. 519-531, 1994.
- [91] G. Kang, Q. Kan, J. Zhang et Y. Sun, "Time-dependant ratchetting experiments of SS304 stainless steel", Int. J. Plast., Vol. 22, pp. 858-894, 2006.
- [92] T. Hassan, L. Taleb et S. Krishna, "Influence of non-proportionnal loading on ratcheting responses and simulations by two recent cyclic plasticity models", Int. J. Plast., Vol. 24, pp.1863-1889, 2008.
- [93] V. Aubin et S. Degallaix, "Contribution of yield surface measurement to plastic behaviour Modelling", Proceedings Plasticity 2006, pp. 319-321, 2006.
- [94] S. Bradai, « Etude de l'effet de l'équibiaxialité sur la durée de vie en fatigue de l'acier inoxydable austénitique », Thèse de l'Université de Poitiers, Ecole Nationale Supérieure de Mécanique et d'Aérotechnique, Décembre 2014.
- [95] Documentation Cast3M, <http://www-cast3m.cea.fr>.
- [96] P. Bouin, A. Fissolo, C. Gourdin "An experimental and numerical methodology to investigate on crack growth in a 304-L austenitic stainless steel pipe under thermal fatigue. Proceeding of the ASME 2010 Pressure Vessels and Piping Division/ K-PVP Conference, presented July 18 – 22, 2010, Bellevue, Washington, USA.
- [97] Standard Test Method for Measurement of Crack Growth Rates. *American Society for Testing and Materials*, ASTM 647, 1993.
- [98] O.K. Chopra, W.J. Shack, "Effect of LWR Coolant Environments on the Fatigue Life of Reactor Materials, final Report", Argonne National Laboratory. NUREG/CR-6909, ANL-06/08, U.S. Nuclear Regulatory Commission, Office of Nuclear Regulatory Research, Washington, DC 20555-0001, February 2007.
- [99] L. De Baglion, « Comportement et endommagement en fatigue oligocyclique d'un acier inoxydable austénitique 304 L 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, Poitiers, 2011.
- [100] H. Cho, B.K. Kim, I.S. Kim, D.Y. Jun, S.C. Beyon, 2004, « Environment effects on Fatigue Life of Type 316 Stainless Steel in High Temperature Water. », Presented at OCDE –NEA 3rd International Conference on Fatigue of Reactor Components, October 6, 2004, Seville Spain.
- [101] M. Higuchi, "Development of Evaluation Method of Fatigue Damage on Operating Plant Components in Considering Environmental Effect of LWR Coolant", Presented at OCDE –NEA 3rd International Conference on Fatigue of Reactor Components, OCDENEA/CSNI/R(2004)21, October 6, 2004, Seville Spain.
- [102] R. Killian, J. Hickling, R.Nickell, "Environmental Fatigue of Austenitic Stainless Steel Pipe Bends in Simulated PWR Primary Water", Presented at OCDE –NEA 3rd International Conference on Fatigue of Reactor Components, OCDENEA/CSNI/R(2004)21, October 6, 2004, Seville Spain.



- [103] T. Nakamura, "Current Status of Development on Codes for Fatigue Evaluation in JSME", Presented at OCDE –NEA 3rd International Conference on Fatigue of Reactor Components, OCDENEA/CSNI/R(2004)21, October 6, 2004, Seville Spain.
- [104] H.D. Solomon, C.Amzallag, R.E. De Lair, A.J. Vallee, "Strain Controlled Fatigue of Type 304 Stainless Steel in Air and PWR Water", Presented at 3rd International Conference on Fatigue of Reactor Components, Seville, Spain, October 6, 2004.
- [105] J.L. Smith, O.K.Choppra, "Crack Initiation in Smooth Fatigue Specimens of Austenitic Stainless Steels in Light Water Reactor Environments.", ASME Pressure Vessels and Piping, Vol. 395, p. 235 – 242, 1999.
- [106] C. Déprés, G.V. Prasad Reddy, C. Robertson, M. Fivel, "An extensive 3D dislocation dynamics investigation of stage-I fatigue crack propagation", Philosophical Magazine A, Vol. 94, No. 36, 4115-4137, 2014
- [107] G.V. Prasad Reddy, C. Robertson, C. Déprés, M. Fivel, "Effect of grain disorientation on early fatigue crack propagation in face-center-cubic poly-crystals: A three-dimensional dislocation dynamics investigation", Acta Materialia, 61, 5300-5310, 2013.
- [108] A. Fissolo, C. Gourdin, Y. Chen, G. Perez, J.M. Stelmazyk, Investigations into the cumulative fatigue life of an AISI 304-L austenitic stainless steel used for pressure water reactors : Application of a double linear damage rule, International Journal of Fatigue, vol.77, Pages 199-215, August 2015.
- [109] B.M. Lei and al., "Toward consistent fatigue crack initiation criteria for 304L austenitic stainless steel under multi-axial loads", Int. J. Of Fatigue, 75, 2015.
- [110] 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
- [111] A. Zouani et al., « Cyclic stress-strain data analysis under biaxial tensile stress state », Experimental Mechanics Vol.39, No. 2, 92 - 102, June 1998.
- [112] 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.
- [113] S. Taheri, L. Vincent and J.C. Le-Roux, « Classification of metallic alloys for fatigue damage accumulation : A conservative model under strain control for 304 stainless steels », Int. J. of Fatigue, 70, 2015
- [114] 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
- [115] N. Malésys, « Modélisation probabiliste de formation de réseaux de fissures de fatigue thermique », Thèse de doctorat de l'Ecole Normale Supérieure de Cachan, 2007.
- [116] 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
- [117] J-P. Cunat, « Aciers inoxydables – Critères de choix et structure », Techniques de l'ingénieur, M4540:1-17
- [118] M. Colombié et al., « Matériaux Industriels, Matériaux Métalliques », DUNOD, Paris, 2000.
- [119] J-P. Cunat, « Aciers inoxydables - Propriétés. Résistance à la corrosion », Techniques de l'ingénieur, M4541:1-31
- [120] 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
- [121] 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
- [122] 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
- [123] J. Chaboche, « A review of some plasticity and viscoplasticity constitutive theories », Int. J. of Plasticity, 24, 2008.
- [124] 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
- [125] G. Yagawa et al., « Three-dimensional fully uniplastic solutions for semi-elliptical surface cracks », International Journal Vessels & Piping, 53, 457-510, 1993
- [126] 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

		Manuscrit HDR C. Gourdin	Page 123/145
		Réf. : S.O.	
		Date : 10/10/2020	Indice : B

- [127] M. Kamaya et al., « Growth prediction of two interacting surface cracks of dissimilar sizes. Engineering Fracture Mechanics 77, 3120-3131, 2010
- [128] L. Śniezek et al., « Deterministic and probabilistic analysis of semi-elliptical cracks in austenitic steel », Procedia Materials Science 3, 2160-2167, 2014
- [129] 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
- [130] 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
- [131] S. Marie, « Approche énergétique de la déchirure ductile », Thèse de doctorat de l'école nationale supérieure de mécanique et d'aérotechnique, février 1999
- [132] A. Fatemi and L. Yang, "Cumulative fatigue damage and life prediction theories: a survey of the state of the art for homogeneous materials", Int. J. Fatigue, Vol.20, n°1, 1998.
- [133] S. Chapuliot, A. Jaubert, S. Courtin and S. Marie, "A ΔJ approach for the evaluation of Fatigue Crack Growth in nozzle corners", Int. J. of Pressure Vessels and Piping, 146,2016.

		Manuscrit HDR C. Gourdin	Page 124/145
		Réf. : S.O.	
		Date : 10/10/2020	Indice : B

9. ANNEXES

9.1 LISTE DES PUBLICATIONS

PUBLICATIONS DANS UNE REVUE INTERNATIONALE À COMITÉ DE LECTURE

- Pu.1. C Gourdin, L. Champaney et P. Védrine, "A New Modular Approach in the Mechanical Design of Superconducting Magnets", IEEE Transactions on Applied Superconductivity, 2001.
- Pu.2. S. Chapuliot, C. Gourdin, T. Payen, J.P. Magnaud and A. Monavon, " Hydro-Thermo-Mechanical Analysis of Thermal Fatigue in a Mixing Tee ", Nuclear Engineering and Design, Elsevier, 235, pp.575-596, 2004.
- Pu.3. "Crack initiation under thermal fatigue: An overview of CEA experience: Part II (of II): Application of various criteria to biaxial thermal fatigue tests and a first proposal to improve the estimation of the thermal fatigue damage", International Journal of Fatigue, Volume 31, Issue 7, Pages 1196-1210, July 2009.
- Pu.4. Fissolo, J.M. Stelmaszyk, C. Gourdin, P. Bouin, G. Pérez, Thermal fatigue loading for a type 304-L stainless steel used for pressure water reactor : investigations on the effect of a nearly perfect biaxial loading, and on the cumulative fatigue life, Fatigue 2010, Procedia Engineering, Vol.2 pp.1595-1604, 2010.
- Pu.5. Fissolo, C. Gourdin, Y. Chen, G. Perez, J.M. Stelmaszyk, Investigations into the cumulative fatigue life of an AISI 304-L austenitic stainless steel used for pressure water reactors : Application of a double linear damage rule, International Journal of Fatigue, vol.77, Pages 199-215, August 2015.
- Pu.6. Gourdin, S. Bradai, S. Courtin, J.C. Le Roux and C. Gardin, Equi-biaxial loading effect on austenitic stainless steel fatigue life. Fracture and Structural Integrity, [S.I.], n. 38, p. Pages 170-176, 2016.
- Pu.7. Dhahri, C. Gourdin, G. Perez, S. Courtin, J.C. Le Roux, H. Maitournam, PWR effect on crack initiation under equi-biaxial loading : Development of the experiment, 2017 Procedia Engineering 213, pp.571-580, 2018.

Conférences avec actes

- Co.1. C Gourdin, L. Champaney et P. Védrine, "A New Modular Approach in the Mechanical Design of Superconducting Magnets", Presented at the Magnet Technology, Geneva, 2001.
- Co.2. O. Vincent-Viry, A. Mailfert, A. Colteu, A. Dael, C. Gourdin and L. Quettier, " *Micro-cavity: current distribution creating a uniform force field*", Presented at "Sixièmes journées de cryogénie et supraconductivité", Aussois, France, Mai 2000. Published at The European Physical Journal, Applied Physics, n°13, pp.121-123, 2001.
- Co.3. C. Gourdin, M. Reytier, P. Vedrine, " *Caractérisation et modélisation multi-échelle du comportement thermomécanique d'un câble composite supraconducteur*", Presented at Journées Nationales des Composites 12, Cachan, Francerapport DAPNIA/STCM-00-12, Novembre 2000.
- Co.4. M. Reytier, A. Devred, M. Durante, C. Gourdin, " *Characterization of the Thermo-mechanical Behaviors of Stacks of Insulated Cables Representative of Accelerator Magnet coil Assemblies*", Presented at the Applied Superconductivity Conference, Virginia beach, USA, rapport DAPNIA/STCM-00-17, Septembre 2000.
- Co.5. Devred A., M. Durante, C. Gourdin, " *Design of a Nb3Sn Quadrupole Magnet Model*", Presented at the Applied Superconductivity Conference, Virginia beach, USA, rapport DAPNIA/STCM-00-23, Septembre 2000
- Co.6. C. Gourdin, A. Devred, M. Durante, " *Design of a Nb3Sn Quadrupole Magnet*", Presented at European Particule Accelerator Conference, Vienne, Autricherapport DAPNIA/STCM-00-22, Juin 2000.
- Co.7. Devred A., P. Bredy, M. Durante, C. Gourdin, J.M. Rey et M. Reytier, " *Insulation systems for NB3SN accelerator magnet coils fabricated by the wind and react technique*", Presented at the Cryogenic Engineering Conference (CEC/ICMC'99), Montréal, Québec (Canada), Juillet 1999.
- Co.8. L. Vieillard, C. Gourdin, P. Vedrine et B. Gallet, " *Capacitive force sensors for prestress in accelerator magnet coils*", Presented at the Cryogenic Engineering Conference (CEC/ICMC'99), Montréal, Québec (Canada), rapport DAPNIA/STCM-99-19, Juillet 1999.
- Co.9. S. Chapuliot, C. Gourdin, F. Mermaz, J.P. Magnaud and A. Monavon, " Hydro-Thermo-Mechanical Analysis of Thermal Fatigue in a Mixing Tee ", NuPEER, Symposium "Le Vieillissement dans les centrales nucléaires", Dijon, Juin 2005.
- Co.10. S. Chapuliot, C. Gourdin, T. Payen, J.P. Magnaud and A. Monavon, " Hydro-Thermo-Mechanical Analysis



- of Thermal Fatigue in a Mixing Tee ", 3rd Int. Conf. On Fatigue on Reactor of Components, Espagne, 2004.
- Co.11. Fissolo, A. Forestier, S. Chapuliot, C. Gourdin, J.P. Magnaud, F. Ducros, P. Quéméré and al. " Advances in Thermal Fatigue Investigations Performed in CEA for French PWR Pipng ", 3rd Int. Conf. On Fatigue on Reactor of Components, Espagne, 2004.
- Co.12. S. Chapuliot, C. Gourdin, T. Payen and J.P. Magnaud, " Hydro-Thermo-Mechanics Analysis of Thermal Fatigue in a Mixing Tee Junction ", Int. Conf. On Supercomputing in Nuclear Applications, SNA'2003, Paris, 2003.
- Co.13. Fissolo A., C. Gourdin and al., "Thermal fatigue appears to be more damaging than uniaxial isothermal fatigue for the austenitic stainless steels, and application of multiaxial fatigue criteria", Int. Conf. on Fatigue Design, France, 2007.
- Co.14. J.M. Stephan, C. Gourdin and al., "Fatigue evaluation in mixing zones: comparison of different criteria of fatigue", ASME Pressure Vessels and Piping Division Conference, Chicago, USA, 2008.
- Co.15. C. Gourdin, S. Chapuliot, J.P. Magnaud, "Effect of the Mixing Flows on the Propagation of Thermal Fatigue Cracks", 19th International Conference on STRUCTURAL MECHANICS IN REACTOR TECHNOLOGY, Toronto, Canada, 2007.
- Co.16. C. Gourdin, Y. Kayser, C. Delaval, F. Mermaz, V. Klosek, L.O. Chidwick, "Estimation of the Impact of Residual Stress on Parameter J Calculation for a Welded Joint", 20th International Conference on STRUCTURAL MECHANICS IN REACTOR TECHNOLOGY, Espoo (Helsinki), Finland August 9-14, 2009.
- Co.17. C. Gourdin, S. Marie and S. Chapuliot, "An Analytical Thermal Fatigue crack growth approach", 20th International Conference on STRUCTURAL MECHANICS IN REACTOR TECHNOLOGY, Espoo (Helsinki), Finland August 9-14, 2009.
- Co.18. S. Courtin, C. Gourdin and al., "High cycle thermal fatigue prediction in piping mixing zones of nuclear power plants", Int. Conf. on Fatigue Design, France, 2009.
- Co.19. P. Bouin, A. Fissolo, C. Gourdin, "Experimental and numerical investigation on crack growth in a 304L Austenitic stainless steel pipe under thermal fatigue", ASME Pressure Vessels and Piping Division Conference, Washington, USA, 2010.
- Co.20. Fissolo A., J.M. Stelmaszyk, C. Gourdin, P. Bouin, G. Pérez, "Thermal fatigue loading for a type 304-L stainless steel used for pressure water reactor : investigations on the effect of a nearly perfect biaxial loading, and on the cumulative fatigue life", Fatigue 2010, Prague, 2010.
- Co.21. P. Bouin, A. Fissolo, C. Gourdin, "Experimental and numerical investigation on crack growth in a 304L austenitic stainless steel under thermal fatigue", ASME Pressure Vessels and Piping Division Conference, Seattle, USA, 2010.
- Co.22. P. Bouin, A. Fissolo, C. Gourdin, "Study of the crack propagation behavior of the 304L austenitic stainless steel under thermal fatigue", ASME Pressure Vessels and Piping Division Conference, Baltimore, USA, 2011.
- Co.23. C. Gourdin, A. Fissolo, F. Balestreri, « Crack initiation under an equibiaxial fatigue, development of a particular equibiaxial fatigue device", Structural Mechanics in Reactor Technology Conference, New Delhi, Inde, 2011.
- Co.24. P. Bouin, C. Gourdin, A. Fissolo, S. Marie, "An experimental and numerical study of the crack propagation behavior in AISI 304L austenitic stainless steel under thermal fatigue", Structural Mechanics in Reactor Technology Conference, New Delhi, Inde, 2011.
- Co.25. S. Bradai, C. Gourdin, S. Courtin, J.C. Le Roux, C. Gardin, Crack Initiation under equibiaxial fatigue, Development of a particular equibiaxial fatigue device, ASME Pressure Vessels and Piping Division Conference, Paris, France, 2013.
- Co.26. C. Gourdin, F. Rossilon, P. Le Delliou, G. Perez, A. Fissolo, Investigations on crack propagation under cyclical isothermal and thermo-mechanical loadings for a type 304-L stainless steel used for pressure water reactor, ASME Pressure Vessels and Piping Division Conference, Paris, France, 2013.
- Co.27. S. Bradai, C. Gourdin, S. Courtin, J.C. Le Roux, C. Gardin, Crack Initiation under equibiaxial fatigue, JIP conference, Paris, France, 2013
- Co.28. S. Bradai, C. Gourdin, S. Courtin, J.C. Le Roux, C. Gardin, Specificity of crack initiation under equibiaxial fatigue: Development of a new experimental device, Fatigue 2014, Melbourne, Australia, 2014.
- Co.29. S. Bradai, C. Gourdin, C. Gardin, Study of Crack Propagation Under Fatigue Equibiaxial loading, ASME Pressure Vessels and Piping Division Conference, Anaheim, USA, 2014.
- Co.30. S. Bradai, C. Gourdin, S. Courtin, J.C. Le Roux, C. Gardin, Equi-Biaxial Loading Effect on Austenitic Stainless Steel Fatigue Life, Crack Initiation under equibiaxial fatigue, ASME Pressure Vessels and Piping Division Conference, Anaheim, USA, 2014.
- Co.31. T. Métais, S. Courtin, P. Genette, L. De Baglion, C. Gourdin, J.C. Le Roux, Status of The french methodology proposal for environmentally assisted fatigue assessment, ASME Pressure Vessels and



- Piping Division Conference, Anaheim, USA, 2014.
- Co.32. S. Bradai, C. Gourdin, S. Courtin, J.C. Le Roux, C. Gardin, Equi-Biaxial Loading Effect on Austenitic Stainless Steel Fatigue Life, ASME Pressure Vessels and Piping Division Conference, Boston, USA, 2015.
- Co.33. C. Gourdin, F. Rossillon, P. Le Delliou, G. Perez, A. Fissolo, Investigations on crack propagation under cyclical isothermal and thermo-mechanical loadings for a 304-L stainless steel used for pressurized water reactor, ASME Pressure Vessels and Piping Division Conference, Boston, USA, 2015.
- Co.34. T. Métais, S. Courtin, P. Genette, L. De Baglion, C. Gourdin, J.C. Le Roux, Overview of The French proposal of updated austenitic ss fatigue curves and of a methodology to account for EAF, ASME Pressure Vessels and Piping Division Conference, Boston, USA, 2015.
- Co.35. P. Le Delliou, F. Rossillon, C. Gourdin G. Perez, A. Fissolo, Investigations on fatigue crack propagation under cyclical isothermal and thermo-mechanical loadings for a 304-L stainless steel used for pressurized water reactor, Structural Mechanics in Reactor Technology Conference, Manchester, United Kingdom, 2015.
- Co.36. G. Perez, C. Gourdin, S. Courtin, J.C. Le Roux, PWR effect on crack initiation under equi-biaxial loadin: development of the experiment Equi-Biaxial Loading Effect on Austenitic Stainless Steel Fatigue Life, ASME Pressure Vessels and Piping Division Conference, Vancouver, Canada, 2016.
- Co.37. T. Metais, S. Courtin, L. De Baglion, C. Gourdin, J.C. Le Roux, ASMECCode-case proposal to explicitly quantify the interaction between the PWR environment and component surface finish, ASME Pressure Vessels and Piping Division Conference, Hawaii, USA, 2017.
- Co.38. H. Dhahri, C. Gourdin, G. Perez, S. Courtin, J.C. Le Roux, H. Maitournam, PWR effect on crack initiation under equi-biaxial loading : Development of the experiment, Structural Mechanics in Reactor Technology Conference, Busan, Korea, 2017.
- Co.39. H. Dhahri, C. Gourdin, G. Perez, S. Courtin, J.C. Le Roux, H. Maitournam, PWR effect on crack initiation under equi-biaxial loading : Development of the experiment, Congrès Français de Mécanique, Lille, France, 2017.
- Co.40. H. Dhahri, C. Gourdin, G. Perez, S. Courtin, J.C. Le Roux, H. Maitournam, PWR effect on crack initiation under equi-biaxial loading : Development of the experiment, Conference Fatigue Design, Senlis, France, 2017.
- Co.41. H. Dhahri, C. Gourdin, H. Maitournam, Finite element analysis of crack growth in austenitic stainless steel under equibiaxial loading, ASME Pressure Vessels and Piping Division Conference, Prague, Czech Republic, 2018.
- Co.42. C. Gourdin, H. Dhahri, G. Perez, S. Courtin, J.C. Le Roux, H. Matirouman, PWR Effect on Crack Initiation under Equi-biaxial Loading, 12th International Fatigue Congress, FATIGUE 2018; Poitiers Futuroscope; France; 27 May 2018 through 1 June 2018
- Co.43. C. Gourdin, G. Perez, P. Le Delliou, G. Leopold, Investigations on Crack Propagation under Cyclical Isothermal and Thermo-mechanical Loadings for A Type 304-L Stainless Steel Used for Pressurized Water Reactor, 12th International Fatigue Congress, FATIGUE 2018; Poitiers Futuroscope; France; 27 May 2018 through 1 June 2018

Présentation avec actes

- A Revue du projet Quadrupole Nb3Sn*, Rapport Interne n°DAPNIA/STCM –00 05, CEA Saclay, Avril 2000.
- A Revue du projet Quadrupole Nb3Sn*, Rapport Interne n°DAPNIA/STCM –01 03, CEA Saclay, Juin 2001.

Présentation sans acte

- Pr.1. *Conception mécanique du quadripole Nb3Sn*, Exposé interne du STCM, CEA Saclay, Avril 2000.
- Pr.2. *Mechanical design and assembly of the Nb3Sn quadrupole magnet Nb3Sn*, Présentation au Low Temperature Division of the University of Twente, Hollande, Avril 2001.
- Pr.3. C. Gourdin, J.P. Magnaud, "Analyse thermo-hydro-mécanique de la fatigue thermique dans les zones de mélnage", Journée Cast3M, Paris, 2003.
- Pr.4. S. Chapuliot, C. Gourdin et J.P. Magnaud, "Calculs thermomécaniques et hydrauliques conduits au CEA en support à la compréhension de la Fatigue Thermique", 15e Séminaire de Mécanique des Fluides Numériques, CEA-Saclay, INSTN, Janvier 2003.
- Pr.5. C. Gourdin, J.P. Magnaud, S.Chapuliot, A. Monavon, " La fatigue thermique dans les zones de mélange, analyse chaînée hydro-thermo-mécanique -Du fluide aux fissures - ", Journée Cast3M, Paris, 2005.

		Manuscrit HDR C. Gourdin	Page 127/145
		Réf. : S.O.	
		Date : 10/10/2020	Indice : B

- Pr.6. C. Gourdin, "Mise en oeuvre des codes de conception (type RCC-MX, RCC-MR) appliqués à des structures de centrales nucléaires ", Journée d'études ϕ^2 AS, Interprétation des résultats, Paris, 2005.
- Pr.7. "Analytical thermal fatigue model", Workshop, NRG, Pays Bas, 2007.
- Pr.8. "Effect of the Mixing Flows on the Propagation of Thermal Fatigue Crack", Workshop, NRG, Pays Bas, 2007.
- Pr.9. "Interprétation des résultats Eléments Finis, Réalisation et application de guides pour l'analyse de nocivité des défauts", Journée de formation, ENSAM, 2006 et 2007.
- Pr.10. "La fatigue thermique dans les zones de mélange, analyses chaînées hydro-thermo-mécanique; -Du fluide aux fissures -", Journée de formation, ENSAM, 2006 et 2007.
- Pr.11. "Application des critères d'amorçage multiaxiaux à la fatigue thermique dans CAST3M", Séminaire sur la Fatigue Thermique, Poitiers, 2008.
- Pr.12. "Potential evolutions in RCC-MR 2011 edition fatigue rules modification thermal fatigue", Indo-French RCC-MR Workshop, 2009.
- Pr.13. "Thermal fatigue appears to be more damaging than uniaxial Isothermal fatigue for the austenitic stainless steels, and Application of multiaxial fatigue criteria", MPA, Stuttgart, Allemagne, 2009.
- Pr.14. "Fatigue Multi-Axial Test Under Development in CEA", France-Japan Joint Seminar on Thermal Fatigue, Tokyo, Japon, 2009.
- Pr.15. "Multi axial damage criteria and interpretation of the thermal fatigue experiments (including spectra tests) , fatigue rules modification thermal fatigue", France-Japan Joint Seminar on Thermal Fatigue, Tokyo, Japon, 2009.
- Pr.16. "Crack Initiation under Thermal Fatigue: An Overview of CEA Experience.", 35th MPA Seminar, 9 Octobre 2009. Stuttgart (Germany) avec A. Fissolo, L. Vincent.
- Pr.17. Development of a new particular equi-biaxial fatigue device to investigate crack initiation, Séminaire Franco-Japonnais, La Défense, France, 2012.

Participation à une conférence IAEA

- Pr.18. Technical Meeting on Fatigue Assessment in light Water Reactors for Long Terme Operations : Good Practices and Lessons Learned, 6-8 July 2016, Erlangen, Germany.

Synthèse

Articles dans une revue

7 articles

Conférences avec actes

43 articles

Autres actes

18

Rapports techniques (au LISN)

80

		Manuscrit HDR C. Gourdin	Page 128/145
		Réf. : S.O.	
		Date : 10/10/2020	Indice : B

9.2 LISTE DES RAPPORTS TECHNIQUES

- [1] Alternate equibiaxial fatigue tests in oil and in PWR environment INCEFA+, Deliverable D2.20, INCEFA+ European project, C. GOURDIN, G. PEREZ, H. DHAHRI, 2019.
- [2] Alternate equibiaxial fatigue tests in oil and in PWR environment INCEFA+, DEN/DANS/DM2S/SEMT/LISN/NT/2018-63861/A C. GOURDIN, G. PEREZ, H. DHAHRI, 2019.
- [3] Commentaires du CEA sur le document ENGIE-TRACTEBEL Upper Plenum Injection (UPI) Project Safety File, Contribution, DEN/DISN/GEN2&3/NT 2018-25/A, 2018.
- [4] Bilan de l'action « PROFATH » : Essais de PROPagation de fissures par Fatigue THERmomécanique, DEN/DANS/DM2S/SEMT/LISN/NT/18-63860/A, C. Gourdin, G. Perez, I. Tournié, 2018
- [5] PWR effect on crack initiation under equi-biaxial loading, C. Gourdin, G. Perez, DEN/DANS/DM2S/SEMT/LISN/NT/18-63861/A, 2018.
- [6] Recommandations sur les règles de conception des peaux de piscine, Analyse des critères et mise en œuvre expérimentales, DEN/DANS/DM2S/SEMT/LISN/NT/18-62288/A, C. Gourdin, J. Lecour, C. Petesch, 2018.
- [7] Analyse de la tenue des tuyauteries au séisme du benchmark MECOS, DEN/DANS/DM2S/SEMT/LISN/RT/18-62459/A, 2018, C. GOURDIN, J. AUBERT , 2018.
- [8] Effets aggravants de la fatigue multiaxiale sous environnement REP. Premiers essais dans FABIME2e, DEN/DANS/DM2S/SEMT/LISN/RT/2017-62258/A, 2018, C. GOURDIN, H. DHAHRI, G. PEREZ.
- [9] Essais de Fatigue uniaxiale sur INCONEL 718, DEN/DANS/DM2S/SEMT/LISN/NT/2017-62125/A, C. GOURDIN, T. Le GRASSE, 2017.
- [10] Effets aggravants de la fatigue multiaxiale sous environnement REP : Premiers essais avec FABIME 2^E, DEN/DANS/DM2S/SEMT/LISN/NT/17-007/A, C. GOURDIN, G. PEREZ, H. DHAHRI, 2017.
- [11] Etude de l'effet du rapport de charge et de l'équibiaxialité sur la durée de vie en fatigue de l'acier inoxydable austénitique, DEN/DANS/DM2S/SEMT/LISN/NT/16-017/A, C. GOURDIN, 2016
- [12] Description des moyens expérimentaux pour les peaux d'étanchéité de piscine, DEN/DANS/DM2S/SEMT/LISN/NT/16-013/B, C. GOURDIN, P. MATHERON, J. LECOURE, 2016
- [13] Effets aggravants de la Fatigue Multiaxiale sous environnement REP - Réception du nouveau dispositif FABIME 2E, SEMT/LISN/NT/16-005/A, C. GOURDIN, G. PEREZ, 2016
- [14] Analyse des critères et proposition de programme expérimental pour les peaux de piscine, SEMT/LISN/NT/16-004/A, C. Gourdin, C. Petesch, P. Matheron, 2016
- [15] Etude de l'effet du rapport de charge et de l'équibiaxialité sur la durée de vie en fatigue de l'acier inoxydable austénitique, SEMT/LISN/NT/15-024/A C. Gourdin, G. Perez, 2015.
- [16] Analyse des critères et proposition de programme expérimental pour les peaux de piscine, SEMT/LISN/NT/15-021/A GOURDIN C., PETESCH C., MATHERON P., 2015.
- [17] Essais de propagation de fissure pour un chargement thermomécanique "PROFATH" (thermique cyclique + composante mécanique statique de traction). Réalisation et interprétation de la première campagne d'essais, SEMT/LISN/NT/15-016/A C. GOURDIN, G. PEREZ, I. TOURNIE, 2015.
- [18] Rapport de dépouillement des offres pour la fourniture du nouveau dispositif FABIME2E, SEMT/LISN/NT/15-004/A C. Gourdin, G. Perez, M. Rousseau, F. Datcharry, 2015.
- [19] Essais de propagation de fissure pour un chargement thermomécanique "PROFATH" (thermique cyclique + composante mécanique statique de traction). Réalisation et interprétation de l'essai n°2, essais complémentaires sur éprouvettes, réinterprétation de l'essai n°1, SEMT/LISN/RT/14-017/A ANTOINE FISSOLO, CEDRIC GOURDIN, GREGORY PEREZ, IVAN TOURNIE, 2014.
- [20] Analyse du fonctionnement du Bouilleur d'ORPHEE, SEMT/LISN/NT/14-016/A C. GOURDIN, G. PEREZ, 2014.
- [21] Etude de l'effet de l'équibiaxialité sur la durée de vie en fatigue de l'acier inoxydable austénitique, SEMT/LISN/RT/14-015/A C. GOURDIN, S. BRADAI, G. PEREZ, 2014.
- [22] Essais de propagation de fissure pour un chargement thermomécanique PROFATH (thermique cyclique + composante mécanique statique de traction). Réalisation de l'essai n°1, SEMT/LISN/NT/14-006/A A. FISSOLO, C. GOURDIN, G. PEREZ, 2014.
- [23] Proposition de programme de travail pour la mise à jour des règles RAMSES II Adaptation aux matériaux de structures des cœurs d'ASTRID, SEMT/LISN/RT/14-004/A C. GOURDIN, 2014.
- [24] Effets aggravant de la Fatigue Multiaxiale sous environnement REP - Spécification du nouveau dispositif FABIME 2^e, SEMT/LISN/ST/14-003/A C. GOURDIN, G. PEREZ, M. ROUSSEAU, F. DATCHARRY, 2014.
- [25] Essais de Fatigue Equibiaxiale avec le dispositif FABIME 2, SEMT/LISN/NT/13-020/A C. GOURDIN, S. BRADAI, G. PEREZ, 2013.



- [26] Essais de propagation de fissure pour un chargement thermomécanique PROFATH (thermique cyclique + composante mécanique statique de traction). Mise au point du cyclage thermique, SEMT/LISN/RT/2013-017/B C. GOURDIN, A. FISSOLO, G. PEREZ, 2013.
- [27] Essais de propagation de fissure pour un chargement thermomécanique PROFATH (thermique cyclique + composante mécanique statique de traction). Mise au point du cyclage thermique, SEMT/LISN/RT/13-017/A, C. GOURDIN, A. FISSOLO, G. PEREZ, 2013.
- [28] Règles de conception des composants en composite SiC-SiC - version 2012, SEMT/LISN/RT/12-042/A, C. JACQUEMOUD, C. PETESCH, C. GOURDIN, 2012.
- [29] Synthèse du lot 5 : Règles de dimensionnement adaptées aux composants en SiC/SiC, SEMT/LISN/RT/12-040/A C. Gourdin, C. Jacquemoud, E. Castelier, L. Gélébart, M. Zabiego, 2012.
- [30] Mise en place de la version 4.6 de l'outil MJSAM, Notes de développement, SEMT/LISN/RT/12-037/A GOURDIN C., 2012.
- [31] Essais RUPHTHERSiC, Mise en place et réalisation des essais de tenue mécanique de gaines SiC/SiC avec noyau gonflant, SEMT/LISN/RT/12-031/A C. Gourdin, G. Perez, 2012.
- [32] Point sur les modèles et critères adaptés à un composite SiC/SiC, SEMT/LISN/RT/12-015/A GOURDIN C., 2012.
- [33] Spécification de moyens d'essai de fatigue équilibrée avec et sans effet d'environnement, SEMT/LISN/ST/12-008/A C. GOURDIN, S. BRADAI, 2012.
- [34] Interprétation des essais FATHER, Utilisation des données expérimentales en paroi externe et Utilisation d'une méthode simplifiée d'analyse de propagation, SEMT/LISN/RT/11-034/A C. GOURDIN, 2011.
- [35] Mise en place de la version 4.5 de l'outil MJSAM (Développement 2011), SEMT/LISN/RT/11-032/A C. GOURDIN, S. MARIE, 2011.
- [36] Règles de conception des composants en SiC/SiC, draft 2011, SEMT/LISN/RT/11-030/A C. Jacquemoud, C. Petesch, C. Gourdin, 2011.
- [37] Mise en évidence de l'effet aggravant de la fatigue thermique, SEMT/LISN/RT/11-019/A C. GOURDIN, 2011.
- [38] Rapport de synthèse : Avancée dans la compréhension du phénomène de fatigue thermique à grand nombre de cycles : résultats acquis et perspectives, SEMT/LISN/RT/11-011/A A. FISSOLO, R. BEAUFILS, S. COURTIN, O. BRAILLARD, C. GOURDIN, J.P. MAGNAUD, L. VINCENT, O. CARTIER, S. CHAPULIOT, J.A. LE DUFF, J.C. LE ROUX, G. PERRIN, J.M. STEPHAN, 2011.
- [39] Cahier des charges pour la mise en place d'un nouveau dispositif permettant d'étudier la propagation de fissure sous un chargement thermique cyclique et un chargement mécanique additionnel - Dispositif "PROFATH", SEMT/LISN/RT/11-008/A A. FISSOLO, C. GOURDIN, G. PEREZ, 2011.
- [40] Synthèse de l'action FABIME 2008-2010, SEMT/LISN/RT/11-007/A C. GOURDIN
- [41] Rapport sur les essais réalisés durant la campagne FABIME de 2008-2010, SEMT/LISN/RT/11-006/A C. GOURDIN, 2011.
- [42] Mise en place de la version 4.4 de l'outil MJSAM (Développement 2010), SEMT/LISN/RT/10-036/A C. GOURDIN, S. MARIE, 2010.
- [43] Interprétation des essais FATHER; Synthèse des méthodes d'analyse mise en œuvre, SEMT/LISN/RT/10-031/A C. GOURDIN, 2010.
- [44] Etude de Faisabilité d'essais d'éclatement en température de tubes SiC/SiCf sur le banc RUPHTHER, SEMT/LISN/RT/10-021/A G. PEREZ, C. GOURDIN, 2010.
- [45] Plan de Développement (2009-2011) du Lot 3 "Règles de dimensionnement" du projet RGMAT, Mise à jour 2010, SEMT/LISN/RT/10-005/A S. MARIE, C. GOURDIN, 2010.
- [46] Interprétation des essais FATHER, Estimation de l'endommagement avec prise en compte des effets aggravants, SEMT/LISN/RT/09-034/A C. GOURDIN, 2009.
- [47] Interprétation des essais multiaxiaux de flexion sphérique 2008-2009, SEMT/LISN/RT/09-028/A C. GOURDIN, 2009.
- [48] Rapport d'essais de flexion sphérique 2009, SEMT/LISN/RT/09-027/A C. GOURDIN, 2009.
- [49] Mise en place de la version 4.3 de l'outil MJSAM (Développements 2009), SEMT/LISN/RT/09-026/A S. MARIE, C. GOURDIN, 2009.
- [50] Détermination de l'endommagement sur l'expérience FATHER avec un modèle analytique, SEMT/LISN/RT/08-031/A C. Gourdin, 2008.
- [51] Contraintes résiduelles: interprétation des essais sur structure 2007", SEMT/LISN/RT/08-030/A C. Gourdin, Y. Kayser, 2008
- [52] Mise au point et premiers essais de flexion sphérique, SEMT/LISN/RT/08-027/A C. GOURDIN, 2008.
- [53] Détermination d'un champ thermique moyen de l'expérience FATHER et calculs thermo-mécaniques associés, SEMT/LISN/RT/08-017/A C. GOURDIN, 2008.



- [54] Interprétation de l'essai SPECTRA, mise en évidence du facteur aggravant de la fatigue thermique, SEMT/LISN/RT/08-019/A C. GOURDIN, 2008.
- [55] Revue bibliographique sur l'effet de la multiaxialité sur la tenue en fatigue de structures, SEMT/LISN/RT/08-018/A C. GOURDIN, 2008.
- [56] Benchmark proposition on thermal fatigue under sodium sollicitation, SEMT/LISN/RT/07-029/A S. Chapuliot, C. Gourdin, 2007.
- [57] Contraintes résiduelles: essais de rupture sur jonction soudée et mesure par diffraction neutronique, SEMT/LISN/RT/07-027/A C.GOURDIN Y.KAYSER, 2007.
- [58] Benchmark thermo-mécanique sur l'expérience FATHE: Calculs élasto-plastiques et applications de modèles de dommage multiaxiaux, SEMT/LISN/RT/07-012/A C. Gourdin, 2007.
- [59] Codes & normes pour les structures à haute température Vision pluriannuelle des besoins - Avril 2007, SEMT/LISN/RT/07-006/A O. Ancelet, MN. Berton, MT. Cabrillat, S. Chapuliot, C. Gourdin, S. Marie, Ph. Matheron, 2007.
- [60] Synthèse 2000-2006 des travaux de l'action FATH, SEMT/LISN/RT/06-036/A C. Gourdin, 2006.
- [61] Modèle analytique de fatigue thermique : Description et perspectives d'utilisation, SEMT/LISN/RT/06-035/A C. Gourdin, 2006.
- [62] Benchmark thermo-mécanique : Calculs élastoplastiques et application des critères de fatigue multiaxiale, SEMT/LISN/RT/06-037/A C. Gourdin, 2006.
- [63] Protocole expérimental de mesures de contraintes résiduelles par diffraction neutronique et exploitation des premières mesures, SEMT/LISN/RT/06-034/A C. Gourdin, 2006.
- [64] Etude bibliographique concernant les critères multiaxiaux d'endommagement en fatigue thermique pour un acier inoxydable austénitique, SEMT/LISN/RT/06-007/A A. FISSOLO, A. DEMASSIEUX, C. GOURDIN, 2006.
- [65] Application de la méthode inverse analytique de la fatigue thermique à l'expérience FATHER, SEMT/LISN/RT/05-044/A C. Gourdin, 2005.
- [66] Calculs 3D Hydro-thermo-mécanique chaînés de l'expérience FATHER : partie thermo-mécanique, SEMT/LISN/RT/05-037/A C. GOURDIN, 2005.
- [67] Evaluation du domaine de validité d'un modèle analytique de fatigue thermique, SEMT/LISN/RT/05-034/A C. GOURDIN, 2005.
- [68] Analyses HTHM chaînées d'un piquage RCV, SEMT/LISN/RT/05-035/A C. Gourdin, 2005.
- [69] Calcul de J dans un champ de contraintes résiduelles et comparaison avec les différentes méthodes codifiées, SEMT/LISN/RT/05-033/A C. GOURDIN, 2005.
- [70] Dimensionnement d'essais visant à l'étude de l'effet des contraintes résiduelles dans les analyses de nocivité de défaut, SEMT/LISN/RT/05-032/A Y. KAYSER, C.GOURDIN, 2005.
- [71] Calculs 3D thermo-mécaniques de l'expérience FATHER : Benchmark mécanique, SEMT/LISN/RT/05-003/A GOURDIN C, 2005.
- [72] Modélisation analytique (1D) de la fatigue thermique pour des structures contraintes et estimation par méthode inverse du chargement thermique : application au cas FATHER, SEMT/LISN/RT/05-002/A GOURDIN C, 2005.
- [73] THERFAT project : D15-16, Stress analysis and Crack initiation and propagation models, SEMT/LISN/RT/04-046/A C. GOURDIN, 2004.
- [74] Mise en place du calcul thermo-élastique préliminaire d'un piquage RCV, SEMT/LISN/RT/04-045/A C. GOURDIN, 2004.
- [75] Rapport d'avancement sur la méthode 1D de la fatigue thermique, SEMT/LISN/RT/04-012/A C. GOURDIN, 2004.
- [76] Analyse thermomécanique 3D chaînée à l'étude de l'écoulement dans le Té de mélange RRA de CIVAUX 1, SEMT/LISN/RT/03-027/A C. GOURDIN, 2003.
- [77] Pré-calculs thermomécaniques et estimation de l'amorçage d'un essai FATHER, SEMT/LISN/RT/03-003/A C. GOURDIN, 2003.
- [78] Détermination d'une méthode 1D pour l'évaluation des dommages de fatigue thermiques, SEMT/LISN/RT/02-038/A C. GOURDIN, F. BEN BELGACEM, S. CHAPULIOT, 2002.
- [79] Analyse thermomécanique chaînée de la configuration de CIVAUX, SEMT/LISN/RT/02-028/A C. Gourdin, 2002.
- [80] Analyse 3D thermomécanique simplifiée de zones de mélange, SEMT/LISN/RT/02-024/A C. Gourdin, 2002.

		Manuscrit HDR C. Gourdin	Page 131/145
		Réf. : S.O.	
		Date : 10/10/2020	Indice : B

9.3 SOUTENANCE DU 10 JANVIER 2020 À L'INSTN-SACLAY



**Développement et Réalisation de
méthodologies expérimentales (spécifiques)
dédiées à l'examen et à la réévaluation des approches
codifiées assurant l'intégrité de composants industriels
soumis à des chargements complexes avec prise en
compte de l'environnement**

DE LA RECHERCHE À L'INDUSTRIE

Soutenance de l'Habilitation à Diriger des Recherches

10 Janvier 2020
Cédric GOURDIN

Commissariat à l'énergie atomique et aux énergies alternatives - www.cea.fr

Plan

Introduction

- Parcours Professionnel
- Démarche et Contexte de mes activités de R&D

Thème 1 : Les chargements complexes et les critères

- Élément déclencheur : L'incident de CIVAUX
- Essais de Fatigue Thermique et les critères associés

Thème 2 : Amorçage de fissures sous chargements complexes

- Fatigue Equibiaxiale mécanique : FABIME2
- Fatigue Equibiaxiale sous environnement : FABIME2e
- Impact des chargements moyens en Fatigue Equibiaxiale

Thème 3 : Propagation de fissures sous chargements complexes

- Validation des règles codifiées : PROFATH

Conclusions et Perspectives

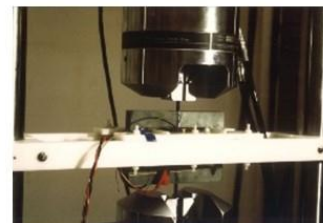


Formation et premier poste au CEA

1998 Doctorat en mécanique des Solides et des Structures (UPMC– Paris)

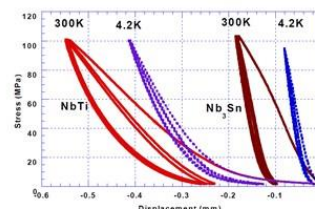
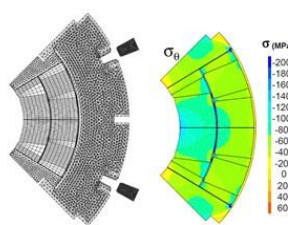
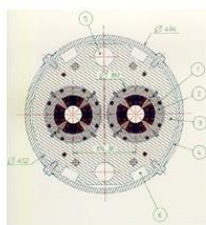
« Identification et Modélisation du comportement **électro-magnéto-élastique** de structures ferromagnétiques » au LMT de l'ENS de Cachan

=> Développement de moyens d'essais et d'instrumentation innovants



De 1998 à 2001 → DRF/IRFU/DACM/Laboratoire d'Etudes des Aimants Supraconducteurs

- Ingénieur-Chercheur (Post-Doc puis CDI en 2000),
- Participation à la **conception** et l'**industrialisation** des aimants supraconducteurs quadripolaires du CERN
- Développement d'**essais** mécaniques jusqu'à **4,2 K**



Parcours Professionnel

Depuis 2001 → DANS/SEMT/Laboratoire d'Intégrité des Structures et de Normalisation

- **Actions de R&D**
 - ✓ Responsable de lot FATRUP (Fatigue et Rupture des matériaux métalliques) du projet SIMEX de l'institut Tri-partite I3P
 - ✓ Activités mêlant **expérimental**, modélisations et simulations par Eléments Finis
 - ✓ Des **expertises multi-disciplinaires** et **collaboratives**
 - ✓ Développement de **moyens expérimentaux** de plus en plus **complexes** et dédiés
 - ✓ **L'amélioration** de la **codification** avec le développement et la **validation** de nouveaux critères,
- **Encadrement et Activités académiques**
 - ✓ Encadrement de **thèses (3)** et **Stages d'Ingénieur (9)**
 - ✓ **Activités d'enseignement** Fatigue et mécanique de la rupture (ENSAM-Paris, CentraleSupélec)
 - ✓ Collaborations internationales (JAEA, RINPO, accueil de chercheurs et séminaires)
 - ✓ 7 articles, 48 publications conférences internationales, +80 rapports techniques
 - ✓ **h-index : 7**
- **Expertises et Normalisation**
 - ✓ **Nommé Expert CEA Sénior** depuis **2018** en Mécanique de la rupture et fatigue
 - ✓ **Commandite AFCEN** : RPP dans le code RCC-M (courbes de fatigue et Fen, 2016-2017)
 - ✓ Rapport IAEA sur les Bonnes Pratiques de la Fatigue (2016)
 - ✓ Projet européen EUROfusion en collaboration avec le DMN/SRMA.
 - ✓ Nouveau projet européen INCEFA-Scale



afcen



INCEFA+





Introduction : Contexte et Enjeux

Particularité de la justification mécanique en fatigue pour l'industrie « Nucléaire »

- ✓ Niveau élevé de sûreté requis
- ✓ Structures de **complexes** et **grandes dimensions** (par exemple : zones de mélange, piquage RCV)
- ✓ Des **chargements** multi-physiques (thermo-hydrauliques), pouvant être **extrêmes** (fortes pressions, hautes températures) **difficilement reproductibles expérimentalement**
- ✓ **Exigences réglementaires à respecter**

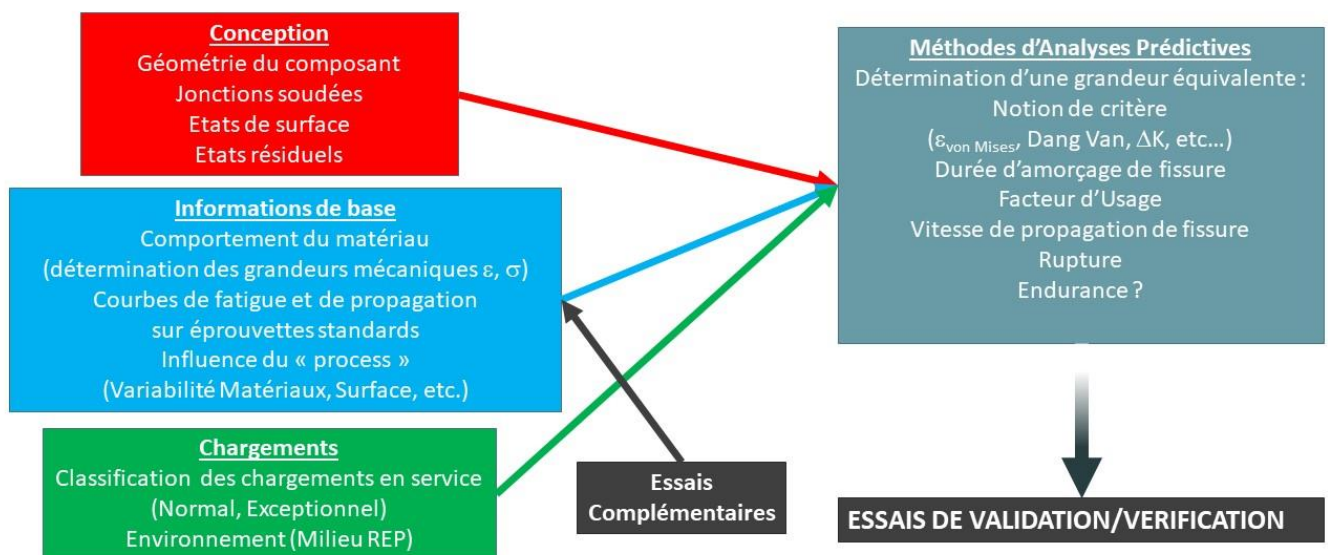
Enjeux majeurs du dimensionnement à la fatigue pour l'industrie « Nucléaire »

- ✓ **Soutien et Disponibilités** du parc
 - **Anticiper** les risques d'endommagement par fatigue
 - Orienter et **cibler** la surveillance des matériels et **Optimiser** les remplacements
- ✓ **Durée de fonctionnement** du parc
 - Faire face à l'**augmentation** des sollicitations (meilleures connaissances des chargements, REX, fonctionnement plus réactif pour le suivi en charge)
 - Assurer l'**intégrité** des structures sur des périodes de plus en plus **longues** (40, 60 ans voire 80 ans)
- ✓ **Capitalisation** des acquis dans des outils d'ingénierie (codification)



Introduction : Contexte – Démarche générale en Fatigue -

Démarche générale de dimensionnement à la fatigue (Amorçage et Propagation de fissure par fatigue)



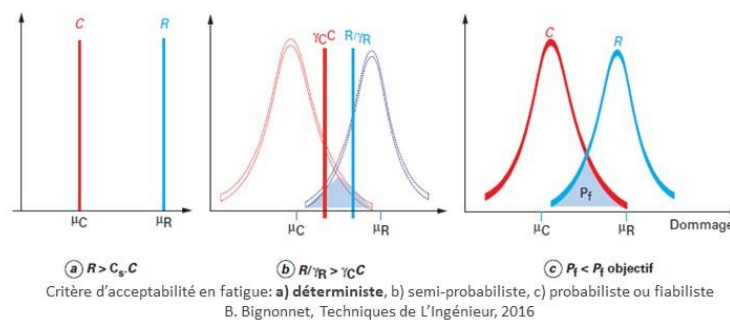
Schijve J. 2003

Rappel sur la démarche du dimensionnement à la fatigue propre à l'industrie « Nucléaire »

Il existe plusieurs approches possibles

- ✓ L'approche **Fiabiliste** (industrie automobile, ferroviaire)
- ✓ L'approche **semi-probabiliste** (construction navale)
- ✓ L'approche **maximaliste ou déterministe** (industrie nucléaire)

Quelle que soit l'approche, la **confiance** dans le dimensionnement nécessite de **connaître** ou cerner les **incertitudes** relatives à chaque étape du dimensionnement



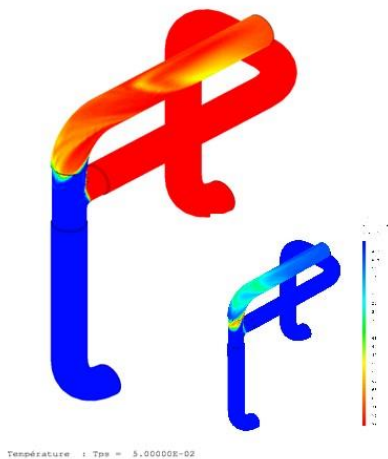
L'APPROCHE MAXIMALISTE OU DÉTERMINISTE ET L'ÉVALUATION DES DIFFÉRENTS FACTEURS ET INCERTITUDES EN FATIGUE

Quel que soit le cadre : la conception (RCC-M, RCC-MRx) ou le suivi en exploitation (RSE-M)

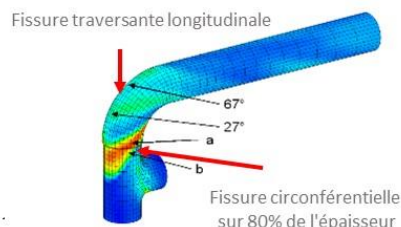
1. **Incertitudes sur les conditions réelles d'utilisation**
 - ✓ Situations et Charges (méthode enveloppe, transitoire plus sévère, représentativité du chargement)
 - ✓ Quantification du dommage de fatigue (comptage des cycles, combinaison des transitoires)
2. **Incertitudes découlant des propriétés et du comportement des matériaux**
 - ✓ Résistance à la fatigue (courbes de conception)
 - ✓ Lois de comportement cyclique (adoucissement, Rochet)
 - ✓ Propriétés physiques des matériaux
3. **Incertitudes découlant des modèles de calculs et des contraintes**
 - ✓ Evaluation de la contrainte (conservatisme des méthodes d'estimation)
 - ✓ Critère de Fatigue (définition d'équivalent)
 - ✓ Prise en compte des singularités (zones soudées, zones boulonnées)
4. **Incertitudes découlant de la fabrication**
 - ✓ Géométrie (après le « process » : épaisseur, alignement)
 - ✓ Etat résiduel des structures (état de surface, contraintes résiduelles)



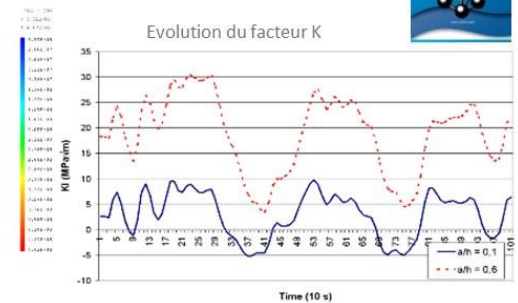
Analyse thermo-mécanique suite à l'analyse thermo-hydraulique



Champs de températures issues des simulations thermo-hydrauliques



Contrainte moyenne : $\sigma_{max} = 358 \text{ MPa}$
Variation maximum de contrainte : $\Delta\sigma = 467 \text{ MPa}$



- Pour les petites fissures ($a = 0.6 \text{ mm}$), ΔK_I est suffisant pour propager ($\Delta K_I = 10 \text{ MPa}\cdot\text{vm}$)
- Avec des contraintes de membrane et de flexion importantes, ΔK_I reste important pour des fissures profondes (jusqu'à $30 \text{ MPa}\cdot\text{vm}$)
- Pour la séquence calculée, la **durée de propagation** de la fissure à l'extrados du coude ($a/h = 0.1$ to 0.8) est de **517 Heures**
- En présence de singularités géométriques la variation de contrainte est suffisante pour initier des fissures

Le bilan

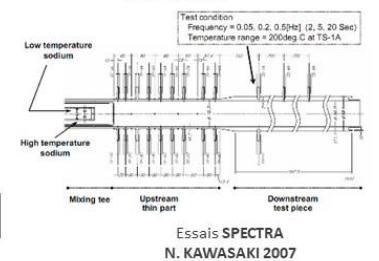
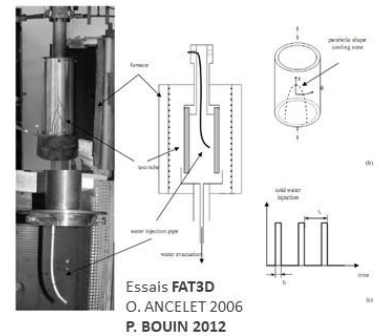
- Lien **indispensable** entre les mécaniciens et les thermo-hydrauliciens pour comprendre et expliquer la fissuration dans les zones de mélange (Amorçage et Propagation de fissures)
- **Apport** d'éléments de **compréhension** sur la propagation rapide des fissures dans les zones de mélange
- **Stages** d'ingénieurs (Masse-05, Belhagi-08)
- **Thèse** de P. Bouin avec l'expérience FAT3D (2012, INSA de Rouen)

Les besoins et pour aller plus loin

- **Consolider** les méthodes actuelles d'identification des zones sensibles (meilleure modélisation des chargements, développement de méthodes **analytiques** adaptées)
- Approche **expérimentale** sur maquettes ou sur composants (Mise en évidence des chargements mécaniquement significatifs, échange thermique entre le fluide et la structure, Instrumentation sur site)
- Approche numérique multi-physique (**compréhension** des mécanismes physiques impactant, prédiction)
- **Renforcer** les collaborations avec les thermo-hydrauliciens et les métallurgistes

Cet incident a permis de relancer de nombreuses **campagnes expérimentales** d'essais de **Fatigue thermique** dans le cadre d'actions R&D collaboratives

- Portées par l'industrie « Nucléaire » Française : EDF/FRAMATOME/CEA
 - FATHER/ Fatherino (CEA-Cadarache)
 - Peau de Fluide (CEA-Cadarache)
 - SPLASH / FLASH (CEA-Saclay)
 - FAT3D (CEA-Saclay)
 - EDF INTERPOL (EDF-R&D)
 - Des essais plus anciens mais difficilement exploitables (CYTHIA, COUFAST, BIAX)
- Portées par des organismes internationaux
 - Essais JRC (JRC Petten)
 - Essais SPECTRA (JAEA)
 - Essais FAENA (CEA dans le cadre des études sur les RNR)



Interprétation des différents essais de fatigue thermique

Interprétation des essais de Fatigue thermique : Mise en évidence d'un effet aggravant

Essais avec des **environnements** différents (Eau, Sodium)

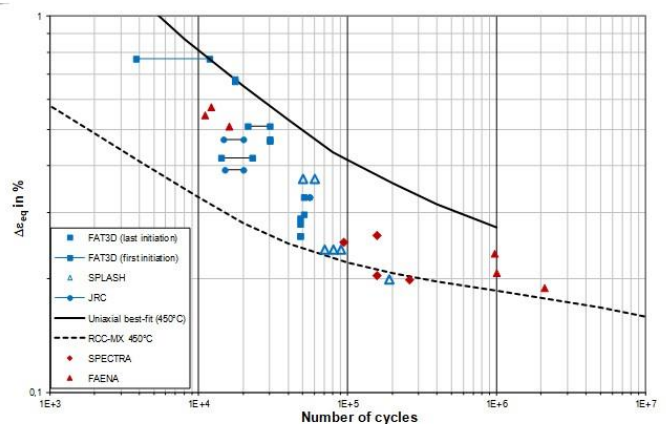
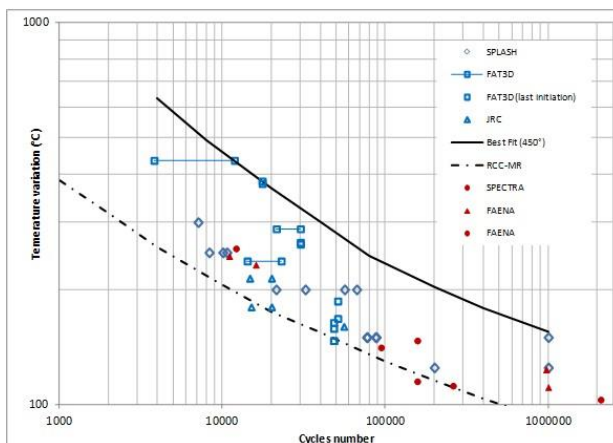
Interprétation via les **règles de conception** (RCC-MRx)

Déformation équivalente de von Mises

Calculs élasto-plastiques (loi de Ramberg-Osgood)

Comparaison avec des **Fissures** de tailles équivalentes (loi de Levallant)

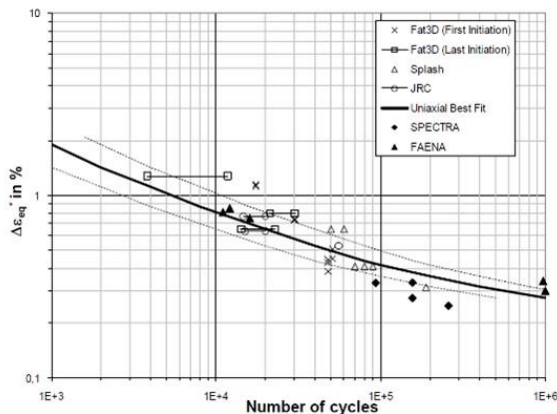
Tous les essais montrent que la **FATIGUE THERMIQUE** est plus endommageante que la fatigue isotherme



Notion de critère de Fatigue applicable à la Fatigue thermique (équi-biaxiale dans le plan)

Critère en Déformation équivalente
Proposé par ZAMRIK (1993)

$$\Delta \varepsilon_{eq}^* = (Z^{TF-1}) \Delta \varepsilon_{eq}^e + (\Lambda^{TF-1}) \Delta \varepsilon_{eq}^p$$

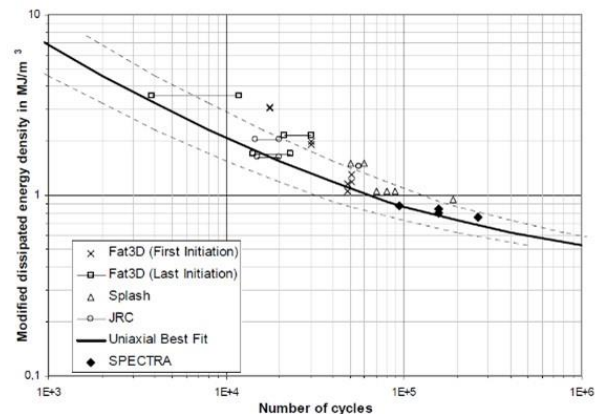


A. Demassieux-06

Cycles de chargement simples, Comportement élasto-plastique stabilisé

Critère en Energétique avec pression hydrostatique
Proposé par S. Amiable (LMS - 2006)

$$\varphi = W^* = W_d + \alpha P_{max}$$



Le Bilan

- **Evaluation** de quelques **critères** (principalement en déformations équivalentes et énergétiques) sur des essais de Fatigue Thermique disponibles pour les zones de mélange
- **Benchmark** des critères d'estimation de l'amorçage sur une expérience proche des conditions réelles (FATHER)
- **Stages** d'ingénieur (Jacquart-05, Sidi Moussa-08, Demassieux-06)
- Chargements et comportement élasto-plastique **simplifiés**, analyses **codifiées**

Les besoins et pour aller plus loin

- **Consolider** globalement les méthodes d'analyse de nocivité des défauts
 - ✓ Difficultés liées au comportement cyclique des aciers austénitiques inoxydables
- **Proposition** et **Validation** de **critères avancés** de durée de vie adaptés
- **Consolider** les **courbes de fatigue** (domaine des grands nombres de cycles, conservatisme de la courbe de conception, effets d'environnement, impact des facteurs aggravants, transférabilité des éprouvettes aux structures, contrainte moyenne vs chargement moyen, définition de l'amorçage, règles de cumul)

Modéliser en visant le **juste niveau** de compréhension



Incertitudes sur la résistance à la fatigue des matériaux

Identifier convenablement la durée de vie en fatigue des aciers inoxydables austénitiques présents dans les circuits REPs

Courbe Design représente la courbe la plus conservative



Variabilité Matériau

- Dispersion matériaux
- Dispersion données expérimentales

Effet Structure

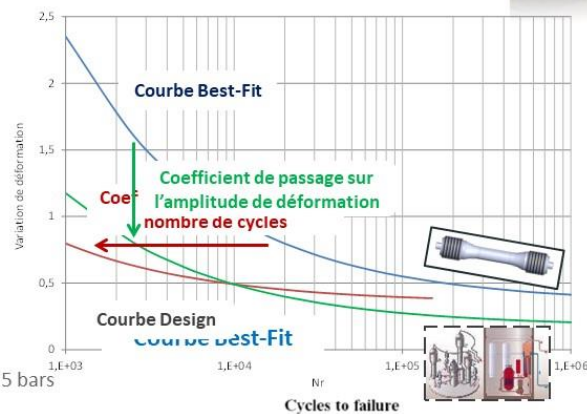
- Etat de surface
- Effet d'échelle

Effet de chargement

- Chargement multiaxial
- Amplitude de chargement
- Contrainte ou Déformation résiduelle

Effet d'environnement

- REP : Eau déminéralisée et désoxygénée à 350°C et 155 bars



Données expérimentales de l'impact de l'équibiaxialité sur la durée de vie en fatigue des aciers inoxydables austénitiques
→ Insuffisantes pour conclure

Consolider les courbes de fatigue utilisées dans la codification (RCC-M, RCC-MRx, etc)

Variabilité Matériau

- Dispersion matériaux
- Dispersion données expérimentales

Effet Structure

- Etat de surface
- Effet d'échelle

Effet de chargement

- Chargement multiaxial
- Amplitude de chargement
- Contrainte ou Déformation résiduelle

Effet d'environnement

- REP : Eau déminéralisée et désoxygénée à 350°C et 155 bars

Mettre en place un montage permettant de réaliser des essais de
Fatigue Mécanique Equibiaxée Isotherme

Interaction entre les différents effets!!!!

Identifier l'impact éventuel de l'équibiaxialité sur le nombre de cycles à l'amorçage ainsi que sur la propagation ultérieure de la fissure

Thème 2 : L'Amorçage de fissures sous chargements complexes

Discussion sur le critère d'amorçage sur FABIME2

Comment comparer des essais uniaxiaux avec les essais de fatigue équi-biaxiaux sur « Structures » FABIME2 ?

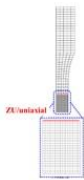
De manière « classique », **diminution de 25%** de la contrainte appliquée en uniaxial.

Existe-t-il un équivalent pour le cas FABIME2 ?

- Etude numérique avec Cast3M, avec une fissure semi-elliptique
- Comportement stabilisé élastoplastique à écrouissage cinématique non linéaire et isotrope

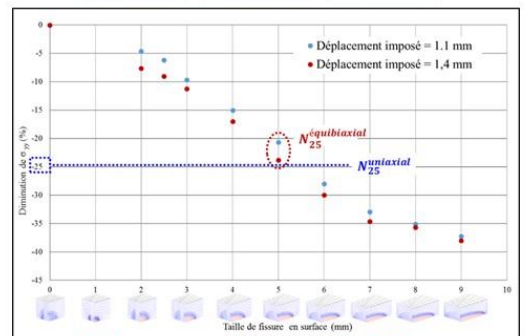
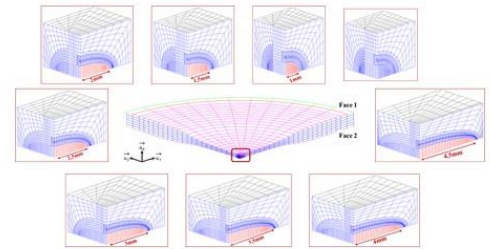
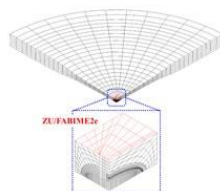
Fatigue uniaxiale

$$\sigma = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \sigma_{zz} \end{bmatrix}$$



Fatigue équi-biaxiale

$$\sigma = \begin{bmatrix} \sigma_{xx} & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_{yy} & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}$$



Durée de vie des essais équi-biaxiaux correspond au nombre de cycles de **baisse $\sigma_{xx, \max}$ et $\sigma_{yy, \max}$ de 25%**

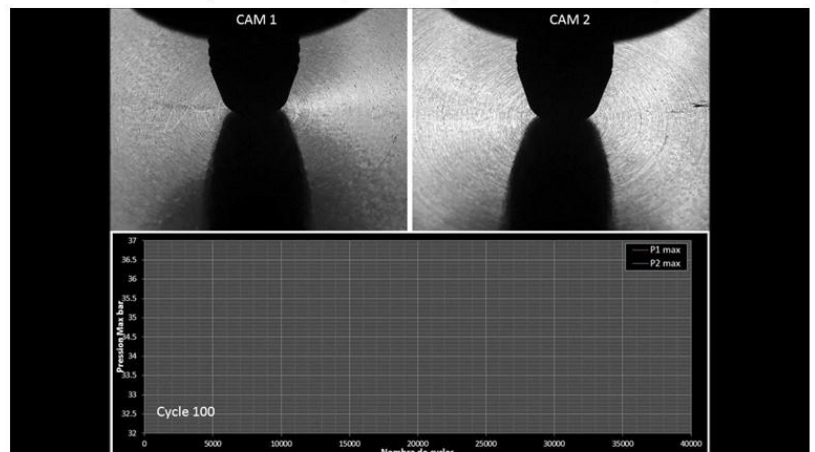
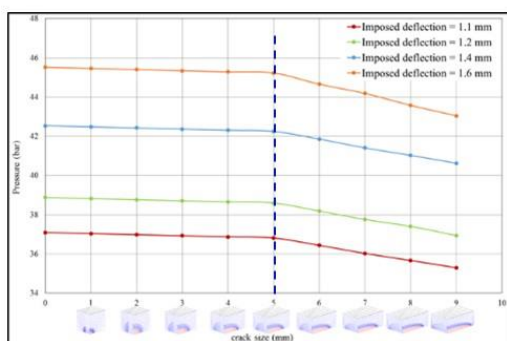
H. DHAHRI - 2019

Thème 2 : L'Amorçage de fissures sous chargements complexes

Caractérisation expérimentale du N25_{F2E} en cours d'essai

D'un point de vue expérimental (observations visuelles)

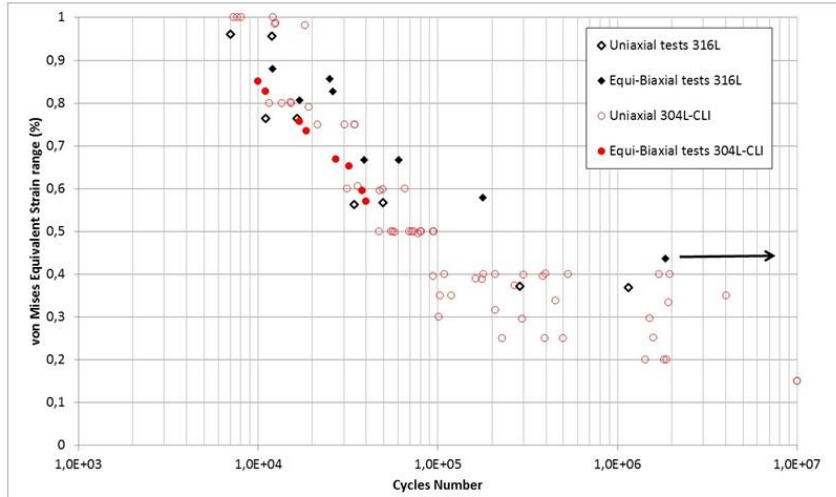
D'un point de vue numérique



H. DHAHRI - 2019

Effet de l'équibiaxialité sur l'amorçage de fissure

Synthèse des essais de fatigue en équibiaxial



Essais Uniaxiaux :

$$\epsilon_{eq}^{vM} = \frac{1 + \nu}{1,5} \epsilon_e + \epsilon_p$$

$$\epsilon_{eq}^{Tresca} = \epsilon_{imposée}$$

Essais Equibiaxiaux :

$$\epsilon_{eq}^{vM} = \epsilon_{eq_Et}^{vM} + \epsilon_{eq_Pl}^{vM}$$

$$\epsilon_{eq}^{Tresca} = \epsilon_{eq_Et}^{Tresca} + \epsilon_{eq_Pl}^{Tresca}$$

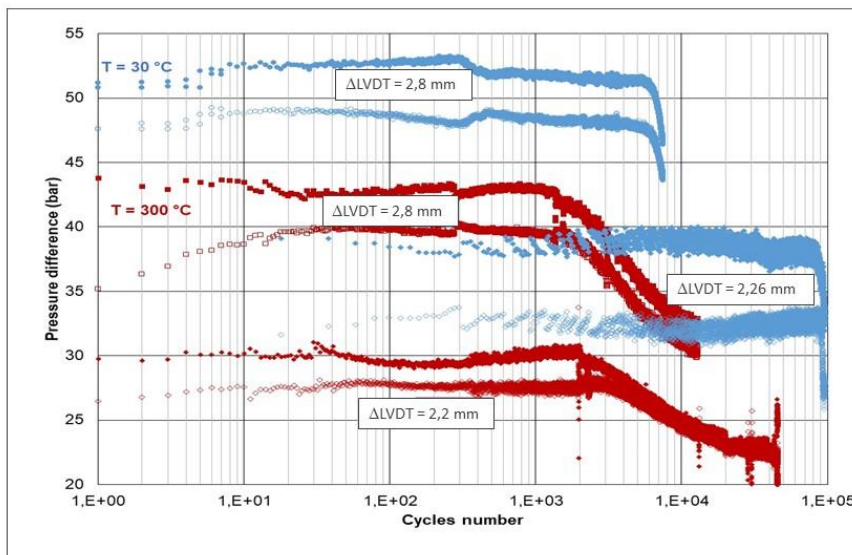
Actions industrielles
(CEA/EDF/FRAMATOME)
➤ 304L-CLI

Thèses de S. BRADAI 2014 et
H. DHAHRI 2019

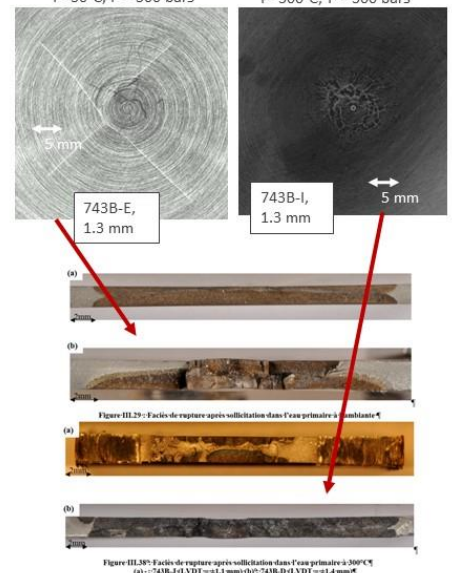
➤ 316L

Pas d'effet aggravant de l'équibiaxialité

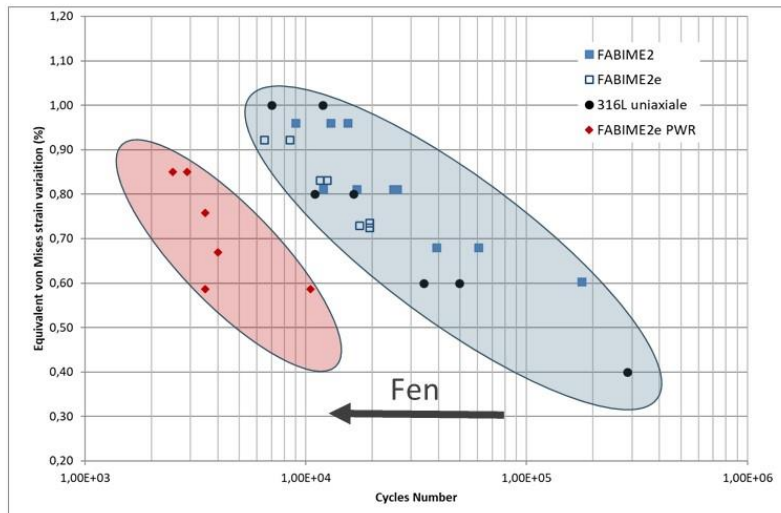
- Résultats des essais de fatigue réalisés avec FABIME2E (équibiaxialité et conditions REP)
- Evolution des pressions appliquées en fonction du nombres de cycles



Différence de morphologie des facies de fissure
T= 30°C, P = 300 bars T= 300°C, P = 300 bars



- Résultats des essais de fatigue réalisés avec le dispositif FABIME2e et comparaison avec ceux obtenus avec FABIME2
- Détermination de la déformation équivalente de von Mises avec une loi de comportement élasto-plastique à écrouissage cinématique non-linéaire (Chaboche à 2 centres)



Justification de la proposition de prise en compte de l'effet de l'environnement proposée dans la RPP du RCC-M

$$F_{en} = \exp(-T^* \cdot O^* \cdot \dot{\epsilon}^*)$$

$$T^* = 0 \quad \text{pour } T < 100^\circ\text{C}$$

$$T^* = (T - 100)/250 \quad \text{pour } 100^\circ\text{C} \leq T \leq 325^\circ\text{C}$$

$$T^* = 0,9 \quad \text{pour } T > 325^\circ\text{C}$$

$$O^* = 0,29 \quad \text{pour tout DO}$$

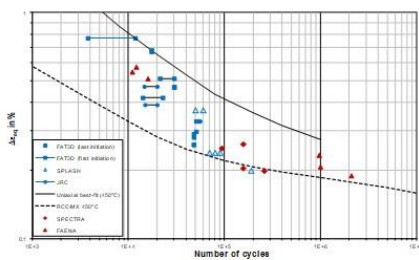
$$\dot{\epsilon}^* = 0 \quad \text{pour } \dot{\epsilon} > 10\%/\text{s}$$

$$\dot{\epsilon}^* = \text{Ln}(\dot{\epsilon}/10) \quad \text{pour } 0,0004\%/\text{s} \leq \dot{\epsilon} \leq 10\%/\text{s}$$

$$\dot{\epsilon}^* = \text{Ln}(0,0004/10) \quad \text{pour } \dot{\epsilon} < 0,0004\%/\text{s}$$

H. DHAHRI - 2019

Discussion sur l'effet aggravant de la fatigue thermique

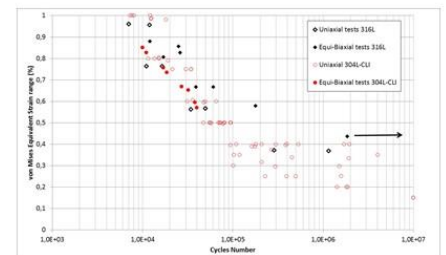


Phénomène de
Fatigue Thermique

Sollicitation Mécanique Equi-biaxiale

+

Contrainte Moyenne / Chargement moyen



- Réinterprétation des essais de fatigue thermique pour identifier convenablement le facteur aggravant qui a engendré la diminution de la durée de vie → Réalisation de nouvelles campagnes d'essais sur le montage FABIME2 pour :
 - Etude de l'effet de la **déformation** ou de la **contrainte moyenne** avec un chargement en fatigue équi-biaxiale
 - Etude de l'effet de l'état de surface
 - Etude de l'interaction des différents effets sur la tenue à la fatigue

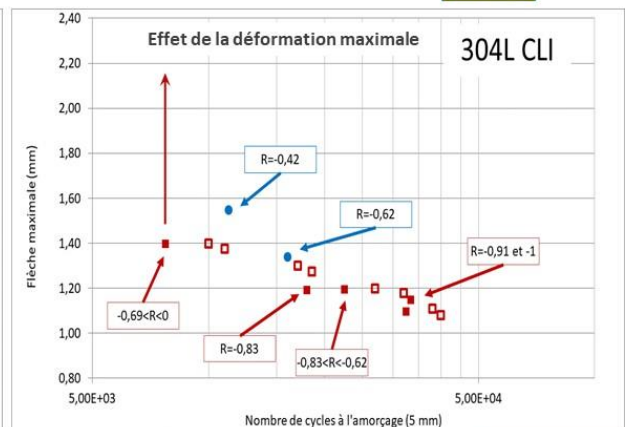
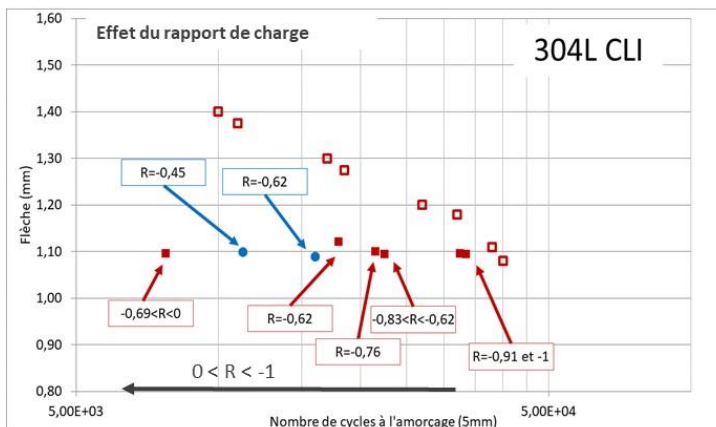
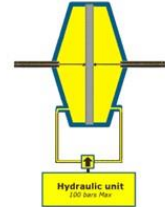
Influence de la présence d'un chargement résiduel non nul

Essais réalisés avec la même amplitude de flèche ($\Delta LVD T = 2,2 \text{ mm} : \Delta \epsilon = 0,58\%$)

mais avec une flèche moyenne non nulle

Rapport de charge ($LVD T_1 / LVD T_2 = R$) entre -1 (alternée) et 0 (répétée)

Représentation des données expérimentales en amplitude de chargement ou en chargement maximal



Le bilan

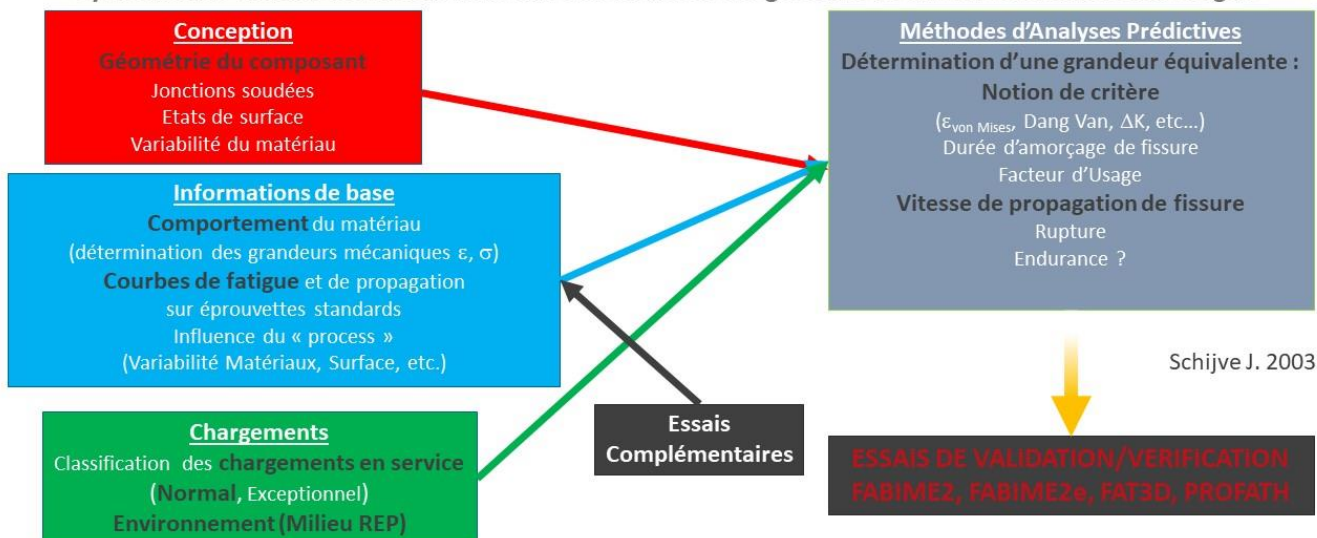
- Développement d'essais de Fatigue équilibrée porté par
 - 2 thèses (S. Bradai 2014 et H. Dhahri 2019)
 - Stages d'Ingénieurs (Thomas-07, Bradai-11, Abida-14)
- Mise à plat des incertitudes et de la démarche pour l'analyse de la Fatigue (porté par l'AFCEM)
- Mise en évidence d'un effet aggravant d'un chargement moyen
- Quelle grandeur équivalente pour rendre compte d'un effet structure (chargement moyen)

Les besoins et pour aller plus loin

- Consolider la notion du critère d'amorçage sur une structure (Validation du $N_{25_{structure}}$)
- Amélioration des modèles de comportements cycliques des aciers austénitiques inoxydables,
 - Effet de Rochet, relaxation partielle de la contrainte moyenne (redistribution / matériaux)
 - Correction de plasticité, contrainte/déformation équivalente (quantification des incertitudes)
- Utilisation de critères avancés pour prendre en compte la déformation progressive (thermique, pression)

Tout en gardant un juste niveau de modélisation

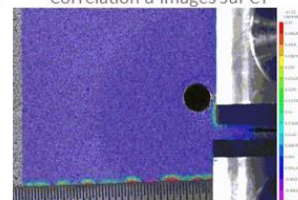
Synthèse des travaux réalisés dans le cadre de la démarche générale de dimensionnement à la fatigue



Des challenges à venir en mécanique de la rupture et en Fatigue

- **L'amélioration de la codification** avec le développement et la validation de **nouveaux critères**
 - Prise en compte du **comportement** complexe des aciers austénitiques
 - Amélioration de la compréhension de l'effet **d'histoire**
- **Prise en compte** des phénomènes **non linéaires** en mécanique de la rupture
 - **Interférence** entre les défauts de type fissures
 - Complexité **géométrique** de certaines zones
 - **Optimisation** des calculs à réaliser (**ajustement** du niveau de **complexité** des modèles)
- Des **essais** de plus en plus proches des **conditions réelles** (environnement REP)
- En adéquation avec une **instrumentation** innovante (vision **unifiée** essais/mesure de champs/calcul)
- **Qui amène vers de nouvelles thèses à diriger**
 - Déformation progressive (amélioration des critères « industriels » et des analyses non-linéaires)
 - Définition de l'amorçage (passerelle entre l'échelle microscopique et structure)
 - Consolidation de l'effet de l'environnement sur la durée de vie (transitoires)
 - Propagation de fissures sous chargements équibiaxiaux (bifurcation)

Corrélation d'images sur CT



Essais de flexion sur grandes structures

		Manuscrit HDR C. Gourdin	Page 144/145
		Réf. : S.O.	
		Date : 10/10/2020	Indice : B



Perspectives industrielles

Les ambitions à 5 ans :

- Prise en compte des **contraintes résiduelles** de soudage dans les calculs d'intégrité,
- **Simulation** de la **propagation** des fissures (mode mixte) à un niveau « High Fidelity »
- **Développement d'outils** et de **méthodes** pour applications directes dans les dossiers de **justifications** pour l'analyse de **rupture** brutale (méthodes semi-analytiques validés sur par des essais ad'hoc)
- **Diminuer les conservatismes des méthodes de dimensionnement actuelles** (influence de l'effet de l'environnement, de l'effet de structure,...)

Les ambitions à 10 ans :

- **Développements** de méthodes **numériques** modernes (XFEM, champ de phase, AMR) , validées par **l'expérimentation**, prédire la propagation d'un réseau de fissures en **3D** et pour **tous types** de loi de **comportement** matériau (Elasticité, Elasto-plasticité, Elasto-Visco-Plasticité,...) et **tous types** de **structures**.



Liste des Publications

Publications significatives dans une revue internationale à comité de lecture

- ✓ C. Gourdin, L. Champaney et P. Védrine, "A New Modular Approach in the Mechanical Design of Superconducting Magnets", IEEE Transactions on Applied Superconductivity, 2001.
- ✓ S. Chapuliot, C. Gourdin, T. Payen, J.P. Magnaud and A. Monavon, " Hydro-Thermo-Mechanical Analysis of Thermal Fatigue in a Mixing Tee ", Nuclear Engineering and Design, Elsevier, 235, pp.575-596, 2004.
- ✓ A. Fissolo, C. Gourdin and al, "Crack initiation under thermal fatigue: An overview of CEA experience: Part II (of II): Application of various criteria to biaxial thermal fatigue tests and a first proposal to improve the estimation of the thermal fatigue damage", International Journal of Fatigue, Volume 31, Issue 7, Pages 1196-1210, July 2009.
- ✓ A. Fissolo, Y. Chen, G. Perez, J.M. Stelmaszyk, "Investigations into the cumulative fatigue life of an AISI 304-L austenitic stainless steel used for pressure water reactors : Application of a double linear damage rule", International Journal of Fatigue, vol.77, Pages 199-215, August 2015.
- ✓ C. Gourdin, C. Bradai, S. Courtin, J.C. Le Roux and C. Gardin, "Equi-biaxial loading effect on austenitic stainless steel fatigue life", Fracture and Structural Integrity, [S.I.], n. 38, p. Pages 170-176, 2016.
- ✓ C. Gourdin, G. Perez, H. Dhahri, J.C. Le Roux, H. Maitournam, "PWR effect on crack initiation under equi-biaxial loading : Development of the experiment", Mechanics and Industry, vol.20, n°6, 2019

		Manuscrit HDR C. Gourdin	Page 145/145
		Réf. : S.O.	
		Date : 10/10/2020	Indice : B



Liste des Publications

Quelques actes de conférences internationales significatifs

- ✓ M. Reytier, A. Devred, M. Durante, C. Gourdin, "**Characterization of the Thermo-mechanical Behaviors of Stacks of Insulated Cables Representative of Accelerator Magnet coil Assemblies**", Presented at the Applied Superconductivity Conference, Virginia beach, USA, rapport DAPNIA/STCM-00-17, Septembre 2000.
- ✓ Devred A., M. Durante, C. Gourdin, "**Design of a Nb3Sn Quadrupole Magnet Model**", Presented at the Applied Superconductivity Conference, Virginia beach, USA, rapport DAPNIA/STCM-00-23, Septembre 2000
- ✓ J.M. Stephan, C. Gourdin and al., "**Fatigue evaluation in mixing zones: comparison of different criteria of fatigue**", ASME Pressure Vessels and Piping Division Conference, Chicago, USA, 2008.
- ✓ C. Gourdin, Y. Kayser, C. Delaval, F. Mermaz, V. Klosek, L.O. Chidwick, "**Estimation of the Impact of Residual Stress on Parameter J Calculation for a Welded Joint**", 20th International Conference on STRUCTURAL MECHANICS IN REACTOR TECHNOLOGY, Espoo (Helsinki), Finland August 9-14, 2009.
- ✓ S. Courtin, C. Gourdin and al., "**High cycle thermal fatigue prediction in piping mixing zones of nuclear power plants**", Int. Conf. on Fatigue Design, France, 2009.
- ✓ P. Bouin, A. Fissolo, C. Gourdin, "**Experimental and numerical investigation on crack growth in a 304L Austenitic stainless steel pipe under thermal fatigue**", ASME Pressure Vessels and Piping Division Conference, Washington, USA, 2010.
- ✓ Fissolo A., J.M. Stelmaszyk, C. Gourdin, P. Bouin, G. Pérez, "**Thermal fatigue loading for a type 304-L stainless steel used for pressure water reactor: investigations on the effect of a nearly perfect biaxial loading, and on the cumulative fatigue life**", Fatigue 2010, Prague, 2010.
- ✓ S. Bradai, C. Gourdin, S. Courtin, J.C. Le Roux, C. Gardin, "**Equi-Biaxial Loading Effect on Austenitic Stainless Steel Fatigue Life**", ASME Pressure Vessels and Piping Division Conference, Boston, USA, 2015.
- ✓ T. Métais, S. Courtin, P. Genette, L. De Baglion, C. Gourdin, J.C. Le Roux, "**Overview of The French proposal of updated austenitic ss fatigue curves and of a methodology to account for EAF**", ASME Pressure Vessels and Piping Division Conference, Boston, USA, 2015.
- ✓ C. Gourdin, H. Dhahri, G. Perez, S. Courtin, J.C. Le Roux, H. Matirouman, "**PWR Effect on Crack Initiation under Equi-biaxial Loading**", 12th International Fatigue Congress, FATIGUE 2018; Poitiers Futuroscope; France; 27 May 2018 through 1 June 2018
- ✓ C. Gourdin, G. Perez, P. Le Delliou, G. Leopold, "**Investigations on Crack Propagation under Cyclical Isothermal and Thermo-mechanical Loadings for A Type 304-L Stainless Steel Used for Pressurized Water Reactor**", 12th International Fatigue Congress, FATIGUE 2018; Poitiers Futuroscope; France; 27 May 2018 through 1 June 2018

Commissariat à l'énergie atomique et aux énergies alternatives

Cédric GOURDIN

10 Janvier 2020



Merci de votre attention

Cédric GOURDIN

Commissariat à l'énergie atomique et aux énergies alternatives - www.cea.fr