



Etude et modélisation du comportement mécanique de panneaux de structure soudés par friction-malaxage (FSW)

Xavier Truant

► To cite this version:

Xavier Truant. Etude et modélisation du comportement mécanique de panneaux de structure soudés par friction-malaxage (FSW). Matériaux. Université Paris sciences et lettres, 2018. Français. NNT : 2018PSLEM043 . tel-02115123

HAL Id: tel-02115123

<https://pastel.hal.science/tel-02115123>

Submitted on 30 Apr 2019

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.

THÈSE DE DOCTORAT

de l'Université de recherche Paris Sciences et Lettres
PSL Research University

Préparée à MINES ParisTech

Étude et modélisation du comportement mécanique de panneaux de structure soudés par friction-malaxage (FSW)

Ecole doctorale n°432 SCIENCES DES METIERS DE L'INGENIEUR

Spécialité MECANIQUE

Soutenue par **Xavier Truant**
le 5 décembre 2018

Dirigée par **Georges Cailletaud**

COMPOSITION DU JURY :

M. Habibou Maitournam
ENSTA ParisTech, Rapporteur et
Président du jury

M. Abdellatif Imad
Polytech Lille, Rapporteur

M. Franck Morel
ENSAM Angers, Membre du jury

M. Georges Cailletaud
MINES ParisTech, Membre du jury

M. Florent Fournier Dit Chabert
ONERA, Membre du jury

M. Guillaume Abrivard
AIRBUS, Membre du jury



Remerciements

Ce travail de thèse s'est déroulé dans les locaux de l'ONERA à Châtillon et en collaboration avec le Centre des Matériaux des Mines de Paris.

Je remercie tout d'abord l'ensemble des membres du jury, notamment M. Franck Morel et M. Guillaume Abrivard qui ont accepté de juger mes travaux au cours de la soutenance et plus particulièrement M. Abdellatif Imad pour avoir rapporté ce travail de thèse et M. Habibou Maitournam pour avoir accepté le double rôle de rapporteur/président. Je vous remercie pour les remarques faites au cours de la soutenance et les perspectives proposées sur ces travaux.

Je tiens à rendre hommage à M. Georges Cailletaud pour la confiance qu'il m'a accordée, pour m'avoir permis d'acquérir de nombreuses nouvelles compétences, pour m'avoir fait bénéficier de son expérience et avoir su réorienter ces travaux lorsque des moments difficiles sont apparus durant ces années.

Je remercie très chaleureusement l'un de mes encadrants, Serge Kruch, pour toute l'aide que tu m'as apporté, pour tout ton savoir dont tu m'as fait bénéficier, ces nombreuses discussions, ces nombreuses corrections que tu as apportées à ce manuscrit et tout simplement pour tous ces bons moments passés ensemble.

Un grand merci à l'ensemble du personnel ONERA et du Centre des Matériaux (doctorants et stagiaires compris) pour toute l'aide que vous avez pu m'apporter et les bons moments partagés, et plus particulièrement à M. Franck Gallerneau et à Mme Pascale Kanouté pour leur accueil au sein de leurs services à l'ONERA et leur soutien sur ces travaux.

Je n'oublie pas de remercier mes collègues du labo Vincent Bonnard et Emmanuel Fessler. Merci à vous pour l'aide et le soutien que vous m'avez apportés et surtout d'avoir rendu ces années humainement très agréables.

Un merci particulier à un autre collègue de labo, Didier Pacou, qui a été mon mentor « expérimental » durant toutes ces années à l'ONERA. Tu as été d'une pédagogie extraordinaire et a su me laisser une totale autonomie pour que je puisse mener à bien tous mes essais expérimentaux. Merci encore pour tous ces bons moments passés également en dehors de ce travail.

Mes plus vifs remerciements s'adressent à Florent Fournier Dit Chabert pour avoir encadré ces travaux. Je te remercie de m'avoir accordé ta confiance en stage puis en thèse. Tu m'as apporté énormément de connaissances scientifiques, qu'elles soient expérimentales ou liées à la modélisation. Tu m'as consacré beaucoup de ton temps et tu as toujours répondu présent

lorsque j'ai rencontré des difficultés donc merci encore. Je tiens également à te remercier pour ta bonne humeur quotidienne, et tous ces bons moments passés en conférence ou en dehors de cette thèse.

Je remercie enfin mes parents et mes frères qui m'ont soutenu, encouragé et donné les moyens de réussir, ma belle-famille pour leur soutien et Camille pour ta patience et ton soutien sans faille. Je vous dédie ce mémoire de thèse. On va pouvoir désormais profiter à fond de notre vie de famille avec notre pépette !

Table des matières

Remerciements	5
Table des matières	9
Introduction	13
1. GÉNÉRALITÉS ET PROBLÉMATIQUE	17
1.1 L'alliage d'aluminium Al-Cu-Li 2198-T8	17
1.1.1 Composition chimique	17
1.1.2 Traitements thermiques	19
1.1.3 Phases en présence dans le métal	20
1.1.4 Rôle de la précipitation durcissante	21
1.1.5 Résistance en traction et comparaison avec l'alliage 2024	22
1.1.6 Modélisation du comportement mécanique de l'alliage d'aluminium 2198-T8	23
1.1.7 Tenue en fatigue	27
1.2 Le procédé de soudage Friction Stir Welding (FSW)	33
1.2.1 Principe du procédé	33
1.2.2 Paramètre de soudage	35
1.2.3 Métallurgie du joint soudé	36
1.2.4 Défauts de soudage	37
1.2.5 Le FSW et les alliages d'aluminium	38
1.3 Le soudage FSW du 2198-T8	39
1.3.1 Profil de dureté à travers le joint soudé	39
1.3.2 Caractéristiques mécaniques du joint soudé et comparaison par rapport au métal de base	40
1.3.3 Étude expérimentale du gradient de propriétés mécaniques en travers du joint soudé	41
1.3.4 Modélisation du gradient de comportement mécanique du joint en alliage d'aluminium 2198-T8 soudé par FSW	45
1.3.5 Tenue en fatigue des joints soudés	49
1.4 Problématique et objectifs de la thèse	51

2. ÉTUDE EXPÉRIMENTALE DU GRADIENT DE COMPORTEMENT MÉCANIQUE GÉNÉRÉ PAR LE PROCÉDÉ DE SOUDAGE FSW ET LIEN AVEC LA MICROSTRUCTURE 55

2.1	Démarche expérimentale	55
2.1.1	Présentation des essais uniaxiaux.....	55
2.1.2	Présentation des essais multiaxiaux	58
2.2	Moyens d'essais expérimentaux.....	63
2.2.1	Machine de fatigue uniaxiale	63
2.2.2	Machine de fatigue biaxiale	64
2.2.3	Utilisation de la corrélation d'images numériques pour l'étude du comportement mécanique	64
2.3	Analyse des essais de traction monotone réalisés sur joints soudés.....	70
2.3.1	Étude de la réponse globale du joint soudé	70
2.3.2	Analyse des champs de déformations locaux pour un joint soudé sollicité dans la direction T.....	74
2.3.3	Étude de l'anisotropie des champs de déformations locaux	78
2.4	Analyse des essais cycliques réalisés sur joints soudés.....	83
2.4.1	Influence de la cage anti-flambement	83
2.4.2	Étude de la réponse globale du joint soudé	84
2.4.3	Analyse des champs de déformations locaux pour un joint soudé sollicité dans la direction T.....	86
2.4.4	Étude de l'anisotropie des champs de déformations locaux	90
2.5	Analyse des essais de comportement réalisés sur machine biaxiale.....	97
2.5.1	Essai n°4.....	97
2.5.2	Essai n°5.....	98
2.5.3	Essai n°6.....	100
2.6	Origine de la chute de propriétés mécaniques dans le joint soudé	101
2.6.1	Étude microstructurale de l'alliage d'aluminium 2198-T8 soudé par FSW	102
2.6.2	Lien microstructure – propriétés mécaniques	106
2.7	Synthèse des résultats expérimentaux	110

3. MODÉLISATION NUMÉRIQUE DU GRADIENT DE COMPORTEMENT MÉCANIQUE GÉNÉRÉ PAR LE PROCÉDÉ FSW 113

3.1	Le modèle de comportement retenu	113
3.2	Stratégie d'identification des paramètres du modèle et de leurs évolutions spatiales... ..	114
3.3	Simulations 3D par éléments finis des essais mécaniques sous sollicitation uniaxiale réalisés sur joints soudés.....	115
3.4	Simulation des essais sous chargement uniaxial à l'aide de modèles isotropes.....	117
3.4.1	Les paramètres du modèle identifiés et leur évolution spatiale.....	117

3.4.2	Étude de la réponse globale du joint soudé	120
3.4.3	Analyse des champs de déformation locaux	123
3.4.4	Synthèse des résultats	142
3.5	Simulations des essais réalisés sur machine biaxiale à l'aide d'un modèle isotrope	145
3.5.1	Mises en données des calculs de structure 3D par EF et dimensionnement des éprouvettes cruciformes	145
3.5.2	Comparaison des résultats issus de la simulation numérique avec les résultats expérimentaux.....	149
3.6	Simulations des essais mécaniques à l'aide de modèles prenant en compte l'anisotropie	155
3.6.1	Modélisation du comportement mécanique du joint soudé par FSW	155
3.6.2	Mises en données des calculs 3D par EF	161
3.6.3	Principales améliorations obtenues sur la modélisation du comportement mécanique des essais uniaxiaux et biaxiaux	166
3.7	Synthèse des résultats	166
4.	ÉTUDE DE LA DURÉE DE VIE EN FATIGUE DES JOINTS SOUDÉS	169
4.1	Géométrie des éprouvettes et conditions d'essais	169
4.2	Étude expérimentale de fatigue sous chargement uniaxial.....	172
4.2.1	Méthode électrique dite du potentiel.....	172
4.2.2	Essais de fatigue uniaxiale sur le métal de base.....	175
4.2.3	Essais de fatigue uniaxiaux sur le joint soudé par FSW	178
4.3	Simulation du comportement local pour un joint soudé sous chargement uniaxial	182
4.4	Étude expérimentale de fatigue sous chargement multiaxial	188
4.5	Modélisation du comportement en fatigue d'une structure soudée par FSW.....	191
4.5.1	Formulation du modèle	191
4.5.2	Identification des paramètres sur les essais de fatigue sous chargement uniaxial à partir des données globales	192
4.5.3	Identification des paramètres sur les essais de fatigue sous chargement uniaxial à partir des données locales.....	198
	Conclusions et perspectives	207
	Annexe 1	213
	Annexes 2	223
	Annexes 3	243
	Bibliographie.....	249

Introduction

Dans un contexte où les grands constructeurs aéronautiques cherchent à diminuer les coûts de fabrication et à réduire l'empreinte environnementale de leurs avions, de nouveaux matériaux et procédés font leur apparition. Pour répondre à ces deux objectifs, les industriels du secteur cherchent, pour les éléments de fuselage, à assembler des nouveaux matériaux métalliques plus légers et plus résistants avec des techniques et/ou des procédés nouveaux. Tout d'abord, les alliages d'aluminium à durcissement structural de 3^e génération (Al-Cu-Li), affichent un gain de densité volumique, par l'ajout de lithium en faible quantité, tout en conservant de meilleures propriétés mécaniques, en comparaison avec l'alliage 2024. Le soudage par friction malaxage ou FSW, pour Friction Stir Welding, a depuis longtemps été retenu pour remplacer le rivetage des structures. En effet, l'utilisation du rivetage, outre le fait d'alourdir la structure, a pour conséquence de créer de nombreuses zones de concentration de contraintes au voisinage des rivets, qui peuvent potentiellement créer un réel danger pour la tenue mécanique de la structure. À l'inverse, le FSW permet de souder les alliages d'aluminium de la série 2XXX, réputés pour être difficilement soudables, sans apport de matière. En outre, il autorise de meilleures perspectives de réparation, en comparaison avec le rivetage.

La mise en place de ces « nouvelles » solutions de fabrication nécessite de vérifier que les structures produites soient suffisamment résistantes tant au niveau de la tenue mécanique que de la tenue en fatigue. Dans un premier temps, le comportement mécanique des structures soudées doit donc être étudié pour analyser les niveaux de contraintes et de déformations admissibles, dans le joint soudé et dans son voisinage, lorsque la structure est soumise à des sollicitations uniaxiales ou multiaxiales. Une bonne connaissance du comportement mécanique du joint soudé permet ensuite dans un second temps d'étudier sa durée de vie en fatigue.

Les travaux de cette thèse ont pour but de fournir des outils numériques capables de prédire à la fois le comportement mécanique du joint soudé et la durée de vie en fatigue de structures soudées par FSW, sollicitées par des chargements uniaxiaux et multiaxiaux représentatifs des conditions en service.

Cette thèse a été réalisée à l'ONERA sous financement propre et en collaboration avec le Centre des Matériaux des Mines de Paris. Elle est composée de quatre chapitres allant de l'étude expérimentale du gradient de comportement mécanique du joint soudé jusqu'à l'étude en fatigue multiaxiale d'une structure soudée par FSW.

Le manuscrit commence par un premier chapitre de bibliographie. Tout d'abord, l'alliage d'aluminium étudié ainsi que le procédé de soudage par friction-malaxage (FSW)

seront brièvement présentés. Ce chapitre permettra ensuite de faire une synthèse des principaux résultats disponibles dans la littérature concernant :

- la caractérisation expérimentale du gradient de propriétés mécaniques observé au travers d'un joint soudé ;
- la modélisation du comportement mécanique et la tenue en fatigue du métal de base 2198-T8 et des assemblages soudés sous sollicitations uniaxiales et/ou multiaxiales.

Le chapitre s'achève avec la présentation de la problématique et des objectifs de la thèse.

Le deuxième chapitre est consacré à l'étude expérimentale du comportement mécanique du joint soudé sous sollicitations monotones et cycliques. Le cas des chargements multiaxiaux sera aussi abordé. En outre, nous nous attacherons à relier le gradient de comportement mécanique du joint soudé à des évolutions spatiales de microstructures.

Le troisième chapitre présente la méthodologie d'identification des paramètres d'un modèle de comportement mécanique permettant de reproduire le gradient de propriétés mécaniques observé expérimentalement. Les essais sous chargements multiaxiaux seront, entre autres, utilisés pour valider la modélisation proposée.

Le quatrième et dernier chapitre est consacré à l'étude de la tenue en fatigue du joint soudé soumis à des chargements uniaxiaux et multiaxiaux. Un modèle d'endommagement sera identifié pour prédire la durée de vie des structures soudées et les zones d'amorçages de fissures.

Finalement, cette thèse consiste à créer une chaîne de prévision de durée de vie en fatigue utilisable par les industriels du secteur aéronautique. Certains points expérimentaux n'ont pas été étudiés en profondeur pour être pragmatique.

1. GÉNÉRALITÉS ET PROBLÉMATIQUE

Ce premier chapitre permet d'introduire le matériau de l'étude, l'alliage d'aluminium Al-Cu-Li 2198-T8, et de présenter le procédé de soudage par friction-malaxage (FSW). Les caractéristiques mécaniques du joint soudé sont étudiées et sont comparées aux propriétés du métal de base.

Les modélisations réalisées dans la littérature, de l'alliage d'aluminium et du gradient de comportement mécanique du joint soudé, sont présentées.

Enfin, on s'intéressera aux résultats de tenue en fatigue de structures soudées par FSW et à la fissuration des soudures.

1.1 L'alliage d'aluminium Al-Cu-Li 2198-T8

1.1.1 Composition chimique

L'alliage d'aluminium 2198, est issu de la famille commerciale AIRWARE, produite par Constellium [1]. C'est un alliage de troisième génération à durcissement structural caractérisé par un ajout de lithium (1% maximum) qui permet un gain à la fois au niveau de la densité du matériau que de ses propriétés mécaniques. La limite de 1% de lithium lui confère aussi une meilleure stabilité thermique et une meilleure ténacité [2] par rapport aux alliages de deuxième génération. Sa composition chimique est donnée dans le tableau ci-dessous :

Tableau 1.1 : Composition chimique de l'alliage d'aluminium 2198-T8.

Éléments	Al	Cu	Li	Ag	Mg	Zr	Fe	Si	Zn	Ti
% massique	Bal.	3,2	0,97	0,32	0,31	0,11	0,04	0,03	0,02	0,02

L'alliage 2198-T8 est constitué d'aluminium auquel sont ajoutés :

- les éléments d'alliage, à hauteur de 1 à 7%, qui déterminent les propriétés majeures de l'alliage. Il s'agit du cuivre Cu et du lithium Li,
- les éléments d'addition, qui permettent de contrôler la taille des grains pendant les phases de recristallisation de l'alliage. Il s'agit du magnésium Mg, du zirconium Zr, du zinc Zn et du titane Ti,

- les impuretés à l'état de trace, qui sont très faiblement présentes dans la composition finale de l'alliage. Les impuretés majeures sont le fer Fe et le silicium Si, qui vont former les précipités les plus grossiers.

La structure granulaire du 2198-T8 a été observée au microscope optique dans les travaux de Le Jolu [3]. La figure 1.1 présente les résultats obtenus sur les trois faces de l'alliage. Les tôles étudiées sont obtenues par laminage ce qui explique la microstructure observée. Le sens L correspond au sens longitudinal du laminage de la tôle et le sens T correspond au sens transverse du laminage.

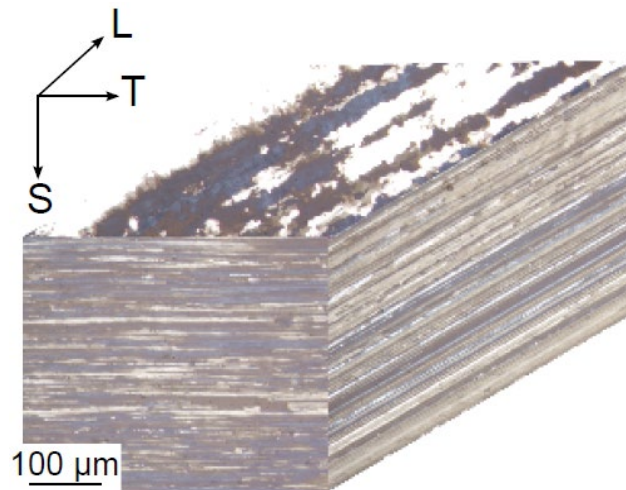


Figure 1.1 : Observation de la structure granulaire d'une tôle en 2198-T8 laminée au Microscope Optique (MO) [3].

Les grains de la structure sont très allongés dans le sens du laminage L (entre 1 et 100 μm) et fins dans l'épaisseur (de l'ordre de 1 à 10 μm) (Figure 1.2).

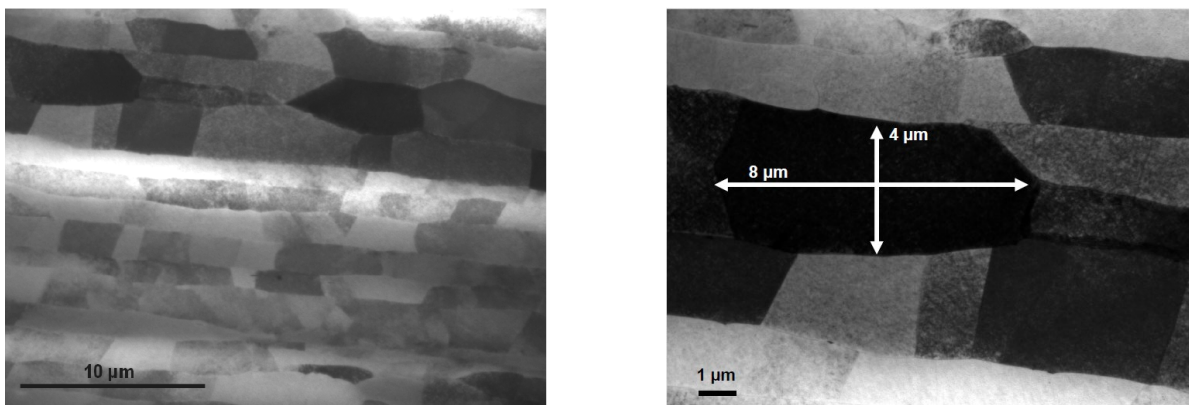
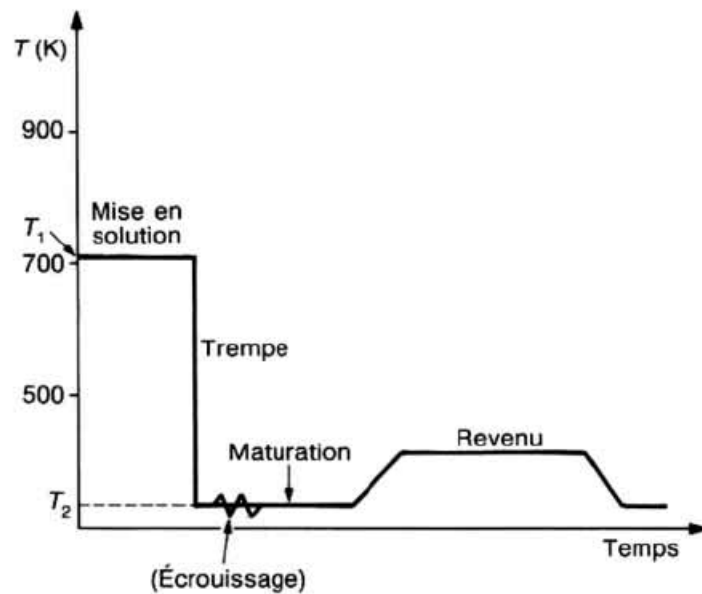


Figure 1.2 : Observation de la structure granulaire d'une tôle en 2198-T8 laminée par Microscope Électronique en Transmission (MET) dans le plan T-S.

1.1.2 Traitements thermiques



Ces traitements thermiques suivent les étapes de solidification des alliages de moulage et de coulée, d'homogénéisation, de réchauffage et de mise en forme à chaud et éventuellement à froid des alliages de corroyage.

La maturation peut être précédée d'une déformation plastique (planage, dressage, détensionnement ou écrouissage) effectuée immédiatement après la trempe.

Figure 1.3 : Schéma illustrant les différentes étapes possibles d'un traitement thermique pour un alliage d'aluminium [4].

Dans le cas des alliages à durcissement structural, les traitements thermiques sont généralement appliqués en plusieurs étapes ([4], [5] et [116]) (Figure 1.3).

Tout d'abord, la mise en solution permet de remettre en solution les éléments d'alliage dans la matrice par une élévation de la température jusqu'au domaine monophasé. La mise en solution est suivie d'une trempe, qui consiste à refroidir rapidement l'alliage afin d'empêcher la décomposition de la solution solide. La trempe permet entre autres de piéger les lacunes stables à haute température dans une solution solide sursaturée en solutés. Dans le cas d'un traitement thermique comportant seulement une mise en solution et une trempe, on parle alors de traitement T3.

Après la trempe, intervient la maturation à température ambiante. La solution solide sursaturée qui est dans un état métastable va « chercher à revenir » vers un état d'équilibre plus stable. Dans le cas des alliages d'aluminium, la maturation s'accompagne de la formation de petits amas d'atomes de soluté nommés zones de Guinier-Preston (zones GP). Ces amas sont formés à partir des éléments d'addition (Figure 1.4).

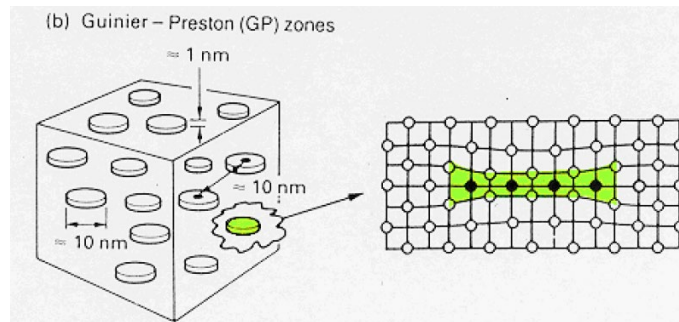


Figure 1.4 : Schémas des différentes étapes de la séquence de précipitation du système Al-Cu [4].

Enfin, dans de nombreux cas, après la maturation il est nécessaire d'effectuer un vieillissement artificiel. Il s'agit d'un traitement thermique dit de revenu durant lequel on maintient l'alliage à une température intermédiaire pendant une durée déterminée, afin de contrôler la décomposition de la solution solide sursaturée. Durant le revenu, il y a dissolution des zones GP puis précipitation de nombreuses particules très fines selon une séquence plus ou moins complexe en fonction des alliages. Ces précipités sont des composés intermétalliques qui ont pour rôle de durcir l'alliage d'aluminium. Pour un traitement thermique comportant une mise en solution, une trempe et un revenu, on parle alors de traitement T8.

Cependant, un vieillissement artificiel mal contrôlé peut conduire à un sur-revenu qui se traduit par un adoucissement de l'alliage du fait, soit du grossissement des précipités de grosse taille au détriment des précipités de petite taille, soit de l'augmentation de la taille des grains. S'il est contrôlé, cet adoucissement peut être souhaité, car il permet d'augmenter la ductilité de l'alliage.

Il est possible d'introduire une étape d'écrouissage par étirage après la trempe. Cet écrouissage peut permettre de modifier la cinétique et la distribution de la précipitation lors du revenu pour augmenter la résistance mécanique de l'alliage.

1.1.3 Phases en présence dans le métal

Différentes phases sont présentes dans l'alliage 2198-T8. Elles peuvent être classées par taille et jouer un rôle bénéfique ou néfaste.

Les phases intermétalliques dites « grossières » (jusqu'à $10 \text{ }\mu\text{m}$) proviennent des impuretés telles que le Fer par exemple [6]. Elles sont très difficiles à éviter et peuvent être néfastes vis-à-vis de la résistance à la corrosion, de la tenue en fatigue de l'alliage et de sa ténacité.

Les dispersoïdes dont la taille varie entre $0,05 \text{ }\mu\text{m}$ et $0,5 \text{ }\mu\text{m}$ proviennent des éléments d'addition (Mg ou Zr). Situés en position intergranulaire, ils permettent de limiter le grossissement des grains pendant les phases de recristallisation. Ils peuvent aussi être des sites de germination pour les précipités durcissants [7].

Les précipités présents dans l'alliage d'aluminium proviennent des systèmes binaires Al-Li (δ'), Al-Cu (zone GP), Al-Zr (β'), des systèmes ternaires Al-Cu-Mg (S'/S) et enfin Al-Cu-Li (Al_2CuLi).

Les principaux précipités durcissants (dont la taille varie entre quelques nm et 0,05 μm) sont les précipités T_1 (Al_2CuLi) [8] [9]. Ces précipités ont été découverts par Hardy et Silcock en 1955 [10]. Cette phase durcissante de l'alliage 2198 apparaît lors d'un écrouissage entre la trempe et le revenu.

La précipitation s'effectue sur les dislocations et les joints de grains. Elle se présente sous la forme de plaquettes sur le plan $\{100\}$ du matériau (Figure 1.5 a) et sous la forme d'aiguilles sur les plans $\{111\}$ (Figure 1.5 b).

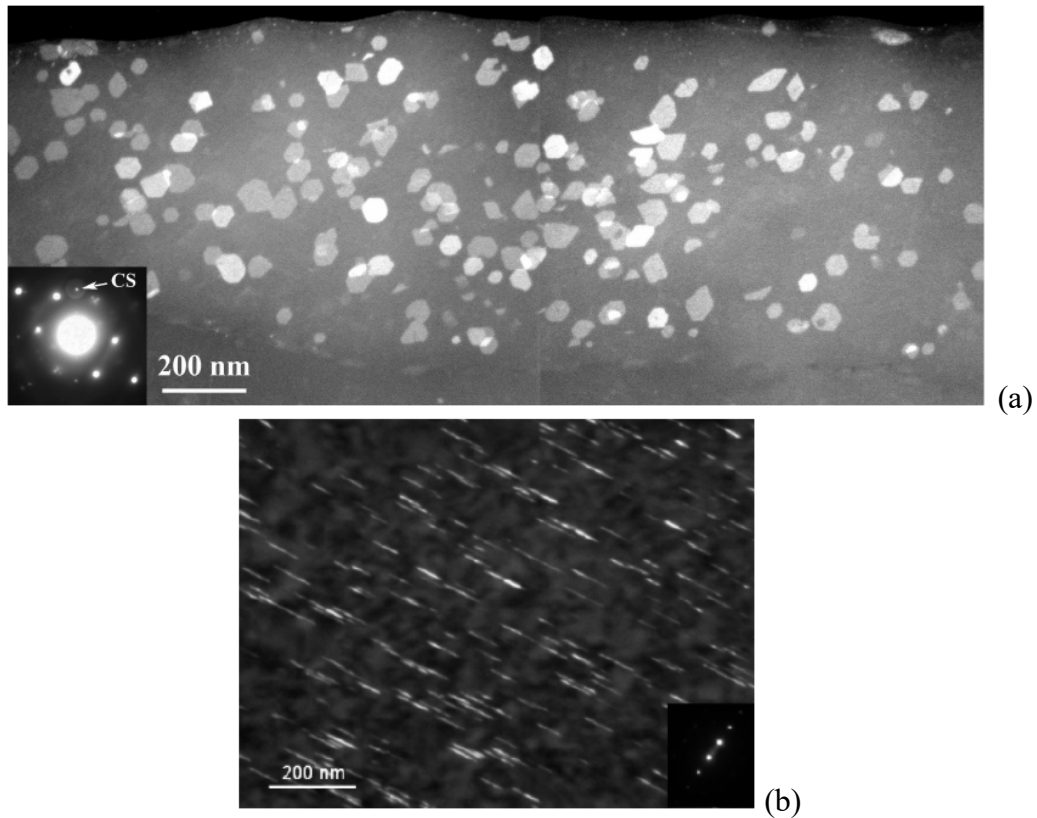


Figure 1.5 : Observation au Microscope Électronique en Transmission (Champ Sombre) de précipités T_1 dans l'alliage 2198-T8 – a. Plan $\{100\}$ et b. Plan $\{111\}$.

1.1.4 Rôle de la précipitation durcissante

L'alliage 2198 appartient à la famille des alliages d'aluminium à durcissement structural (séries 2000, 6000 et 7000) qui voient leurs propriétés mécaniques augmenter grâce à la présence de précipités, qui constituent un obstacle au mouvement des dislocations [11]. La présence de cette précipitation homogène dans la matrice du métal permet d'accroître la limite d'élasticité aux dépens de la ductilité. Si les précipités sont suffisamment fins, les dislocations peuvent les cisailer et les propriétés mécaniques du matériau augmentent en fonction de la taille (Figure 1.6). À l'inverse, si le vieillissement est trop important, on assiste alors à un grossissement des précipités durcissants : les dislocations peuvent alors les contourner pour les franchir, ce qui induit une diminution de la résistance mécanique (Figure 1.7).

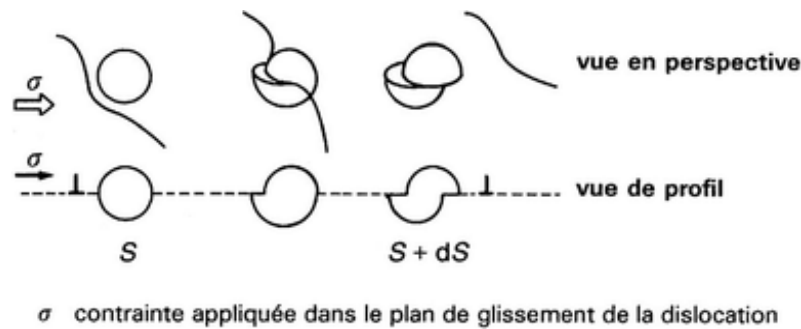


Figure 1.6 : Cisaillement d'un précipité par une dislocation [4].

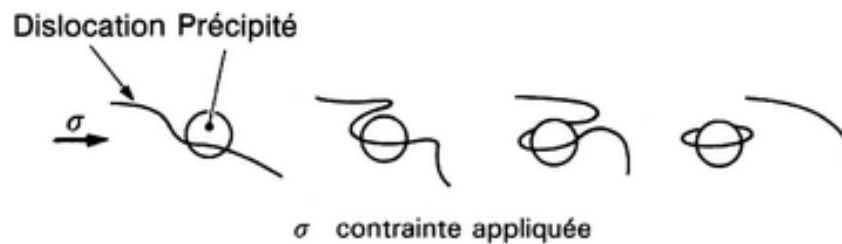


Figure 1.7 : Contournement d'un précipité par une dislocation [4].

1.1.5 Résistance en traction et comparaison avec l'alliage 2024

Les nouveaux alliages à base de cuivre et de lithium ont pour principal atout d'être plus légers que les alliages d'aluminium actuellement utilisés tels que le 2024 [12]. Les valeurs issues de la littérature semblent montrer qu'ils ont également de meilleures propriétés mécaniques en traction. En effet, la comparaison entre le 2198 à l'état métallurgique T8 et le 2024 à l'état T3, montre une limite élastique moyenne de 456 MPa pour le 2198-T8 (direction de laminage L) et de 398 MPa pour le 2024-T3, soit environ 13 % plus faible. Il faut noter que l'état d'utilisation standard de l'alliage 2024 est l'état T3 car il possède une meilleure résistance à la corrosion qu'à l'état T8. La contrainte à la rupture moyenne du 2198-T8 est aussi supérieure à celle de l'alliage 2024-T3. Cependant, ce dernier possède des allongements légèrement supérieurs à ceux qui sont mesurés sur le 2198-T8.

Tableau 1.2 : Propriétés mécaniques de différents alliages d'aluminium.

Direction de laminage	Alliages d'aluminium	Source Biblio	E (GPa)	Rp0,2% (MPa)	Rp0,2% moyenné (MPa)	Rm (MPa)	A (%)
L	2024-T3	[13]	70, 291	391	362	500	18,88
	2024-T3/T4	[3]	-	310-424		430-497	12
	2024-T351	[14]	68	380		490	-
	2024-T351	[19]	-	310		430	12
	2198-T3	[15]	-	315	301	375	15
	2198-T351	[16]	-	324		442	13
	2198-T351	[13]	75,461	265		384	14,90
	2198-T851	[16]	-	490		530	14
	2198-T8	[17]	-	469	456	510	-
	2198-T8	[18]	76,7	436,3		490,7	13,7
	2198-T8	[3]	-	490		530	10
	2198-T851	[13]	72,803	432		484	11,55
T	2024-T3/T4	[3]	-	280-325	300	420-472	-
	2024-T351	[19]	-	280		420	-
	2198-T851	[16]	-	470	435	512	12,3
	2198-T8	[17]	-	452		498	-
	2198-T8	[18]	74,3	347		431	18,3
	2198-T8	[3]	-	470		515	10
D (45°)	2198-T851	[16]	-	404	399	453	13
	2198-T8	[17]	-	394		436	-
	2198-T8	[3]	-	400		445	12,6

Les données du tableau permettent également de comparer les propriétés mécaniques de l'alliage d'aluminium 2198 à l'état T3 et après un traitement thermique à l'état T8.

Une nette augmentation de la limite élastique est visible avec une moyenne de 301 MPa pour le 2198-T3 et d'environ 456 MPa à l'état T8. La limite élastique de ce matériau est ainsi augmentée d'environ 52% après le traitement thermique de revenu.

Ces données mettent aussi en évidence une différence selon le laminage des tôles pour l'alliage 2198-T8. Alors que les valeurs des limites d'élasticité moyennes mesurées dans les directions L et T sont très proches (456 MPa pour la direction L et 435 MPa pour la direction T), celle mesurée dans la direction D n'est que de 399 MPa.

Ces écarts entre les trois directions s'observent aussi pour la contrainte à rupture moyenne qui est de 504 MPa dans la direction L, de 480 MPa dans la direction T et de 436 MPa dans la direction D.

1.1.6 Modélisation du comportement mécanique de l'alliage d'aluminium 2198-T8

Le comportement mécanique anisotrope du 2198-T8 a été étudié dans les travaux de Chen [20] au cours d'essais de traction monotone. Les résultats expérimentaux peuvent être visualisés sur les courbes L, T et D de la figure 1.8.

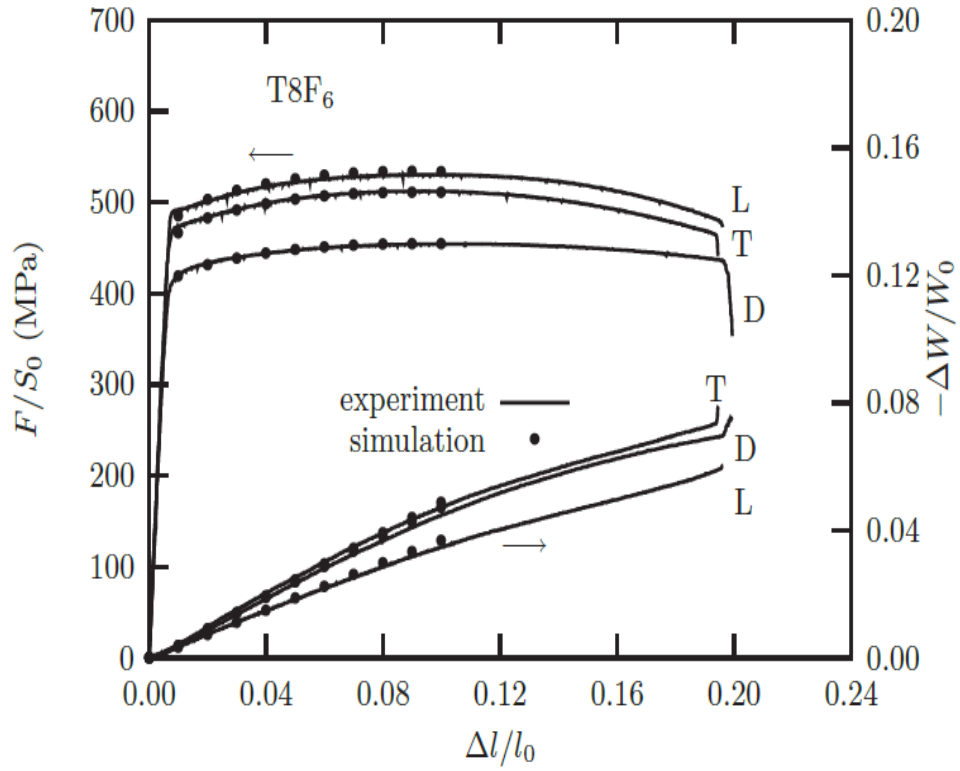


Figure 1.8 : Comparaisons entre les essais et simulations réalisés sur le métal de base dans les directions T, L et D du laminage des tôles [20].

Le critère de Hill [21] par exemple, est souvent utilisé pour reproduire le comportement mécanique anisotrope d'un matériau métallique. Il formule généralement la surface de charge par l'équation suivante :

$$\bar{\sigma} = \left(\begin{aligned} &F_H (\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 + G_H (\sigma_{33} - \sigma_{11})^2 + H_H (\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 \\ &+ 2L_H \sigma_{23}^2 + 2M_H \sigma_{13}^2 + 2N_H \sigma_{12}^2 \end{aligned} \right)^{\frac{1}{2}} \quad (1.1)$$

L'équation peut également s'écrire :

$$\bar{\sigma}(\sigma, X) = ((\sigma' - X) : M : (\sigma' - X))^{\frac{1}{2}} \quad (1.2)$$

Avec

$$\underline{\underline{M}} = \begin{pmatrix} \mathbf{G}_H + \mathbf{H}_H & -\mathbf{H}_H & -\mathbf{G}_H & 0 & 0 & 0 \\ -\mathbf{H}_H & \mathbf{F}_H + \mathbf{H}_H & -\mathbf{F}_H & 0 & 0 & 0 \\ -\mathbf{G}_H & -\mathbf{F}_H & \mathbf{F}_H + \mathbf{G}_H & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \mathbf{N}_H & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \mathbf{M}_H & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \mathbf{L}_H \end{pmatrix} \quad (1.3)$$

Les résultats de la figure 1.8 montrent que le comportement plastique de l'alliage d'aluminium 2198-T8 dans la direction D (45°) est plus faible que dans les directions L et T. Les travaux de Zhang et al. [22] sur un alliage d'aluminium 5086 (Figure 1.9) ont montré que ce critère de Hill n'est pas suffisant pour reproduire les différentes limites élastiques σ_θ selon les directions de laminage L(0°), T(90°) et D(45°) du matériau.

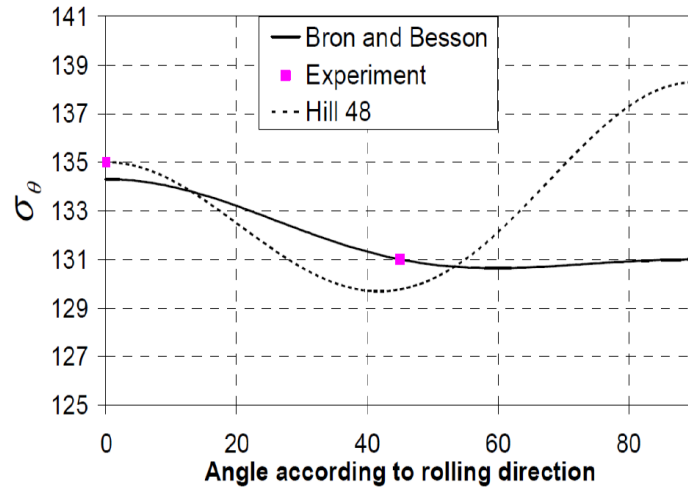


Figure 1.9 : Comparaison de la limite élastique expérimentale avec les modélisations par Hill ou par Bron et Besson, selon les directions de laminage de l'alliage d'aluminium 5086 [22].

Chen [20] propose l'identification d'un modèle de comportement basé sur le critère anisotrope de Bron et Besson [23], basé sur la contrainte équivalente $\bar{\sigma}$, qui est une extension des équations de Barlat [24] et de Karafillis et Boyce [25] :

$$\bar{\sigma} = \left(\alpha \bar{\sigma}_1^a + (1 - \alpha) \bar{\sigma}_2^a \right)^{\frac{1}{a}} \quad (1.4)$$

Elle comporte deux contraintes équivalentes $\bar{\sigma}_1$ et $\bar{\sigma}_2$, intégrant toutes deux des coefficients b_1 et b_2 , et dont la combinaison est définie par les coefficients α et a . Ces paramètres permettent de faire varier uniformément la géométrie de la surface de charge.

Chacune des contraintes équivalentes est calculée en appliquant au tenseur de contrainte macroscopique un tenseur symétrique d'ordre quatre comportant six coefficients de Lankford. Cela fait douze coefficients qui permettent de reproduire l'anisotropie plastique du matériau.

On a donc successivement :

$$\bar{\sigma}_1 = \left(\frac{1}{2} \left(\left| \sigma'_1{}^2 - \sigma'_1{}^3 \right|^{b_1} + \left| \sigma'_1{}^3 - \sigma'_1{}^1 \right|^{b_1} + \left| \sigma'_1{}^1 - \sigma'_1{}^2 \right|^{b_1} \right) \right)^{\frac{1}{b_1}} \quad (1.5)$$

$$\bar{\sigma}_2 = \left(\frac{3^{b_2}}{2^{b_2} + 2} \left(\left| \sigma'_2{}^1 \right|^{b_2} + \left| \sigma'_2{}^2 \right|^{b_2} + \left| \sigma'_2{}^3 \right|^{b_2} \right) \right)^{\frac{1}{b_2}} \quad (1.6)$$

où $\sigma'_1{}^1$, $\sigma'_1{}^2$, $\sigma'_1{}^3$, $\sigma'_2{}^1$, $\sigma'_2{}^2$ et $\sigma'_2{}^3$ sont les valeurs propres des tenseurs déviateurs $\underline{\sigma}'_1$ et $\underline{\sigma}'_2$, et :

$$\underline{\sigma}'_1 = \underline{\underline{L}}_1 : \underline{\sigma} \quad (1.7)$$

$$\underline{\sigma}'_2 = \underline{\underline{L}}_2 : \underline{\sigma} \quad (1.8)$$

Les tenseurs symétriques d'ordre quatre sont exprimés par l'équation suivante en utilisant la notation de Voigt :

$$\underline{\underline{L}}_k = \begin{pmatrix} (c_k^{LL} + c_k^{SS})/3 & -c_k^{SS}/3 & -c_k^{LL}/3 & 0 & 0 & 0 \\ -c_k^{SS}/3 & (c_k^{SS} + c_k^{TT})/3 & -c_k^{TT}/3 & 0 & 0 & 0 \\ -c_k^{LL}/3 & -c_k^{TT}/3 & (c_k^{TT} + c_k^{LL})/3 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & c_k^{TL} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & c_k^{LS} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & c_k^{ST} \end{pmatrix} \quad (1.9)$$

L'équation de surface de charge est simplement :

$$\Phi = \bar{\sigma} - \sigma(p) \quad (1.10)$$

Dans les tenseurs $\underline{\underline{L}}_k$, les indices LL, TT et SS correspondent respectivement au sens longitudinal du laminage de la tôle d'aluminium, au sens transversal du laminage et à l'épaisseur de la tôle (Figure 1.1).

La contrainte $\sigma(\mathbf{p})$ définit l'écrouissage isotrope, avec un terme linéaire (1) et, deux termes non linéaires (2). Elle dépend de la déformation plastique cumulée $\mathbf{p}$:

$$\sigma(\mathbf{p}) = \sigma_y \left[1 + K_0 \mathbf{p} + K_1 (1 - e^{-k_1 \mathbf{p}}) + K_2 (1 - e^{-k_2 \mathbf{p}}) \right] \quad (1.11)$$

Les paramètres identifiés dans les travaux de Chen sont reportés dans le tableau ci-dessous :

Tableau 1.3 : Paramètres matériaux d'un critère anisotrope de Bron et Besson identifiés par Chen pour l'alliage d'aluminium 2198-T8 [20].

Matériau	E (GPa)		ν		σ _y (MPa)	K ₀	K ₁	k ₁	K ₂	k ₂
2198-T8	74		0,3		475	0	0,093	655	0,292	16,5
Matériau	a	α	b ₁	b ₂	c₁¹	c₁²	c₁³	c₁⁴	c₁⁵	c₁⁶
					c₂¹	c₂²	c₂³	c₂⁴	c₂⁵	c₂⁶
2198-T8	16,9	0,7	16,9	16,9	1,216	1,195	0,638	1,249	1	1
					0,683	0,798	1,512	1,281	1	1

Les paramètres K_0 , K_1 , k_1 , K_2 et k_2 sont liés aux écrouissages isotropes linéaires et non linéaires et les paramètres $\mathbf{c}_k^i$ sont les coefficients de Lankford qui prennent en compte la partie anisotrope du matériau, avec $i = 1, 2$ ou 3 correspondant respectivement à LL, SS ou TT.

Les résultats obtenus avec ce modèle sont présentés sur la figure 1.8. On observe une bonne similitude entre les simulations et les expériences pour les trois directions du matériau T8F6.

Les coefficients identifiés permettent de bien reproduire les différences de comportement entre les directions L, T et D.

1.1.7 Tenue en fatigue

1.1.7.1 Notions de fatigue

Une structure sollicitée cycliquement peut être amenée à rompre bien que les contraintes perçues par la structure soient inférieures à la limite élastique du matériau. On appelle cela un endommagement par fatigue. Cet endommagement se réalise généralement en trois étapes, l'amorçage de fissure, puis la propagation d'une petite fissure et enfin la propagation d'une grande fissure qui mène à la rupture de la structure.

Dans le cas d'une structure métallique et de tôles laminées d'épaisseur très faible pour cette étude, la propagation de fissure est très rapide, voire il n'y a pas de propagation mais plutôt un arrachement de la structure. Ainsi, on s'intéressera principalement dans ces travaux à l'amorçage de fissure.

Au cours de son cycle de vie, une structure est soumise à des sollicitations périodiques, souvent représentées sous forme sinusoïdale (Figure 1.10). Cette figure permet de définir une

sollicitation cyclique et fait apparaître les grandeurs importantes qui ont un rôle majeur sur la durée de vie en fatigue de la structure.

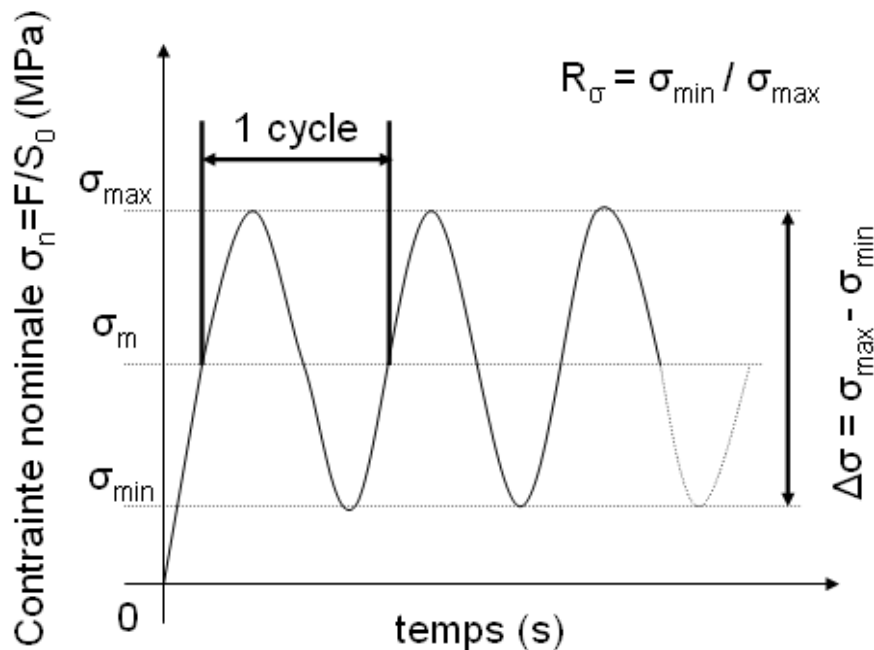


Figure 1.10 : Définition d'un cycle sinusoïdale en fatigue et des grandeurs de contraintes associées.

Ainsi, en se limitant pour le moment à une approche du problème pour un chargement uniaxial, les paramètres importants pour cette étude seront les contraintes maximales ($\sigma_{\max}$) et minimales ($\sigma_{\min}$), ou encore la contrainte moyenne (σ_m) et l'amplitude de contrainte ($\Delta\sigma$) qui en découlent.

La variation du rapport de charge (R_σ), qui correspond au rapport entre la contrainte minimale et la contrainte maximale, permet de faire évoluer la contrainte moyenne. Cela permet de mieux comprendre le comportement en fatigue de la structure. Dans le cas de cette étude, les essais de fatigue uniaxiaux ont été réalisés avec trois rapports de charge différents (0,1 ; 0,5 et -0,3).

Les résultats de fatigue obtenus peuvent être rassemblés sur un même diagramme, le diagramme de Wöhler [26] (Figure 1.11). Les durées de vie à rupture sont tracées en fonction des amplitudes de contrainte subies par la structure.

Trois domaines sont observés sur ce type de courbe. Il y a le domaine plastique oligocyclique ou domaine à très courte durée de vie, que l'on considère généralement pour une durée de vie inférieure à 10^4 cycles. L'augmentation de l'amplitude de contrainte tend à déformer plastiquement de plus en plus la structure et ainsi à réduire sa durée de vie en fatigue. La contrainte maximale atteinte est σ_u , qui correspond à la contrainte ultime pour laquelle un cycle suffit à la rupture de la structure.

Puis il y a le domaine d'endurance limitée, dans lequel la structure n'est pas déformée plastiquement à l'échelle macroscopique. Dans le cas de cette étude sur un joint soudé, la déformation dans une zone courante est modérée, mais, localement, le noyau soudé est très fortement déformé. Ce domaine se situe pour des durées de vie de l'ordre de 10^4 à 10^6 cycles. Au-delà de 10^6 cycles, on se trouve dans le domaine d'endurance « à grand nombre de cycles ». Plus la durée de vie sera élevée, plus l'amplitude de contrainte à imposer diminuera pour se rapprocher d'une asymptote σ_f correspondant à la durée de vie infinie ou « limite de fatigue ». En fait, la littérature met en doute l'existence de cette limite, en particulier pour les alliages d'aluminium.

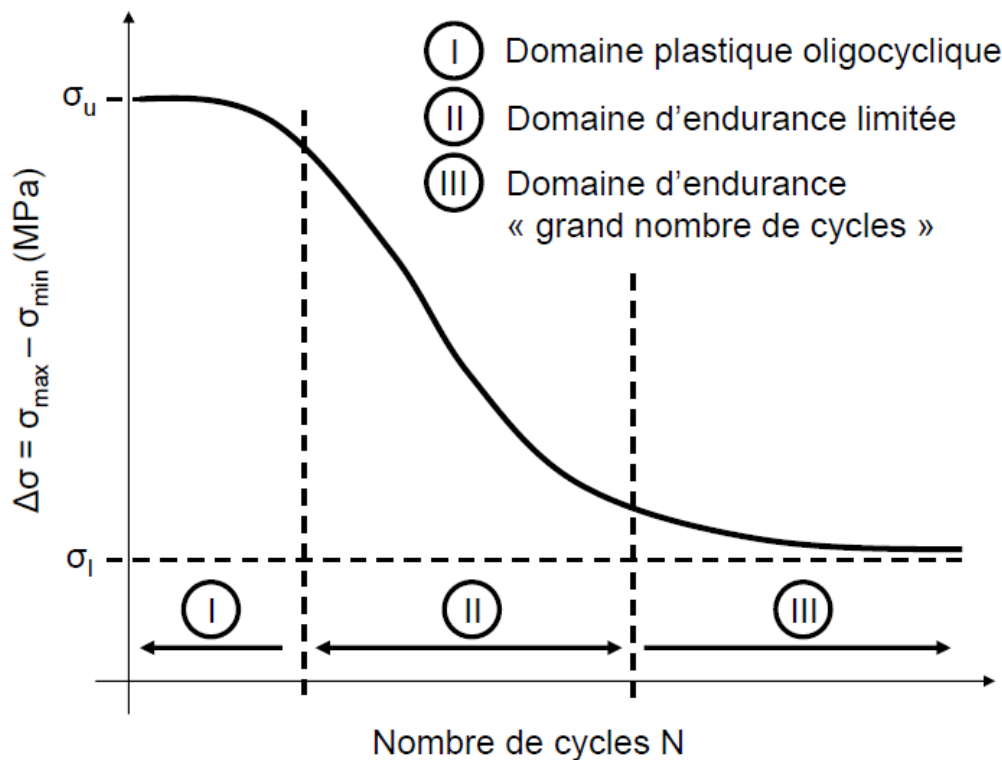


Figure 1.11 : Courbe de Wöhler – Durée de vie en fatigue en fonction des contraintes imposées [26].

Mécanique de l'Endommagement Continu (MEC)

Historiquement, la description de la progression de l'endommagement d'un matériau est rendue possible par l'introduction d'une variable D par Kachanov en 1958 [27]. Cette variable est définie comme la densité surfacique de micro-défauts sur une section d'un Volume Élémentaire Représentatif (VER).

Elle est utilisée, peu de temps après, par Rabotnov [28] et Lemaitre [29] pour calculer une contrainte effective $\tilde{\sigma}$ qui est fonction aussi de la contrainte nominale :

$$\tilde{\sigma} = \frac{\sigma}{1 - D} \quad (1.12)$$

Dans le cas d'un endommagement isotrope, la variable D est un scalaire. Mais si l'endommagement est anisotrope alors la variable D est un tenseur d'ordre 2 ou 4 [30].

À l'état initial, le matériau est sain, la variable d'endommagement D est nulle, puis lorsque le matériau commence à être endommagé, la variable croît jusqu'à atteindre la valeur de 1 lors de la rupture.

Pour modéliser l'endommagement, deux approches sont utilisées. La première utilise des modèles dits « en cycle » dont les variables sont liées aux amplitudes et aux valeurs moyennes de contrainte ou de déformation comme cela est décrit au début de ce chapitre. La seconde approche utilise des modèles dits « incrémentaux » pour lesquels la notion de cycle n'existe pas. Elle consiste à coupler les lois de comportement mécanique et d'endommagement.

L'avantage de cette approche est de ne pas nécessiter l'extraction d'un cycle dans le cas d'un chargement quelconque ; elle a néanmoins recours à une intégration numérique, ce qui conduit à des temps de calcul plus longs.

Nous ne décrivons pas dans ce travail les différents modèles d'endommagement existants. Seul le modèle utilisé est présenté dans la partie modélisation de ce chapitre.

Nous montrons également les résultats d'études en fatigue obtenus dans la littérature pour certains alliages d'aluminium, notamment le 2198-T8, à l'état soudé ou non soudé.

L'objectif de cette partie est d'étudier le métal de base et de comparer son comportement en fatigue avec d'autres alliages utilisés actuellement. Il s'agit ensuite d'observer si l'anisotropie du matériau joue un rôle sur le comportement en fatigue.

La deuxième partie propose l'analyse du comportement en fatigue de joints soudés par FSW et la comparaison par rapport au métal de base.

1.1.7.2 Tenue en fatigue des alliages d'aluminium 2XXX

Les alliages de dernière génération Cuivre-Lithium 2198-T8 et 2195-T8 ont été étudiés en fatigue uniaxiale puis comparés à l'alliage 2024-T3 dans les travaux de Le Jolu [3]. Les courbes de Wöhler pour ces trois matériaux sont présentées sur la figure 1.12.

Les alliages 2198-T8 et 2195-T8 ont une microstructure et un comportement mécanique très proches. Ainsi, il est intéressant d'observer la comparaison entre les alliages 2195-T8 et 2024-T3 pour un rapport de charge identique. Les alliages à base de Lithium ont une meilleure tenue en fatigue que le 2024-T3. Pour une durée de vie comprise entre 10^5 et 10^6 cycles, l'amplitude de contrainte chute d'environ 400 MPa pour le 2195-T8 à environ 250 MPa pour le 2024-T3.

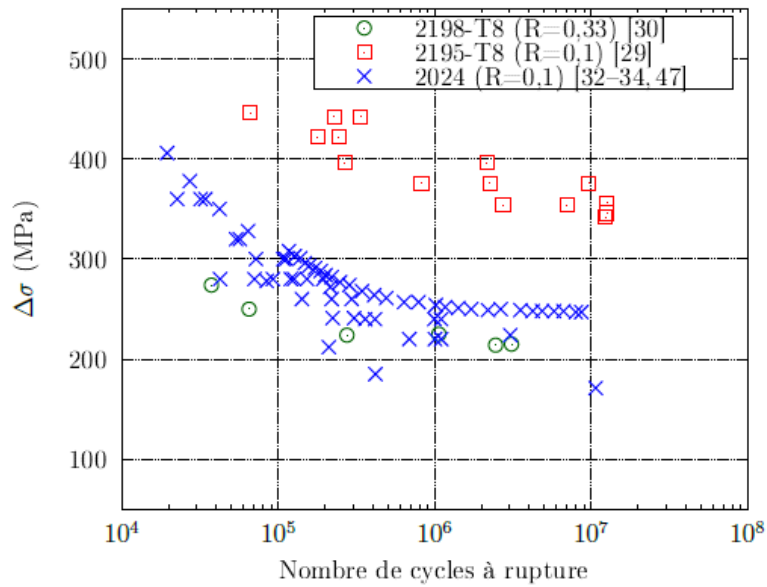


Figure 1.12 : Courbes de Wöhler pour les alliages d'aluminium 2198-T8 ($R_\sigma=0,33$), 2195-T8 ($R_\sigma=0,1$) et 2024-T3 ($R_\sigma=0,1$) [3].

Les travaux de Le Jolu proposent la comparaison des courbes de Wöhler pour l'alliage 2198-T8 dans les trois directions de laminage L, T et D pour des essais en fatigue réalisés avec un rapport de charge $R_\sigma = 0,1$ (Figure 1.13).

Ces courbes ne permettent pas de distinguer une différence de durée de vie en fatigue selon les directions de laminage.

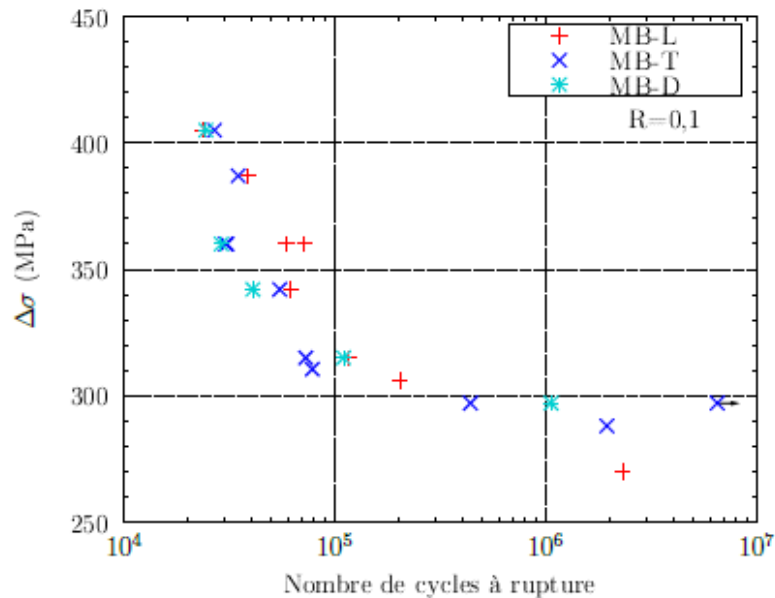


Figure 1.13 : Comparaison des courbes de Wöhler pour l'alliage d'aluminium 2198-T8 ($R_\sigma=0,1$) dans les trois directions de laminage L, T et D [3].

Cependant, les travaux de Cavaliere [18], réalisés avec un rapport de charge $R_\sigma = 0,33$, affichent une différence plus importante entre les directions L et T pour l'alliage d'aluminium 2198-T8 (Figure 1.14). En effet, les essais réalisés dans la direction L du matériau montrent une résistance à la rupture en fatigue plus grande que dans la direction T.

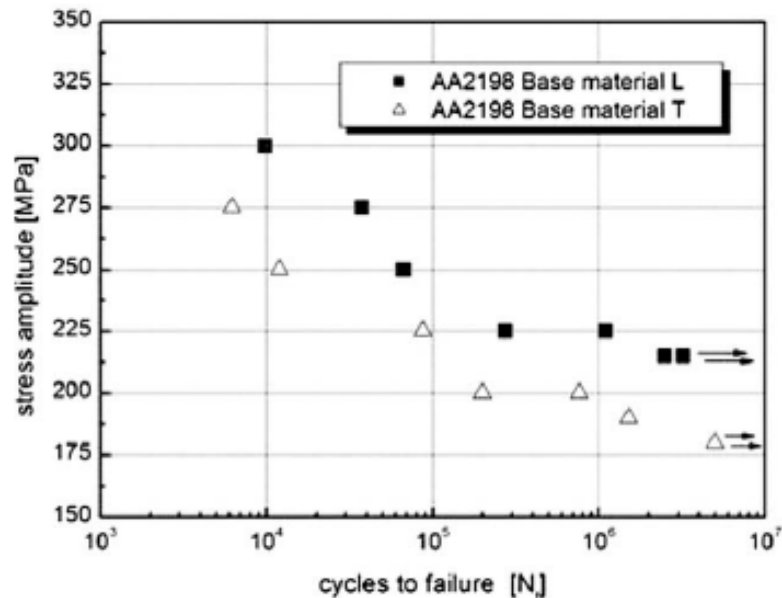


Figure 1.14 : Courbes de Wöhler, comparaison entre les directions de laminage L et T de l'alliage 2198-T8 ($R_\sigma=0,33$) [18].

L'analyse des faciès de rupture en fatigue du métal de base 2198-T8 est proposée dans les travaux de Le Jolu [3]. Elle permet de conclure que l'amorçage de fissures se fait toujours à partir d'un angle ou d'une face de l'éprouvette. De plus, selon la direction de laminage de la tôle, le faciès de rupture peut varier. La figure 1.15 permet ainsi de visualiser les faciès de rupture à différents stades de propagation et pour différentes directions de laminage.

Les figures 1.15 (a) et 1.15 (b) montrent l'amorçage de fissures dans les directions D et T, avec pour la direction D des chevrons plus prononcés que dans la direction T.

Les figures 1.15 (c) et 1.15 (d) permettent d'observer le faciès lors du stade II de propagation de la fissure. On retrouve une morphologie typique des matériaux laminés en figure 1.15 (d), qui montre le délaminage qui s'effectue en fin de propagation dans le métal.

Le Jolu conclut en observant l'ensemble des ruptures, qui forment un biseau dans l'épaisseur. Ces observations sont également faites dans les travaux de Chen sur le 2198-T8 [20]. La figure 1.16 affiche les ruptures finales obtenues pour des essais en traction sur l'alliage dans les trois directions de laminage de la tôle L, T et D.

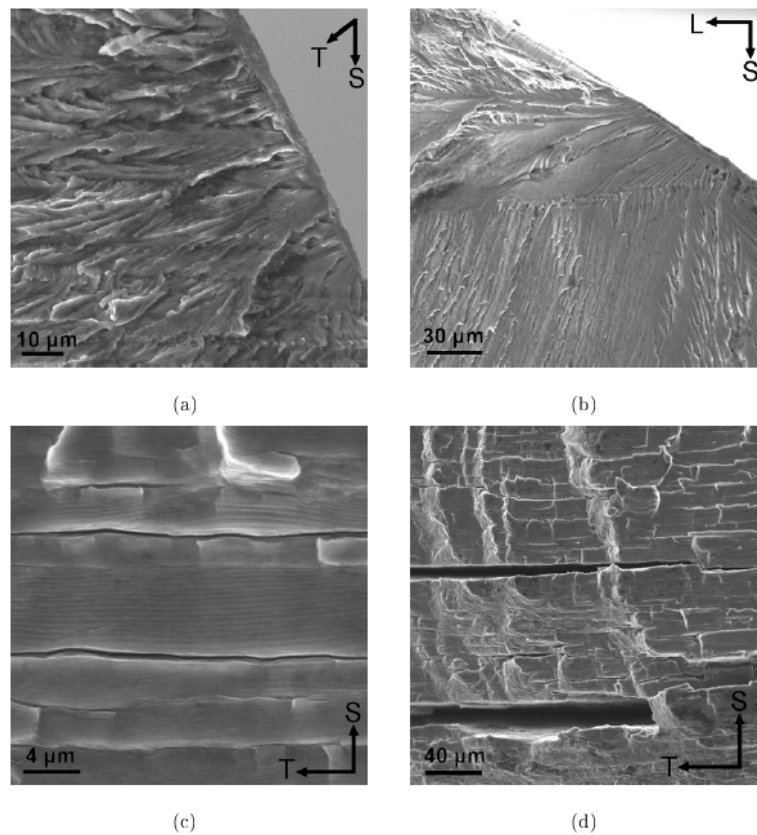


Figure 1.15 : Faciès de rupture microscopiques observés sur le métal de base : (a) amorçage pour la direction de laminage D, (b) amorçage pour la direction T, (c) stade II de propagation pour la direction L et (d) délaminage pour la direction L [3].



Figure 1.16 : Faciès de rupture macroscopiques pour des essais de traction sur le métal de base 2198-T8 sollicité dans les trois directions L, T et D [20].

1.2 Le procédé de soudage Friction Stir Welding (FSW)

1.2.1 Principe du procédé

Le procédé de soudage par Friction Malaxage (Friction Stir Welding), est un procédé breveté par The Welding Institute en 1991 [31].

L'opération s'apparente à un procédé de fraisage mais dans lequel il n'y a pas d'enlèvement de matière. Les deux tôles à souder sont placées l'une contre l'autre, formant la ligne où l'on souhaite réaliser la soudure. Elles sont maintenues sur une plaque de support ou *backing plate*. L'outil peut avoir différents profils [32], mais comporte dans tous les cas un pion et un épaulement (Figure 1.17). Le dimensionnement de l'outil est déterminé par le matériau à souder, la largeur de la soudure et par l'épaisseur des plaques à souder. En général, le diamètre du pion est compris entre 5 et 10 mm, et le diamètre de l'épaulement entre 10 et 30 mm.

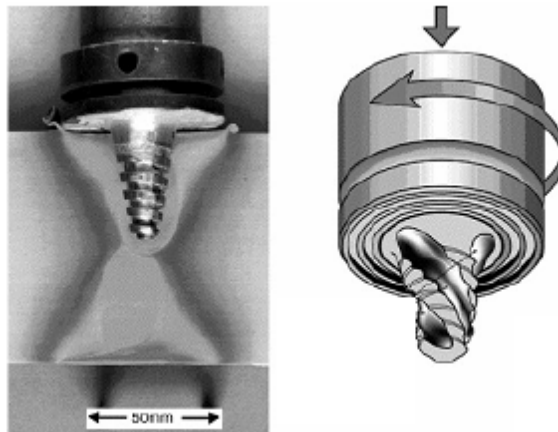


Figure 1.17 : Représentation d'un outil pour le FSW [33].

L'outil, en rotation, pénètre dans la matière jusqu'à l'épaulement, suit la ligne de joint et sort en fin de soudure de la matière en laissant un trou non comblé par le métal, qui nécessitera de découper la pièce pour éliminer ce défaut de fin de soudure (Figure 1.18).

Lors de son entrée dans la matière, il y a friction locale entre l'outil et les deux plaques. Les contacts entre le pion et les tôles ainsi que ceux entre l'épaulement et les tôles créent un échauffement qui entraîne une augmentation de la température des matériaux, qui deviennent visqueux. La rotation de l'outil permet alors de malaxer la matière qui, après le passage de l'outil, refroidit et durcit pour créer le joint de soudure. Le choix de la géométrie du pion permet de diminuer ou d'augmenter l'effet de malaxage, selon qu'il y a ou non des nervures circulaires sur l'outil (Figure 1.17). La hauteur du joint dépend de la longueur du pion : il est possible de souder des plaques avec des épaisseurs de 1,2 mm à 100 mm en deux passes.

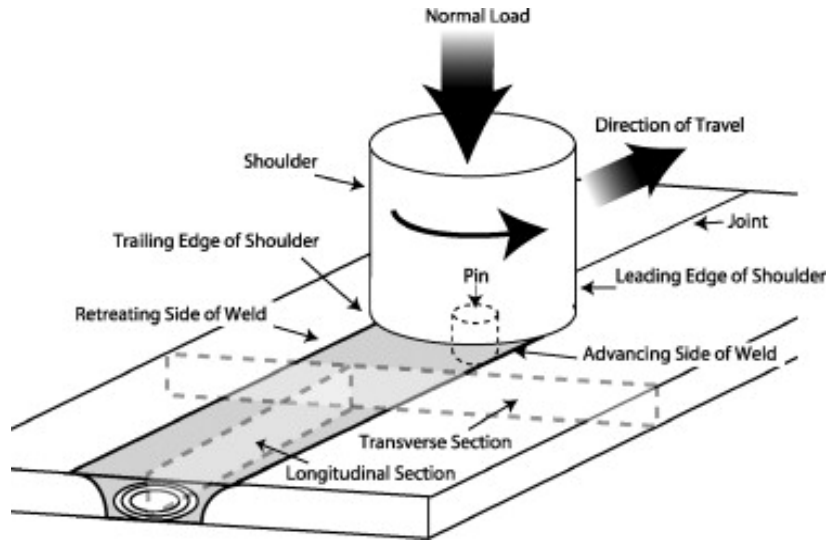


Figure 1.18 : Schéma de l'opération du FSW [34].

Cette soudure est asymétrique : les modifications induites par l'outil tournant ne sont pas identiques des deux côtés de la soudure. On distingue deux côtés (Figures 1.18 et 1.19) : l'Advancing Side où le sens de l'avance de l'outil est identique au sens de rotation et le Retreating Side où le sens de l'avance de l'outil est opposé au sens de rotation.

L'épaule de l'outil crée un échauffement au contact avec les plaques, mais il empêche aussi la matière de refluer vers le haut lors du passage de l'outil. On obtient généralement des états de surface plus propres par comparaison avec les autres types de soudages : pas de bourrelets, cordons de soudure très plats, etc.....

1.2.2 Paramètre de soudage

Lors de l'opération de soudage, les deux tôles sont fixées sur un support : le contact entre l'outil et les tôles renvoie d'intenses efforts dans l'outil tournant. La nature de l'alliage et l'épaisseur des tôles à souder conditionnent le choix de l'outil ainsi que les vitesses de rotation et d'avance. On détermine ainsi le couple et la puissance nécessaires à associer à cet outil pour réaliser un soudage optimal.

La température est un paramètre essentiel du procédé FSW. Elle peut être contrôlée, entre autres, par la vitesse d'avance (v) de l'outil. La vitesse de rotation (N) influe davantage sur le malaxage de la matière. Le rapport de ces deux vitesses, appelé *feedrate*, définit un paramètre essentiel pour l'optimisation des conditions de soudage :

$$f = \frac{v}{N} \quad (1.13)$$

Évidemment de nombreuses valeurs de f peuvent être choisies pour l'opération de soudage mais, en général, un compromis entre vitesses d'avance et de rotation est nécessaire pour assurer la qualité du soudage [35].

Il est nécessaire de choisir une vitesse de rotation suffisamment importante pour assurer un malaxage homogène de la matière [34, 36]. Cependant, il est déconseillé de choisir une

vitesse de rotation trop élevée car cela peut induire localement une fusion aux joints de grain. Une vitesse d'avance trop élevée induit une diminution de la température maximale atteinte pendant l'opération de soudage et ne permet pas à la matière d'avoir suffisamment de temps pour être malaxée de manière homogène. Une vitesse d'avance trop faible peut créer des pics locaux de température. Certains travaux proposent la modélisation du procédé afin d'optimiser les paramètres de soudage et obtenir un état mécanique résiduel de la structure soudée optimale [117].

Deux types de soudage sont possibles en FSW. Le premier est un soudage dit « contrôlé en position » : il consiste à définir une certaine profondeur pour l'outil qui restera la même durant toute l'opération de soudage. Le deuxième est un soudage dit « contrôlé en force » : une force constante est appliquée sur l'outil pendant toute l'opération de soudage pour le plaquer sur les tôles à souder. Le soudage en force permet d'élargir le domaine de soudabilité vers des vitesses d'avance plus élevées.

Pour ces travaux, l'opération de soudage a été réalisée à l'ONERA avec une machine PowerStir 315 de la société Crawford Swift Ltd sur des tôles de 3,18 mm d'épaisseur. Cette machine a une puissance de 15 kW. Les paramètres optimaux sont issus d'une fenêtre de soudabilité déterminée à l'aide des nombreuses études précédemment menées à l'ONERA. Les soudures sont réalisées en pleine tôle afin d'éviter la formation de défauts liés aux éventuels problèmes d'accostage des tôles. Pour des raisons de confidentialité, les paramètres procédés ne sont pas donnés dans ce document.

1.2.3 Métallurgie du joint soudé

Les clichés de la figure 1.19 illustrent les différentes zones qui constituent le joint soudé. En général, il est possible de distinguer quatre zones.

Le Métal de Base (MdB) situé loin du joint, ne subit aucune déformation mécanique lors de l'opération de soudage et les températures atteintes n'engendrent pas de modifications microstructurales. Il conserve ses propriétés mécaniques initiales.

La Zone Affectée Thermiquement (ZAT), comme le métal de base, ne subit aucune déformation mécanique lors de l'opération de soudage. Toutefois, les températures atteintes sont plus élevées, et engendrent des modifications microstructurales qui vont modifier localement les propriétés mécaniques initiales.

La Zone Affectée Thermo-Mécaniquement (ZATM), située sous l'épaule de l'outil, est soumise à des températures élevées et à une déformation mécanique non négligeable, due aux flux de matière entraînés par le passage du pion de l'outil.

Enfin, le Noyau Soudé (NS) est la zone la plus affectée par les effets thermiques et la mécanique du procédé. Vu en coupe, le noyau est facilement reconnaissable par sa microstructure entièrement recristallisée.

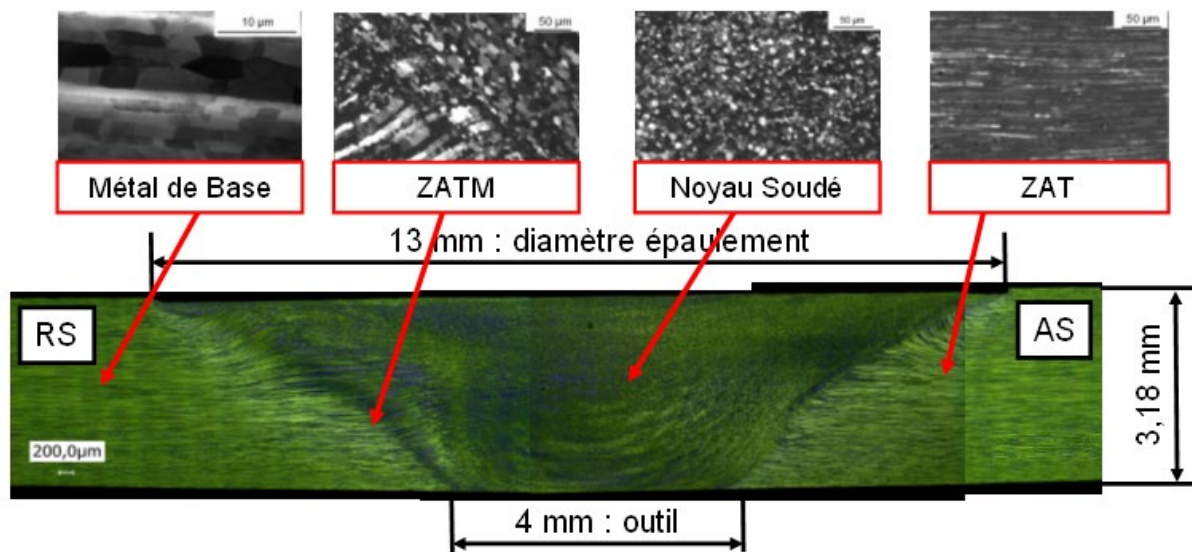


Figure 1.19 : Microstructures dans le Métal de Base (MdB), la Zone Affectée Thermiquement (ZAT), la Zone Affectée Thermo-Mécaniquement (ZATM) et le Noyau Soudé (NS), observées au Microscope Optique (MO).

1.2.4 Défauts de soudage

Si les conditions opératoires ne sont pas optimales, le procédé de Friction Stir Welding peut induire des défauts de soudage. Ces défauts peuvent être externes ou internes. Le défaut externe le plus souvent rencontré est le « flash » lorsque la pénétration de l'outil est trop importante (Figure 1.20). Cela crée un excès de matière autour de la soudure qui peut être une zone propice à l'amorçage de fissures en fatigue. En ce qui concerne les défauts internes, le manque de pénétration de l'outil de soudage ne permet pas de réaliser une soudure complète sur l'épaisseur de la tôle, créant ainsi une zone fragile sur la structure. Un autre défaut interne rencontré pour ce type de soudage est le *Joint Line Remnant* (JLR) qui consiste en une ligne d'oxydes à travers l'épaisseur du joint (Figure 1.21). Ce défaut est généralement créé par la fine couche d'alumine sur les faces des tôles à souder. L'ensemble de ces défauts sont présentés dans les travaux de Le Jolu [3], Chen [16], Jurak [35], Maginness [37], Denquin [38], Sato [39] et Vugrin [40], ainsi que dans [41] pour ce qui concerne les conséquences que cela peut créer en fatigue.



Figure 1.20 : Défaut de soudage externe dit « Flash » qui correspond à un surplus de matière [42].

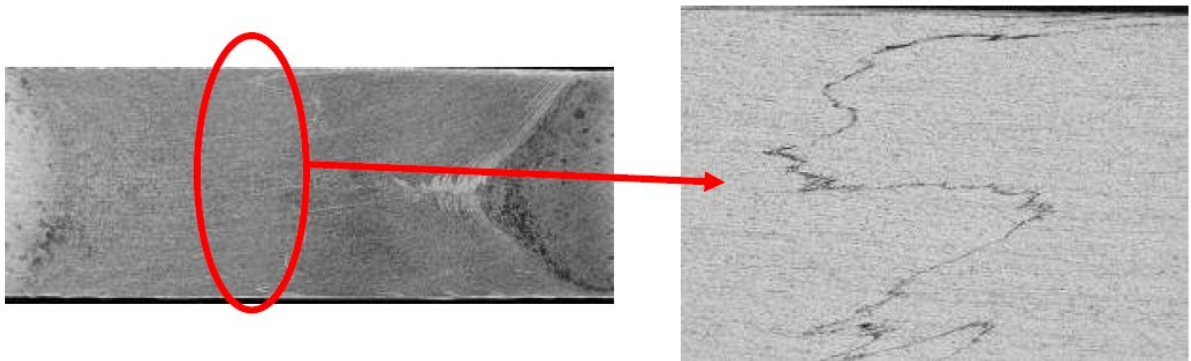


Figure 1.21 : Défaut de soudage interne dit « JLR » qui correspond à une ligne d'oxydes [42].

1.2.5 Le FSW et les alliages d'aluminium

Le procédé de Friction Stir Welding est particulièrement bien adapté au soudage de certaines séries d'alliages d'aluminium réputées non soudables par des méthodes conventionnelles (par fusion). C'est le cas pour certains alliages de la série 2000 ou 7000. En effet, outre la nécessité de bien protéger le bain fondu avec un gaz neutre pour éviter tout contact de l'aluminium avec l'air, ces alliages ont une très forte sensibilité à la fissuration à cause des retraits de solidification. Le soudage FSW se faisant sans passer par la fusion, il permet d'éviter ces fissurations.

Plus globalement, ce procédé de soudage peut permettre d'obtenir de meilleures propriétés mécaniques au sein du joint par comparaison avec les procédés de soudages dits classiques, du fait des températures plus basses atteintes en cours de soudage. En effet, lors de l'opération de soudage FSW, la température la plus élevée se situe en dessous de la température de fusion des matériaux : il n'y a pas de passage à l'état liquide, et donc de nombreux défauts tels que les pores ou les soufflures sont évités. Par ailleurs, on peut s'attendre à diminuer le niveau des contraintes résiduelles dans les tôles car les gradients thermiques sont plus faibles.

La mise en place du procédé s'avère relativement simple. La machine s'apparente à une fraiseuse numérique à laquelle on assigne un programme. Les deux tôles à souder sont fixées sur un support.

La phase de détermination des conditions optimales de soudabilité passe par le choix d'un *feedrate* satisfaisant (vitesses d'avance et de rotation adaptées au matériau, à la géométrie des tôles et aux propriétés souhaitées pour le joint soudé).

Enfin, un dernier avantage très étudié dans la littérature est la possibilité de réaliser des soudures bi-matériaux [43, 44]. Cette technique permet des gains de poids important ainsi que la réalisation de soudures dans des structures complexes mélangeant différents alliages d'aluminium, cuivre, des aciers, ...

1.3 Le soudage FSW du 2198-T8

1.3.1 Profil de dureté à travers le joint soudé

L'opération de soudage induit de fortes modifications des propriétés mécaniques de l'alliage, notamment au sein du joint soudé. En effet, les tôles sont soumises à des champs de température qui induisent une modification de la microstructure initiale et donc, un gradient de propriétés mécaniques. Ce gradient de propriétés mécaniques se traduit souvent par une évolution du profil de dureté au travers du joint soudé. Le profil de dureté peut prendre la forme d'un W [35] [45] [46] [47] [48] qui peut être plus ou moins marqué en fonction de l'alliage considéré et du traitement thermique qu'il a subi avant soudage.

Le profil de dureté mesuré sur un joint soudé en 2198-T8 est présenté sur la figure 1.22.

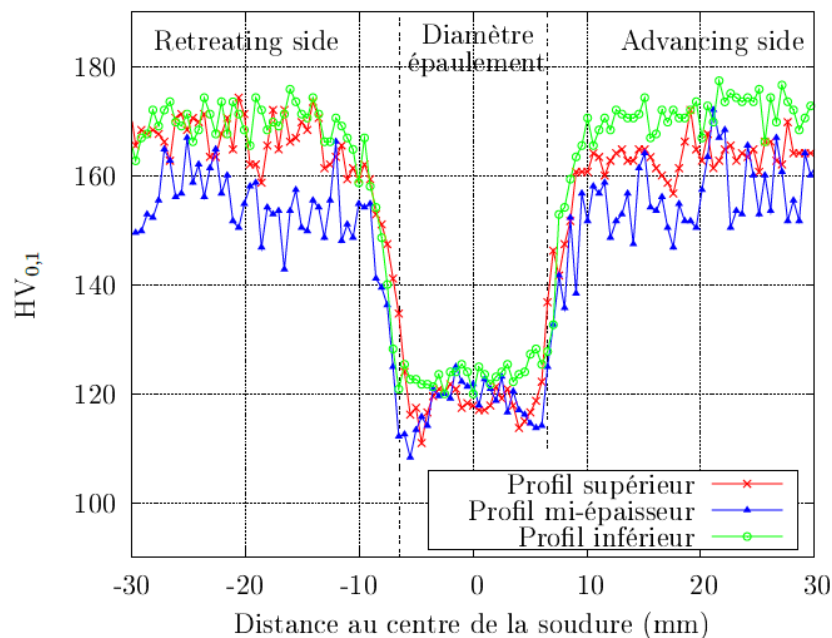


Figure 1.22 : Dureté au travers un joint d'alliage d'aluminium 2198-T8 soudé par FSW [3].

De nouveau, comme détaillé précédemment au paragraphe 1.2.3, quatre zones distinctes apparaissent.

Loin de l'outil, le métal de base (MdB) qui n'a pas subi d'évolution microstructurale, conserve ses propriétés mécaniques. La dureté à l'état T8 se situe autour de 170 HV_{0,1}.

En se rapprochant du joint soudé, une importante chute de dureté est observée dans la zone affectée thermiquement. La microstructure granulaire n'étant pas affectée, cette importante chute de dureté s'explique par une modification de l'état de précipitation liée à la thermique du procédé. Les travaux de Denquin et al. [38], réalisés sur un alliage 2098-T8, ont mis en évidence, au MET, un grossissement important des précipités durcissants T₁, expliquant cette chute de dureté par rapport au métal de base.

Sous l'épaulement de l'outil, la modification de la texture et de l'état de précipitation correspondent au niveau de dureté minimal. Les mêmes travaux de Denquin et al. [38] ont respectivement mis en évidence, au MET, une dissolution partielle et totale des précipités durcissants T₁ dans la ZATM et le noyau soudé expliquant le minimum de dureté observé. .

Enfin, sous le pion de l'outil, une légère augmentation de la dureté est observée dans la zone recristallisée. Cette légère augmentation de dureté, peut s'expliquer par une mise en ordre des atomes qui viennent former des zones dites de « Guinier-Preston ».

On notera que la dureté mesurée dans le métal de base affiche une caractéristique des tôles laminées. En effet, la zone à mi-épaisseur de la tôle a une dureté plus faible que sur les surfaces supérieure et inférieure. Au centre du noyau soudé, la recristallisation de la microstructure par le procédé de soudage a tendance à supprimer ces différences de dureté dans l'épaisseur de la tôle.

1.3.2 Caractéristiques mécaniques du joint soudé et comparaison par rapport au métal de base

Le tableau 1.4 permet la comparaison des propriétés en traction de certains alliages d'aluminium avec celles obtenues sur des joints soudés. Nous traitons ici de l'alliage 2198 et de deux alliages dont les compositions chimiques sont proches de celle de l'alliage de l'étude (alliages 2098 et 2219). Pour information, les données concernant l'alliage 2024, qui est très utilisé en aéronautique, sont aussi présentées.

Tableau 1.4 : Comparaison des propriétés mécaniques entre le joint soudé par FSW et le métal de base (Les valeurs sont en MPa).

Matériaux	Métal de base		Soudure FSW		Références
	Rp _{0,2}	R _m	Rp _{0,2}	R _m	
2024-T351 (9,53mm)	380	490	272	426	[14]
2098-T8 (3mm)	-	553	323	437	[49]
2198-T3 (3,2 mm)	275	370	250	300	[50]
2219-T87 (5 mm)	390	470	305	342	[51]
2198-T8 (3,1 mm)					
L	490	530	302	429	[3]
T	470	515	282	412	
D	400	445	-	-	

Globalement, la limite élastique et la contrainte à rupture des matériaux se retrouvent fortement diminuées par le soudage FSW. La limite élastique du 2024-T351 diminue de 108 MPa entre le métal de base et le joint soudé, soit une diminution d'environ 28%. Dans le cas du matériau de notre étude, l'alliage 2198-T8, la limite élastique chute plus brutalement, en passant de 470 MPa à 282 MPa, soit une diminution d'environ 40% entre le métal de base et la soudure. Cet écart entre les deux alliages se retrouve aussi pour la contrainte à rupture avec une diminution d'environ 13% pour l'alliage 2024-T3 et d'environ 22% pour l'alliage 2198-T8. La comparaison entre l'alliage 2198 à différents traitements thermiques montre que la chute des contraintes est plus faible pour l'état T3.

En synthèse de ces résultats, la chute de dureté précédemment observée s'accompagne aussi d'une importante diminution des propriétés mécaniques en traction des joints soudés par rapport aux métaux de base.

1.3.3 Étude expérimentale du gradient de propriétés mécaniques en travers du joint soudé

La caractérisation du gradient de comportement mécanique d'un joint soudé a fait l'objet de plusieurs études dans la littérature [3, 43, 52, 53 et 54]. Deux méthodes sont classiquement utilisées :

- la méthode des mini éprouvettes [43, 52 et 53] ;
- la corrélation d'images numériques [3, 43 et 54].

1.3.3.1 Méthode des mini éprouvettes

La première méthode consiste à étudier chaque zone du joint, indépendamment des autres, sur des mini éprouvettes (Figure 1.23) de longueur 45mm, avec une partie utile de

longueur 5mm et une section de 6mm² [43]. Cette façon de travailler est utilisée dans différents travaux [52, 55], elle a pour avantages d'utiliser directement la contrainte nominale pour chaque matériau. De plus, des essais menés sur des mini éprouvettes permettent d'obtenir les contraintes de limite élastique et les contraintes à rupture de chaque zone du joint soudé.

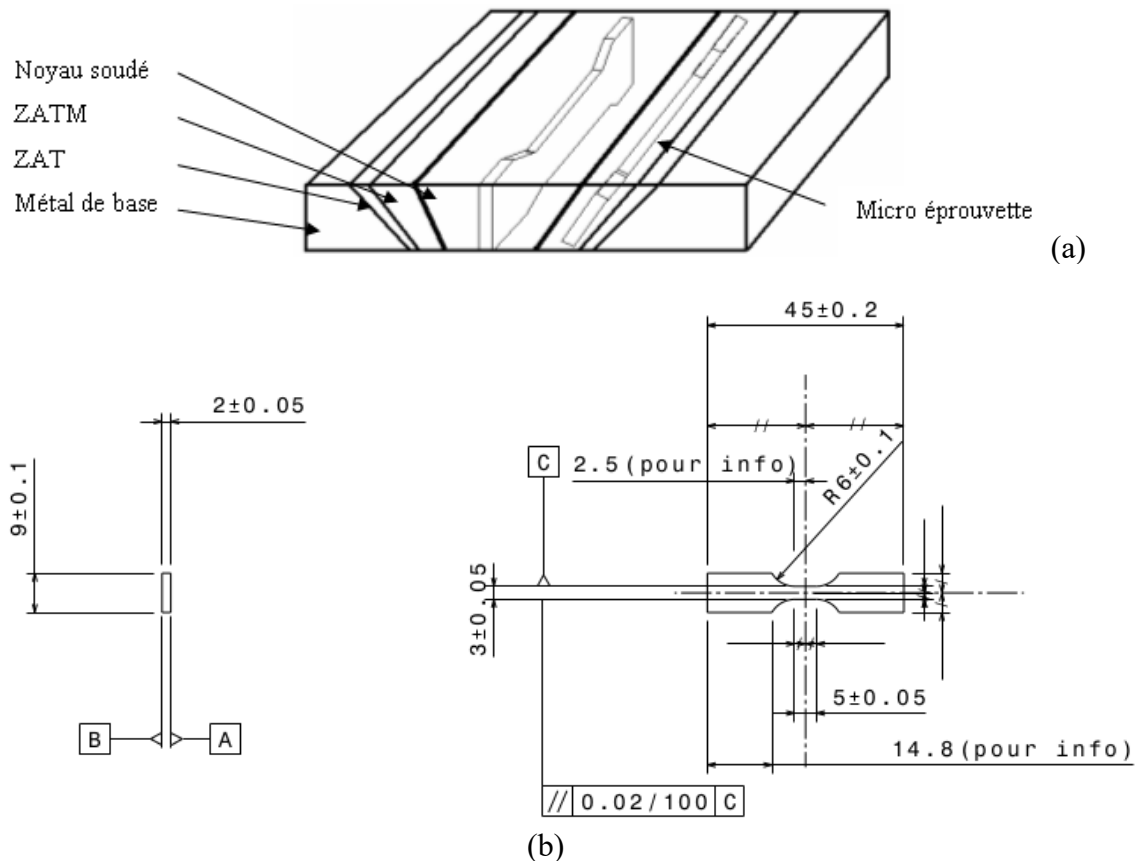


Figure 1.23 : a. Visualisation des zones de prélèvement des mini éprouvettes dans les différentes zones du joint soudé – b. Plan de la mini éprouvette [43].

Des essais de traction ont été réalisés dans les travaux de Demmouche [43] sur des micro-éprouvettes prélevées dans différentes zones du joint soudé en 2050-T851. Cet alliage est similaire au 2198-T8, tous les deux faisant partie de la même famille des alliages Al-Cu-Li. Les résultats permettent de caractériser le comportement mécanique de chaque zone du joint indépendamment des autres à l'aide des courbes « contrainte nominale - déformation locale » obtenues (Figure 1.24).

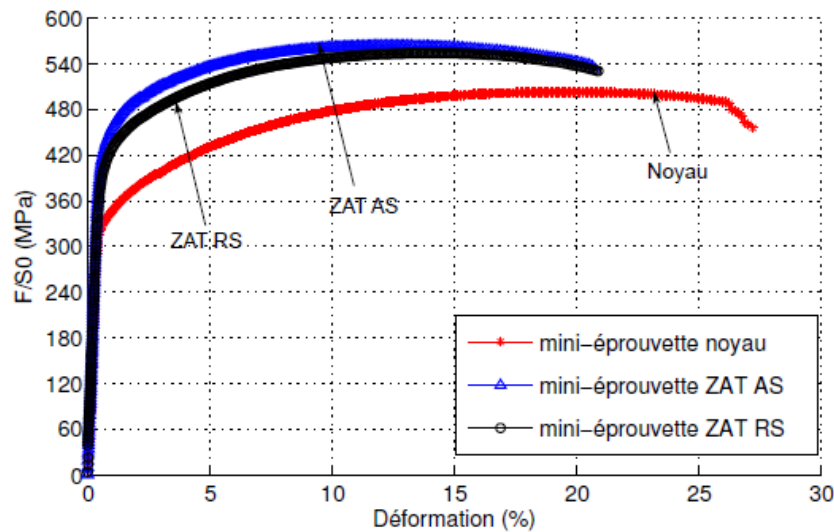


Figure 1.24 : Comportement mécanique en traction monotone quasi-statique de mini-éprouvettes prélevées dans le joint soudé en alliage 2050-T851 [43].

La méthode des mini éprouvettes est également utilisée dans les travaux de Moreira [53]. Il s'agit de l'étude en fatigue d'un alliage d'aluminium Al-Cu-Li 2195. Les essais sont réalisés sur des mini éprouvettes d'une épaisseur de 5 mm prélevées dans chaque zone du joint. Il est ainsi possible d'étudier le métal de base, la zone affectée thermiquement et le noyau du joint séparément. Chaque éprouvette est soumise à un essai en fatigue avec des rapports de charge de 0,1, 0,5 et 0,8 (rapport entre la contrainte minimale et la contrainte maximale). Ces essais en fatigue ont permis d'observer l'amorçage de fissures sur différentes zones du joint soudé et également de déterminer les ténacités de ces différentes zones.

Deux problèmes se posent pourtant avec les mini éprouvettes. D'une part, l'étude est coûteuse en temps, de nombreux essais étant nécessaires pour étudier chacune des zones du joint soudé. D'autre part, il peut être compliqué d'obtenir les mini éprouvettes sur des tôles de 3,18 mm d'épaisseur et de dissocier clairement les différentes zones du joint soudé.

1.3.3.2 Utilisation de la corrélation d'images numériques

Une alternative a été développée pour étudier le gradient de comportement mécanique le long d'un joint soudé : elle consiste à utiliser une méthode de suivi des différentes zones par corrélation d'images numériques (Digital Image Correlation ou DIC). Il s'agit d'une méthode qui, à l'aide d'images enregistrées par une caméra au cours des essais, permet d'obtenir en post-traitement les champs de déplacements et de déformations sur la surface des éprouvettes au cours du temps.

Les travaux de Demmouche [43] mettent aussi en avant la comparaison des comportements locaux obtenus par des essais réalisés sur mini éprouvette et des essais avec la corrélation d'images (Figure 1.25).

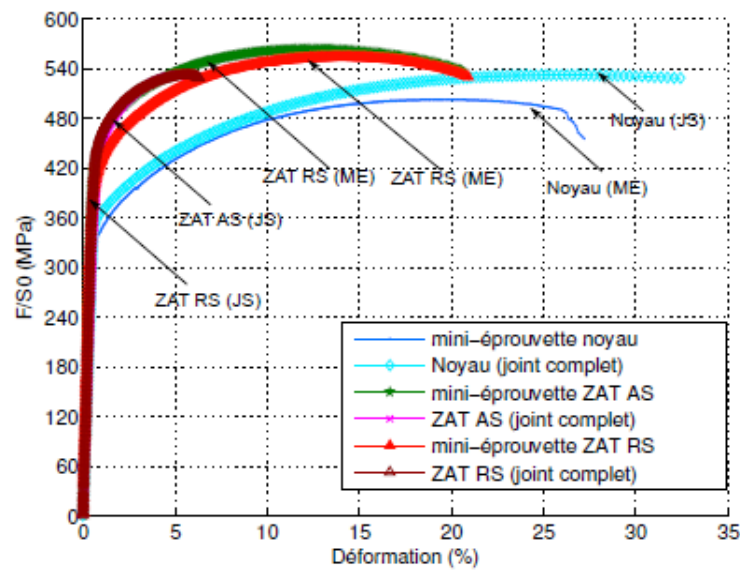


Figure 1.25 : Comportement mécanique « local » en traction monotone du joint soudé par FSW en alliage 2050-T851. Résultats d'essais sur les mini éprouvettes obtenus par corrélation d'images numériques sur le joint complet [43].

Cette comparaison zone par zone montre que l'effet structure du joint soudé va concentrer les déformations dans le noyau soudé, qui est la zone la plus faible. Les zones avoisinantes sont moins sollicitées et ont donc un allongement plus faible que lorsqu'elles sont sollicitées sur des mini éprouvettes. Cependant, la superposition des courbes pour la ZAT montre que celle-ci a un comportement mécanique identique lors des essais sur le joint complet ou sur des mini éprouvettes. Seules les mesures entre les deux méthodes varient légèrement.

D'autres travaux utilisent cette méthode : Ceux de Liu et Chao [56] sont réalisés sur un alliage d'aluminium 2024-T351 ; ceux de Reynolds et Duvall [54], sur des joints soudés par FSW. Ils ont effectué des essais de traction sur un alliage d'aluminium de la série 5000 (5454-O).

À partir des résultats expérimentaux, les courbes « contrainte nominale - déformation locale » spécifiques à chacune des zones du joint soudé ont été tracées, et les comportements mécaniques des différentes régions ont pu être évalués (Figure 1.26).

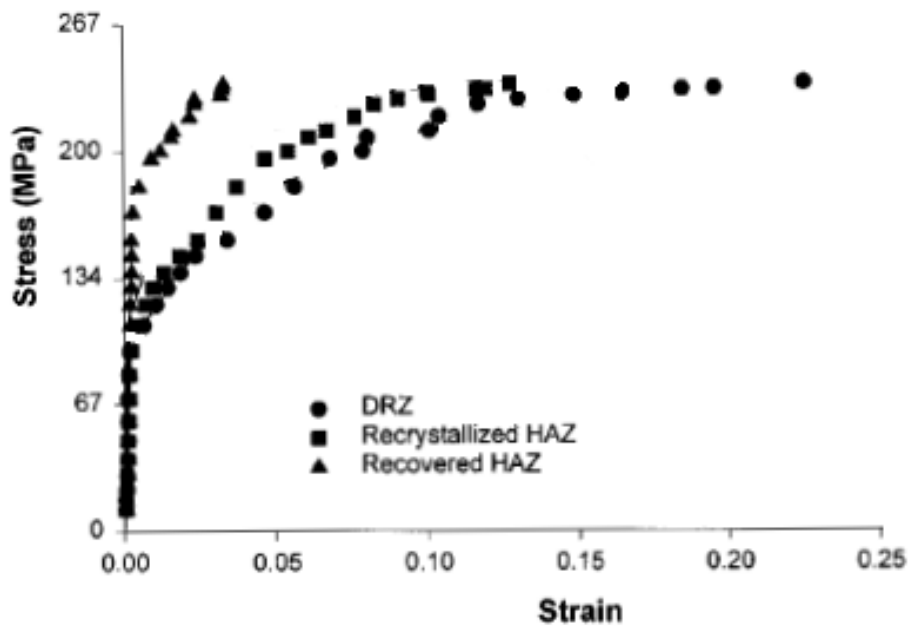


Figure 1.26 : Courbes « contrainte-déformation » pour le noyau du joint (DRZ), la Zone Affectée Thermo-Mécaniquement (Recrystallized HAZ) et la Zone Affectée Thermiquement (Recovered HAZ) d'un alliage de la série 5000 soumis à des essais de traction [54].

Un inconvénient de l'utilisation de la corrélation d'images sur un joint soudé est mis en avant dans les travaux de Reynolds et Duvall [54]. Il est impossible d'étudier précisément le métal de base sur une éprouvette qui possède un joint soudé. En effet, le noyau soudé et les zones très proches du joint sont les parties les moins résistantes de l'éprouvette. Lors d'un essai mécanique, ce sont ces zones qui se déforment en premier, qui localisent la déformation et mènent à la rupture. Il n'est pas possible d'étudier le comportement jusqu'à rupture du métal de base. Si l'on souhaite l'étudier, il est alors nécessaire de réaliser des essais en parallèle avec des éprouvettes constituées uniquement du métal de base, rendant ainsi l'étude de ce matériau plus simple.

1.3.4 Modélisation du gradient de comportement mécanique du joint en alliage d'aluminium 2198-T8 soudé par FSW

Le comportement mécanique global en traction uniaxiale du joint soudé est obtenu à l'aide d'un extensomètre (Figure 1.27) dans les travaux de Le Jolu [3]. Le comportement en traction des différentes zones du joint soudé en 2198-T8 a été estimé par corrélation d'images. Le découpage des zones du joint soudé a été réalisé selon les résultats des champs de déformation observés sur la tranche de l'éprouvette lors d'un essai de traction. Les courbes expérimentales de traction extraites localement (déformation locale – contrainte nominale, Figure 1.28) ont permis d'identifier les paramètres d'un modèle de comportement mécanique. La démarche suivie par Le Jolu pour modéliser le gradient de comportement mécanique du joint soudé consiste à identifier les paramètres d'un modèle pour toutes les zones par méthode inverse à l'aide d'un seul calcul de structure 3D de l'ensemble de la structure.

Le modèle utilisé introduit uniquement une variable d'écrouissage isotrope R , avec une limite élastique initiale σ_y et un durcissement Q :

$$R(p) = \sigma_y + Q(1 - e^{-bp}) \quad (1.14)$$

Les paramètres identifiés sont proposés dans le tableau 1.5 :

Tableau 1.5 : Paramètres matériaux d'un modèle élastoplastique identifiés par Le Jolu pour l'alliage d'aluminium 2198-T8 [3].

Matériau	E (GPa)	ν	σ_y (MPa)	Q (MPa)	b
Noyau soudé	74	0,3	281	272	8,9
ZATM-R	74	0,3	243	600	1,2
ZATM-A	74	0,3	270	385	1,8
ZAT-1	74	0,3	275	270	19,5
ZAT-2	74	0,3	280	320	37,6
ZAT-3	74	0,3	310	230	65,3
MB-T	74	0,3	463	128	18,0

La figure 1.27 permet de visualiser la comparaison entre le comportement mécanique global de la soudure, obtenu par un extensomètre, et celui obtenu par la simulation 3D, en créant un extensomètre virtuel. Le modèle isotrope identifié reproduit parfaitement le comportement monotone en traction du joint pour des déformations allant jusqu'à 10%.

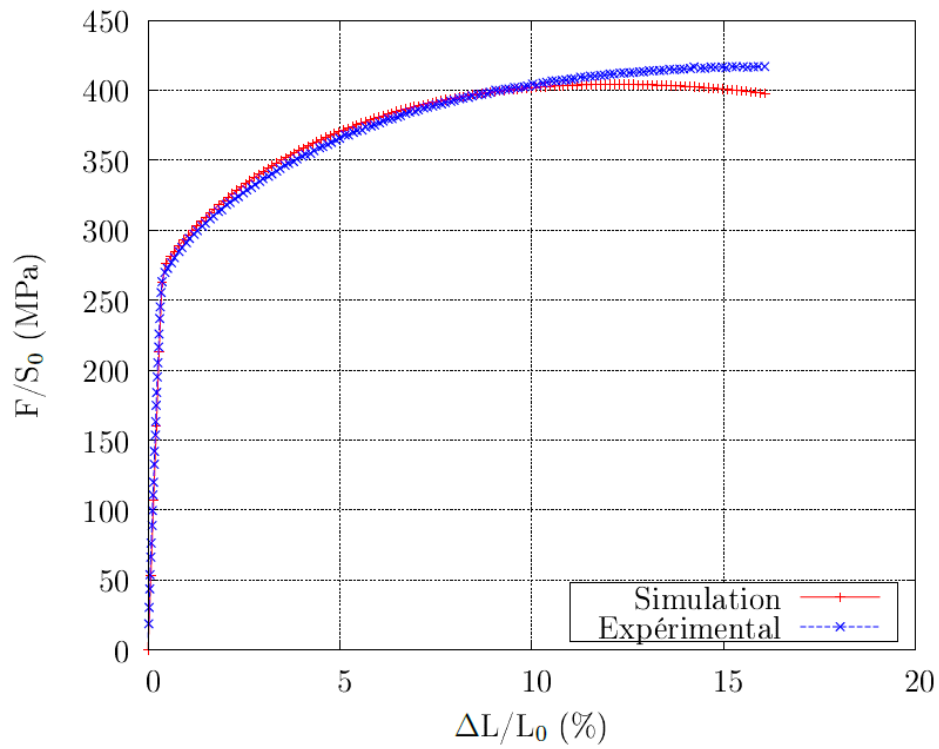


Figure 1.27 : Comparaison des réponses expérimentales et simulée lors d'un essai de traction sur un joint soudé [4].

Les comportements mécaniques locaux obtenus par DIC sur ce même essai sont comparés ensuite aux simulations (Figure 1.28). On observe que le modèle reproduit bien les comportements mécaniques locaux de chacune des zones pour de fortes déformations. Cependant, le début de l'écoulement plastique n'est pas toujours bien reproduit, avec en particulier une limite élastique un peu faible pour la ZATM-R et un peu trop élevée pour les ZAT.

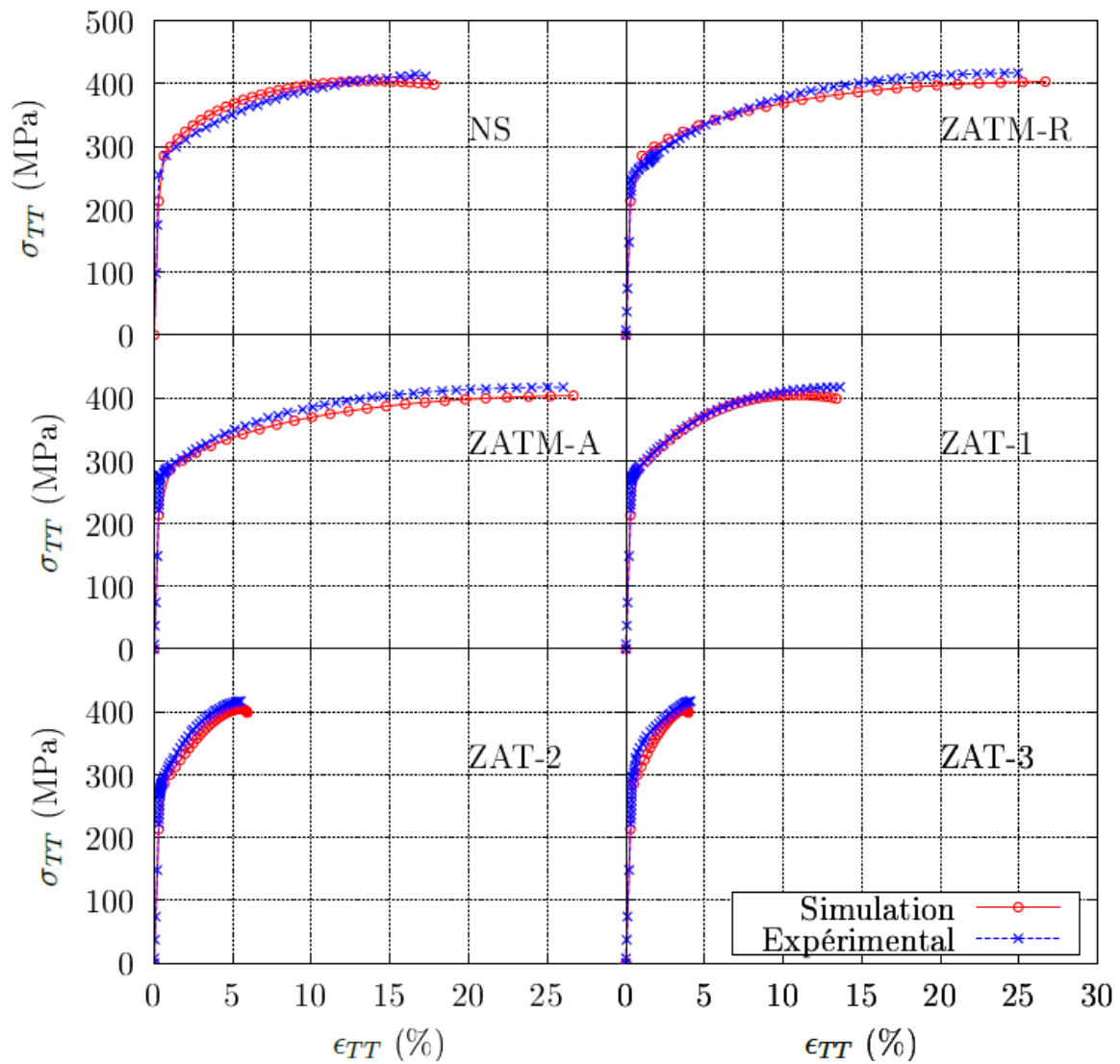


Figure 1.28 : Comparaisons des comportements mécaniques locaux, des zones constituant le joint soudé, numériques et expérimentales [3].

Ces paramètres ont été identifiés en considérant dans toutes les zones du joint soudé la même contrainte que celle appliquée dans les mors de l'éprouvette. Le Jolu a fait le choix de prendre les déformations simulées, ponctuellement à mi-épaisseur de l'éprouvette et dans chacune des zones du joint soudé. Les comparaisons des courbes obtenues montrent que ces hypothèses donnent de bons résultats, bien que l'analyse des contraintes locales obtenues par le calcul 3D affiche une différence marquée dans différentes zones du joint soudé.

1.3.5 Tenue en fatigue des joints soudés

1.3.5.1 Étude de la fatigue uniaxiale du 2198

Le soudage FSW crée une importante chute de dureté du métal de base vers le noyau soudé. Cette chute de dureté traduit un comportement mécanique hétérogène qui se retrouve en fatigue. Différents travaux comparent l'abatement de l'amplitude de contraintes entre le métal de base et le joint FSW.

Dans les travaux de Cavaliere [18], les essais de fatigue réalisés sur des éprouvettes d'épaisseur 5 mm à un rapport de charge de 0,33 montrent qu'il n'y a pas de différence notable entre les directions de laminage L et T (Figure 1.29).

Ces essais permettent également de comparer la différence d'amplitude de contraintes entre les essais sur le métal de base et les essais sur le joint soudé FSW.

Pour une durée de vie proche de 10^6 cycles, les amplitudes de contrainte appliquées au métal de base sont de 225 MPa dans la direction L et de 200 MPa dans la direction T. Tandis que pour le joint soudé, elle vaut environ 145 MPa, soit une diminution d'environ 35% dans la direction L et de 27% dans la direction T.

Alors qu'aucune différence entre les directions T et L n'est observable en fatigue, il est intéressant de noter que la chute des propriétés mécaniques entre le métal de base et le noyau soudé est moins importante lorsque le joint est soudé dans le sens du laminage et est sollicité dans la direction T.

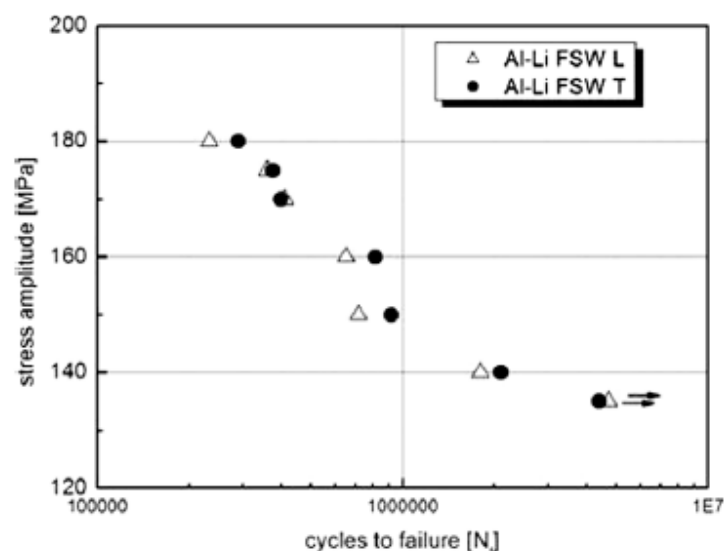


Figure 1.29 : Courbes de Wöhler, comparaison de la durée de vie en fatigue des joints soudés FSW dans les directions L et T [18].

L'alliage d'aluminium 2198-T8 a été soumis à des chargements cycliques en fatigue sous chargement uniaxial dans le sens T avec un rapport de charge de 0,1 dans les travaux de Le Jolu [3]. Des essais identiques ont été réalisés sur le joint soudé par FSW sur des tôles de 3,1 mm d'épaisseur (Figure 1.30). La comparaison des résultats permet d'observer que l'écart entre le métal de base et le joint soudé tend à augmenter au-delà d'une durée de vie de 10^5 cycles.

Pour une durée de vie en fatigue de 10^6 cycles, l'amplitude de contraintes du métal de base est d'environ 300 MPa tandis qu'elle est de 240 MPa pour le joint soudé, soit une diminution d'environ 20%. Cette diminution est plus faible que celle observée dans les travaux de Cavaliere pour des essais en fatigue à $R_\sigma = 0,33$.

Dans ces travaux, une observation de la zone d'amorçage dans le joint soudé a été faite. Cela permet de constater que l'amorçage peut se faire dans différentes zones, sans préférence particulière selon le niveau de contrainte appliqué.

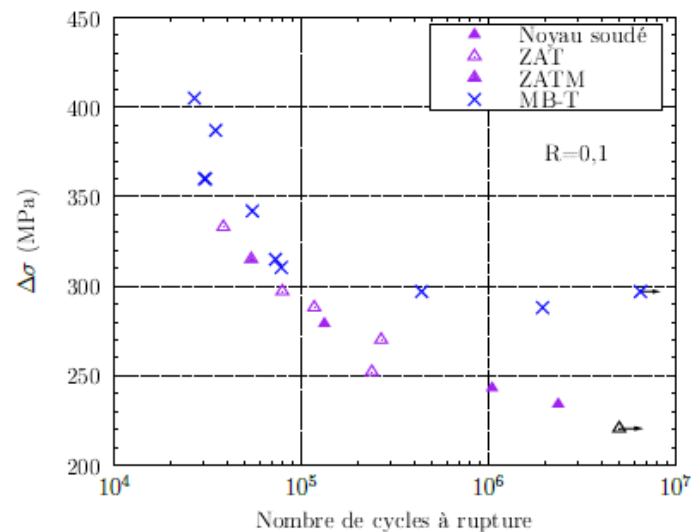


Figure 1.30 : Courbes de Wöhler obtenues pour différentes zones d'un joint FSW sollicité dans la direction T ($R_\sigma=0,1$) [3].

1.3.5.2 Avantage du 2198 par rapport au 2024

Les travaux de Di et Yang proposent également une comparaison des courbes de Wöhler entre un alliage d'aluminium 2024-T4 non soudé et soudé par FSW [57] (Figure 1.31).

Des éprouvettes de 4 mm soudées par FSW sont sollicitées en fatigue à un rapport de charge de 0,1. L'amplitude de contrainte pour une durée de vie d'environ 10^6 est de 100 MPa pour le joint soudé et de 130 MPa pour le métal de base, soit une diminution de 23%.

A 10^5 cycles, aucun essai n'a été réalisé sur le métal de base, mais à l'aide de la courbe de tendance, on peut estimer une amplitude de contrainte d'environ 200 MPa. Pour le joint soudé, cette amplitude de contrainte est de l'ordre de 130 MPa, soit une diminution de 35%, nettement plus importante que celle observée précédemment dans les travaux de Le Jolu (Figure 1.30).

Ces résultats montrent d'une part que les niveaux de contrainte appliqués, pour une même durée de vie d'environ 10^5 cycles, sur les alliages d'aluminium 2198-T8 et 2024-T4 sont différents avec respectivement 290 MPa et 130 MPa. Et d'une autre part, à cette même durée de vie, la diminution du niveau de contrainte appliqué sur le métal de base et sur le joint soudé est plus importante pour l'alliage d'aluminium 2024-T4 que pour l'alliage étudié.

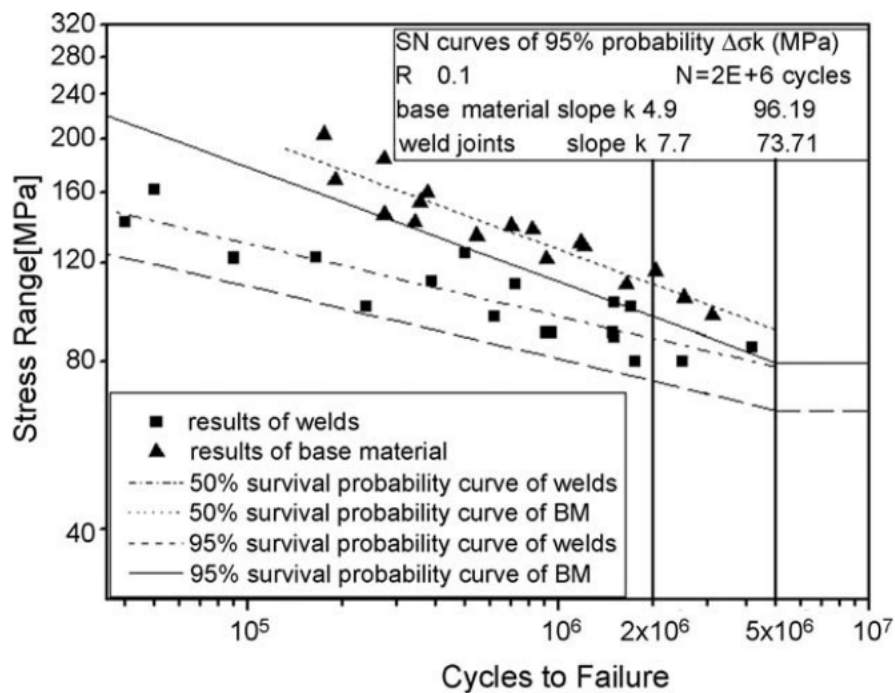


Figure 1.31 : Courbes de Wöhler, comparaison de la durée de vie en fatigue du métal de base, l'alliage d'aluminium 2024-T4, et du joint soudé par FSW [57].

1.3.5.3 Étude de la fatigue multiaxiale

Un joint en alliage d'aluminium 2198-T8 soudé par FSW a été soumis à des chargements multiaxiaux dans les travaux de Zhang [58].

Pour l'occasion, une éprouvette cruciforme a été dimensionnée avec une entaille en son centre. L'épaisseur de la zone du joint est de 3,1 mm, tandis que les zones éloignées du joint sont réduites à 1,6 mm.

Deux sens de laminage ont été testés, les directions L et T. Ces travaux ont permis d'étudier la propagation de fissure dans le joint de cet alliage d'aluminium soudé par FSW. Les résultats ont montré que le chemin de propagation de fissures est dépendant du sens de laminage de la tôle et du sens de soudage par rapport à celle-ci.

Ces essais sont suivis d'une modélisation de propagation de fissure au sein du joint soudé afin de prédire la trajectoire de propagation.

1.4 Problématique et objectifs de la thèse

L'objectif des industriels dans le dimensionnement des structures aéronautiques est une durée de vie de l'ordre de 10^5 cycles. On sait par expérience que, pour de telles durées de vie, une certaine plasticité peut être observée, cependant celle-ci n'est pas encore très bien prise en compte dans la littérature concernant l'alliage 2198-T8.

Le but de notre travail est d'abord de proposer un modèle de comportement capable de reproduire le gradient de propriétés mécaniques observé expérimentalement pour des chargements mécaniques uniaxiaux et multiaxiaux. Celui-ci devra donc permettre une bonne prise en compte de la plasticité et des sollicitations cycliques. Par ailleurs, un modèle d'endommagement devra être proposé afin d'estimer les durées de vie en fatigue sous chargement uniaxial et multiaxial.

2. ÉTUDE EXPERIMENTALE DU GRADIENT DE COMPORTEMENT MÉCANIQUE GÉNÉRÉ PAR LE PROCÉDÉ DE SOUDAGE FSW ET LIEN AVEC LA MICROSTRUCTURE

La méthode de corrélation d'images numériques a été utilisée pour caractériser, localement, le gradient de propriétés mécaniques observé sur des joints soudés soumis à des chargements monotones et cycliques, uniaxiaux et multi-axiaux. Ce deuxième chapitre, exclusivement expérimental, présente les résultats obtenus. En outre, nous tenterons de relier ce gradient de propriétés mécaniques à l'évolution de la précipitation durcissante au travers du joint soudé.

2.1 Démarche expérimentale

2.1.1 Présentation des essais uniaxiaux

Dans ces travaux, le gradient de comportement mécanique du joint soudé a été étudié et caractérisé en réalisant des essais mécaniques de traction monotone et des essais cycliques sous chargement symétrique.

Il y a deux sortes d'éprouvettes, illustrées sur la figure 2.1. L'une est prélevée dans la tôle avec un joint soudé (a), qui est centré et perpendiculaire à l'axe de chargement. Les éprouvettes sont prélevées dans trois directions, respectivement selon L, T et D (45°) des tôles. Les tôles ont été soudées selon ces trois directions (Figure 2.2). Les géométries de ces éprouvettes respectent la norme ASTM E-466-07 [59].

Une deuxième éprouvette contient un joint soudé centré et orienté à 45° par rapport à l'axe de chargement (b). Cette géométrie d'éprouvette doit permettre de solliciter le joint soudé en cisaillement.

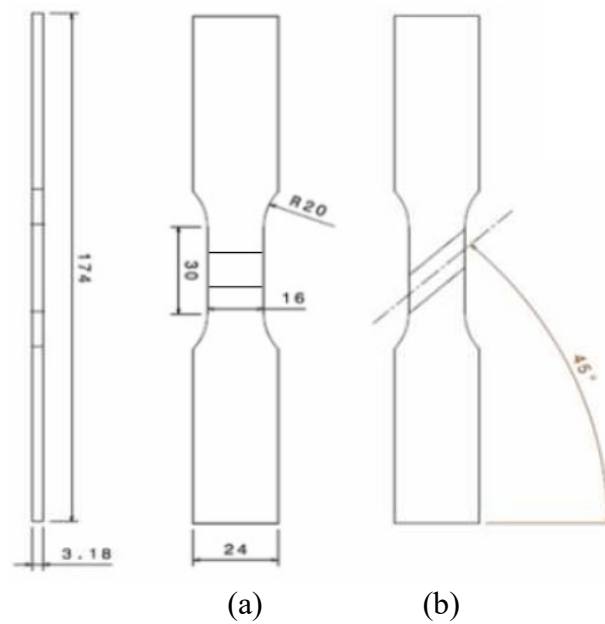


Figure 2.1 : Géométries des éprouvettes, joint soudé à 90° (a) et joint soudé à 45° (b).

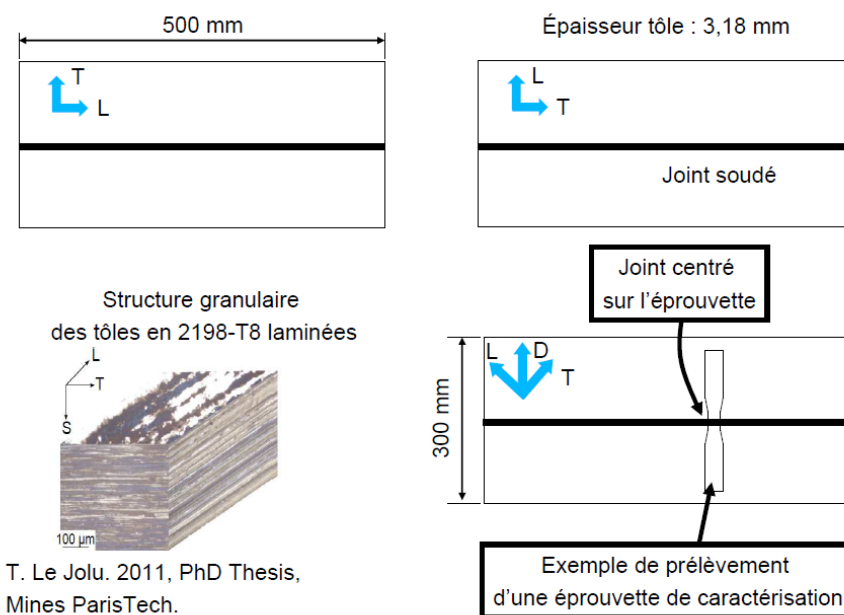


Figure 2.2 : Soudage réalisé selon trois directions de laminage différents de la tôle et exemple de prélèvement d'une éprouvette de caractérisation (+ image structure granulaire du métal de base [3]).

Dans la suite de ces travaux, les directions L, T et D correspondent à l'axe de sollicitation des éprouvettes.

Toutes les éprouvettes ont les mêmes dimensions, à savoir une longueur de 174 mm, une largeur de 24 mm dans les têtes et une largeur dans la zone utile de 16 mm. L'épaisseur est de

3,18 mm, c'est-à-dire que, dans le cas des éprouvettes avec un joint soudé, l'épaisseur n'est pas reprise après soudage. Les joints sont simplement ébavurés de façon à avoir une surface lisse. La zone utile a pour longueur 30 mm et les rayons des congés de raccordement sont de 20 mm.

Les essais de traction et cycliques sont pilotés en force avec une vitesse de pilotage de $0,2 \text{ kN.s}^{-1}$. Un essai de traction a été réalisé avec une vitesse de pilotage 100 fois plus faible ($0,002 \text{ kN.s}^{-1}$) afin de caractériser une éventuelle évolution du comportement en fonction du temps. Les essais cycliques ont été réalisés avec un rapport de charge symétrique à des niveaux de force croissants de 15,26kN, 16,28kN, 17,30kN et 18,32 kN. Ces niveaux de force correspondent, en considérant la section nominale utile de l'éprouvette, à des contraintes nominales d'environ 300MPa, 320MPa, 340MPa et 360MPa. Pour chaque niveau de force, un certain nombre de cycles est réalisé avant le passage au niveau supérieur (Figure 2.3). Le but est d'étudier le durcissement cyclique ou l'adoucissement cyclique du matériau.

L'ensemble des essais et des chargements sont regroupés dans les annexes 1.1 et 1.2.

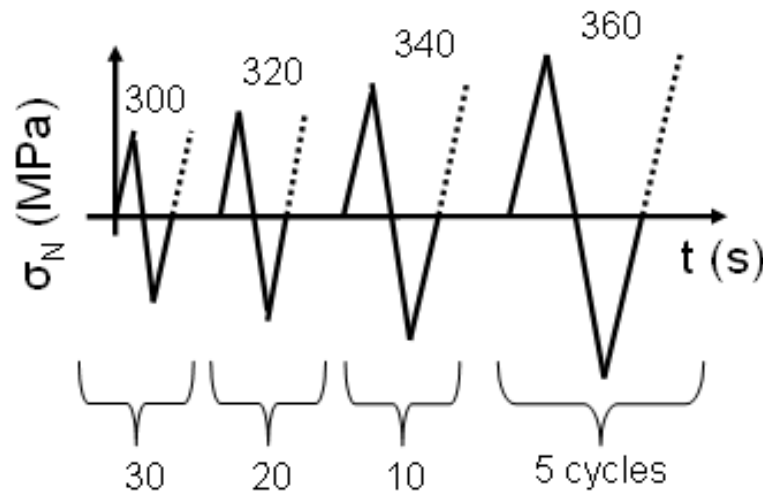


Figure 2.3 : Caractéristiques des essais cycliques à rapport de charge symétrique sur les joints soudés dans les directions T, L et D.

Lors de l'étude d'un matériau homogène, les essais sont généralement réalisés en déformation imposée [60].

Dans notre cas, les essais ont été réalisés en force imposée car les comportements mécaniques locaux des zones du joint sont très différents. Pour une déformation globale imposée à l'éprouvette, chacune des zones du joint soudé va connaître une évolution des déformations qui varie avec des durcissements différents rendant la méthode d'identification des paramètres mécaniques plus longue.

Tous les essais cycliques réalisés avec un chargement symétrique ($R_\sigma = \sigma_{\min}/\sigma_{\max} = -1$), sur le joint soudé, ont été rendus possibles grâce à un dispositif anti-flambage inspiré des travaux de Khan [60] (Figure 2.4). Il s'agit d'une cage en acier dans laquelle l'éprouvette peut tout de même glisser. En traction, cette cage n'a pas d'effet sur le comportement de l'éprouvette mais

pour la partie compression, il est possible qu'elle rigidifie la structure à cause de « l'effet Poisson ». Ces effets seront discutés lors de l'analyse des résultats.

La cage est dimensionnée avec deux ouvertures, sur la première face pour pouvoir réaliser la corrélation d'images au cours de l'essai et sur la deuxième face afin d'installer l'extensomètre permettant de capter le comportement global de l'éprouvette.

Les vis de cette cage sont serrées à la main arbitrairement de façon à laisser l'éprouvette libre de se déplacer, mais suffisamment serrées pour que la cage ne tombe pas lors de fortes déformations de l'éprouvette.

Les dimensions de cette cage sont présentées dans les annexes 1.3 et 1.4.

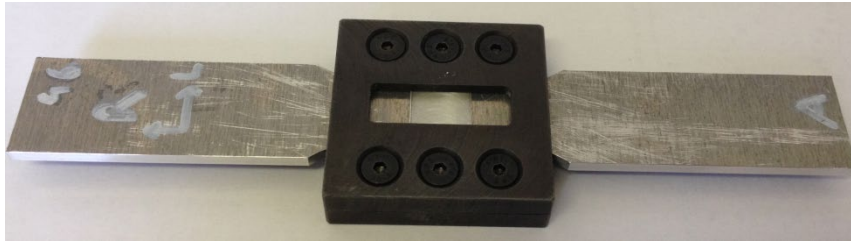


Figure 2.4 : Dispositif anti-flambage dimensionnée pour ces travaux.

Quelques essais de traction ont été réalisés sur le métal de base pour comparaison des résultats avec les essais sur joint soudé. Ils sont pilotés en déformations à l'aide de l'extensomètre mis en place sur la surface de l'éprouvette. Deux vitesses de pilotage différentes (10^{-3}s^{-1} et 10^{-5}s^{-1}) ont été imposées afin d'observer de possibles effets de viscosité sur le matériau.

Les essais réalisés dans les directions L, T et D sont pilotés jusqu'à 2% de déformation globale à une vitesse de 10^{-3}s^{-1} , puis de 2% à 4% de déformation à une vitesse de 10^{-5}s^{-1} et enfin de 4% à 6% à une vitesse de déformation de 10^{-3}s^{-1} .

2.1.2 Présentation des essais multiaxiaux

De nombreuses éprouvettes cruciformes ont été dimensionnées dans la littérature [58, 61, 62, 63, 64, 65, 66, 67, 68, 69]. La géométrie de ces éprouvettes dépend du matériau étudié, des conditions d'essais, des dimensions de la machine d'essais, ...

Dans notre étude, différentes contraintes ont conditionné la géométrie de l'éprouvette finale.

Premièrement, la machine utilisée et ses vérins hydrauliques imposent les dimensions maximales en tenant compte du jeu nécessaire lors de l'allongement du matériau.

Deuxièmement, l'épaisseur de la tôle de l'étude est initialement très faible (3,18 mm) et ne permet pas d'amincir de façon optimale l'éprouvette en son centre comme cela a pu être fait dans certains travaux [61, 62, 68].

Les premières éprouvettes dimensionnées permettaient de localiser un maximum de déformation en leur centre puisque la présence du joint soudé affaiblit la zone (Annexes 1.5 et 1.6).

Cependant, en fatigue, ces éprouvettes ont tendance à présenter une concentration importante des contraintes dans les rayons de raccordements conduisant à des amorçages de fissures dans ces zones.

Elle s'inspire de différents travaux dans lesquels l'épaisseur de l'éprouvette a été amincie en son centre [61, 63, 64, 65, 66, 67].

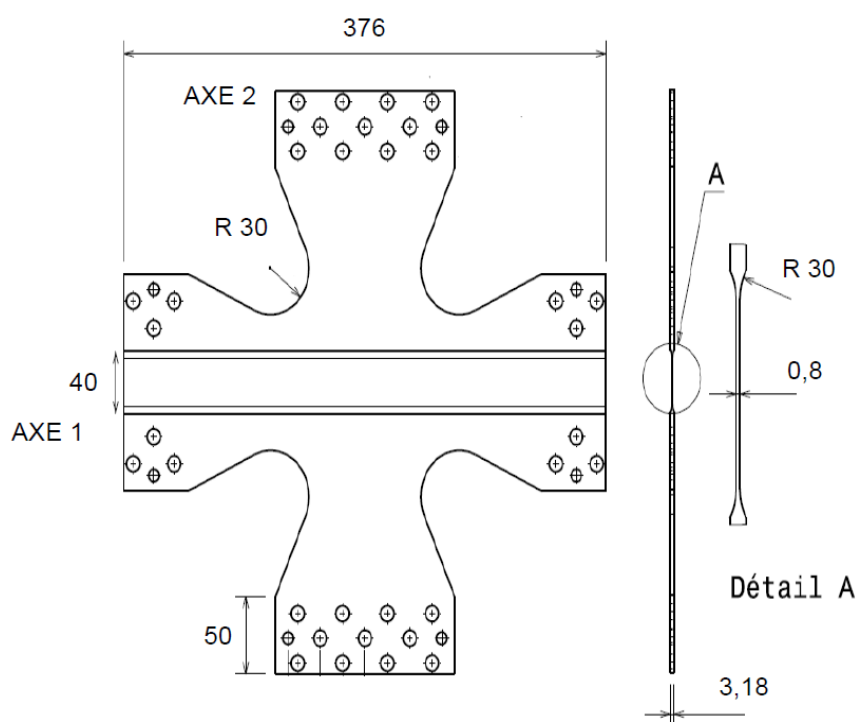


Figure 2.5 : Éprouvette cruciforme dimensionnée pour valider le modèle de comportement mécanique et étudier le joint soudé en fatigue multiaxiale.

L'épaisseur dans la zone centrale est ramenée à 0,8 mm (Figure 2.6).

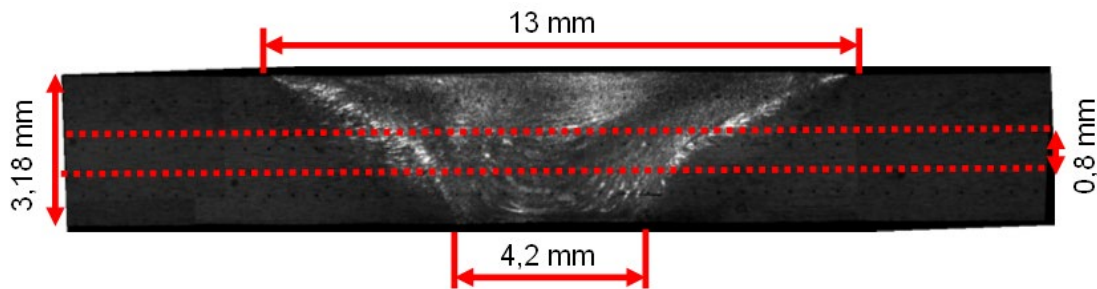


Figure 2.6 : Joint soudé par FSW observé dans l'épaisseur de la tôle par Microscope Optique.

Les conditions expérimentales des quatre essais réalisés en multiaxial sont illustrées par les figures 2.7 et 2.8. Pour chacun des essais, la courbe du haut représente les efforts imposés sur l'axe 2 (Cf. Figure 2.5) et la courbe du bas, les efforts imposés sur l'axe 1. Les essais sont tous réalisés en phase. Les types de chargements diffèrent afin d'avoir différents rapports de multiaxialité.

Afin de présenter rapidement les résultats expérimentaux, on utilise la « contrainte », qui correspond à la force imposée au loin de l'éprouvette divisée par la section initiale située dans la zone utile de l'éprouvette. La « déformation » correspond quant à elle à la moyenne de la déformation selon l'axe de chargement le long d'une ligne perpendiculaire au chargement. Cette technique est décrite dans le paragraphe 2.2.3.2 de ce chapitre (Figure 2.11).

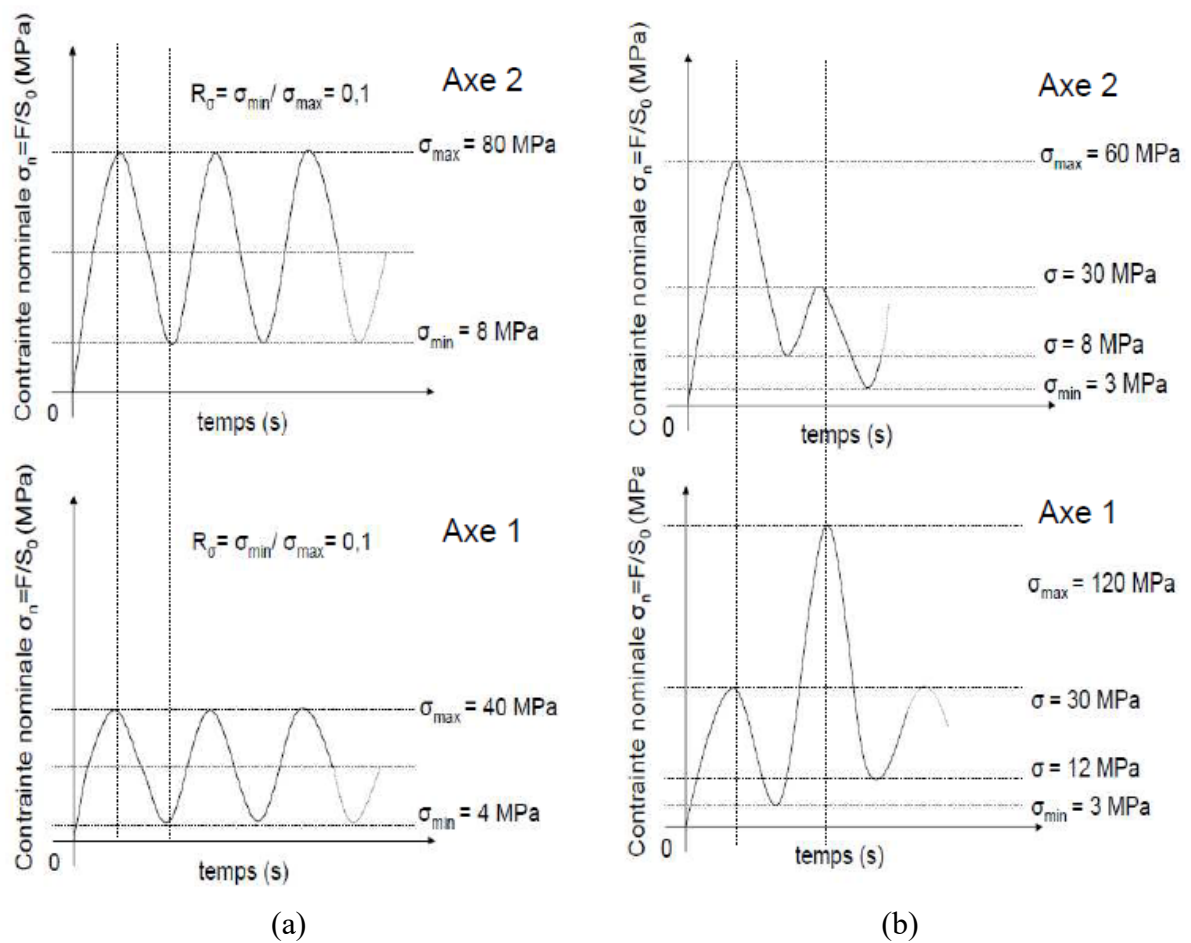


Figure 2.7 : Conditions d'efforts imposés sur les axes 1 et 2 pour les essais biaxiaux n°4 (a) et n°5 (b).

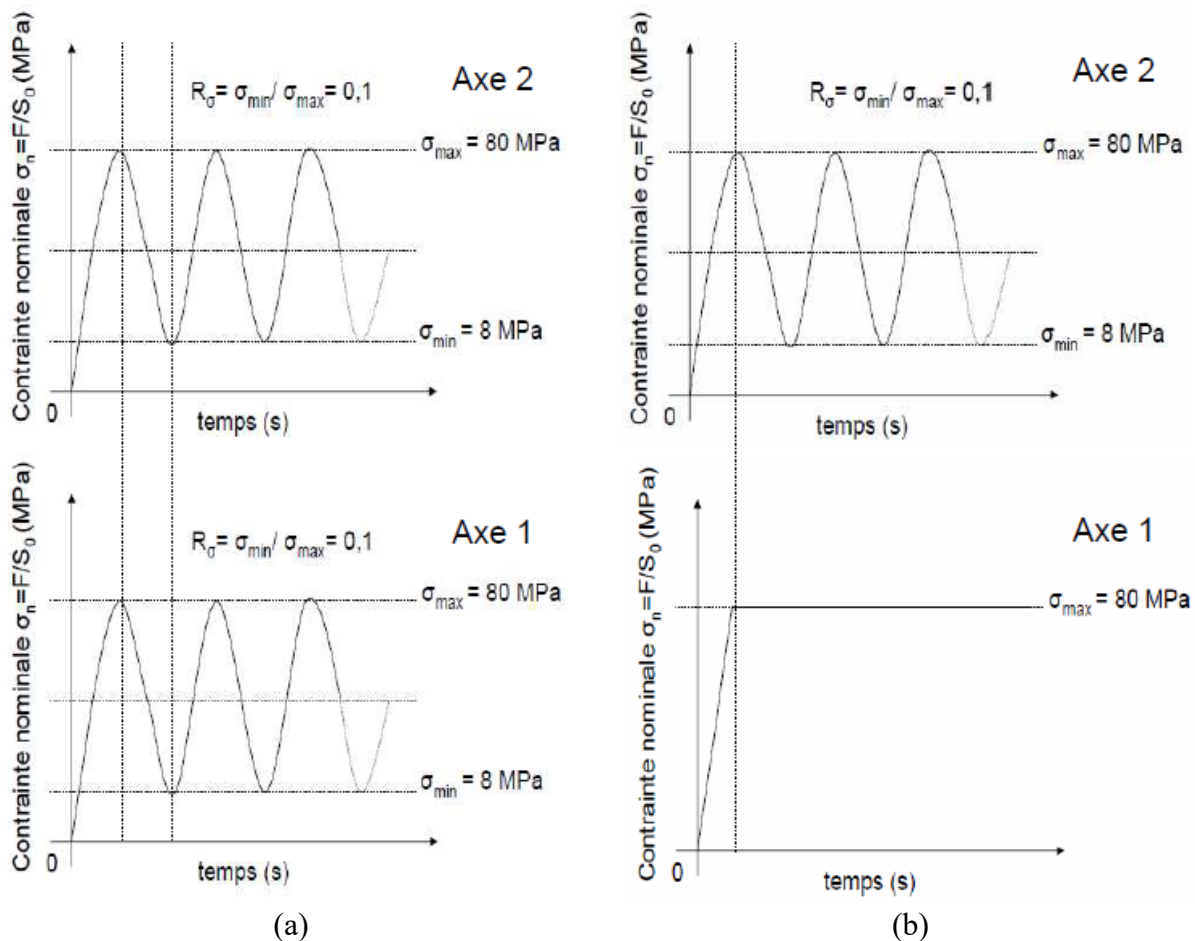


Figure 2.8 : Conditions d'efforts imposés sur les axes 1 et 2 pour les essais biaxiaux n°6 (a) et n°7 (b).

Pour l'essai n°4, un rapport d'efforts de 0,5 entre l'axe 1 (parallèle au joint soudé) et l'axe 2 (perpendiculaire au joint soudé). En effet, un chargement mécanique plus important est imposé dans l'axe 2 permettant l'ouverture du joint soudé. Pour chaque axe, les cycles ont un rapport de charge de 0,1. Il s'agit d'un essai typique des industriels qui se rapproche des sollicitations vues en service.

Pour l'essai n°5, réalisé dans le sens L, le chemin de chargement est plus complexe. Le premier cycle de cet essai est identique à celui de l'essai n°4 avec l'équivalent de 60 MPa dans l'axe 2 et 30 MPa dans l'axe 1. La deuxième partie de cet essai consiste à inverser les efforts en imposant un chargement plus important dans le sens du joint afin de le « refermer » après le premier cycle. Une contrainte en sortie de mors équivalente à 120 MPa est imposée dans l'axe 1 et de 30 MPa dans l'axe 1.

Les cycles ont également un rapport de charge de 0,1.

L'essai n°6, présenté sur la figure 2.8, est réalisé dans la direction T. Contrairement à l'essai n°4, cet essai propose un rapport de 1 entre les axes 1 et 2. L'objectif de cet essai est de comparer sa durée de vie en fatigue avec celle de l'essai n°4.

Enfin l'essai n°7 est réalisé dans la direction de sollicitation L. La spécificité de cet essai est d'imposer un chargement constant dans l'axe 1 afin d'empêcher l'ouverture du joint soudé par les chargements imposés dans l'axe 2. Il s'agit également de relier cet essai aux essais n°4 et n°5, en effet, seul le chargement sur l'axe 1 change entre ces trois cas.

Les essais n°4, n°6 et n°7 sont pilotés à la même vitesse ($0,8 \text{ kN.s}^{-1}$) tandis que pour l'essai n°5, il y a une variation des vitesses afin que les sommets des efforts maximaux et minimaux des axes 1 et 2 soient en phase. Les vitesses de pilotage ont été choisies afin de permettre au dispositif de corrélation d'images GOM d'enregistrer les images au cours des cinq premiers cycles. L'objectif est de visualiser le comportement mécanique du joint soudé et de pouvoir ensuite valider le modèle de comportement mis en place à l'aide des essais uniaxiaux.

2.2 Moyens d'essais expérimentaux

2.2.1 Machine de fatigue uniaxiale

Les essais sous chargement uniaxial ont été réalisés sur une machine servo-hydraulique LOS SYSTEM Losenhausen (Great Britain) Ltd de 100 kN à vérins hydrauliques MTS. Ils ont été effectués à température ambiante.

Un extensomètre à couteaux MTS de base 25 mm avec une plage de déformation de $\pm 15\%$ ($\pm 3,75 \text{ mm}$) est utilisé pour mesurer la déformation globale. Il est placé sur la face arrière de l'éprouvette (Figure 2.9). Tandis que sur la face avant, des caméras sont mises en place pour réaliser la stéréo corrélation d'images numériques.

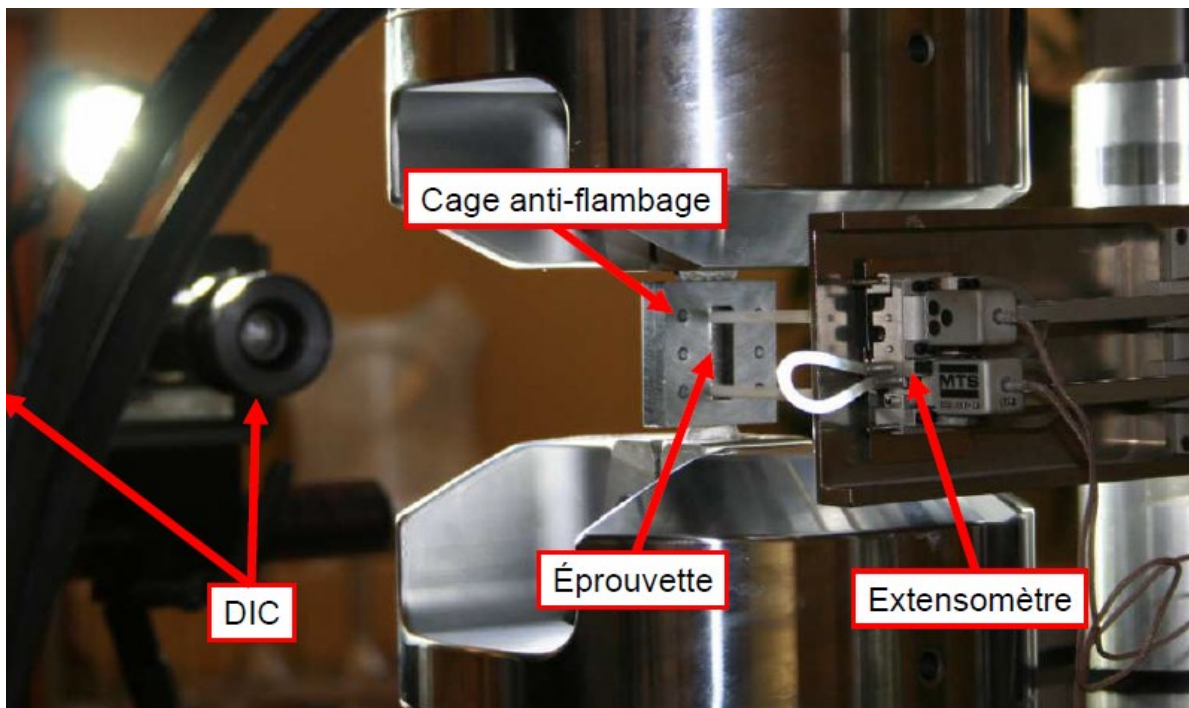


Figure 2.9 : Disposition de l'extensomètre et des caméras, pour la stéréo-corrélation, par rapport à l'éprouvette uniaxiale.

2.2.2 Machine de fatigue biaxiale

Les essais sous chargement biaxial ont été réalisés sur une machine propre à l'ONERA, composée d'un vérin hydraulique SCHENCK d'une capacité maximale en dynamique de 160 kN sur chaque axe, avec une course de 20 mm.

Les déplacements latéraux de l'éprouvette sont accommodés par des bras à lamelles souples.

Des mors ont été spécialement conçus au cours de cette thèse pour accueillir les éprouvettes cruciformes.

2.2.3 Utilisation de la corrélation d'images numériques pour l'étude du comportement mécanique

2.2.3.1 Principe de base

Au cours des essais sous chargement uniaxial et multiaxial, la méthode de stéréo-corrélation d'images numériques est le principal outil utilisé pour capter les champs de déformations locaux à travers tout le joint soudé par FSW [77]. La technique est sans contact (Figure 2.10). Les images successives de la surface de l'éprouvette au cours de l'essai sont comparées entre elles, ce qui permet d'observer les déplacements au cours du temps. Il est ensuite possible en post-traitement, de calculer les déformations locales de l'éprouvette.

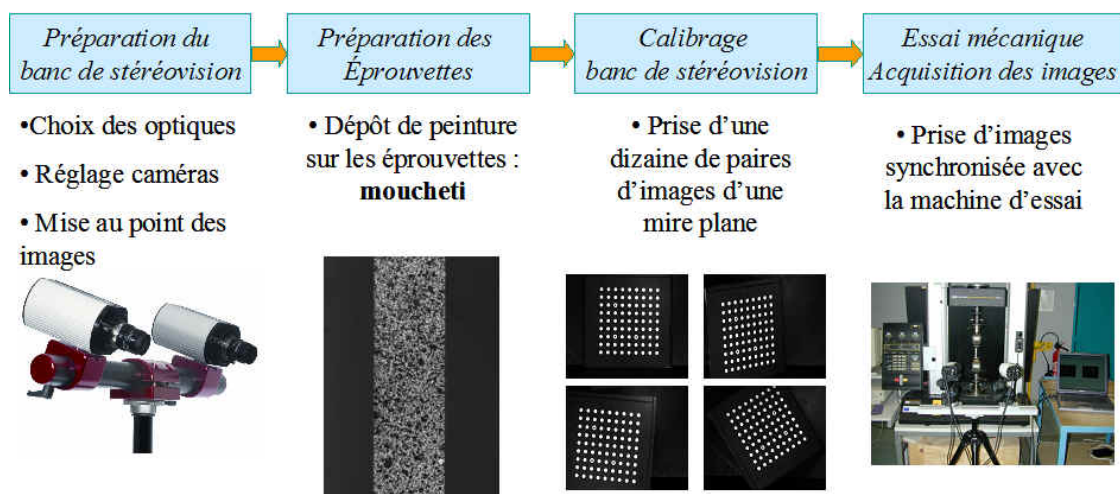


Figure 2.10 : Principe de base de la stéréo-corrélation d'images numériques [121].

Le logiciel utilisé en post-traitement permet d'analyser des images numériques pour lesquelles il va allouer à chaque pixel des coordonnées spatiales. La première image de l'étude est appelée image de référence et représente l'échantillon à l'état non déformé.

Au cours de la déformation de l'échantillon, une série d'images est enregistrée à l'aide de deux caméras CCD afin que le logiciel puisse, en post-traitement, comparer ces images numériques et calculer les champs de déplacement et de déformation sur la surface de l'échantillon.

La détermination du champ de déplacement est déterminée entre deux images à l'aide de « zones d'intérêts » ou motif (Figure 2.12). Ces zones sont comparées les unes aux autres et aussi entre elles d'une image de « référence » à une image « déformée ». La qualité du

mouchetis, des équipements de mesures (caméras, ...), de la luminosité et des résultats recherchés vont définir le nombre de zones à considérer et leur taille. Ces zones peuvent se chevaucher ou même être éloignées.

L'avantage de la corrélation d'images numériques est de pouvoir observer localement de faibles déplacements. L'inconvénient de cette méthode peut être le temps de post-traitement qui varie selon le nombre d'images à analyser.

Dans le cadre de cette étude, le système ARAMIS [78] est utilisé. La stéréo-corrélation permet de mesurer des champs de déplacement en 3D (Annexe 1.8).

De nombreux réglages ont été effectués concernant le nombre, tailles et positionnement des « zones d'intérêts » ou « pattern ». Différentes tailles de motif et différents espacements ont été testés. Les erreurs de calculs sont toujours inférieures à la taille du pixel. Le tableau 2.1 propose les résultats obtenus sur un test avec des « patterns » de taille 70x70 pixels. L'essai consiste à imposer un déplacement machine croissant et de réaliser en même temps la corrélation d'images sur l'éprouvette, d'un matériau homogène, sollicitée mécaniquement. Un déplacement moyen est calculé par le logiciel en fonction des images recueillis par les caméras. Une comparaison entre le déplacement calculé et celui imposé à la machine permet de mesurer l'erreur induite par la technique de corrélation d'images.

Tableau 2.1 : Comparaison des déplacements obtenus par la machine d'essai et la corrélation d'images numériques.

Pattern (pixel)	Images	Déplacement moyen (mm)	Déplacement machine (mm)	Erreur systématique (mm)	Erreur en pixel
70x70	2	0,194	0,2	0,006	0,3
	3	0,405	0,4	0,005	0,3
	4	0,611	0,6	0,011	0,6
	5	0,805	0,8	0,005	0,2
	6	1,006	1	0,006	0,3
	7	1,513	1,5	0,013	0,7
	8	2,017	2	0,017	0,9

2.2.3.2 Création d'un extensomètre virtuel et validation de la technique

La méthode est présentée sur la figure 2.11. Elle consiste à récupérer les déplacements obtenus par DIC à l'endroit où les couteaux de l'extensomètre sont posés sur l'éprouvette. Il importe de prendre la moyenne des mesures obtenues par DIC sur la ligne de contact. La longueur utilisée reste néanmoins inférieure à la largeur de l'éprouvette, afin d'éviter les perturbations à proximité des bords.

La comparaison entre les résultats obtenus par l'extensomètre et la DIC permet de valider l'utilisation de celle-ci pour l'étude du comportement mécanique global du joint soudé.

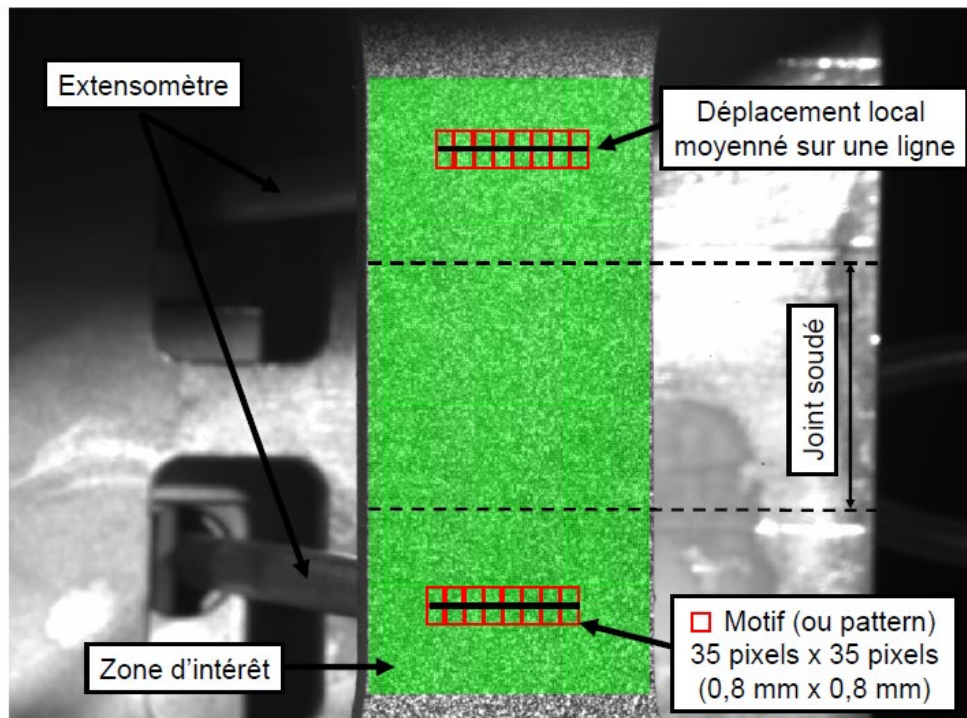


Figure 2.11 : Réalisation d'un extensomètre virtuel à l'aide de la méthode de corrélation d'images au cours d'un essai mécanique.

La courbe de traction, dans la direction L, est représentée sur la figure 2.12. Il y a un très bon accord entre la mesure obtenue à l'aide de l'extensomètre et le résultat de calcul de la corrélation d'images numériques (DIC) recréant un « extensomètre virtuel ».

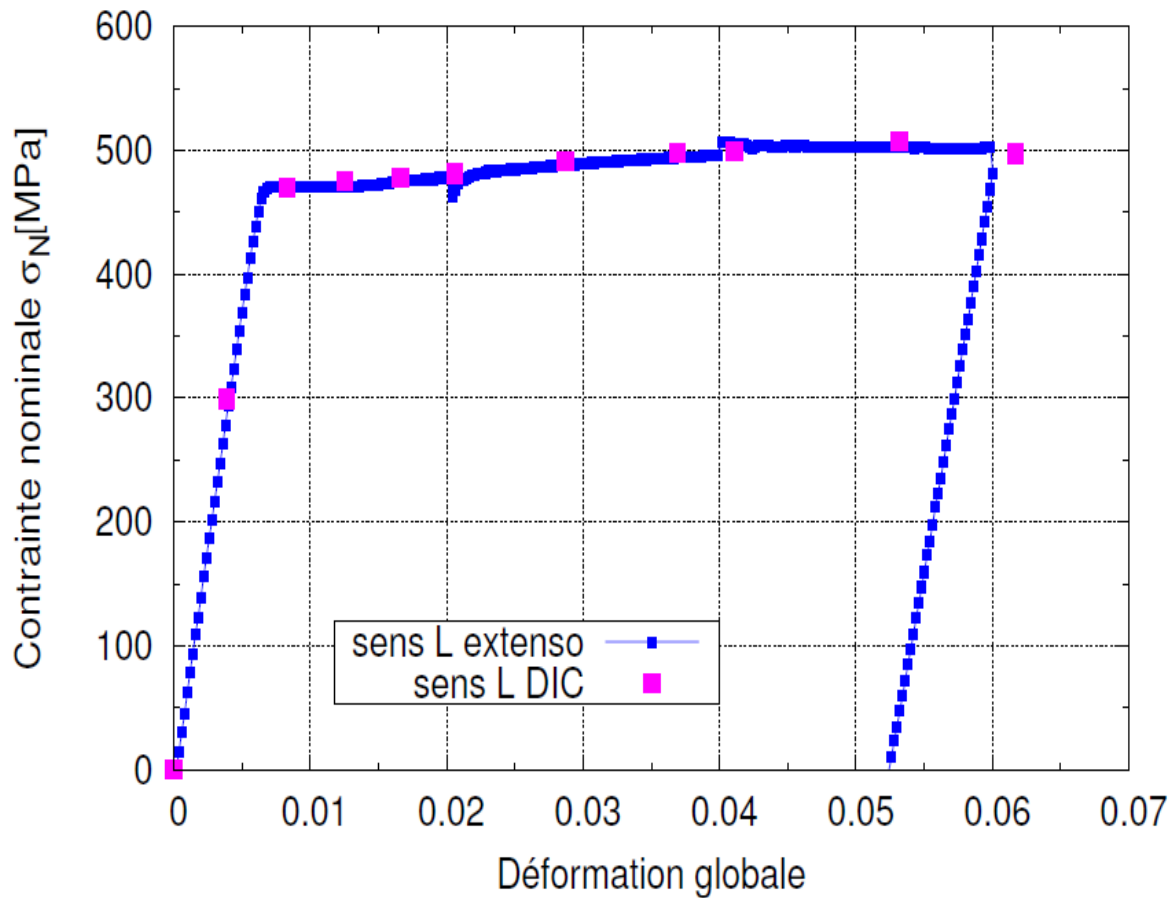


Figure 2.12 : Comparaison du comportement mécanique global de l'alliage d'aluminium 2198-T8, sollicité en traction, et obtenu par DIC et par un extensomètre.

De la même façon que sur le métal de base, la corrélation d'images numériques a été validée sur un matériau dont le comportement mécanique est hétérogène à travers l'éprouvette.

La figure 2.13 affiche la comparaison du comportement mécanique global entre les résultats obtenus par l'extensomètre et ceux obtenus avec la DIC dans la direction T, la soudure étant réalisée dans la direction de laminage de la tôle et le chargement se faisant perpendiculairement au joint.

Cet essai permet de valider l'utilisation de cette méthode pour un joint soudé.

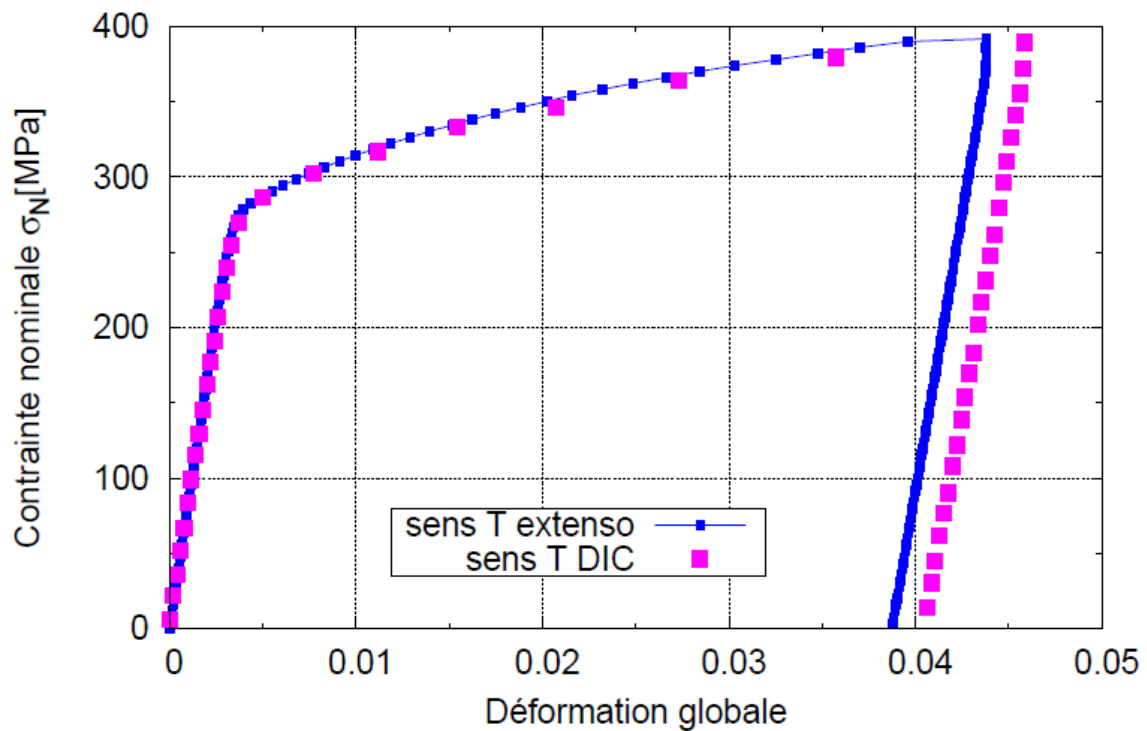


Figure 2.13 : Comparaison du comportement mécanique d'un joint soudé en 2198-T8, sollicité en traction, et obtenu par DIC et par un extensomètre.

Après validation de la méthode de corrélation d'images pour des essais de traction sur le métal de base seul et sur le joint soudé, la technique est appliquée sur le métal de base pour un essai cyclique à incrément croissant de déformation. La figure 2.14 affiche la comparaison entre les boucles d'hystérésis obtenues avec l'extensomètre et par DIC pour les quatre niveaux de déformations. Les résultats montrent que l'utilisation de la DIC permet de bien reproduire le comportement mécanique du matériau.

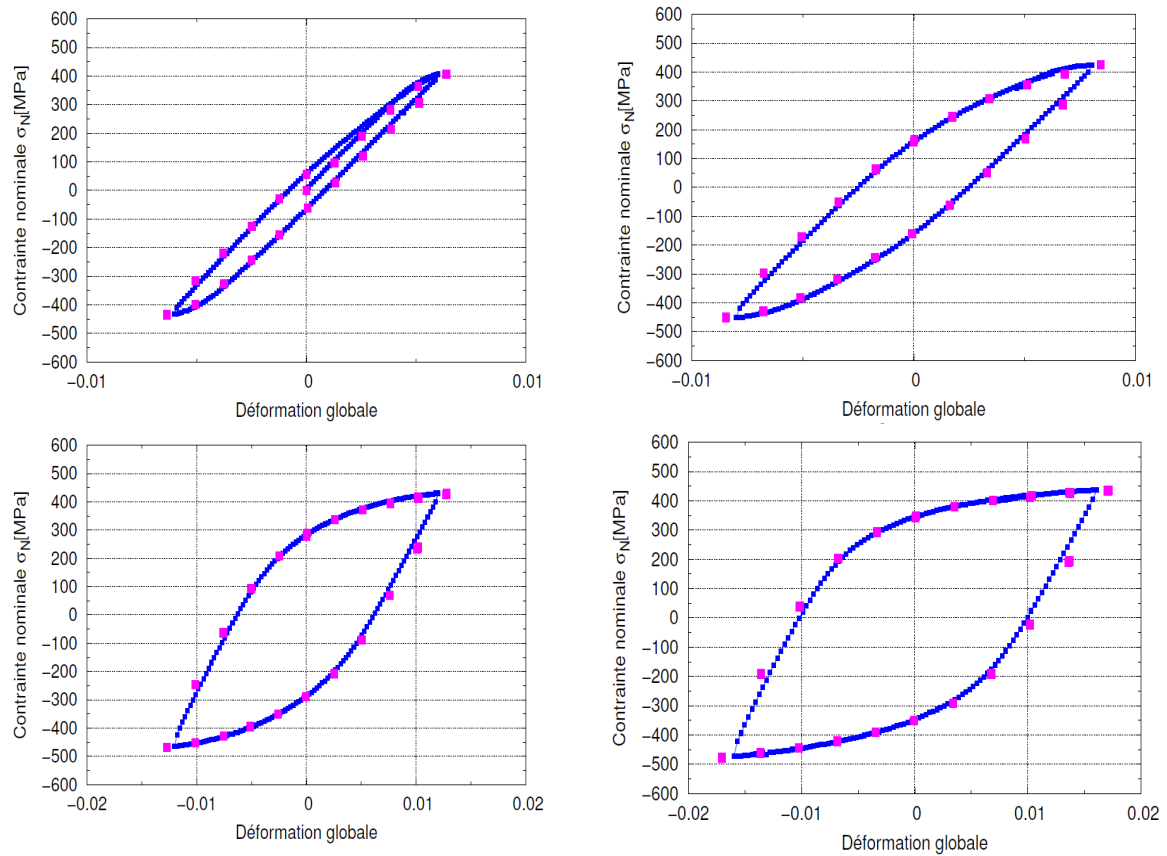


Figure 2.14 : Comparaison du comportement mécanique global obtenu par DIC et extensomètre, de l'alliage d'aluminium 2198-T8 dans la direction de laminage D, pour un essai cyclique à quatre niveaux d'incrément de déformations.

De même, la figure 2.15 propose la comparaison entre le comportement mécanique global d'un joint soudé, mesuré par un extensomètre et un extensomètre virtuel (corrélation d'images numériques). Seules la première boucle d'hystérésis et la dernière boucle (dite stabilisée) de l'essai sont proposées. Il s'agit d'un essai à force imposée avec une contrainte nominale de 300 MPa et avec un rapport de charge symétrique.

On observe une très grande similitude entre les deux techniques de mesure, ce qui confirme l'intérêt d'utiliser la méthode de corrélation pour obtenir les comportements mécaniques locaux des différentes zones du joint soudé.

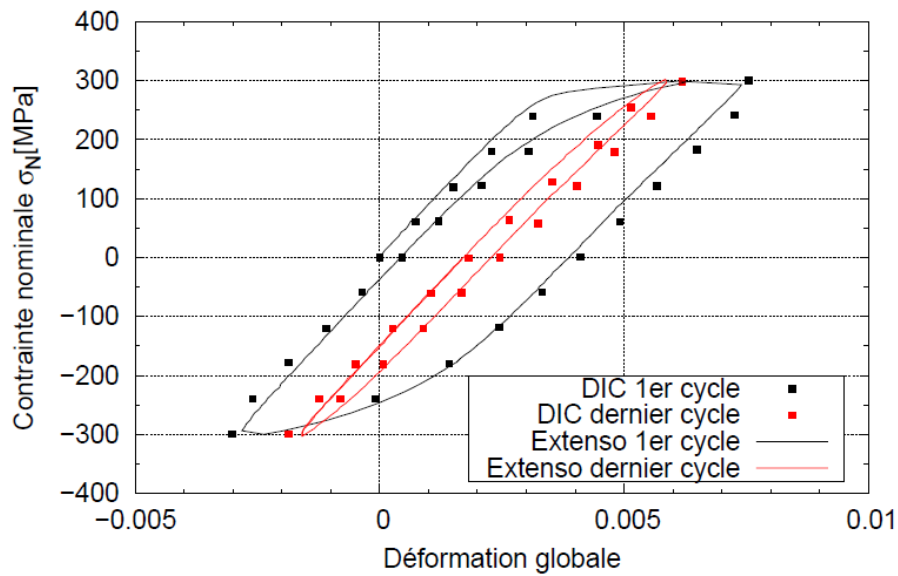


Figure 2.15 : Comparaison du comportement mécanique global obtenu par DIC et extensomètre, d'un joint en alliage d'aluminium 2198-T8 soudé par FSW (soudure dans la direction de laminage L).

2.3 Analyse des essais de traction monotone réalisés sur joints soudés

2.3.1 Étude de la réponse globale du joint soudé

Deux essais de traction ont été menés sur un joint soudé sollicité dans la direction T. Les vitesses de pilotage en force sont de $0,2 \text{ kN.s}^{-1}$ pour l'un et $0,002 \text{ kN.s}^{-1}$ pour l'autre. Les courbes « déformation globale – contrainte nominale » sont représentées sur la figure 2.16.

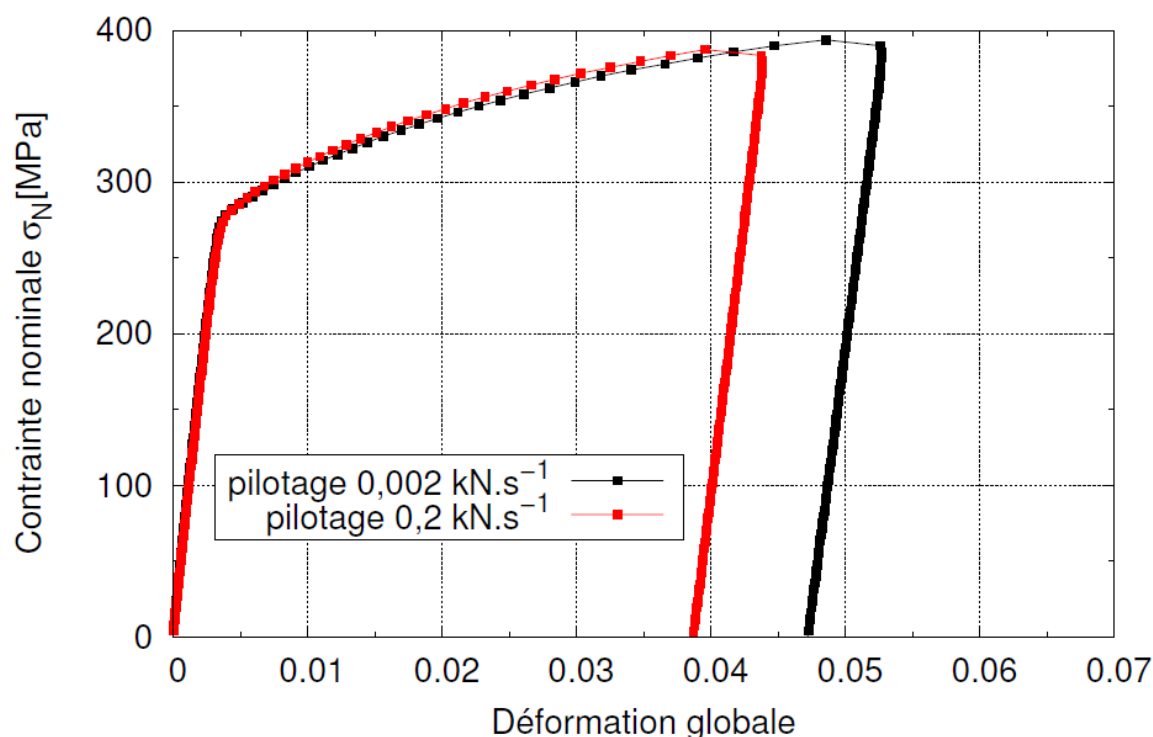


Figure 2.16 : Comparaison des comportements mécaniques globaux, obtenus par un extensomètre, d'un joint soudé en 2198-T8 pour deux essais de traction pilotés à deux vitesses différentes ($0,2 \text{ kN.s}^{-1}$ et $0,002 \text{ kN.s}^{-1}$).

Ces résultats montrent qu'il n'y a pas d'effet de la vitesse de pilotage en force des essais. La différence d'allongement observée est due aux niveaux des contraintes maximales des deux essais qui ne sont pas identiquement les mêmes. Le comportement plastique de ce matériau ne présentant pas d'écrouissage, un faible ajout de contraintes conduit à une grande différence de déformation totale.

Après avoir observé le comportement mécanique du joint soudé dans la direction T, il est intéressant de le comparer avec les résultats obtenus dans les autres directions L et D (Figure 2.17).

Une variation d'environ 200 N, soit environ 4 MPa, peut modifier l'allongement du matériau de quelques pourcent. Cette variation provient de l'écart entre la consigne et la commande de la machine dont le PID est très sensible.

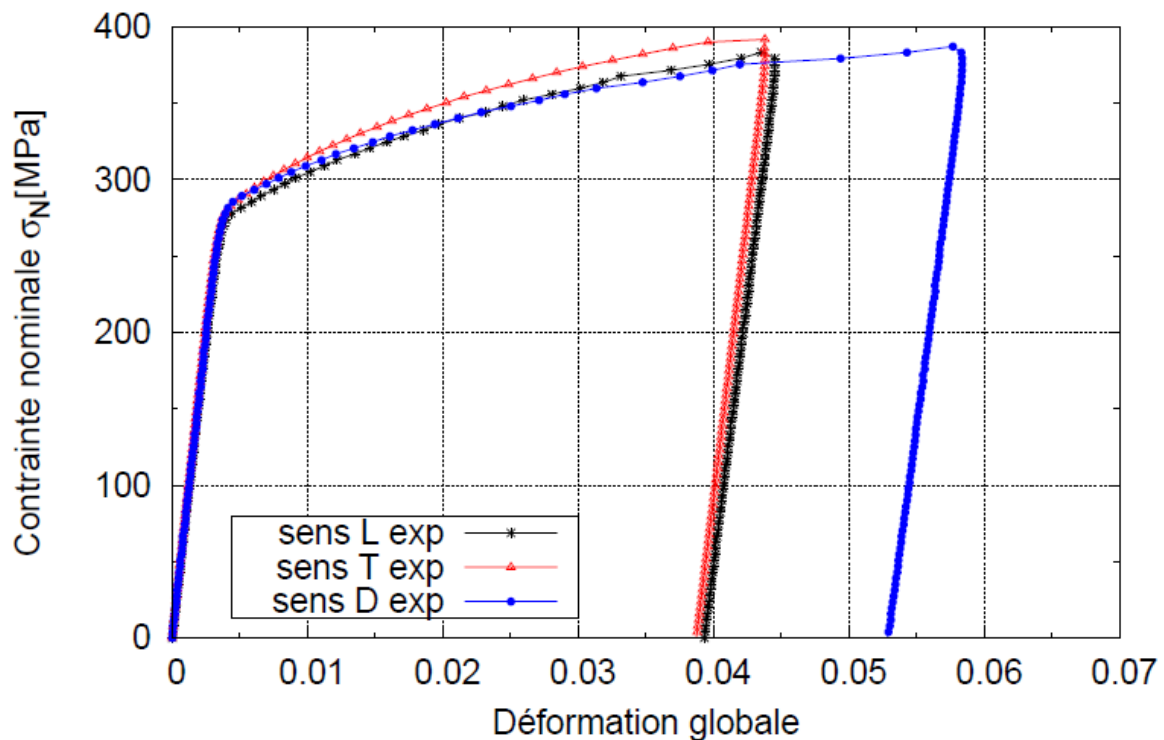


Figure 2.17 : Comparaison du comportement mécanique global de l'alliage d'aluminium 2198-T8 obtenus pour des soudures réalisées dans les directions de laminage L, T et D.

Une très légère différence est visible entre les trois éprouvettes. La limite d'élasticité de la structure est plus élevée lorsque le joint est soudé dans la direction du laminage (T) que dans les cas D et L. Dans l'ensemble, d'un point de vue macroscopique les résultats sont très proches, avec un comportement mécanique qui est quasiment isotrope.

Des essais de traction ont été menés sur le métal de base sur trois éprouvettes prélevées dans les directions de laminage L, T et à 45° (D). Les tractions dans les trois sens de laminage sont représentées sur la figure 2.18. Les résultats affichés ne montrent pas de changement du comportement du matériau en fonction du temps et pour les trois directions L, T et D à température ambiante.

On observe une évolution de la limite élastique selon la direction de laminage. Dans la direction L, l'alliage paraît être le plus résistant avec une limite élastique d'environ 470 MPa. Les travaux de Chen [20], Le Jolu [3] et Richard [8] affichent une limite élastique dans la direction L, respectivement, de 496 MPa, 490 MPa et 490 MPa.

Dans la direction T, la limite élastique se situe à environ 450 MPa, pour 473 MPa dans les travaux de Chen et pour 470 MPa dans les travaux de Le Jolu.

Dans la direction D, la limite élastique diminue fortement avec une valeur d'environ 380 MPa, c'est-à-dire une chute d'environ 20% par rapport à la direction L. Les travaux de Chen et Le Jolu donnent des valeurs respectivement de 414 MPa et de 400 MPa. Les matériaux de ces deux études ont des propriétés un peu plus élevées que celles de notre matériau. Cependant, les rapports entre les limites élastiques dans les trois directions restent quasi-identiques.

Enfin, cette différence de comportement selon la direction du laminage a également été observée sur un alliage 2195-T8 très semblable au matériau de notre étude [79]. Les limites élastiques mesurées sont de 550 MPa dans la direction L, 530 MPa dans la direction T et 470 MPa dans la direction D. Cela donne une diminution d'environ 14% à la direction D par rapport à la direction L ; ce résultat est très proche de celui observé sur la figure 2.18.

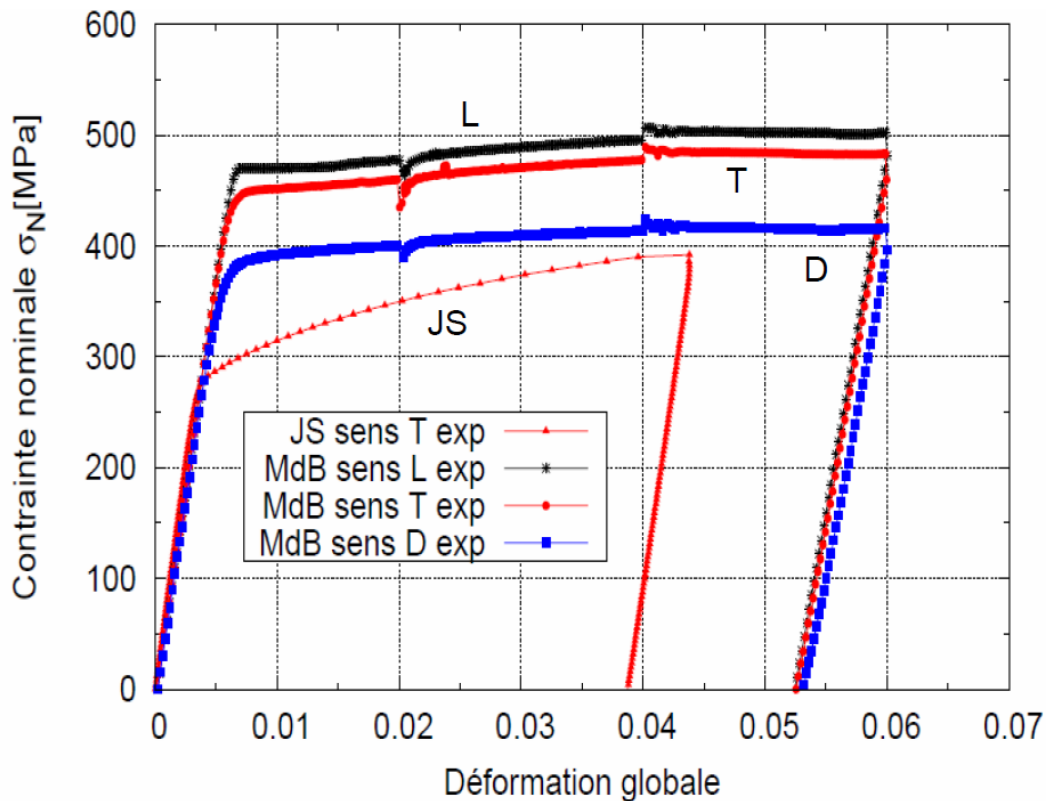


Figure 2.18 : Variation du comportement mécanique global de l'alliage d'aluminium 2198-T8, sollicité en traction, en fonction de la direction de laminage (L, T et D).

La comparaison des comportements mécaniques globaux entre le métal de base et le joint soudé pris dans la direction T permet de visualiser une forte différence de limite élastique entre les deux (Figure 2.18). En effet, le joint soudé semble avoir une limite élastique d'environ 280 MPa tandis que le métal de base, étudié précédemment, a une limite élastique s'approchant de 450 MPa. Il y a donc une diminution de la limite élastique de 40% après soudage.

Enfin, cette figure montre aussi que la contrainte à rupture du joint soudé tend vers une asymptote d'environ 400 MPa. À ce niveau de contrainte, on observe que le métal de base est encore à l'état élastique.

2.3.2 Analyse des champs de déformations locaux pour un joint soudé sollicité dans la direction T

On s'intéresse désormais à l'analyse des comportements mécaniques locaux sur un joint soudé par FSW. Le joint soudé étudié en priorité est celui sollicité dans la direction T, c'est-à-dire que la soudure est réalisée dans la direction du laminage de la tôle. En effet, il s'agit de la direction généralement choisi par les industriels.

L'analyse des champs de déformation expérimentaux permet d'observer l'évolution du comportement mécanique du joint soudé au cours de l'essai de traction (Figure 2.19).

Pour une contrainte nominale de 180 MPa, le comportement mécanique global du joint soudé est élastique. De même, localement, la déformation est homogène dans toute la section utile de l'éprouvette. Pour une contrainte de 290 MPa, une forte localisation de la déformation se forme au centre du joint soudé. Localement, les déformations maximales atteignent un niveau de 1,8% dans le Noyau Soudé, tandis que globalement, le joint ne se déforme que d'environ 0,75%. Enfin, pour une contrainte nominale de 380 MPa, le maximum de la traction est atteint. La déformation globale mesurée est de 4,4%. Un important gradient de déformation est observé localement avec un maximum de 11,5% dans le Noyau Soudé.

Des lignes d'iso-valeurs sont ajoutées aux champs de la figure 2.19. Il n'existe pas de dissymétrie marquée sur les champs de déformation entre l'Advancing Side (AS) et le Retreating Side (RS).

Lorsque le joint commence à se déformer plastiquement, on remarque qu'une frontière abrupte se crée entre le joint soudé et le métal de base, ce phénomène s'accompagnant d'une striction.

La zone déformée s'agrandit au cours du chargement de traction pour atteindre une largeur maximale d'environ 17 mm. Cela correspond approximativement à la largeur de l'épaule de l'outil de soudage.

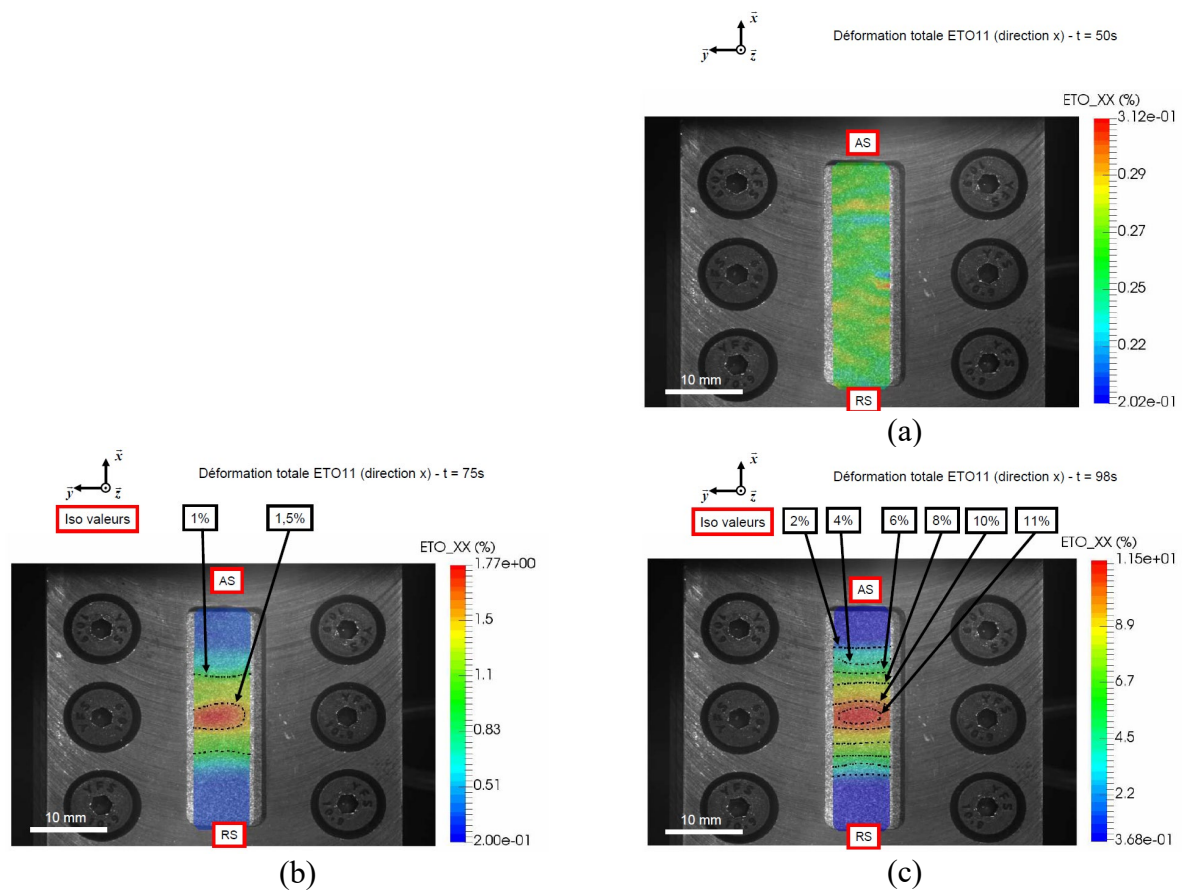


Figure 2.19 : Champs de déformation expérimentaux selon l'axe x à trois niveaux de contrainte d'un essai de traction sur un joint soudé dans la direction du laminage de la tôle (direction T) – a : 180 MPa – b : 290 MPa – c : 380 MPa (l'axe de traction est verticale sur la figure).

L'évolution de la déformation en fonction du temps est extraite de ces champs de déformation en différentes zones d'intérêts (voir procédure détaillée plus haut). Ces zones sont spécifiques et choisies en fonction de la microstructure du joint soudé (Figure 2.20).

La figure 2.21 illustre les zones étudiées par DIC pour extraire les courbes « déformation locale – temps ».

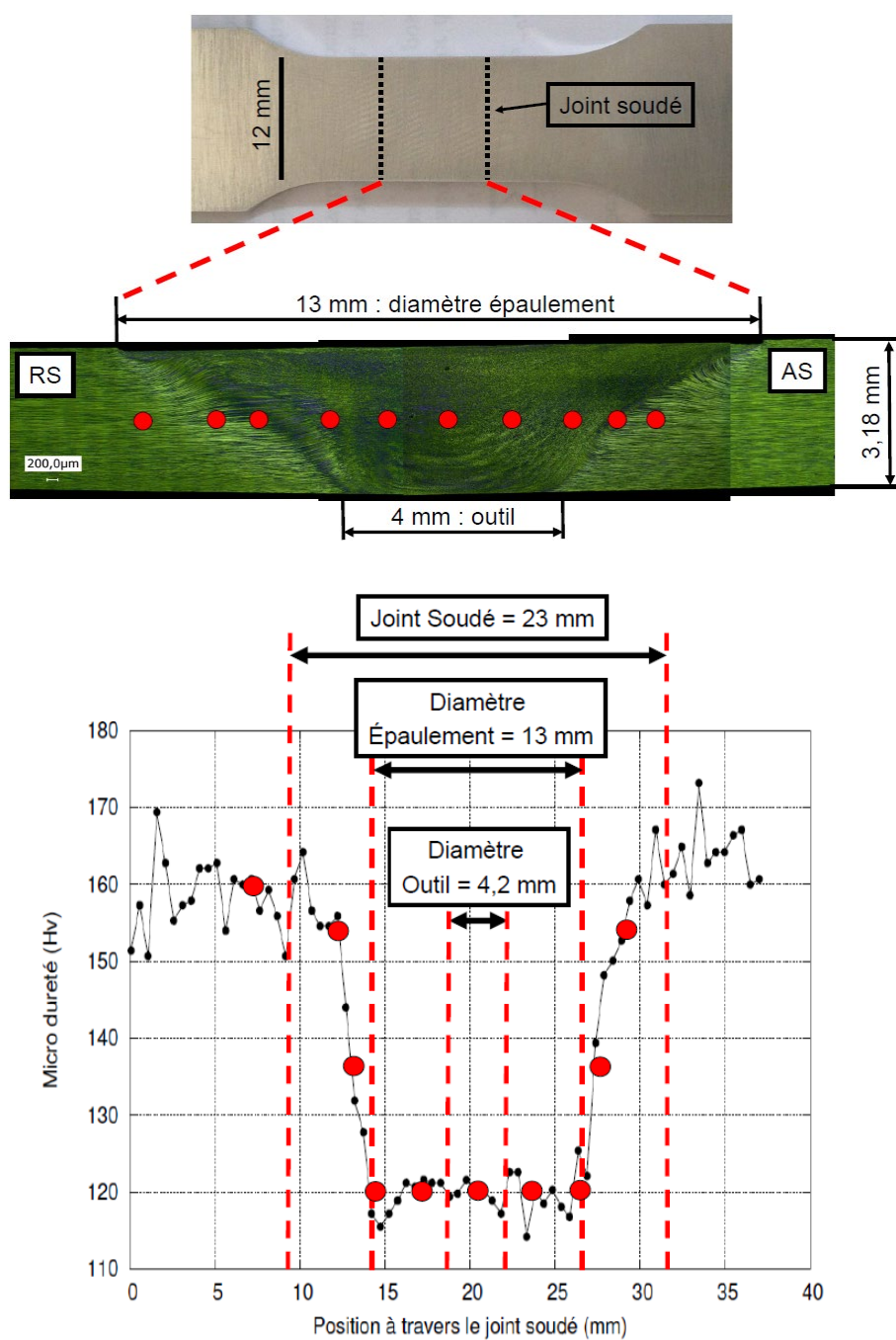


Figure 2.20 : Microdureté à travers le joint soudé (à mi-épaisseur du joint).

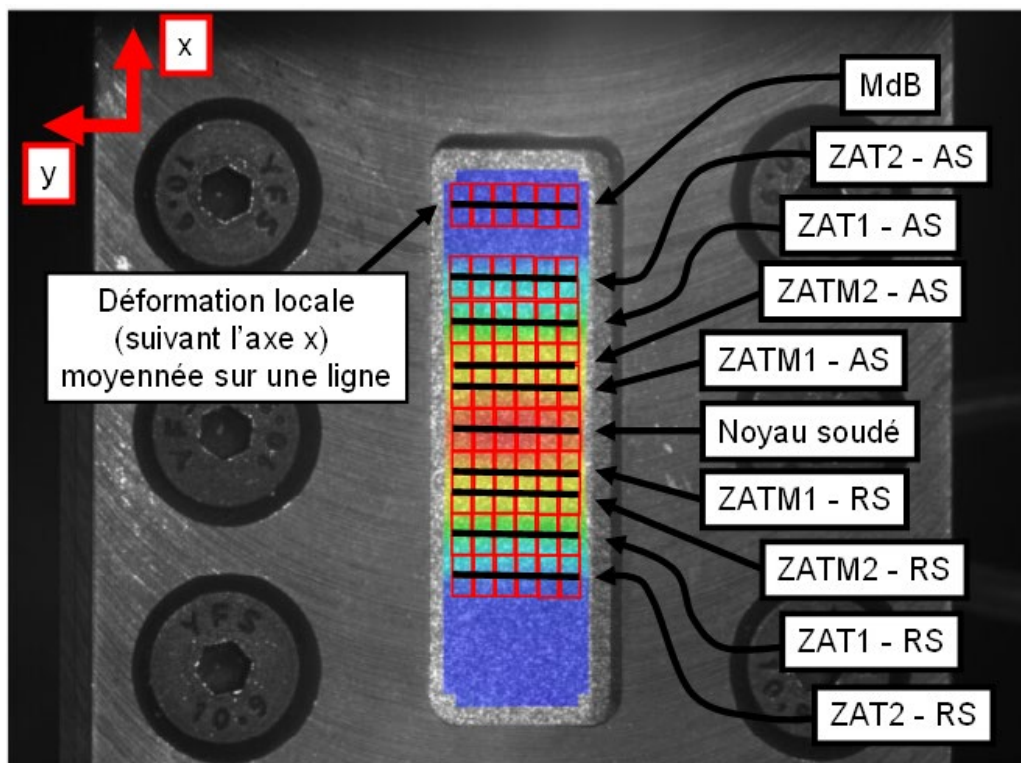


Figure 2.21 : Déformations locales (ϵ_{xx}) moyennées sur une ligne (suivant l'axe y) pour chaque zones du joint soudé étudiées.

La figure 2.22 représente les courbes « déformation locale – contrainte nominale » pour six zones du joint soudé côté Advancing Side (AS), du métal de base (MdB) jusqu'au centre du joint dans le noyau soudé (NS).

L'analyse de la micro-dureté à travers le joint soudé (Figure 2.20) et la figure 2.19 ne révèlent pas de différences entre les côtés Advancing Side (AS) et Retreating Side (RS). Cela est aussi vérifié sur les courbes « déformation locale – contrainte nominale ».

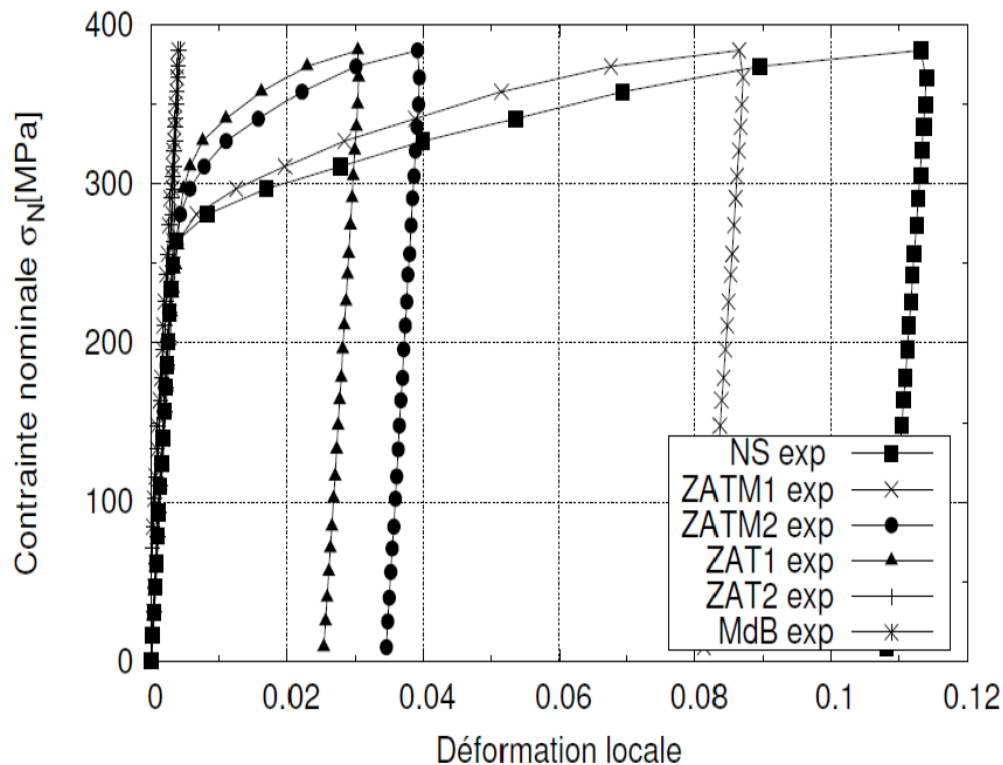


Figure 2.22 : Comportements mécaniques locaux des différentes zones du joint soudé, sollicité en traction, pour la direction T (côté AS).

Ces résultats montrent qu'un maximum de déformation de 11,5% est obtenu dans le noyau soudé (NS) tandis que pour un même niveau de contrainte, le métal de base (MdB) et la ZAT2 sont élastiques. Entre ces deux zones, on observe un gradient de comportement mécanique avec des déformations maximales d'environ 8,7% pour la ZATM1, de 4% pour la ZATM2 et de 3% pour la ZAT1. Enfin, la plastification apparaît au même instant dans chacune de ces zones.

2.3.3 Étude de l'anisotropie des champs de déformations locaux

Après avoir observé les comportements mécaniques locaux pour un joint sollicité dans la direction T, on va maintenant s'intéresser aux directions L et D pour étudier les effets d'anisotropie selon les différentes zones du joint soudé.

L'analyse du comportement mécanique global du joint soudé a mis en avant un très léger effet d'anisotropie entre les directions L, T et D. Il est intéressant de voir comment ces effets se traduisent localement pour différentes zones du joint soudé.

Les champs de déformation ont été extraits par corrélation d'images numériques pour des essais de traction réalisés suivant les directions L et D du laminage des tôles.

Les champs de déformation expérimentaux obtenus dans les directions L et D, pour une contrainte nominale de 290 MPa, sont montrés sur les figures 2.23 et 2.24.

De façon générale, de nouveau, une bonne symétrie du joint soudé entre les côtés AS et RS est observée.

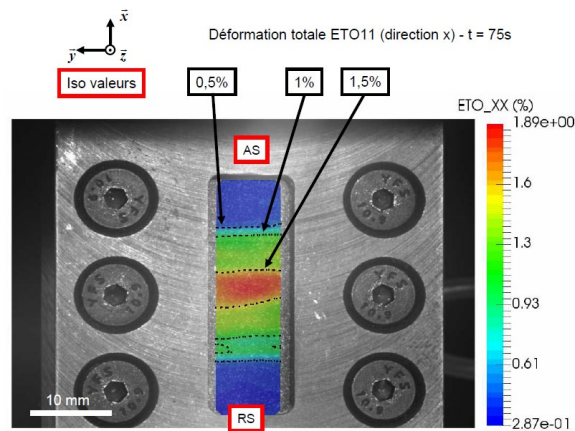


Figure 2.23 : Champ de déformation expérimental selon l'axe x d'un essai de traction (contrainte nominale de 290 MPa) sur un joint soudé perpendiculairement à la direction du laminage de la tôle (direction L – la direction de sollicitation est verticale sur la figure).

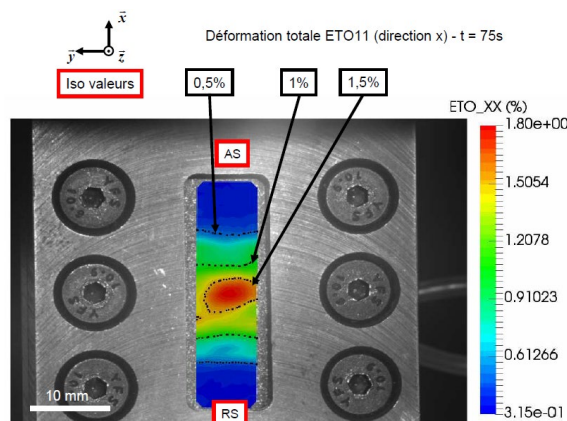


Figure 2.24 : Champ de déformation expérimental selon l'axe x d'un essai de traction (contrainte nominale de 290 MPa) sur un joint soudé à 45° par rapport à la direction du laminage de la tôle (direction D – la direction de sollicitation est verticale sur la figure).

On va chercher désormais à extraire les courbes « contraintes nominales – déformations locales » pour chaque zone et étudier l'anisotropie du matériau. Les figures 2.25 et 2.26 proposent la comparaison des essais de traction dans les trois sens pour la zone du noyau soudé (NS) et celle de la ZATM1. Aucune différence n'est visible entre ces trois courbes sur la limite élastique, ces zones étant entièrement recristallisées au cours du procédé de soudage. Le matériau dans ces zones se comporte comme un matériau isotrope.

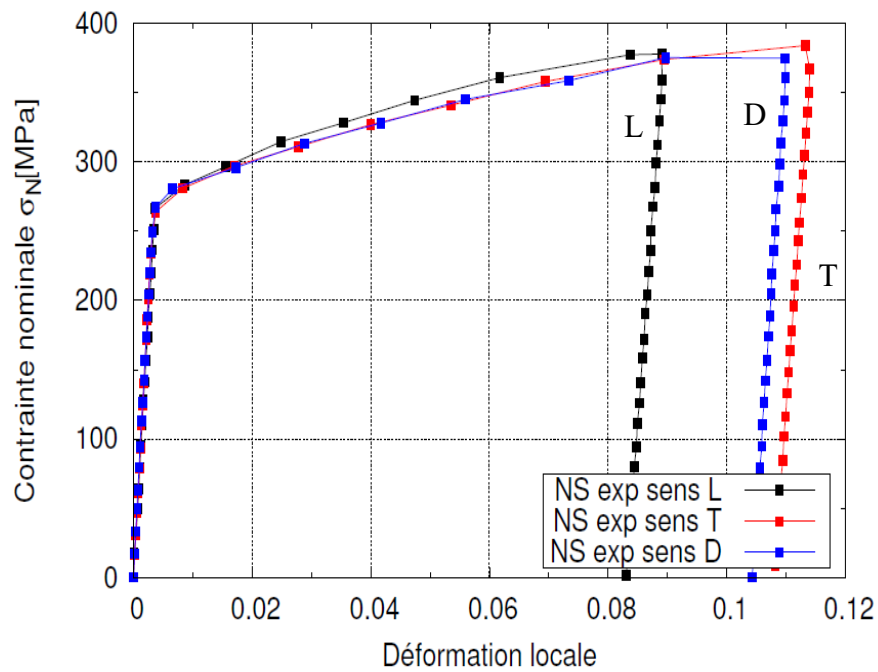


Figure 2.25 : Comportements mécaniques locaux extraits par DIC dans le Noyau Soudé pour un joint soudé sollicité en traction dans les directions L, T et D.

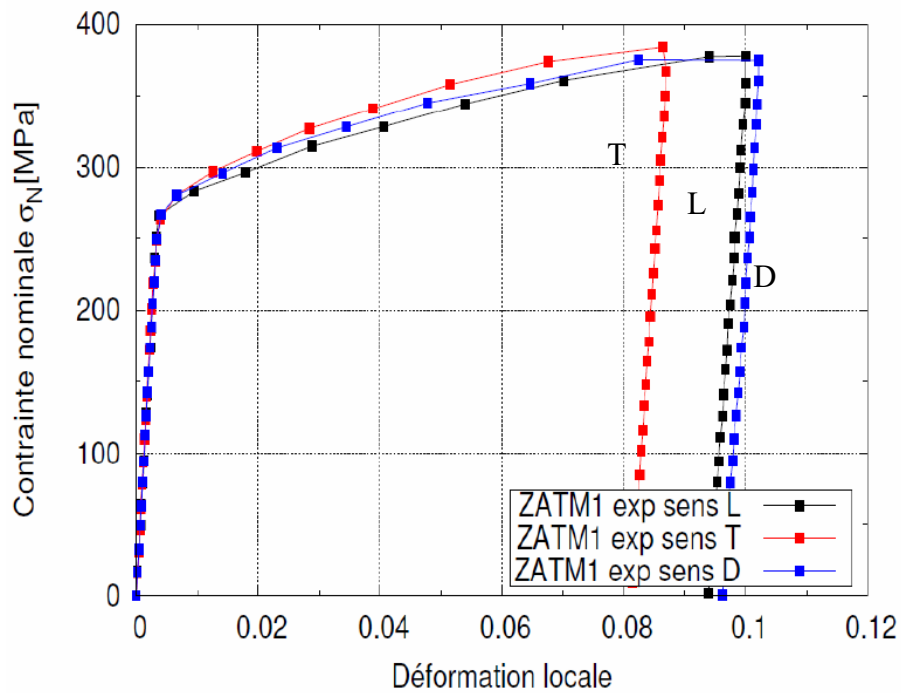


Figure 2.26 : Comportements mécaniques locaux extraits par DIC dans la ZATM1 pour un joint soudé sollicité en traction dans les directions L, T et D.

Les figures 2.27 et 2.28 présentent la comparaison des courbes de traction dans la ZATM2 et la ZAT1. Pour ces deux zones d'intérêt, la limite d'élasticité apparente du matériau semble être indépendante du sens de sollicitation. Par contre, l'écrouissage du matériau lui diffère. Les éprouvettes sollicitées dans la direction T sont plus résistantes que celles sollicitées dans la direction D qui sont, elles aussi, plus résistantes que celles sollicitées dans la direction L.

Si on analyse finement les résultats des courbes de traction globales présentés sur la figure 2.17, il est intéressant de souligner que nous retrouvons cette hiérarchisation de la résistance du matériau en fonction de la direction de sollicitation.

Nous pouvons aussi remarquer que le comportement mécanique anisotrope de ces zones est très différent du comportement anisotrope du métal de base (Figure 2.18).

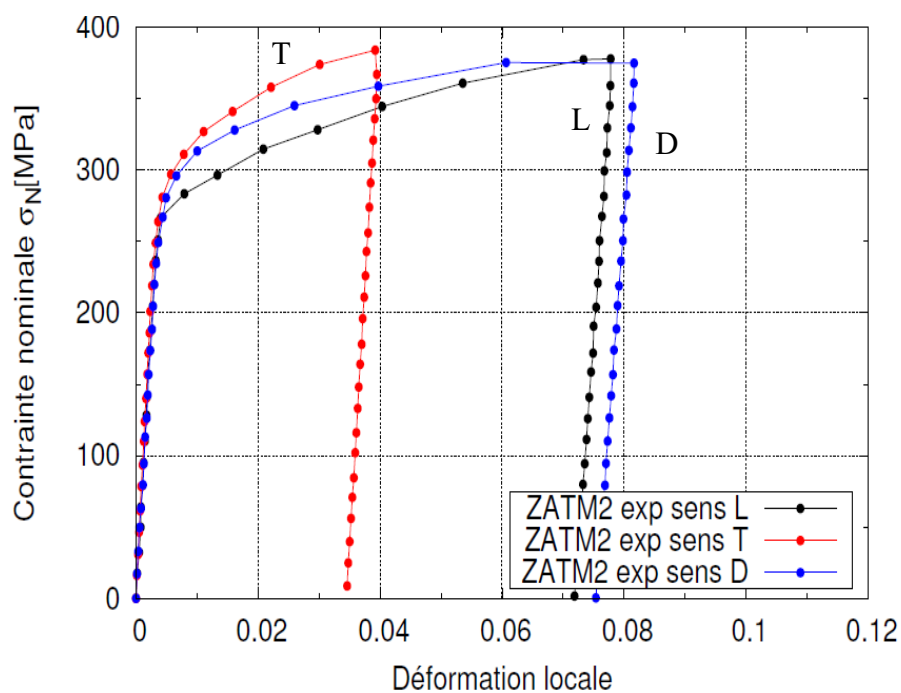


Figure 2.27 : Comportements mécaniques locaux extraits par DIC dans la ZATM2 pour un joint soudé sollicité en traction dans les directions L, T et D.

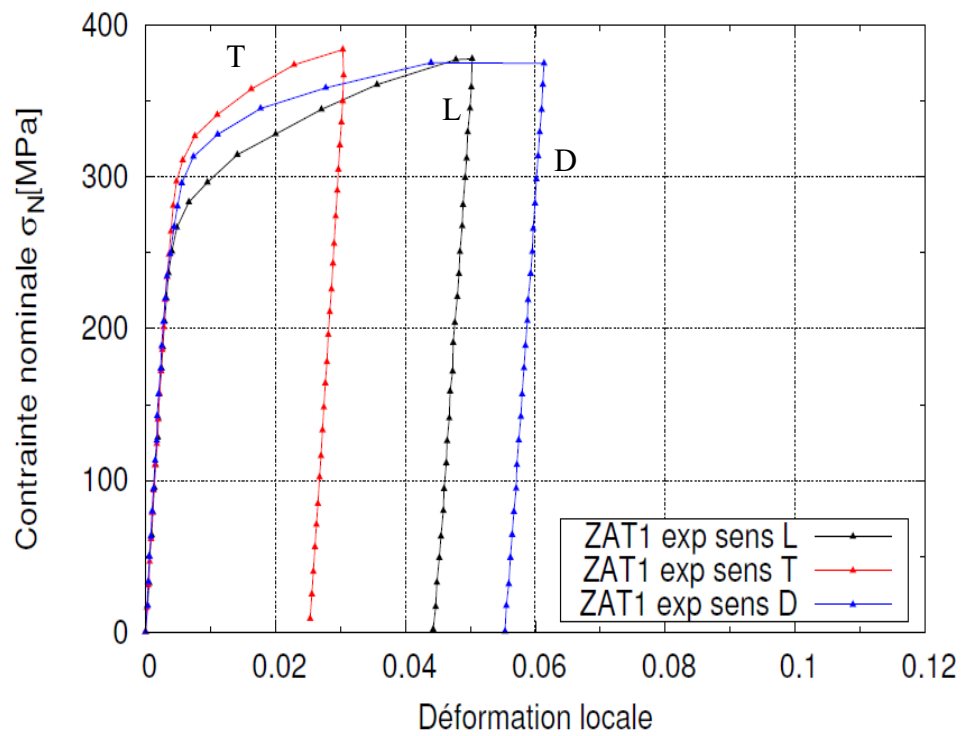


Figure 2.28 : Comportements mécaniques locaux extraits par DIC dans la ZAT1 pour un joint soudé sollicité en traction dans les directions L, T et D.

Enfin, la figure 2.29 montre les courbes de traction pour la ZAT2. Cette zone ne se déforme presque pas puisque le noyau soudé concentre un maximum de déformation plastique, mais on peut constater que le comportement mécanique dans la direction D est plus faible que pour les directions L et T.

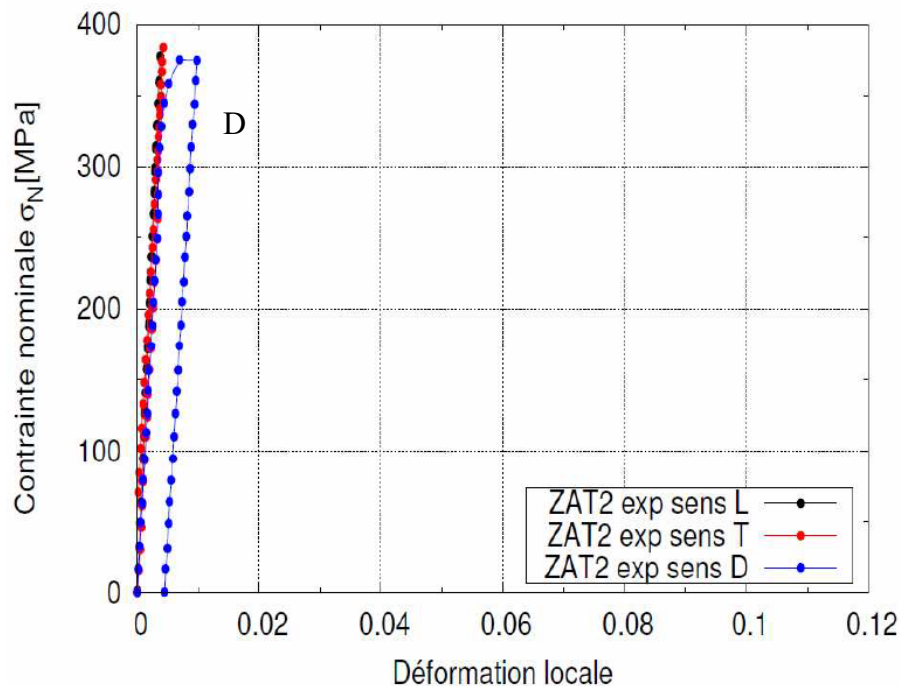


Figure 2.29 : Comportements mécaniques locaux extraits par DIC dans la ZAT2 pour un joint soudé sollicité en traction dans les directions L, T et D.

En conclusion, le comportement mécanique global de la structure soudée est isotrope mais localement une légère anisotropie des zones intermédiaires est visible jusqu'au métal de base, dont le comportement mécanique est entièrement anisotrope.

Cette analyse ne prend pas en compte la multiaxialité des contraintes, en particulier le fait que l'hétérogénéité de l'écoulement plastique engendre des contraintes normales perpendiculaires à la direction du chargement. Ce point sera étudié plus loin (§3.4.3.1).

2.4 Analyse des essais cycliques réalisés sur joints soudés

2.4.1 Influence de la cage anti-flambement

La cage anti-flambage a été dimensionnée pour éviter le flambement des éprouvettes lors des essais cycliques sous chargement symétriques. La figure 2.30 montre la comparaison entre des essais de traction réalisés avec ou sans la cage. Les résultats montrent qu'il n'y a pas d'effet sur la montée en charge. La courbe cyclique affiche aussi la même montée en charge que les essais de traction sans présenter de modifications liées à la cage.

Cependant, rien ne permet de vérifier le comportement du matériau lors de la phase de compression. Les essais cycliques réalisés sans cage ont systématiquement conduit à la rupture des éprouvettes par flambement. L'utilisation de ce dispositif était donc nécessaire afin d'obtenir une certaine ouverture des boucles d'hystérésis dans l'objectif d'identification d'un modèle de comportement mécanique

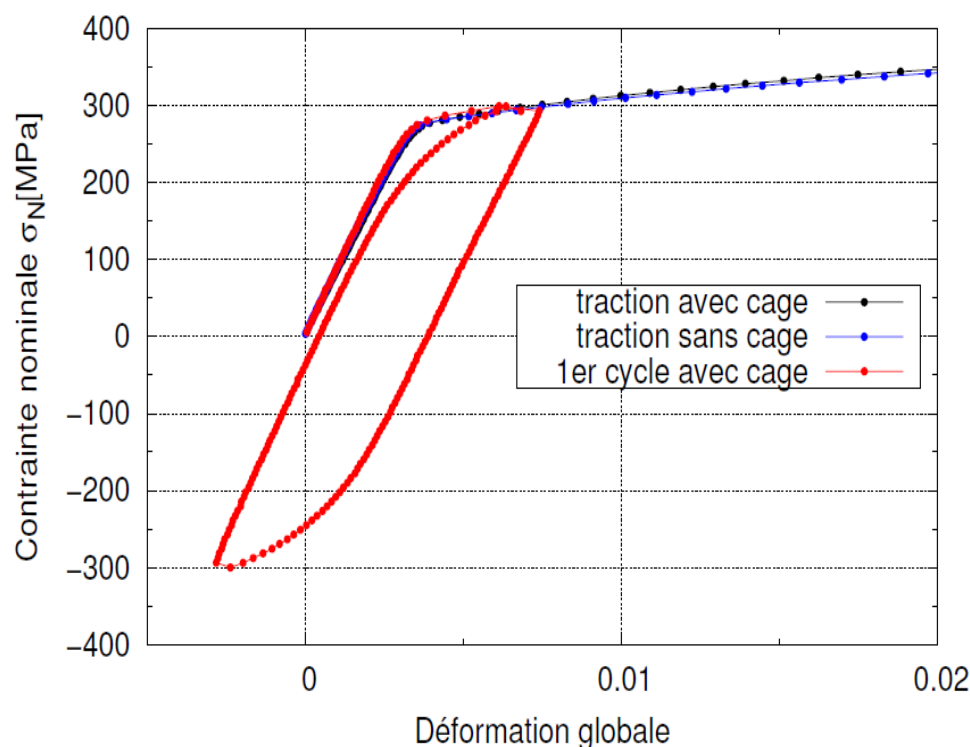


Figure 2.30 : Effet de la cage anti-flambage – comparaison d’essais de traction avec et sans cage et de la première boucle d’hystérésis d’un essai cyclique avec la cage.

2.4.2 Étude de la réponse globale du joint soudé

Les comportements mécaniques globaux obtenus par extensomètre sur des joints soudés dans les directions T, L et D sont présentés respectivement en figures 2.32, 2.33 et 2.34.

On remarque que la forme des boucles d’hystérésis est très semblable pour les trois directions. Néanmoins, la largeur de ces boucles est plus importante dans la direction D que dans les directions T et L, avec un allongement plus important. Les niveaux de déformation atteints au maximum de la traction sont supérieurs à 1,2% dans la direction D, de l’ordre de 1,2% dans la direction L et inférieur à 0,9% pour la direction T. Ces écarts entre les trois directions restent identiques quel que soit le niveau de chargement imposé.

Ces résultats d’essais cycliques confirment le comportement mécanique anisotrope observé sur les essais de traction, avec notamment, un effet anisotrope particulier dans le sens à 45° (D), dont le comportement mécanique est plus faible que pour les directions L et T.

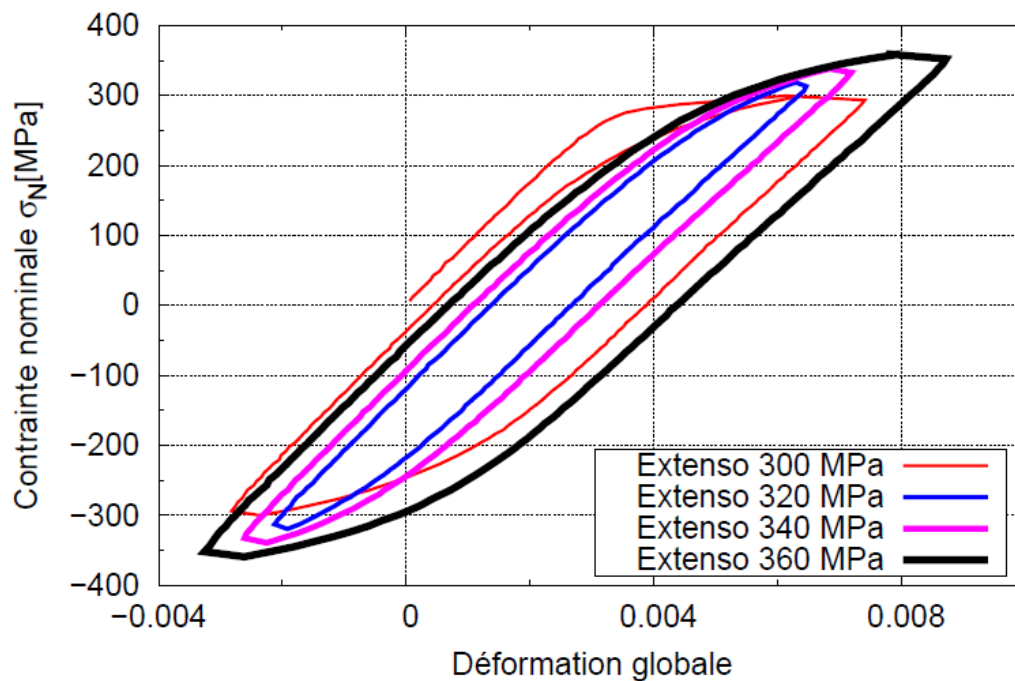


Figure 2.32 : Comportement mécanique global obtenu par extensomètre de l'alliage d'aluminium 2198-T8 dans la direction de laminage T, pour les quatre niveaux de déformation.

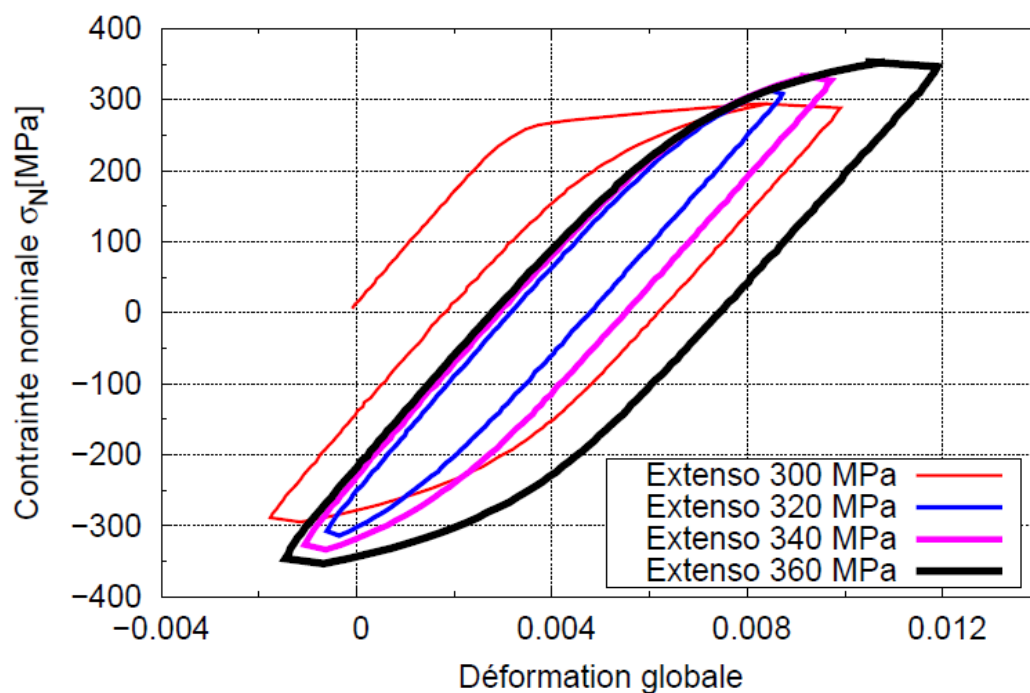


Figure 2.33 : Comportement mécanique global obtenu par extensomètre de l'alliage d'aluminium 2198-T8 dans la direction de laminage L, pour les quatre niveaux de déformation.

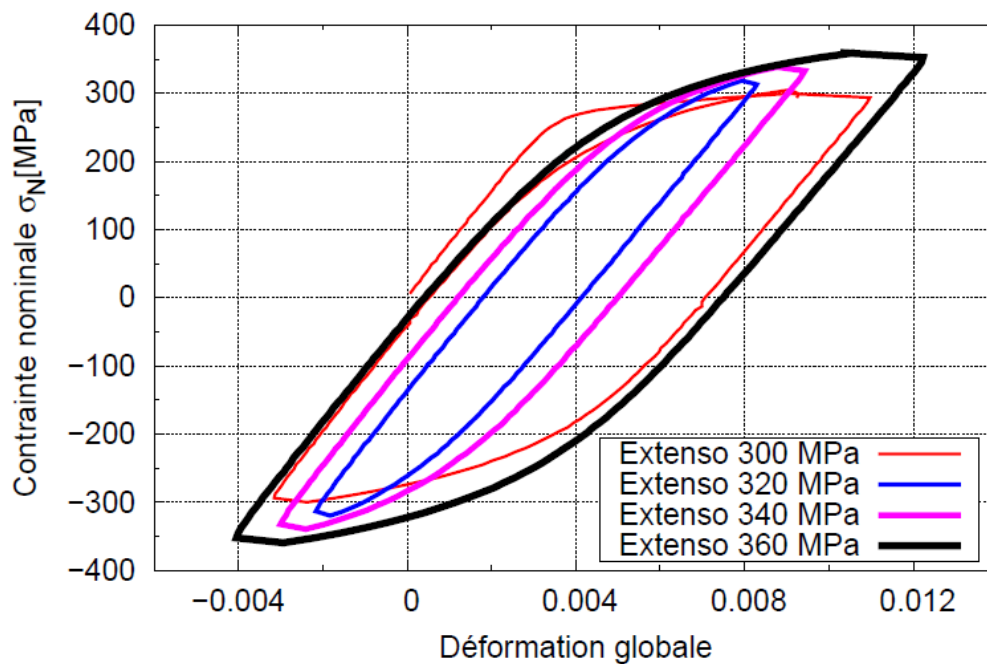


Figure 2.34 : Comportement mécanique global obtenu par extensomètre de l'alliage d'aluminium 2198-T8 dans la direction de laminage D, pour les quatre niveaux de déformation.

2.4.3 Analyse des champs de déformations locaux pour un joint soudé sollicité dans la direction T

Afin d'illustrer les résultats obtenus, on analyse les champs de déformation à deux instants différents après l'ensemble des cycles (Figure 2.36). Le premier correspond au maximum de la dernière montée en charge et le deuxième temps, au minimum lors de la dernière descente en compression.

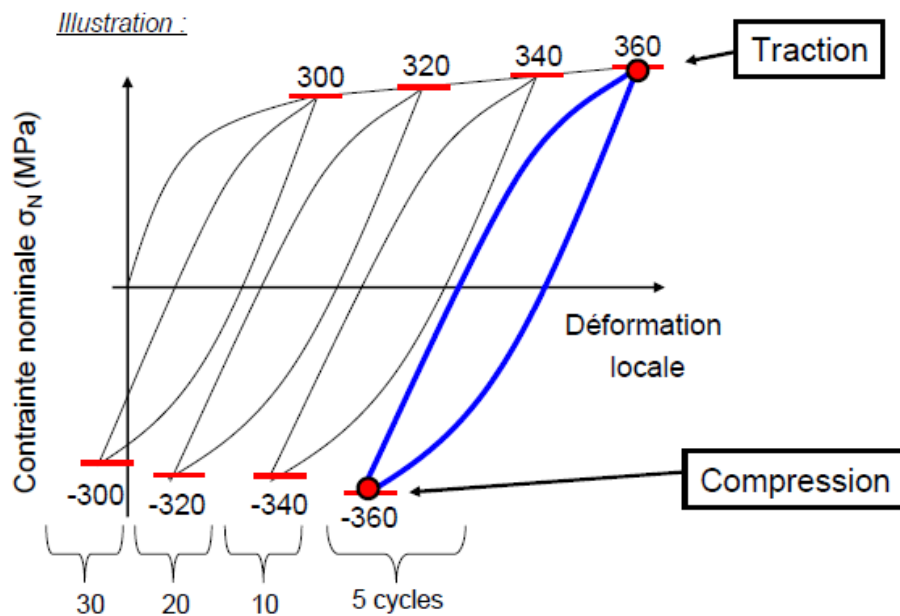


Figure 2.36 : Boucles « contrainte nominale – déformation » lors d’un essai cyclique à incréments croissants de contrainte et report des deux instants sélectionnés pour comparer les résultats expérimentaux et numériques.

Les résultats expérimentaux pour la direction T sont présentés en figure 2.37. Au sommet de la traction du dernier cycle, le maximum de déformation selon l’axe x est localisé au centre de l’éprouvette.

Au maximum du chargement en compression du dernier cycle, le noyau soudé est toujours en traction alors que les ZAT sont en compression.

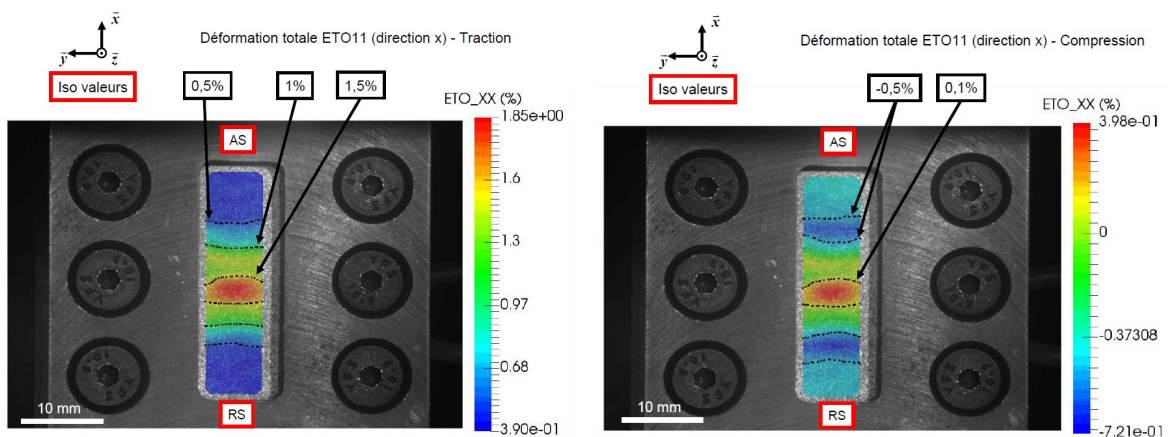


Figure 2.37 : Champs de déformations expérimentaux selon l’axe x à deux temps (traction et compression) sur un joint soudé dans la direction du laminage de la tôle (direction T).

Dans chaque cas, le champ de déformation est symétrique. Il n’y a pas de différence entre les côtés AS et RS.

Les figures 2.38 à 2.42 présentent les courbes cycliques extraites localement à partir de la corrélation d'images pour les cinq zones d'intérêts définies précédemment, à savoir, le noyau soudé, la ZATM1, la ZATM2, la ZAT1 et la ZAT2. Le premier cycle et le cycle stabilisé pour deux niveaux de chargement (300 et 360 MPa) sont superposés. Tout d'abord, les niveaux de déformations atteints dans le noyau soudé sont beaucoup plus importants que dans les autres zones du joint soudé. De plus, le durcissement du matériau est très fort et rapide lors du premier niveau de chargement avec des boucles qui se referment au cours des cycles. Ce durcissement diminue au cours du chargement.

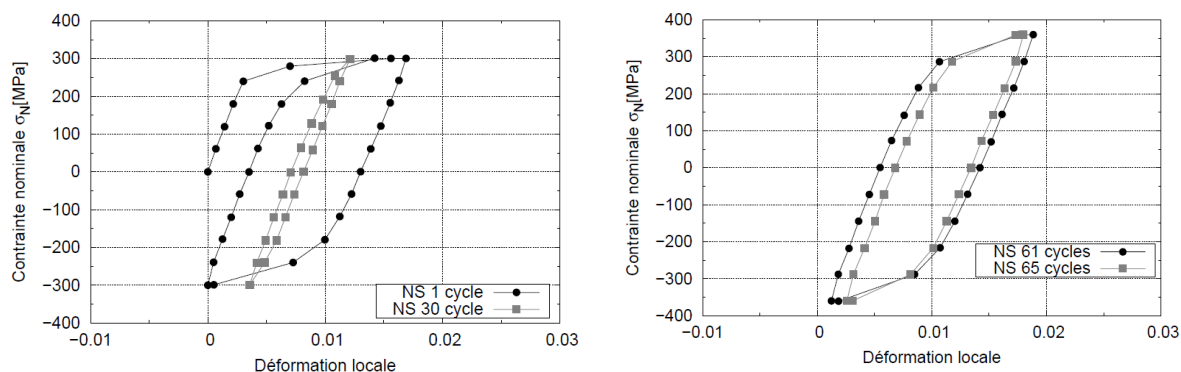


Figure 2.38 : Première et dernière boucle d'hystérésis pour deux niveaux de chargements imposés sur le Noyau Soudé (direction T).

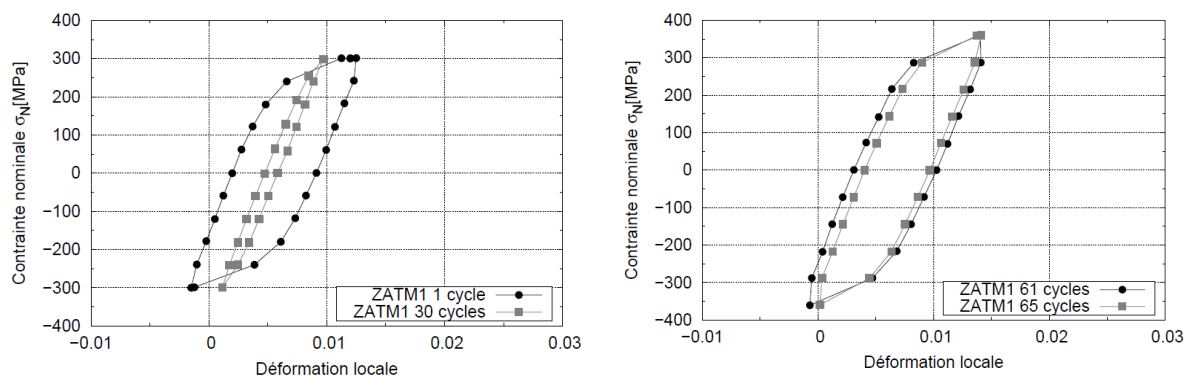


Figure 2.39 : Première et dernière boucle d'hystérésis pour deux niveaux de chargements imposés sur la ZATM1 (direction T).

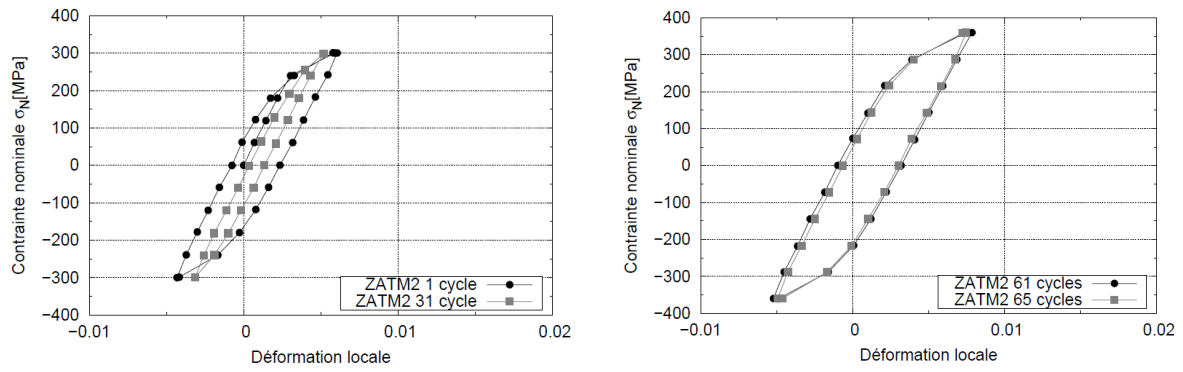


Figure 2.40 : Première et dernière boucle d'hystérésis pour deux niveaux de chargements imposés sur la ZATM2 (direction T).

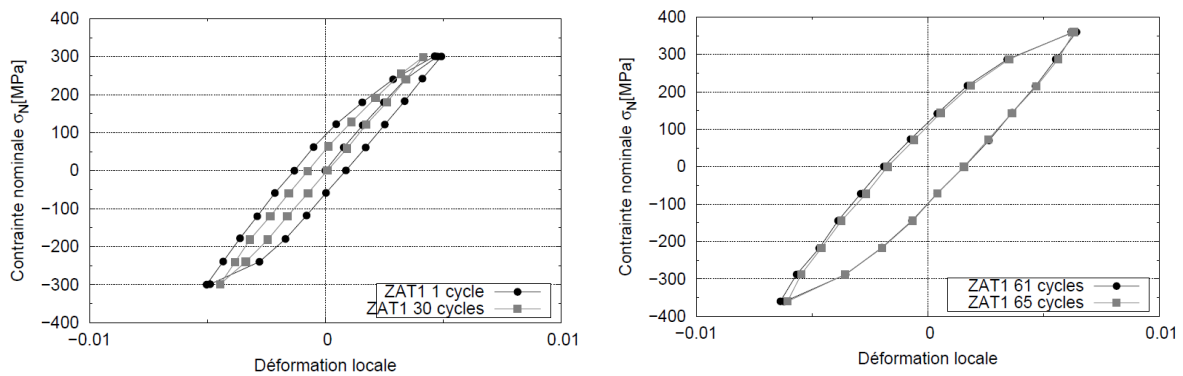


Figure 2.41 : Première et dernière boucle d'hystérésis pour deux niveaux de chargements imposés sur la ZAT1 (direction T).

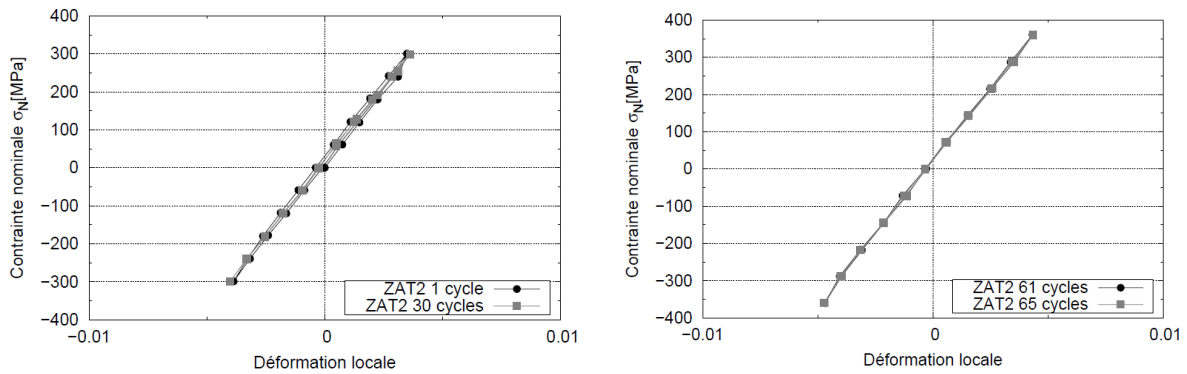


Figure 2.42 : Première et dernière boucle d'hystérésis pour deux niveaux de chargements imposés sur la ZAT2 (direction T).

La figure 2.43 permet de mieux visualiser cet effet de durcissement du matériau en fonction du nombre de cycle et des niveaux de chargement. Lors des 30 premiers cycles, un chargement symétrique de 300 MPa est imposé dans la section utile de l'éprouvette. Pour les 20 cycles suivants, une contrainte de 320 MPa est imposée. Puis, la structure est soumise à une contrainte de 340 MPa lors des 10 cycles suivants. Lors des 5 derniers cycles, une contrainte de 360 MPa est imposée.

La variation d'amplitude de déformation permet de constater le fort durcissement qui a lieu au premier niveau de contrainte et après 30 cycles de chargements.

Le durcissement cyclique s'observe pour toutes les zones du joint soudé. Néanmoins, le noyau soudé présente clairement un durcissement beaucoup plus important que les autres zones d'intérêt.

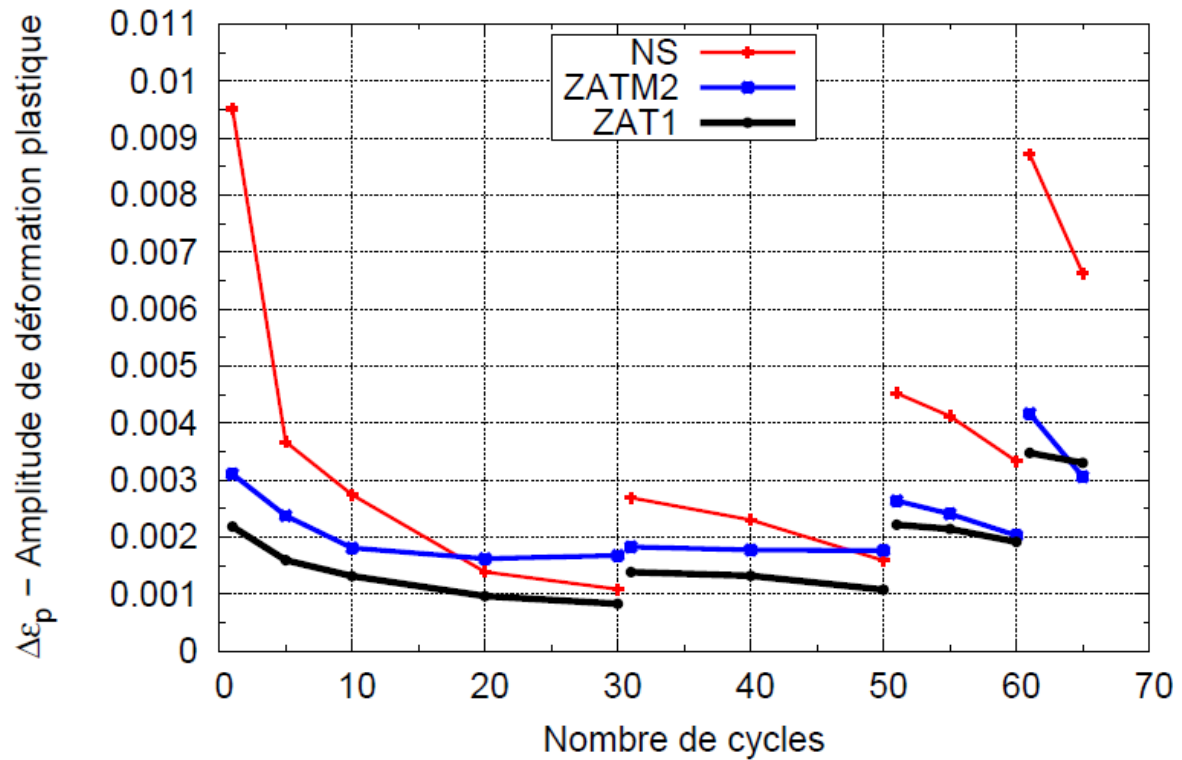


Figure 2.43 : Comparaison de l'évolution de l'amplitude de déformation dans les différentes zones du joint soudé en fonction du nombre de cycles. (direction T).

2.4.4 Étude de l'anisotropie des champs de déformations locaux

Les champs de déformation pour les directions L et D sont présentés en figures 2.44 et 2.45. Globalement, de nouveau, on a un résultat symétrique des deux côtés AS et RS, avec à la décharge le noyau soudé en état de traction et la ZAT en état de compression. On retrouve ce que l'on a vu pour la direction T.

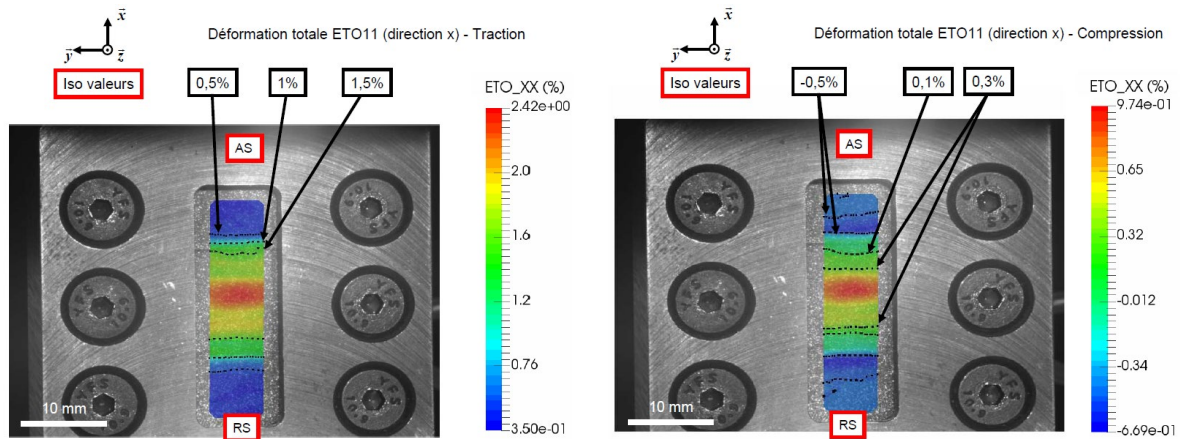


Figure 2.44 : Champs de déformation expérimentaux selon l'axe x à deux instants (traction et compression) sur un joint soudé sollicité dans la direction L .

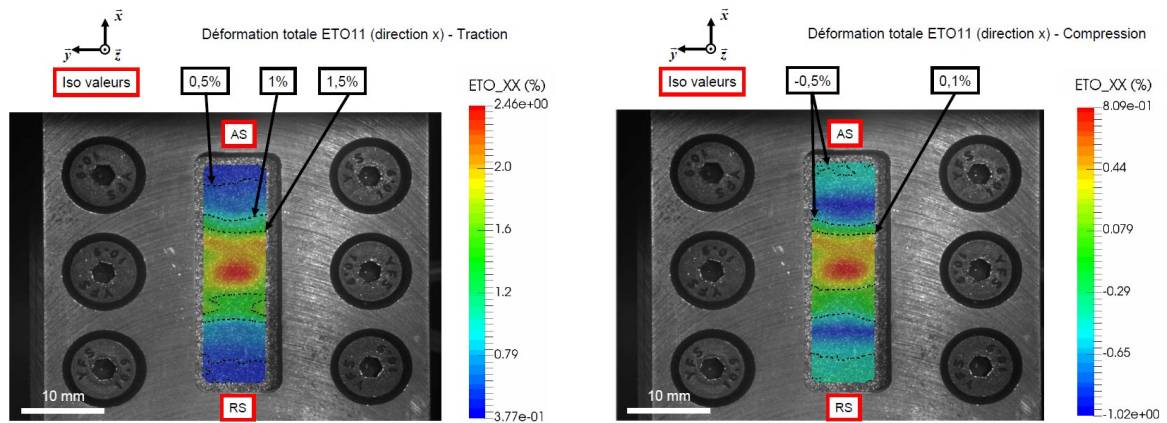


Figure 2.45 : Champs de déformation expérimentaux selon l'axe x à deux instants (traction et compression) sur un joint soudé sollicité dans la direction D .

Les figures 2.46 à 2.50 montrent des boucles d'hystérésis extraites, dans chaque zone d'intérêt, à partir des champs de déformation obtenus par corrélation d'images pour l'essai cyclique sollicité dans la direction L . Le même effet de durcissement est observé lors des cycles que pour la direction T . On constate aussi que le durcissement est moins important sur le quatrième niveau de chargement avec des boucles d'hystérésis qui ne varient plus.

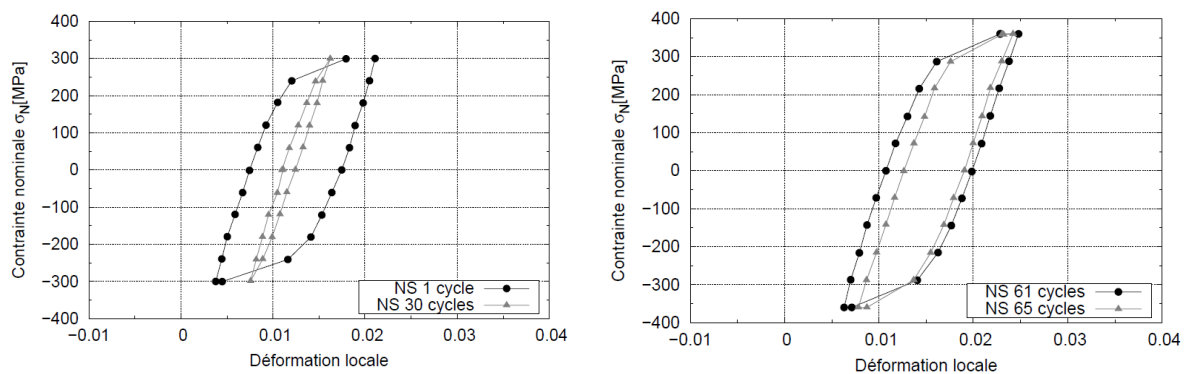


Figure 2.46 : Première et dernière boucle d'hystérésis pour deux niveaux de chargements imposés sur le noyau soudé (direction L).

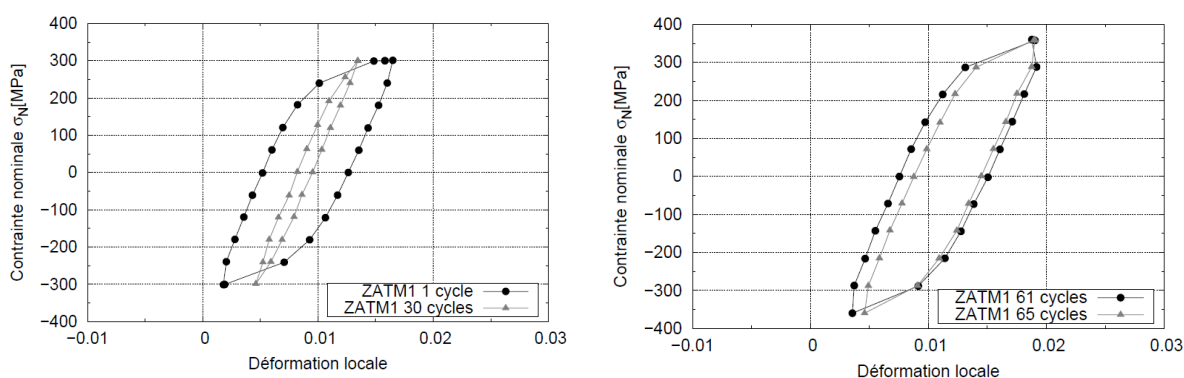


Figure 2.47 : Première et dernière boucle d'hystérésis pour deux niveaux de chargements imposés sur la ZATM1 (direction L).

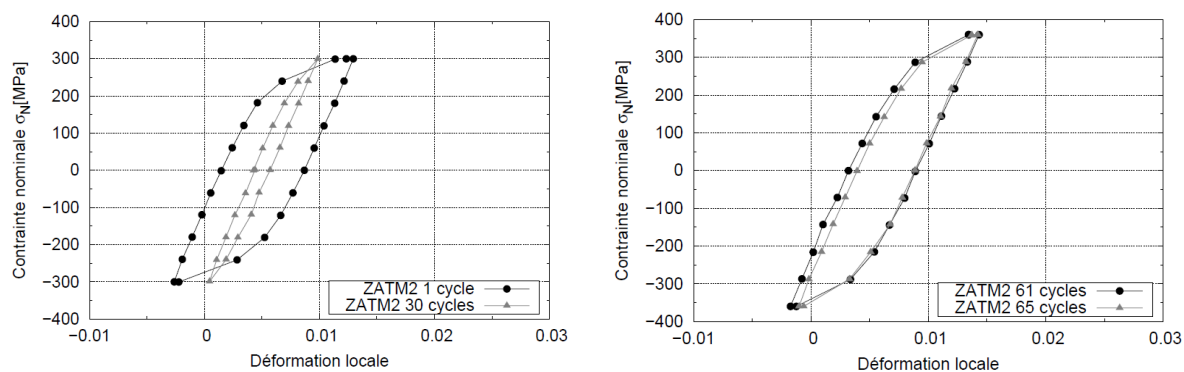


Figure 2.48 : Première et dernière boucle d'hystérésis pour deux niveaux de chargements imposés sur la ZATM2 (direction L).

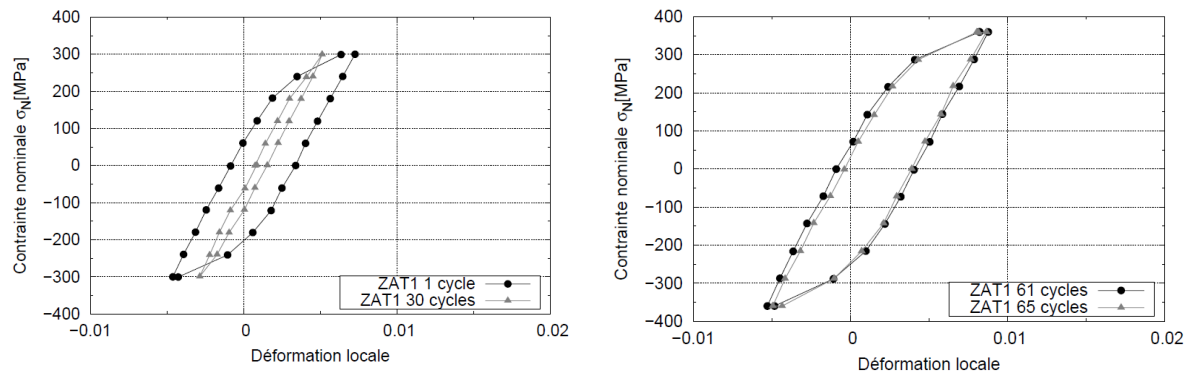


Figure 2.49 : Première et dernière boucle d'hystérésis pour deux niveaux de chargements imposés sur la ZAT1 (direction L).

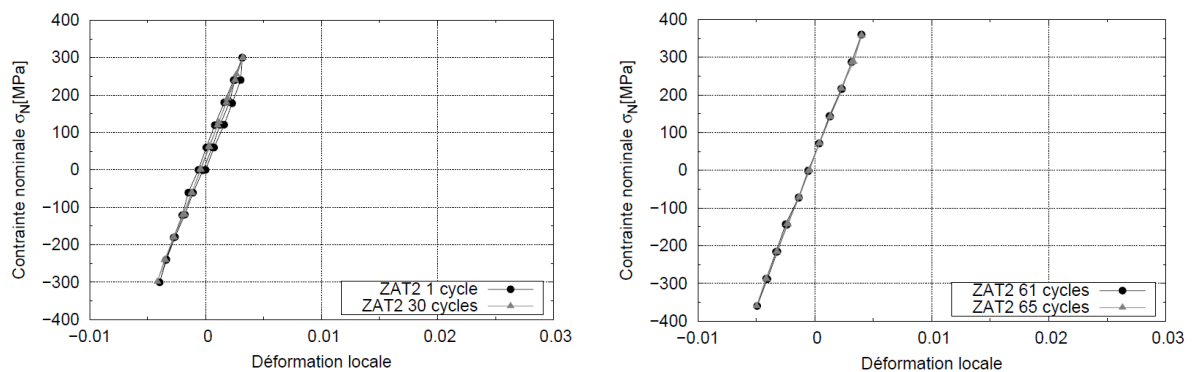


Figure 2.50 : Première et dernière boucle d'hystérésis pour deux niveaux de chargements imposés sur la ZAT2 (direction L).

Les figures 2.51 à 2.55 montrent les boucles d'hystérésis extraites, dans chaque zone d'intérêt, à partir des champs de déformations obtenus par corrélation d'images pour l'essai cyclique sollicité dans la direction D. Les mêmes observations sont faites pour la direction D que pour les directions L et T.

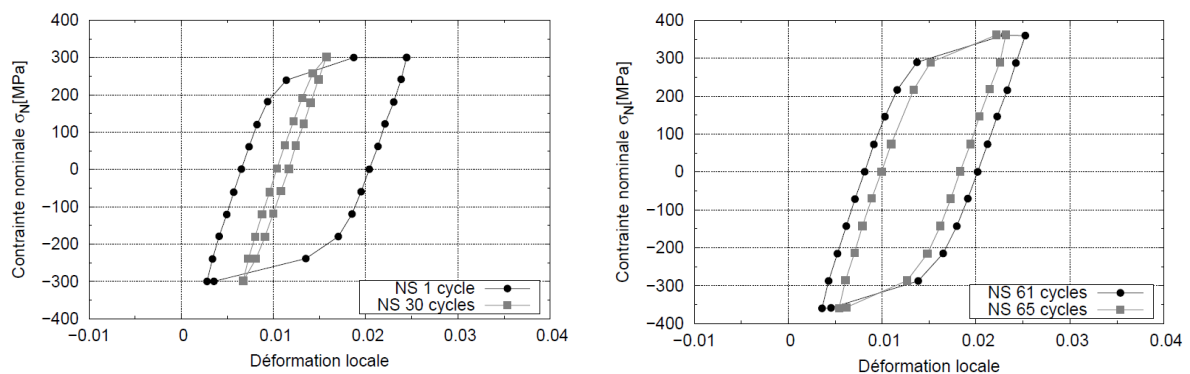


Figure 2.51 : Première et dernière boucle d'hystérésis pour deux niveaux de chargements imposés sur le noyau soudé (direction D).

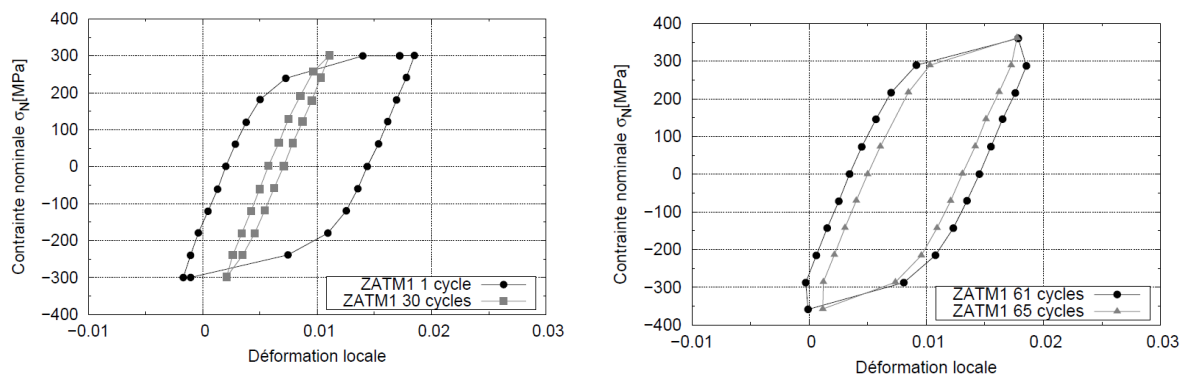


Figure 2.52 : Première et dernière boucle d'hystérésis pour deux niveaux de chargements imposés sur la ZATM1 (direction D).

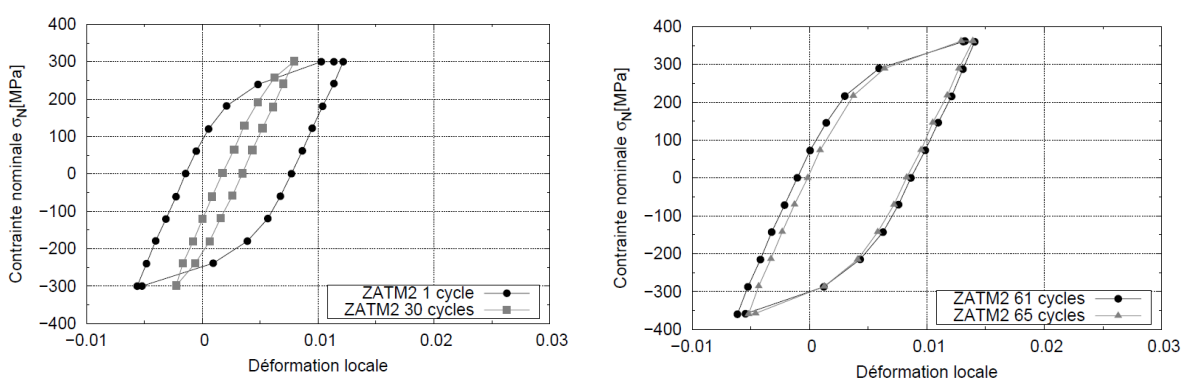


Figure 2.53 : Première et dernière boucle d'hystérésis pour deux niveaux de chargements imposés sur la ZATM2 (direction D).

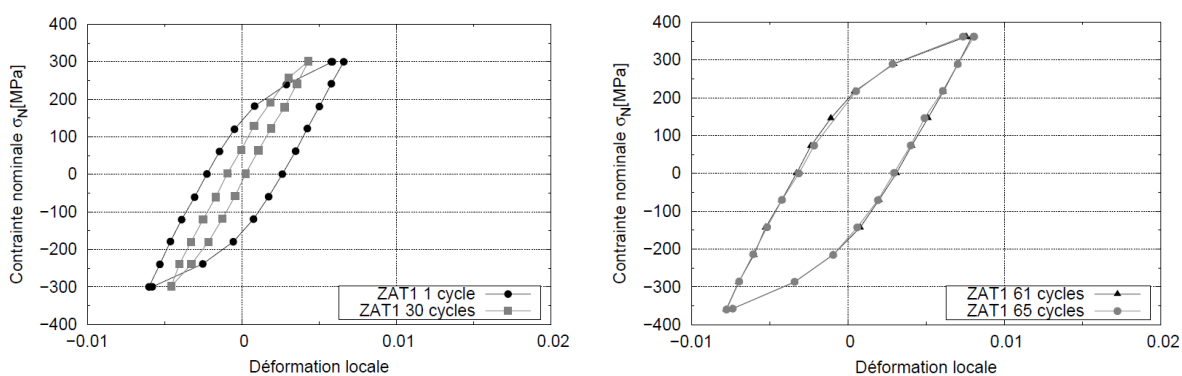


Figure 2.54 : Première et dernière boucle d'hystérésis pour deux niveaux de chargements imposés sur la ZAT1 (direction D).

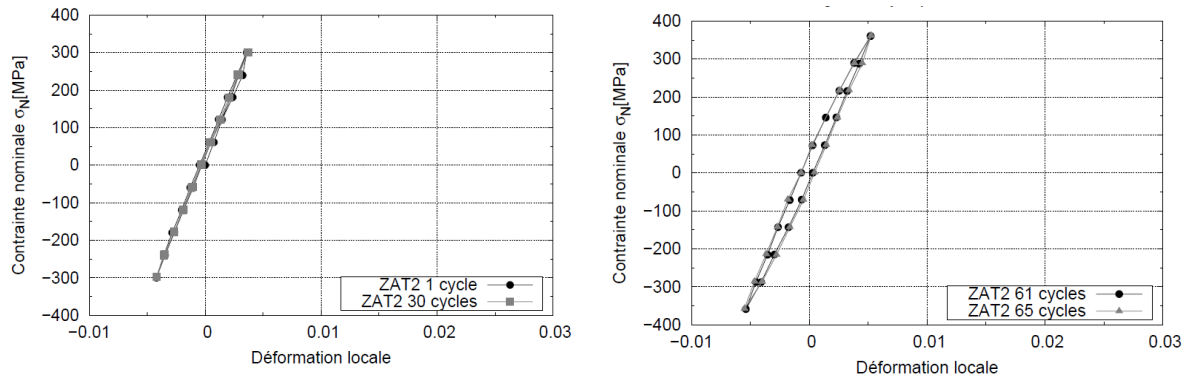


Figure 2.55 : Première et dernière boucle d'hystérésis pour deux niveaux de chargements imposés sur la ZAT2 (direction D).

L'évolution en fonction du nombre de cycles des amplitudes de déformation dans les directions L et D sont présentées respectivement sur les figures 2.56 et 2.57. Lors des 30 premiers cycles, un chargement symétrique de 300 MPa est imposé sur la section utile de l'éprouvette. La suite du chargement consiste à 20 cycles à 320 MPa, 10 cycles à 340 MPa, et 5 cycles à 360 MPa.

Le fort durcissement qui a lieu au premier niveau de contrainte et après 30 cycles de chargements se manifeste par une importante diminution de l'amplitude de déformation. Ces courbes montrent, comme pour la direction T, que les niveaux de déformations diminuent du noyau soudé vers le métal de base. En effet, le centre du joint soudé concentre le maximum de déformation au cours des essais tandis que le comportement mécanique du métal de base reste élastique comme le montre les champs de déformations (Figures 2.44 et 2.45).

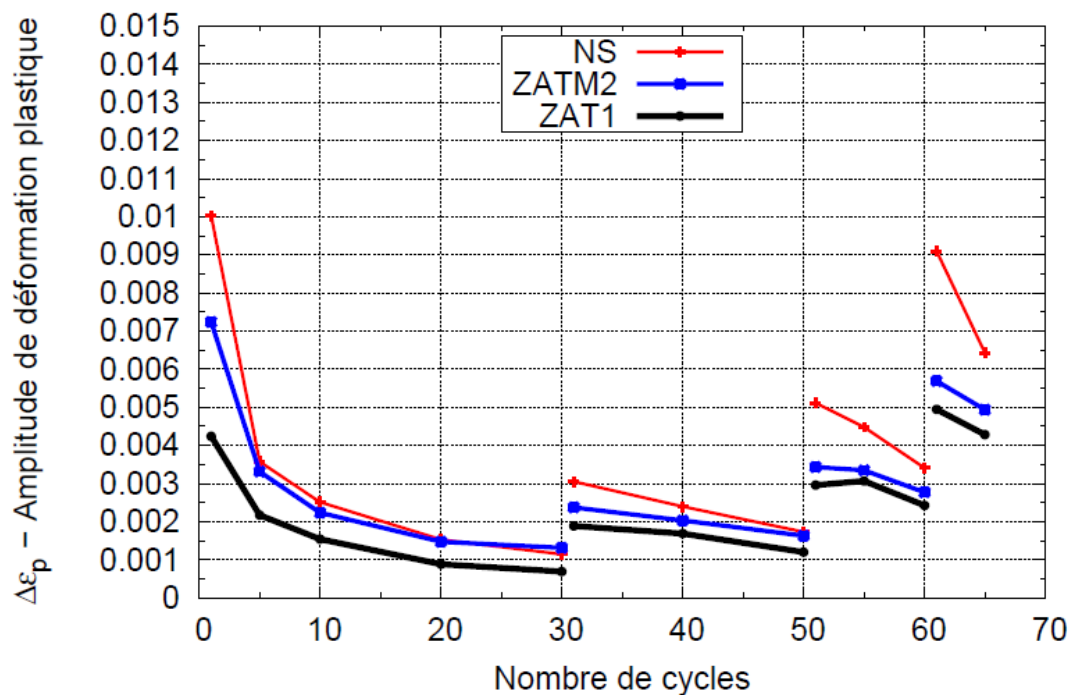


Figure 2.56 : Comparaison de l'évolution de l'amplitude de déformation dans les différentes zones du joint soudé en fonction du nombre de cycles. (direction L)

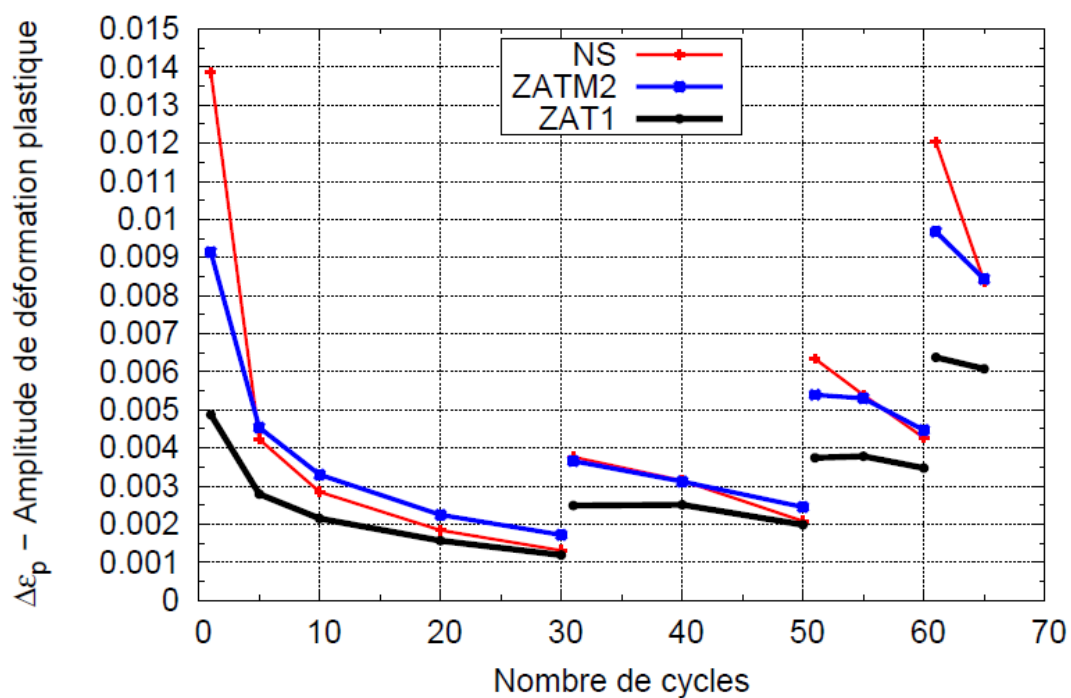


Figure 2.57 : Comparaison de l'évolution de l'amplitude de déformation dans les différentes zones du joint soudé en fonction du nombre de cycles. (direction D)

Une légère différence entre les directions L, T et D est visible pour ce qui concerne le niveau de déformation atteint lors de la première montée en traction. Du fait du comportement mécanique très « plat » du matériau et le pilotage en force de l'essai, une faible variation du niveau de contraintes peut engendrer un allongement plus ou moins important.

On note tout de même que la première boucle d'hystérésis est plus ouverte dans la direction D avec une amplitude de déformation qui atteint 1,5% contre 1% dans les directions L et T. Enfin, les boucles d'hystérésis sont plus larges pour les niveaux de contraintes plus élevés. Ces résultats montrent un comportement mécanique légèrement plus faible dans la direction D que dans les directions L et T.

2.5 Analyse des essais de comportement réalisés sur machine biaxiale

2.5.1 Essai n°4

Ce premier essai est l'essai typique des industriels, avec une sollicitation dans la direction T et un rapport de charge entre chaque axe de 0,5. Ces sollicitations se rapprochent du type de sollicitations vues en service.

La particularité de cet essai est de solliciter le joint soudé avec des efforts mécaniques plus importants dans l'axe perpendiculaire à la soudure que dans l'autre axe. Les efforts imposés sur l'axe y permettent de générer la déformation plastique du joint soudé. À l'inverse, les efforts selon l'axe x ont tendance à retenir l'ouverture du joint soudé et limiter la déformation plastique.

Les figures 2.58 montrent les résultats expérimentaux au maximum de chargement ($t = 12s$) et au minimum ($t = 24s$). La corrélation d'images permet de visualiser la localisation et le niveau de la déformation principale selon l'axe y. Des lignes d'iso-valeurs ont été ajoutées pour mieux visualiser les dimensions des zones de déformation.

Pour cet essai n°4, dont la contrainte en sortie de mors de l'axe y est deux fois supérieure à celle dans l'axe x, une importante plastification du joint soudé se crée selon l'axe y. Les déformations totales atteignent 1,4% dans le noyau soudé. La ligne d'iso-valeur à 0,5% permet de mesurer une auréole de déformations d'environ 100 mm de longueur sur l'axe x. Et une largeur d'environ 12 mm correspondant approximativement au diamètre de l'outil de soudage.

Au minimum de contrainte imposé dans les mors, les déformations totales restent élevées avec un maximum de 1,2% dans le noyau soudé.

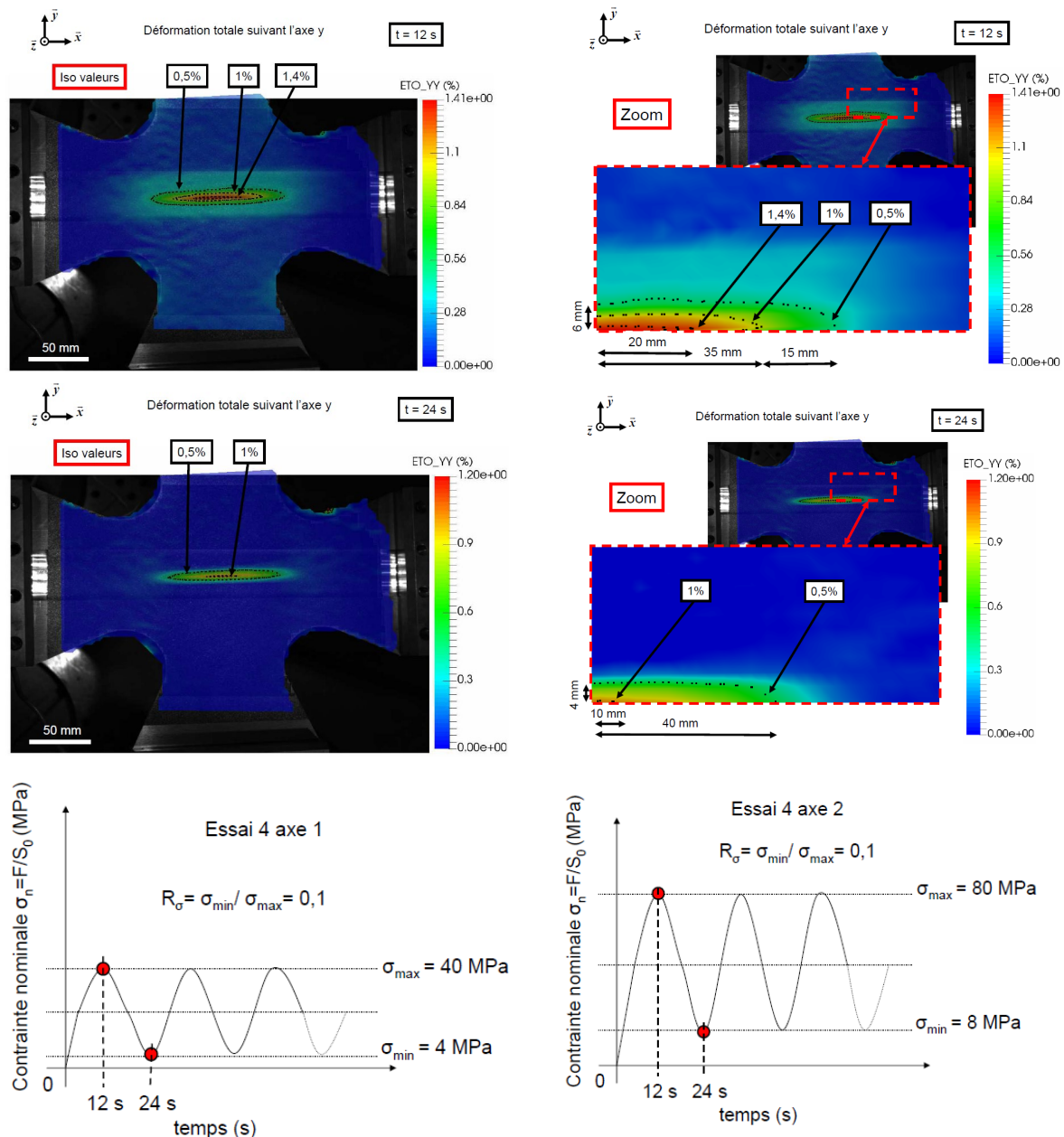


Figure 2.58 : Champs de déformation selon l'axe y (axe 2) expérimentaux étudiés pour deux instants différents pour l'essai n°4.

2.5.2 Essai n°5

Les champs de déformation selon l'axe y sont présentés en figure 2.59. Un chargement plus important sur l'axe y est imposé lors de la première montée en charge qui permet une légère « ouverture » des déformations du joint soudé. Puis, lors du troisième quart du cycle, le chargement est plus important sur l'axe x, ce qui va tendre à « refermer » le joint soudé. Les niveaux de contrainte sont plus faibles lors de la première montée en traction que pour l'essai n°4. Un maximum de déformation ETO_YY d'environ 0,6% est atteint dans le Noyau Soudé. La ligne d'iso-valeur à 0,5% s'étend à ± 3 mm en +Y par rapport au centre de

l'éprouvette, ce qui correspond à la ZATM1. Le comportement mécanique des autres zones du joint reste à l'état élastique.

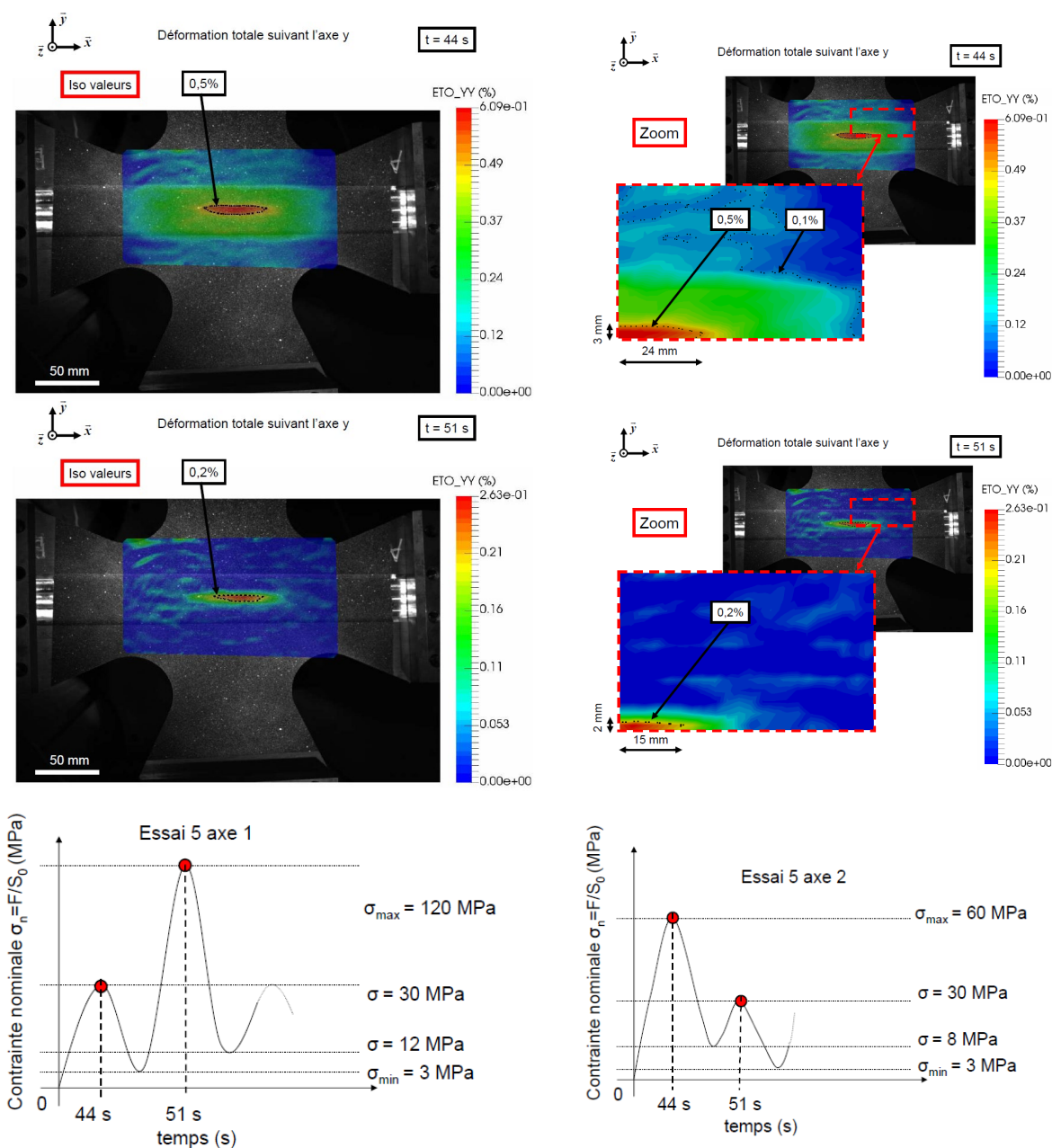


Figure 2.59 : Champs de déformation selon l'axe y (axe 2) expérimentaux étudiés pour deux instants différents pour l'essai n°5.

Lors de la deuxième phase de l'essai où le chargement est plus important sur l'axe x, on remarque que les déformations totales sont très faibles avec un maximum d'environ 0,26% dans le noyau soudé. Aucune déformation négative n'est observée à travers le joint.

2.5.3 Essai n°6

Les champs de déformation sont présentés pour deux instants différents en figure 2.60. Les contraintes imposées en sortie de mors sur l'axe y sont identiques à celles imposées pour l'essai n°4. Cependant, les mêmes contraintes sont imposées sur l'axe x avec un maximum de 80 MPa, tandis que pour l'essai n°4 le maximum imposé est de 40 MPa. Il s'agit donc d'un essai purement biaxial en phase. À $t = 12s$, le chargement plus important sur l'axe x empêche le joint soudé de se déformer autant que pour l'essai n°4. En effet, le maximum atteint au centre de l'éprouvette est d'environ 0,45% contre 1,4% pour l'essai n°4. À l'instant $t = 24s$, le maximum de déformation est approximativement de 0,15% au centre et pour le reste de la surface, ces déformations sont quasi nulles.

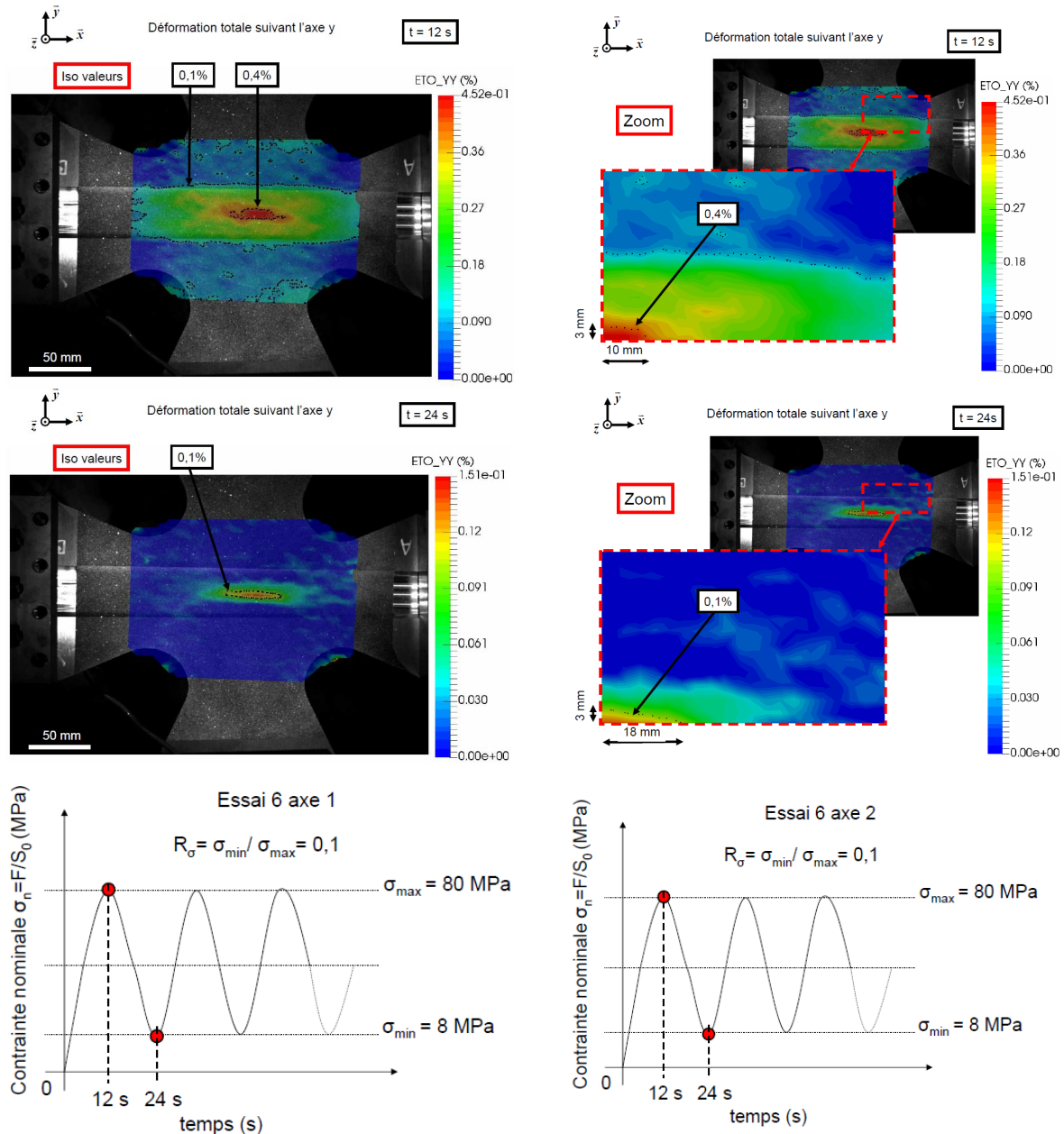


Figure 2.60 : Champs de déformation selon l'axe y (axe 2) expérimentaux étudiés pour deux instants différents pour l'essai n°6.

2.6 Origine de la chute de propriétés mécaniques dans le joint soudé

La résistance mécanique de l'alliage d'aluminium Al-Cu-Li 2198 est attribuée à la précipitation de la phase durcissante T_1 [120] [122].

L'objectif de cette partie est donc d'étudier l'évolution spatiale de la précipitation durcissante T_1 au travers du joint et de voir de quelle manière celle-ci peut influencer les propriétés mécaniques des différentes zones du joint soudé.

2.6.1 Étude microstructurale de l'alliage d'aluminium 2198-T8 soudé par FSW

Afin d'observer la précipitation de la phase T_1 au travers du joint soudé, des observations par microscopie électronique en transmission (MET) ont été réalisées avec l'aide du Pr. Ivan Guillot de l'Institut de Chimie et des Matériaux Paris-Est (UMR 7182). En effet, cette phase est très petite, de l'ordre de quelques nanomètres [9] [120] [122].

Ces travaux se sont concentrés principalement sur la quantification des précipités durcissants T_1 (Al_2CuLi) puisqu'ils jouent un rôle majeur sur le durcissement du matériau ([80], [119] et [120]).

Des échantillons d'épaisseur 750 μm ont été prélevés dans plusieurs zones du joint soudé (Figure 2.61). Puis, ces échantillons ont été polis mécaniquement afin d'obtenir des disques de diamètres 3 mm et d'épaisseur 100 μm . Les lames minces sont obtenues par amincissement électrolytique par double jet jusqu'au perçage du centre de l'échantillon. Le jet utilise une solution composée de 25% d'acide nitrique (HNO_3) et de 75% de méthanol (CH_3OH). Ce perçage se réalise à une température de $-30^\circ C$ et sous une tension de 12V. Finalement, les lames minces ont été observées à l'aide d'un microscope JEOL 2000EX.

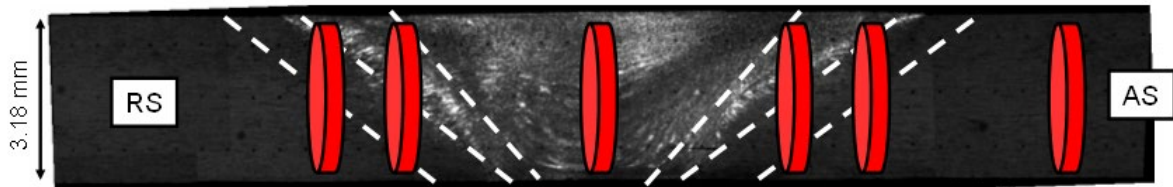


Figure 2.61 : Plan de prélèvement des lames minces dans différentes zones du joint.

La figure 2.62 présente des images MET obtenues en Champ Sombre dans le métal de base (à gauche) et dans la ZAT 2 (à droite). Les précipités sont observés dans le plan de glissement $\{111\}$.

La densité des précipités semble identique dans les deux zones. Les précipités observés dans ce plan sont très longs et très fins, comparables à des aiguilles.

À la même échelle, les précipités montrent des dimensions géométriques très semblables.

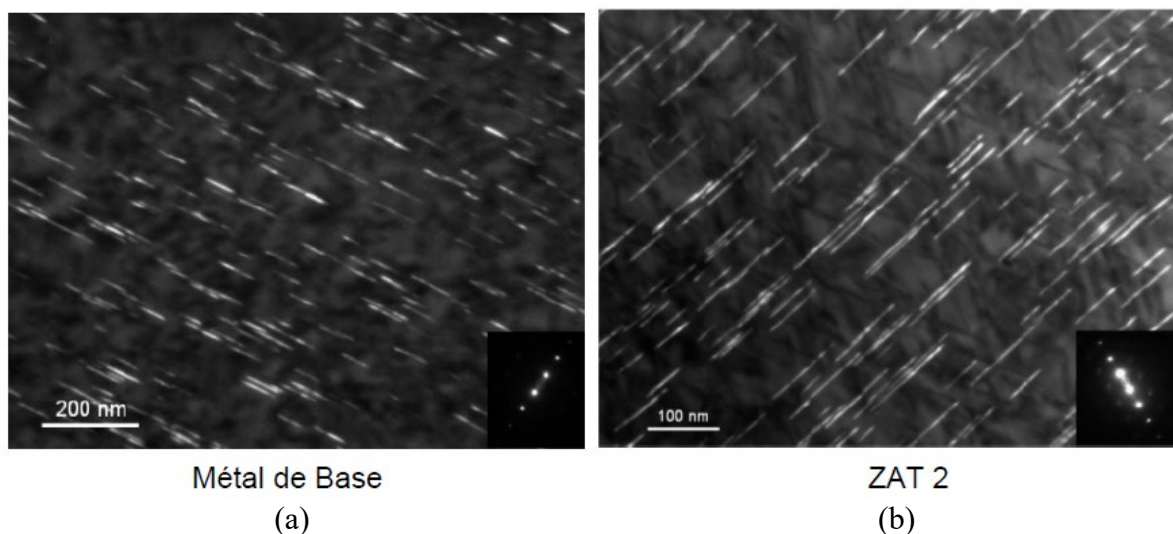


Figure 2.62 : Précipitation durcissante T_1 (Al_2CuLi) observée au MET dans le métal de base (a) et dans la ZAT 2 (b), dans le plan $\{111\}$ d'une structure en alliage d'aluminium 2198-T8 soudée par FSW.

Les observations ont aussi été réalisées dans la ZAT 1 et sont présentées sur la figure 2.63. Contrairement au métal de base et à la ZAT 2, les précipités sont moins longs, plus épais et leur densité a diminué. Les effets thermiques subis par cette zone lors du soudage ont modifié la morphologie et la densité des précipités T_1 .

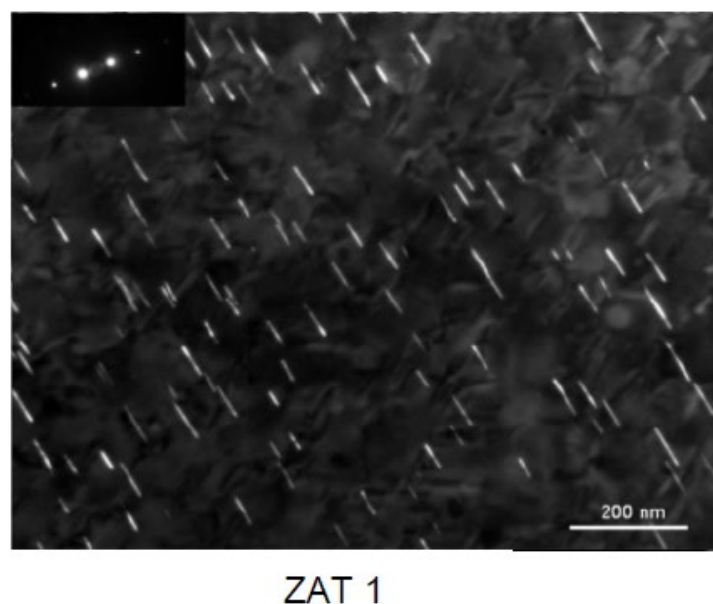


Figure 2.63 : Précipitation durcissante T_1 (Al_2CuLi) observée au MET dans la ZAT 1, dans le plan $\{111\}$, d'une structure en alliage d'aluminium 2198-T8 soudée par FSW.

Suivant l'orientation du cristal, les précipités apparaissent sous forme d'aiguilles ou de plaquettes. La figure 2.64 montre les précipités T_1 dans le plan $\{100\}$ sous forme de plaquettes. On peut observer la présence de dislocations qui sont en train de contourner ou de cisiller ces précipités T_1 .

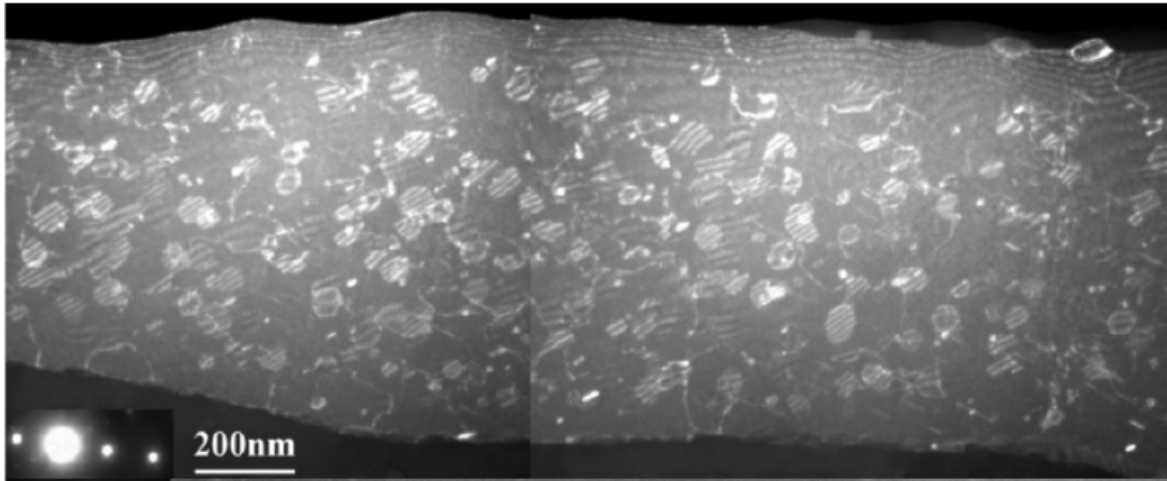
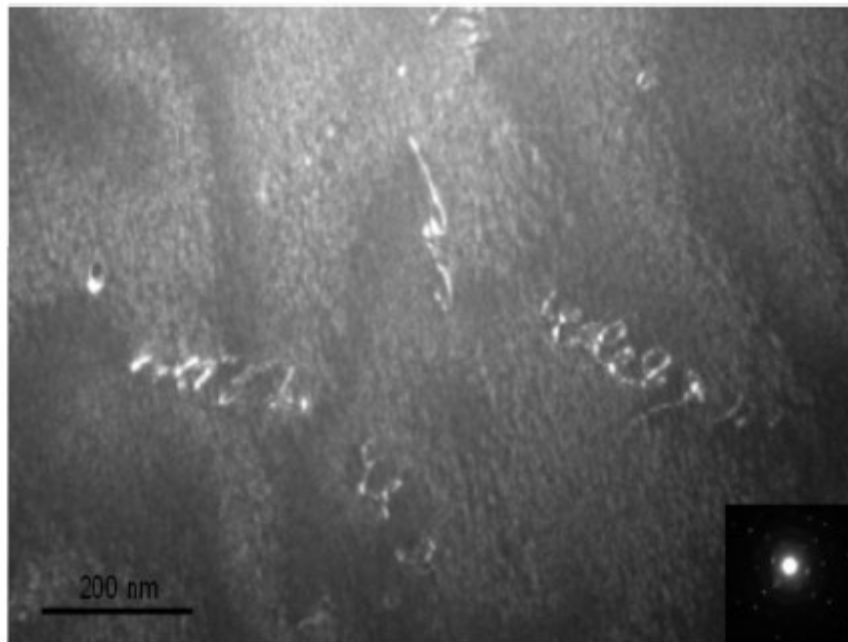


Figure 2.64 : Précipitation durcissante T_1 (Al_2CuLi) observée au MET dans la ZAT 1, dans le plan $\{100\}$, d'une structure en alliage d'aluminium 2198-T8 soudée par FSW.

La figure 2.64 montre l'absence totale de ces précipités T_1 dans le noyau soudé. Quelques dislocations apparaissent mais leur densité est faible.



Noyau Soudé

Figure 2.64 : Dislocations observées au MET dans le noyau soudé, dans le plan $\{111\}$, d'une structure en alliage d'aluminium 2198-T8 soudée par FSW.

Pour quantifier la fraction surfacique de précipités T_1 dans chaque zone d'intérêt du joint soudé, une dizaine d'images prises a été prise puis ces images ont été analysées à l'aide du logiciel Fiji [81]. La figure 2.65 affiche un exemple du traitement d'images à l'aide de filtres présents dans le logiciel Fiji.

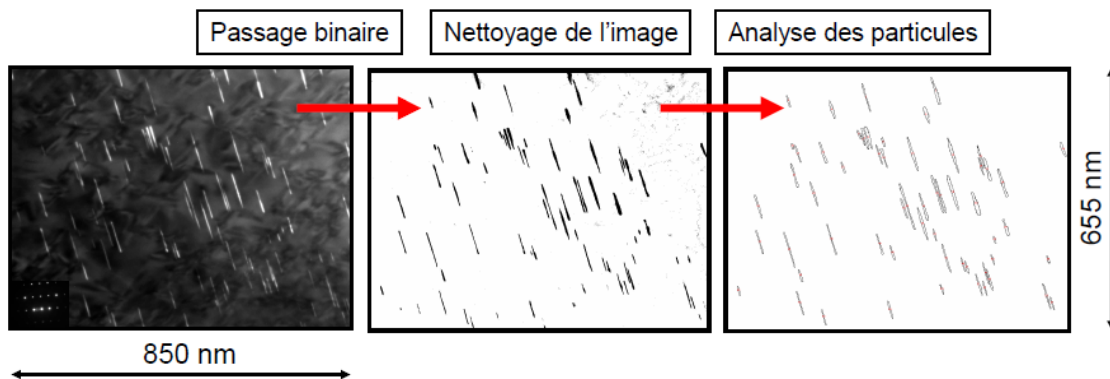


Figure 2.65 : Exemple de traitement d'une image obtenue par MET pour quantifier les précipités durcissants T_1 (Al_2CuLi).

Le traitement des images a permis d'estimer les caractéristiques moyennes des précipités T_1 dans différentes zones à travers le joint soudé. Les résultats obtenus sont présentés dans le tableau 2.2.

Tableau 2.2 : Caractéristiques des précipités T_1 (Al_2CuLi) moyennées dans différentes zones du joint en alliage d'aluminium 2198-T8 soudé par FSW.

	MdB (Max, Min, Ecart- type)	ZAT 2 A (Max, Min, Ecart- type)	ZAT 1 A (Max, Min, Ecart- type)	Noyau Soudé	ZAT 1 R (Max, Min, Ecart- type)	ZAT 2 R (Max, Min, Ecart- type)
Épaisseur moyenne (nm)	3,5 (7,4 ; 1,3 ; 1,2)	3,5 (8,6 ; 1,6 ; 1,1)	4,7 (36,6 ; 0,53 ; 4,3)	0	3,8 (21,4 ; 0,62 ; 2,6)	3,6 (9,3 ; 0,97 ; 1,35)
Longueur moyenne (nm)	58,0 (197 ; 13,9 ; 25,6)	58,0 (173,6 ; 14,8 ; 24,4)	48,6 (125,9 ; 14,2 ; 18,1)	0	50,5 (132,4 ; 15,1 ; 19,6)	53,7 (158,7 ; 15,4 ; 23,2)
Fraction volumique fv (%)	6,9	5,0	2,7	0	2,3	4,5

Les tendances observées entre les différentes zones montrent une évolution des longueurs des précipités décroissante du métal de base vers le noyau soudé.

L'épaisseur moyenne des précipités augmente dans les zones affectées thermiquement par le procédé de soudage jusqu'au noyau soudé où les précipités sont entièrement dissous. Inversement, la longueur moyenne des précipités diminue dans ces zones.

Finalement, c'est la fraction surfacique des précipités dans ces zones qui montre un réel changement. La différence entre la ZAT2 et le MdB est essentiellement visible sur la densité de particules. La fraction surfacique estimée pour le MdB est de 6,9%. Elle est proche de celle obtenue dans les travaux de Gao [82] qui est de 4,9%. Les longueurs moyennes mesurées pour les précipités T_1 dans les travaux de Gao [82] sur le 2198-T8 ou ceux de Qin [83] sur le 2195-T8, sont approximativement de 50 nm ce qui est très proche de nos résultats.

Les fractions surfaciques estimées dans les ZAT du côté Advancing Side et du côté Retreating Side sont respectivement de 5% et de 4,5%. De même, pour les ZATM elles sont de 2,7% du côté Advancing Side et de 2,3% du côté Retreating Side.

Le peu de différence entre les deux côtés du joint soudé permet de considérer que le joint est symétrique.

2.6.2 Lien microstructure – propriétés mécaniques

Suite à ces observations expérimentales, nous avons cherché à comprendre le lien entre les propriétés mécaniques et précipitation de la phase T_1 .

Une relation, largement utilisée dans la littérature, permet de relier la limite d'élasticité des alliages d'aluminium à différentes contributions liées à la microstructure [82] :

$$\Delta\sigma_{\text{exp}}(\sigma_y) = \Delta\sigma_{\text{dis}} + \Delta\sigma_{H-P} + \Delta\sigma_{ss} + \sigma_l + \Delta\sigma_p \quad (2.1)$$

$\Delta\sigma_{dis}$ est reliée aux densités de dislocation présentes dans le matériau. Elle est déterminée à l'aide de l'équation de Taylor [84] :

$$\Delta\sigma_{dis} = M\alpha\mu b\rho^{\frac{1}{2}} \quad (2.2)$$

La formule fait intervenir un facteur géométrique α , qui vaut entre 0,2 et 0,3 pour un aluminium polycristallin [97], le facteur de Taylor M , le module de cisaillement μ de l'aluminium étudié, le vecteur de Burgers b et la densité de dislocations ρ , qui peut être mesurée, comme cela a été fait dans les travaux de Gao [82], à l'aide des profils de spectrométrie obtenus aux rayons X.

$\Delta\sigma_{H-P}$ est liée à la taille de grains.

Elle est calculée à l'aide de la relation de Hall-Petch [85] :

$$\Delta\sigma_{H-P} = \frac{K_y}{\sqrt{D}} \quad (2.3)$$

Cette relation prend en compte une constante K_y [84] et D qui est le diamètre moyen des grains dans chaque zone du joint soudé. Plus le diamètre des grains est petit, plus la contrainte sera grande. Dans le cas particulier des joints soudés par FSW, cette contribution est estimée principalement dans le noyau soudé où les grains sont équiaxiaux et très petits (quelques micromètres). Dans les zones autour du noyau soudé, les grains ont une forme plus allongée et la valeur calculée reste faible.

σ_f est la contrainte de friction de réseau qui est constante à température ambiante. Elle a été estimée par Peierls-Nabarro [82] [89] [90].

$\Delta\sigma_p$ est la contribution liée au durcissement par la précipitation durcissante. Ce durcissement est créé par l'interaction entre les dislocations et les obstacles présents dans le matériau.

Pour le métal 2198-T8, la plus grande part du durcissement est faite par les précipités T_1 (Al_2CuLi) qui peuvent être soit contournés soit cisailés.

Des modèles sont présentés dans la littérature pour calculer, à partir de ces précipités, une contrainte mécanique [91] [92] [93] [94].

Ces modèles tiennent compte des mécanismes de contournement ou de cisaillement que subissent les précipités T_1 selon leurs dimensions et leur densité. Les équations proposées sont des évolutions de l'équation de base d'Orowan [95].

Pour un rayon en dessous du rayon critique, les précipités seront cisailés par les dislocations. Au-dessus de ce rayon, les précipités seront contournés (Figure 2.66).

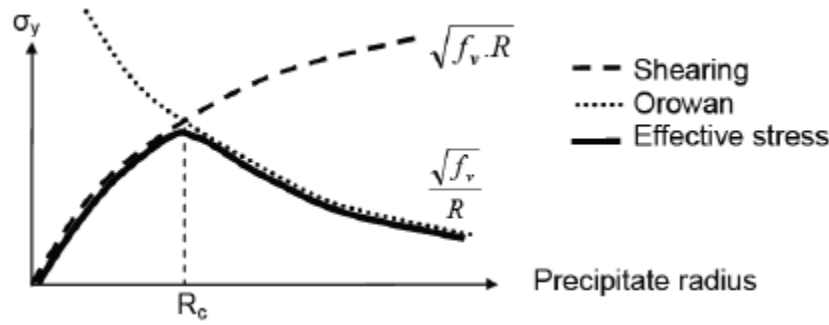


Figure 2.66 : Evolution de la limite élastique en fonction du rayon du précipité [95].

Des travaux proposent des équations pour calculer la contribution des précipités durcissants à la limite élastique du matériau. C'est le cas des équations proposées par Starink et al. [92] et Seidman et al. [93].

$$\Delta\sigma_{p,sh} = M \frac{\gamma_{apb}}{2b} \sqrt{\frac{3\pi^2 \gamma_{apb} f_v \bar{r}}{32\Gamma}} \quad (2.4)$$

$$\Delta\sigma_{p,by} = 0.81M \frac{\gamma_{apb}}{2b} \sqrt{\frac{3\pi f_v}{8}} \quad (2.5)$$

La différence entre les deux équations dépend de la taille des précipités. Dans le cas où le rayon moyen des précipités est plus petit qu'un rayon critique défini, d'après le mécanisme d'Orowan (Figure 2.66), ces précipités sont susceptibles d'être cisailés par les dislocations. La première équation permet de calculer la contribution de ces précipités. Dans le cas inverse, les précipités sont plus grands et sont contournés par les dislocations. C'est la deuxième équation qui est utilisée.

Ces équations font intervenir le facteur de Taylor M [93], l'énergie surfacique de la paroi d'anti-phase γ_{apb} [84], le vecteur de Burgers b [96], la fraction volumique des précipités f_v , le rayon moyen des précipités $\bar{r}$ et la tension de ligne des dislocations Γ [97].

Le rayon critique R_c qui marque la transition entre les mécanismes de cisaillement et de contournement est obtenu lorsque $\Delta\sigma_{p,sh} = \Delta\sigma_{p,by}$, soit :

$$R_c = \bar{r} = 2,62 \frac{\Gamma}{\gamma_{apb}} \quad (2.6)$$

Finalement, la contribution de la précipitation durcissante à la limite d'élasticité est donnée par :

$$\Delta\sigma_p = \text{Min}\{\Delta\sigma_{p,sh}, \Delta\sigma_{p,by}\} \quad (2.7)$$

$\Delta\sigma_{ss}$ est reliée au durcissement par solution solide. Plusieurs équations existent pour estimer cette contribution (équation de Fleischer et Labusch [86] [87] et travaux de Genevois [88]) :

$$\Delta\sigma_{ss} = \sum_i k_i C_i^{\frac{2}{3}} \quad (2.8)$$

Cette équation lie le durcissement à $\mathbf{C}$, qui correspond aux concentrations atomique de chaque élément présent en solution et de $\mathbf{k}$ une constante.

Une technique pour déterminer ces concentrations ainsi que les constantes est décrite dans les travaux de Genevois [88]. De façon générale, la contribution liée au durcissement par solution solide est très difficile à déterminer. Dans la littérature, elle est généralement déduite à partir de la limite d'élasticité mesurée à laquelle on a soustrait les autres contributions.

Le graphe de la figure 2.67 montre les résultats obtenus dans les travaux de Gao [82] où il a cherché à comparer le cumul des contributions liées à la microstructure aux limites élastiques mesurées expérimentalement sur des micro-éprouvettes prélevées dans différentes zones d'un joint soudé par FSW en 2198 et sollicitées en traction.

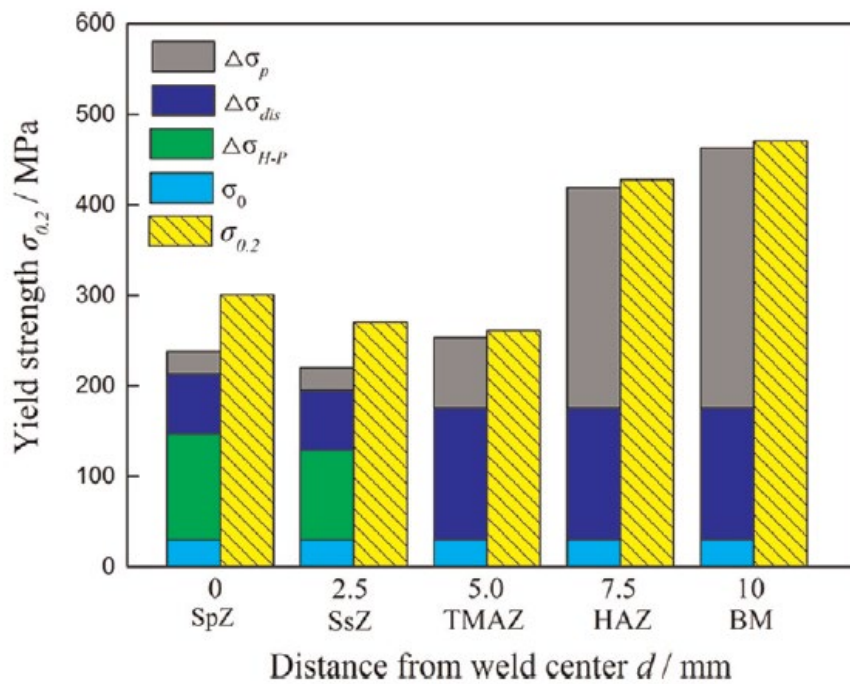


Figure 2.67 : Comparaison entre les limites élastiques mesurées expérimentalement ($\sigma_{0.2}$) et les différentes contributions mécaniques calculées selon la microstructure présente à travers le joint d'un alliage d'aluminium 2198-T8 soudé par FSW [82].

Ces résultats montrent qu'une grande partie de la chute de propriétés mécaniques dans le joint soudé est bien liée à la dissolution de la phase durcissante T_1 .

Il est intéressant de noter que pour la ZATM, la contribution due à l'effet des dislocations est supérieure à l'apport des précipités. Enfin, l'absence des précipités durcissants T_1 dans la zone du joint soudé montre que la limite élastique est liée principalement à la géométrie des grains et aux densités de dislocations.

Pour notre joint soudé, la contribution au durcissement, liée aux précipités T_1 , calculée pour le métal de base est de 210 MPa, 179 MPa pour la ZAT 2, et 131 MPa pour la ZAT 1.

Ces valeurs sont en accord avec celles qui sont calculées par Gao. Notre étude doit désormais être complétée pour calculer les autres contributions évoquées ci-dessus pour relier celles-ci à l'évolution de la limite d'élasticité dans le joint soudé.

2.7 Synthèse des résultats expérimentaux

Des essais mécaniques de caractérisation ont été menés sur des joints soudés par FSW.

Tout d'abord, le fibrage créé lors du laminage des tôles est à l'origine d'une très forte anisotropie du matériau de base. Cependant, l'opération de soudage entraîne une recristallisation complète de la microstructure du noyau soudé qui engendre un comportement mécanique quasiment isotrope de la structure (éprouvette contenant le joint soudé). Le noyau soudé concentre le maximum de déformation plastique au cours des essais. En outre, les essais cycliques à incréments croissants de contrainte ont permis de mettre en avant un fort durcissement cyclique de l'assemblage.

La corrélation d'images numériques (DIC) a été utilisée pour observer les comportements mécaniques locaux du joint soudé. L'analyse des résultats permet de confirmer le comportement mécanique isotrope du noyau soudé. Par contre, les zones du joint soudé affectées thermiquement et thermomécaniquement, présentent, elles, une certaine anisotropie de comportement, différente de celle du métal de base. Lors des essais cycliques, toutes les zones d'intérêt du joint soudé durcissent cycliquement.

Enfin, en parallèle des essais mécaniques, l'analyse de la microstructure a montré une dissolution complète des précipités durcissants T_1 dans le noyau soudé qui explique l'origine de la localisation de la déformation dans cette zone.

3. MODÉLISATION NUMÉRIQUE DU GRADIENT DE COMPORTEMENT MÉCANIQUE GÉNÉRÉ PAR LE PROCÉDÉ FSW

Le but de ce chapitre est d'identifier les paramètres d'un modèle de comportement mécanique isotrope de type Chaboche. Le choix des paramètres est justifié en comparant les résultats expérimentaux du chapitre 2 avec les résultats de simulations réalisées sur des éprouvettes 3D. Les essais biaxiaux sont ensuite simulés dans le but de valider ce modèle.

3.1 Le modèle de comportement retenu

Un modèle élasto-plastique est utilisé pour reproduire le comportement mécanique du joint soudé soumis à des chargements en traction et en cyclique [22] [98] [99] [118]. Ce modèle exprime la déformation totale $\boldsymbol{\varepsilon}$ par deux composantes, une première qui est une contribution élastique $\boldsymbol{\varepsilon}^e$ et une deuxième qui est une contribution inélastique $\boldsymbol{\varepsilon}^p$:

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \boldsymbol{\varepsilon}^e + \boldsymbol{\varepsilon}^p \quad (3.1)$$

Le domaine élastique du matériau est décrit par l'équation :

$$f(\boldsymbol{\sigma}, \mathbf{X}, \mathbf{R}) \leq 0 \quad (3.2)$$

La variable d'écrouissage cinématique $\mathbf{X}$ est un tenseur qui définit le centre du domaine, et la variable d'écrouissage isotrope $\mathbf{R}$ est un scalaire qui modifie la taille du domaine. Ce modèle est utilisé avec le critère de Von Mises, ainsi le second invariant $J(\boldsymbol{\sigma} - \mathbf{X})$ s'exprime :

$$J(\boldsymbol{\sigma} - \mathbf{X}) = \sqrt{\frac{3}{2} (\boldsymbol{\sigma}' - \mathbf{X}) : (\boldsymbol{\sigma}' - \mathbf{X})} \quad (3.3)$$

où $\boldsymbol{\sigma}'$ est le déviateur des contraintes.

Les équations d'évolution sont exprimées respectivement par deux variables d'état α et q :

$$\dot{\alpha} = \dot{\varepsilon}^p - D\alpha\dot{p} \quad (3.4)$$

$$\dot{q} = (1 - bq)\dot{p} \quad (3.5)$$

Ces équations permettent de retrouver les variables d'écrouissages $\mathbf{X}$ et $\mathbf{R}$:

$$\mathbf{X} = \frac{2}{3} \mathbf{C} \alpha \quad (3.6)$$

$$\mathbf{R} = b \mathbf{Q} q \quad (3.7)$$

La variable d'écrouissage cinématique non linéaire dépend des deux paramètres $\mathbf{C}$ et $\mathbf{D}$ qui sont identifiés pour chaque zone du joint soudé. Le rapport $\frac{\mathbf{C}}{\mathbf{D}}$ correspond à la valeur de saturation de l'écrouissage et $\mathbf{D}$ représente la vitesse pour atteindre ce seuil.

De la même manière, la variable d'écrouissage isotrope non linéaire est décrite par deux paramètres $\mathbf{Q}$ et $\mathbf{b}$ qui correspondent respectivement, à la valeur de saturation de l'écrouissage et à la vitesse de saturation du matériau pour atteindre ce seuil.

Le modèle utilisé dans cette étude est composé de trois écrouissages cinématiques non linéaires et de deux écrouissages isotropes non linéaires.

Sur les deux écrouissages isotropes, le premier est utilisé pour reproduire le fort et rapide adoucissement cyclique, observé dans le chapitre précédent, qui se traduit par la différence entre la forme de la courbe de traction et celle des boucles d'hystérésis en cyclique.

Le second écrouissage isotrope est utilisé pour reproduire le durcissement cyclique observé dans toutes les zones du joint soudé.

Les trois écrouissages cinématiques permettent de reproduire la forme des boucles d'hystérésis.

Enfin, les essais expérimentaux (Cf. essais de traction) ont montré que le comportement mécanique du joint ne dépend pas du temps.

3.2 Stratégie d'identification des paramètres du modèle et de leurs évolutions spatiales

À partir des courbes « déformation locale – contrainte nominale » obtenues par DIC, les paramètres mécaniques du modèle ont pu être identifiés.

L'identification des paramètres mécaniques est réalisée en parallèle sur les essais de traction et des essais cycliques.

Le modèle est identifié en comparant directement les essais expérimentaux aux simulations numériques 3D. Les courbes obtenues en moyennant les déformations locales sur une ligne (Figure 2.12) sont comparées aux courbes extraites des calculs 3D. Les déformations locales sont également moyennées sur une ligne de plusieurs nœuds.

L'intérêt d'identifier les paramètres directement sur les simulations 3D se justifie par la morphologie du joint soudé qui est en « V » dans l'épaisseur. De plus, les courbes expérimentales ont montré que le maximum des déformations se concentre au centre de l'éprouvette, ce qui induit localement de forts effets de multiaxialité.

Pour chacune des zones définies (MdB, ZAT2, ZAT1, ZATM2, ZATM1 et NS), la courbe « contrainte normale - déformation locale » de traction ainsi que les courbes pour les essais cycliques, à chaque niveau de chargement imposé, ont été comparées aux courbes issues du modèle. Les paramètres mécaniques du modèle ont été adaptés manuellement jusqu'à que l'ensemble des courbes simulées coïncide avec les courbes expérimentales.

Dans les travaux de Le Jolu [3] par exemple, l'identification des paramètres a été menée uniquement sur des essais de traction monotone. Ces essais dissimulent certains effets comme le durcissement des zones affectées thermo-mécaniquement lors de chargements cycliques. Cela simplifie fortement la modélisation des comportements mécaniques des différentes zones du joint soudé ainsi que l'identification des paramètres.

Dans notre cas, le choix a été fait de reproduire le gradient de comportement mécanique du joint soudé pour des chargements monotones et cycliques en prenant le parti de garder, si possible, un maximum de coefficients identiques par zone.

3.3 Simulations 3D par éléments finis des essais mécaniques sous sollicitation uniaxiale réalisés sur joints soudés

Les calculs numériques en 3D sont réalisés à l'aide de la suite d'outils numériques pour le calcul de structures Zset, co-développé par le Centre des Matériaux des Mines de Paris et l'Onera [123].

La géométrie d'éprouvette utilisée est celle présentée dans le chapitre 2 pour les essais de comportement mécanique (Figure 2.1). Pour réduire le temps de calcul, les essais sont simulés sur un quart de l'éprouvette et la partie de l'éprouvette prise dans les mors de la machine n'est pas représentée.

Un premier plan de symétrie PS1 est utilisé dans la direction y et est présenté sur le maillage en figure 3.1. Les déplacements des nœuds de ce plan sont nuls dans la direction y.

Un second plan de symétrie PS2 est utilisé dans la direction x, en continuant de faire l'hypothèse que les comportements mécaniques des zones du côté Advancing Side et du côté Retreating Side sont équivalents. Les déplacements des nœuds de ce plan sont nuls dans la direction x. Les résultats de simulation sont tout de même comparés aux résultats expérimentaux des deux côtés AS et RS.

Enfin, il n'y a pas de plan de symétrie suivant la direction z puisque le joint soudé a une forme en « V », comme observé sur l'analyse microstructurale du chapitre 1. Cependant, une condition limite est fixée sur le point P1, à mi-épaisseur de l'éprouvette, pour lequel le déplacement selon z est nul afin d'éviter tout mouvement de solide rigide pendant le calcul.

Une force normale $\vec{F}$ est appliquée sur la surface S3. L'ensemble des nœuds de cette surface sont liés entre eux par une condition de contrainte multipoint qui impose le même déplacement normal.

Des éléments quadratiques de type c3d15 (prismes à section triangulaire quadratique) sont utilisés pour le maillage de toute l'éprouvette. Pour réaliser un maillage sur l'éprouvette complète avec ces éléments, leur orientation est imposée par la géométrie de l'éprouvette. De

plus, dans la zone utile de l'éprouvette, on souhaite avoir un maillage droit sur la surface supérieure puisqu'il s'agit de la surface qui est comparée entre les essais expérimentaux et de simulation.

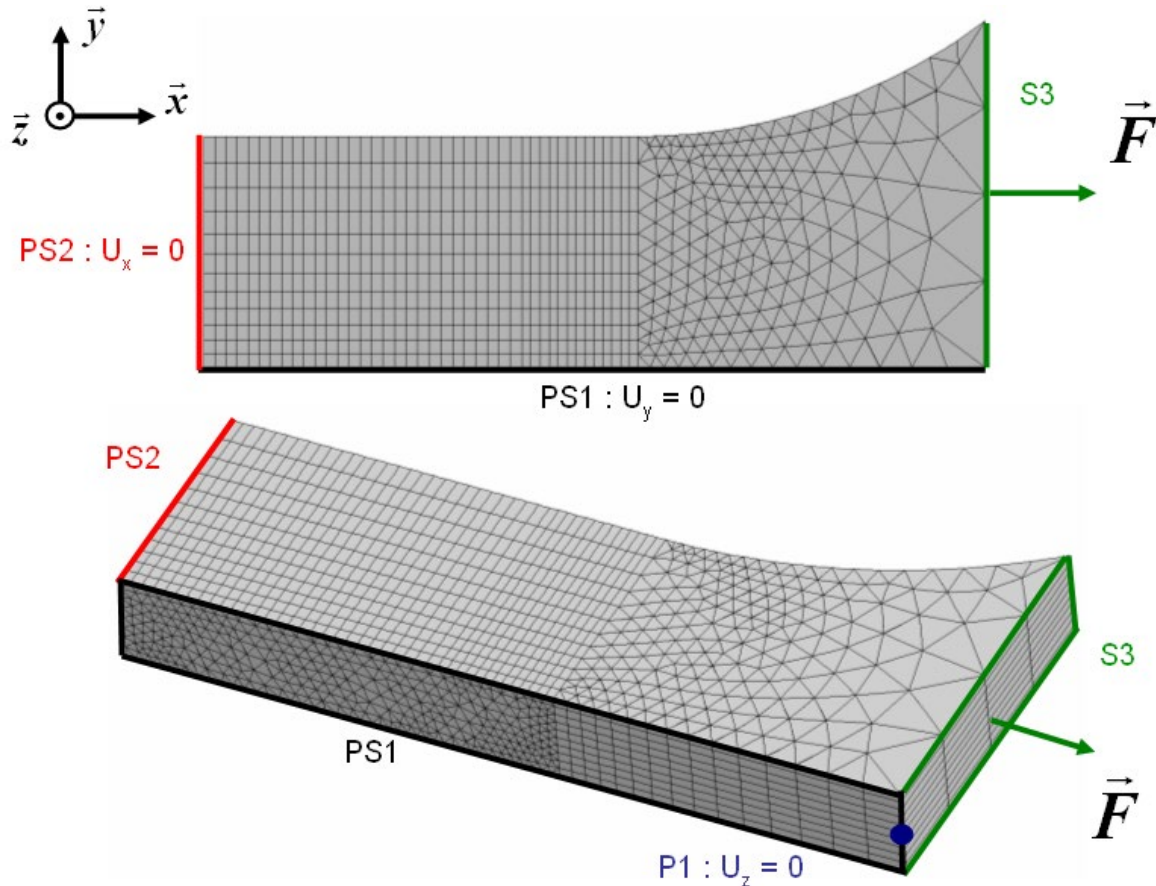


Figure 3.1 : Éprouvette numérique pour chargements uniaxiaux – éléments wedges de type c3d15 sur l'ensemble de l'éprouvette.

Dans le cas pour lequel un modèle de comportement mécanique avec un seul critère isotrope est utilisé, les différentes zones du joint soudé ne sont pas prédéfinies par la géométrie de l'éprouvette. Les paramètres de la loi de comportement sont simplement définis aux points de Gauss. Un exemple de mise en données d'un essai cyclique avec le fichier matériau associé ainsi que le fichier utilisé pour faire varier les paramètres spatialement sont présentés en annexes 2.2 à 2.7. La technique d'affectation des paramètres du modèle permet de simplifier la conception du joint en évitant la création géométrique de chaque zone. La figure 3.2 montre un exemple d'évolution de la limite d'élasticité initiale dans l'éprouvette qui permet ainsi de visualiser la géométrie donnée au joint soudé. Une étude de convergence en fonction du maillage a été réalisée et est présentée en annexe 2.1.

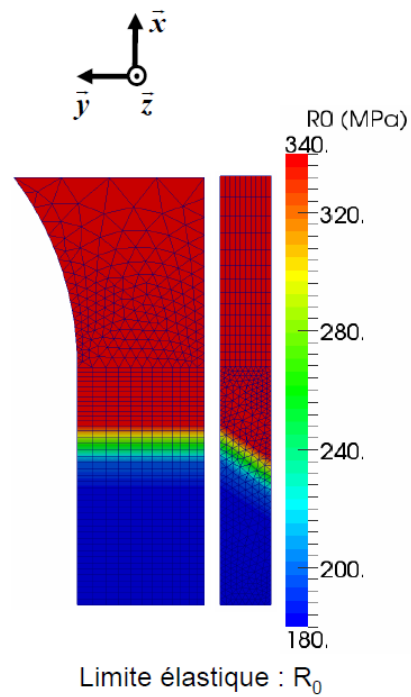


Figure 3.2 : Exemple d'évolution d'un paramètre du modèle de comportement mécanique à travers le joint soudé.

3.4 Simulation des essais sous chargement uniaxial à l'aide de modèles isotropes

3.4.1 Les paramètres du modèle identifiés et leur évolution spatiale

L'identification finale des paramètres du modèle est présentée dans le tableau 3.1.

Tableau 3.1 : Paramètres mécaniques identifiés pour un modèle élasto-plastique dans différentes zones du joint soudé par FSW.

	MdB	ZAT 2	ZAT 1	ZATM 2	ZATM 1	NS
E (MPa)	81000	81000	81000	81000	81000	81000
R_0 (MPa)	340	340	200	180	180	180
b_1	400	400	400	400	400	400
Q_1 (MPa)	-80	-80	-80	-80	-110	-120
b_2	30	30	30	30	30	30
Q_2 (MPa)	0	0	120	120	120	120
C_1 (MPa)	378000	378000	378000	378000	378000	378000
D_1	4500	4500	4500	4500	4500	4500
C_2 (MPa)	50000	50000	50000	50000	50000	50000
D_2	450	450	450	450	450	450
C_3 (MPa)	1000	1000	400	400	400	400
D_3	30	30	30	30	30	30

La première remarque sur ces résultats, c'est que les paramètres évoluent peu d'une zone à une autre. On a fait le choix de simplifier la modélisation du gradient de comportement mécanique du joint soudé tout en représentant le mieux possible les comportements mécaniques locaux dans les différentes zones. Une grande partie des écrouissages cinématiques reste constante, hormis pour C_3 qui est plus élevé dans les zones proches du métal de base que dans le joint soudé. Les paramètres de vitesse de saturation pour les écrouissages cinématiques décroissent d'environ un rapport 10 entre D_1 , D_2 et D_3 .

Les valeurs de saturation des écrouissages isotropes sont très proches de Q_1 dans chacune des zones. Leurs valeurs sont plus importantes dans les zones centrales du joint soudé car un adoucissement plus fort du matériau a été observé entre les courbes de traction et les courbes cycliques du chapitre précédent.

Le paramètre Q_2 permet le durcissement du joint soudé, cela explique pourquoi il est nul pour les zones du métal de base. En effet, les résultats des essais mécaniques ont montré que le métal de base ne durcit pas cycliquement puisque la microstructure de ces zones est déjà saturée en précipités durcissants T_1 .

Les paramètres de vitesse de saturation pour les écrouissages isotropes sont constants. Comme pour les écrouissages cinématiques, il y a un rapport d'environ 10 entre b_1 et b_2 .

L'évolution la plus marquée est pour la limite élastique qui est définie à 340 MPa pour le MdB et à 180 MPa pour le NS. Ces valeurs semblent faibles par rapport aux résultats issus des travaux de Le Jolu par exemple (Tableau 1.2). De même, dans les travaux de Morgeneyer [100], les paramètres d'une loi de comportement mécanique contenant deux écrouissages isotropes non linéaires ont été identifiés pour l'alliage d'aluminium 2198. La limite élastique déterminée pour ce matériau est de 420 MPa ce qui est très nettement supérieur à celle choisie

dans le tableau 3.1. Dans notre cas, ces limites élastiques sont compensées par un fort et rapide écrouissage cinématique $\mathbf{X}_1$ ($\mathbf{C}_1$ et $\mathbf{D}_1$) que l'on peut leur associer.

Cette différence dans l'identification est classique. En effet, le fait de considérer des chargements cycliques met en évidence un écoulement plastique pour de faibles contraintes, à un niveau où on le considérera comme négligeable dans le cadre de la simulation d'une courbe de traction monotone.

Les paramètres mécaniques de la ZAT2 sont identiques à ceux du MdB. Les essais de caractérisation en monotone et en cyclique ne permettent pas d'étudier le comportement mécanique de cette zone. En effet, la forte localisation des déformations dans les zones centrales du joint empêche un début de plastification de cette zone. Pour ce faire, il faudrait étudier cette zone séparément comme pour le MdB.

Les paramètres mécaniques pour le NS et pour les ZATM sont très proches. Seule la valeur de seuil de l'écrouissage isotrope non linéaire $\mathbf{Q}_1$ évolue. Bien que cette évolution soit faible, elle est nécessaire compte tenu des différences de comportements mécaniques observées sur les courbes de traction et cycliques entre ces trois zones.

En résumé, on a fait le choix de garder un maximum de paramètres inchangés d'une zone à une autre ce qui entraîne des différences mineures avec les résultats expérimentaux. Ces résultats pourraient être améliorés mais en ajoutant des variables supplémentaires. Le choix du nombre d'écrouissages correspond au meilleur compromis pour reproduire les bonnes formes et les bons niveaux de déformations des boucles d'hystérésis du matériau dans les différentes zones sans utiliser de trop nombreux paramètres mécaniques dans le modèle.

Les trois écrouissages cinématiques non linéaires choisis permettent de reproduire les dernières boucles d'hystérésis pour l'essai cyclique ainsi que la courbe de traction monotone.

L'apport du premier écrouissage non linéaire $\mathbf{X}_1$ est important et sa vitesse de saturation est très rapide. Ajouté à la limite élastique initiale $\mathbf{R}_0$ du matériau, il permet de reproduire le comportement mécanique pour les faibles niveaux de déformation plastique.

Les deux autres écrouissages cinématiques non linéaires $\mathbf{X}_2$ et $\mathbf{X}_3$ ont une vitesse de saturation beaucoup plus faible mais leurs apports sont très importants pour reproduire les bons niveaux de déformation simulés en traction.

L'écrouissage isotrope non linéaire $\mathbf{R}_1$ est très rapide, il est introduit pour retrouver cette forme de courbe en traction très plate. En effet, on observe expérimentalement que la plastification du matériau évolue très rapidement après le passage de sa limite d'élasticité. Ce comportement mécanique est compliqué à reproduire avec seulement trois écrouissages cinématiques non linéaires.

L'écrouissage isotrope non linéaire $\mathbf{R}_2$ permet de reproduire le durcissement cyclique observé lors du premier niveau de contrainte. La vitesse de saturation imposée n'est pas élevée et permet après 30 cycles de retrouver la bonne amplitude de déformation de la dernière boucle d'hystérésis. Cependant, la suite de l'essai expérimental montre que pour les niveaux de contrainte supérieurs, le durcissement du matériau semble se poursuivre. Or, le modèle est déjà saturé et il n'y a plus d'évolution de l'amplitude de déformation.

Les boucles d'hystérésis simulées sont tout de même très proches des boucles expérimentales pour ces niveaux de chargement.

3.4.2 Étude de la réponse globale du joint soudé

3.4.2.1 Essais de traction

La création d'un extensomètre virtuel sur les essais simulés permet de comparer les comportements mécaniques globaux du joint soudé obtenus expérimentalement et numériquement.

La figure 3.6 propose la comparaison entre le comportement mécanique global obtenu expérimentalement dans les directions L, T et D et celui déterminé numériquement avec le modèle.

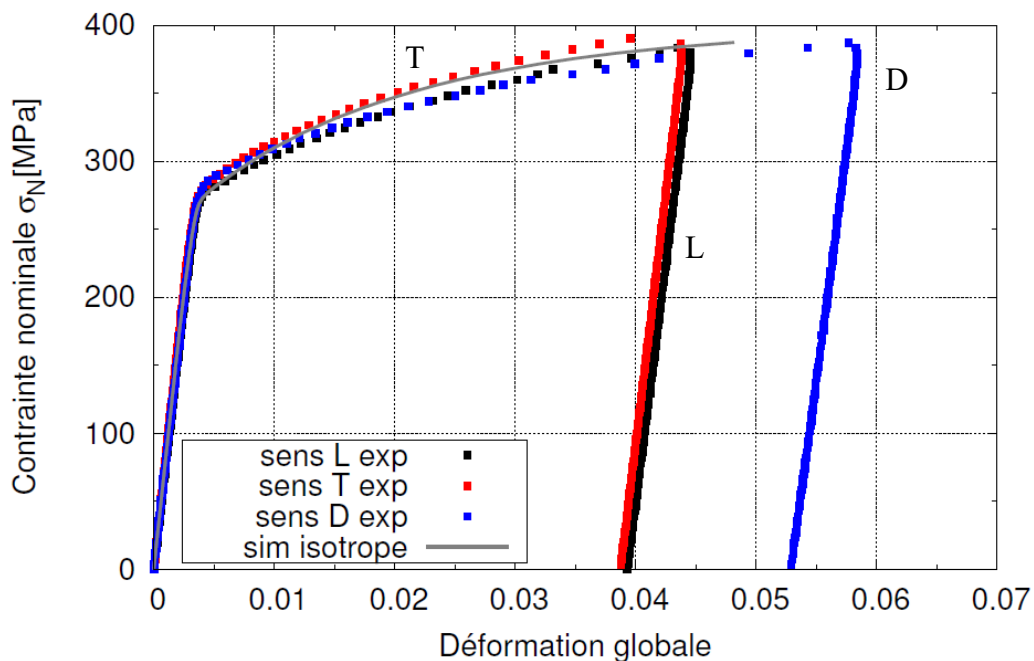


Figure 3.6 : Comparaison des comportements mécaniques globaux en traction du joint soudé expérimentaux et simulés avec le critère isotrope.

On constate que le comportement mécanique du joint mesuré avec un extensomètre est bien reproduit par la simulation 3D. L'allongement total n'est pas identique mais avec l'utilisation d'un simple critère isotrope, le comportement reproduit est un bon compromis selon les trois directions L, T et D.

3.4.2.2 Essais cycliques

Le comportement mécanique global du joint soudé sollicité cycliquement est également mesuré expérimentalement avec un extensomètre et numériquement par corrélation d'images sur l'éprouvette 3D en créant un extensomètre virtuel.

Les résultats de l'essai réalisé avec un joint soudé dans la direction du laminage de la tôle (direction T) sont proposés par la figure 3.7. L'essai est simulé avec la première approche. Le comportement mécanique global du joint soudé est bien reproduit, excepté une déformation sur la première montée en charge qui est surestimée (0,83% contre 0,74%.

expérimentalement). Cependant, le durcissement cyclique du matériau est correctement simulé par le modèle puisque le trentième cycle stabilisé du premier niveau de contrainte est représentatif du cycle stabilisé expérimental. On remarque que les niveaux de déformation expérimentaux pour les cycles du quatrième niveau de contrainte sont atteints par la simulation. On constate aussi que les amplitudes de déformations plastiques du dernier cycle stabilisé sont identiques entre les deux résultats.

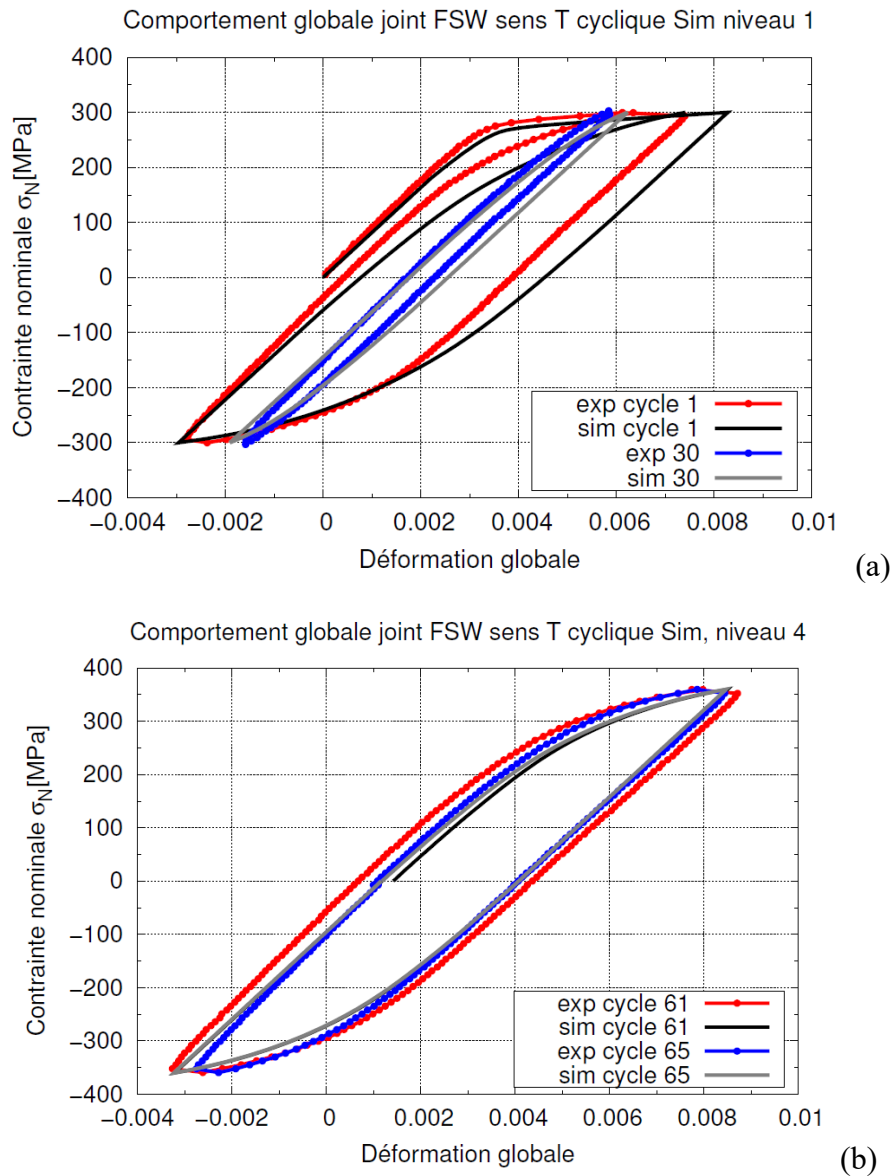


Figure 3.7 : Comparaison du comportement mécanique global cyclique du joint soudé (direction T) expérimental et simulé au premier niveau de contrainte (a) et au quatrième niveau de contrainte (b).

Les essais cycliques dans les directions L et D sont également comparés aux résultats de simulation (Figures 3.8 et 3.9). On constate que les boucles d'hystérésis sont moins bien superposées entre les essais numériques et les essais expérimentaux que pour la direction T.

Cette différence s'explique du fait de piloter les essais en force (Cf. paragraphe 2.3.1). Ce comportement du matériau très plat et les faibles variations de chargement entre chaque essai créent un fort décalage des boucles d'hystérésis qui peuvent être plus ou moins ouvertes.

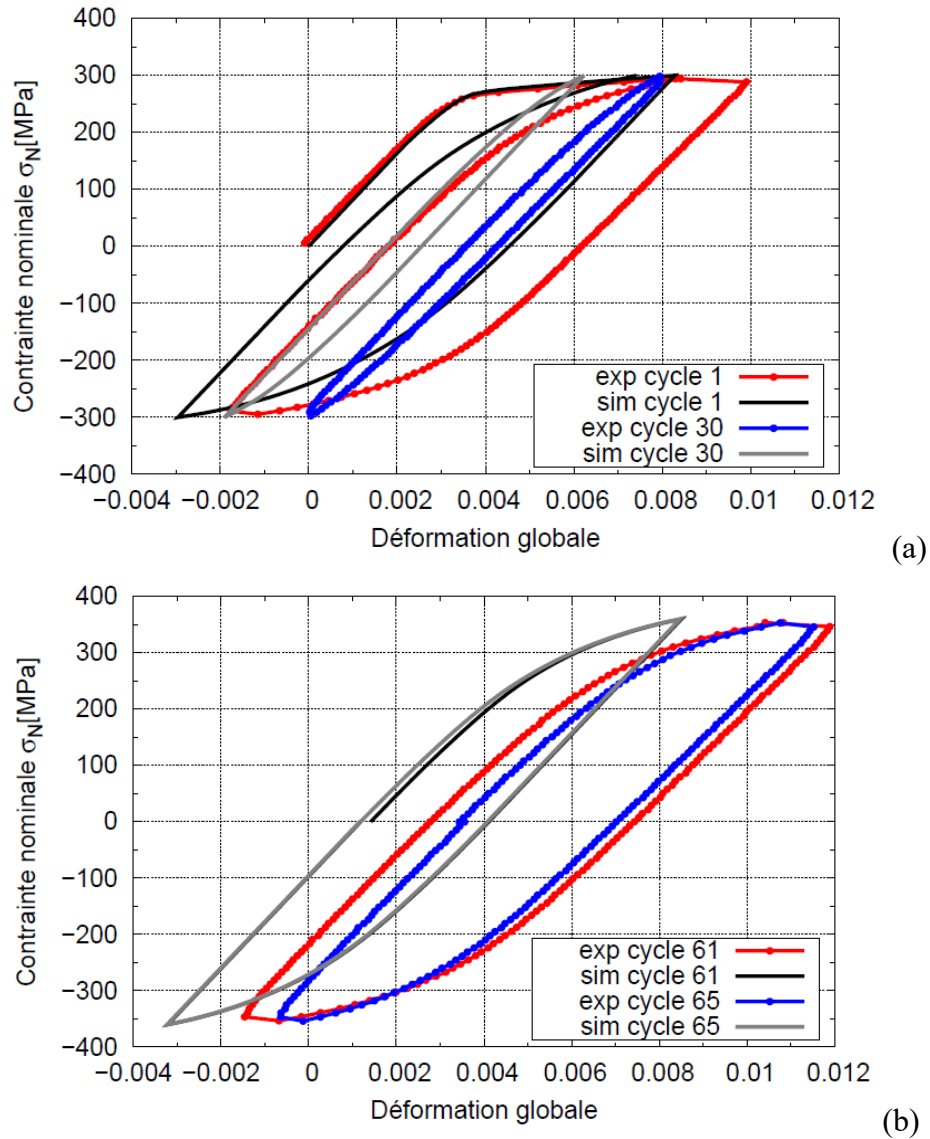


Figure 3.8 : Comparaison du comportement mécanique global cyclique du joint soudé (direction L) expérimental et simulé au premier niveau de contrainte (a) et au quatrième niveau de contrainte (b).

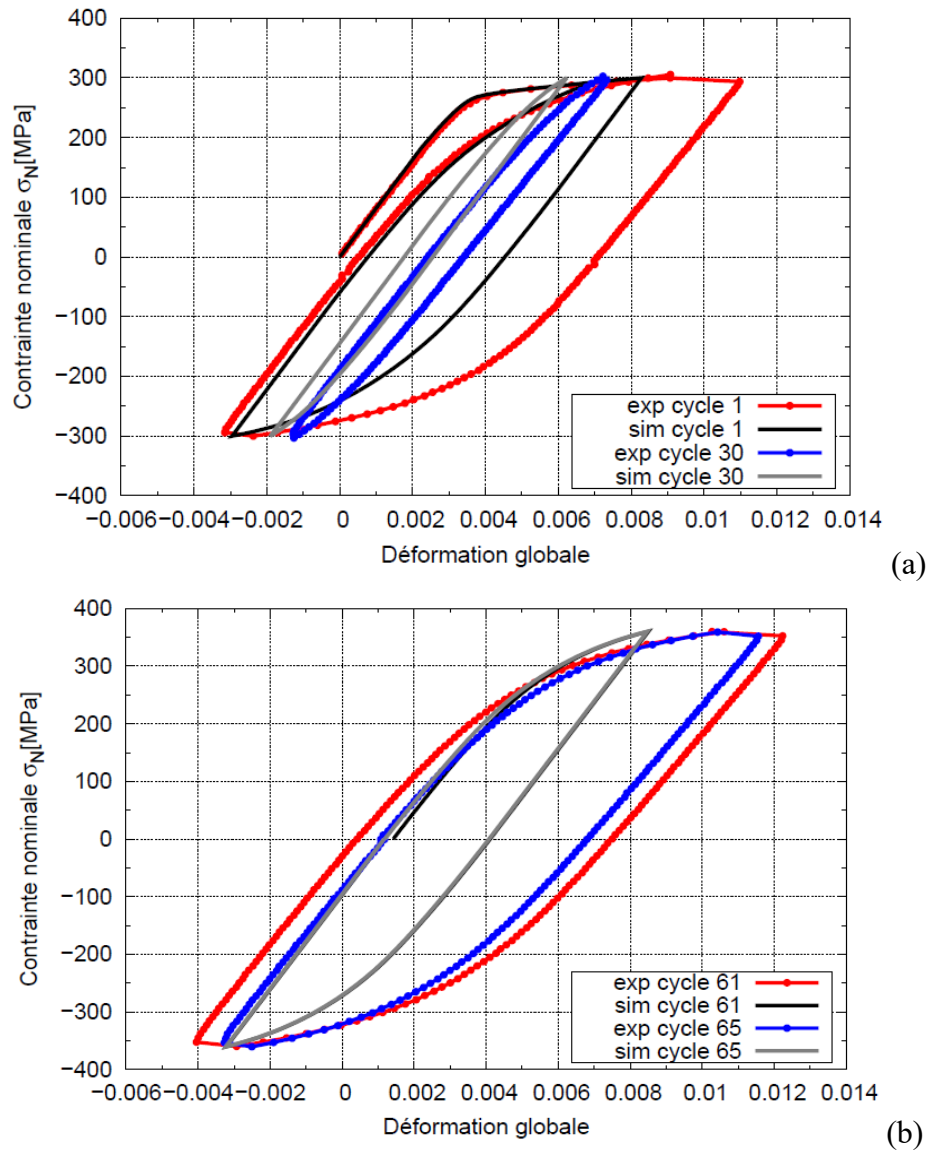


Figure 3.9 : Comparaison du comportement mécanique global cyclique du joint soudé (direction D) expérimental et simulé au premier niveau de contrainte (a) et au quatrième niveau de contrainte (b).

3.4.3 Analyse des champs de déformation locaux

Les simulations 3D sont menées sur un quart de la structure soudée (Figure 3.1). Cependant, pour comparer les résultats obtenus expérimentalement par corrélation d'images sur la surface supérieure de l'éprouvette avec les résultats numériques, toute la surface de l'éprouvette de simulation n'est pas observée. La figure 3.10 présente la surface retenue sur l'éprouvette numérique, qui correspond à la surface visible grâce à la fenêtre de la cage anti-flambage installée sur l'éprouvette expérimentale.

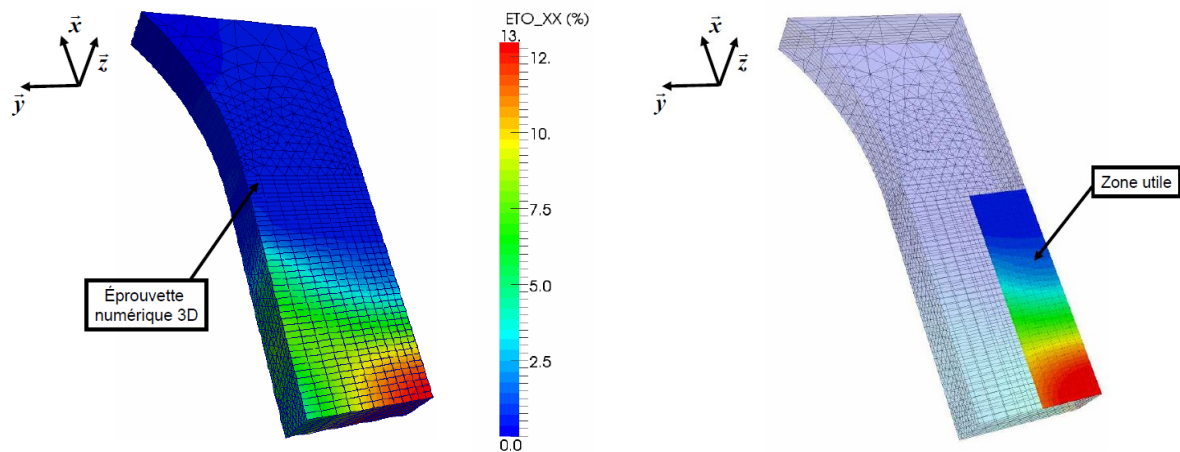


Figure 3.10 : Zone observée de l'éprouvette numérique correspondant à la zone rendue visible de l'éprouvette expérimentale par la fenêtre de la cage anti-flambage.

3.4.3.1 Essais de traction

L'utilisation d'un critère isotrope permet de ne simuler qu'un seul essai de traction dans la direction T, puisque les paramètres mécaniques ont été identifiés sur ces essais. Les résultats expérimentaux dans les directions L, T et D sont comparés aux simulations numériques.

Les résultats de la simulation obtenus avec le modèle, qui considère le comportement mécanique du joint soudé isotrope, sont présentés par les figures 3.11, 3.12 et 3.13.

Le modèle permet une bonne reproduction des champs de déformations observés à trois temps différents. À $t = 50s$, ce qui correspond à une contrainte nominale de 180 MPa, le comportement mécanique de la structure soudée reste à l'état élastique.

Pour une contrainte nominale maximale de 380 MPa, les déformations simulées au cœur du joint soudé sont de l'ordre de 13%, tandis qu'expérimentalement, elles sont de 11,5%.

Les réelles différences entre les résultats expérimentaux et les résultats numériques s'observent sur les formes du gradient de comportement mécanique à travers le joint soudé.

Des lignes d'iso-valeurs de déformation sont tracées sur chaque champ mesuré et permettent de comparer les résultats mesurés expérimentalement et simulés.

Ainsi à $t = 75s$, soit une contrainte nominale de 290 MPa, les lignes d'iso-valeurs à 1% et 1,5% de déformation sont situées à la même distance (respectivement à environ 4 mm et 1,5 mm) par rapport au centre du joint soudé.

De même, pour une contrainte nominale de 380 MPa, les lignes à 2% et 10% se situent respectivement à environ 3 mm et 8 mm du centre du joint.

Bien que les niveaux de déformation atteints au centre ne soient pas identiques, on peut considérer que le modèle de comportement utilisé est très satisfaisant pour un essai de traction jusqu'à de fortes déformations plastiques.

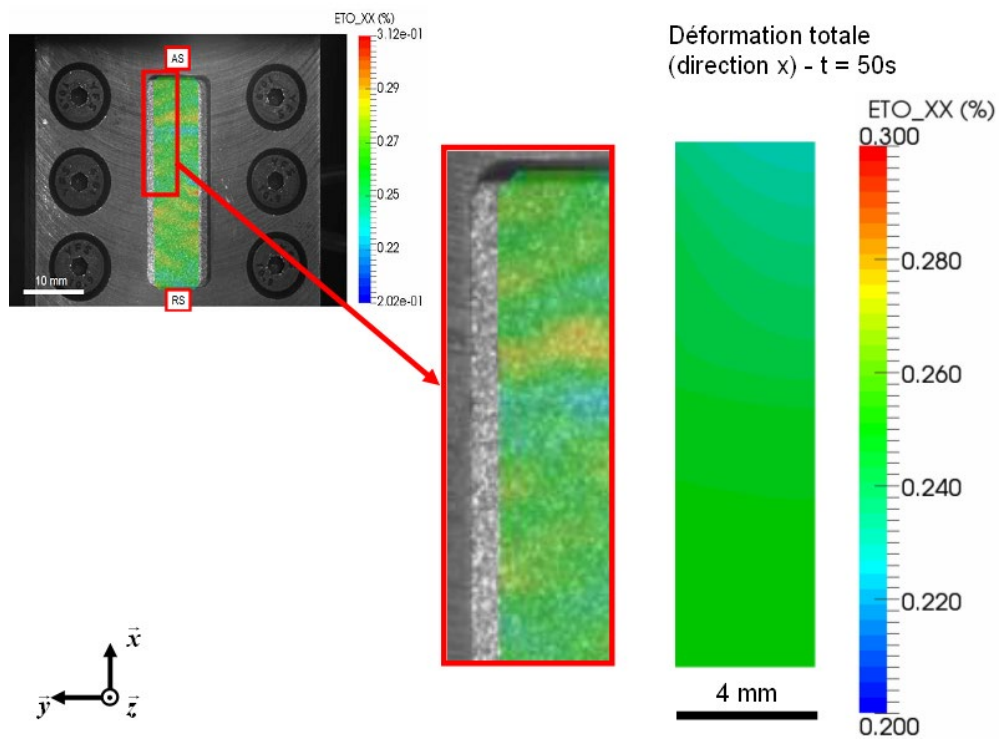


Figure 3.11 : Résultats de la simulation de l'essai de traction pour une contrainte nominale de 180 MPa (direction de laminage T).

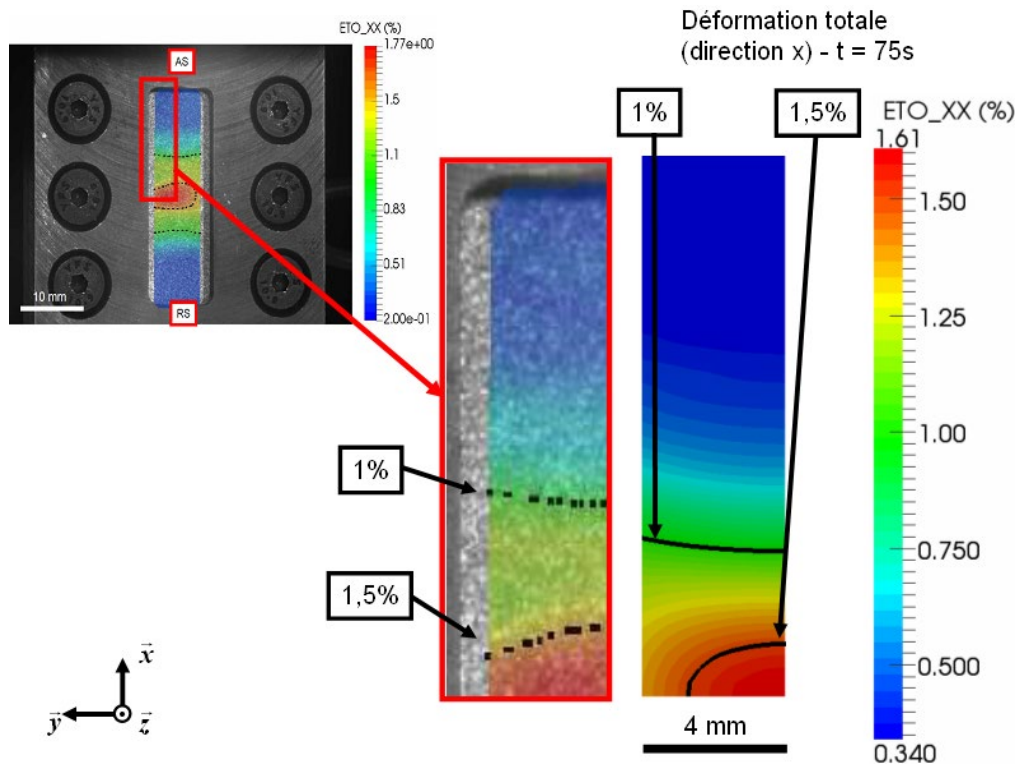


Figure 3.12 : Résultats de la simulation de l'essai de traction pour une contrainte nominale de 290 MPa (direction de laminage T).

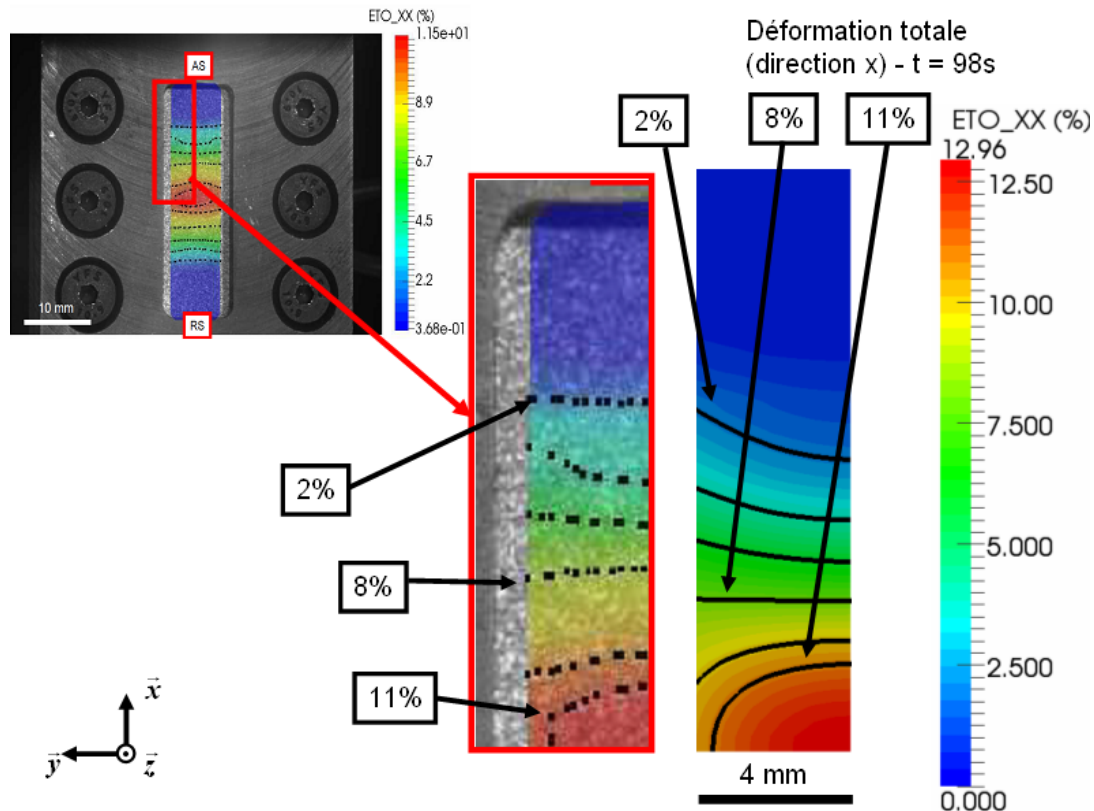


Figure 3.13 : Résultats de la simulation de l'essai de traction pour une contrainte nominale de 380 MPa (direction de laminage T).

Des essais de traction ont également été réalisés sur des tôles soudées perpendiculairement à la direction de laminage de la tôle (et sollicitée dans la direction du laminage L) et soudées à 45° par rapport à la direction de laminage de la tôle (et sollicitée dans la direction D).

Pour une contrainte nominale de 380 MPa (Figure 3.13), les niveaux de déformation atteints au centre de l'éprouvette dépassent les 11%. Ces niveaux de déformation ne sont pas recherchés pour cette étude. On comparera pour la suite les essais pour une contrainte nominale de 290 MPa (Figure 3.12), pour laquelle les déformations sont plus raisonnables et proches des niveaux de déformation rencontrés en fatigue.

Les résultats expérimentaux dans les directions L, D et T sont comparés à la simulation pour la même contrainte nominale imposée à l'ensemble de l'éprouvette (Figure 3.14).

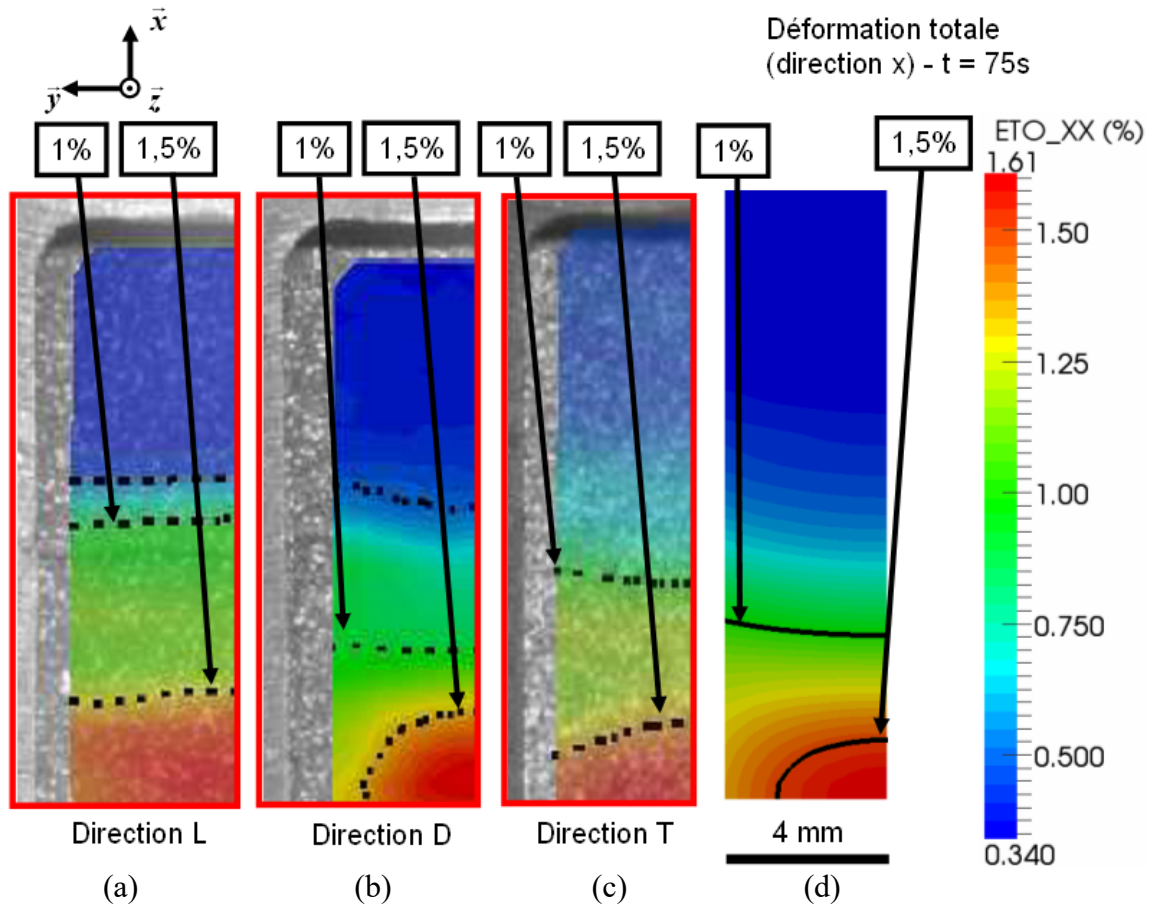


Figure 3.14 : Résultat de la simulation de l'essai de traction obtenus avec le critère isotrope comparé aux résultats expérimentaux dans les directions L, D et T (contrainte nominale de 290 MPa) – a : simulation direction L – b : simulation direction D – c : simulation direction T et d : expérience direction T.

Ces comparaisons montrent qu'une approche à l'aide d'un modèle de comportement isotrope est susceptible de fournir les bons ordres de grandeur. Néanmoins, la forme des lignes de niveau diffère d'un cas à l'autre. La simulation se rapproche du résultat expérimental en direction D dans la zone centrale du joint, alors qu'elle correspond mieux à l'expérience pour la direction T sur l'ensemble du joint.

Les observations faites sur le comportement mécanique global du joint soudé ont mis en avant d'importantes différences dans les écrouissages selon les directions L, T et D. On va maintenant extraire les déformations locales que l'on va moyenner sur une ligne et comparer aux résultats expérimentaux.

L'objectif est d'analyser les zones dont les écrouissages sont les mieux reproduits par le modèle et les zones pour lesquelles des améliorations pourraient être apportées.

Les courbes « déformations locales – contraintes nominales » sont obtenues en moyennant les déformations sur une ligne (axe y) pour chaque zone du joint soudé. La figure 3.15 présente les différentes zones observées.

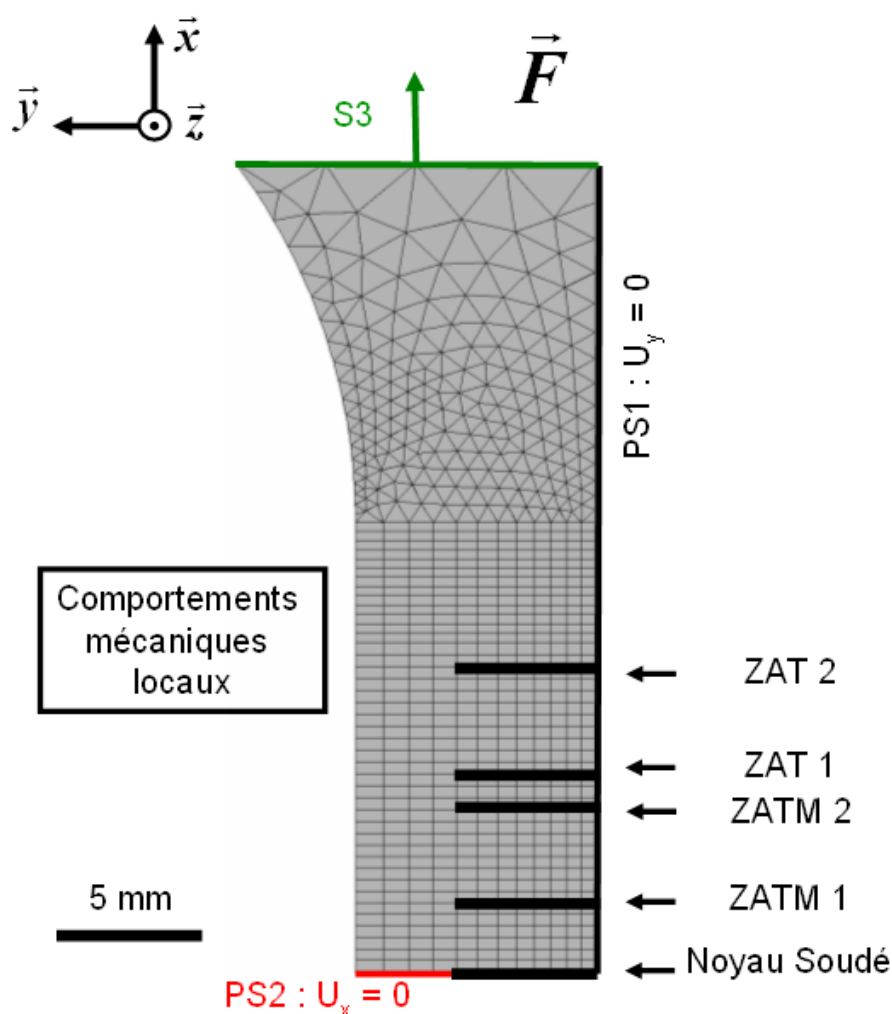


Figure 3.15 : Choix des zones du joint soudé pour comparer les comportements mécaniques locaux expérimentaux et numériques.

Les déformations selon l'axe x du chargement sont tracées en fonction de la contrainte nominale imposée à l'extrémité de l'éprouvette.

Les figures 3.16 et 3.17 présentent la comparaison de la simulation avec les résultats expérimentaux obtenus dans les directions L, T et D dans les zones du Noyau Soudé et de la ZATM1. Le critère isotrope permet de reproduire le comportement mécanique local de ces deux zones, bien que la déformation totale atteinte au maximum de la traction ne soit pas parfaite.

La figure 3.18 propose les résultats obtenus pour la ZATM2. Contrairement aux deux premières zones dont les comportements mécaniques sont isotropes, le matériau dans cette zone possède un comportement mécanique fortement anisotrope selon les directions L, T et D. La comparaison avec les résultats de simulation montre que le modèle reproduit correctement le comportement dans la direction T mais que les écrouissages définis dans le modèle ne permettent pas de reproduire ceux observés dans les directions L et D.

L'inconvénient d'utiliser un critère isotrope se retrouve également dans la ZAT1 (Figure 3.19). De nouveau, la simulation par éléments finis permet de ne reproduire que le comportement mécanique dans la direction T.

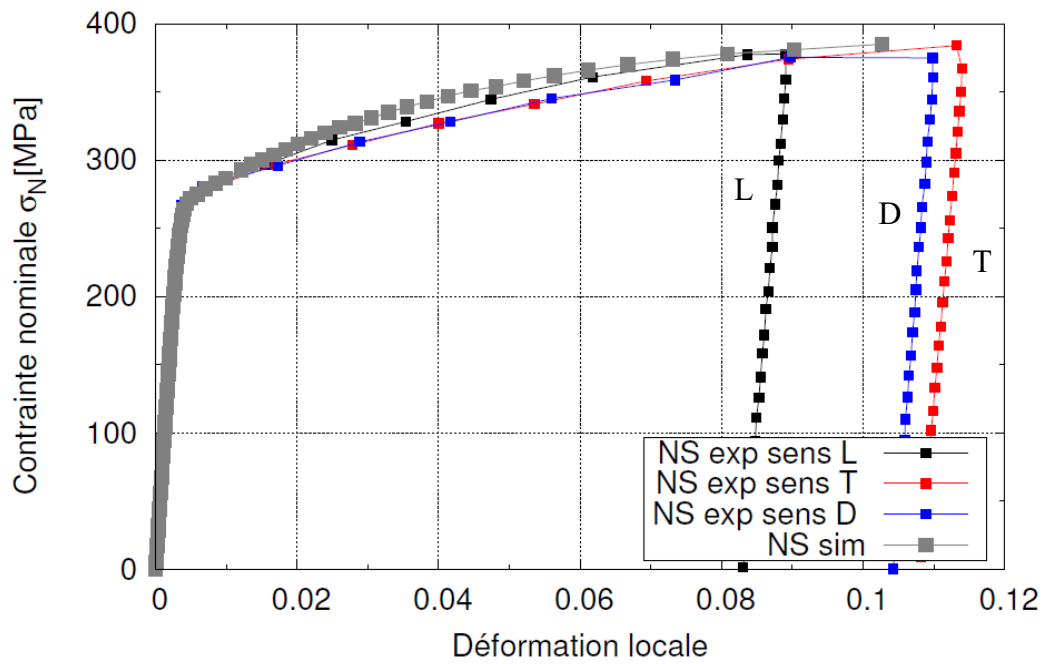


Figure 3.16 : Comparaison des courbes déformation locale – contrainte nominale obtenues expérimentalement et numériquement dans le noyau soudé.

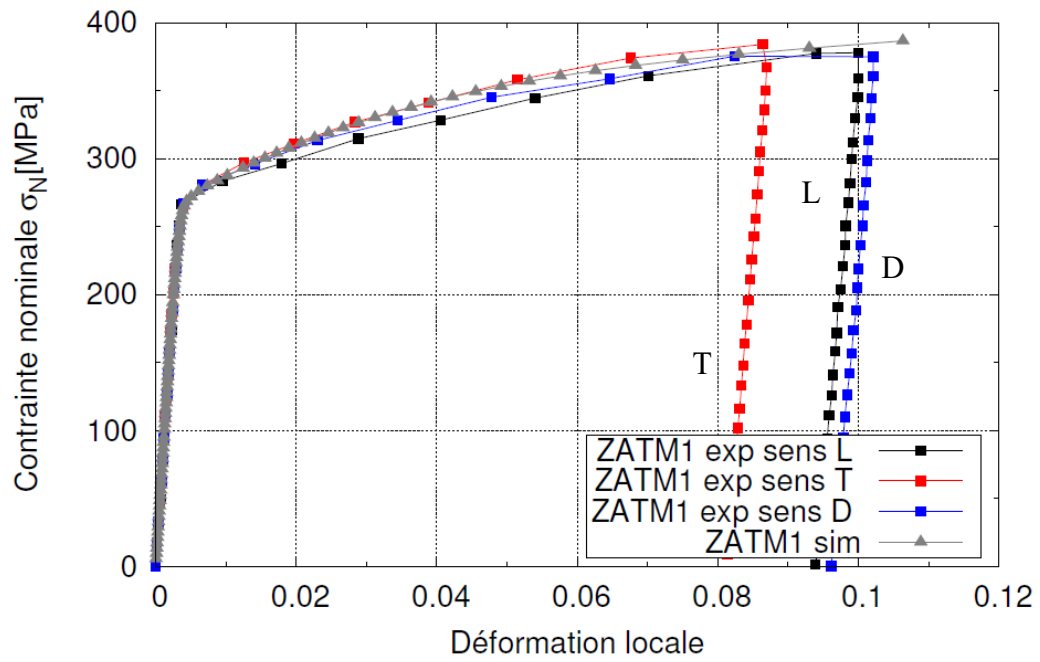


Figure 3.17 : Comparaison des courbes déformation locale – contrainte nominale obtenues expérimentalement et numériquement dans la ZATM1.

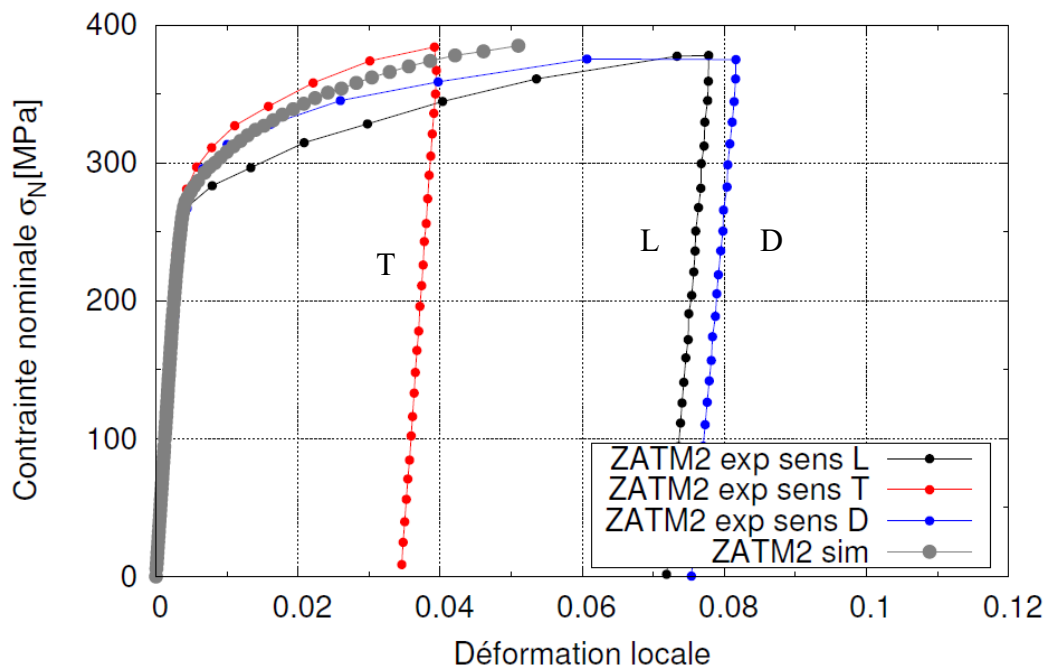


Figure 3.18 : Comparaison des courbes déformation locale – contrainte nominale obtenues expérimentalement et numériquement dans la ZATM2.

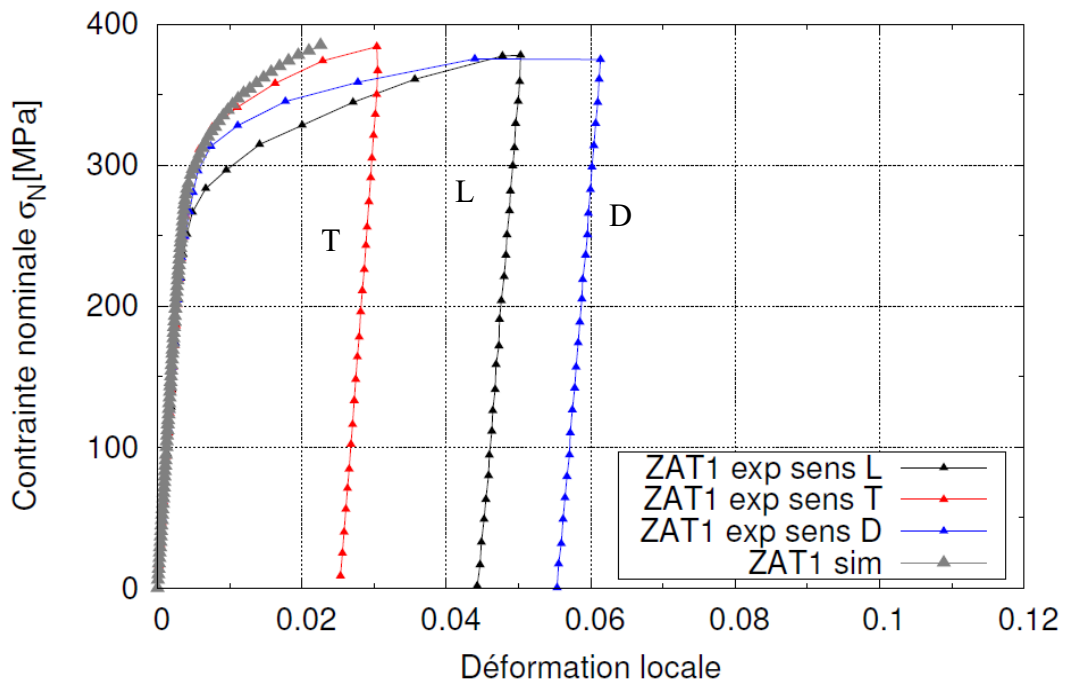


Figure 3.19 : Comparaison des courbes déformation locale – contrainte nominale obtenues expérimentalement et numériquement dans la ZAT1.

Les résultats expérimentaux, déjà analysés dans le second chapitre, montrent un comportement mécanique anisotrope pour la ZATM2 et la ZAT1 reproductible par un critère de Hill.

La figure 3.20 présente les résultats de simulation et expérimentaux pour la ZAT2. Cette zone n'est pas déformée lorsque le joint est soudé dans les directions L et T. Cependant, on remarque un comportement mécanique plus faible du joint dans la direction D qui montre un comportement mécanique proche de celui du métal de base. Ainsi, les comportements mécaniques de la ZAT2 et du MdB peuvent être reproduits par un critère anisotrope de Bron et Besson.

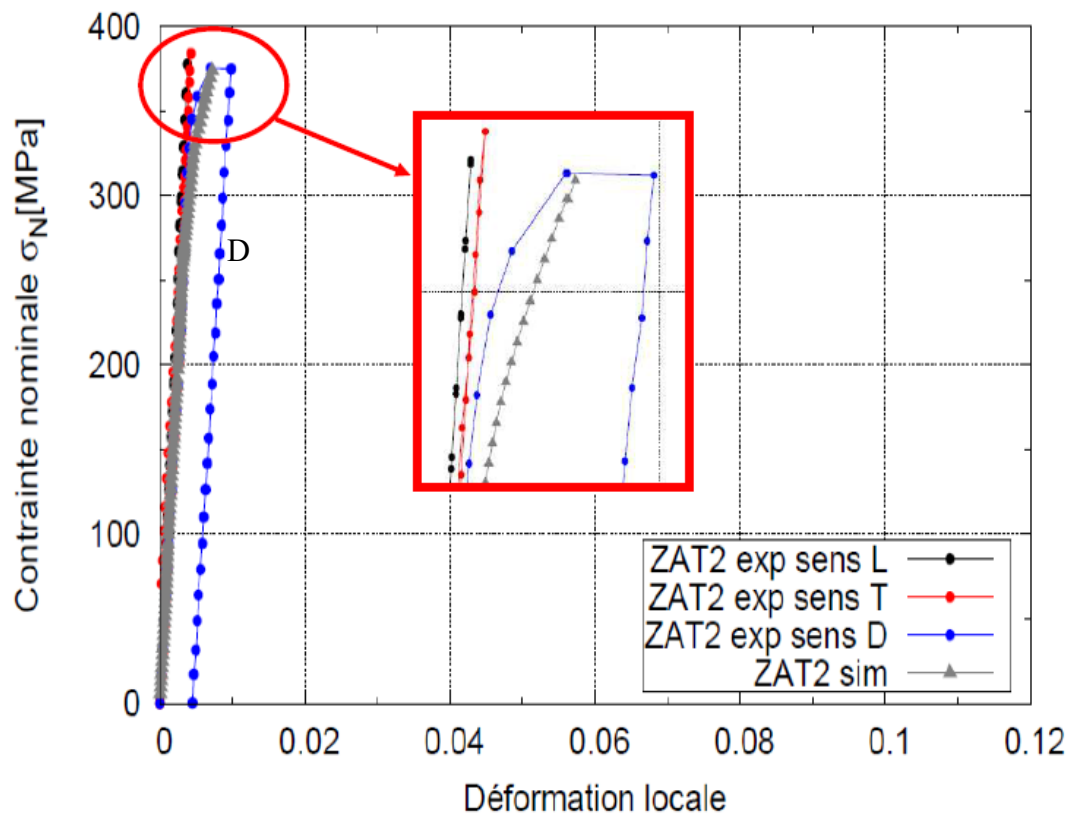


Figure 3.20 : Comparaison des courbes déformation locale – contrainte nominale obtenues expérimentalement et numériquement dans la ZAT2.

Les figures précédentes ont comparé les déformations locales obtenues dans la direction x qui correspond à la direction de chargement. Lors de ces essais de traction, l'éprouvette subit une forte striction en ses bords synonymes de contraintes importantes dans la direction perpendiculaire au chargement.

Les figures 3.21 montrent les déformations selon la direction y en fonction des contraintes nominales dans la direction x. Ces courbes permettent de comparer les niveaux de déformations atteints localement dans trois zones du joint soudé (noyau soudé, ZATM2 et ZAT1).

Concernant le noyau soudé, on constate à nouveau qu'expérimentalement on observe un matériau au comportement mécanique isotrope. Les déformations maximales atteintes

oscillent entre -3,8% pour la direction L et -4,7% pour la direction D, tandis que pour les déformations dans la direction x, on mesure 9% pour la direction L et environ 11,4% pour la direction T. Ces résultats donnent un rapport selon les deux directions identiques d'environ 0,4 pour les trois directions au sommet de la traction. Numériquement, ce rapport est d'environ 0,65, soit beaucoup plus important qu'expérimentalement et plus critique pour la structure simulée.

Pour les deux autres zones, les résultats expérimentaux présentent un comportement mécanique identique à celui observé dans la direction x. Le rapport mesuré dans la ZATM2 est d'environ 0,1 dans la direction L, de 0,3 dans la direction T et d'environ 0,4 dans la direction D. Ce rapport calculé pour la simulation s'approche de 0,45 et est comme pour le noyau soudé très élevé par rapports aux valeurs expérimentales.

Enfin pour la ZAT1, un comportement mécanique semblable à la ZATM2 est observé avec des déformations totales plus faibles puisque le maximum de déformation est concentré au centre du joint soudé. Les rapports expérimentaux sont d'environ 0,1 pour la direction L, de 0,2 pour la direction T, de 0,3 dans la direction D et numériquement d'environ 0,35.

Ces résultats confirment que la modélisation du gradient de comportement mécanique du joint avec un critère isotrope de von Mises n'est pas suffisante pour reproduire les bonnes déformations selon les différentes directions et selon le sens du laminage.

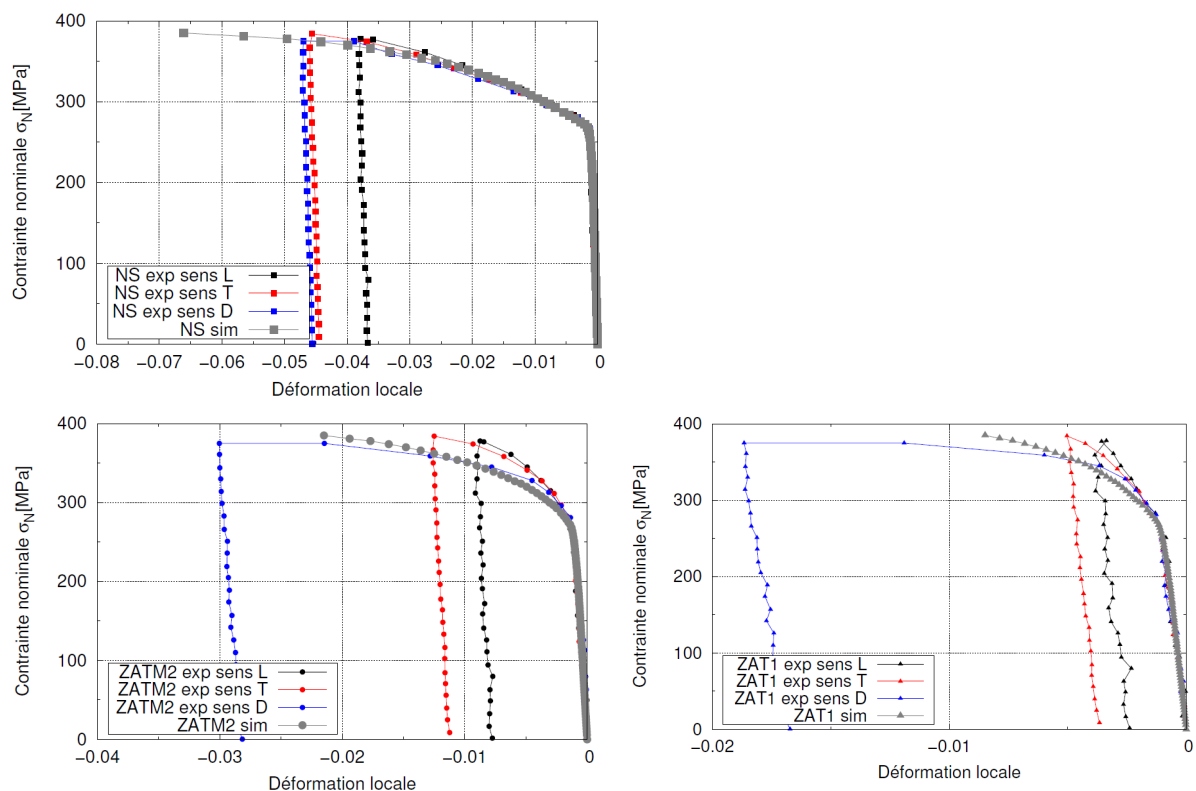


Figure 3.21 : Comparaison des courbes déformation locale – contrainte nominale obtenues expérimentalement et numériquement dans la direction y (ϵ_{yy}) perpendiculairement à l'axe de charge pour le NS, la ZATM2 et la ZAT1.

3.4.3.2 Essais cycliques

Dans le but de modéliser le gradient de comportement mécanique du joint soudé, outre des essais de traction monotone, des essais cycliques à incréments croissants de contrainte ont été réalisés pour observer l'évolution des déformations en fonction des cycles imposés. En effet, un durcissement du matériau a été observé expérimentalement sous chargement cyclique dans le chapitre précédent. La modélisation du gradient de comportement mécanique du joint tient compte de différents écrouissages.

À présent, ces essais cycliques, réalisés selon les trois directions L, T et D, ont été simulés sur une éprouvette 3D à l'aide du modèle de comportement mécanique identifié.

Pour comparer les champs de déformation obtenus par simulation avec les champs expérimentaux, deux instants de l'essai ont été sélectionnés (Figure 3.22). Il s'agit du sommet en traction et du sommet en compression du dernier cycle de l'essai. Ces deux instants permettent de comparer différentes caractéristiques du comportement mécanique du joint soudé. Premièrement, ils permettent de comparer les niveaux de déformation maximale obtenus en traction et en compression dans les différentes zones du joint soudé et de comparer les formes du gradient de comportement à travers le joint. Deuxièmement, ils permettent de voir si le modèle reproduit bien le durcissement du matériau après un certain nombre de cycles.

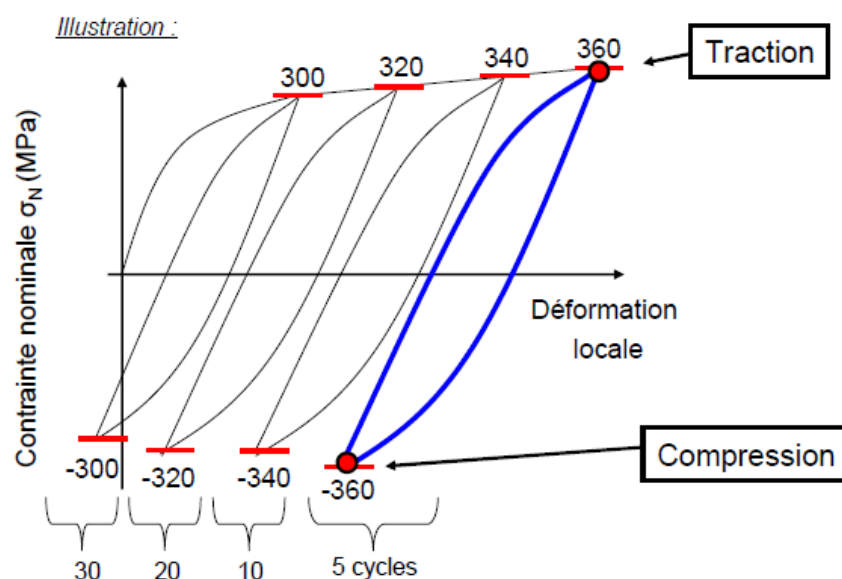


Figure 3.22 : Illustration d'un essai cyclique à incréments croissant de contrainte et des deux instants sélectionnés pour comparer les résultats expérimentaux et numériques.

L'essai cyclique dans la direction T est simulé avec le modèle de comportement, et les champs de déformation selon l'axe x sont illustrés en les figures 3.23 et 3.24.

L'utilisation d'un unique critère isotrope pour reproduire l'ensemble du gradient de comportement mécanique du joint, permet ici de bien reproduire les niveaux de déformation et les formes de celui-ci à travers le joint soudé.

En effet, le maximum et le minimum des déformations ε_{xx} atteints dans le joint et dans son voisinage sont très proches de ceux qui sont mesurés expérimentalement. Pour la partie traction, le maximum de déformation atteint 1,72% dans la simulation contre 1,85% dans l'essai.

La ligne d'iso-valeur à 1% se situe à 4,6 mm du centre du joint pour l'essai et à 4,2 mm pour la simulation.

En ce qui concerne la partie compression, le maximum de déformation atteint dans le noyau soudé est de 0,24% dans la simulation, tandis qu'il est de 0,4% dans l'essai. Bien que les niveaux ne soient pas exactement les mêmes, on constate que l'amplitude de déformation totale du dernier cycle dans le noyau soudé est de 1,45% dans l'essai et de 1,48% dans la simulation.

Le minimum de déformation atteint dans la ZAT en compression est de -0,53% dans le calcul contre -0,72% pour l'éprouvette réelle. Les champs de déformation sont très semblables dans les deux cas. On remarque même que les zones avec des déformations négatives sont quasi-identiques (largeurs de 3,5 mm numériquement et de 3,2 mm expérimentalement).

Les résultats obtenus avec ce modèle sont très corrects en termes de niveau maximal et de localisation de la déformation, sur la face supérieure de l'éprouvette, bien que les courbes expérimentales présentées précédemment soient très plates (Figures 3.16 à 3.19), et qu'une différence très légère en contrainte induise de très forts écarts en déformation.

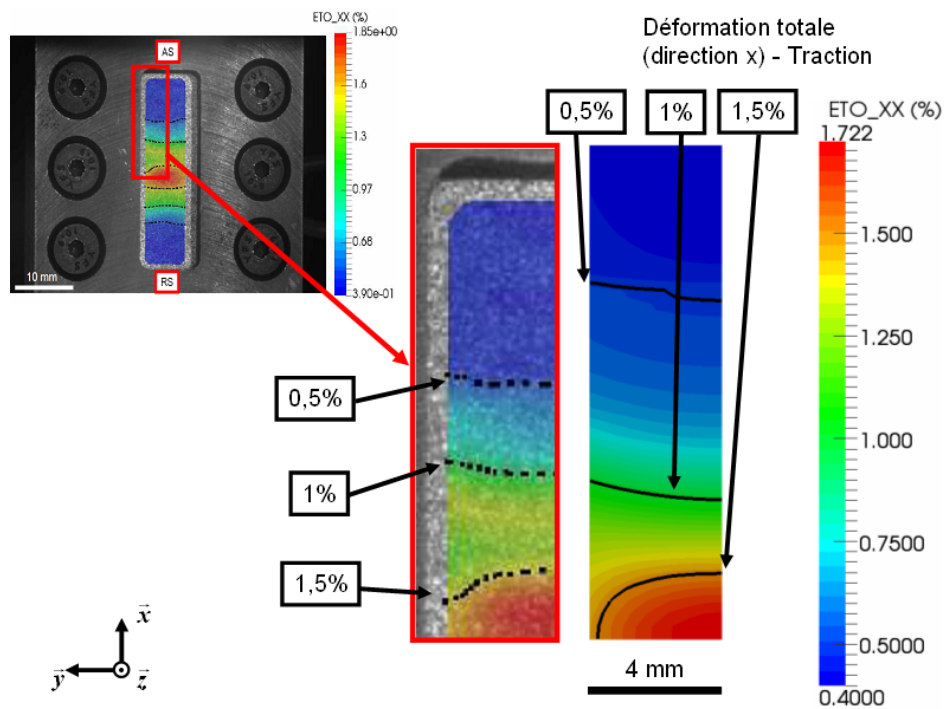


Figure 3.23 : Comparaison des champs de déformation numériques et expérimentaux selon l'axe x d'un essai cyclique au dernier cycle de l'essai : partie traction (direction T).

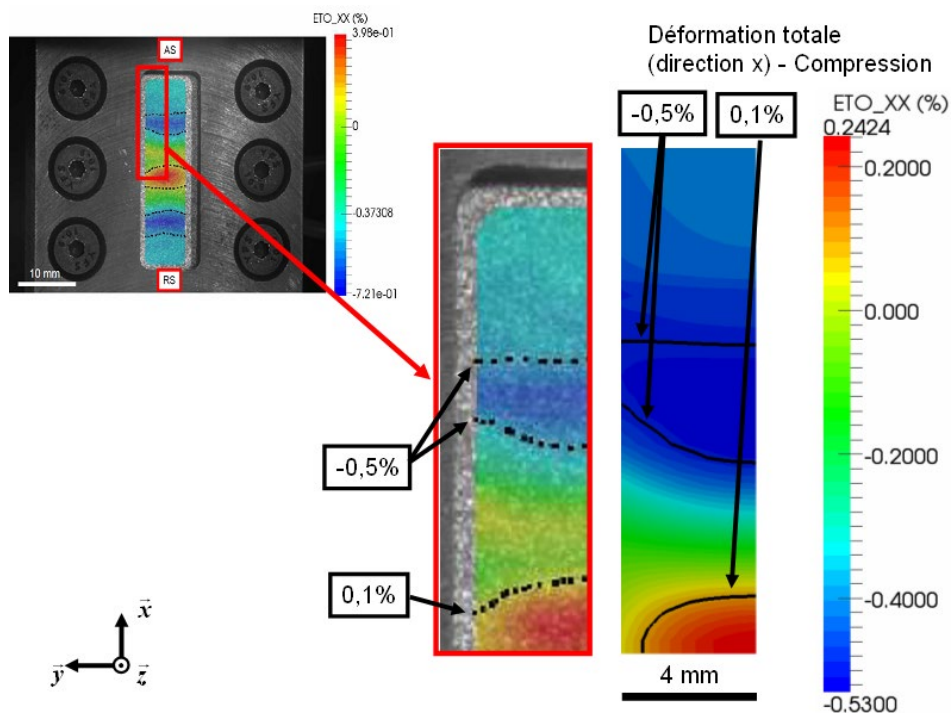


Figure 3.24 : Comparaison des champs de déformation numériques et expérimentaux selon l'axe x d'un essai cyclique au dernier cycle de l'essai : partie compression (direction T).

Les résultats expérimentaux dans les directions L, D et T sont comparés à la simulation pour la même contrainte nominale imposée à l'ensemble de l'éprouvette (Figures 3.25 et 3.26).

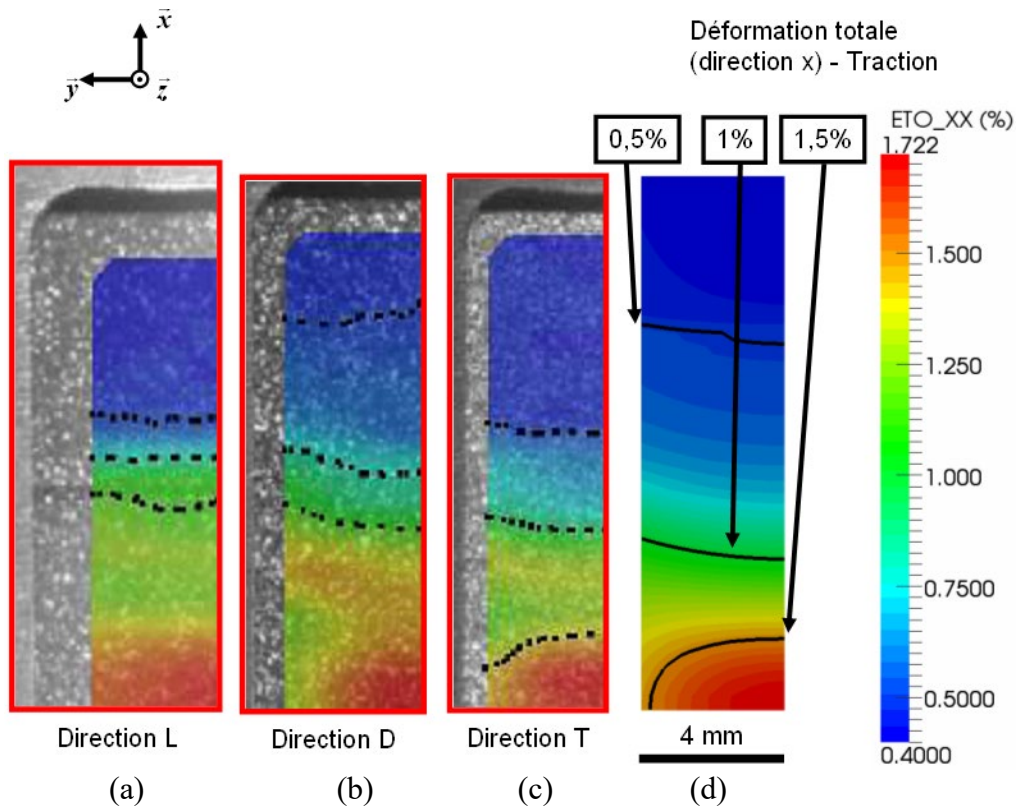


Figure 3.25 : Champs de déformation numériques selon l'axe x d'un essai cyclique au maximum de traction du dernier cycle de l'essai – a : simulation direction L – b : simulation direction D – c : simulation direction T et d : expérience direction T.

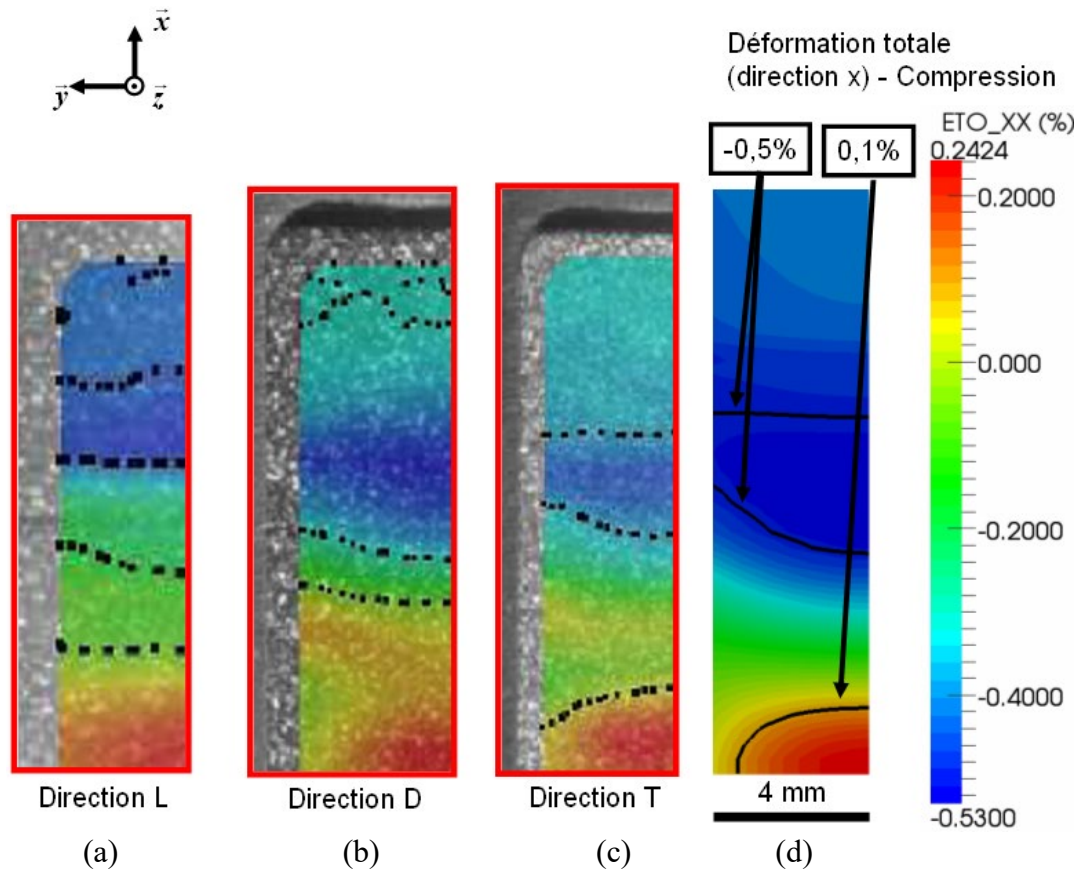


Figure 3.26 : Champs de déformation numériques selon l'axe x d'un essai cyclique au maximum de compression du dernier cycle de l'essai – a : simulation direction L – b : simulation direction D – c : simulation direction T et d : expérience direction T.

Ces résultats montrent que les niveaux de déformation sont bien reproduits par le modèle de comportement et sont un bon compromis aux trois champs de déformations proposés dans les directions L, T et D. Néanmoins, on constate également que les zones de déformations qui concentrent un maximum de déformations sont plus larges pour les directions L et D que pour la direction T.

À présent, on extrait les déformations locales moyennées sur une ligne pour différentes zones du joint soudé. Les zones du noyau soudé, de la ZATM2 et de la ZAT1 sont présentées respectivement par les figures 3.27, 3.28 et 3.29 pour la direction T. Pour chaque figure, le premier et le dernier cycle de chacun des quatre niveaux de contrainte sont tracés.

Pour le noyau soudé, on observe que le calcul 3D reproduit bien localement le comportement mécanique. Au premier niveau, la première boucle d'hystérésis n'est pas parfaitement reproduite, toujours à cause du faible écrouissage et du pilotage en force des essais. Cependant, le durcissement du matériau et la vitesse de fermeture des cycles sont respectés par le modèle. Pour les trois zones présentées, les écrouissages sont saturés après le premier niveau de contrainte, ce qui empêche le modèle de reproduire un nouveau durcissement observé expérimentalement pour les niveaux supérieurs de contrainte.

Les déformations locales lors du premier niveau de contrainte sont bien moins représentées pour la ZATM2 et la ZAT1. Néanmoins, le modèle identifié permet de rattraper ces erreurs et propose les bonnes amplitudes de déformations pour tous les autres cycles des essais.

Une dernière remarque concerne la pente des cycles de la ZAT1 qui est plus faible que dans les autres zones. Le modèle utilisé ne permet pas de reproduire une quelconque évolution du module de Young au cours des cycles. Deux hypothèses sont possibles à ce changement, soit un effet dû à la cage anti-flambage utilisée, soit un comportement du matériau différent pour cette zone du joint soudé durant les essais cycliques.

Une solution pour connaître l'origine de cet effet serait de réaliser un essai sur le matériau de cette zone précise (ZAT1) avec une micro éprouvette prélevée dans la soudure.

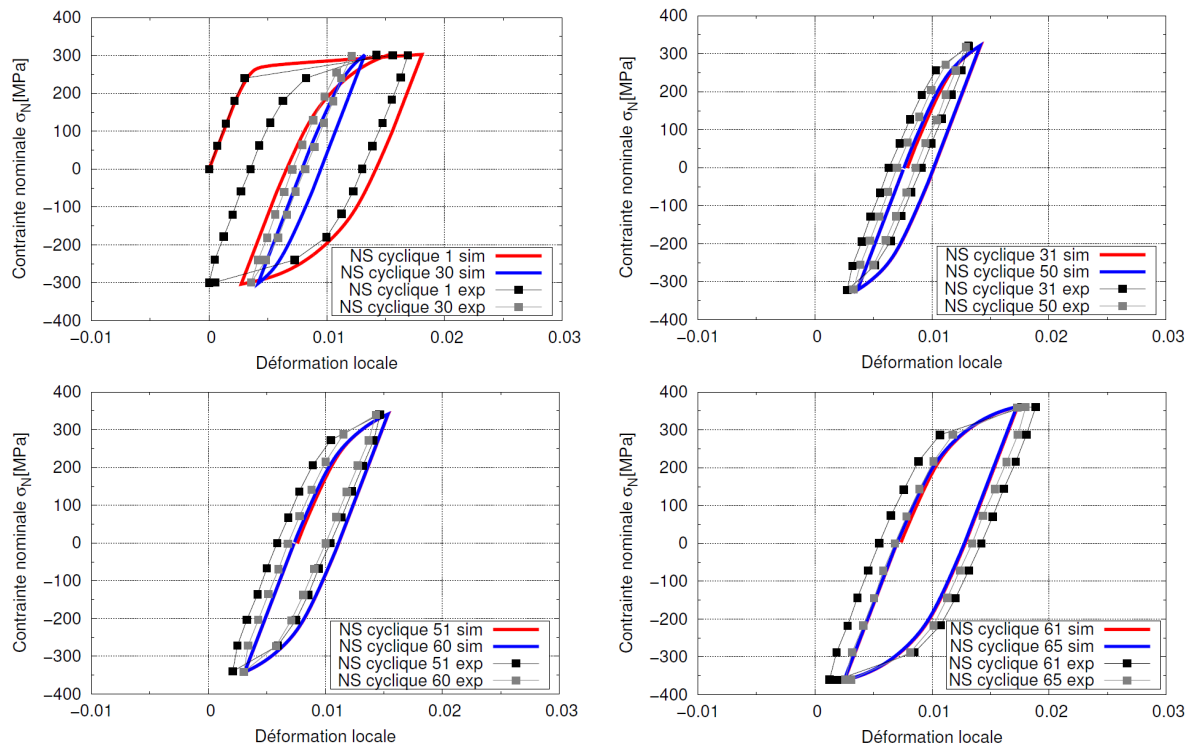


Figure 3.27 : Comparaison des courbes déformation locale – contrainte nominale obtenues expérimentalement et numériquement pour quatre niveaux de contraintes (noyau soudé) direction T.

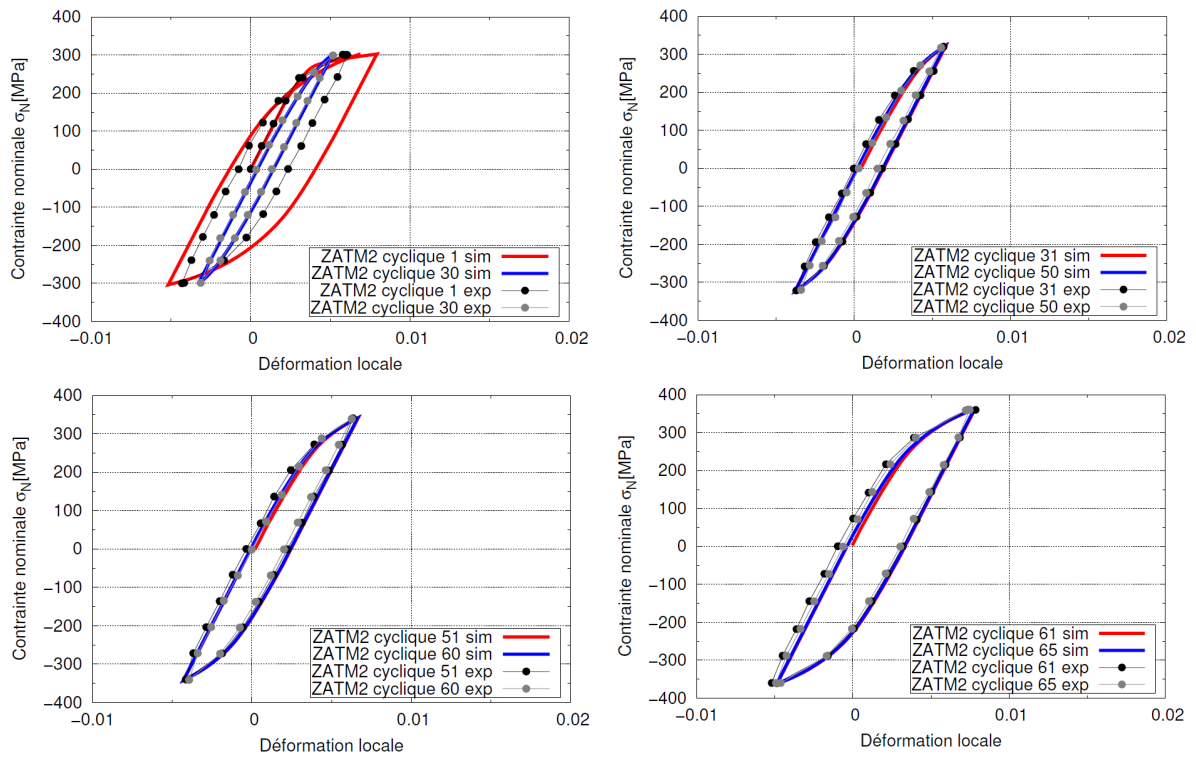


Figure 3.28 : Comparaison des courbes déformation locale – contrainte nominale obtenues expérimentalement et numériquement pour quatre niveaux de contraintes (ZATM2) direction T.

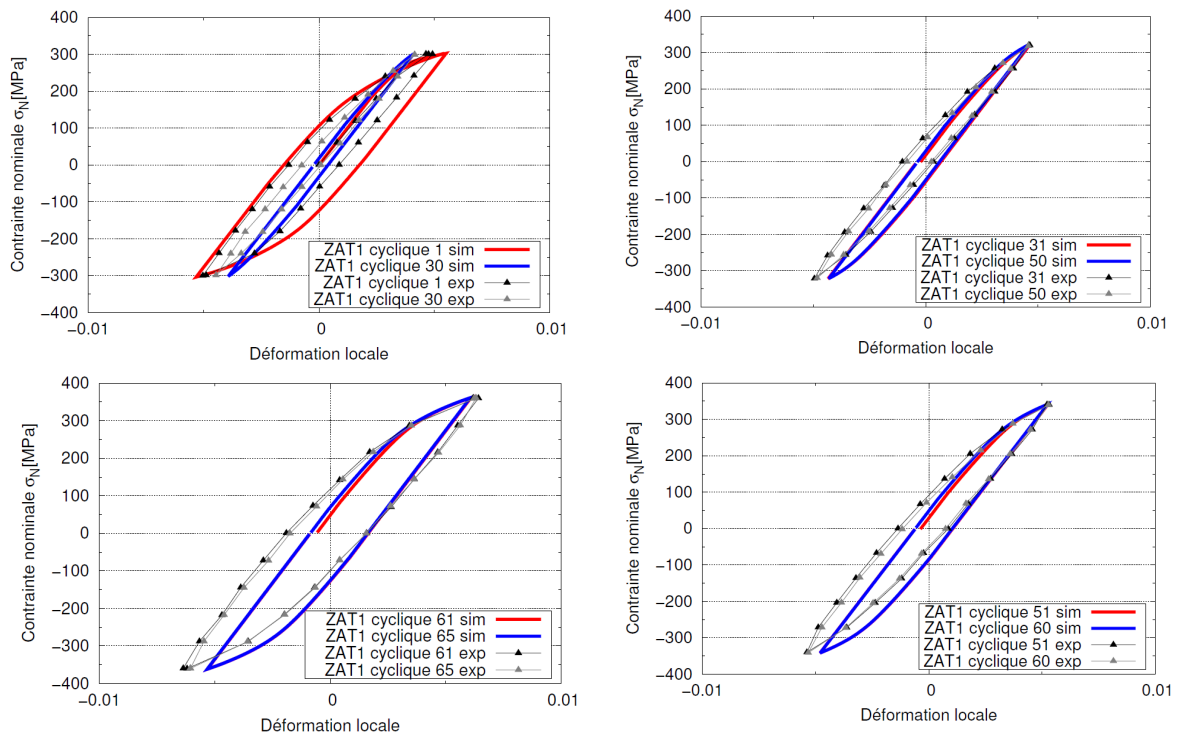


Figure 3.29 : Comparaison des courbes déformation locale – contrainte nominale obtenues expérimentalement et numériquement pour quatre niveaux de contraintes (ZAT1) direction T.

Les figures 3.30 et 3.31 proposent les résultats d’essais cycliques pour la zone du noyau soudé et pour les directions L et D.

Les boucles d’hystérésis simulées ne sont pas correctement superposées avec celles obtenues expérimentalement. Comme expliqué précédemment, une variation très faible du niveau de force appliqué par la machine d’essai engendre des variations de déformation importante en raison du faible taux d’érouissage.

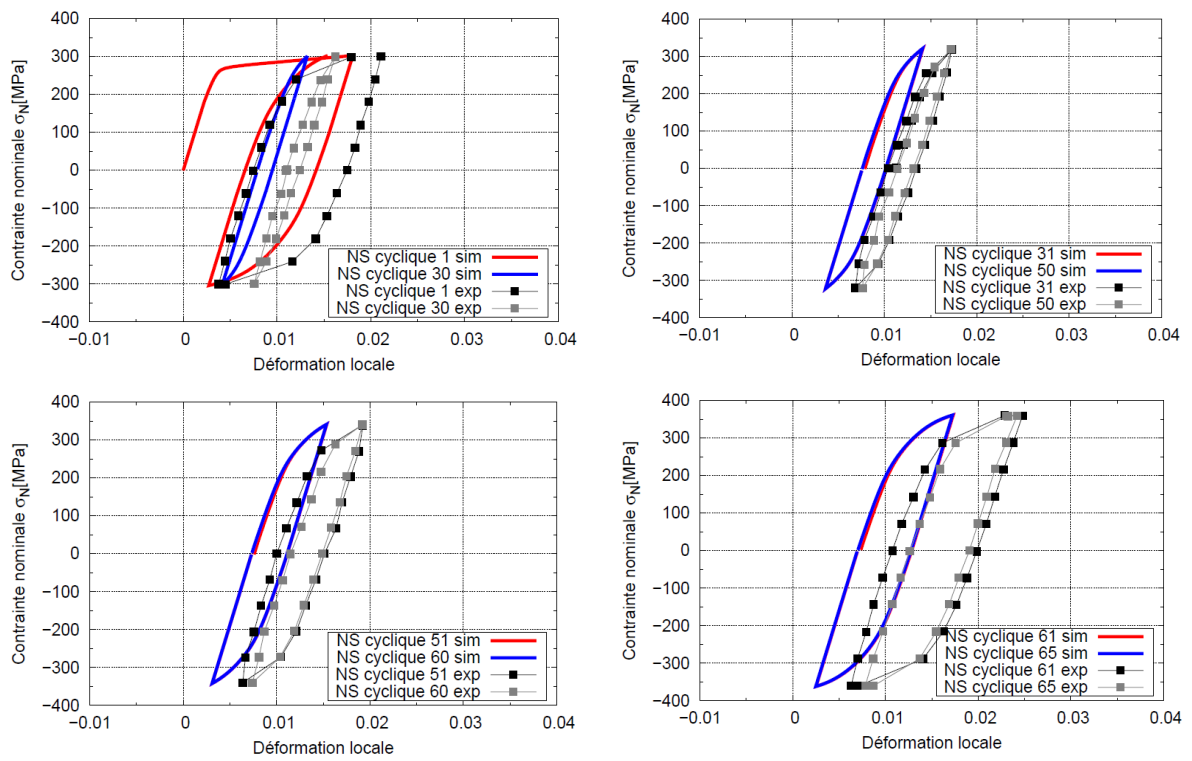


Figure 3.30 : Comparaison des courbes déformation locale – contrainte nominale obtenues expérimentalement et numériquement (NS) direction L.

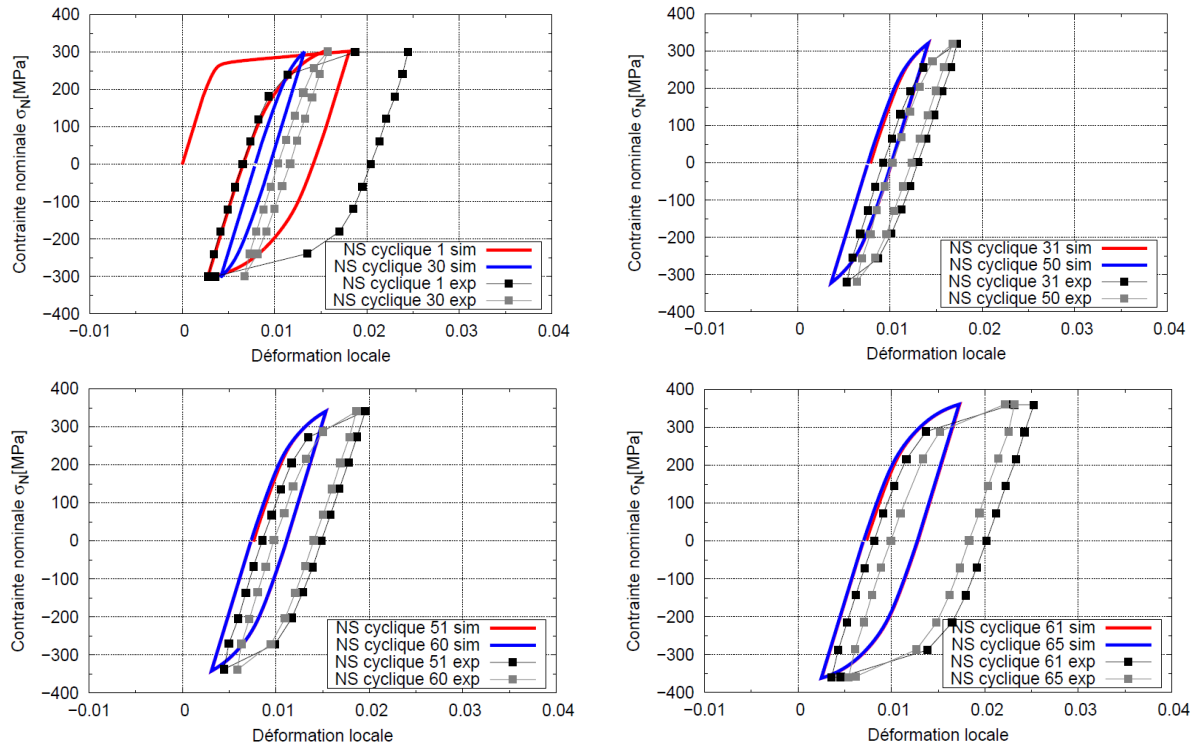


Figure 3.31 : Comparaison des courbes déformation locale – contrainte nominale obtenues expérimentalement et numériquement (NS) direction D.

3.4.4 Synthèse des résultats

Les champs de déformations obtenus par DIC pour les directions L, T et D pour des essais de traction et cycliques ont été comparés à ceux obtenus numériquement avec le modèle de comportement identifié. Les résultats présentés montrent des points positifs sur la forme des champs de déformation qui sont très bien reproduits. Les niveaux de déformation atteints localement dans les zones affectées thermo-mécaniquement selon les directions L, T et D ne sont pas parfaitement représentés.

Les effets de durcissement sont bien reproduits par le modèle, avec des largeurs de boucles d'hystérésis qui correspondent à ce qui est observé expérimentalement.

Bien que les essais soient réalisés sous chargement uniaxial, des effets de multiaxialité sont présents dans les zones à déformations localisées. Cela justifie le fait d'avoir identifié les paramètres du modèle en comparant les résultats expérimentaux aux résultats des calculs de structure 3D par éléments finis.

Le calcul d'un taux de triaxialité η est donné par l'équation 3.8 et permet de connaître le mode de sollicitation localement subi par le matériau [101].

$$\eta = \frac{1}{3} \frac{tr(\bar{\sigma})}{\sigma_{eq}} \quad (3.8)$$

Avec σ_{eq} la contrainte équivalente de von Mises.

La valeur est de $1/3$ en traction simple, de $-1/3$ en compression simple et 0 pour le cisaillement pur. Elle vaut $2/3$ en traction biaxiale, et tend vers l'infini si le mode de sollicitation est une traction triaxiale.

Le taux de triaxialité a été calculé pour l'essai sous sollicitation uniaxiale avec le joint soudé dans la direction du laminage de la tôle. Le champ obtenu sur la zone où l'on observe les déformations est illustré sur la figure 3.32 pour trois niveaux de chargement au cours de l'essai de traction. La zone considérée correspond à la zone traitée par corrélation d'images et visible de l'éprouvette grâce à l'ouverture sur la cage anti-flambage.

Les trois instants ont été choisis de telle sorte qu'à $t = 50s$, le joint soudé soit encore à l'état élastique. À $t = 75s$, pour une contrainte nominale de 290 MPa, les niveaux de déformation atteints par les zones du joint soudé correspondent aux niveaux des déformations attendues lors des essais cycliques. Enfin, à $t = 98s$, le chargement maximum (380 MPa) est appliqué et le joint soudé atteint la déformation totale la plus élevée.

À $t = 50s$, le taux de triaxialité calculé est homogène sur l'ensemble de la surface de l'éprouvette avec une valeur de 0,33, soit un mode de sollicitation de traction pure. On constate que jusqu'à $t = 75s$, c'est-à-dire lorsque le noyau soudé atteint approximativement 2% de déformation totale dans la direction x , le taux de triaxialité reste quasi-homogène avec une valeur comprise entre 0,3 et 0,4 sur la zone étudiée. Les résultats confirment que le mode de sollicitation locale est une traction et que les contraintes dans les autres directions ont peu d'effet sur le comportement mécanique local des différentes zones du joint soudé.

Cependant, au maximum du chargement, à $t = 98s$, une zone de localisation apparaît avec un taux de triaxialité compris entre 0,4 et 0,5. Dans cette zone, qui correspond à la ZATM2 et à la ZAT1, le mode de sollicitation tend à se rapprocher d'une traction biaxiale en raison de l'inhomogénéité de l'écoulement plastique.

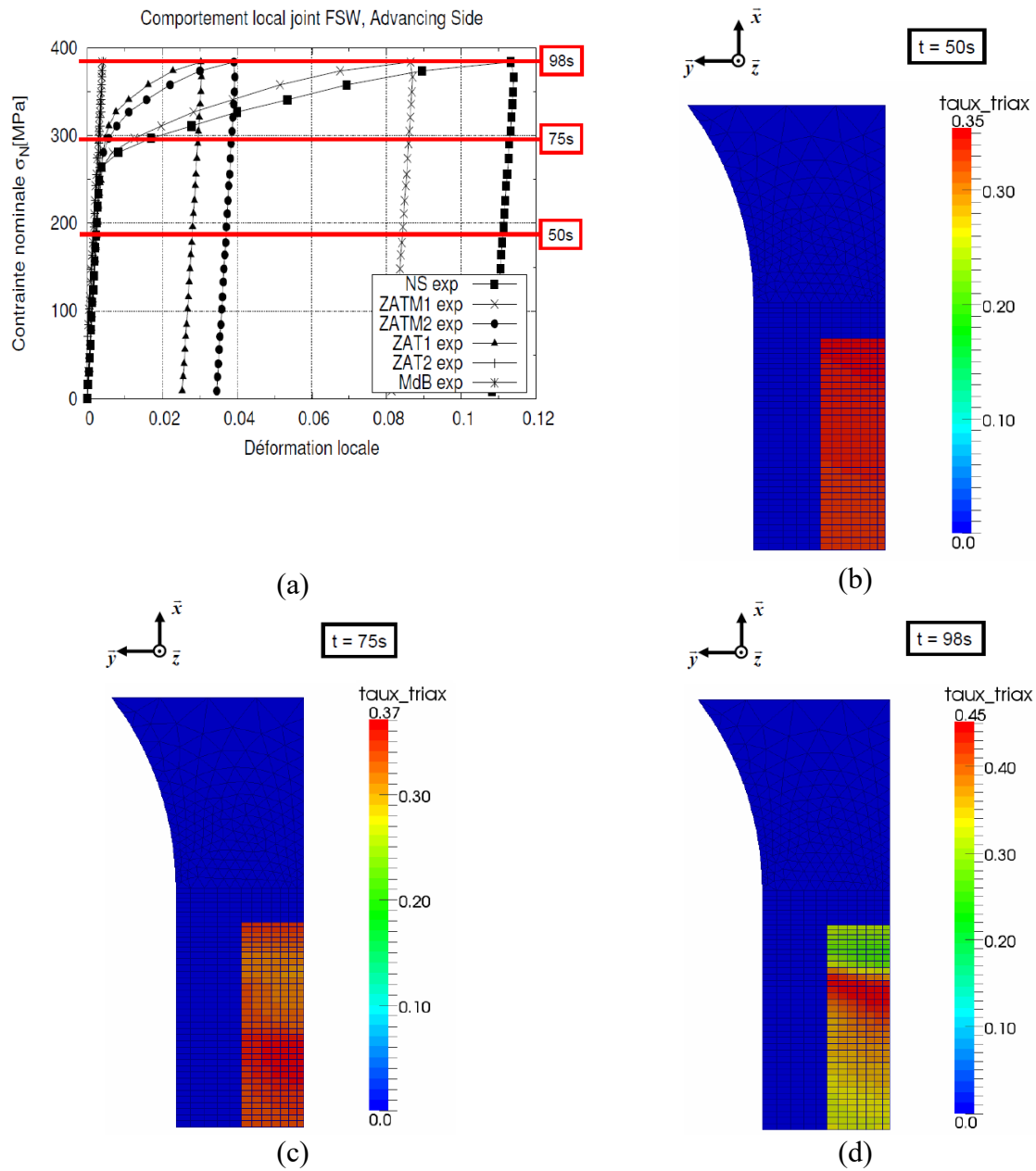


Figure 3.32 : Taux de triaxialité calculé pour la simulation d'un essai de traction et représenté uniquement sur la zone de l'éprouvette visible expérimentalement grâce à la fenêtre de la cage anti-flambage – a : instants sélectionnés sur l'essai de traction – b : $t = 50s$ – c : $t = 75s$ et d : $t = 98s$.

En conclusion, l'utilisation d'un unique critère permet d'utiliser moins de paramètres mécaniques et qui évoluent spatialement à travers le joint soudé. En contrepartie, certains effets anisotropes ont été constatés et sont, dans une démarche quantitative, trop approximativement reproduits.

Le modèle identifié va désormais être testé sur les essais biaxiaux dont les résultats expérimentaux ont été présentés dans le chapitre précédent (Cf. §2.5).

3.5 Simulations des essais réalisés sur machine biaxiale à l'aide d'un modèle isotrope

L'intérêt de solliciter une structure soudée par des chargements multiaxiaux est double. Dans un premier temps, ces essais vont servir de cas de validation pour le modèle de comportement mécanique. En effet, la même technique de corrélation d'images numériques est utilisée et donne accès aux champs de déformation du joint au cours des essais.

Dans un second temps, ces essais sont réalisés cycliquement pour tester la durée de vie en fatigue du joint soudé soumis à différents chargements multiaxiaux. Les résultats obtenus seront utilisés dans le chapitre suivant comme cas de validation du modèle d'endommagement. Ces résultats permettront de comparer les durées de vie prédites par le modèle et celles mesurées expérimentalement, ainsi que de comparer les zones d'amorçage de fissures dans le joint soudé.

3.5.1 Mises en données des calculs de structure 3D par EF et dimensionnement des éprouvettes cruciformes

Toute la difficulté du dimensionnement de l'éprouvette cruciforme réside dans le fait qu'il faut réussir à localiser un maximum de contraintes, avec un champ uniforme, au centre de la structure.

Les contraintes de dimensionnement sont nombreuses. Les essais sont réalisés à température ambiante, ce qui ne permet pas de créer une zone plus faible au centre de l'éprouvette.

De plus, la structure se présente sous forme de tôles laminées de 3,18 mm d'épaisseur. La possibilité de réduction de l'épaisseur au centre pour créer une localisation des contraintes est limitée.

Les travaux réalisés par Bonnard et al. [62] sur deux éprouvettes en alliage de titane TA6V et en alliage à base nickel INCO718DA proposent une géométrie d'éprouvette avec un rapport entre l'épaisseur dans les mors de la machine et l'épaisseur au centre de l'éprouvette d'environ 6. Dans leur cas, cette forte diminution de l'épaisseur, ajouté au chauffage du centre de l'éprouvette au cours des essais, permet effectivement de localiser un maximum de contrainte dans la partie centrale.

Les travaux de Zhang [58] conduisent à une géométrie d'éprouvette cruciforme en alliage d'aluminium 2198-T8 et soudée par FSW. Cependant, l'objectif de ces travaux est d'étudier la propagation de fissures à travers le joint soudé. Pour cela, une entaille est réalisée au centre de l'éprouvette permettant la localisation des contraintes dans la zone centrale.

Dans notre étude, le but recherché est d'étudier le comportement en fatigue d'une structure soudée par FSW jusqu'à l'amorçage d'une fissure. La solution d'une pré-fissure au centre de l'éprouvette n'est donc pas envisageable.

La géométrie d'éprouvette est présentée sur la figure 3.33.

Afin de réduire les temps de calcul, seul un quart de l'éprouvette est représenté. Comme pour l'éprouvette uniaxiale, les parties de l'éprouvette prises dans les mors de la machine ne sont pas considérées dans le modèle. Un premier plan de symétrie PS1 est utilisé dans la direction y. Les déplacements des nœuds de ce plan sont nuls dans la direction y. Cette symétrie tient compte de l'hypothèse que les comportements mécaniques des zones du côté Advancing Side et du côté Retreating Side sont équivalents. Les résultats lors des essais uniaxiaux ont montré que le choix de cette hypothèse est raisonnable. Nous vérifierons qu'elle est toujours valable pour une structure multiaxiale.

Un second plan de symétrie PS2 est utilisé dans la direction x. Enfin, il n'y a pas de plan de symétrie suivant la direction z à cause de la géométrie en « V », comme observé lors de l'analyse microstructurale du chapitre 1. Des conditions aux limites sont tout de même fixées sur les points P1 et P2, à mi-épaisseur de l'éprouvette, pour lesquels les déplacements selon z sont nuls.

Les efforts mécaniques sont appliqués sur deux surfaces S3 et S4 comme indiqués sur la figure 3.33. La force est appliquée sur la surface S3 dans la direction de l'axe x et du joint soudé. Tandis que, la force appliquée sur la surface S4 est perpendiculaire à l'axe du joint soudé. Dans chacun des cas, une « contrainte multipoint » impose le même déplacement normal à tous les nœuds de la face.

La solution retenue consiste à diminuer l'épaisseur de l'éprouvette de 3,18 mm à 0,8 mm (Figure 2.4), ce qui correspond à un rapport de 4 entre l'épaisseur initiale et l'épaisseur au centre. Diminuer le centre de l'éprouvette en dessous de cette épaisseur détruirait la morphologie du joint soudé en « V » et les effets qui en résultent.

Les simulations réalisées avec une épaisseur plus importante n'ont pas permis de localiser un champ de contraintes homogènes satisfaisant.

On ajoutera que l'analyse de microdureté réalisée par Le Jolu (Figure 1.22) à différentes épaisseurs du joint soudé a montré que le matériau de base est plus faible au cœur que sur les surfaces supérieure et inférieure de la tôle, tandis que dans le joint soudé, ces différences de dureté ont disparu au passage du FSW. Ainsi l'amincissement de la zone du joint soudé réalisé pour le dimensionnement de l'éprouvette cruciforme n'a pas d'effet sur sa dureté.

Le maillage de l'éprouvette retenue pour les essais biaxiaux est présenté sur la figure 3.33. L'éprouvette cruciforme est maillée avec des éléments prismatiques triangulaires quadratiques de type c3d15 dans sa zone utile, correspondant à la zone amincie. La deuxième partie de l'éprouvette est maillée avec des éléments tétraédriques quadratiques de type c3d10.

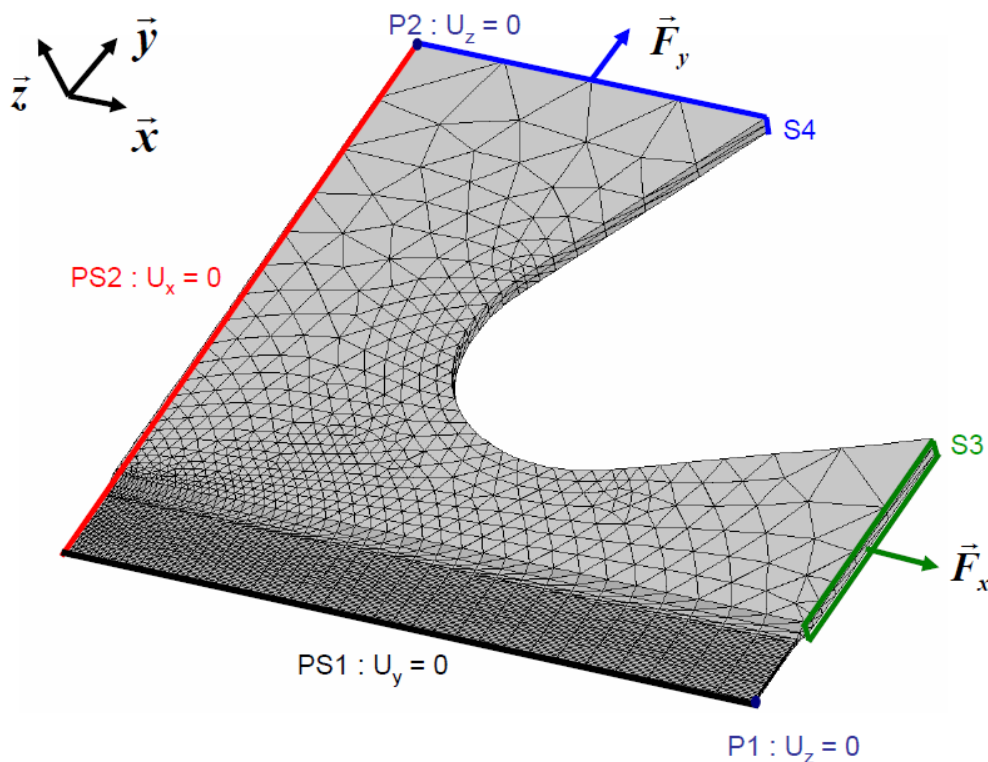


Figure 3.33 : Géométrie et maillage (éléments wedges c3d15 dans la zone utile et éléments tétraédriques c3d10 sur le reste de l'éprouvette) de l'éprouvette cruciforme retenue pour l'étude en fatigue multiaxiale.

De la même façon que pour les éprouvettes uniaxiales, les paramètres mécaniques du modèle évoluent spatialement à travers le joint et l'éprouvette cruciforme. Les zones du joint soudé n'ont pas besoin d'être définies sur l'éprouvette 3D.

Le dimensionnement complet de l'éprouvette n'est pas décrit dans ces travaux, cependant la figure 3.34 permet d'observer les résultats obtenus sur l'éprouvette avec un matériau élastique. Une contrainte nominale, dans l'axe y, de 80 MPa est imposée en sortie de mors et dans l'axe x, une contrainte nominale de 40 MPa. Le choix de ce chargement qui correspond au cas d'un réservoir sous pression, répond aux conditions recherchées par les industriels.

On constate qu'une concentration de la contrainte équivalente de von Mises est présente dans une large zone au centre de l'éprouvette.

Les résultats de la figure 2.14 ont montré que pour un niveau de contrainte de 350 MPa, la déformation plastique attendue pour le joint soudé sera approximativement de 2%, tandis que dans le congé de l'éprouvette, qui subit un maximum de contrainte de l'ordre de 220 MPa, le métal de base reste élastique.

Ce résultat valide le premier objectif qui est d'avoir une zone de concentration de contrainte uniforme dans la zone utile de l'éprouvette.

Le taux de triaxialité a été calculé dans la zone utile de l'éprouvette cruciforme. Ce taux est en moyenne de 0,55 et démontre que pour un chargement biaxial en sorties de mors, le centre de l'éprouvette n'est pas sollicité biaxialement. Néanmoins, avec cette géométrie d'éprouvette, il est tout de même possible d'obtenir cette condition de sollicitation au centre. En effet, la

figure 3.35 montre le champ de contrainte de von Mises pour l'éprouvette avec des chargements de 80 MPa sur l'axe y et de 120 MPa sur l'axe x. Dans ce cas de figure, le taux de triaxialité calculé est d'environ 0,66 et est uniforme dans la zone utile, ce qui correspond à une sollicitation biaxiale pour cette partie de l'éprouvette. Le danger de solliciter plus fortement dans l'axe du joint soudé est de créer de fortes concentrations de contraintes dans le rayon de l'éprouvette. Cependant, les contraintes maximales et les amplitudes de contrainte de von Mises calculées dans le rayon pour cet essai ne sont pas suffisantes pour déformer plastiquement le métal de base. En l'absence d'une soudure et donc d'une zone faible au cœur de l'éprouvette, cette zone de contrainte uniforme au centre ne pourrait pas exister avec cette géométrie d'éprouvette.

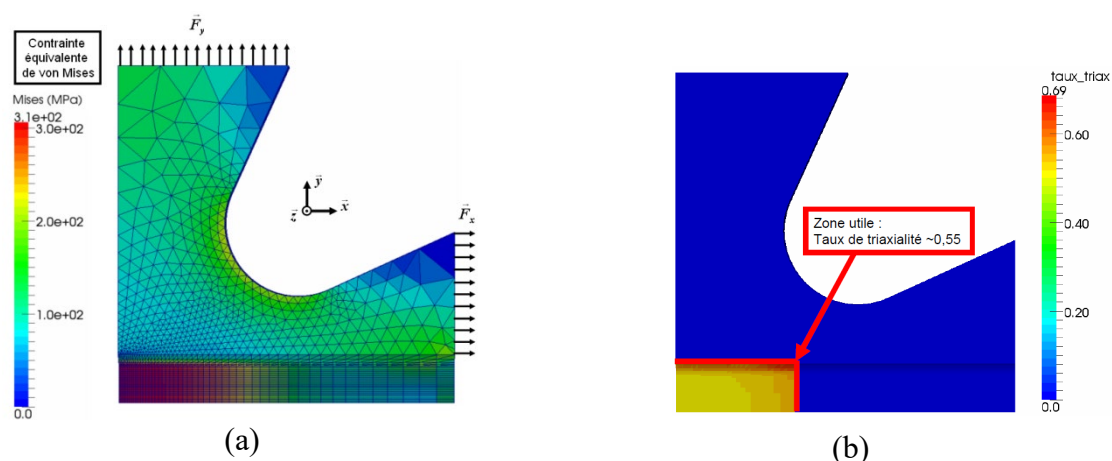


Figure 3.34 : a : Contraintes équivalentes de von Mises pour une simulation avec un matériau élastique et des efforts mécaniques $F_y = 17808 \text{ N}$ (80 MPa) et $F_x = 12720 \text{ N}$ (80 MPa) – b : Taux de triaxialité calculé dans la zone utile de l'éprouvette.

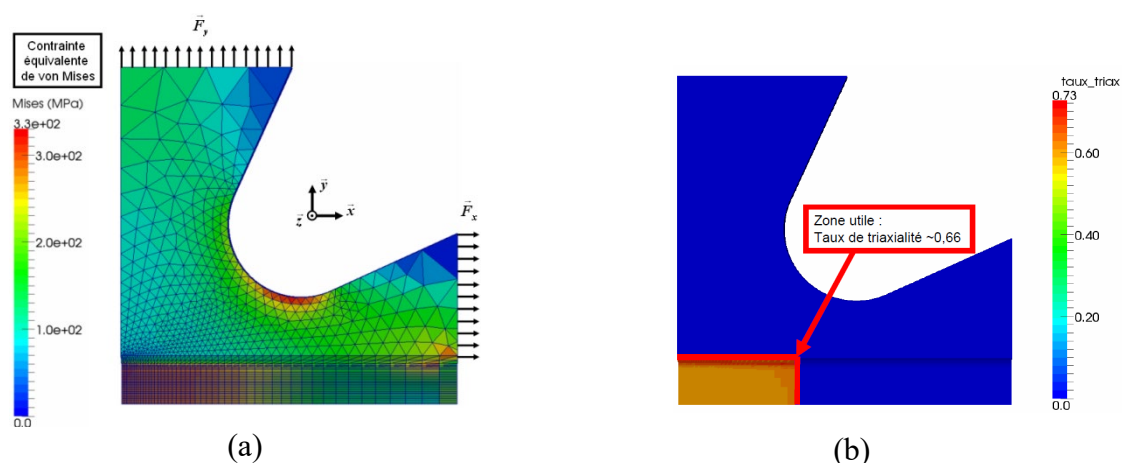


Figure 3.35 : a : Contraintes équivalentes de von Mises pour une simulation avec un matériau élastique et des efforts mécaniques $F_y = 17808 \text{ N}$ (80 MPa) et $F_x = 19080 \text{ N}$ (120 MPa) – b : Taux de triaxialité calculé dans la zone utile de l'éprouvette.

3.5.2 Comparaison des résultats issus de la simulation numérique avec les résultats expérimentaux

Les quatre essais multiaxiaux n°4, n°5 et n°6 présentés dans la partie expérimentale ont été simulés.

Les résultats expérimentaux sont comparés aux résultats de simulations de différentes façons. Les premières comparaisons sont faites à l'aide des champs de déformation obtenus par DIC à plusieurs instants choisis en post-traitement des essais.

Ensuite, les déformations sont extraites des résultats de corrélation d'images et les courbes « déformations locales – contraintes nominales » sont visualisées en trois points P1, P2 et P3 situés dans différentes zones du joint (Figure 3.36).

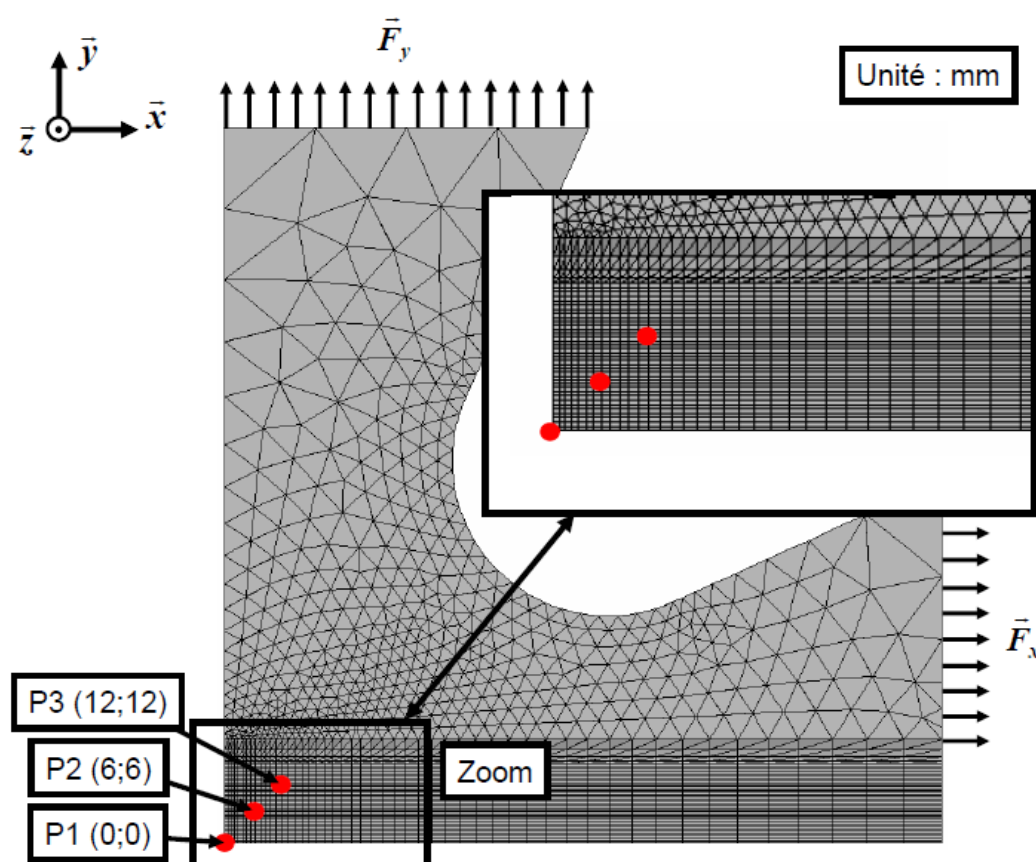


Figure 3.36 : Observations des déformations selon les axes x et y sur trois points P1, P2 et P3 situés dans différentes zones du joint.

Essai n°4 (Chargement figure 2.6)

Cet essai biaxial est simulé en utilisant le modèle de comportement mécanique identifié dans le chapitre 2. Les figures 3.37 montrent les champs de déformations selon l'axe y aux deux instants sélectionnés. Premièrement, les niveaux de déformations totales mesurés sont de l'ordre de 1,3% dans le noyau soudé au maximum du chargement. Les déformations

simulées sont donc identiques à celles mesurées par corrélation d'images en traction. Mais pour le minimum de contraintes imposées on constate que les déformations prédites par le calcul de structure 3D sont beaucoup plus faibles que celles obtenues expérimentalement. Le calcul prévoit une déformation d'environ 0,8% dans le noyau soudé contre 1,2% pour la valeur mesurée.

Les lignes d'iso-valeurs permettent tout de même de valider le comportement mécanique global du joint soudé. En effet, la ligne à 0,5% de déformation suit les mêmes contours dans les deux cas avec des largeurs et des longueurs semblables.

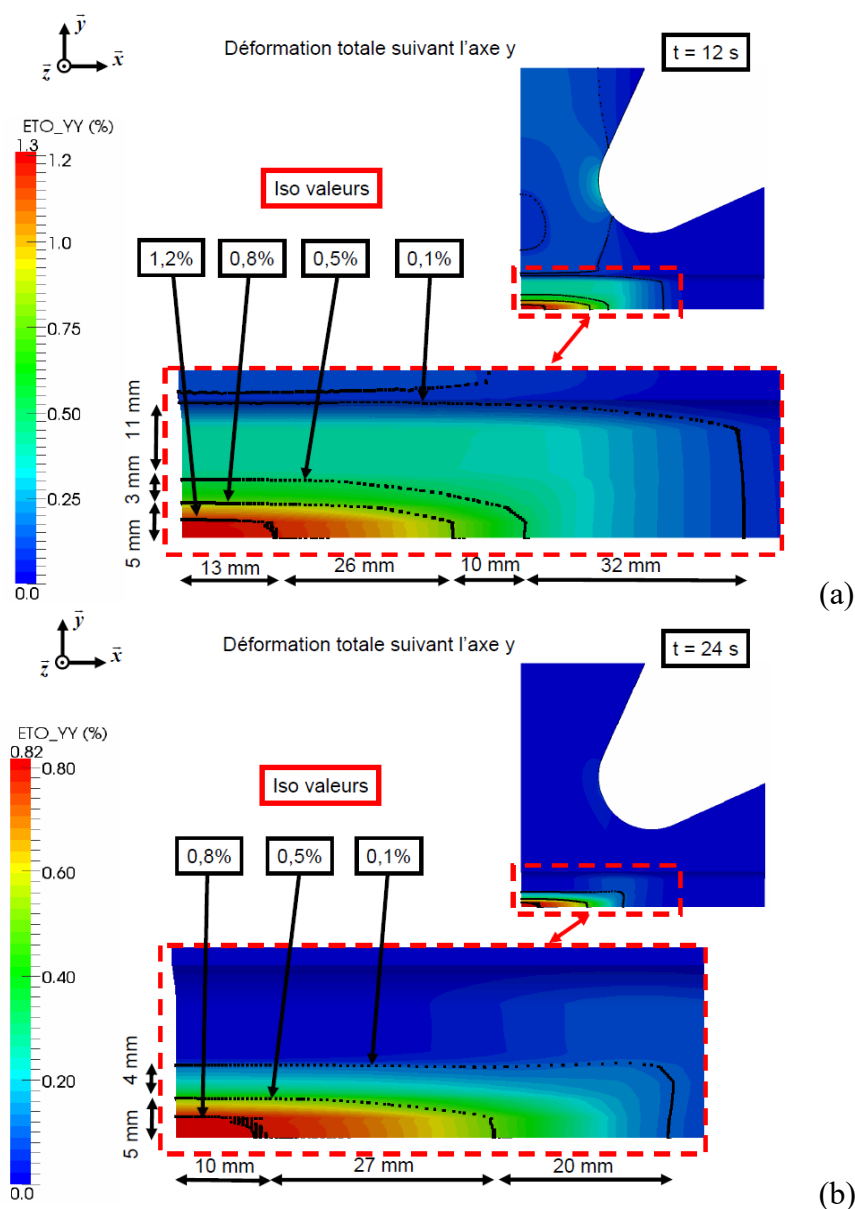


Figure 3.37 : Champs de déformation selon l'axe y (axe 2) simulé et observé pour deux instants de l'essai n°4 (a : $t = 12\text{ s}$ et b : $t = 24\text{ s}$).

Les figures 3.38 montrent les déformations locales selon les directions x et y, obtenues pour les points P1, P2 et P3 lors du premier cycle de l'essai. Ces résultats locaux confirment que le

modèle utilisé permet une bonne reproduction des déformations, lors de la première montée en charge, dans les différentes zones du joint soudé. Néanmoins, ces résultats doivent être modérés dans le sens où le maximum des efforts a été imposé dans l'axe perpendiculaire à la soudure, rapprochant cet essai biaxial d'un essai uniaxial.

Les déformations selon l'axe x sont également extraites et se révèlent être très faibles pour cet essai.

Les prochains essais proposés ont pour objectif d'imposer des efforts plus importants dans l'axe du joint soudé.

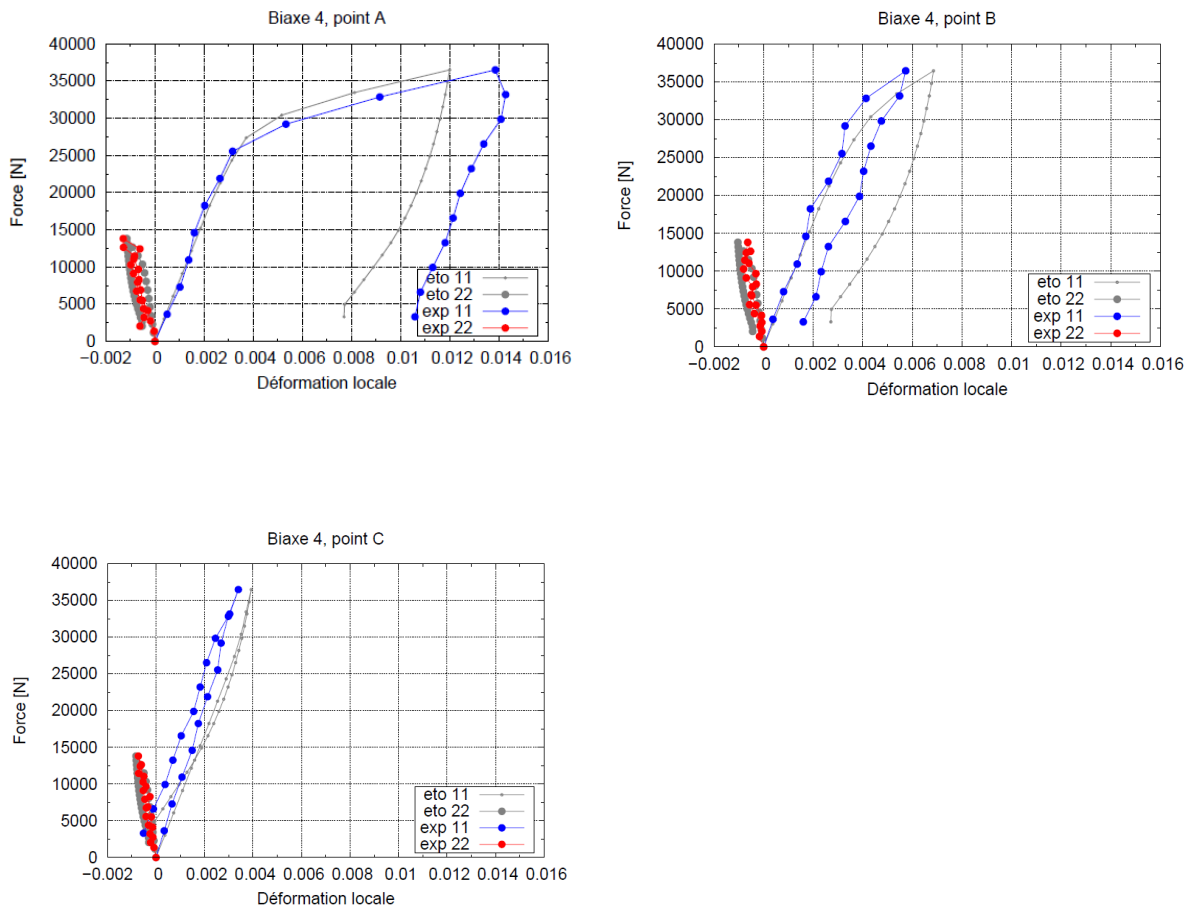


Figure 3.38 : Comparaison des résultats expérimentaux (ϵ_{xx} et ϵ_{yy}) de l'essai n°4 obtenus par corrélation d'images numériques aux points P1 (A), P2 (B) et P3 (C) avec les résultats obtenus numériquement.

Essai n°5 (Chargements figure 2.6)

L'essai n°5 est simulé et les champs de déformation selon l'axe y sont présentés aux deux instants $t = 44s$ et $t = 51s$ en figure 3.39.

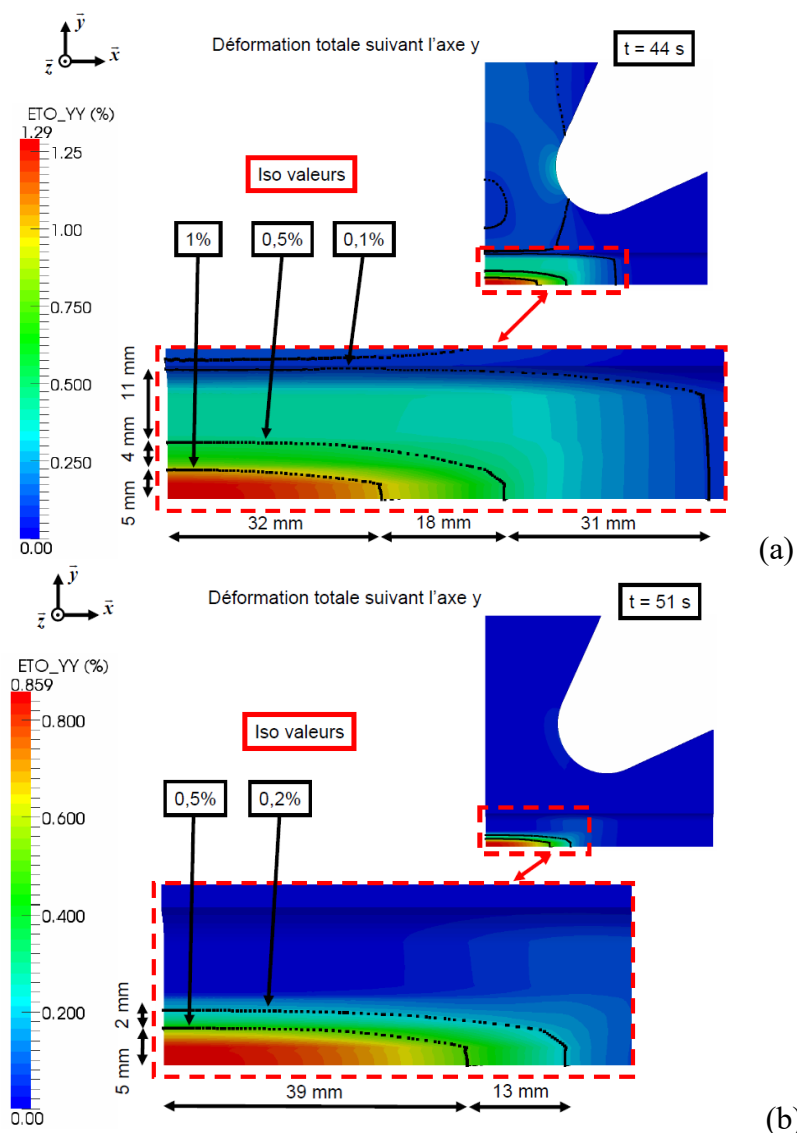


Figure 3.39 : Champs de déformation selon l'axe y (axe 2) simulé et observé pour deux instants de l'essai n°5 (a : $t = 44 \text{ s}$ et b : $t = 51 \text{ s}$).

On constate que les champs de déformation sont très proches de ceux qui ont été obtenus pour la simulation de l'essai n°4, alors que la position de la soudure par rapport au sens de laminage des tôles est différente. La simulation propose des niveaux de déformation, au centre de l'éprouvette, deux fois plus élevés que ceux qui sont mesurés expérimentalement. Ces résultats démontrent que le fait de ne pas prendre en compte dans le modèle les effets d'anisotropie des ZATM et ZAT, voire du MdB, ne permet pas de reproduire le gradient du comportement mécanique d'un joint sollicité pour tous types de chargements multiaxiaux.

Essai n°6 (Chargements figure 2.7)

Les résultats du calcul de structure par éléments finis sont donnés par les figures 3.40. Le modèle prédit des déformations moins importantes dans chacune des zones par rapport aux résultats de l'essai n°4. Les efforts imposés sur l'axe x jouent le même rôle qu'observé

expérimentalement, en empêchant l'ouverture du joint soudé, ce qui conduit à un niveau de déformation plus faible.

Bien que les effets observés sur les résultats expérimentaux et le calcul numérique soient les mêmes, les niveaux de déformation atteints dans les deux cas ne correspondent pas. Le noyau soudé subi des déformations totales d'environ 1% au maximum du chargement pour la simulation alors que l'on mesure pour l'expérience une déformation d'environ 0,45%. De même à $t = 24s$, le niveau de déformation au centre redescend à environ 0,64% pour la simulation tandis qu'il est d'environ 0,15% expérimentalement.

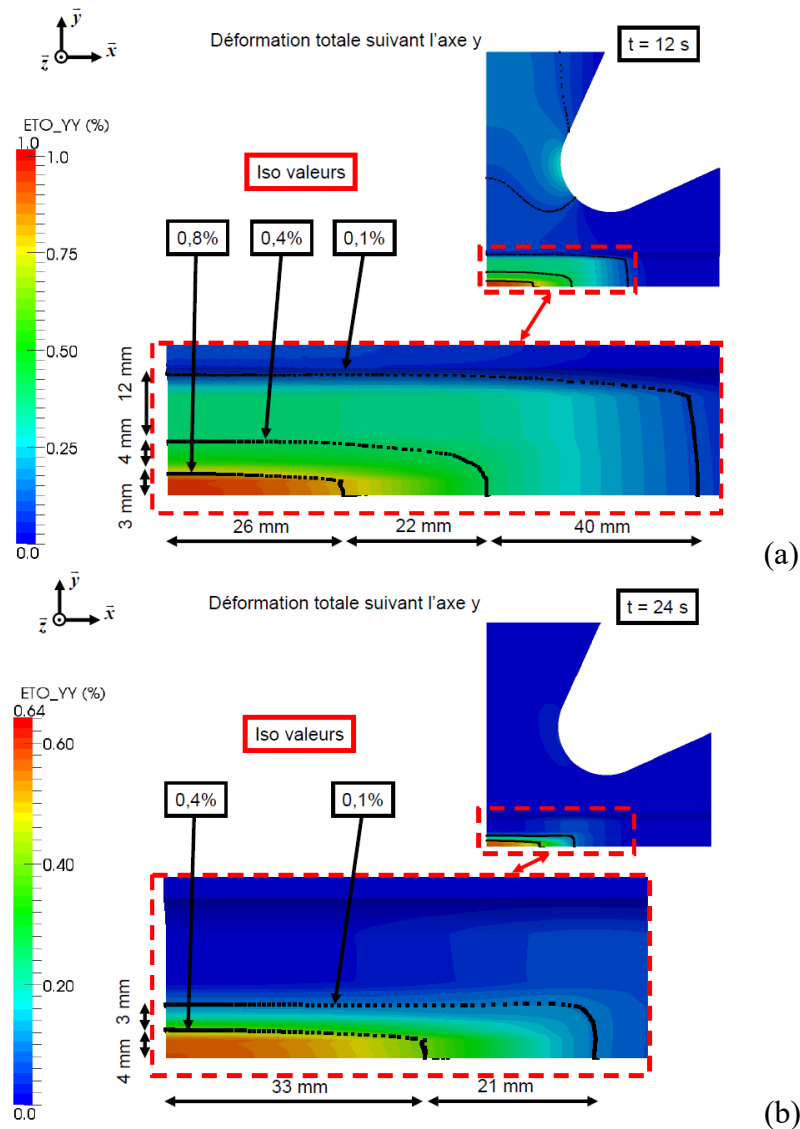


Figure 3.40 : Champs de déformation selon l'axe y (axe 2) simulé et observé pour deux instants de l'essai n°6 (a : $t = 12s$ et b : $t = 24s$).

Les courbes « déformations locales – forces imposées » présentées par les figures 3.41 montrent plus précisément ces incertitudes sur les déformations pour les points P1 dans le noyau soudé et P2 dans la ZATM2. Pour la ZAT (point P3), les faibles niveaux de déformations subis sont bien reproduits par le modèle de comportement.

Finalement, le comportement mécanique des zones annexes au noyau soudé et le sens de laminage des tôles influent sur le niveau de déformation observé par cette zone centrale du joint. Les essais uniaxiaux expérimentaux ont montré dans le chapitre précédent que pour de très grandes déformations, il existe de fortes différences sur la déformation totale atteinte dans les directions L, T et D. Cependant, pour de si faibles déformations, il est presque impossible de différencier le comportement mécanique selon ces trois directions. Il est donc délicat de trouver une piste pour mieux reproduire le comportement mécanique du noyau soudé en modifiant les paramètres du modèle de comportement. La solution possible et étudiée au cours de ces travaux consiste à tenir compte des comportements mécaniques anisotropes des ZAT et du MdB pour espérer reproduire au mieux le gradient de comportement mécanique du joint soudé sollicité par des chargements multiaxiaux.

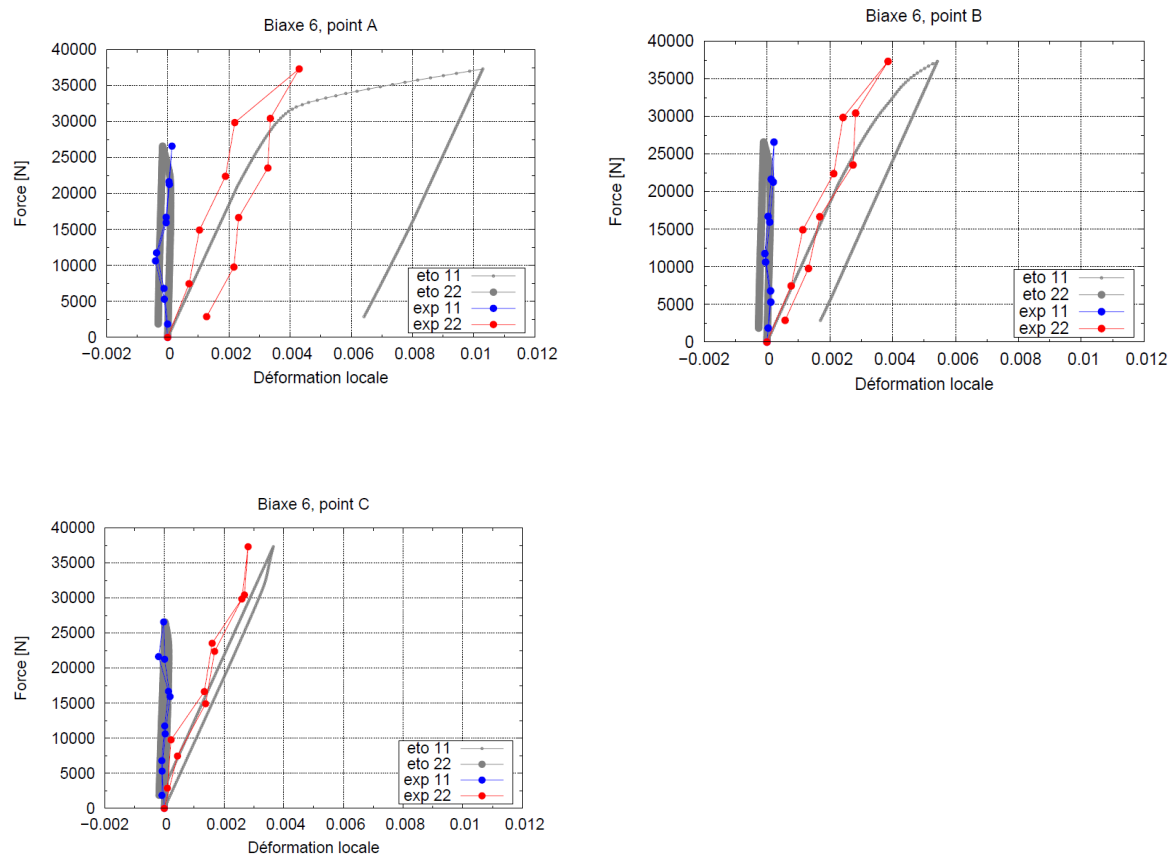


Figure 3.41 : Comparaison des résultats expérimentaux (ϵ_{xx} et ϵ_{yy}) de l'essai n°6 obtenus par corrélation d'images numériques aux points P1(A), P2 (B) et P3 (C) avec les résultats obtenus numériquement.

3.6 Simulations des essais mécaniques à l'aide de modèles prenant en compte l'anisotropie

3.6.1 Modélisation du comportement mécanique du joint soudé par FSW

Une deuxième approche est présentée dans cette étude. En effet, de fortes hypothèses sont posées en utilisant la première approche. Dans le cas où les résultats de simulations des comportements mécanique et d'endommagement obtenus avec ce simple critère isotrope ne sont pas satisfaisant, un axe d'amélioration de cette étude doit être proposé. Les effets anisotropes observés expérimentalement doivent être pris en compte.

Cette deuxième approche considère toujours un comportement mécanique isotrope pour le noyau soudé et la ZATM1. Par contre, un critère de plasticité anisotrope est utilisé pour le métal de base et la ZAT2. Pour les zones intermédiaires (ZATM2 et ZAT1), les résultats expérimentaux ont montré un comportement fortement anisotrope et différent, selon les sens de laminage, de celui du métal de base. Ainsi, le comportement mécanique anisotrope de ces zones ne peut pas être reproduit avec le critère utilisé pour le MdB.

Métal de base et ZAT2

Les travaux de Chen [20], précédemment présentés, proposent l'identification des paramètres matériaux pour le critère de Bron et Besson, capable de reproduire le comportement anisotrope spécifique de l'alliage d'aluminium 2198-T8.

Les paramètres identifiés sont rappelés au premier chapitre dans le tableau 1.3. La figure 3.42 présente la comparaison entre les résultats expérimentaux obtenus lors des essais de traction sur le métal de base et les courbes simulées sur un élément de volume avec les paramètres matériaux optimisés par Chen sur des essais de traction.

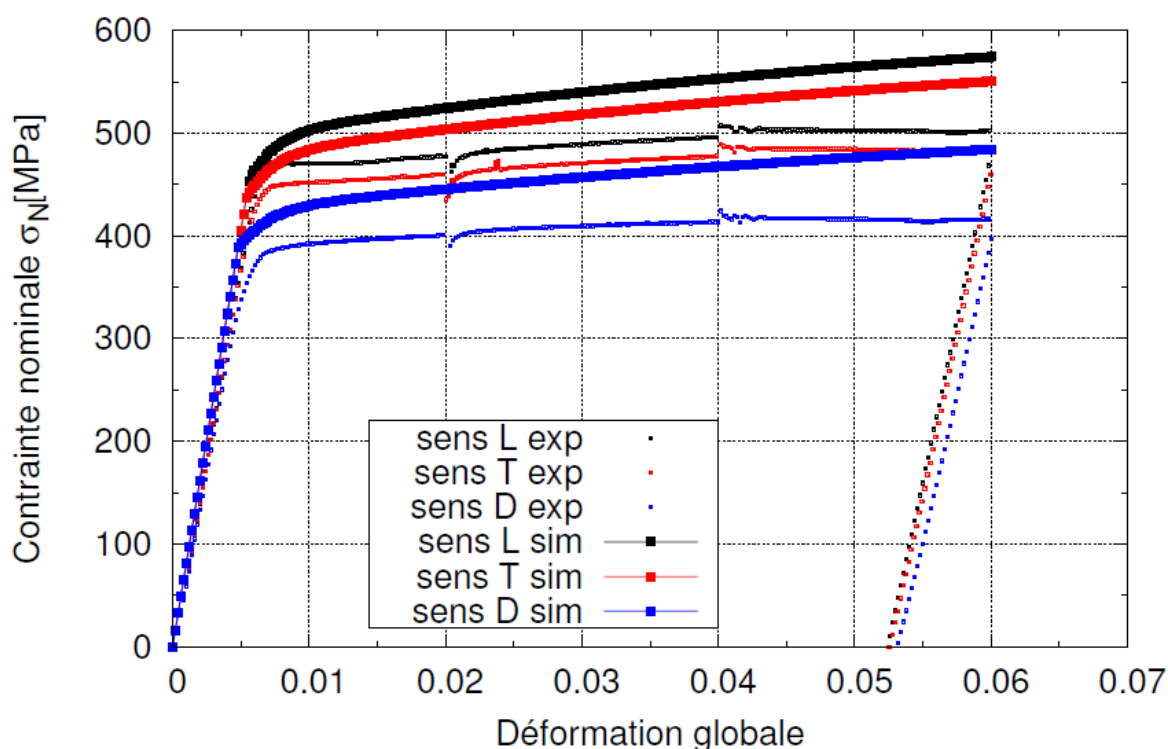


Figure 3.42 : Comparaison expérience et simulation d'un essai de traction sur le métal de base prélevé dans les directions L, T et D – paramètres matériaux issus des travaux de Chen [20].

Finalement, les paramètres matériaux sont réajustés pour mieux reproduire les comportements mécaniques du métal de base dans les trois directions de laminage (tableau 3.2).

Tableau 3.2 : Paramètres matériaux d'un critère anisotrope de Bron et Besson identifiés et optimisés dans ces travaux pour l'alliage d'aluminium 2198-T8 à partir des premiers résultats de Chen [20].

Matériau	E (GPa)		ν		R0 (MPa)	K0	K1	k1	K2	k2
2198-T8	74		0,3		465	0	0,043	655	0,172	16,5
Matériau	a	α	b ₁	b ₂	c_1^1	c_1^2	c_1^3	c_1^4	c_1^5	c_1^6
					c_2^1	c_2^2	c_2^3	c_2^4	c_2^5	c_2^6
2198-T8	16,9	0,7	16,9	16,9	1,216	1,195	0,638	1,249	1	1
					0,683	0,798	1,512	1,281	1	1

La figure 3.43 montre les nouvelles courbes simulées obtenues avec les modifications apportées sur la limite élastique du matériau et sur les valeurs des seuils des écrouissages isotropes non linéaires.

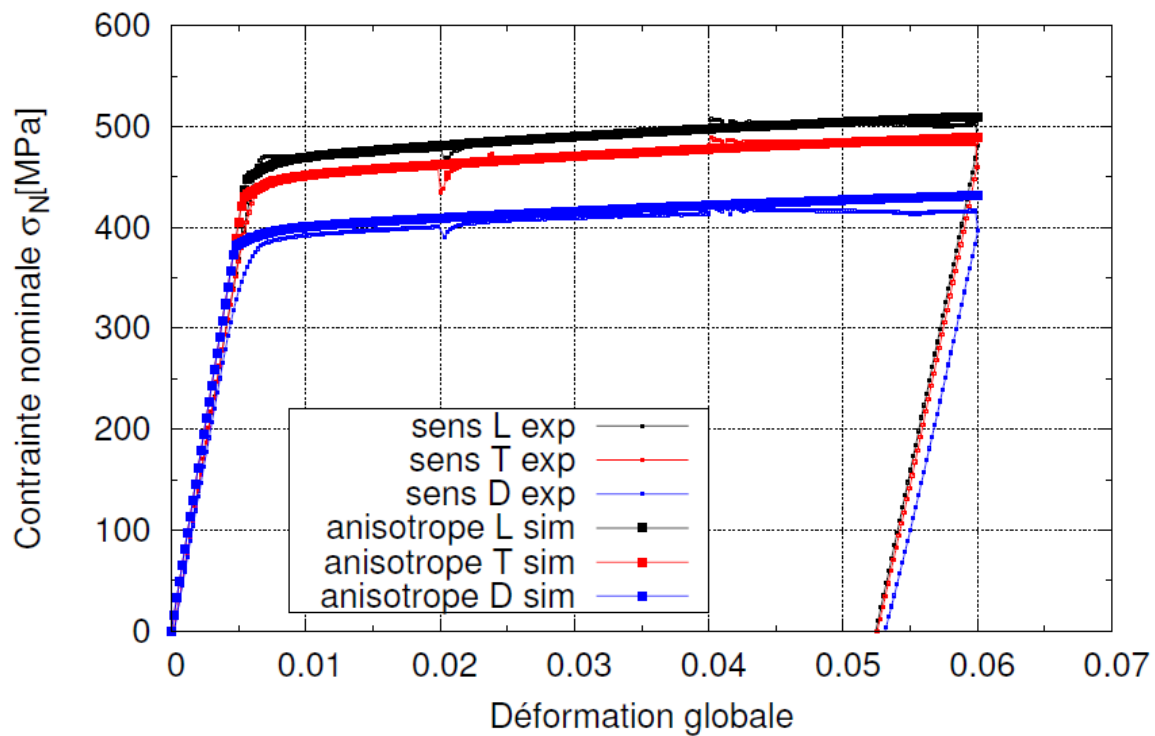


Figure 3.43 : Comparaison expérience et simulation d'un essai de traction sur le métal de base prélevé dans les directions L, T et D – paramètres matériaux optimisés dans ces travaux.

Le principal inconvénient de la version du modèle de Bron et Besson que nous avons utilisée est de ne pas intégrer les écrouissages cinématiques dans sa forme programmée dans le logiciel Zset. L'absence de ces écrouissages empêche de reproduire fidèlement les formes des boucles d'hystérésis du métal de base sollicité en cyclique. Cependant, dans la mesure où le matériau reste quasi-élastique au cours des essais, la modélisation de la montée en charge est considérée suffisante.

Zones intermédiaires (ZATM2 + ZAT1)

Le modèle de comportement mécanique utilisé est caractérisé par un critère anisotrope de Hill [21].

Les paramètres mécaniques de ces deux zones ont été réajustés. Les valeurs des paramètres sont regroupées dans le tableau 3.3.

La limite élastique de ces deux zones est identique et prise égale à 180 MPa.

La valeur du seuil Q_1 pour la ZATM2 est modifiée pour atteindre -115 MPa au lieu de -80 MPa. Enfin, les coefficients matériaux h_i ont été identifiés et optimisés afin de reproduire au mieux les comportements mécaniques anisotropes de ces zones.

Par rapport au modèle de Bron et Besson, il est possible d'intégrer les écrouissages cinématiques non linéaires dans le critère de Hill. Ainsi, les paramètres des écrouissages cinématiques identifiés pour le critère isotrope sont conservés pour la ZAT1 et la ZATM2.

Les relations entre les paramètres $\mathbf{h}_i$ et les paramètres de Hill sont données par les équations suivantes :

$$\begin{aligned} F_H &= -\frac{h_1}{6} + \frac{h_2}{3} + \frac{h_3}{3}, & G_H &= \frac{h_1}{3} - \frac{h_2}{6} + \frac{h_3}{3}, & H_H &= \frac{h_1}{3} + \frac{h_2}{3} - \frac{h_3}{6}, \\ N_H &= \frac{3}{2} h_4 \end{aligned} \quad (3.9)$$

Tableau 3.3 : Paramètres mécaniques identifiés pour un critère anisotrope de Hill pour les zones ZATM2 et ZAT1 du joint soudé par FSW.

	ZAT 1	ZATM 2
E (MPa)	81000	81000
R ₀ (MPa)	180	180
b1	400	400
Q1 (MPa)	-80	-115
b2	30	30
Q2 (MPa)	120	120
C1 (MPa)	378000	378000
D1	4500	4500
C2 (MPa)	50000	50000
D2	450	450
C3 (MPa)	400	400
D3	30	30
h1	2,9	2,2
h2	1,2	0,7
h3	1	1
h4	2,2	1,9
h5	1	1
h6	1	1

La figure 3.44 montre les comparaisons des courbes de traction expérimentales et simulées en utilisant le critère de Hill et les coefficients matériaux présentés dans le tableau 3.3 pour la ZATM2.

Ce critère permet de mieux reproduire les comportements mécaniques dans les directions L et D. Néanmoins, il y a une légère détérioration du comportement mécanique dans la direction T pour des contraintes supérieures à 325 MPa, bien que le début de plastification soit correctement reproduit par le modèle.

La figure 3.45 présente la modélisation du comportement mécanique pour la ZAT1 dans les directions L, T et D. Pour cette zone, le modèle permet de recréer les différences de comportement observées expérimentalement selon les trois directions de laminage.

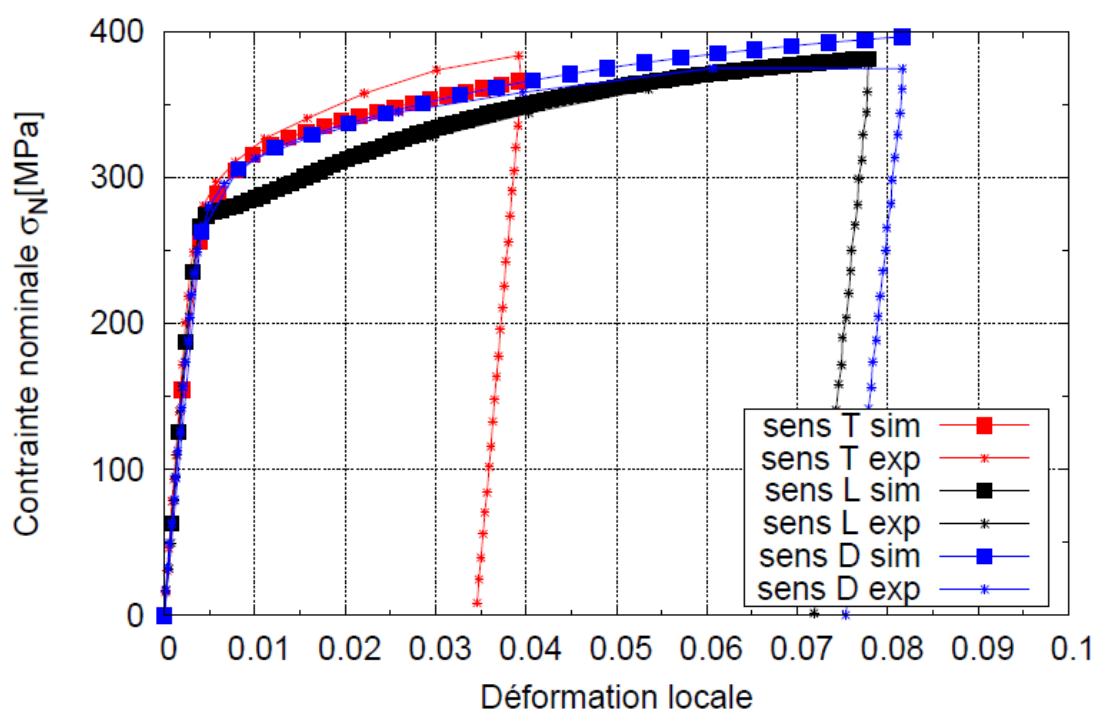


Figure 3.44 : Comparaison expérience et simulation d'un essai de traction monotone sur le joint soudé prélevé dans les directions L, T et D pour la ZATM2 – paramètres matériaux optimisés pour un critère anisotrope de Hill.

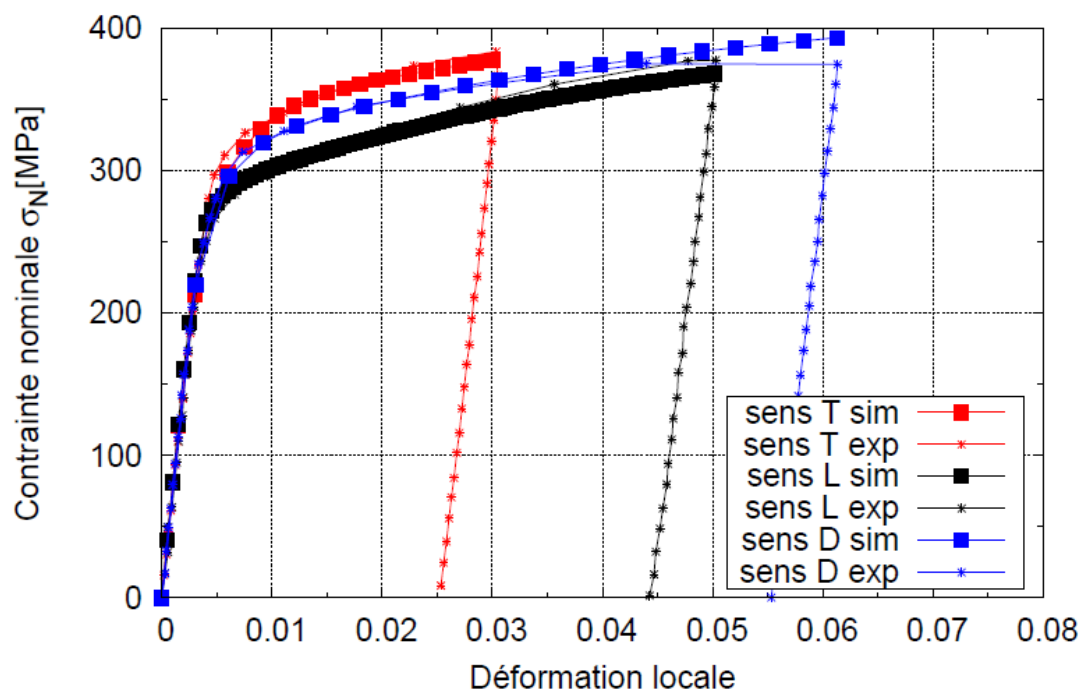


Figure 3.45 : Comparaison expérience et simulation d'un essai de traction monotone sur le joint soudé prélevé dans les directions L, T et D pour la ZAT1 – paramètres matériaux optimisés pour un critère anisotrope de Hill.

Joint soudé (NS + ZATM1)

Les comportements mécaniques de ces zones sont reproduits à l'aide du critère isotrope de von Mises utilisé dans la première approche.

Une modification a été apportée sur le seul paramètre mécanique qui variait entre ces deux zones. Afin de simplifier un maximum la modélisation du comportement mécanique, la même valeur de seuil de l'écrouissage isotrope non linéaire Q_1 est prise entre les deux zones NS et ZATM1, avec une valeur de -115 MPa, rendant ainsi ces deux zones identiques.

Le tableau 3.4 montre les paramètres mécaniques identifiés finaux pour le Noyau Soudé et la ZATM1. Ces deux zones sont considérées comme une seule et même zone à présent dans cette seconde approche.

Tableau 3.4 : Paramètres mécaniques identifiés pour un critère isotrope de von Mises pour les zones NS et ZATM1 du joint soudé par FSW.

NS et ZATM 1	
E (MPa)	81000
R ₀ (MPa)	180
b1	400
Q1 (MPa)	-115
b2	30
Q2 (MPa)	120
C1 (MPa)	378000
D1	4500
C2 (MPa)	50000
D2	450
C3 (MPa)	400
D3	30

Les figures 3.46 et 3.47 proposent la comparaison des courbes de traction « contrainte nominale – déformation locale » expérimentales et simulées avec les anciens paramètres et les nouveaux. Les résultats expérimentaux affichés selon les trois directions de laminage L, T et D montrent en effet que le comportement mécanique de ces deux zones est identique lors de la montée en charge et lors du début de plastification du matériau. Cependant, une nette différence entre les allongements en déformation est observée.

L'augmentation du seuil de l'écrouissage isotrope pour le NS et une diminution de celui-ci pour la ZATM1, afin de rendre ces deux zones identiques, ne change rien sur l'erreur observée sur l'allongement. Les précédents paramètres utilisés ne permettaient pas de reproduire ces différences d'allongement selon les directions L, T et D. La nouvelle valeur de Q_1 imposée permet, dans le cas du NS et de la ZATM1, de simuler un allongement compris entre les allongements minimum et maximum observés expérimentalement.

La faiblesse de l'écrouissage dans ces deux zones justifie de leur appliquer les mêmes paramètres mécaniques.

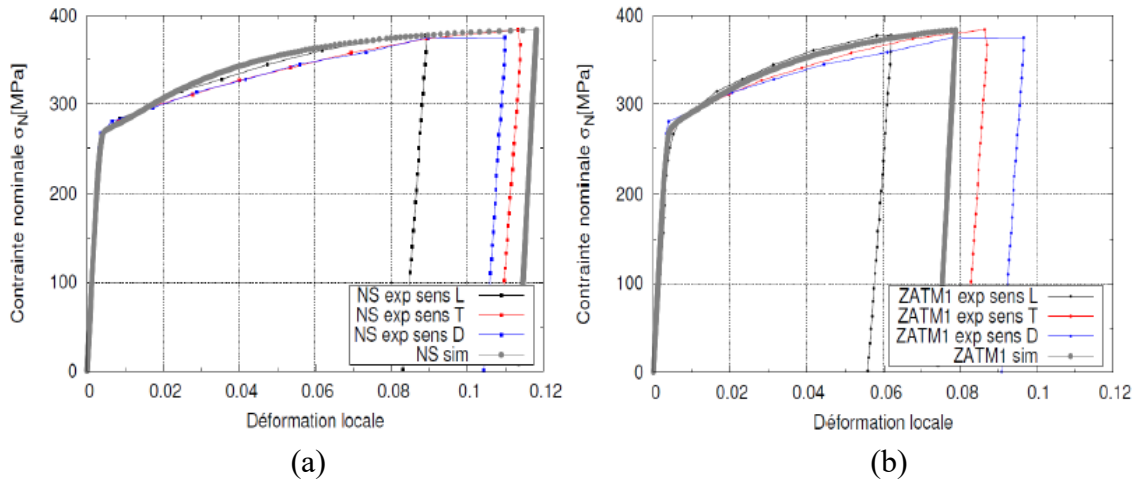


Figure 3.46 : Comparaison des courbes de traction expérimentales dans les directions L , T et D et simulées avec un modèle « isotrope » et avec les anciennes valeurs d'écrouissage isotrope $\mathbf{Q}_1$ pour le NS (a : $\mathbf{Q}_1 = -120\text{MPa}$) et la ZATM1 (b : $\mathbf{Q}_1 = -110\text{MPa}$).

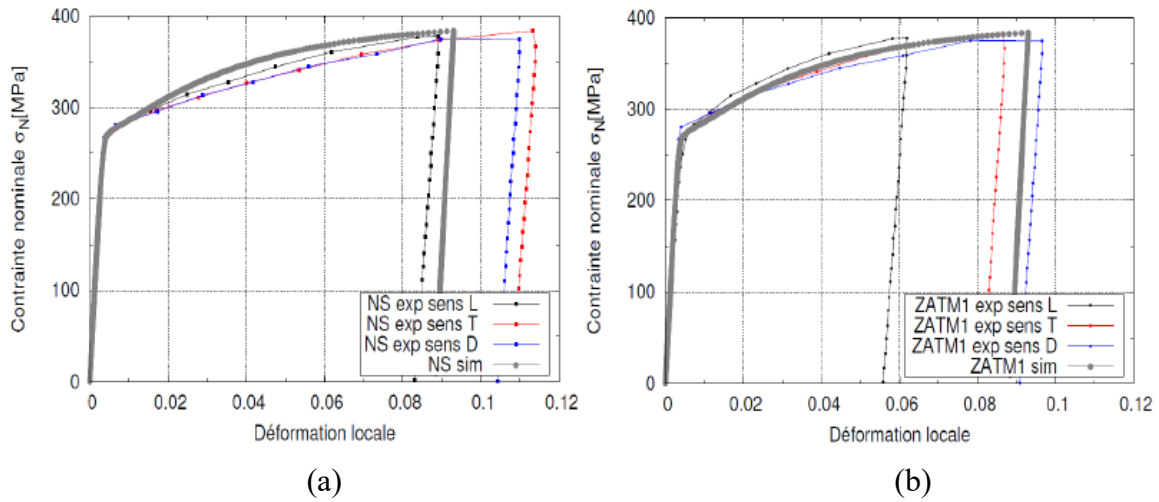


Figure 3.47 : Comparaison des courbes de traction expérimentales dans les directions L , T et D et simulées avec un modèle « isotrope » et avec la nouvelle valeur d'écrouissage isotrope $\mathbf{Q}_1 = -115\text{MPa}$ (a : NS et b : ZATM1).

3.6.2 Mises en données des calculs 3D par EF

On présente ici la méthodologie qui pourrait être utilisée pour prendre en compte des modèles de comportement anisotrope dans certaines zones de l'éprouvette. Cette fois-ci, le maillage des différentes zones est explicite, ce qui rend la définition du matériau plus facile. Les calculs n'ont pas été réalisés par manque de temps.

Les fichiers définissant les matériaux et leur variations spatiale sont donnés dans les annexes 2.4 à 2.7 pour les directions L et D .

Les résultats des essais de traction et de leur simulation, dans les directions L et D, sont présentés respectivement par les figures 3.48 et 3.49.

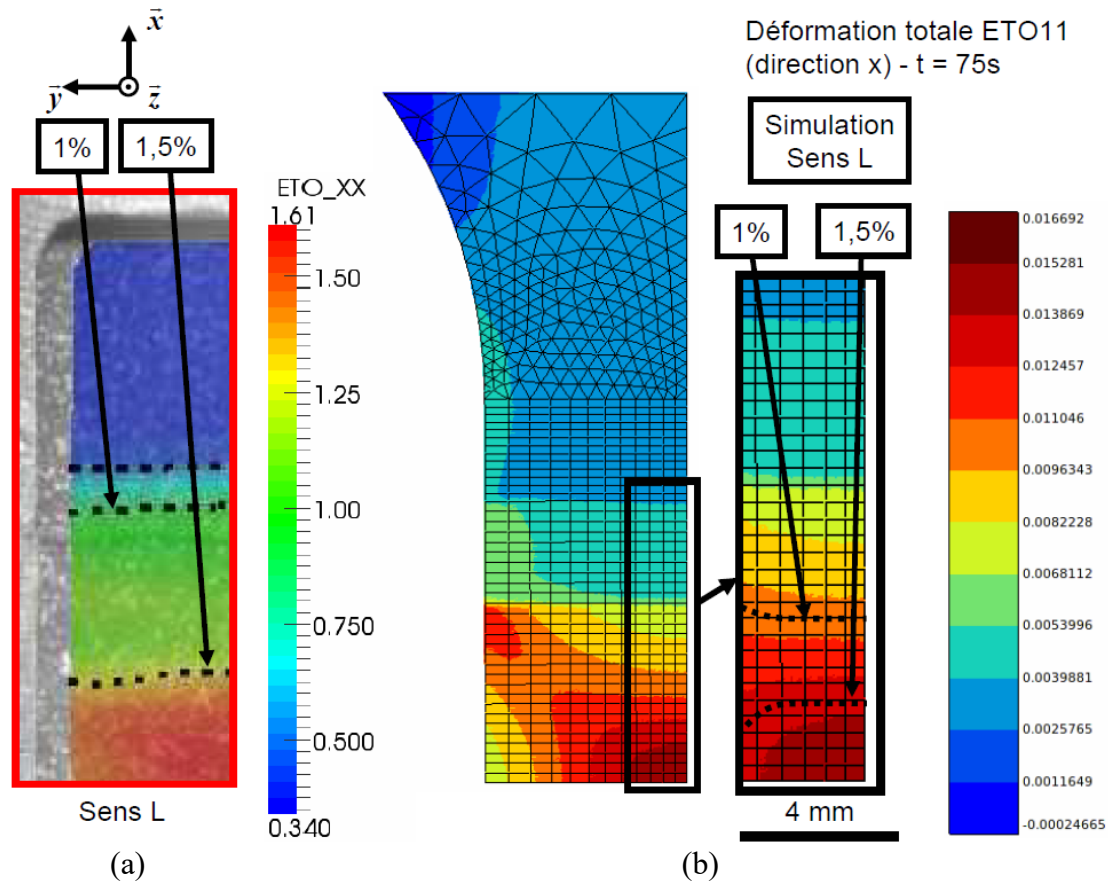


Figure 3.48 : Champ de déformation simulé selon l'axe x pour un essai de traction monotone dans la direction L (contrainte nominale de 290 MPa) – a : expérience et b : calcul.

Ces deux figures montrent que cette seconde approche reproduit des champs de déformation semblables à ceux qui sont obtenus expérimentalement dans les directions L et D. Les effets de multiaxialité sont bien pris en compte et le gradient de comportement mécanique du joint soudé pour des soudures orientées différemment selon le sens de laminage des tôles est bien reproduit.

En ce qui concerne les niveaux de déformation mesurés, on constate que le maximum de déformation sur l'axe x , pour la direction L, est d'environ 1,6% au centre de l'éprouvette et le minimum atteint en compression est d'environ -0,3%. Et pour la direction D, le maximum de déformation atteint en traction est d'environ 1,5% et le minimum en compression est d'environ -0,55%.

Ces valeurs ne sont pas parfaites mais diminuent la différence entre les résultats simulés et expérimentaux par rapport à la première approche.

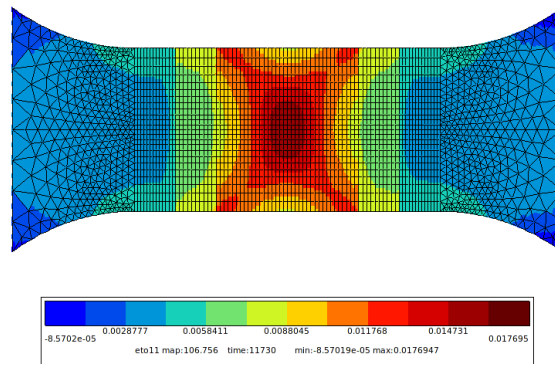


Figure 3.49 : Champ de déformation simulé selon l'axe x pour un essai de traction monotone dans la direction D (contrainte nominale de 290 MPa).

Dans le cas de la deuxième approche, l'éprouvette cruciforme est découpée en trois zones distinctes. La figure 3.50 présente ces trois zones et les modèles qui y seront appliqués.

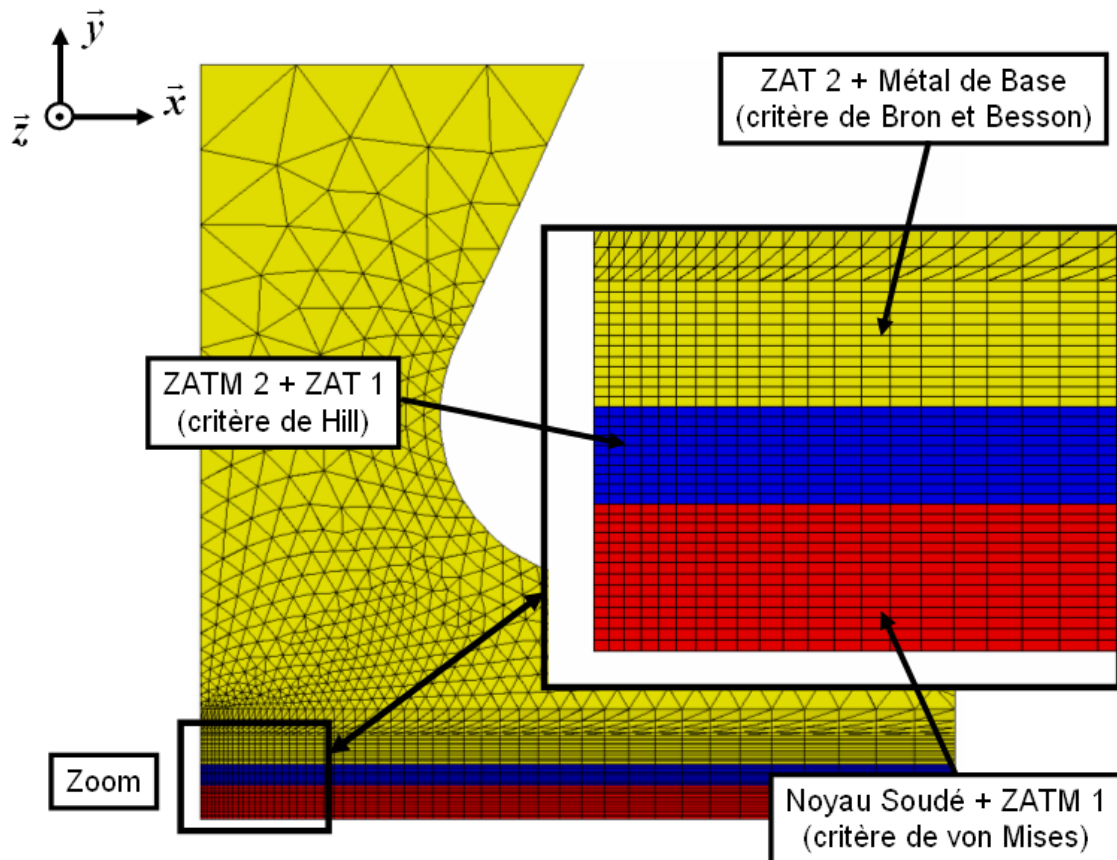


Figure 3.50 : Découpage de l'éprouvette cruciforme en trois zones aux critères de comportements mécaniques différents.

Enfin, pour valider définitivement un modèle qui permettra de reproduire le gradient de comportement mécanique du joint soudé pour tous types et niveaux de chargement

mécanique, un nouvel essai uniaxial a été réalisé. Le joint soudé est positionné à 45° par rapport à l'axe de chargement.

La figure 3.51 présente à trois instants différents au cours de l'essai les champs de déformation selon l'axe y . On constate qu'une localisation des déformations a lieu sur les bords de l'éprouvette aux limites de l'épaulement de l'outil de soudage FSW. Le joint est soumis, au cours de cet essai, à des effets de cisaillement. Les déformations, au maximum de la traction (contrainte nominale d'environ 345 MPa), atteignent approximativement 14% dans les ZAT tandis que dans le noyau soudé (qui était la zone la plus sollicitée lors des essais avec le joint perpendiculaire à l'axe de chargement), elles ne dépassent pas les 7,5% de déformation totale. Pour un même niveau de contrainte nominale appliqué aux essais uniaxiaux du chapitre 2, les résultats de la figure 2.24 ont montré que les déformations locales atteintes dans le noyau soudé sont d'environ 7%, ce qui est cohérent avec les résultats obtenus sur cette éprouvette. Cependant, les déformations locales pour les ZAT oscillent entre 0,5% et 1,5%, soit des valeurs très en dessous de celles qui sont obtenues sur le joint positionné à 45° sur l'éprouvette.

Pour les essais uniaxiaux avec le joint soudé perpendiculairement à l'axe de chargement, on a constaté que le maximum des déformations est concentré au cœur de la soudure, ce qui empêche les zones voisines de se déformer (ZAT et MdB). On a identifié les paramètres du modèle à l'aide des champs de déformations obtenus par corrélation d'images sur ces essais.

On constate avec ces nouveaux résultats que les comportements mécaniques des zones voisines sont importants à prendre en compte dès lors que des chargements multiaxiaux apparaissent.

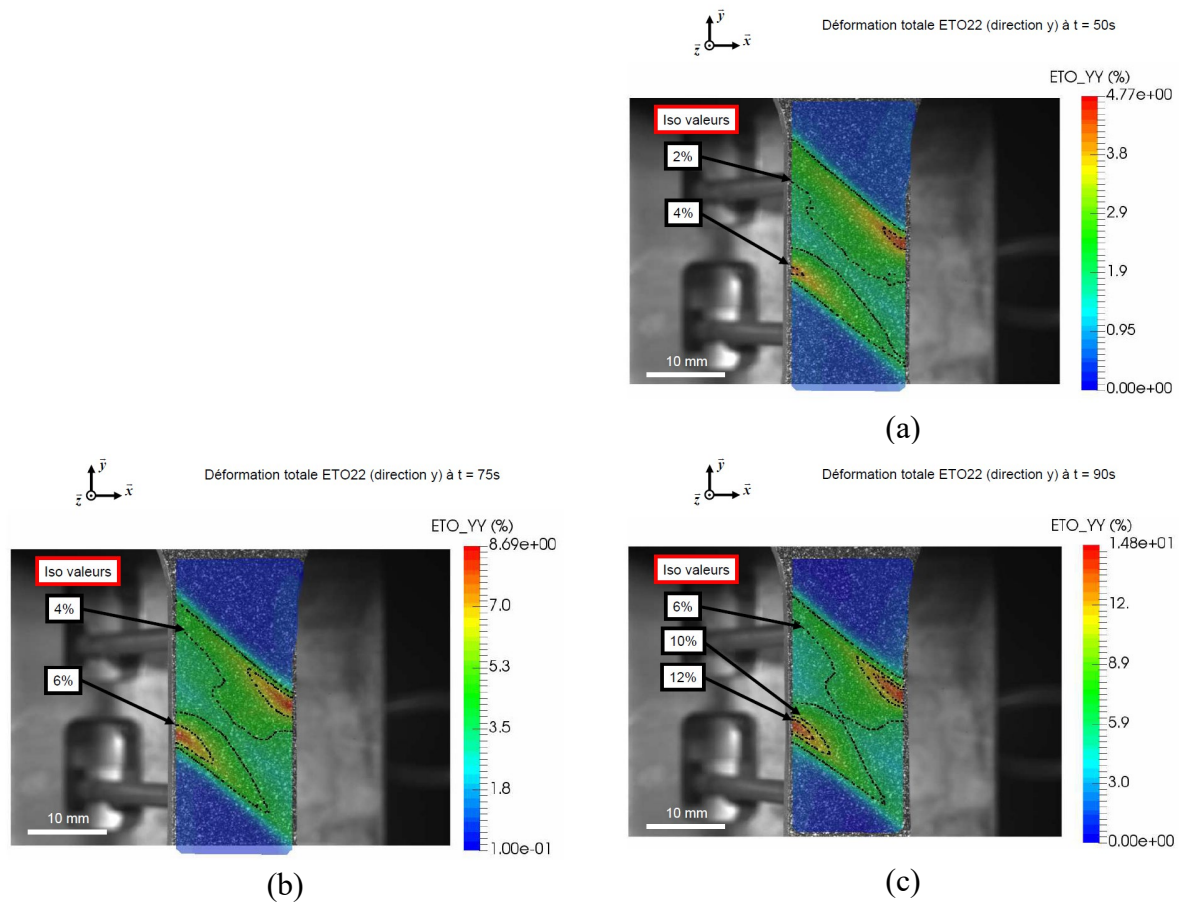


Figure 3.51 : Champs de déformation expérimentaux (selon l'axe y) à trois instants d'un essai de traction monotone sur une éprouvette avec un joint à 45° par rapport à l'axe de chargement (direction de laminage D) – a : $t = 50s$ – b : $t = 75s$ et c : $t = 90s$.

Cet essai constitue donc un challenge intéressant pour la simulation. Le maillage qui devrait être utilisé est montré en figure 3.52.

Comme pour l'éprouvette cruciforme, l'éprouvette numérique est découpée en trois zones distinctes.

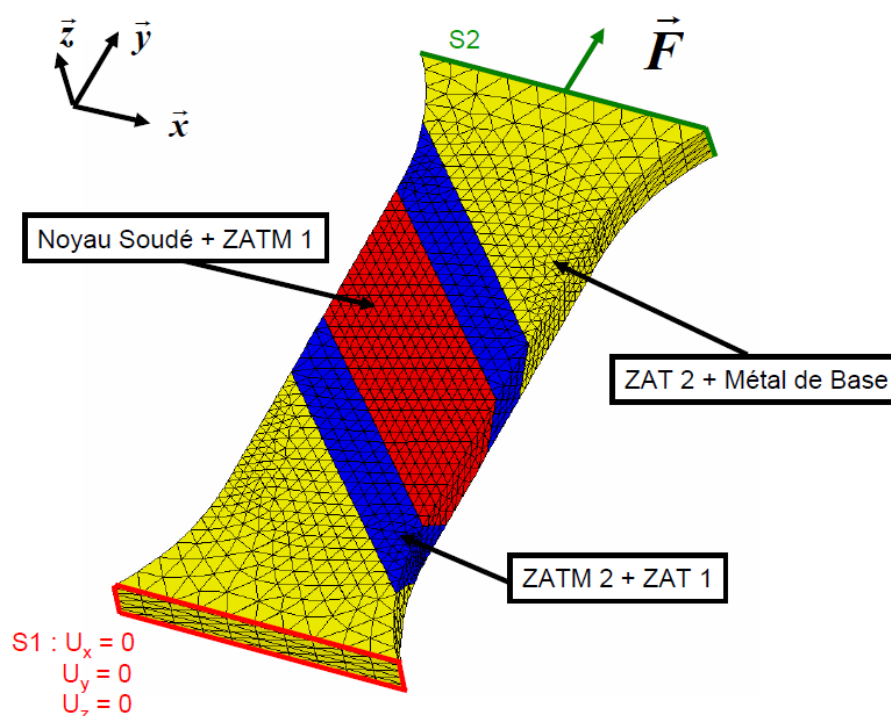


Figure 3.52 : Maillage d'une éprouvette uniaxiale comportant un joint soudé à 45° par rapport à l'axe de chargement – éléments tétraédriques quadratiques c3d10.

3.6.3 Principales améliorations obtenues sur la modélisation du comportement mécanique des essais uniaxiaux et biaxiaux

La première approche retenue dans cette étude se doit d'être la plus simple en terme de paramètres mécaniques à manipuler et de simplicité à mettre en place pour simuler le comportement mécanique de structures soudées en 3D par des calculs par éléments finis. La deuxième est présentée pour tenter de reproduire au mieux les comportements mécaniques locaux observés expérimentalement dans les différentes zones du joint soudé. Une meilleure reproduction des effets d'anisotropie de certaines zones ajoute de nombreux paramètres supplémentaires et rend plus complexe la mise en données des calculs de structure.

L'intérêt de la seconde approche est d'essayer de mieux reproduire le comportement mécanique du joint soudé lorsqu'il est sollicité par des chargements multiaxiaux.

Les paramètres des critères anisotropes ont été identifiés et permettent localement de reproduire les différences observées entre les trois directions de laminage L, T et D. Néanmoins, à l'avenir, pour être capable de reproduire parfaitement le gradient de comportement mécanique du joint soudé, il sera nécessaire de diviser le joint en plus que trois zones pour affiner les résultats.

3.7 Synthèse des résultats

L'objectif initial de ce chapitre a été de simuler l'ensemble des essais menés expérimentalement, avec un modèle de comportement mécanique constitué d'un critère

isotrope de von Mises. Les essais uniaxiaux ont été simulés et différentes façons de comparer les résultats expérimentaux et numériques ont été réalisées. La création d'un extensomètre virtuel a permis de comparer les comportements mécaniques globaux des joints soudés. L'utilisation de la corrélation d'images numériques a quant à elle permis d'analyser les champs de déformation observés sur la surface supérieure des éprouvettes. Et enfin, par l'exploitation de ces données de corrélation d'images, des courbes « contraintes nominales – déformations locales » ont pu être extraites puis être utilisées pour comparer les comportements mécaniques locaux de plusieurs zones du joint soudé.

Globalement, le modèle permet de reproduire les bonnes formes des champs de déformation observés par corrélation d'images sur le joint soudé, que ce soit pour des chargements cycliques uniaxiaux ou multiaxiaux.

De plus, lorsque le joint est soudé dans le sens du laminage des tôles et que le chargement est imposé perpendiculairement au laminage, les niveaux de déformation sont identiques aux résultats expérimentaux. Ces résultats sont attendus, puisque les paramètres mécaniques du modèle ont été identifiés sur cette configuration de soudage dans le chapitre précédent.

Les autres résultats d'essais présentés dans ce chapitre montrent que l'utilisation d'un unique critère de von Mises pour reproduire la globalité du gradient de comportement mécanique du joint soudé n'est pas suffisante.

Dès lors que des effets multiaxiaux apparaissent, que ce soit pour l'essai uniaxial avec le joint à 45° ou les essais à chargements multiaxiaux, le modèle utilisé ne permet pas d'obtenir les bons niveaux de déformation pour les directions L et D. De même, les effets de durcissement de certaines zones lors des essais cycliques ne sont pas correctement reproduits pour ces deux sens de laminage. Les premiers résultats de simulation en uniaxial ont montré ces approximations, puis les essais de validation n'ont fait que confirmer les faiblesses de cette première approche. À la suite de ces résultats et compte tenu des observations expérimentales faites sur les comportements mécaniques des différentes zones du joint soudé, une solution alternative a été étudiée. Celle-ci ne considère plus les hypothèses d'un joint qui, parce qu'il localise une grande majorité des déformations dans le noyau soudé et que cette zone a un comportement mécanique isotrope, doit avoir son comportement modélisé avec un critère isotrope. Cette nouvelle solution prend pour hypothèse que les effets anisotropes des ZAT et du MdB doivent être pris en compte et ont un rôle important sur le gradient de comportement mécanique du joint soudé.

Cette approche a été présentée dans ce chapitre. Des paramètres mécaniques ont été identifiés selon les trois directions de laminage L, T et D. Les différentes éprouvettes 3D qui seront utilisées pour réaliser des calculs de structure par éléments finis ont été présentées.

Des essais de traction simulés ont montré que cette seconde approche permet de reproduire des champs de déformation proches de ceux observés expérimentalement dans les directions L et D. Ces résultats tendent à améliorer le gradient de comportement mécanique du joint soudé lors d'effets de multiaxialité.

Néanmoins, ces résultats montrent aussi que les niveaux de déformations atteints dans les différentes zones du joint soudé ne sont pas toujours parfaitement représentatifs des niveaux mesurés expérimentalement.

Pour la suite de cette étude, le modèle avec un critère isotrope est conservé. Le prochain chapitre consiste à étudier l'endommagement en fatigue d'une structure soudée.

4. ÉTUDE DE LA DUREE DE VIE EN FATIGUE DES JOINTS SOUDES

La compréhension et la modélisation du gradient de comportement mécanique du joint soudé réalisées dans le chapitre précédent permettent de connaître les niveaux de contraintes et de déformations à travers le joint. À partir de ces résultats, le comportement en fatigue de la structure soudée est étudié et est modélisé dans ce chapitre.

Les campagnes d'essais expérimentaux en fatigue uniaxiale et multiaxiale réalisées sur le métal de base et sur le joint soudé sont présentées. Différents rapports de charge ont été imposés dans le but de prendre en compte les effets de contraintes moyennes.

Les paramètres d'un modèle en fatigue sont identifiés afin d'estimer les durées de vie des soudures et de les comparer avec celles qui sont mesurées expérimentalement. Le modèle de fatigue n'est pas identifié avec des paramètres dépendant de l'espace ; c'est la loi de comportement mécanique qui induit cette dépendance.

4.1 Géométrie des éprouvettes et conditions d'essais

Comportement de fatigue en chargement uniaxial

La géométrie des éprouvettes diffère légèrement de celle des éprouvettes utilisées pour l'étude des comportements mécaniques (Figure 2.1). La largeur dans les têtes reste de 24 mm, celle dans la zone utile est de 12 mm et l'épaisseur pour les deux types d'éprouvettes est ramenée à 2,8 mm. L'état de surface est défini par une rugosité de 0,2 μm sur chaque surface. En effet, de nombreux travaux ont démontré l'importance de l'état de surface des éprouvettes qui, s'il ne respecte pas une certaine tolérance, fait apparaître un amorçage de fissures prématuré lors d'essais en fatigue [106] [107] [74].

L'éprouvette constituée uniquement du métal de base a une forme de « diabolo », le rayon des congés de raccordement est de 150 mm, ce qui permet d'avoir une largeur au centre de l'éprouvette de 12 mm (Figure 4.1 : gauche).

Pour l'éprouvette avec un joint soudé, la longueur de zone utile reste inchangée à 30 mm. Les rayons des congés de raccordement sont augmentés à 50 mm (Figure 4.1 : droite).

Les géométries de ces éprouvettes respectent la norme ASTM E-466-07 [59].

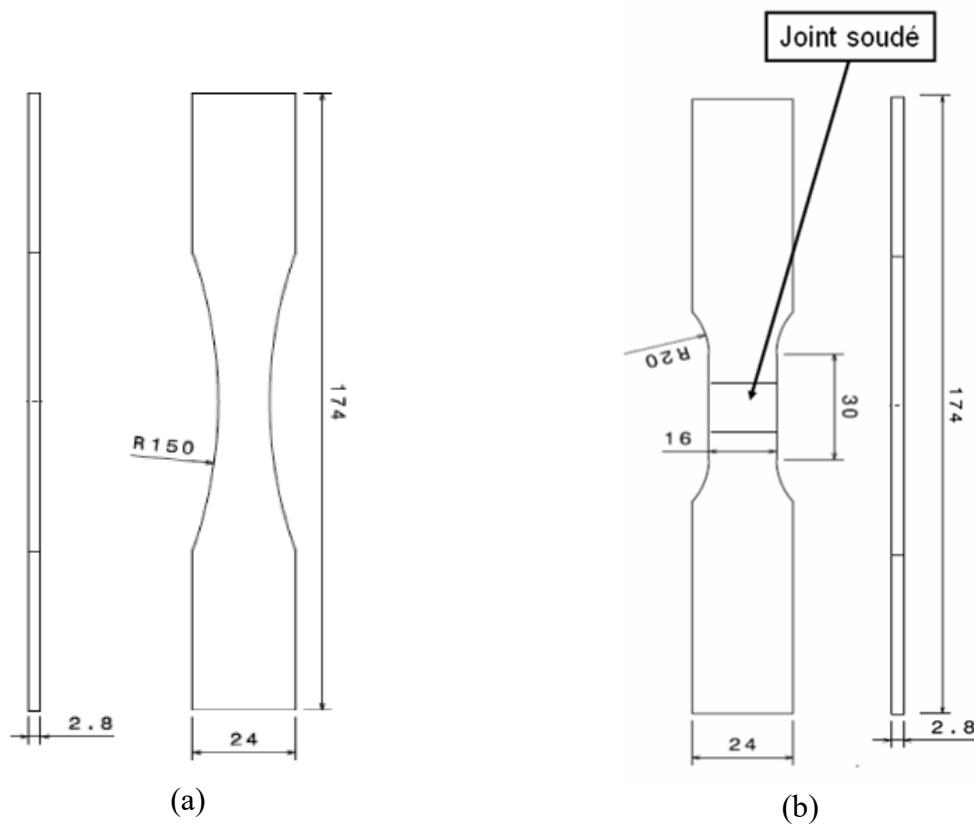


Figure 4.1 : Géométries d'éprouvettes utilisées pour les essais mécaniques sur le 2198-T8 seul (a) et sur le joint soudé FSW (b).

Le signal de chargement imposé est de type sinusoïdal, avec une fréquence de 5 Hz. Les essais sont pilotés en force avec différents rapports de charge (-0,3 ; 0,1 et 0,5). La figure 4.2 illustre les différents chargements appliqués.

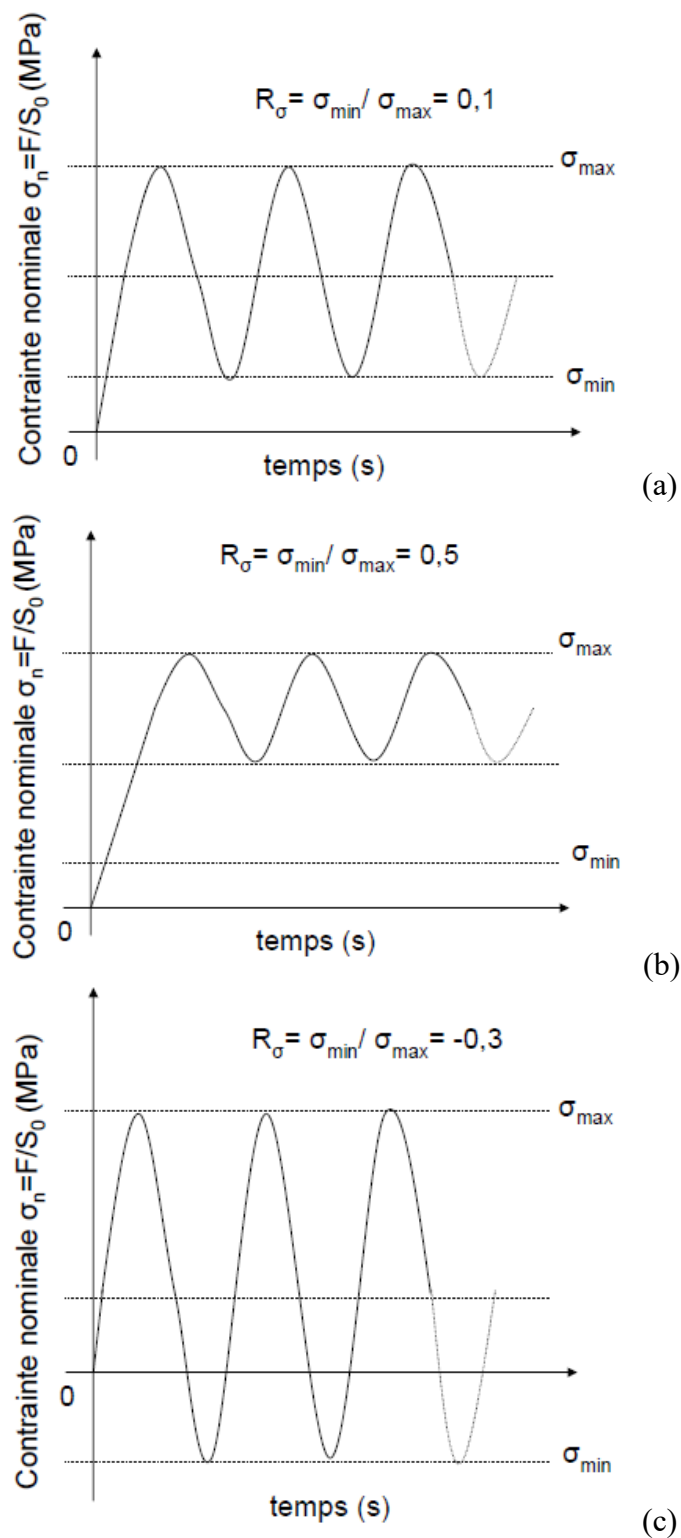


Figure 4.2 : Différents rapports de charge appliqués pour les essais de fatigue menés sur le 2198-T8 et sur le joint soudé FSW (a : rapport de charge de 0,1 – b : rapport de charge de 0,5 et c : rapport de charge de -0,3).

4.2 Étude expérimentale de fatigue sous chargement uniaxial

Les structures aéronautiques soudées par FSW sont sollicitées mécaniquement en fatigue lors de leur utilisation en service. Des effets de l'environnement s'ajoutent à ces sollicitations, en créant de l'oxydation entre les zones du joint soudé, ce qui est néfaste pour la tenue en fatigue de la structure. Ces phénomènes d'oxydation et de corrosion sont étudiés dans les travaux de Bousquet [102], Dhondt [103] ou encore de Proton [104].

Dans notre étude, le comportement mécanique du joint soudé et sa tenue en fatigue ont été étudiés à température ambiante. L'endommagement en fatigue des structures soudées est donc lié uniquement aux niveaux de contrainte auxquels elles sont soumises et au nombre de cycles réalisés. Il dépend cependant de la microstructure du matériau.

Le processus d'endommagement est souvent décomposé en trois phases qui sont l'amorçage de fissure, puis la propagation de fissure et enfin la rupture de la pièce.

Dans nos travaux, nous nous sommes intéressés à la durée de vie en fatigue à l'amorçage ainsi qu'à la caractérisation de la zone où il se produit pour une structure soudée par FSW.

Les deux autres phases ne sont donc pas détaillées par la suite [105 et 106].

L'amorçage peut être causé par différents facteurs.

Premièrement, l'amorçage de fissure peut résulter du processus d'intrusion-extrusion lié au mouvement des dislocations en surface lors des essais de fatigue [107 et 108].

Deuxièmement, la présence de défauts, qui peuvent être internes à la structure soudée, tels que des inclusions, des lacunes ou des précipités, produit des concentrations de contraintes locales qui favorisent l'amorçage.

Un traitement thermique mal contrôlé du métal de base peut également modifier la taille des grains et provoquer un adoucissement ou un durcissement trop important qui peuvent impacter la tenue en fatigue.

Troisièmement, l'amorçage peut venir de défauts présents en surface de la structure, avec des concentrations de contraintes (entaille ou trou), des cordons de soudure, des impacts sur l'alliage d'aluminium ou encore un mauvais état de surface [3].

Pour réduire au maximum ces défauts, les surfaces des éprouvettes ont été reprises par usinage pour supprimer les cordons de soudure et diminuer les contraintes résiduelles présentes dans le joint. De plus, le soudage des éprouvettes a été réalisé en pleine tôle, et non entre deux tôles mises bout à bout, pour éviter l'apparition de défauts tels que le *Joint Line Remnant* (JLR) qui provient de la présence de couche d'oxyde sur les surfaces des deux tôles en contact [3].

Le principal intérêt industriel de ces travaux concerne des durées limitées en fatigue, c'est-à-dire des durées de vie en fatigue comprises entre 10^4 et 10^6 cycles. Les niveaux de chargement imposés ont été choisis afin de balayer les différentes durées de vie comprises dans cet intervalle.

4.2.1 Méthode électrique dite du potentiel

Au cours des essais, la méthode électrique dite du potentiel a été mise en place afin de localiser l'apparition de fissures et suivre leur propagation (Figure 4.4).

La première apparition de cette méthode du potentiel électrique est dans les travaux de Barnett et Troiano [74]. Elle consiste à mesurer la différence de potentiels entre deux bornes d'une pièce conductrice à laquelle est imposé un courant électrique continu ou alternatif. Cette pièce métallique est soumise à des chargements mécaniques qui vont l'endommager.

Lors de l'amorçage et la propagation de fissures, le contact entre les deux parties de l'éprouvette fissurée diminue, augmentant ainsi la résistance électrique. La variation de la résistance permet d'estimer l'apparition des fissures et de les suivre jusqu'à la rupture de la pièce.

Pour les essais multiaxiaux, cette méthode a été mise en place en utilisant un suiveur de fissures de la marque ANS Celians (Figure 4.3). Cet appareil est fabriqué sous licence ONERA. Elle est constituée de trois voies sur lesquelles est imposé un courant de 0 à 20 A. La méthode particulière, développée à l'ONERA par Baudin [75], impose un courant continu par impulsions de fréquence 50 Hz. Cette technique permet de capter les extrémités de la tension à travers la pièce au cours du temps tout en limitant les perturbations liées au réseau électrique ou aux installations proches du suiveur de fissures.

L'amplitude du signal de mesure peut être augmentée à l'aide d'un amplificateur de signal incorporé au suiveur de fissures. Une amplification du signal de 100 à 20 000 est possible. Ce réglage du gain est réalisé avant l'essai. Il est dépendant de la taille de la pièce et de l'éloignement des prises de potentiel.

Ces prises de potentiel sont soudées sur la pièce métallique par la méthode de l'arc électrique. Ce type de soudage peut favoriser l'amorçage de fissures en fatigue. Pour éviter cela, les prises de potentiel doivent être suffisamment éloignées de la zone utile de la pièce. Cependant, plus la distance entre ces prises de potentiel est élevée et plus le signal de mesure sera faible et perturbé.



Figure 4.3 : Suiveur de fissure trois voies de ANS Celians.

Comment considère-t-on l'amorçage d'une fissure ?

Cette méthode permet de capter, entre les prises de potentiel, l'évolution d'une tension (V) dans la pièce métallique en fonction du temps. Cette tension est très faible ($\sim 1V$) au début de l'essai mécanique, puis va croître au fur et à mesure de l'amorçage et de la propagation de fissures. On considérera qu'une évolution de la tension moyenne de l'ordre de 0,01V est synonyme d'amorçage de fissures. La taille des sites d'amorçage est fixée à quelques centaines de μm .

Une caméra optique placée perpendiculairement à l'éprouvette et couplée à la méthode du potentiel a permis d'enregistrer des images de l'amorçage de fissures jusqu'à la rupture de l'éprouvette. Ainsi, la prise d'images se fait au fur et à mesure de l'apparition et de la propagation de fissures, évitant d'enregistrer un trop grand nombre d'images au cours de l'essai de fatigue.

L'utilisation de la méthode du potentiel permet également d'arrêter proprement l'essai lorsque se produit la rupture de l'éprouvette, c'est-à-dire lorsqu'un seuil de tension est atteint, et de conserver l'éprouvette en place.

La disposition des prises de potentiel est présentée sur les figures 4.4 et 4.5. Le suiveur de fissure possède trois sorties, ainsi trois couples de prises de potentiel ont été mis en place, face à face, de chaque côté du joint soudé. Pour un même couple, les prises sont espacées de 60 mm et sont centrées par rapport au joint soudé. Les couples sont espacés d'environ 60 mm le long du joint pour couvrir toute la zone utile de l'éprouvette cruciforme.

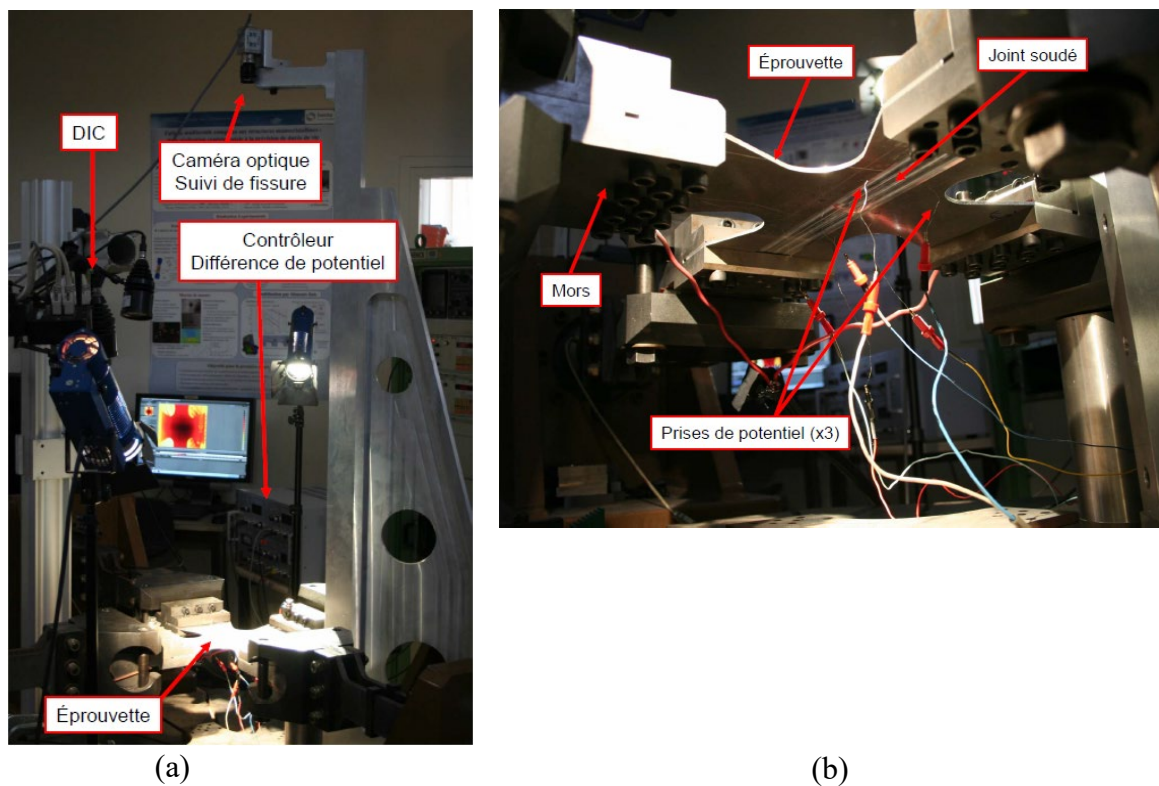


Figure 4.4 : Disposition des prises de potentiels et des caméras par rapport à l'éprouvette cruciforme (a : instrumentations en place et b : prises de potentiel installées sous l'éprouvette cruciforme).

Enfin deux caméras, également placées perpendiculairement, ont été utilisées pour réaliser la corrélation d'images numériques (Figure 4.4 a). Cette technique utilisée dans de nombreux travaux [73, 76] permet d'obtenir les champs de déformations sur la surface de l'éprouvette.

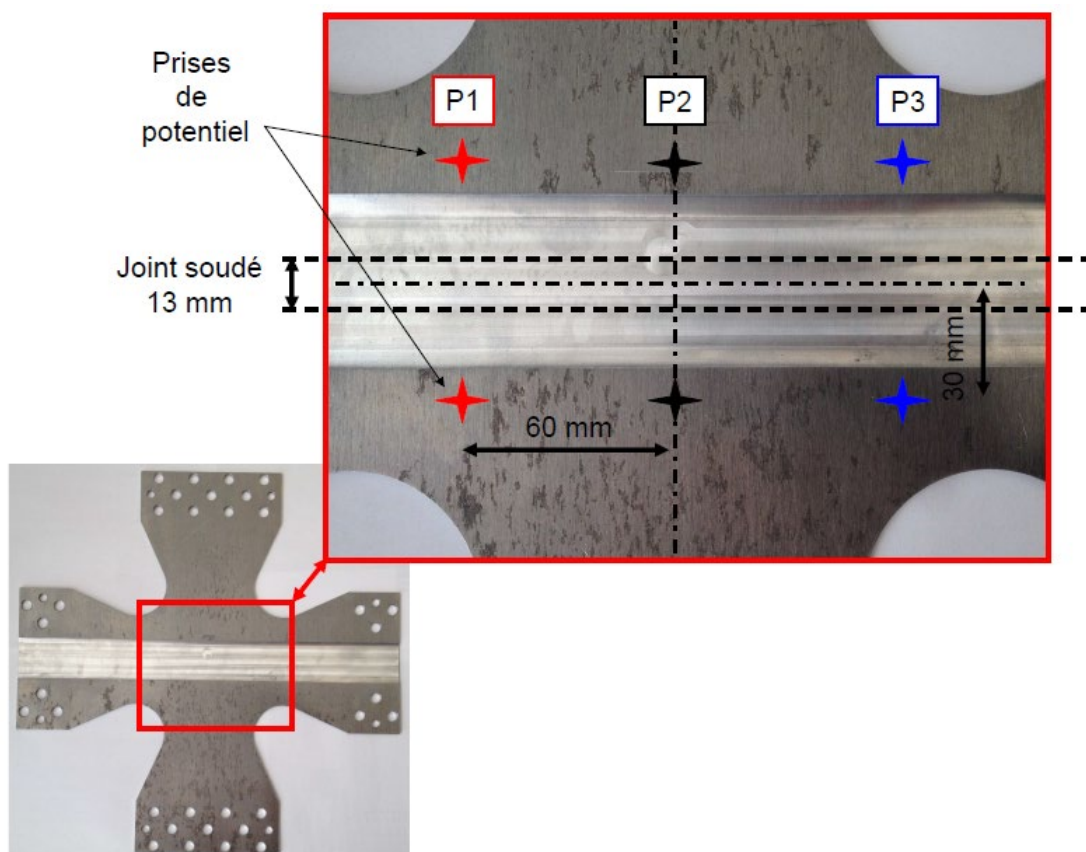


Figure 4.5 : Disposition des prises de potentiels, par rapport au joint soudé, sur une éprouvette cruciforme.

4.2.2 Essais de fatigue uniaxiale sur le métal de base

L'étude du comportement mécanique du joint soudé n'a pas permis d'étudier le comportement du métal de base puisque les déformations étaient localisées au centre de l'éprouvette. Une étude en parallèle a dû être réalisée pour comprendre le comportement mécanique du métal de base. Le cas des essais de fatigue est identique, le métal de base doit être soumis à des chargements cycliques séparément du joint soudé. Cela permet également de comparer les comportements en fatigue de structures soudées ou non soudées.

Les conditions expérimentales et les durées de vie mesurées pour des essais en fatigue uniaxiale sur le métal de base, sont rappelées dans le tableau 4.1.

Tableau 4.1 : Résultats expérimentaux en fatigue pour le métal de base 2198-T8.

Numéro d'essai	Direction de laminage (sens de chargement)	R_σ global	$\Delta\sigma/2 = (\sigma_{\max}-\sigma_{\min})/2$ [MPa]	Durée de vie à amorçage
14	L	0,1	135	181428
17	T	0,1	162,5	80200
18	T	0,1	187,65	44429
20	L	0,1	175	77918
21	D	0,1	175	54547
22	D	0,1	135	635610
23	D	0,1	187,65	21266
24	L	0,1	187,65	57963
46	T	-0,3	200	70447
48	T	-0,3	162,5	390079
50	T	0,5	100	218666
51	T	0,5	115	183301
53	L	0,5	125	205186
55	L	0,5	130	64371
57	L	0,5	115	157292
58	L	0,5	132,5	59486

À partir de ces résultats, il est possible de tracer les courbes de Wöhler correspondant au métal de base pour différents rapports de charge (Figure 4.6).

Aucun effet du laminage n'est visible sur le comportement du métal de base en fatigue, comme a pu le montrer Le Jolu (Figure 1.13). Les points expérimentaux de la figure ci-dessous sont donc rassemblés selon le rapport de charge appliqué.

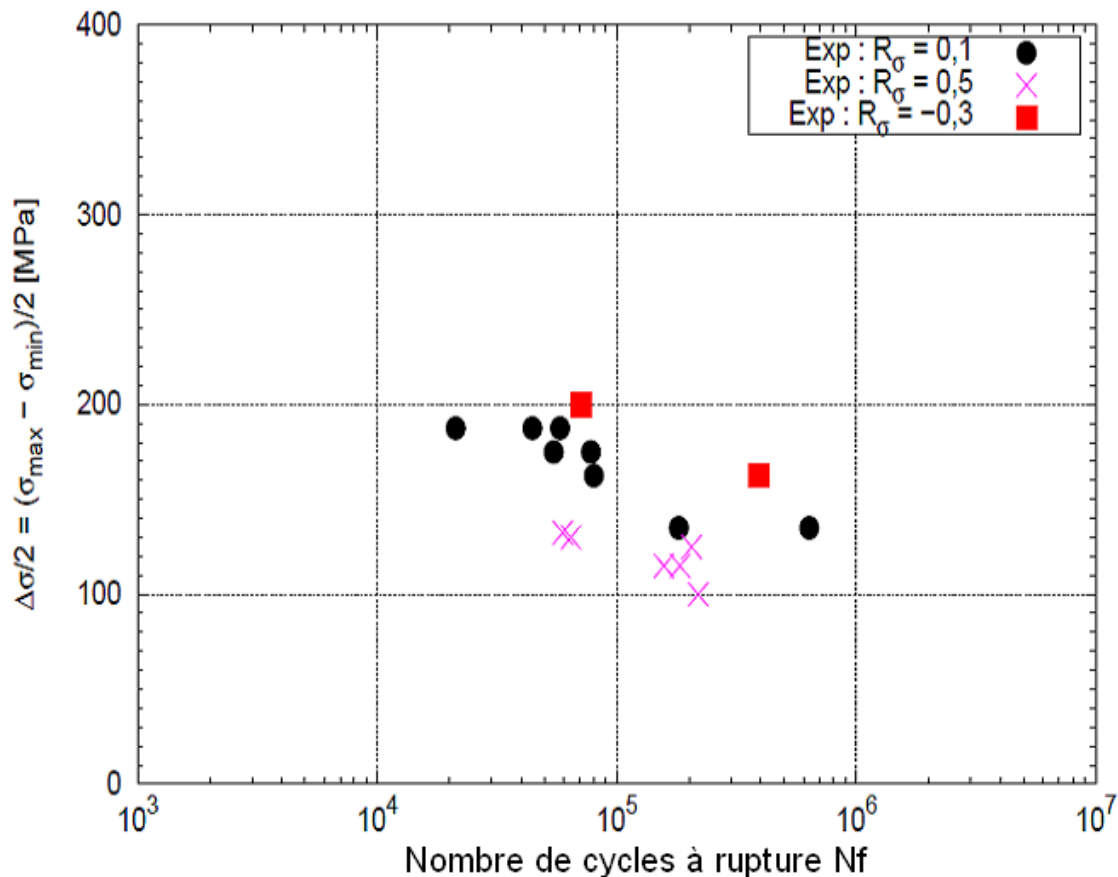


Figure 4.6 : Comparaison des courbes de Wöhler pour le métal de base (2198-T8) sollicité dans les directions L, T et D avec des rapports de charge de 0,1 ; 0,5 et -0,3.

Les durées de vie du métal de base sont comprises entre 10^4 et 10^6 cycles et les amplitudes de contrainte entre 200 et 400 MPa.

Pour une durée de vie de 10^5 cycles, l'amplitude de contrainte est de 300 MPa (Figure 1.13) lorsque le métal de base est sollicité avec un rapport de charge de 0,1. Cette amplitude augmente jusqu'à environ 380 MPa pour un rapport de charge de -0,3.

Cette amplitude correspond à une contrainte maximale d'environ 540 MPa, qui est largement supérieure à la limite élastique du métal de base. À ce niveau de contrainte, le métal subit une déformation plus grande que la valeur de 6% qui est appliquée lors des essais de traction (Figure 2.13).

L'amplitude de contrainte diminue approximativement à 250 MPa pour un rapport de charge de 0,5, ce qui correspond à une déformation d'environ 6%.

Ces résultats confirment que pour des durées de vie importantes, le matériau supporte de fortes déformations [20].

La forme géométrique des ruptures a été observée pour différents essais (Figure 4.7). Seule une différence entre la direction D et les directions T et L est observée. En effet, pour les directions L et T, et pour différents rapports de charge, l'amorçage de fissure se crée à partir d'un bord ou d'une arête de l'éprouvette. La fissuration est droite sur quelques millimètres, puis le reste de l'éprouvette se déchire très rapidement jusqu'à la rupture totale. Pour les essais réalisés sur des tôles avec une direction de laminage à 45° (direction D) par rapport à l'axe de chargement, la rupture des éprouvettes se fait avec un angle d'environ 30° .

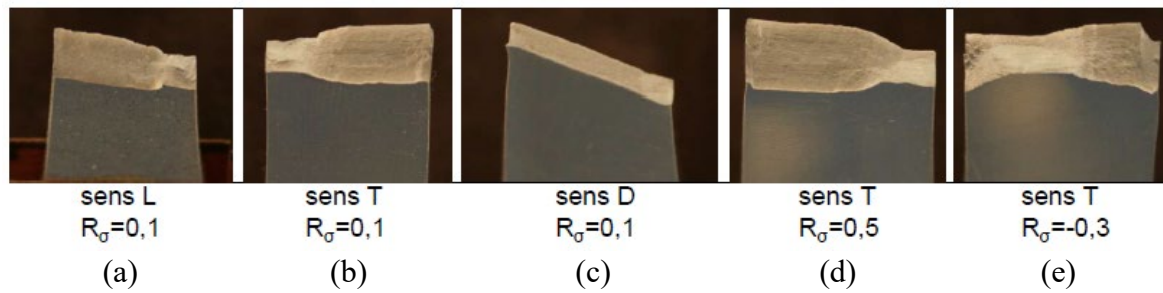


Figure 4.7 : Faciès de rupture macroscopiques observés sur le métal de base pour des sollicitations en direction L à $R_\sigma = 0,1$ (a), en direction T à $R_\sigma = 0,1$ (b) et en direction D à $R_\sigma = 0,1$ (c) ; les ruptures sont observées en direction T à $R_\sigma = 0,5$ (d) et à $R_\sigma = -0,3$ (e).

4.2.3 Essais de fatigue uniaxiaux sur le joint soudé par FSW

Le joint soudé a ensuite été sollicité à différents niveaux de chargement, et différents rapports de charge (0,1 ; 0,5 et -0,3) comme pour le métal de base. Le joint soudé a été testé selon les directions L, T et D. Le tableau 4.2 regroupe les conditions expérimentales et les durées de vie en fatigue mesurées.

Les résultats obtenus sont reportés sur une courbe de Wöhler (Figure 4.8).

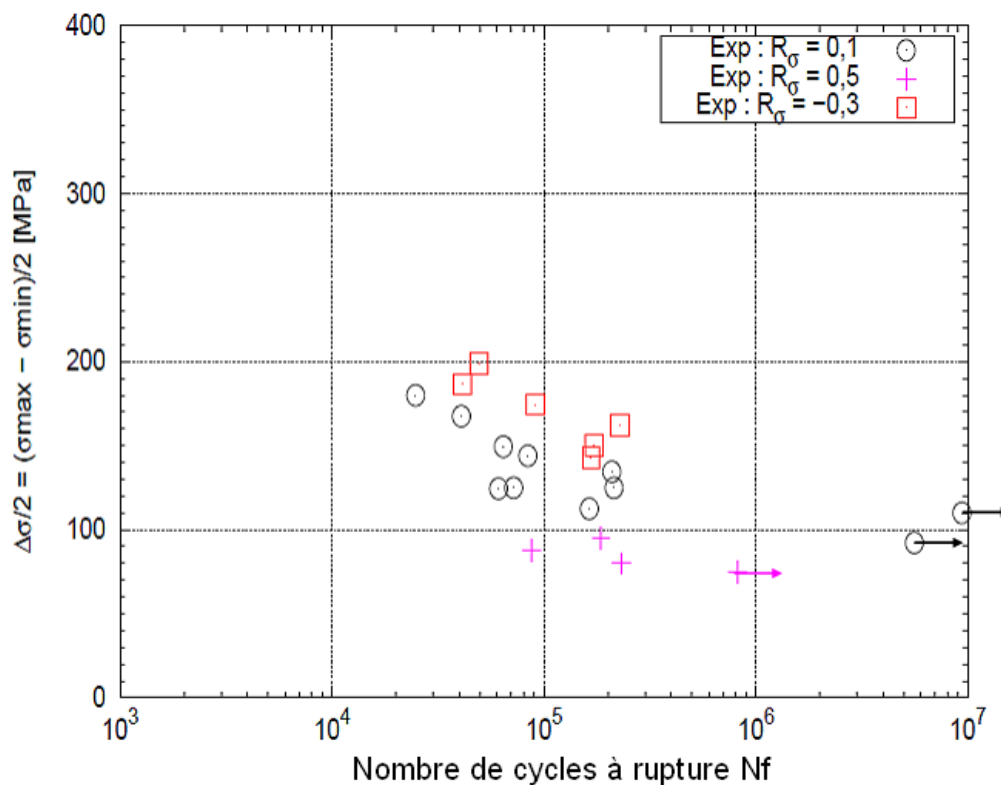


Figure 4.8 : Comparaison des courbes de Wöhler pour le joint soudé FSW (2198-T8) sollicité dans les directions L, T et D avec des rapports de charge de 0,1 ; 0,5 et -0,3.

Tableau 4.2 : Résultats expérimentaux en fatigue pour le joint soudé en 2198-T8.

Numéro d'essai	Direction de laminage (sens de chargement)	R_σ global	$\Delta\sigma/2 = (\sigma_{\max}-\sigma_{\min})/2$ [MPa]	Durée de vie à amorçage
13	L	0,1	112,5	163743
16	L	0,1	150	64306
25	T	0,1	167,5	40727
26	T	0,1	144,5	83928
28	L	0,1	180	24791
30	L	0,1	125	61051
32	D	0,1	125	71936
33	T	0,1	110	>9374450
52	L	0,1	135	209103
56	L	0,1	125	213858
34	L	0,5	75	822003
36	L	0,5	87,5	87192
37	T	0,5	95	186324
39	T	0,5	80	231730
40	T	-0,3	200	49103
41	L	-0,3	187,5	41264
42	T	-0,3	162,5	227613
43	T	-0,3	150	173174
44	L	-0,3	175	91104
45	L	-0,3	142,5	166702

Les courbes de Wöhler de la figure 4.8 comparent les durées de vie du joint soudé pour différents rapports de charge et pour les trois directions de laminage L, T et D. Les essais réalisés ne permettent pas de distinguer de différences entre les directions de laminage L, T et D comme a pu le constater Cavaliere dans ses travaux [18]. Les essais sont regroupés, comme pour le métal de base, selon le rapport de charge imposé globalement.

La réalisation des essais à différents rapports de charge permet de comparer les amplitudes de contrainte à durée de vie égale. Pour une durée de vie en fatigue de 10^5 cycles, l'amplitude de contrainte appliquée à la structure soudée est d'environ 340 MPa pour un rapport de charge de -0,3 tandis que l'amplitude de contrainte subie par le métal de base est de 380 MPa, soit une diminution de 10%. L'amplitude est de 260 MPa pour un rapport de charge de 0,1 sur le joint soudé et de 300 MPa pour le métal de base, soit une diminution de 13%. Enfin, l'amplitude de contrainte subie par le joint soudé pour un rapport de charge de 0,5 est d'environ 180 MPa et est d'environ 250 MPa pour le métal de base, soit une diminution de 28%.

Ces résultats montrent que, pour une durée de vie de 10^5 cycles, l'augmentation du rapport de charge va accroître l'écart de comportement mécanique entre une structure soudée et une

structure composée uniquement du métal de base. Bien qu'il y ait une importante chute de dureté entre le métal de base et le joint soudé, leurs comportements en fatigue restent très semblables pour des rapports de charge de $-0,3$ et $0,1$. En augmentant ce rapport de charge à $0,5$, on constate que la structure soudée est moins résistante que le métal de base.

Les faciès de rupture des éprouvettes avec un joint soudé ont été observés au microscope optique. Trois exemples sont donnés sur la Figure 4.9. Pour chacun des essais, la distance entre la zone de rupture et le centre du joint soudé a été mesurée optiquement. La première constatation est qu'il n'y pas suffisamment d'essais expérimentaux pour observer une tendance dans les zones d'amorçages. Les fissures peuvent apparaître dans n'importe quelles zones selon les amplitudes de contraintes imposées. La même observation est faite dans les travaux de Le Jolu [3].

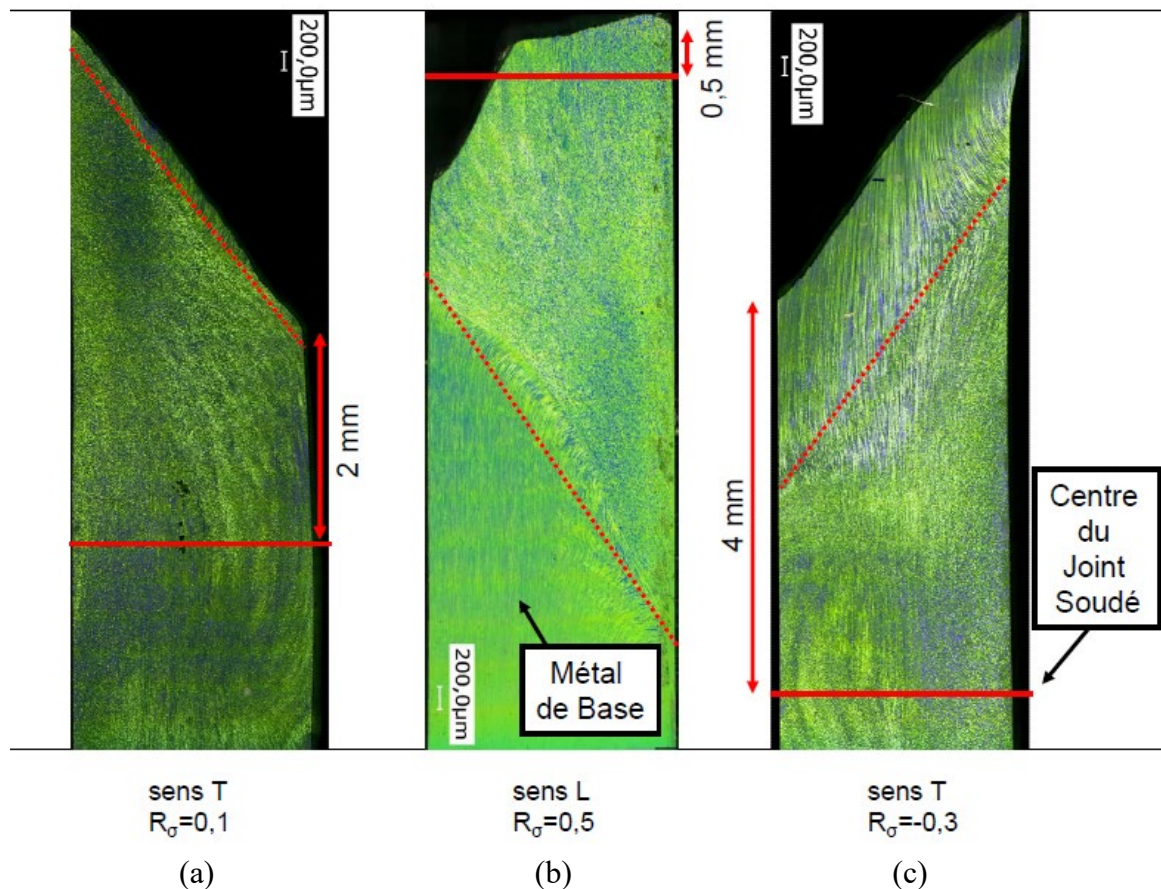


Figure 4.9 : Faciès de rupture macroscopiques observés sur le joint soudé pour différentes directions de traction et différents rapports de charge (a : rapport de charge de $0,1$ – b : rapport de charge de $0,5$ et c : rapport de charge de $-0,3$).

L'amorçage des fissures a été observée au MEB afin d'essayer de comprendre si la microstructure et la morphologie du joint ont un rôle important (Figure 4.10). Les résultats montrent que l'on ne peut pas conclure sur la nature de l'amorçage de fissure en fatigue. L'état de surface de l'éprouvette, bien que reprise par fraisage jusqu'à une tolérance de rugosité de $0,2 \mu\text{m}$, reste la principale cause pour l'amorçage [3].

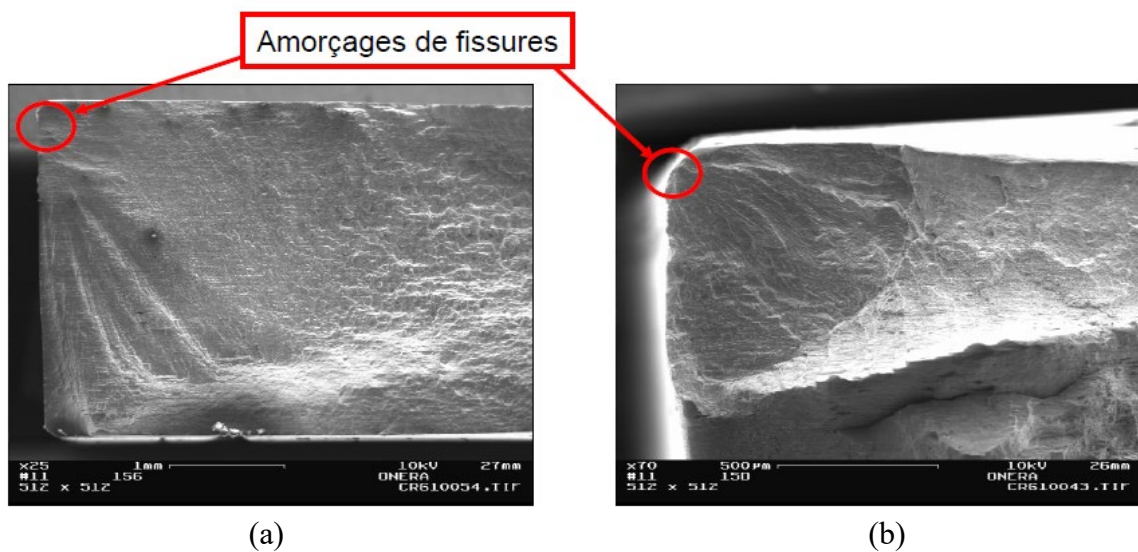


Figure 4.10 : Exemples de faciès de rupture de joint soudé observés au MEB pour deux essais en fatigue (a : essai n°13 et b : essai n°40).

Avant la modélisation de l'endommagement du joint soudé, quelques questions se posent. Tout d'abord, est-il nécessaire d'identifier les paramètres mécaniques d'un modèle d'endommagement pour chacune des zones du joint soudé comme pour le comportement mécanique ? Doit-on considérer le métal de base et le joint soudé ou est-il possible de différencier le comportement en fatigue des différentes zones du joint avec la méthode macroscopique utilisée dans cette étude, c'est-à-dire d'étudier une structure soudée dans son ensemble et non pas en découpant les zones les unes des autres ?

Ensuite, est-ce que le rapport de contraintes appliqué globalement au joint soudé est le même localement dans chacune des zones ? Serait-il possible que localement, certaines zones soient soumises à des rapports plus dangereux pour la structure ?

Enfin, il est nécessaire de s'intéresser aux amplitudes de contraintes et aux contraintes moyennes locales à travers le joint soudé.

Dans le but de répondre à ces questions et d'obtenir plus d'informations sur les contraintes locales subies par le joint soudé, l'ensemble des essais en fatigue sur le joint soudé ont été simulés à l'aide du modèle de comportement mécanique précédemment identifié.

En effet, les essais de fatigue réalisés ne permettent pas de mesurer les niveaux de contrainte sur les surfaces de l'éprouvette. L'utilisation des calculs de structure par éléments finis donne accès à ces informations dans la limite de la précision du modèle de comportement mécanique.

L'observation des zones d'amorçage expérimentales est effectuée pour les différentes éprouvettes. Elle déterminera les points sur lesquels les niveaux de contraintes et de déformations seront extraits des simulations numériques.

Le tableau 4.3 récapitule les niveaux de contraintes imposés globalement, les durées de vie en fatigue mesurées ainsi que les distances d'amorçages des fissures par rapport au centre de l'éprouvette.

Tableau 4.3 : Données expérimentales des essais de fatigue uniaxiaux sur le joint soudé.

N° essai	Durée de vie	Distance d'amorçage par rapport au centre (mm)	Zone d'amorçage	Contrainte nominale max imposée (MPa)	Contrainte nominale min imposée (MPa)	Amplitude de contrainte (MPa)	Rapport de Charge global
13	163743	10	ZAT2	250	25	112,5	0,1
16	64306	10	ZAT2	333	33,3	150	0,1
25	40727	1	Noyau Soudé	372	37,2	167,5	0,1
26	83928	7	ZAT1	321	32,1	144,5	0,1
28	24791	6,5	ZATM2	400	40	180	0,1
30	61051	5	ZATM2	278	27,8	125	0,1
32	71936	6	ZATM2	278	27,8	125	0,1
33	>9374450	-	-	244	24,4	110	0,1
52	209103	4	ZATM1	300	30	135	0,1
56	213858	0	Noyau Soudé	278	27,8	125	0,1
34	822003	-	-	300	150	75	0,5
36	87192	4	ZATM1	350	175	87,5	0,5
37	186324	6	ZATM2	380	190	95	0,5
39	231730	0	Noyau Soudé	320	160	80	0,5
40	49103	2	Noyau Soudé	308	-92	200	-0,3
41	41264	2,5	Noyau Soudé	288	-87	187,5	-0,3
42	227613	3	ZATM1	250	-75	162,5	-0,3
43	173174	0,5	Noyau Soudé	231	-69	150	-0,3
44	91104	4,5	ZATM1	269	-81	175	-0,3
45	166702	2	Noyau Soudé	219	-66	142,5	-0,3

4.3 Simulation du comportement local pour un joint soudé sous chargement uniaxial

Les calculs sont effectués en utilisant un critère isotrope, et le même maillage que pour la définition du comportement. Les conditions du calcul ont déjà été données au paragraphe 3.3.

Au vu des grands nombres de cycles réalisés expérimentalement, il est très coûteux en temps de calcul de simuler entièrement ces essais pour obtenir les niveaux des contraintes locales.

Différents nombres de cycles en fatigue ont été testés pour observer les variations de contrainte et de déformation dans le joint. L'exemple d'un essai de fatigue simulé durant 1000 cycles est proposé. La figure 4.11 montre la forme des boucles « contrainte-déformation » (σ_{yy} - ϵ_{yy}) dans la zone d'amorçage expérimentale. Seuls les cycles 1, 10, 100 et 1000 sont présentés.

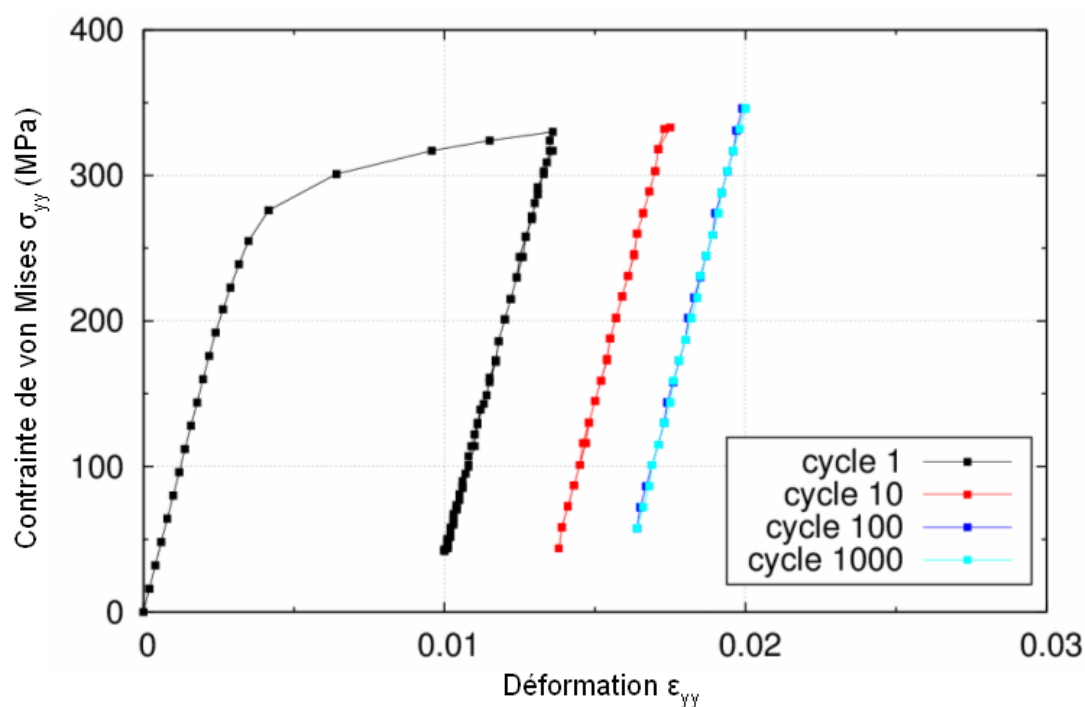


Figure 4.11 : Évolution de la déformation locale, selon l'axe du chargement, en fonction de la contrainte équivalente de von Mises locale – Courbe prélevée au nœud du maillage correspondant à la zone d'amorçage de la fissure.

L'essai utilisé en exemple (essai n°13) est réalisé avec un rapport de charge de 0,1. La zone d'amorçage se situe en ZAT2. On remarque que les boucles d'hystérésis restent fermées, l'amplitude de déformation plastique est négligeable.

L'amplitude de contrainte évolue légèrement avec le temps. Ainsi pour cet essai réalisé avec un rapport de charge global de 0,1, le rapport de charge calculé localement est de 0,16 au cycle stabilisé. Les valeurs obtenues pour les différents cycles sont regroupées dans le tableau 4.4.

Tableau 4.4 : Résultats de simulation d'un essai en fatigue uniaxiale sur le joint soudé sollicité jusqu'à 1000 cycles.

Cycle	Amplitude de contrainte $\Delta\sigma_{Mises}$ (MPa)	Contrainte moyenne $\sigma_m Mises$ (MPa)
1	144	186
10	144	188
100	144	200
1000	144	200

La principale conclusion de ces tests est que la simulation d'un seul cycle en fatigue n'est pas suffisante pour connaître les niveaux de contrainte stabilisés localement dans le joint soudé.

On remarque que le millièm cycle est identique au centièm cycle. On en déduit que la simulation du comportement mécanique du joint sur 100 cycles semble être adapté pour réaliser un calcul d'endommagement en post-traitement.

À présent, le but recherché est d'obtenir les niveaux de contraintes localement dans la zone d'amorçage de fissure afin de retrouver les rapports de charge locaux. La simulation des essais en fatigue permet de mesurer les niveaux des contraintes dans la direction du chargement.

Le tableau 4.5 regroupe l'ensemble des résultats obtenus. La dernière colonne du tableau rappelle le rapport de charge au loin imposé au joint soudé lors des essais expérimentaux. On constate pour des rapports de 0,5 et de -0,3 que les rapports de charge calculés localement sont semblables aux rapports globaux imposés expérimentalement au joint soudé. Certains essais, comme les essais n°40, n°41 ou n°44, subissent tout de même des rapports proches de -0,2 qui jouent un rôle important sur la durée de vie en fatigue de la structure soudée. Enfin, pour les essais avec un rapport de charge global de 0,1, on remarque des niveaux de contraintes et des rapports de charge localement qui sont beaucoup plus dangereux pour la tenue en fatigue du joint soudé que ceux qui sont imposés initialement sur la structure.

Tableau 4.5 : Données extraites de la simulation des essais de fatigue uniaxiaux.

N° essai	Zone d'amorçage observée	Contrainte locale max (MPa)	Contrainte locale min (MPa)	Amplitude de contrainte (MPa)	Rapport de Charge local	Rapport De Charge global
13	ZAT2	254	30	112	0,12	0,1
16	ZAT2	456	157	149,5	0,34	0,1
26	ZAT1	361	73	144	0,20	0,1
30	ZATM2	314	65	124,5	0,21	0,1
32	ZATM2	330	80	125	0,24	0,1
52	ZATM1	330	60	135	0,18	0,1
56	Noyau Soudé	331	80	125,5	0,24	0,1
36	ZATM1	359	184	87,5	0,51	0,5
37	ZATM2	403	214	94,5	0,53	0,5
39	Noyau Soudé	334	174	80	0,52	0,5
40	Noyau Soudé	333	-68	200,5	-0,20	-0,3
41	Noyau Soudé	311	-65	188	-0,21	-0,3
42	ZATM1	252	-74	163	-0,29	-0,3
43	Noyau Soudé	232	-68	150	-0,29	-0,3
44	ZATM1	289	-62	175,5	-0,21	-0,3
45	Noyau Soudé	220	-65	142,5	-0,30	-0,3

Les figures 4.12, 4.13 et 4.14 regroupent respectivement pour les rapports de charge « globaux » 0,1, 0,5 et -0,3, les résultats expérimentaux concernant la localisation d'amorçage de fissure et la durée de vie, ainsi que les contraintes maximales et les rapports de charge simulés au niveau de la zone d'amorçage, dont on déduit le rapport de charge local.

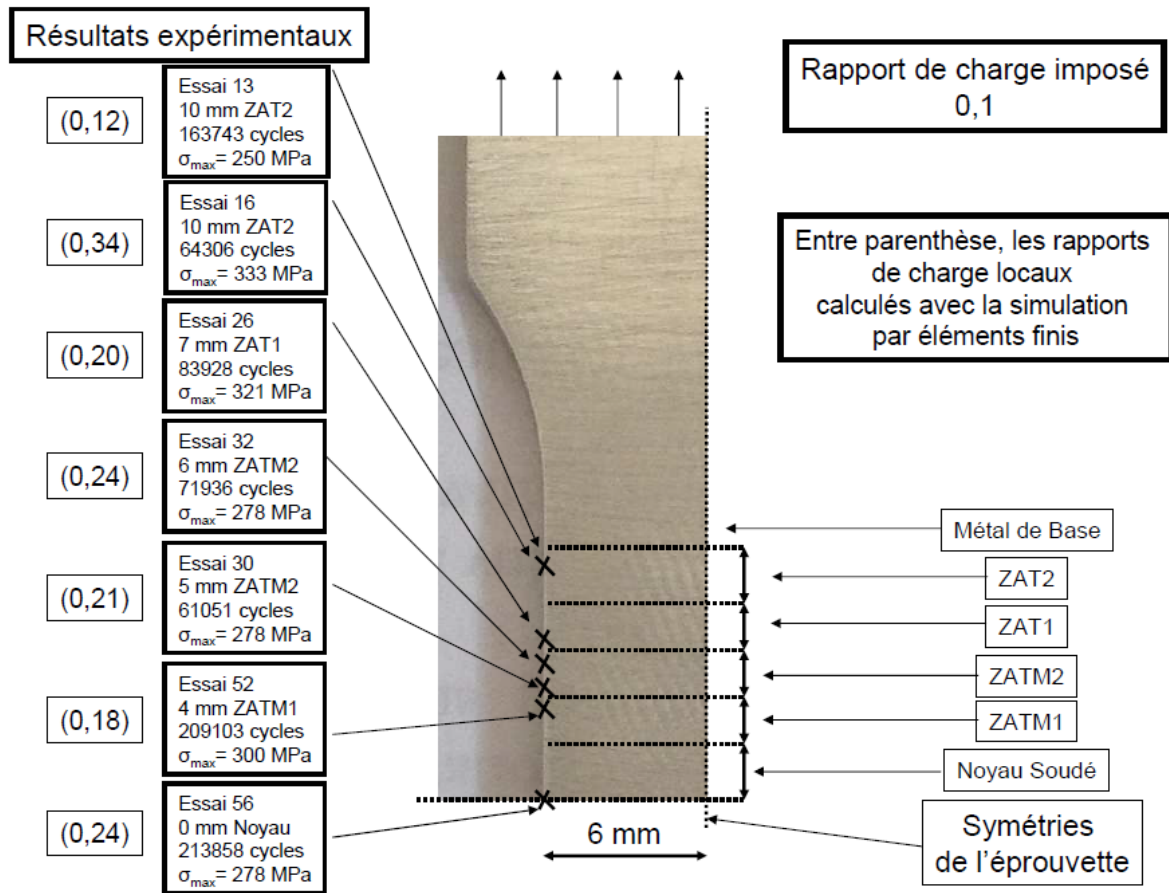


Figure 4.12 : Représentation des zones d'amorçage de fissures expérimentales pour différents essais de fatigue à rapport de charge imposé de 0,1.

Résultats expérimentaux

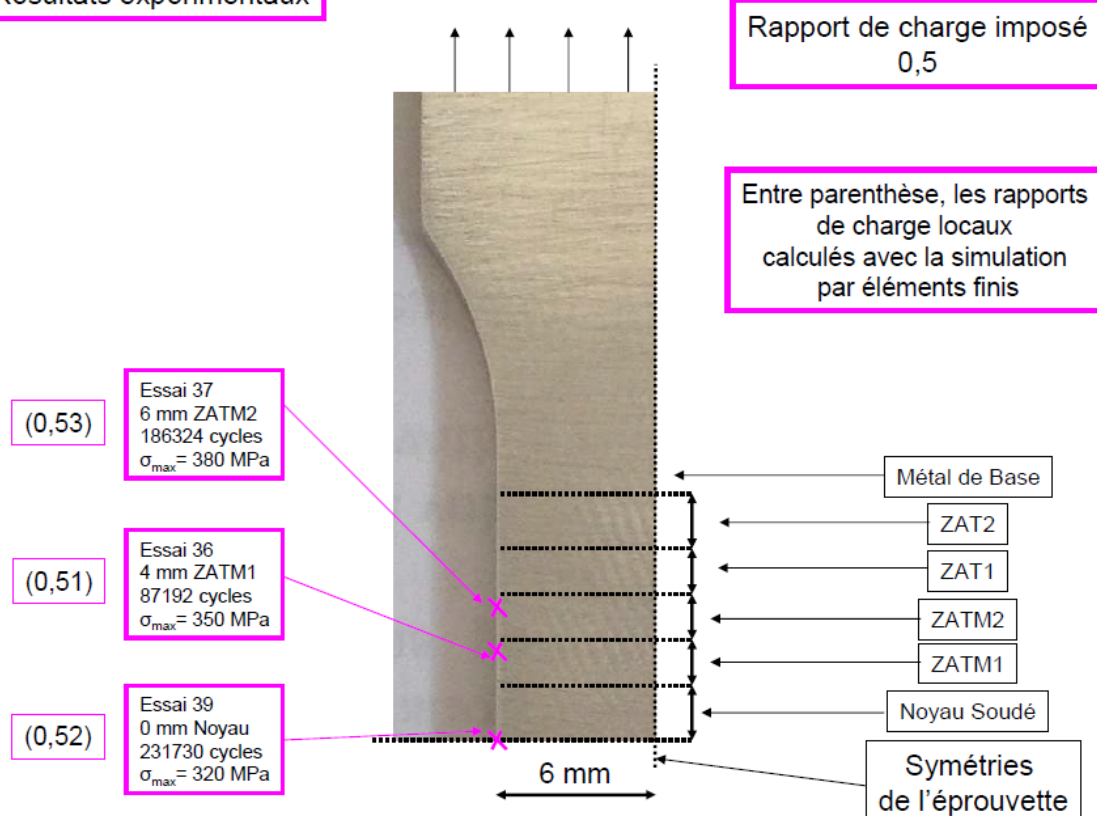


Figure 4.13 : Représentation des zones d'amorçage de fissures expérimentales pour différents essais de fatigue à rapport de charge imposé de 0,5.

La différence entre rapport de charge global et local sera négligée dans un premier temps lors de notre première estimation de durée de vie (paragraphe 4.5.2). Le résultat obtenu n'étant pas satisfaisant, on utilisera donc les données de la figure 4.12 à 4.14 pour l'estimation finale (paragraphe 4.5.3).

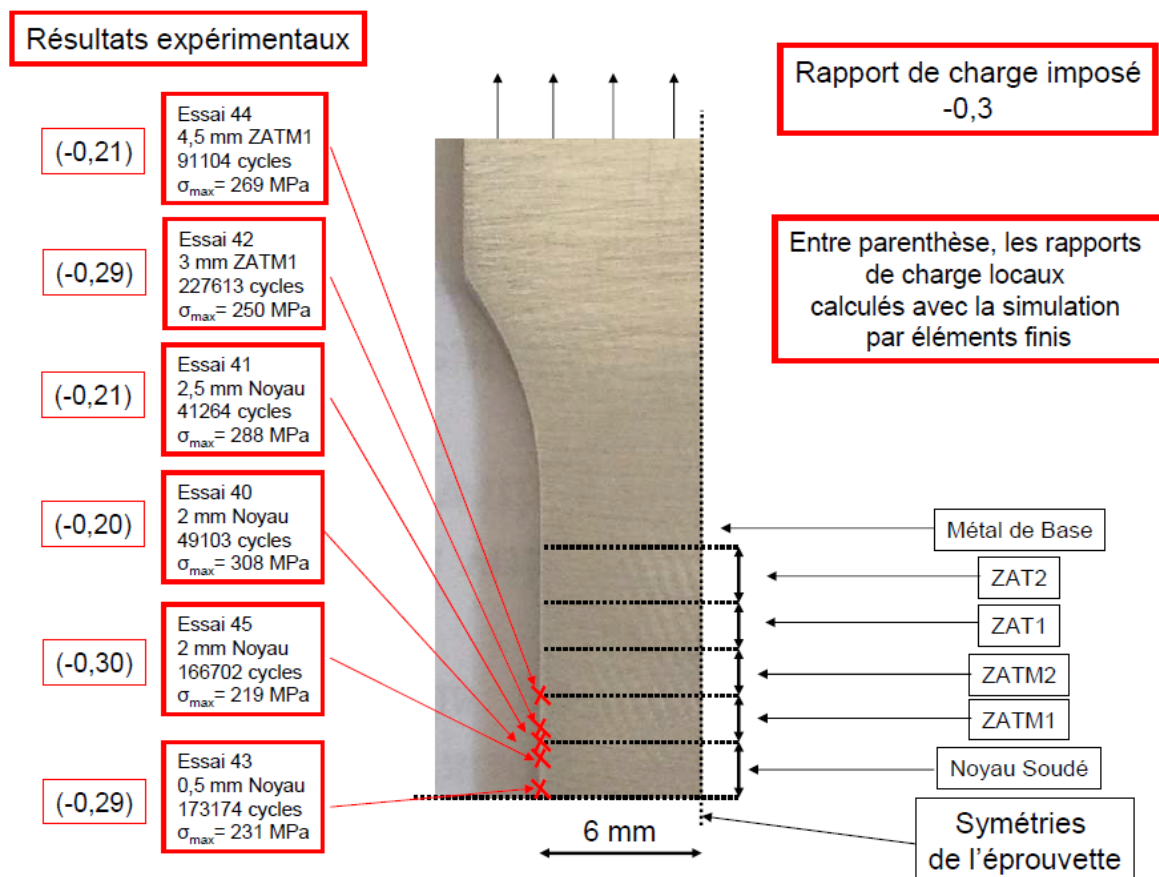


Figure 4.14 : Représentation des zones d'amorçage de fissures expérimentales pour différents essais de fatigue à rapport de charge imposé de -0,3.

4.4 Étude expérimentale de fatigue sous chargement multiaxial

Avant d'en venir à la partie simulation en fatigue, les résultats obtenus sur les essais expérimentaux sous chargements multiaxiaux sont présentés. Dans le but de réduire la durée des essais, les vitesses de pilotage en force varient pour obtenir une fréquence de cycle d'environ 0,39 Hz.

Les conditions expérimentales des essais biaxiaux n°4, n°6 et n°7 réalisés en fatigue sont présentées dans le chapitre 1. Les durées de vie en fatigue sont indiquées dans le tableau 4.6 ci-dessous.

Tableau 4.6 : Résultats expérimentaux en fatigue biaxiale pour le joint soudé en 2198-T8.

Numéro d'essai	Direction de laminage (direction de soudure)	Durée de vie à l'amorçage
4	L	59437
6	T	161420
7	T	83505

Au cours des essais, le couplage entre la caméra optique et le suiveur de fissures a permis de ne prendre des photos qu'aux temps souhaités. La réalisation d'un essai en fatigue peut être très longue (plusieurs jours) et il n'est pas envisageable de stocker des photos pendant toute la durée de l'essai. De plus, pour apercevoir l'amorçage d'une fissure et suivre son évolution, il est nécessaire de prendre des photos rapidement. La caméra mise en place a permis de prendre jusqu'à 10 images par seconde au cours de ces essais.

L'observation des photos post-essai permet de localiser la zone d'amorçage de la fissure sur l'éprouvette. Cependant, il est difficile à l'œil de voir apparaître un amorçage plus petit que 2mm. Cela est dû à la qualité de l'image et à la présence du mouchetis sur la surface de l'éprouvette. De plus, l'amorçage peut se produire sur la surface observée, mais aussi sur la face opposée de l'éprouvette.

La figure 4.15 est un exemple qui permet de visualiser l'amorçage de fissure (essai n°7). L'image de gauche, montre l'apparition du premier défaut sur la surface de l'éprouvette visible à l'œil. Et sur l'image de droite, il s'agit de la dernière photo prise lors de la rupture de l'éprouvette.

L'heure à laquelle est prise la photo permet de déterminer le nombre de cycles réalisés.

La fréquence imposée au cours de ces essais est de 0,39 Hz, cela permet de déterminer le nombre de cycles réalisés jusqu'à l'apparition d'un défaut visible à l'œil.

Le nombre de cycles est de 82869 lors du premier défaut et de 83505 lors de la ruine de l'éprouvette.

La méthode du potentiel électrique aide à déclencher la prise d'images par la caméra optique mais elle permet aussi de capter l'évolution de la tension de sortie en fonction du temps. On observe cette évolution, lors de l'essai n°7, pour le couple central de prises de potentiel P2 (Figure 4.5) sur la figure 4.16. La fissure apparaissant au centre de l'éprouvette cruciforme, ce couple de prises de potentiel a réagi avant les deux autres P1 et P3.

La tension moyenne mesurée connaît une forte augmentation à partir du temps 211072 s. Cet instant correspond à la détection de l'amorçage de fissure par le suiveur de fissure. Le nombre de cycles, à ce temps donné, est de 82842 et est plus précis que celui qui est déduit de l'analyse de l'image optique. Une meilleure précision de la tension calculée en sortie permettrait d'améliorer encore l'estimation du nombre de cycles lors de l'apparition d'une fissure.

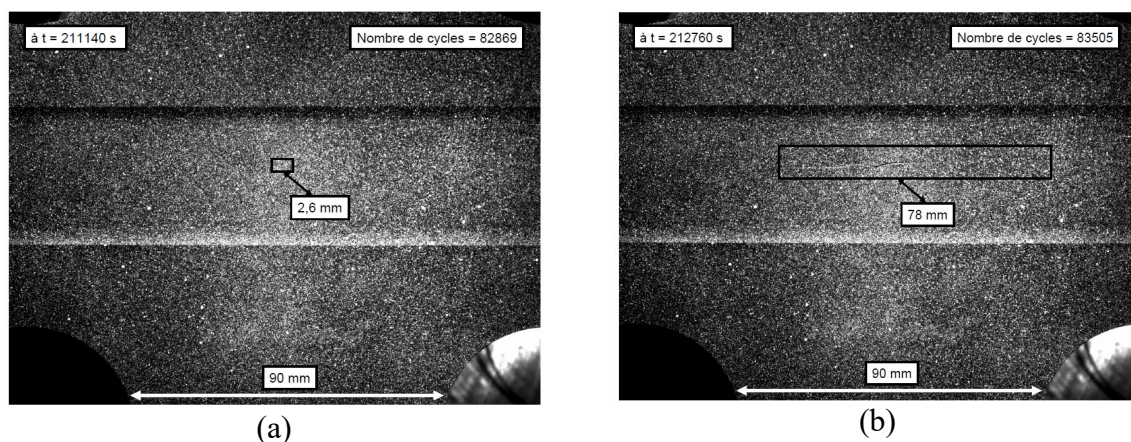


Figure 4.15: Prise d'images par caméra optique au cours de l'essai multiaxial n°7, apparition d'un défaut sur l'éprouvette (a) et rupture de l'éprouvette (b).

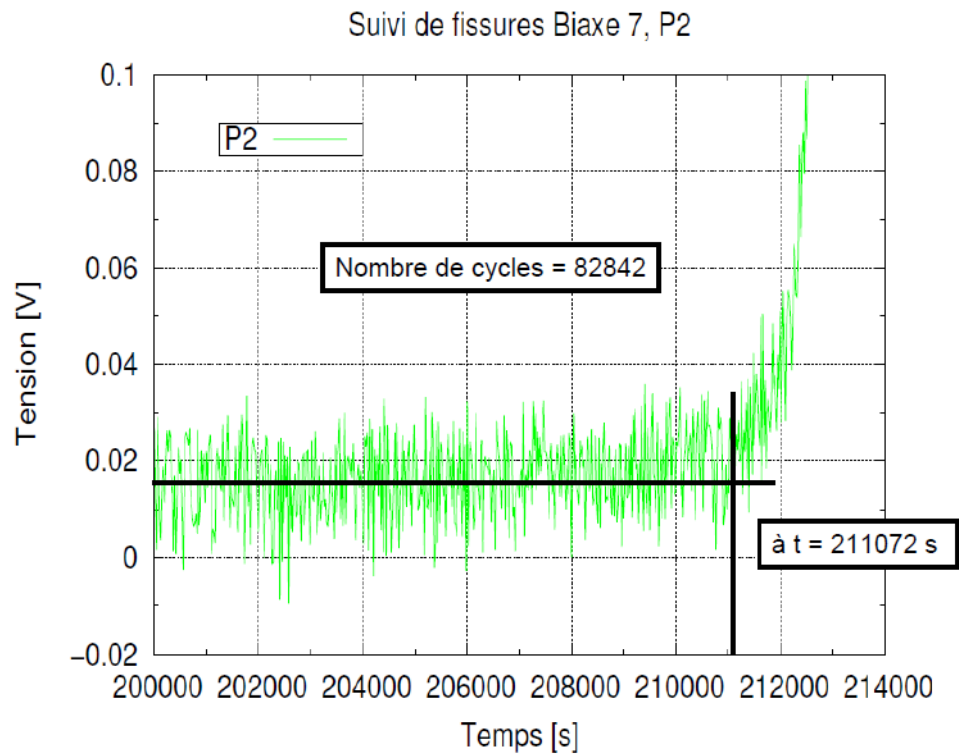


Figure 4.16 : Méthode du potentiel, évolution de la tension de sortie P2 au cours du temps.

Les durées de vie à l'amorçage de fissures, obtenues par la méthode du potentiel pour chaque essai sont rassemblées dans le tableau 4.7.

La courbe de la figure 4.16 montre que l'essentiel du temps de vie de la structure se situe avant l'apparition d'une fissure. Lorsqu'un défaut apparaît, la rupture de l'éprouvette survient très rapidement.

Tableau 4.7 : Durées de vie à l'amorçage et à rupture des essais biaxiaux.

Numéro d'essai	Sens de laminage (sens de soudure)	Durée de vie à l'amorçage (DVA)	Durée de vie à rupture (DVR)	Rapport DVA / DVR
4	L	55665±100	59437	0,94
6	T	152552±100	161420	0,94
7	T	82818±100	83505	0,99

Finalement, les positions des zones d'amorçages, repérées optiquement, sont représentées sur la surface de l'éprouvette par des losanges (Figure 4.17).

Les zones du joint soudé où apparaissent les fissures varient selon le sens de laminage des tôles et selon le type et les niveaux de chargements imposés.

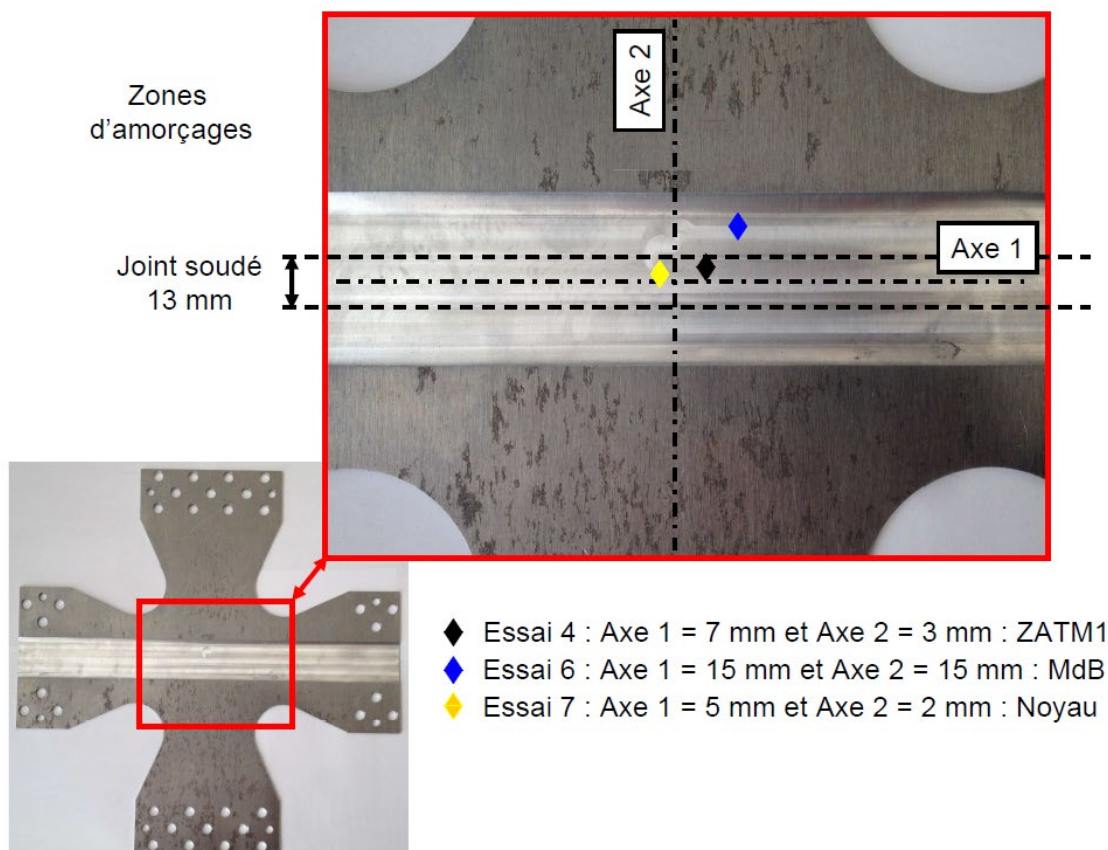


Figure 4.17 : Zones d'amorçages de fissures pour les essais biaxiaux.

Comme pour l'analyse en fatigue uniaxiale, le nombre d'essais réalisés en multiaxial ne permet pas de conclure sur une tendance de la localisation de l'amorçage selon le chargement ou le sens du laminage. Les durées de vie mesurées pour ces trois essais seront utilisées comme moyen de validation du modèle d'endommagement identifié sur les essais de fatigue uniaxiaux dans la prochaine partie modélisation.

4.5 Modélisation du comportement en fatigue d'une structure soudée par FSW

4.5.1 Formulation du modèle

Le modèle Onera utilisé couvre les domaines de faible durée de vie ou Low Cycle Fatigue (LCF) et les grandes durées de vie ou High Cycle Fatigue (HCF). Il prend en compte les effets de multiaxialité, les effets de contraintes moyennes et permet de cumuler l'endommagement dans les cas de chargements complexes. Enfin, le modèle utilise un critère de limite de fatigue fonction de la contrainte moyenne. La loi d'évolution de l'endommagement, supposé scalaire, est donnée par l'équation suivante :

$$dD = (1 - (1 - D)^{1+\beta})^\alpha \left(\frac{J_a}{M(1-D)} \right)^\beta dN \quad (4.1)$$

La variable α est fonction du chargement imposé [115]:

$$1 - \alpha = a \left\langle \frac{J_a - \sigma_f'}{\sigma_u - J_{max}} \right\rangle \quad (4.2)$$

Finalement, lorsque l'amorçage a lieu, la variable D est égale à 1 et le nombre de cycles à amorçage est estimé par l'équation :

$$N_f = \frac{1}{a(1+\beta)} \left\langle \frac{\sigma_u - J_{max}}{J_a - \sigma_f'} \right\rangle \left(\frac{J_a}{M} \right)^{-\beta} \quad (4.3)$$

Les effets de contrainte moyenne σ_m sont contenus dans les paramètres M et σ_f :

$$\sigma_f' = \sigma_f (1 - 3b_1 \sigma_m) \quad (4.4)$$

$$M = M_0 (1 - 3b_2 \sigma_m) \quad (4.5)$$

4.5.2 Identification des paramètres sur les essais de fatigue sous chargement uniaxial à partir des données globales

Les essais de fatigue uniaxiaux réalisés sont pilotés en force avec un rapport de charge global imposé à la structure soudée. Le choix a été fait, dans un premier temps, de considérer ces rapports de charge globaux et d'étudier la structure soudée en deux zones, le joint soudé et le métal de base. Les paramètres du modèle ont été identifiés à l'aide des courbes de Wöhler précédemment proposées. Le tableau 4.8 présente ces paramètres mécaniques et les figures 4.18 et 4.19 présentent les courbes identifiées sur un élément de volume.

Tableau 4.8 : Paramètres identifiés pour un modèle d'endommagement d'une structure soudée (Joint soudé + métal de base).

Zones	M / σ_n	β	b1	b2	a	σ_f' / σ_n	σ_u / σ_n	σ_n
MdB	2,8	3,5	0,3	0,8	0,01	0,18	1,3	560
Joint Soudé	2,7	3,5	0,3	0,8	0,01	0,11	1	560

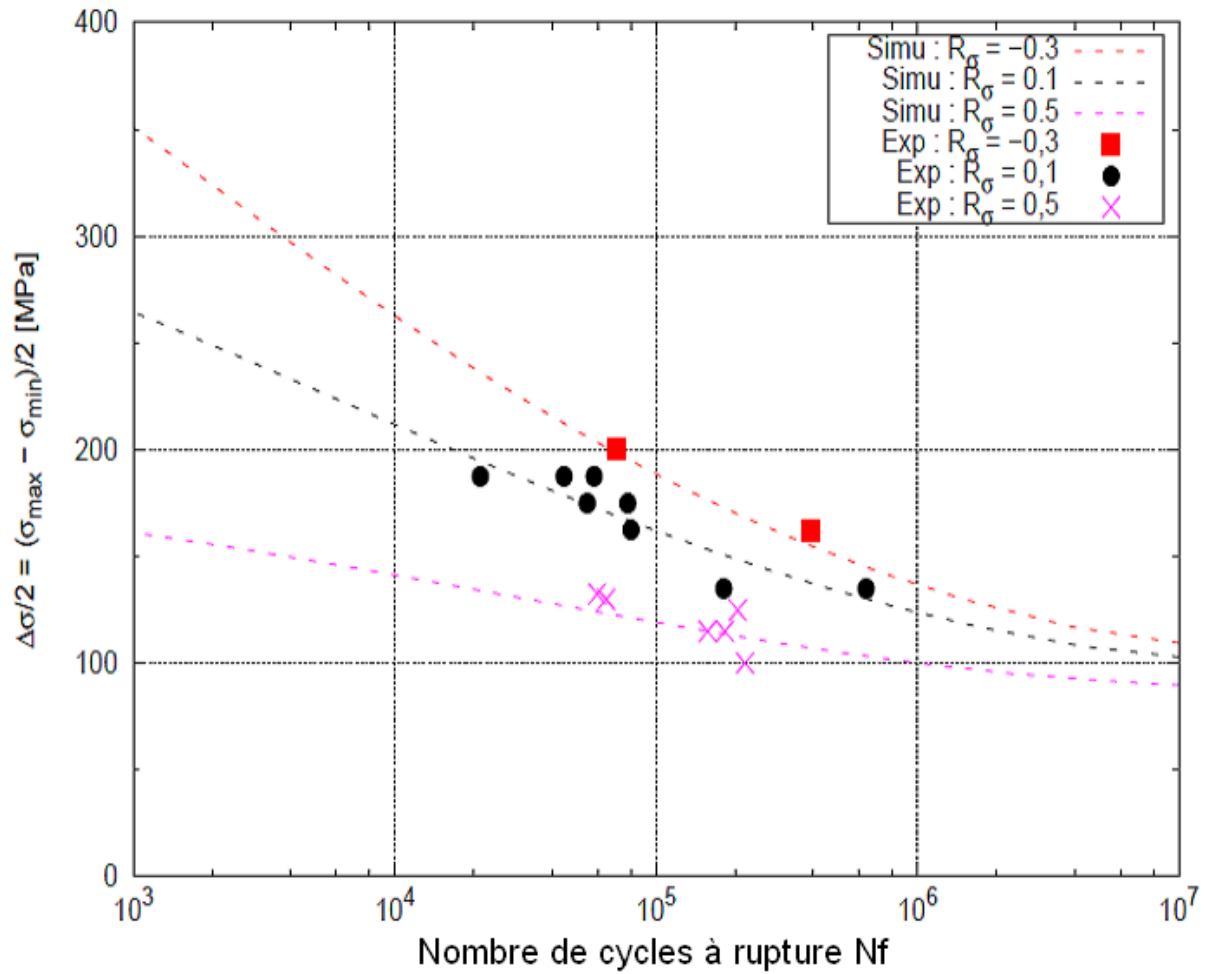


Figure 4.18 : Simulation des courbes de Wöhler pour le métal de base.

Les courbes de Wöhler simulées permettent de bien reproduire le comportement en fatigue du métal de base et de respecter les rapports de charge. La contrainte limite σ_f n'est pas directement mesurable pour le métal de base, les essais de comportement mécanique réalisés ne permettent pas d'obtenir cette information.

La figure 4.19 présente la simulation des courbes de Wöhler pour le joint soudé et pour différents rapports de charge.

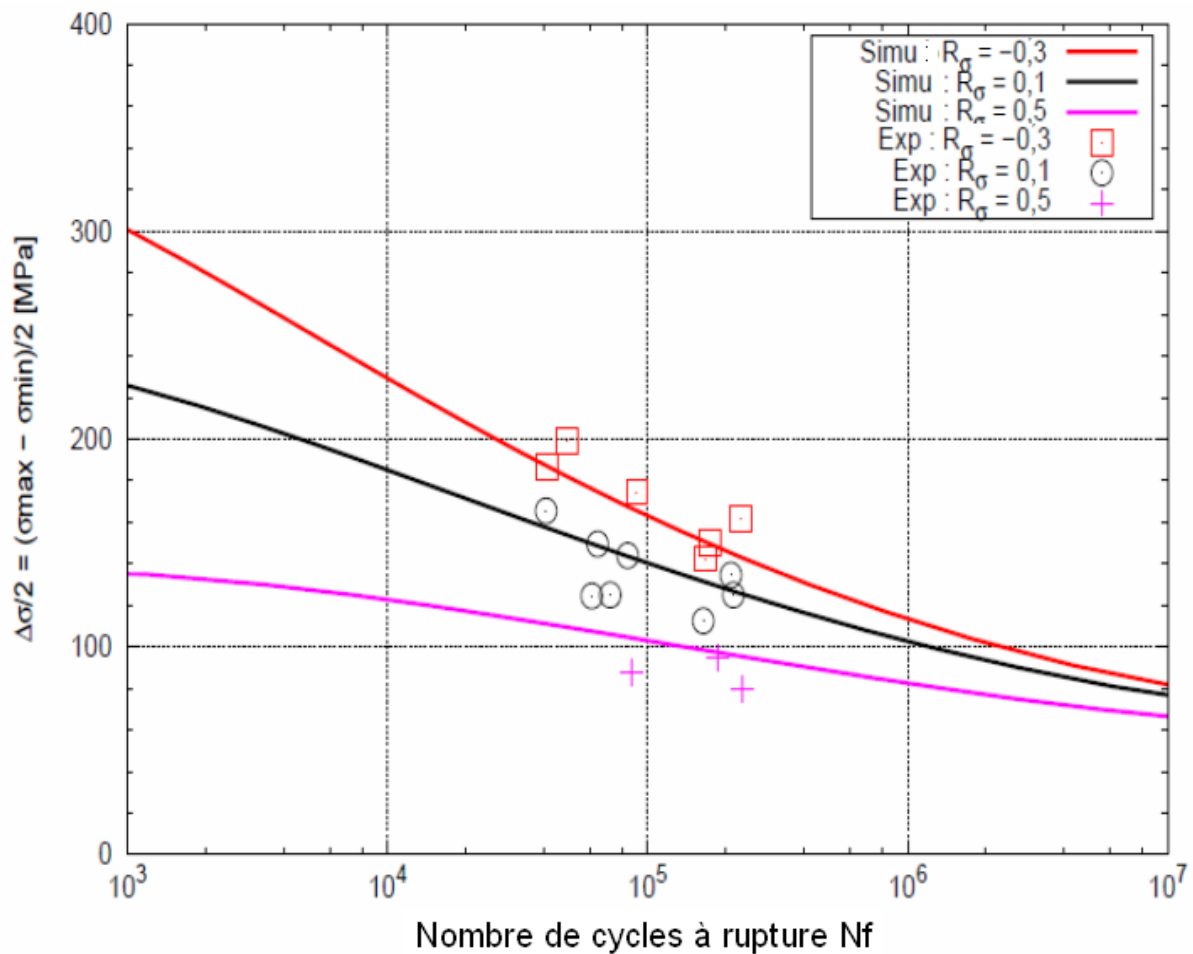


Figure 4.19 : Simulation des courbes de Wöhler pour le joint soudé, en considérant les rapports de charge imposés globalement aux éprouvettes.

À présent, les paramètres du tableau 4.8 sont utilisés en post-traitement pour calculer les durées de vie en fatigue des différents essais simulés par éléments finis avec le modèle de comportement mécanique. Les calculs de fatigue sont également réalisés pour les essais sollicités par des chargements multiaxiaux. On considère le joint soudé et le métal de base comme deux zones distinctes. Les différentes zones du joint constituent une seule et même zone pour les calculs de fatigue en post-traitement. La mise en données du post-traitement pour calculer les durées de vie des essais simulés, ainsi que le fichier matériau utilisé, sont fournis en annexes 3.1 et 3.2.

La figure 4.20 présente un exemple de post-traitement réalisé sur une éprouvette de fatigue.

La figure 4.21 compare les durées de vie prédites par les calculs 3D aux durées de vie expérimentales. Les essais uniaxiaux sont regroupés selon les rapports de charge globaux. Pour ce qui concerne les essais multiaxiaux, des symboles géométriques différents sont utilisés pour différencier les quatre essais.

La durée de vie expérimentale correspond au nombre de cycles subis par l'éprouvette jusqu'à l'apparition d'une fissure détectée par le dispositif de différence de potentiel.

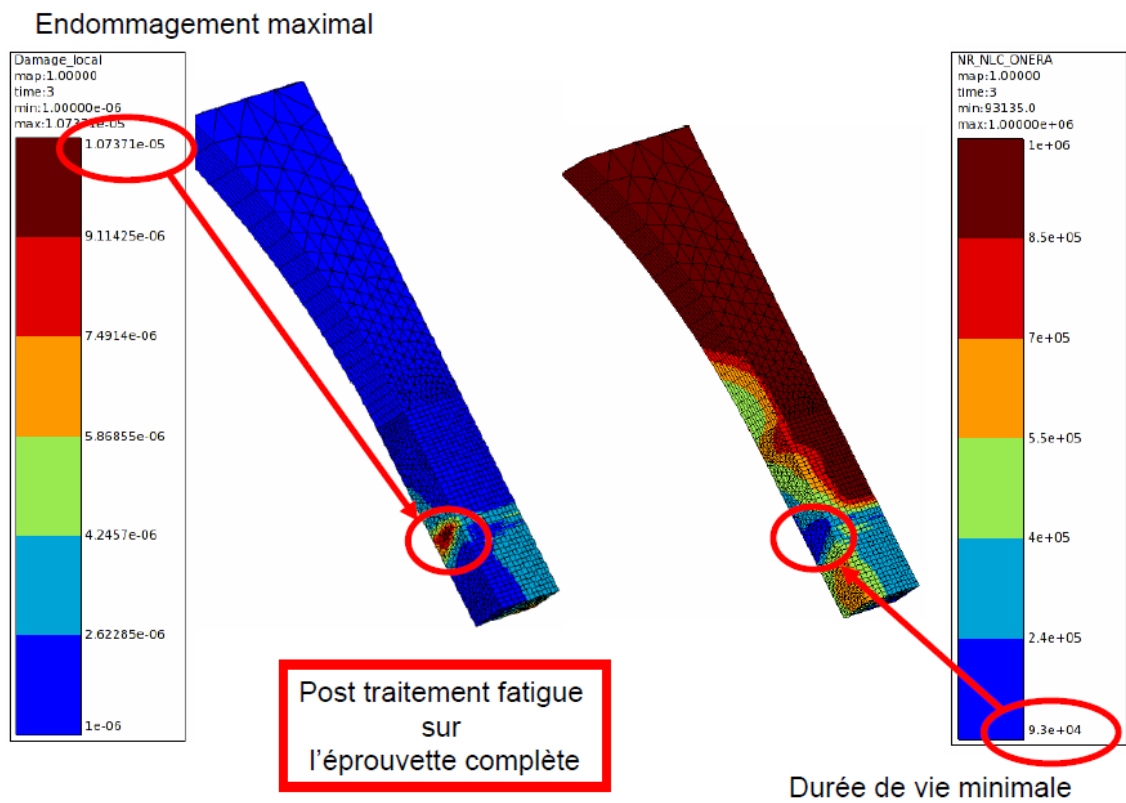


Figure 4.20 : Exemple d'un endommagement et d'une Durée De Vie (DDV) simulés sur une éprouvette de fatigue uniaxiale.

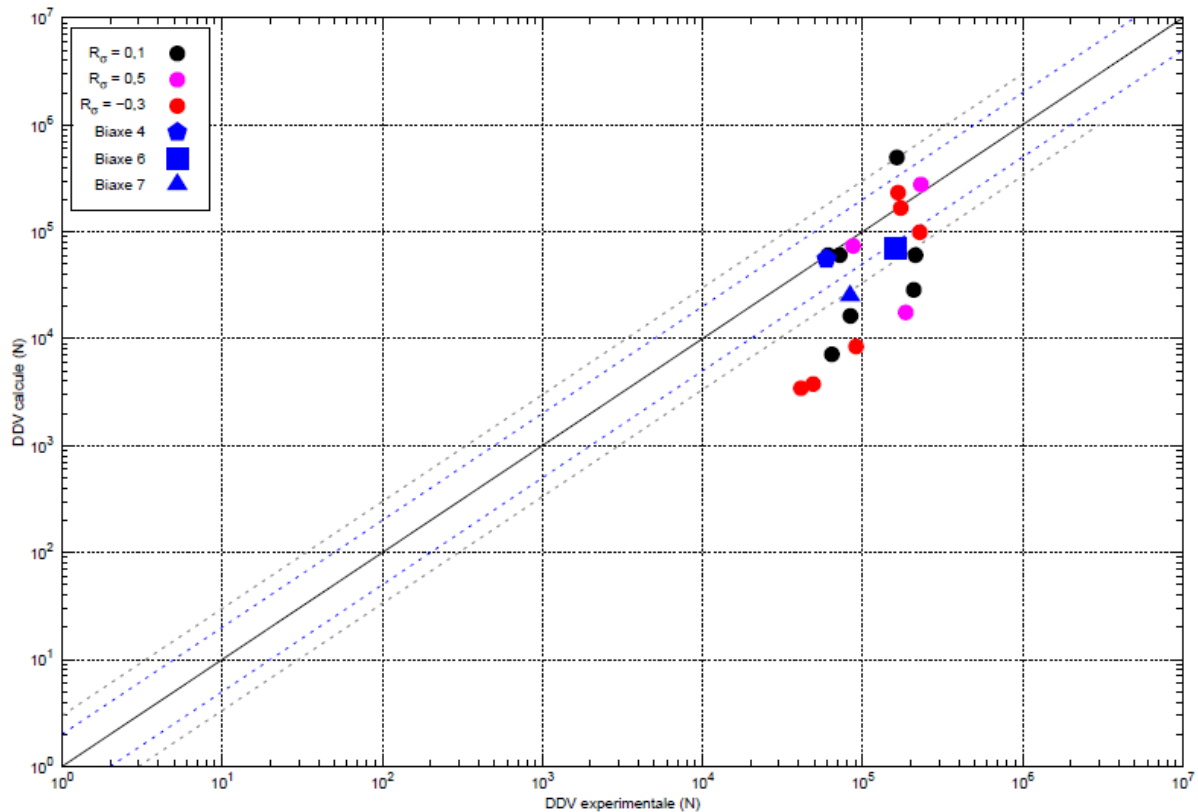


Figure 4.21 : Comparaison des Durées De Vie (DDV) simulées et des durées de vie expérimentales.

Les résultats observés montrent que cette première identification ne permet pas d'estimer les bonnes durées de vie en fatigue pour de nombreux essais. Quelques essais sont compris dans des intervalles, admis de trois fois plus ou moins, aux résultats expérimentaux. Le reste des durées de vie prédites sont très conservatrices par rapport aux durées de vie mesurées.

Une analyse des niveaux des contraintes locales sur les essais simulés a montré un lien entre les durées de vie les moins bien prédites et des contraintes locales maximales les plus importantes. Les tableaux 4.9 et 4.10 regroupent les différents résultats obtenus. La simulation numérique fournit la contrainte maximale et le rapport de charge au point d'amorçage expérimental. On constate que les essais dont les amplitudes de contraintes sont les plus élevées, sont également les essais pour lesquels les durées de vie d'amorçage et les zones sont les moins bien prédites. De plus, les zones prédites par le modèle ne correspondent pas aux zones d'amorçages expérimentales. Ce résultat n'est pas étonnant puisque les mesures des contraintes locales effectuées sur les essais simulés ont montré que localement le comportement mécanique est différent des conditions de chargement imposées globalement à la structure soudée (Tableau 4.5).

Tableau 4.9 : Résultats des durées de vie et des zones d'amorçages de fissure en fatigue obtenues expérimentalement.

N° essai	Expérience		Simulation		Rapport De Charge global
	Zone d'amorçage Observée Exp.	Durée de vie Exp.	Contrainte maximale locale (MPa)	Rapport de Charge local	
13	ZAT2	163743	254	0,12	0,1
16	ZAT2	64306	456	0,34	0,1
26	ZAT1	83928	361	0,20	0,1
30	ZATM2	61051	314	0,21	0,1
32	ZATM2	71936	330	0,24	0,1
52	ZATM1	209103	330	0,18	0,1
56	Noyau Soudé	213858	331	0,24	0,1
36	ZATM1	87192	359	0,51	0,5
37	ZATM2	186324	403	0,53	0,5
39	Noyau Soudé	231730	334	0,52	0,5
40	Noyau Soudé	49103	333	-0,20	-0,3
41	Noyau Soudé	41264	311	-0,21	-0,3
42	ZATM1	227613	252	-0,29	-0,3
43	Noyau Soudé	173174	232	-0,29	-0,3
44	ZATM1	91104	289	-0,21	-0,3
45	Noyau Soudé	166702	220	-0,30	-0,3
Biaxe 4	ZATM1	59437	255	-	-
Biaxe 6	MdB	161420	268	-	-
Biaxe 7	Noyau Soudé	83505	247	-	-

Tableau 4.10 : Résultats des durées de vie et des zones d'amorçages de fissure en fatigue obtenues par simulation.

N° essai	Simulation				Rapport De Charge global
	Zone d'amorçage Observée Sim.	Durée de vie Sim.	Contrainte maximale locale (MPa)	Rapport de Charge local	
13	ZAT1	496768	254	0,12	0,1
16	ZAT2	7141	437	0,34	0,1
26	ZAT2	16349	453	0,36	0,1
30	ZAT1	60532	388	0,36	0,1
32	ZAT1	60532	388	0,36	0,1
52	ZAT2	28629	442	0,39	0,1
56	ZAT1	60532	388	0,36	0,1
36	ZAT2	73747	452	0,62	0,5
37	ZAT2	17630	483	0,61	0,5
39	ZAT2	276989	423	0,62	0,5
40	ZAT2	3761	473	0,15	-0,3
41	ZAT2	3446	444	0,16	-0,3
42	ZAT1	98915	254	-0,28	-0,3
43	ZATM2	166780	232	-0,29	-0,3
44	ZAT1	8445	412	0,15	-0,3
45	ZATM2	232392	220	-0,30	-0,3
Biaxe 4	ZAT1	55715	315	-	-
Biaxe 6	ZATM1	70242	311	-	-
Biaxe 7	ZATM1	25027	324	-	-

4.5.3 Identification des paramètres sur les essais de fatigue sous chargement uniaxial à partir des données locales

Les courbes de Wöhler précédemment présentées permettent de dissocier les comportements en fatigue des ZAT d'une part et ceux du noyau soudé et des ZATM d'une autre part. Les paramètres identifiés sur un élément de volume sont regroupés dans le tableau 4.11 et les courbes identifiées sont présentées sur les figures 4.22 et 4.23. La courbe de Wöhler pour le métal de base reste identique à la figure 4.18.

Tableau 4.11 : Paramètres identifiés pour un modèle d'endommagement dans différentes zones de la structure soudée.

Zones	M/σ_n	β	b1	b2	a	σ_f/σ_n	σ_u/σ_n	σ_n
MdB	2,8	3,5	0,3	0,8	0,01	0,18	1,3	560
ZAT	3,2	3,5	0,3	0,8	0,01	0,1	1,4	560
NS + ZATM	3,6	3,5	0,3	0,8	0,01	0,1	0,75	560

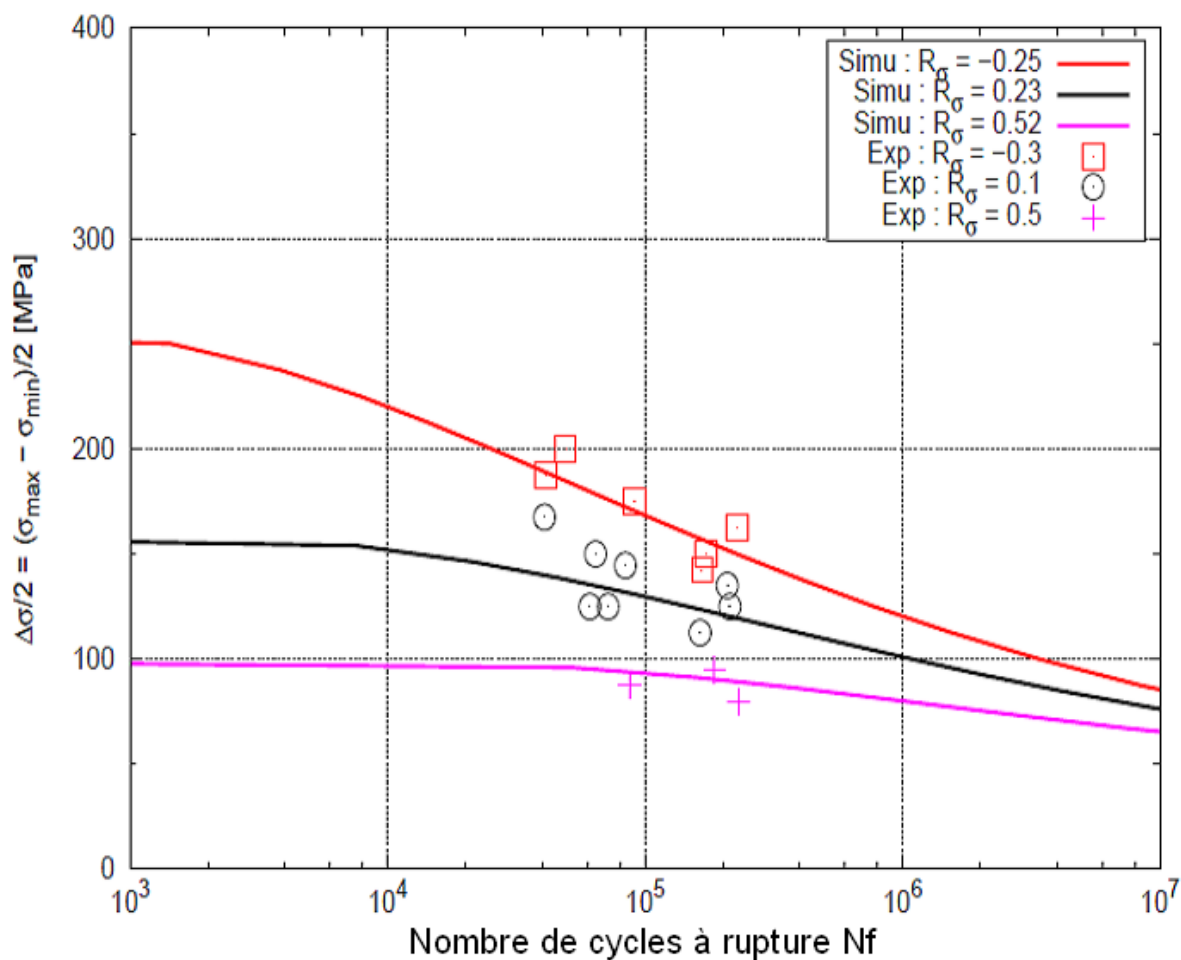


Figure 4.22 : Simulation des courbes de Wöhler pour le NS et la ZATM.

Chaque essai est simulé avec un rapport de charge local moyenné pour les essais d'un même rapport de charge global. Pour les essais uniaxiaux avec un rapport de charge global de 0,1, les rapports de charge locaux calculés sont de 0,12 pour l'essai n°13, de 0,34 pour l'essai n°16, de 0,20 pour l'essai n°26, ... (Tableau 4.9). Un rapport de charge moyen de 0,23 est calculé et est attribué à chacun de ces essais. La même démarche est appliquée pour les essais avec des rapports de charge globaux de -0,3 et de 0,5.

Le comportement affiché pour cette zone est très proche de celui du joint soudé précédemment proposé par la figure 4.19, bien que les rapports de charge locaux soient différents.

La figure 4.23 propose la courbe de Wöhler pour la ZAT avec les tracées obtenus sur un élément de volume. Un compromis est trouvé sur la valeur des paramètres afin de prendre en compte les rapports de charge locaux ainsi qu'une variation assez lisse de ces paramètres au passage du noyau soudé jusqu'au métal de base.

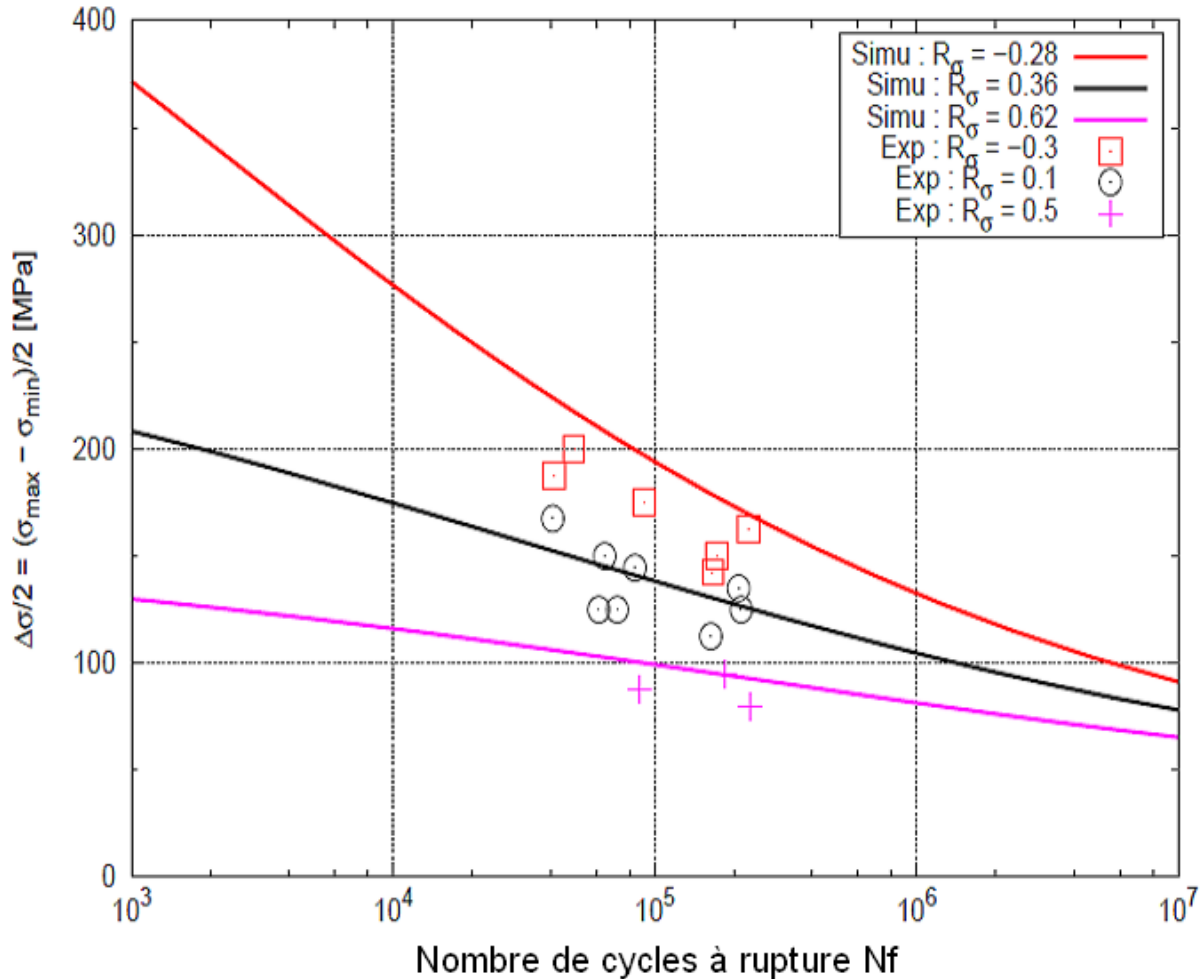


Figure 4.23 : Simulation des courbes de Wöhler pour la ZAT.

De la même façon que pour la première méthode, les paramètres du tableau 4.11 sont utilisés en post-traitement des essais sur structures 3D pour calculer les durées de vie en fatigue du joint soudé (Annexe 3.3). Dans ce second cas, on considère la structure soudée en trois zones, comme décrite précédemment, avec une zone centrale comprenant le noyau soudé avec les ZATM, puis la ZAT et enfin le métal de base. Les paramètres mécaniques du modèle de comportement évoluent dans l'espace à travers le joint soudé. Les essais simulés ont été à nouveau post-traités et les comparaisons des durées de vie sont proposées sur la figure 4.24.

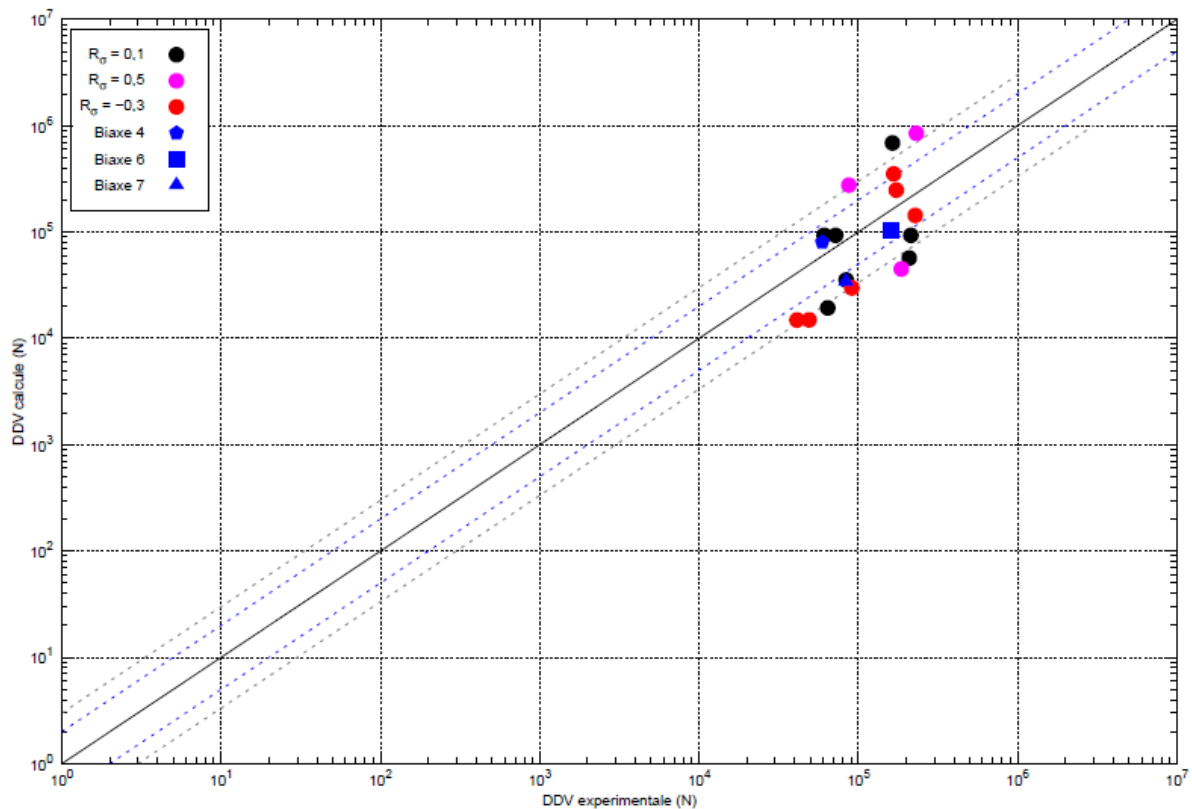


Figure 4.24 : Comparaison des durées de vie simulées et des durées de vie expérimentales pour une structure soudée comprenant trois zones (NS, ZAT et MdB).

On note une forte amélioration de l'estimation des durées de vie. Les tableaux 4.12 et 4.13 regroupent les résultats expérimentaux et les prévisions réalisées à l'aide du modèle local, qui sont globalement en bon accord. Seuls quelques essais sont à l'extérieur du domaine $\times 3$ ou $\times 1/3$. Ces essais correspondent, le plus souvent à ceux dont les niveaux de contraintes sont les plus endommageant. Ces observations se confirment par les calculs 3D. L'éprouvette de l'essai n°40, réalisé avec un rapport de charge de -0,3 et dont la durée de vie prédite est la moins bonne, subit une contrainte locale d'environ 333 MPa dans la zone d'amorçage expérimentale, soit un rapport de charge d'environ -0,20. Bien que le modèle de comportement mécanique ne soit pas parfaitement optimisé, le rapport de charge obtenu reste proche de celui imposé globalement. Tandis que pour l'essai simulé, une contrainte maximale de 473 MPa est calculée dans la zone de prédiction d'amorçage, soit un rapport de charge de 0,15. Ce rapport est nettement plus endommageant pour la structure, mais n'est pas obtenu dans la même zone qu'expérimentalement.

En ce qui concerne les essais multiaxiaux, les durées de vie et les zones d'amorçages prédites par les calculs sont fortement améliorées par cette méthode d'affinement des zones.

Une amélioration du gradient de comportement mécanique du joint soudé qui tient compte des effets multiaxiaux pourrait s'avérer efficace pour optimiser encore les résultats.

Tableau 4.12 : Résultats des durées de vie et des zones d'amorçage de fissure en fatigue obtenues expérimentalement.

N° essai	Expérience		Simulation		Rapport De Charge global
	Zone d'amorçage Observée Exp.	Durée de vie Exp.	Contrainte maximale locale (MPa)	Rapport de Charge local	
13	ZAT2	163743	254	0,12	0,1
16	ZAT2	64306	456	0,34	0,1
26	ZAT1	83928	361	0,20	0,1
30	ZATM2	61051	314	0,21	0,1
32	ZATM2	71936	330	0,24	0,1
52	ZATM1	209103	330	0,18	0,1
56	Noyau	213858	331	0,24	0,1
36	ZATM1	87192	359	0,51	0,5
37	ZATM2	186324	403	0,53	0,5
39	Noyau	231730	334	0,52	0,5
40	Noyau	49103	333	-0,20	-0,3
41	Noyau	41264	311	-0,21	-0,3
42	ZATM1	227613	252	-0,29	-0,3
43	Noyau	173174	232	-0,29	-0,3
44	ZATM1	91104	289	-0,21	-0,3
45	Noyau	166702	220	-0,30	-0,3
Biaxe 4	ZATM1	59437	255	-	-
Biaxe 6	MdB	161420	268	-	-
Biaxe 7	Noyau	83505	247	-	-

Tableau 4.13 : Résultats des durées de vie et des zones d'amorçage de fissure en fatigue obtenues par simulation.

N° essai	Simulation				Rapport De Charge global
	Zone d'amorçage Observée Sim.	Durée de vie Sim.	Contrainte maximale locale	Rapport de Charge local	
13	ZATM1	687047	251	0,10	0,1
16	Noyau	19359	382	0,21	0,1
26	Noyau	35383	374	0,23	0,1
30	ZATM2	93135	343	0,27	0,1
32	ZATM2	93135	343	0,27	0,1
52	Noyau	56936	356	0,24	0,1
56	ZATM2	93135	343	0,28	0,1
36	ZATM2	275912	359	0,51	0,5
37	ZATM2	44858	403	0,53	0,5
39	ZATM2	847380	343	0,53	0,5
40	ZATM2	14940	473	0,15	-0,3
41	ZAT2	14877	444	0,16	-0,3
42	ZATM1	143207	251	-0,21	-0,3
43	ZATM1	247690	232	-0,29	-0,3
44	ZAT1	29742	412	0,15	-0,3
45	ZATM2	352312	220	-0,30	-0,3
Biaxe 4	ZATM2	79674	315	-	-
Biaxe 6	ZATM1	103960	311	-	-
Biaxe 7	ZATM1	34066	324	-	-

Synthèse

À la suite de la modélisation du gradient de comportement mécanique du joint soudé par FSW réalisée dans le chapitre précédent, le comportement en fatigue a été étudié. Les essais de fatigue réalisés avec des chargements uniaxiaux ont permis d'identifier les paramètres d'un modèle d'endommagement pour un joint soudé par FSW. L'hypothèse d'une structure du joint soudé composée de deux zones, le joint et le métal de base, a été posée dans un premier temps. Les post-traitements en fatigue des simulations 3D par éléments finis ont montré des durées de vie et des zones d'amorçages prédites bien trop conservatives par rapport aux résultats expérimentaux. Deux principaux problèmes sont ressortis de cette première analyse. Le choix de considérer le joint soudé comme une seule zone, sans dissocier les zones affectées et donc les comportements mécaniques différents, ne permet pas d'obtenir

des résultats satisfaisants. Enfin, les essais en fatigue multiaxiaux, dont le but est de valider les modèles de comportement et de fatigue, ont permis de constater que le modèle de comportement ne permet pas de tenir compte des effets multiaxiaux subis par la structure soudée. Cela a un impact ensuite sur l'évolution de l'endommagement dans les essais multiaxiaux et uniaxiaux lorsque les déformations plastiques sont importantes.

Bien que le modèle de comportement mécanique doive être amélioré, une nouvelle modélisation de l'endommagement du joint soudé a été réalisée à partir des essais uniaxiaux en considérant des rapports de charge locaux dans les zones d'amorçages de fissures expérimentales. Face au faible nombre d'essais expérimentaux réalisés, seules les ZAT ont pu être dissociées du métal de base et du noyau soudé et des ZATM. Les paramètres des trois zones distinctes ont été identifiés.

De nouveau, les essais de fatigue ont été simulés puis post-traités afin d'obtenir les durées de vie et les zones d'amorçage du joint soudé. Cette nouvelle méthode diminue considérablement l'écart entre l'expérience et la simulation des essais uniaxiaux. La prévision de durée de vie n'est pas encore totalement satisfaisante, mais ces résultats peuvent être mis en lien avec des niveaux de contraintes locaux très largement supérieurs aux contraintes imposées globalement lors des essais expérimentaux. Ces contraintes ont également un impact sur la localisation des amorçages de fissures.

Conclusions et perspectives

Ce travail a permis de mettre en place une chaîne de prévision de durée de vie en fatigue d'une structure soudée par FSW. Les données d'entrées sont le matériau étudié (l'alliage d'aluminium 2198-T8), ses caractéristiques (épaisseur de tôle de 3,18 mm, état de la microstructure, ...) ainsi que les paramètres de soudage. Le point de départ de cette chaîne comporte deux parties qui ont permis d'une part de caractériser le gradient de comportement mécanique dans le joint et de le modéliser, et d'autre part, d'étudier la microstructure dans le joint soudé et dans son voisinage. Ces deux parties se rejoignent dans l'opération de simulation des essais mécaniques par éléments finis. Elles sont suivies d'un post-traitement qui permet d'estimer la durée de vie en fatigue du joint. Selon les résultats observés, on pourra mettre en place une boucle d'optimisation permettant d'améliorer le procédé de soudage, le matériau et la tenue en fatigue de la structure soudée.

L'étude du gradient de comportement mécanique a eu avant tout une base expérimentale, avec la réalisation de nombreux essais mécaniques en traction monotone et sous chargements cycliques à incréments de contrainte croissants. Le joint soudé a été sollicité dans son ensemble, et hormis le métal de base, aucune zone du joint n'a été testée séparément des autres. En effet, le but affiché de nos travaux est de caractériser le gradient de comportement mécanique du joint en réalisant un minimum d'essais. Pour cela, la méthode de corrélation d'images numériques a été utilisée sur la face avant des éprouvettes et a permis d'obtenir des champs de déformation en fonction du temps. Les résultats obtenus ont montré des comportements mécaniques différents au sein même du joint soudé. Les résultats expérimentaux permettent alors de proposer deux approches. La première considère que le comportement mécanique de l'ensemble du joint est régi par le comportement isotrope observé pour le noyau soudé. En effet, il s'agit de la zone qui cumule dans tous les cas le maximum de déformation plastique. De plus, les effets thermiques et mécaniques du procédé ont entièrement recristallisé la microstructure de cette zone. Dans cette première approche, le comportement mécanique a donc été simulé en utilisant le critère de von Mises. L'ensemble des paramètres du modèle ont été identifiés pour chacune des zones du joint en reproduisant les courbes expérimentales « contrainte nominale – déformation locale » extraites par corrélation d'images des essais de traction monotone et sous chargement cycliques.

Les avantages de cette approche résident dans le fait que le nombre de paramètres à identifier pour la loi de comportement est réduit. Dans cette approche, l'affectation des matériaux se fait directement en fonction de la position géométrique du point de Gauss, sans qu'il soit nécessaire de définir explicitement les différentes zones dans le maillage.

Cette approche a été utilisée pour simuler l'ensemble des essais menés sur le joint soudé par des chargements uniaxiaux. La comparaison entre les résultats a montré une bonne

concordance pour le cas des essais réalisés avec la soudure dans la direction du laminage et un chargement mécanique perpendiculaire à la soudure.

Pour valider le modèle de comportement et le futur modèle d'endommagement, des essais plus complexes ont été mis en place. Des essais de traction monotone ont été réalisés sur une soudure placée à 45° par rapport à l'axe de chargement, le but recherché étant d'introduire des effets multiaxiaux avec un simple chargement de traction uniaxial.

Enfin, une éprouvette cruciforme a été dimensionnée afin de solliciter biaxialement la structure soudée par FSW. La difficulté de ce travail a consisté à localiser un maximum de concentration de contraintes au centre de l'éprouvette, en sachant que les essais sont réalisés à température ambiante et que l'épaisseur initiale de la tôle est de seulement 3,18 mm. La géométrie retenue diffère de l'éprouvette cruciforme que l'on retrouve classiquement dans la littérature et qui possède une amorce de fissure en son centre afin d'étudier la propagation au cours de l'essai. Ces essais multiaxiaux ont pour objectifs de valider la modélisation du gradient de comportement mécanique du joint soudé et de valider le modèle d'endommagement en fatigue.

La simulation de ces essais complexes ne représente pas précisément les niveaux de déformations et de contraintes dans le joint soudé et dans son voisinage lorsque celui-ci est sollicité selon les différentes directions L, T et D de laminage de la tôle.

Une seconde approche est donc nécessaire, afin notamment de prendre en compte de façon plus précise le comportement mécanique dans les différentes zones du joint soudé. Il faut en particulier rendre compte de l'anisotropie observée pour le métal de base et les Zones Affectées Thermiquement. Des modèles de différentes natures ont été utilisés en fonction de la zone considérée, ce qui a imposé de définir explicitement des zones dans le maillage pour affecter les propriétés. Il y a trois zones. La première, qui réunit le noyau soudé et une Zone Affectée Thermo-Mécaniquement, conserve un comportement mécanique isotrope que l'on représente avec le critère de von Mises comme dans la première approche. La deuxième zone, qui regroupe une seconde Zone Affectée Thermo-Mécaniquement, non dissociable par rapport à la première par la microstructure mais qui possède un comportement mécanique très différent, et une Zone Affectée Thermiquement. Le comportement mécanique de cette deuxième zone peut être reproduit par un critère anisotrope de type Hill. Dans la troisième zone, qui comporte la seconde Zone Affectée Thermiquement et le métal de base, le comportement mécanique est reproduit par un critère anisotrope de type Bron et Besson.

Les paramètres mécaniques, présentés dans ces travaux, ont été identifiés à l'aide de l'ensemble des essais mécaniques réalisés dans les directions L, T et D pour tenir compte des effets anisotropes.

Les avantages de cette seconde approche sont de considérer les effets anisotropes observés localement par l'expérience et d'être ainsi plus précis sur la reproduction du gradient de comportement mécanique du joint soudé tant localement que globalement. Les trois modèles correspondent à trois zones distinctes dans les simulations 3D. L'identification réalisée fournit une bonne continuité du comportement au passage d'une zone à une autre. Les premières simulations 3D réalisées avec cette deuxième approche ont permis d'obtenir des champs de déformation qui reproduisent ceux qui sont observés pour les autres directions de laminage, ce qui n'avait pas été possible avec la première approche.

En parallèle de ces travaux expérimentaux et de modélisation, une étude sur la précipitation Al_2CuLi a été menée pour lier l'évolution des paramètres du modèle de gradient de comportement mécanique avec l'évolution de la microstructure à travers le joint soudé. Les caractéristiques des précipités T_1 ont été mesurées et quantifiées très simplement dans différentes zones du joint. Ces précipités ont un rôle majeur sur le durcissement du matériau. Les résultats obtenus, en accord avec ceux de la littérature, montrent une importante évolution de fraction volumique et de forme géométrique selon les zones du joint soudé. Ces caractéristiques sont utilisées pour mettre en évidence le lien entre la limite d'élasticité du modèle mécanique et les informations microstructurales. Seule la précipitation durcissante T_1 a été étudiée ici. Des travaux supplémentaires sur les autres précipitations en présence dans le matériau, de même que sur les éléments en solution solide sont nécessaires pour approfondir le sujet.

L'objectif final de nos travaux est de pouvoir estimer le moment auquel s'amorcent les fissures dans une structure soudée par FSW sollicitée en fatigue par des chargements multiaxiaux. C'est pourquoi, à la suite de la campagne expérimentale qui a servi à caractériser le comportement mécanique du joint soudé, une suite d'essais a été menée pour déterminer la durée de vie en fatigue uniaxiale et multiaxiale. Les essais sous chargements uniaxiaux ont été réalisés avec différents rapports de charge et différents niveaux de contraintes dans le but d'observer les effets de contrainte moyenne. Les paramètres d'un modèle d'endommagement ont été identifiés à l'aide des courbes de Wöhler obtenues expérimentalement. Les comportements en fatigue du joint soudé et du métal de base ont été modélisés dans un premier temps en considérant les rapports de charge globaux. Cette méthode, qui n'a pas permis de retrouver les durées de vie mesurées expérimentalement et les zones d'amorçages de fissure, a montré l'importance de la contrainte moyenne dans le modèle d'endommagement.

Dans un deuxième temps, l'ensemble des essais mécaniques ont été simulés afin d'opérer sur un champ de contrainte réaliste. Les paramètres de fatigue ont de nouveau été identifiés en considérant les rapports de charge locaux. Le post-traitement des simulations 3D avec le nouveau modèle d'endommagement a permis d'améliorer considérablement la prévision des durées de vie, y compris celles qui concernent les essais sous chargement multiaxial.

Afin d'améliorer encore les résultats obtenus, l'étape suivante consisterait à introduire un modèle d'endommagement anisotrope.

Une chaîne de calcul de durée de vie en fatigue d'une structure soudée a été mise en place dans ces travaux. Elle intègre un couplage de calculs et d'expériences grâce auxquels le comportement mécanique de la structure et l'endommagement ont pu être modélisés, permettant ainsi de simuler la réponse de la structure à des chargements cycliques. Le modèle d'endommagement utilisé prédit les durées de vie et les zones d'amorçage.

Les résultats peuvent être améliorés, que ce soit pour la partie comportement mécanique ou le modèle d'endommagement. Il faudrait pour cela réaliser de nombreux essais mécaniques supplémentaires et probablement ajouter des paramètres aux différents modèles.

En l'état actuel, l'application des modèles proposés permet une excellente reproduction du gradient de comportement mécanique du joint lorsque celui-ci est soudé dans la direction du laminage des tôles. Elle permet d'obtenir des durées de vie très satisfaisantes et peut être directement utilisée par un industriel. La prévision de durée de vie reste satisfaisante lorsque

les soudures sont réalisées dans d'autres directions par rapport à la direction de laminage des tôles.

La prochaine étape consistera à intégrer la partie thermique dans les modèles afin d'étudier les comportements mécaniques des soudures pour des températures en service entre -50°C et $+50^{\circ}\text{C}$.

Une étude métallurgique a été réalisée et a mis en évidence le manque d'information sur la microstructure, qui limite pour le moment le développement de modèles reliant quantitativement les données métallurgiques et les paramètres mécaniques. L'existence de ce lien serait souhaitable pour établir un véritable couplage multi-physique entre les différents niveaux de modélisation.

Annexe 1

Annexe 1.1 : Conditions d'essais pour le joint soudé.

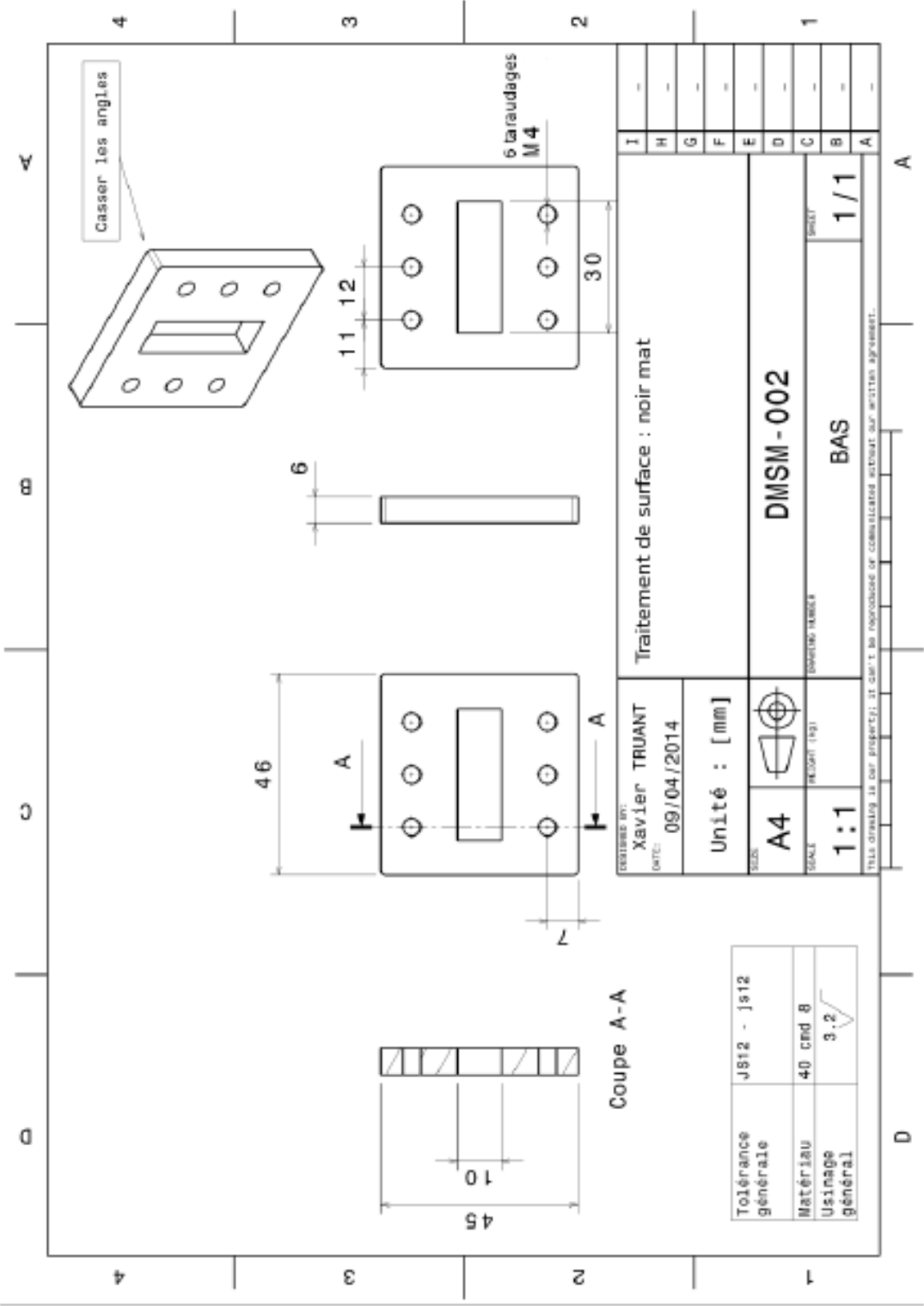
Traction N° d'essai	Sens de laminage	Force imposée (kN.s ⁻¹)	Rapport de charge	Niveau de force (kN)	Nombre de cycles
17	T	0,2	-	19,71	-
20	T	0,2	-	19,71	-
22	T	0,002	-	19,71	-
30	L	0,2	-	19,71	-
29	D	0,2	-	19,71	-

Cyclique N° d'essai	Sens de laminage	Force imposée (kN.s ⁻¹)	Rapport de charge	Niveau de force (kN)	Nombre de cycles
18	T	0,2	-1	15,3	30
				16,3	20
				17,3	10
				18,3	5
31	L	0,2	-1	15,3	30
				16,3	20
				17,3	10
				18,3	5
23	D	0,2	-1	15,3	30
				16,3	20
				17,3	10
				18,3	5

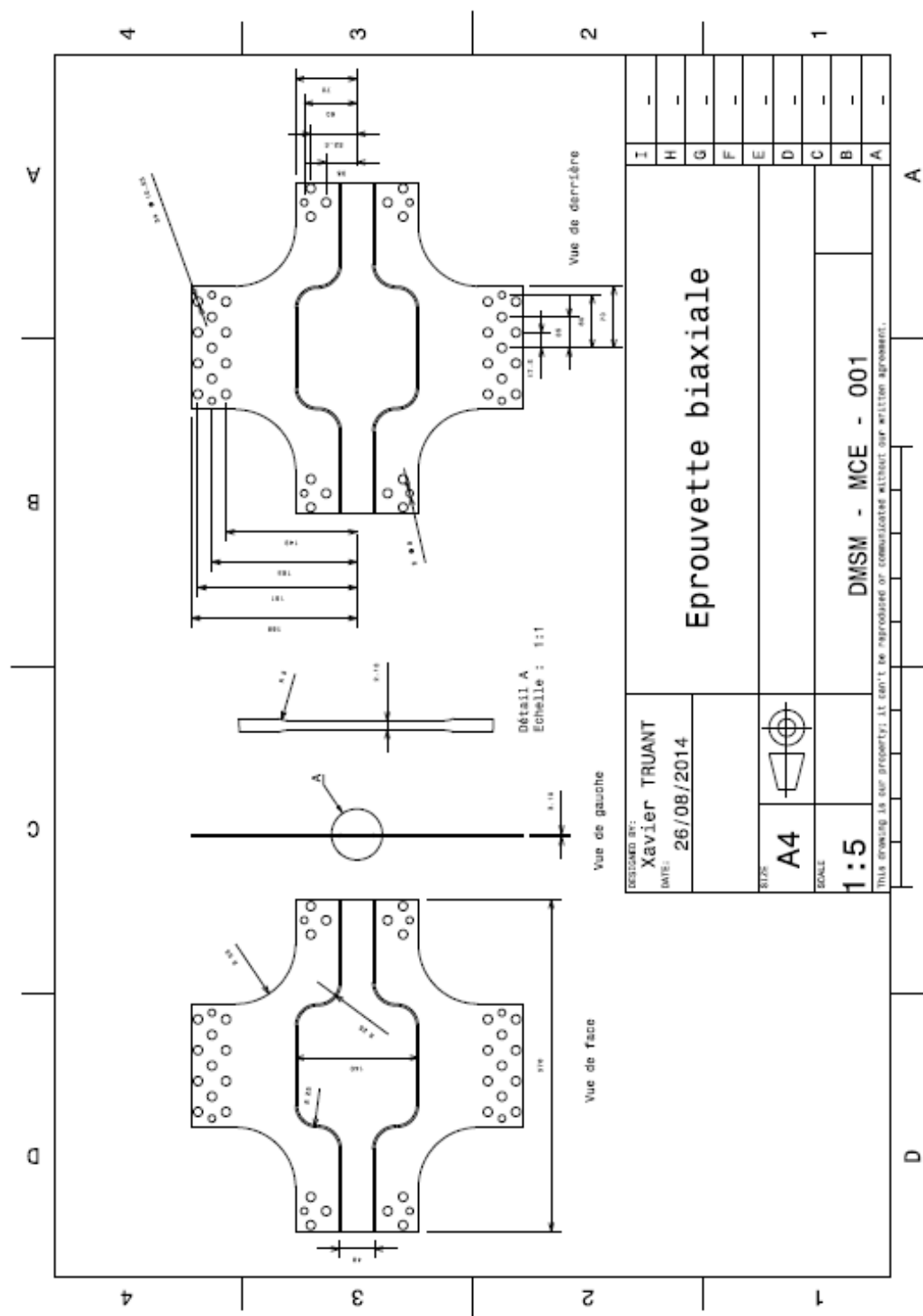
Annexe 1.2 : Conditions d'essais pour le joint soudé à 45° par rapport à l'axe de chargement.

Traction N° d'essai	Sens de laminage	Force imposée (kN.s ⁻¹)	Rapport de charge	Niveau de force (kN)	Nombre de cycles
34	D	0,2	-	17,8	-
35	D	0,2	-	17,8	-

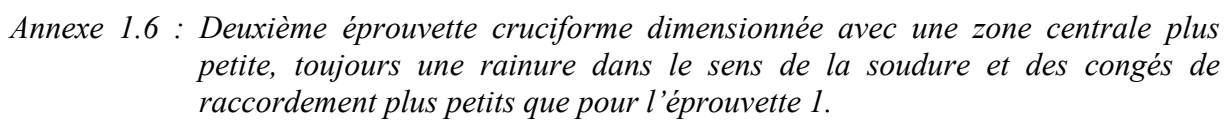
Cyclique N° d'essai	Sens de laminage	Force imposée (kN.s ⁻¹)	Rapport de charge	Niveau de force (kN)	Nombre de cycles
36	D	0,2	-1	15,3	30
				16,3	20
				17,3	10
				18,3	5

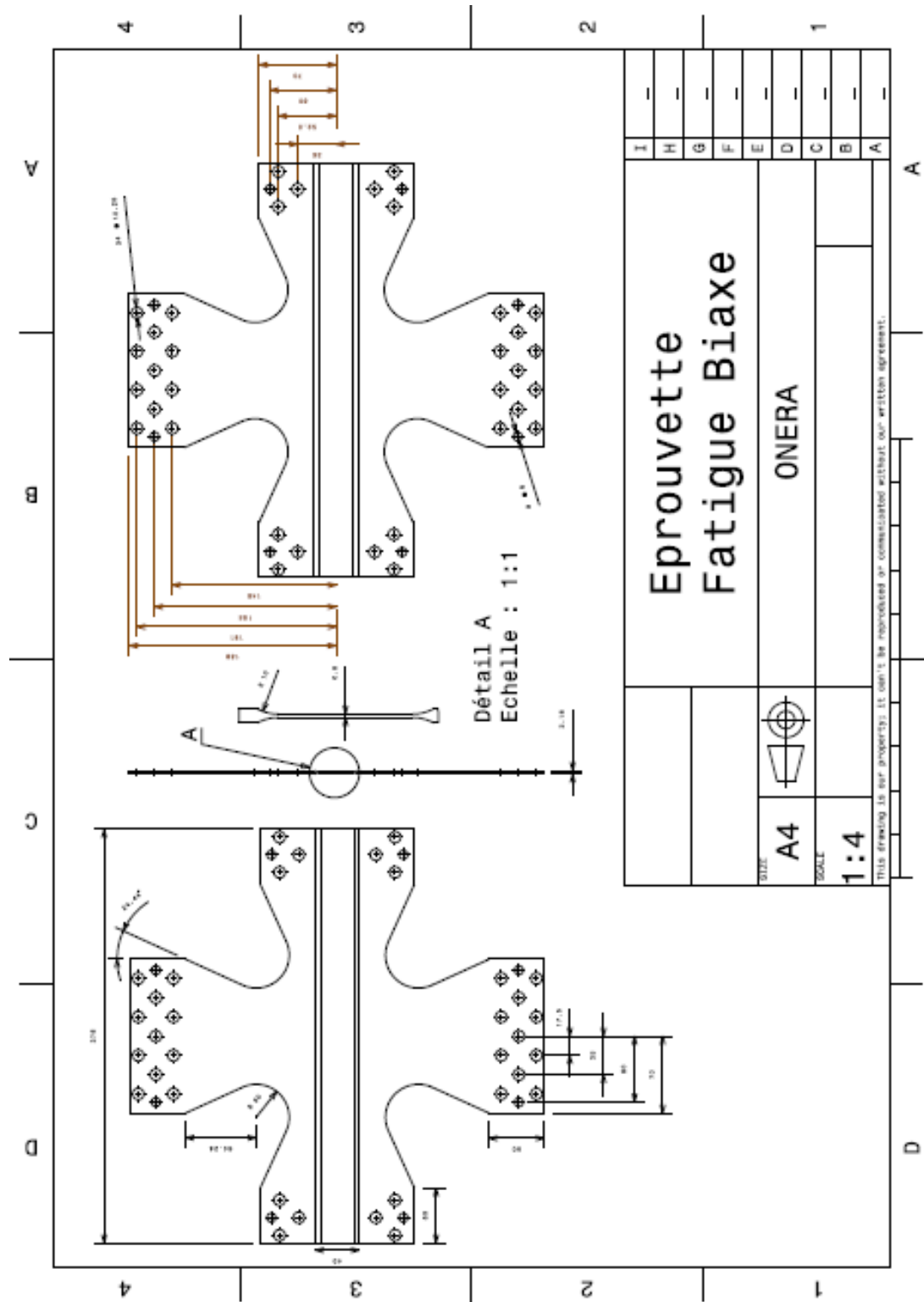


Annexe 1.4 : Données géométriques de la partie basse du dispositif anti-flambage.



Annexe 1.5 : Première éprouvette cruciforme dimensionnée avec une zone centrale d'environ 140mm x 140mm dont l'épaisseur est réduite, une rainure de 40mm de largeur dans le sens de la soudure et des congés de raccordement de rayon 68mm.





Annexe 1.8 : Corrélation d'images numériques

Dans la plupart des cas, pour mesurer ces champs il est nécessaire d'appliquer un motif ou mouchetis sur la surface de l'échantillon. Ce motif réalisé en général avec des bombes de peintures noires et blanches, permet de mieux contraster les niveaux de gris sur la surface (Figure A.1.8.1).

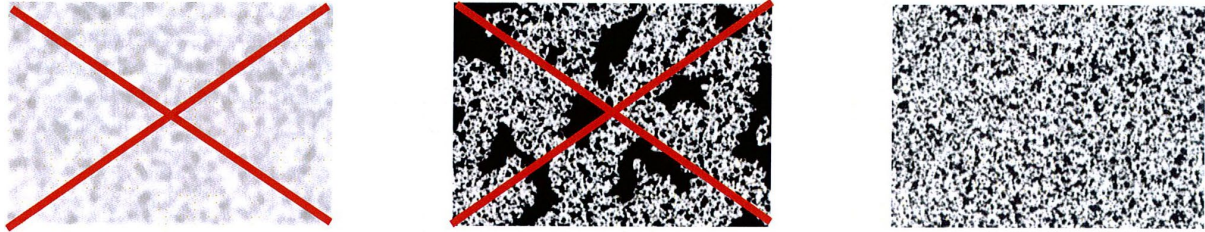


Figure A.1.8.1 : Exemples de deux mouchetis non utilisables et d'un troisième avec une bonne répartition du niveau de gris [78].

ARAMIS détermine les champs de déplacement sur l'ensemble des images au moyen d'amas (carré ou rectangulaire) de pixels, appelés facettes, chacune repérées par des coordonnées spatiales.

Le système calcule un barycentre du niveau de gris pour chaque facette (D sur la figure A.1.8.2), ce qui permet de donner une valeur moyenne de niveau de gris que l'on associe également à des coordonnées spatiales. Le vecteur position du barycentre de chaque facette dans l'image de référence est noté $\underline{X}$ et le vecteur position de ces mêmes barycentres dans l'image déformée est noté $\underline{x}$. La transformation de l'état initiale à l'état déformée est donnée par la fonction ϕ , et $\underline{U}$ correspond au champ de déplacement de chacun des barycentres [109] :

$$\underline{x} = \phi(\underline{X}) = \underline{X} + \underline{U}(\underline{X})$$

On définit ensuite deux fonctions $f(\underline{X})$ et $g(\underline{x})$ pour représenter les niveaux de gris respectivement à l'état de référence et à l'état déformé. Dans le cas d'une conservation du flux optique [110], on a :

$$f(\underline{X}) = g(\underline{x}) = g(\phi(\underline{X}))$$

Ainsi pour déterminer le champ de déplacement $\underline{U}(\underline{X})$, on cherche à minimiser la différence entre $f(\underline{X})$ et $g(\phi(\underline{X}))$:

$$\min_{\underline{U}(\underline{X})} \|f(\underline{X}) - g(\phi(\underline{X}))\|_2 \Leftrightarrow \min_{\underline{U}(\underline{X})} \int [f(\underline{X}) - g(\phi(\underline{X}))]^2 dX$$

$$\Leftrightarrow \min_{\underline{U}(\underline{X})} \int [f(\underline{X}) - g(\underline{X} + \underline{U}(\underline{X}))]^2 dX$$

$$\Leftrightarrow \min_{U(\underline{X})} [\int f^2(\underline{X})dX + \int g^2(\underline{X} + U(\underline{X}))dX - 2\int f(\underline{X})g(\underline{X} + U(\underline{X}))dX]$$

Pour minimiser cette différence, il faut trouver le déplacement $U(\underline{X})$ permettant d'avoir le produit $f(\underline{X})g(\underline{X} + U(\underline{X}))$ le plus grand possible.

Pour retrouver ce déplacement, il doit y avoir un fort contraste dans les niveaux de gris, donc la réalisation du mouchetis est très importante. Le calibrage et le positionnement de la caméra doivent être bien mis en place de manière à éviter des problèmes de hors plan lors du calcul. Enfin, il faut que les déplacements entre deux images ne soient pas trop importants afin que le logiciel puisse retrouver les facettes d'une image à l'autre.

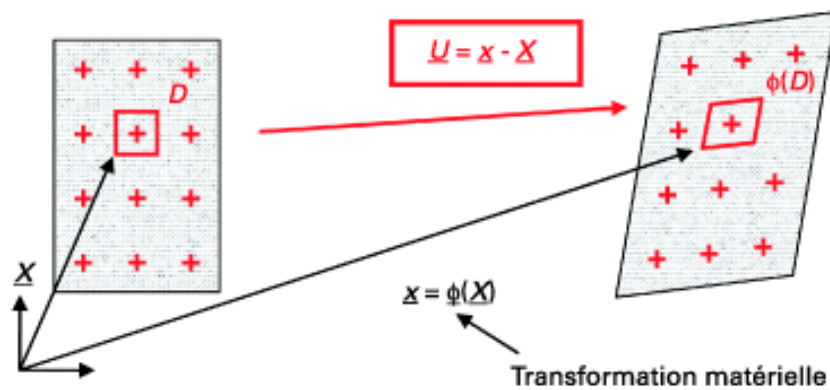


Figure A.1.8.2 : Principe de la corrélation, calcul des déplacements de chaque pixel sur une facette [110].

L'étape suivante consiste à passer des valeurs de déplacement calculées aux valeurs de déformation, via l'observation des déformations de la facette (Figure A.1.8.3). Chaque facette est repérée dans l'espace par son origine 0. Les dimensions des facettes sont connues et calibrées avant le calcul puisqu'elles ont un rôle sur l'erreur défini entre le déplacement réel et le déplacement mesuré [111, 112, 113].

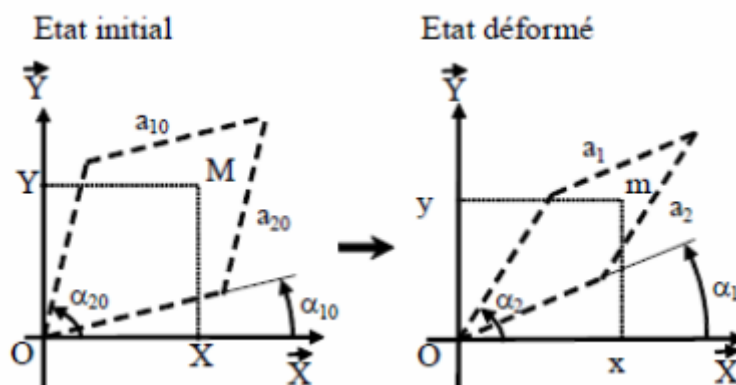


Figure A.1.8.3 : Représentation des déformations d'un parallélogramme [114].

On fait l'hypothèse que les déformations sont homogènes sur l'ensemble du parallélogramme : la correspondance en tout point $M(X, Y)$, pris dans le parallélogramme à l'état initial, à un point $m(x, y)$ pris à l'état déformé, est linéaire. En insérant le tenseur gradient de déformation, on a :

$$\vec{x} = \bar{\bar{F}} \cdot \vec{X}$$

Il est fonction des caractéristiques géométriques choisies au début de l'analyse, en l'occurrence, a_{10} , a_{20} , qui sont les côtés du parallélogramme et α_{10} et α_{20} qui sont les angles de cisaillement. Par contre, a_1 , a_2 , α_1 et α_2 sont issus du calcul des déplacements.

Après avoir calculé F , on peut, entre autres, en déduire le tenseur des déformations de Green-Lagrange :

$$\bar{\bar{E}} = \frac{1}{2} (\bar{\bar{F}}^T \cdot \bar{\bar{F}} - \bar{\bar{1}})$$

Enfin, l'utilisation de la stéréo-corrélation permet de garantir l'absence de problèmes liés au mouvement hors plan et notamment de flambage dans le cas d'éprouvettes fines sollicitées en compression. Ce montage donne accès aux déplacements et aux déformations normales au plan.

Annexes 2

Annexe 2.1 : Étude de la convergence au maillage

Le maillage retenu pour l'éprouvette de comportement sous chargements uniaxiaux, est celui présenté sur la figure 3.1. L'éprouvette est constituée de 10870 éléments et de 94551 degrés de liberté.

Différentes tailles de mailles ont été testées afin de trouver le maillage permettant des temps de calculs les plus faibles et des résultats les plus précis possibles.

Les figures A.2.1.1 et A.2.1.2 présentent les résultats d'un essai de traction sur deux tailles de mailles différentes. La figure A.2.1.1 propose un maillage très petit avec une taille moyenne de maille de 0,4 mm dans la zone utile. L'éprouvette est constituée de 26290 éléments et de 225567 degrés de liberté. La figure A.2.1.2 présente le maillage retenu dans ces travaux avec une taille moyenne de maille de 0,6 mm dans la zone utile. Cette éprouvette est constituée de 2,5 fois moins d'éléments que pour l'éprouvette de la figure A.2.1.1.

Les deux essais de traction sont réalisés en considérant le gradient comportement mécanique du joint soudé isotrope. L'identification des paramètres utilisés est présentée dans le paragraphe 3.4.1.

La comparaison des cartes de champs de déformation selon l'axe x des deux figures permet de voir que les niveaux de déformations sont identiques sur l'ensemble de l'éprouvette, pour les deux maillages.

Enfin, on constate qu'une diminution du nombre d'éléments permet un gain de temps de calcul très conséquent sans altérer la précision des résultats.

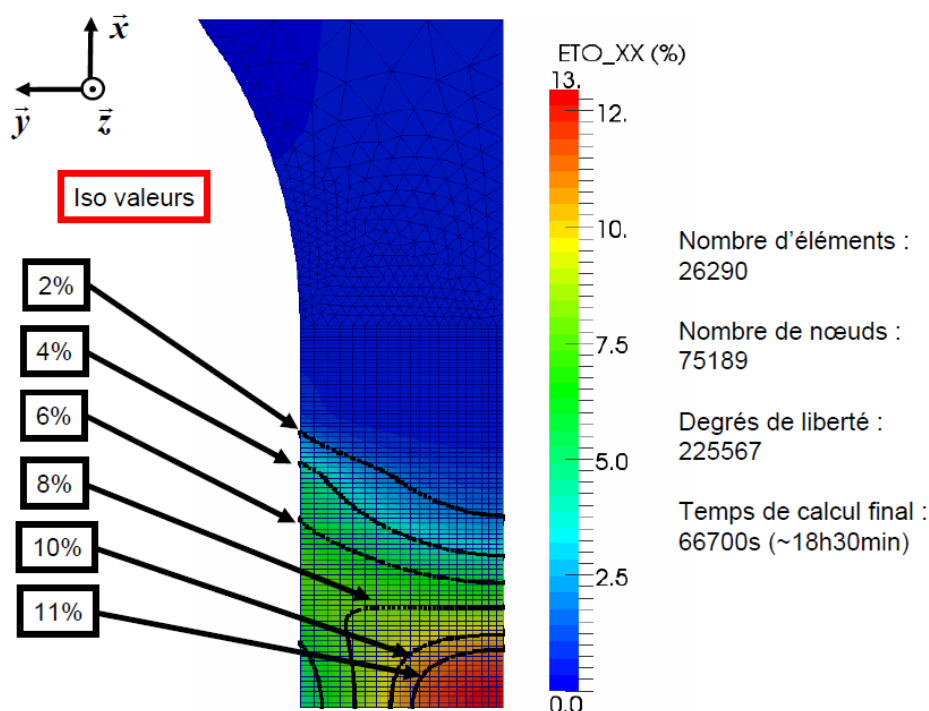


Figure A.2.1.1 : Test d'un essai de traction sur une éprouvette maillée avec 26290 éléments wedges.

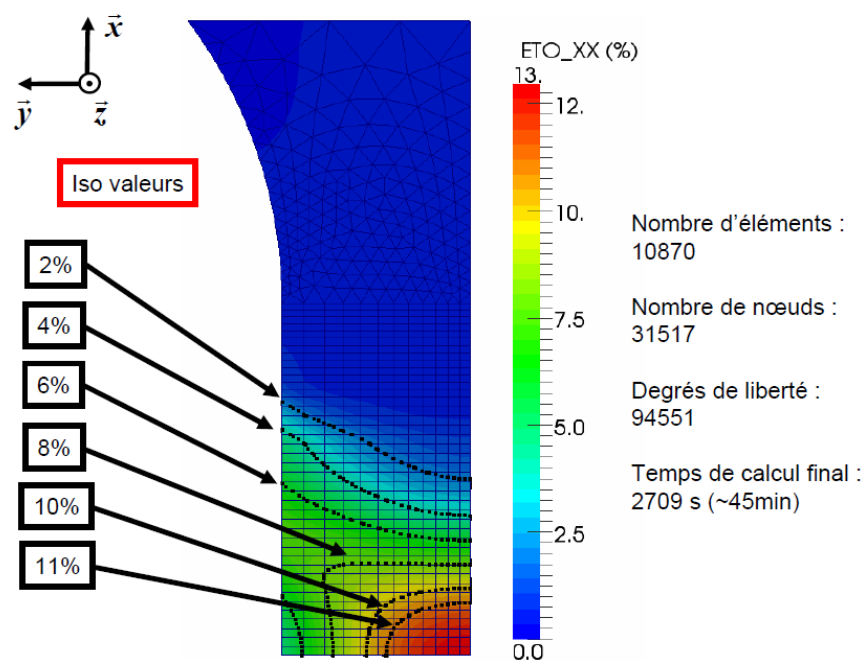


Figure A.2.1.2 : Test d'un essai de traction sur une éprouvette maillée avec 10870 éléments wedges.

Annexe 2.2 : Mise en données d'un essai cyclique à incréments croissants de contraintes

```
****calcul
***mesh
**file eprouvette.geof      #géométrie de l'éprouvette

***resolution newton
**cycles 30                #1er niveau de contrainte
*time 300.
*increment 300
*iteration 20
*ratio 0.1
*algorithm p1p2p3

**cycles 5                 #2ème niveau de contrainte
*time 320.
*increment 320
*iteration 20
*ratio 0.1
*algorithm p1p2p3

**cycles 2                 #3ème niveau de contrainte
*time 340.
*increment 340
*iteration 20
*ratio 0.1
*algorithm p1p2p3

**cycles 2                 #4ème niveau de contrainte
*time 360.
*increment 360
*iteration 20
*ratio 0.1
*algorithm p1p2p3

**automatic_time evcum 0.001 mandatory
*divergence 2. 10
*security 1.1
*max_dtime 5.

***bc                      #boundary conditions
**impose_nodal_dof
  gauche      U1 0.
  gauche      U2 0.
  P1           U3 0.
**impose_nodal_reaction
  P2           U1 1. cys1 cys2 cys3 cys4
```

```

***table          #chargements cycliques imposés en force (N)
**cycle cys1  0. 9000.
*time  0. 75. 225. 300.
*value  0. 15300. -15300. 0.
**cycle cys2  9000. 10600.
*time  0. 80. 240. 320.
*value  0. 16300. -16300. 0.
**cycle cys3 10600. 11280.
*time  0. 85. 255. 340.
*value  0. 17300. -17300. 0.
**cycle cys4 11280. 12000.
*time  0. 90. 270. 360.
*value  0. 18300. -18300. 0.
**name constant
*time 0. 20690.
*value 1. 1.

***equation
**mpc1
droite      U1

***material      #fichiers matériaux imposés localement
**elset NoyauZATM1
*file Param1.mat
*integration runge_kutta 1.e-4 1.e-4
% *integration theta_method_a 1.0 1.e-9 100

**elset ZATM2ZAT1
*file Param2.mat
*integration runge_kutta 1.e-4 1.e-4
% *integration theta_method_a 1.0 1.e-9 100
*rotation x1 1. 1.    #rotations des paramètres mécaniques dans l'espace selon le sens de
laminage des tôles (anisotropie)

**elset ZATM2ZAT1_V2
*file Param2.mat
*integration runge_kutta 1.e-4 1.e-4
% *integration theta_method_a 1.0 1.e-9 100
*rotation x1 1. 1.

**elset ZAT2MdB
*file Param3.mat
*integration runge_kutta 1.e-4 1.e-4
% *integration theta_method_a 1.0 1.e-9 100
*rotation x1 1. 1.

```

```
**elset ZAT2MdB_V2
*file Param3.mat
*integration runge_kutta 1.e-4 1.e-4
% *integration theta_method_a 1.0 1.e-9 100
*rotation x1 1. 1.

***python          #appel du fichier python pour faire varier les paramètres mécaniques
dans l'espace
**script parametrePythonJointV_Hill
***parameter
**python limite1
*ip
**python limite2
*ip
**python limite3
*ip

***output
**frequency        #sorties de quelques cycles de la simulation pour alléger le fichier
résultat
*cycle 1 2 5 10 15 20 25 30 31 32 33 34 35 36 37 38 39
**value_at_integration
**contour
**node
**save_parameter limite1 limite2 limite3

****return
```

Annexe 2.3 : Fichier des paramètres mécaniques pour le critère isotrope

```
***behavior gen_evp auto_step
**elasticity isotropic
  young 81000.
  poisson 0.3
**potential gen_evp ev
  *criterion mises
  *flow plasticity
  *isotropic nonlinear_sum
  R0 function 1. * limite1 ; #fonction en lien avec le fichier python de l'annexe 3.3
  b1 400.
  Q1 function 1. * limite2 ;
  b2 30.
  Q2 function 1. * limite3 ;
  *kinematic nonlinear X1
  C 378000.
  D 4500.
  *kinematic nonlinear X2
  C 50000.
  D 450.
  *kinematic nonlinear X3
  C function 1. * limite4 ;
  D 30.
%commentaires ""***save_coefficients""
***return
```

Annexe 2.4 : Fichier python pour faire varier les paramètres mécaniques spatialement sur une éprouvette uniaxiale

```
import zebulon.fem as zebulon
import zebulon.tools as tools
import math
import numpy as np

def initialize() :
    pb=zebulon.problem()

    allElements=pb.mesh.Elset('ALL_ELEMENT')
    #Compte le nombre de gp
    nb_gp=0
    for element in allElements.elements() :
        for gp in element.integration_points() :
            nb_gp+=1

    data_limite1=np.zeros((nb_gp))
    data_limite2=np.zeros((nb_gp))
    data_limite3=np.zeros((nb_gp))
    data_limite4=np.zeros((nb_gp))
    i_gp=0
    for element in allElements.elements() :
        for gp in element.integration_points() :
            pos = gp.position
            x = pos[0]
            y = pos[1]
            z = pos[2]

            #Pour limite 1
            if (x-z/1.5)<88.0001 :
                val = 180.
            elif (x-z/1.5)<90.0001:
                val = (180.+((x-z/1.5)-87.9999)*(180.-180.)/(90.0001-87.9999))
            elif (x-z/1.5)<92.0001:
                val = (180.+((x-z/1.5)-89.9999)*(180.-180.)/(92.0001-89.9999))
            elif (x-z/1.5)<94.0001:
                val = (180.+((x-z/1.5)-91.9999)*(200.-180.)/(94.0001-91.9999))
            elif (x-z/1.5)<96.2501:
                val = (200.+((x-z/1.5)-93.9999)*(340.-200.)/(96.2501-93.9999))
            elif (x-z/1.5)<98.:
                val = (340.+((x-z/1.5)-96.2499)*(340.-340.)/(98.-96.2499))
            else:
                val = 340.
            data_limite1[i_gp] = val
```

```
#Pour limite 2
if (x-z/1.5)<88.0001 :
val = -120.
elif (x-z/1.5)<90.0001:
val = (-120.+((x-z/1.5)-87.9999)*(-110.-(-120.))/(90.0001-87.9999))
elif (x-z/1.5)<92.0001:
val = (-110.+((x-z/1.5)-89.9999)*(-80.-(-110.))/(92.0001-89.9999))
elif (x-z/1.5)<94.0001:
val = (-80.+((x-z/1.5)-91.9999)*(-80.-(-80.))/(94.0001-91.9999))
elif (x-z/1.5)<96.2501:
val = (-80.+((x-z/1.5)-93.9999)*(-80.-(-80.))/(96.2501-93.9999))
elif (x-z/1.5)<98.:
val = (-80.+((x-z/1.5)-96.2499)*(-80.-(-80.))/(98.-96.2499))
else:
val = -80.
data_limite2[i_gp] = val
```

```
#Pour limite 3
if (x-z/1.5)<88.0001 :
val = 120.
elif (x-z/1.5)<90.0001:
val = (120.+((x-z/1.5)-87.9999)*(120.-120.)/(90.0001-87.9999))
elif (x-z/1.5)<92.0001:
val = (120.+((x-z/1.5)-89.9999)*(120.-120.)/(92.0001-89.9999))
elif (x-z/1.5)<94.0001:
val = (120.+((x-z/1.5)-91.9999)*(120.-120.)/(94.0001-91.9999))
elif (x-z/1.5)<96.2501:
val = (120.+((x-z/1.5)-93.9999)*(0.-120.)/(96.2501-93.9999))
elif (x-z/1.5)<98.:
val = (0.+((x-z/1.5)-96.2499)*(0.-0.)/(98.-96.2499))
else:
val = 0.
data_limite3[i_gp] = val
```

```
#Pour limite 4
if (x-z/1.5)<88.0001 :
val = 400.
elif (x-z/1.5)<90.0001:
val = (400.+((x-z/1.5)-87.9999)*(400.-400.)/(90.0001-87.9999))
elif (x-z/1.5)<92.0001:
val = (400.+((x-z/1.5)-89.9999)*(400.-400.)/(92.0001-89.9999))
elif (x-z/1.5)<94.0001:
val = (400.+((x-z/1.5)-91.9999)*(400.-400.)/(94.0001-91.9999))
elif (x-z/1.5)<96.2501:
val = (400.+((x-z/1.5)-93.9999)*(1000.-400.)/(96.2501-93.9999))
elif (x-z/1.5)<98.:
val = (1000.+((x-z/1.5)-96.2499)*(1000.-1000.)/(98.-96.2499))
```

```
else:
    val = 1000.
    data_limite4[i_gp] = val

    i_gp += 1

    ep1=pb.get_external_parameter('limite1')
    ep1.set_field(data_limite1)

    ep2=pb.get_external_parameter('limite2')
    ep2.set_field(data_limite2)

    ep3=pb.get_external_parameter('limite3')
    ep3.set_field(data_limite3)

    ep4=pb.get_external_parameter('limite4')
    ep4.set_field(data_limite4)
```

Annexe 2.5 : Fichiers des paramètres mécaniques pour les critères isotropes et anisotropes

Fichier matériau 1 (critère isotrope de von Mises)

```
***behavior gen_evp auto_step
**elasticity isotropic
  young 81000.
  poisson 0.3
**potential gen_evp ev
*criterion mises
*flow plasticity
*isotropic nonlinear_sum
  R0 180.
  b1 400.
  Q1 -115.
  b2 30.
  Q2 120.
*kinematic nonlinear X1
  C 378000.
  D 4500.
*kinematic nonlinear X2
  C 50000.
  D 450.
*kinematic nonlinear X3
  C 400.
  D 30.
***return
```

#Fichier matériau 2 (critère anisotrope de Hill)

```
***behavior gen_evp auto_step
**elasticity isotropic
  young 81000.
  poisson 0.3
**potential gen_evp ev
*criterion hill
  hill1 function 1.*limite1; #fonction en lien avec les fichiers python des annexes 3.5 (sens L
et T) et 3.6 (sens D)
  hill2 function 1.*limite2;
  hill3 1.
  hill4 function 1.*limite3;
  hill5 1.00000
  hill6 1.00000
*flow plasticity
*isotropic nonlinear_sum
  R0 180.
  b1 400.
  Q1 -115.
```

```
b2 30.
Q2 120.
*kinematic nonlinear X1
C 378000.
D 4500.
*kinematic nonlinear X2
C 50000.
D 450.
*kinematic nonlinear X3
C 400.
D 30.
***return

#Fichier matériau 3 (critère anisotrope de Bron et Besson)
***behavior porous_plastic
**elasticity
young 81000.
poisson 0.3
**porous_potential
*porous_criterion rouselier
sigma1 0.
D 0.
*flow plasticity
*shear_anisotropy bron
a 16.9
alpha 0.7
b1 16.9
c11 1.216
c12 1.195
c13 0.638
c14 1.249
c15 1. c16 1.
b2 16.9
c21 0.683
c22 0.798
c23 1.512
c24 1.281
c25 1. c26 1.

*isotropic_hardening nonlinear_double
R0 465.
b1 400.
Q1 20.
b2 30.
Q2 80.
**additional_var_aux Triax
***return
```

Annexe 2.6 : Fichier python pour faire varier les paramètres mécaniques spatialement sur une éprouvette uniaxiale pour les directions de laminage L et T (à adapter pour les éprouvettes cruciformes)

```
import zebulon.fem as zebulon
import zebulon.tools as tools
import math
import numpy as np

def initialize() :
    pb=zebulon.problem()

    allElements=pb.mesh.Elset('ALL_ELEMENT')
    #Compte le nombre de gp
    nb_gp=0
    for element in allElements.elements() :
        for gp in element.integration_points() :
            nb_gp+=1

    data_limite1=np.zeros((nb_gp))
    data_limite2=np.zeros((nb_gp))
    data_limite3=np.zeros((nb_gp))
    i_gp=0
    for element in allElements.elements() :
        for gp in element.integration_points() :
            pos = gp.position
            x = pos[0]
            y = pos[1]
            z = pos[2]

            #Pour limite 1
            if (x-z/1.272)<91.501:
                val = 1.

            elif (x-z/1.272)<92.501:
                val = ((5./3.)*(180./(180.+((x-z/1.272)-91.499)*(-43.93)))*(180./(180.+((x-z/1.272)-91.499)*(-43.93)))-(1./3.)*(180./(180.+((x-z/1.272)-91.499)*0.))*(180./(180.+((x-z/1.272)-91.499)*0.))-(1./3.)*(180./(180.+((x-z/1.272)-91.499)*(-12.15)))*(180./(180.+((x-z/1.272)-91.499)*(-12.15))))

            elif (x-z/1.272)<94.501:
                val = ((5./3.)*(180./(180.-43.93+((x-z/1.272)-92.499)*(-17.38/2.)))*2.-(1./3.)*(180./(180.-0.+((x-z/1.272)-92.499)*(-30.52/2.)))*2.-(1./3.)*(180./(180.-12.15+((x-z/1.272)-92.499)*(-12.93/2.)))*2.)

            elif (x-z/1.272)<95.501:
```

```
val = ((5./3.)*(180./(180.-61.31+((x-z/1.272)-94.499)*(-37.51)))**2.- (1./3.)*(180./(180.-30.52+((x-z/1.272)-94.499)*(-72.14)))**2.- (1./3.)*(180./(180.-25.08+((x-z/1.272)-94.499)*(-44.69)))**2.)
```

```
else :
```

```
val = 5.5
```

```
data_limite1[i_gp] = val
```

```
#Pour limite 2
```

```
if (x-z/1.272)<91.501:
```

```
val = 1.
```

```
elif (x-z/1.272)<92.501:
```

```
val = (-1./3.)*(180./(180.+((x-z/1.272)-91.499)*(-43.93)))**2.+ (5./3.)*(180./(180.+((x-z/1.272)-91.499)*0.))**2.- (1./3.)*(180./(180.+((x-z/1.272)-91.499)*(-12.15)))**2.
```

```
elif (x-z/1.272)<94.501:
```

```
val = (-1./3.)*(180./(180.-43.93+((x-z/1.272)-92.499)*(-17.38/2.)))**2.+ (5./3.)*(180./(180.-0.+((x-z/1.272)-92.499)*(-30.52/2.)))**2.- (1./3.)*(180./(180.-12.15+((x-z/1.272)-92.499)*(-12.93/2.)))**2.
```

```
elif (x-z/1.272)<95.501:
```

```
val = (-1./3.)*(180./(180.-61.31+((x-z/1.272)-94.499)*(-37.51)))**2.+ (5./3.)*(180./(180.-30.52+((x-z/1.272)-94.499)*(-72.14)))**2.- (1./3.)*(180./(180.-25.08+((x-z/1.272)-94.499)*(-44.69)))**2.
```

```
else:
```

```
val = 6.5
```

```
data_limite2[i_gp] = val
```

```
#Pour limite 3
```

```
if (x-z/1.272)<91.501:
```

```
val = 1.
```

```
elif (x-z/1.272)<92.501:
```

```
val = (1./3.)*(2.*180./(180.+((x-z/1.272)-91.499)*(-42.45)))**2.- (1./3.)*(180./(180.+((x-z/1.272)-91.499)*(-12.15)))**2.
```

```
elif (x-z/1.272)<94.501:
```

```
val = (1./3.)*(2.*180./(180.-42.45+((x-z/1.272)-92.499)*(-9.87/2.)))**2.- (1./3.)*(180./(180.-12.15+((x-z/1.272)-92.499)*(-12.93/2.)))**2.
```

```
elif (x-z/1.272)<95.501:
```

```
val = (1./3.)*(2.*180./(180.-52.32+((x-z/1.272)-94.499)*(-22.28)))**2.- (1./3.)*(180./(180.-25.08+((x-z/1.272)-94.499)*(-44.69)))**2.
```

```
else:
```

```
val = 3.  
data_limite3[i_gp] = val  
  
i_gp += 1  
  
ep1=pb.get_external_parameter('limite1')  
ep1.set_field(data_limite1)  
ep2=pb.get_external_parameter('limite2')  
ep2.set_field(data_limite2)  
ep3=pb.get_external_parameter('limite3')  
ep3.set_field(data_limite3)
```

Annexe 2.7 : Fichier python pour faire varier les paramètres mécaniques spatialement sur une éprouvette uniaxiale pour la direction de laminage D (à adapter pour les éprouvettes cruciformes)

```
import zebulon.fem as zebulon
import zebulon.tools as tools
import math
import numpy as np

def initialize() :
    pb=zebulon.problem()

    allElements=pb.mesh.Elset('ALL_ELEMENT')
    nb_gp=0
    for element in allElements.elements() :
        for gp in element.integration_points() :
            nb_gp+=1

    data_limite1=np.zeros((nb_gp))
    data_limite2=np.zeros((nb_gp))
    data_limite3=np.zeros((nb_gp))
    i_gp=0
    for element in allElements.elements() :
        for gp in element.integration_points() :
            pos = gp.position
            x = pos[0]
            y = pos[1]
            z = pos[2]

            #Pour limite 1
            if (x+z/1.272)>82.499 and (x-z/1.272)<91.501:
                val = 1.

            elif (x-z/1.272)>91.499 and (x-z/1.272)<92.501:
                val = ((5./3.)*(180./(180.+((x-z/1.272)-91.499)*(-43.93)))*(180./(180.+((x-z/1.272)-91.499)*(-43.93)))-(1./3.)*(180./(180.+((x-z/1.272)-91.499)*0.))*(180./(180.+((x-z/1.272)-91.499)*0.))-(1./3.)*(180./(180.+((x-z/1.272)-91.499)*(-12.15)))*(180./(180.+((x-z/1.272)-91.499)*(-12.15))))

            elif (x-z/1.272)>92.499 and (x-z/1.272)<94.501:
                val = ((5./3.)*(180./(180.-43.93+((x-z/1.272)-92.499)*(-17.38/2.)))*2.-((1./3.)*(180./(180.-0.+((x-z/1.272)-92.499)*(-30.52/2.)))*2.-((1./3.)*(180./(180.-12.15+((x-z/1.272)-92.499)*(-12.93/2.)))*2.))

            elif (x-z/1.272)>94.499 and (x-z/1.272)<95.501:
```

```

val = ((5./3.)*(180./(180.-61.31+((x-z/1.272)-94.499)*(-37.51))))**2.-((1./3.)*(180./(180.-
30.52+((x-z/1.272)-94.499)*(-72.14))))**2.-((1./3.)*(180./(180.-25.08+((x-z/1.272)-94.499)*(-
44.69))))**2.)
elif (x+z/1.272)>81.499 and (x+z/1.272)<82.499:
val = (5./3.)*(180./(180.+((x+z/1.272)-82.499)*(43.93))))**2.+(-
1./3.)*(180./(180.+((x+z/1.272)-82.499)*0.))**2.-((1./3.)*(180./(180.+((x+z/1.272)-
82.499)*(12.15))))**2.

elif (x+z/1.272)>79.499 and (x+z/1.272)<81.499:
val = (5./3.)*(180./(180.-43.93+((x+z/1.272)-81.499)*(17.38/2.))))**2.+(-1./3.)*(180./(180.-
0.+((x+z/1.272)-81.499)*(30.52/2.))))**2.-((1./3.)*(180./(180.-12.15+((x+z/1.272)-
81.499)*(12.93/2.))))**2.

elif (x+z/1.272)>78.499 and (x+z/1.272)<79.499:
val = (5./3.)*(180./(180.-61.31+((x+z/1.272)-79.499)*(37.51))))**2.+(-1./3.)*(180./(180.-
30.52+((x+z/1.272)-79.499)*(72.14))))**2.-((1./3.)*(180./(180.-25.08+((x+z/1.272)-
79.499)*(44.69))))**2.

else :
val = 5.5
data_limite1[i_gp] = val

#Pour limite 2
if (x+z/1.272)>82.499 and (x-z/1.272)<91.501:
val = 1.

elif (x-z/1.272)>91.499 and (x-z/1.272)<92.501:
val = (-1./3.)*(180./(180.+((x-z/1.272)-91.499)*(-43.93))))**2.+((5./3.)*(180./(180.+((x-
z/1.272)-91.499)*0.))**2.-((1./3.)*(180./(180.+((x-z/1.272)-91.499)*(-12.15))))**2.

elif (x-z/1.272)>92.499 and (x-z/1.272)<94.501:
val = (-1./3.)*(180./(180.-43.93+((x-z/1.272)-92.499)*(-17.38/2.))))**2.+((5./3.)*(180./(180.-
0.+((x-z/1.272)-92.499)*(-30.52/2.))))**2.-((1./3.)*(180./(180.-12.15+((x-z/1.272)-92.499)*(-
12.93/2.))))**2.

elif (x-z/1.272)>94.499 and (x-z/1.272)<95.501:
val = (-1./3.)*(180./(180.-61.31+((x-z/1.272)-94.499)*(-37.51))))**2.+((5./3.)*(180./(180.-
30.52+((x-z/1.272)-94.499)*(-72.14))))**2.-((1./3.)*(180./(180.-25.08+((x-z/1.272)-94.499)*(-
44.69))))**2.

elif (x+z/1.272)>81.499 and (x+z/1.272)<82.499:
val = (-1./3.)*(180./(180.+((x+z/1.272)-
82.499)*(43.93))))**2.+((5./3.)*(180./(180.+((x+z/1.272)-82.499)*0.))**2.-
(1./3.)*(180./(180.+((x+z/1.272)-82.499)*(12.15))))**2.

elif (x+z/1.272)>79.499 and (x+z/1.272)<81.499:

```

```
val = (-1./3.)*(180./(180.-43.93+((x+z/1.272)-81.499)*(17.38/2.)))*2.+(5./3.)*(180./(180.-0.+((x+z/1.272)-81.499)*(30.52/2.)))*2.- (1./3.)*(180./(180.-12.15+((x+z/1.272)-81.499)*(12.93/2.)))*2.
```

```
elif (x+z/1.272)>78.499 and (x+z/1.272)<79.499:
```

```
val = (-1./3.)*(180./(180.-61.31+((x+z/1.272)-79.499)*(37.51)))*2.+(5./3.)*(180./(180.-30.52+((x+z/1.272)-79.499)*(72.14)))*2.- (1./3.)*(180./(180.-25.08+((x+z/1.272)-79.499)*(44.69)))*2.
```

```
else:
```

```
val = 6.5
```

```
data_limite2[i_gp] = val
```

```
#Pour limite 3
```

```
if (x+z/1.272)>82.499 and (x-z/1.272)<91.501:
```

```
val = 1.
```

```
elif (x-z/1.272)>91.499 and (x-z/1.272)<92.501:
```

```
val = (1./3.)*(2.*180./(180.+((x-z/1.272)-91.499)*(-42.45)))*2.- (1./3.)*(180./(180.+((x-z/1.272)-91.499)*(-12.15)))*2.
```

```
elif (x-z/1.272)>92.499 and (x-z/1.272)<94.501:
```

```
val = (1./3.)*(2.*180./(180.-42.45+((x-z/1.272)-92.499)*(-9.87/2.)))*2.- (1./3.)*(180./(180.-12.15+((x-z/1.272)-92.499)*(-12.93/2.)))*2.
```

```
elif (x-z/1.272)>94.499 and (x-z/1.272)<95.501:
```

```
val = (1./3.)*(2.*180./(180.-52.32+((x-z/1.272)-94.499)*(-22.28)))*2.- (1./3.)*(180./(180.-25.08+((x-z/1.272)-94.499)*(-44.69)))*2.
```

```
elif (x+z/1.272)>81.499 and (x+z/1.272)<82.499:
```

```
val = (1./3.)*(2.*180./(180.+((x+z/1.272)-82.499)*(42.45)))*2.- (1./3.)*(180./(180.+((x+z/1.272)-82.499)*(12.15)))*2.
```

```
elif (x+z/1.272)>79.499 and (x+z/1.272)<81.499:
```

```
val = (1./3.)*(2.*180./(180.-42.45+((x+z/1.272)-81.499)*(9.87/2.)))*2.- (1./3.)*(180./(180.-12.15+((x+z/1.272)-81.499)*(12.93/2.)))*2.
```

```
elif (x+z/1.272)>78.499 and (x+z/1.272)<79.499:
```

```
val = (1./3.)*(2.*180./(180.-52.32+((x+z/1.272)-79.499)*(22.28)))*2.- (1./3.)*(180./(180.-25.08+((x+z/1.272)-79.499)*(44.69)))*2.
```

```
else:
```

```
val = 3.
```

```
data_limite3[i_gp] = val
```

```
i_gp += 1
```

```
ep1=pb.get_external_parameter('limite1')
ep1.set_field(data_limite1)
ep2=pb.get_external_parameter('limite2')
ep2.set_field(data_limite2)
ep3=pb.get_external_parameter('limite3')
ep3.set_field(data_limite3)
```

Annexes 3

Annexe 3.1 : Mise en données du post-traitement d'un essai de comportement pour calculer la durée de vie en fatigue du matériau

```
****post_processing
***global_post_processing
**output_number 352-391 #cycle sur lequel est calculée la durée de vie en fatigue
**file integ
**elset eprouvette
**process coordinates

***local_post_processing
**output_number 352-391
**file integ
**elset eprouvette
**material_file Fichier_materiau.mat #En lien avec les fichiers matériaux des annexes
4.2 et 4.3
**process range
*var sig
**process onera
*infinity_is 1.000000e+6
*reverse 1
*mode NLC_ONERA
*fatigue fatigue_rainflow 2

***local_post_processing
**output_number 1
**file integ
**elset eprouvette
**process function
*output Damage_local1
*expression 1./NR_NLC_ONERA

***global_post_processing
**output_number 1
**process min
*list_var Dsig NF1 NR_NLC_ONERA
*localization
****return

****post_processing
**process fatigue_rainflow
*mean_stress standard
*var sig
*mode with_a
*normalized_coeff
****return
```

Annexe 3.2 : Fichier des paramètres du modèle d'endommagement (Rapports de charge globaux)

```
***post_processing_data
**process fatigue_rainflow
M X #paramètres évoluent en fonction de l'axe X
2.7 87.
2.7 97.5
2.8 98.
2.8 127.

beta X
3.5 0.
3.5 127.

sigma_1 X
0.11 87.
0.11 97.5
0.18 98.
0.18 127.

b1 X
0.3 0.
0.3 127.

b2 X
0.8 0.
0.8 127.

a X
0.01 0.
0.01 127.

sigma_u X
1. 0.
1. 97.5
1.3 98.
1.3 127.

sigma_n X
560. 0.
560. 127.

**process onera
***return
```

Annexe 3.3 : Fichier des paramètres du modèle d'endommagement (Rapports de charge locaux)

```
***post_processing_data
**process fatigue_rainflow
M X      #paramètres évoluent en fonction de l'axe X
3.6 87.
3.6 93.5
3.2 95.7
3.2 98.
2.8 100.2
2.8 127.

beta X
3.5 87.
3.5 127.

sigma_l X
0.1 87.
0.1 93.5
0.1 95.7
0.1 98.
0.18 100.2
0.18 127.

b1 X
0.3 87.
0.3 127.

b2 X
0.8 87.
0.8 127.

a X
0.01 87.
0.01 127.

sigma_u X
0.75 87.
0.75 93.5
1.4 95.7
1.4 98.
1.3 100.2
1.3 127.

sigma_n X
560. 87.
```

560. 127.

****process onera**
*****return**

Bibliographie

[1] www.constellium.com/

[2] T. Warner, Recently-developed aluminium solutions for aerospace applications, Materials Science Forum, Volumes 519-521: 1271-1278 – 2006.

[3] T. Le Jolu, Influence des défauts de soudage sur le comportement plastique et la durée de vie en fatigue de soudures par friction-malaxage d'un alliage Al-Cu-Li, Thèse de doctorat, Mines ParisTech – 2011.

[4] B. Dubost, P. Sainfort, Durcissement par précipitation des alliages d'aluminium, Techniques de l'Ingénieur – Traité de métallurgie – M240 – 1991.

[5] I.J. Polmear, Light Alloys: metallurgy of the Light Metals, Metallurgy and Materials Science Series: 15-46 – 1981.

[6] B. Cai, Z.Q. Zheng, D.Q. He, S.C. Li, H.P. Li, Friction stir weld of 2060 Al-Cu-Li alloy: microstructure and mechanical properties, Journal of Alloys and Compounds, Volume 649: 19-27 – 2015.

[7] K. S. Prasad, A. A. Gokhale, A. K. Mukhopadhyay, D. Banerjee, D. B. Goel, On the formation of faceted Al₃Zr (beta') precipitates in Al-Li-Cu-Mg-Zr alloys, Acta Materialia, Volume 47: 2581-2592 – 1999.

[8] S. Richard, Fissuration par fatigue d'alliages d'aluminium au lithium de troisième génération, Thèse de doctorat, École Nationale Supérieure de Mécanique et d'Aérotechnique, 2011.

[9] M. Cabibbo, Partial dissolution of strengthening particles induced by equal channel angular pressing in an Al-Li-Cu alloy, Materials characterization, Volume 68: 7-13 – 2012.

[10] H. K. Hardy, J. M. Silcock, The phase sections at 500 and 350°C of Al rich Al-Cu-Li alloys, Journal of the Institute of Metals, Volume 84: 423-428 – 1955.

[11] B. Chen, M. F. Guo, J. X. Zheng, K. Y. Zhang, Y. Fan, L. Y. Zhou, X. L. Li, C. Lu, The effect of thermal exposure on the microstructures and mechanical properties of 2198 Al-Li alloy, Advanced Engineering Materials, Volume 18, Issue 7: 1225-1233 – 2016.

- [12] T. Dursun, C. Soutis, Recent developments in advanced aircraft aluminium alloys, *Materials and Design*, Volume 56: 862-871 – 2014.
- [13] N. D. Alexopoulos, E. Migklis, A. Stylianos, D. P. Myriounis, Fatigue behavior of the aeronautical Al-Li (2198) aluminum alloy under constant amplitude loading, *International Journal of Fatigue*, Volume 56: 95-105 – 2013.
- [14] W. D. Lockwood, B. Tomaz, A. P. Reynolds, Mechanical response of friction stir welded AA2024 : experiment and modeling, *Materials Science and Engineering A*, Volume 323: 348-353 – 2002.
- [15] A. Astarita, A. Squillace, A. Scala, A. Prisco, On the critical technological issues of friction stir welding T-Joints of dissimilar aluminium alloys, *Journal of Materials Engineering and Performance*, Volume 21, Issue 8: 1763-1771 – 2012.
- [16] J. Chen, Y. Madi, T.F. Morgeneyer, J. Besson, Plastic flow and ductile rupture of a 2198 Al-Cu-Li aluminium alloy, *Computational Materials Science*, Volume 50: 1365-1371 – 2010.
- [17] D. Steglich, H. Wafai, W. Brocks, Anisotropic deformation and damage in aluminium 2198-T8 sheets, *International Journal of Damage Mechanics*, Volume 19: 131-152 – 2010.
- [18] P. Cavaliere, A. De Santis, F. Panella, A. Squillace, Effect of anisotropy on fatigue properties of 2198 Al-Li plates joined by friction stir welding, *Engineering Failure Analysis*, Volume 16: 1856-1865 – 2009.
- [19] G. Bussu, P.E. Irving, The role of residual stress and heat affected zone properties on fatigue crack propagation in friction stir welded 2024-T351 aluminium joints, *International Journal of Fatigue*, Volume 25: 77-88 – 2003.
- [20] J. Chen, Ductile Tearing of AA2198 Aluminum-Lithium Sheets for Aeronautic Application, Thèse de doctorat, Mines ParisTech – 2011.
- [21] R. Hill, A theory of the yielding and plastic flow of anisotropic metals, *Proc. Roy. Soc., Series A*, 193-218 – 1948.
- [22] S. Zhang, Characterization of anisotropic yield criterion with biaxial tension test, Thèse de doctorat, INSA Rennes, 2014.
- [23] F. Bron, J. Besson, A. Pineau, Ductile rupture in thin sheets of two grades of 2024 aluminium alloy, *Materials Science and Engineering A*, Volume 380, Issue 1-2: 356-364 – 2004.
- [24] F. Barlat, D. J. Lege, J. C. Brem, A six-component yield function for anisotropic materials, *International Journal of Plasticity*, Volume 7: 693-712 – 1991.

-
- [25] A. P. Karafillis, M. C. Boyce, A general anisotropic yield criterion using bounds and a transformation weighting tensor, *Journal of Mechanics and Physics of Solids*, Volume 41: 1859-1886 – 1993.
- [26] G. Barbier, Fatigue biaxiale à grand nombre de cycles : étude expérimentale et modèle d'endommagement à deux échelles probabiliste, Thèse de doctorat, École Normale Supérieure de Cachan, 2009.
- [27] L. M. Kachanov, Time of the rupture process under creep conditions, *Izv. Akad. Nauk SSSR, otd. Tekn. Nauk* 8 édition, 1958.
- [28] Y. N. Rabotnov, Creep problems in structural members, North Holland édition, 1969.
- [29] J. Lemaitre, Sur la détermination des lois de comportement des matériaux élasto-viscoplastiques, Thèse de doctorat, Université Paris XI (Orsay), 1971.
- [30] J. L. Chaboche, Le concept de contrainte effective appliqué à l'élasticité et à la viscoplasticité en présence d'un endommagement anisotrope, In : Boehler, J-P. (Ed.), *Colloque Int. CNRS 295, Villard de Lans, Martinus Nijhoff Publishers and Editions du CNRS*, 737-760, 1979.
- [31] www.twi-global.com.
- [32] R. S. Mishra, Z. Y. Ma, Friction stir welding and processing, *Materials Science and Engineering R*, Volume 50: 1-78 – 2005.
- [33] W. M. Thomas, E.D. Nicholas, S.D. Smith, S.K. Das, J.G. Kaufman, T.J. Lienert (Eds.), *Proceedings of the TMS 2001 Aluminium Automotive and Joining Sessions*, TMS –213 – 2001.
- [34] C. Fuller, M. Mahoney, M. Calabrese, L. Micono, Evolution of microstructure and mechanical properties in naturally aged 7050 and 7075 Al friction stir welds, *Materials Science and Engineering: A*, Volume 527, Issue 9: 2233-2240 – 2010.
- [35] S. F. Jurak, Statistical analysis of the mechanical properties of friction stir welded AA2024 and AA2198 aluminum alloys, Thèse de master, Wichita State University, 2008.
- [36] K. Krasnowski, C. Hamilton, S. Dymek, Influence of the tool shape and weld configuration on microstructure and mechanical properties of the Al 6082 alloy FSW joints, *Archives of civil and mechanical engineering*, Volume 15: 133 – 141 – 2015.
- [37] R. Maginness, Z.W. Chen, Formation of weld zones during friction stir welding of aluminium alloys, In 5th International Symposium on Friction Stir Welding – Metz – France – 2004.
-

- [38] A. Denquin, L. Rolly, C. Rouaud, D. Allehaux, Étude du soudage FSW de nouveaux alliages haute résistance pour application fuselage, Document ONERA – 2006.
- [39] Y.S. Sato, H. Takauchi, S.H.C. Park, H. Kokawa, Characteristics of the kissingbond in friction stir welded Al alloy 1050, *Materials Science and Engineering A*, Volume 405: 333-338 – 2005.
- [40] T. Vugrin, M. Schmücker, G. Staniek, Root flaws of friction stir welds – an electron microscopy study, In *Symposium on Friction Stir Welding and Processing III – San Francisco – USA – 2005*.
- [41] Y. E. Ma, Z.C. Xia, R.R. Jiang, WenYa Li, Effect of welding parameters on mechanical and fatigue properties of friction stir welded 2198 T8 aluminum–lithium alloy joints, *Engineering Fracture Mechanics*, Volume 114 : 1–11 – 2013.
- [42] P. Dainelli, P. Nennig, A. Ben Attar, G. Framezelle, D. Chauveau, F. Scandella et F. Darras, V. Galy, D. Chartier, Évaluation des possibilités de contrôle qualité en ligne des soudures FSW – France – 2014.
- [43] Y. Demmouche, Étude du comportement en fatigue d'assemblages soudés par FSW pour applications aéronautiques, Thèse de doctorat, Arts et Métiers ParisTech – 2012.
- [44] H. Robe, Y. Zedan, J. Chen, H. Monajati, E. Feulvarch, P. Bocher, Microstructural and mechanical characterization of a dissimilar friction stir welded butt joint made of AA2024-T3 and AA2198-T3, *Materials Characterization*, Volume 110: 242–251 – 2015.
- [45] B. Heinz, B. Skrotzki, Characterization of a friction-stir-welded aluminium alloy 6013, *Metallurgical and Materials Transactions B*, Volume 33: 489-498 – 2002.
- [46] Y. E. Ma, P. Staron, T. Fischer, P.E. Irving, Size effects on residual stress and fatigue crack growth in friction stir welded 2195-T8 aluminum, *International Journal of Fatigue*, Volume 33: 1417-1425 – 2011.
- [47] W. Woo, H.Choo, D.W.Brown, S.C. Vogel, P.K. Liaw, Z. Feng, Texture analysis of a friction stir processed 6061-T6 aluminum alloy using neutron diffraction, *Acta materialia*, Volume 54: 3871-3882 – 2006.
- [48] I. Kalembe, S. Dymek, C. Hamilton, M. Blicharski, Microstructure and mechanical properties of friction stir welded 7136-T76 aluminum alloy, *Materials Science and Technology*, Volume 27: 903-908 – 2011.
- [49] A. Denquin, D. Allehaux, G. Lapasset, H. Ostersehlte, Microstructural phenomena of FSW joints ; friction stir welding behaviour of 2098 type alloys and resulting weld properties, In Gottstein G. Hirsch J., Skrotzki B., editor, *Aluminium alloys : their physical and mechanical properties*, 11th International Conference on aluminium alloys, 1939-1944, Aachen, Germany, Wiley, 2008.

-
- [50] C. Bitondo, U. Prisco, A. Squillace, G. Giorleo, P. Buonadonna, G. Dionoro, G. Campanile, Friction stir welding of AA2198-T3 butt joints for aeronautical applications, *International Journal of Material Forming*, Volume 3: 1079-1082 – 2010.
- [51] S. Malarvizhi, V. Balasubramanian, Effect of welding processes on AA2219 aluminium alloy joint properties, *Transactions of Nonferrous Metal Society of China*, Volume 2: 962-973 – 2011.
- [52] C. Leitaó, I. Galvão, R.M. Leal, D.M. Rodrigues, Determination of local constitutive properties of aluminium friction stir welds using digital image correlation, *Materials and Design*, Volume 33: 69-74 – 2012.
- [53] P. M. G. P. Moreira, A. M. P. de Jesus, M. A. V. de Figueiredo, M. Windisch, G. Sinnema, P. M. S. T. de Castro, Fatigue and fracture behaviour of friction stir welded aluminum-lithium 2195, *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, Volume 60: 1-9 – 2012.
- [54] A. P. Reynolds, F. Duvall, DIC for determination of weld and base metal constitutive behaviour, Department of Mechanical Engineering, University of South Carolina, Columbia S.C., 1999.
- [55] B. A. McWilliams, J. H. Yu, C. F. Yen, Numerical simulation and experimental characterization of friction stir welding on thick aluminium alloy AA2139-T8 plates, *Materials Science and Engineering*, Volume 585: 243-252 – 2013.
- [56] S. Liu, Y. J. Chao, Determination of global mechanical response of friction stir welded plates using local constitutive properties, *Modelling Simul. Mater. Sci. Eng.*, Volume 13: 1-15 – 2005.
- [57] S. Di, X. Yang, G. Luan, B. Jian, Comparative study on fatigue properties between AA2024-T4 friction stir welds and base materials, *Materials Science and Engineering A*, Volume 435: 389-395 – 2006.
- [58] X. Zhang, H. Zhang, R. Bao, Mode I fatigue crack growth behaviour in a welded cruciform joint under biaxial stresses, 13th International Conference on Fracture, Beijing, China, 2013.
- [59] www.astm.org/DATABASE.CART/HISTORICAL/E466-07.htm, ASTM E-466-07: Standard practice for conducting force controlled constant amplitude axial fatigue tests of metallic materials.
- [60] S. Khan, O. Kintzel, J. Mosler, Experimental and numerical lifetime assessment of Al 2024 sheet, *International Journal of Fatigue*, Volume 37: 112-122 – 2011.
-

- [61] I. Zidane, D. Guines, L. Léotoing and E. Ragneau, Development of an in-plane biaxial test for forming limit curve (FLC) characterization of metallic sheets, *Measurement Science and Technology*, Volume 21: 1-11 – 2010.
- [62] V. Bonnard, J. L. Chaboche, P. Gomez, P. Kanouté, D. Pacou, Investigation of multiaxial fatigue in the context of turboengine disc applications, *International Journal of Fatigue*, Volume 33: 1006–1016 – 2011.
- [63] D. R. Hayhurst, A biaxial-tension creep-rupture testing machine, *Journal of Strain Analysis*, Volume 8: 119-123 – 1973.
- [64] D. A. Kelly, Problems in creep testing under biaxial stress systems, *Journal of Strain Analysis*, Volume 11: 1-6 – 1976.
- [65] G. Ferron, A. Makinde, Design and development of a biaxial strength testing device, *Journal of Testing and Evaluation*, Volume 16: 253-256 – 1988.
- [66] S. Demmerle, J.Boehler, Optimal design of biaxial tensile cruciform specimens, *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Volume 41: 143-181 – 1983.
- [67] W. M. Johnston, D. W. Pollock, D. S. Dawicke, Biaxial testing of 2195 aluminium lithium alloy using cruciform specimens, NASA Report, CR2002-211942, 2002.
- [68] G. Mesmacque, B. Wu, X. Decoopman, C. Robin, D. Zakrzewski, Multi axial fatigue in welded components, In: Gdoutos E.E. (eds) *Fracture of Nano and Engineering Materials and Structures*, 2006.
- [69] A. Hannon, P. Tiernan, A review of planar biaxial tensile test, *Journal of Materials Processing Technology*, Volume 98: 1-13 – 2008.
- [70] M. Merklein, M. Biasutti, Development of a biaxial tensile machine for characterization of sheet metals, *Journal of Materials Processing Technology*, Volume 213: 939- 946 – 2013.
- [71] D. E. Green, K. W. Neale, S. R. MacEwen, A. Makinde, R. Perrin, Experimental investigation of the biaxial behaviour of an aluminum sheet, *International Journal of Plasticity*, Volume 20: 1677-1706 – 2004.
- [72] Y. Hanabusa, H. Takizawa, T. Kuwabara, Numerical verification of a biaxial tensile test method using a cruciform specimen, *Journal of Materials Processing Technology*, Volume 213: 961-970 – 2013.
- [73] F. Mathieu, Analyse de la tenue mécanique d'un liner en titane : Apport des mesures de champs cinématiques, Thèse de doctorat, École Normale Supérieure de Cachan, 2013.

-
- [74] W. J. Barnett, A. R. Troiano, Crack propagation in the hydrogen-induced brittle fracture of steel, Transactions of the American Institute of Mining, Metallurgical and Petroleum Engineers, 209-486 – 1957.
- [75] G. Baudin, Nouvelle méthode de mesure électrique de longueur de fissure, La recherche aérospatiale, Volume 4: 195-203 – 1978.
- [76] D. Lecompte, A. Smits, H. Sol, J. Vantomme, D. Van Hemelrijck, Mixed numerical–experimental technique for orthotropic parameter identification using biaxial tensile tests on cruciform specimens, International Journal of Solids and Structures, Volume 44: 1643-1656 – 2007.
- [77] M. Fazzini, Développement de méthodes d'intégration des mesures de champs, Thèse de doctorat, INP de Toulouse, 2009.
- [78] www.gom.com/3d-software/aramis-software.
- [79] D. L. Chen, M. C. Chaturvedi, Near-threshold fatigue crack growth behavior of 2195 aluminum-lithium-alloy—prediction of crack propagation direction and influence of stress ratio, Metallurgical and Materials Transactions A, Volume 31A: 1531-1541 – 2000.
- [80] T. Dorin, Mécanismes de durcissement structural par des précipités anisotropes dans un alliage Al-Cu-Li de troisième génération, Thèse de doctorat, Université de Grenoble – 2013.
- [81] <https://fiji.sc/>
- [82] C. Gao, Z. Zhu, J. Han, H. Li, Materials Science and Engineering A, Volume 639: 489-499 – 2015.
- [83] H. Qin, H. Zhang, H. Wu, The evolution of precipitation and microstructure in friction stir welded 2195-T8 Al–Li alloy, Materials Science & Engineering A, Volume 626: 322-329 – 2015.
- [84] N. Hansen, Boundary strengthening over five length scales, Advanced Engineering Materials, Volume 7: 815-821 – 2005.
- [85] R. X. Zheng, X. N. Hao, Y. B. Yuan, Z. W. Wang, K. Ameyama, C. L. Ma, Journal of Alloys and Compounds, Volume 576: 291-298 – 2013.
- [86] R. L. Fleisgher, Solution hardening, Acta Metallurgica, Volume 9: 996-1000 – 1961.
- [87] R. Labusch, A statistical theory of solid solution hardening, Physica Status Solidi B, Volume 41: 659-669 – 1970.
-

- [88] C. Genevois, Genèse des microstructures lors du soudage par friction malaxage d'alliages d'aluminium de la série 2000 & 5000 et comportement mécanique résultant, Thèse de doctorat, INP de Grenoble, 2004.
- [89] R. Peierls, The size of a dislocation, *Proceedings of the Physical Society*, Volume 52: 34-37 - 1940.
- [90] F. R. N. Nabarro, Dislocations in a simple cubic lattice, *Proceedings of Physical Society*, Volume 59: 256-272 – 1947.
- [91] J. F. Nie, B. Muddle, I. J. Polmear, The effect of precipitate shape and orientation on dispersion strengthening in high strength aluminium alloys, *Materials Science Forum* 217, 1257-1262 – 1996.
- [92] M. Starink, P. Wang, I. Sinclair, P. Gregson, Microstructure and strengthening of Al-Li-Cu-Mg alloys and MMCs: II. Modelling of yield strength, *Acta Materialia*, Volume 47: 3855-3868 – 1999.
- [93] D.N. Seidman, E.A. Marquis, D.C. Dunand, Precipitation strengthening at ambient and elevated temperatures oh heat-treatable Al(Sc) alloys, *Acta Metallurgica*, Volume 50: 4021-4035 – 2002.
- [94] A. Deschamps, Précipitation durcissante dans les matériaux de structure, Mémoire HDR, INP de Grenoble, 2003.
- [95] E. Orowan, Discussion symposium on internal stresses in metals and alloys, *Institute of Metals*, p.451, 1948.
- [96] W. Woo, L. Balogh, T. Ungár, H. Choo, Z. Feng, Grain structure and dislocation density measurements in a friction-stir welded aluminium alloy using X-ray peak profile analysis, *Materials Science and Engineering A*, Volume 498: 308-313 – 2008.
- [97] J. Huang, A. Ardell, Strengthening mechanisms associated with T1 particles in 2 Al-Li-Cu alloys, *Journal of Physics*, Volume 48: 373-383 – 1987.
- [98] J. Lemaitre, J. L. Chaboche, *Mécanique des matériaux solides*, Dunod, 2^e édition, 1996.
- [99] J. L. Chaboche, Constitutive equations for cyclic plasticity and cyclic viscoplasticity, *International Journal of Fatigue*, Volume 5: 247-302 – 1989.
- [100] T. F. Morgeneyer, T. Taillandier-Thomas, L. Helfen, T. Baumbach, I. Sinclair, S. Roux, F. Hild, In situ 3-D observation of early strain localization during failure of thin Al alloy (2198) sheet, *Acta Materialia*, Volume 69: 78-91 – 2014.

-
- [101] A. Darlet, Estimation rapide en surface de la triaxialité des contraintes et de la plasticité : application aux disques et aux aubes de turbine des turboréacteurs, Thèse de doctorat, École Normale Supérieure de Cachan, 2014.
- [102] E. Bousquet, Durabilité des assemblages soudés par friction stir welding (FSW) : Corrélation entre microstructure et sensibilité à la corrosion, Thèse de doctorat, Université Bordeaux 1, 2011.
- [103] M. Dhondt, Corrosion sous contrainte intergranulaire du noyau de soudure par FSW de l'alliage Al-Li 2050, Thèse de doctorat, Université Bordeaux 1, 2012.
- [104] V. Proton, Caractérisation et compréhension du comportement en corrosion de structures en alliage d'aluminium-cuivre-lithium 2050 assemblées par Friction Stir Welding (FSW), Thèse de doctorat, Université de Toulouse, 2012.
- [105] K. Dang Van, Sur la résistance à la fatigue des métaux. Thèse de Doctorat ès Sciences, Sciences Techniques de l'Armement, Volume 47: 647-722 – 1973.
- [106] K. N. Smith, P. Watson, T. H. Topper, A stress–strain function for the fatigue of metals, *Journal of Materials Science*, Volume 5: 767-776 – 1970.
- [107] M. W. Brown, K. J. Miller, A theory for fatigue failure under multiaxial stress–strain conditions, *Proc. Inst. Mech. Eng.*, Volume 187: 745-755 – 1973.
- [108] A. Fatemi, D. F. Socie, A critical plane to multiaxial fatigue damage including out of phase loading, *Fatigue and Fracture Engineering Materials and Structures*, Volume 11: 149-165 – 1988.
- [109] D. Béréziat, I. Herlin, L. Younes, Méthodes de détection de mouvement adaptées aux images météorologiques, *Seizième colloque GRETSI* : 909-912, Grenoble, 1997.
- [110] F. Brémand, M. Cottton, P. Doumalin, J. C. Dupré, A. Germaneau, V. Valle, Mesures en mécanique par méthodes optiques, *Techniques de l'Ingénieur*, 2011.
- [111] H. W. Schreier, M. A. Sutton, Systematic errors in Digital Image Correlation due to undermatched subset shape functions, *Experimental Mechanics*, Volume 42: 303-310 – 2002.
- [112] G. Besnard, F. Hild, S. Roux, “Finite-Element” Displacement Fields Analysis from Digital Images: Application to Portevin–Le Châtelier Bands, *Experimental Mechanics*, Volume 46: 789-803 – 2006.
- [113] P. L. Reu, M. Sutton, Y. Wang, T. J. Miller, Uncertainty quantification for digital image correlation, *Proceedings of the SEM Annual Conference, USA*, 2009.
- [114] J.C. Dupré, V. Valle, F. Brémand, Documentation logiciel Corrêla 2003, Université de Poitiers, LMS UMR 6610.
-

- [115] J. L. Chaboche, Description thermodynamique et phénoménologique de la viscoplasticité cyclique avec l'endommagement, ONERA ISSN 0078-379X, 1978.
- [116] M. F. Ashby, D. R. H. Jones, Engineering materials 2: an introduction to microstructures, processing and design, Pergamon – 1986.
- [117] A. Bastier, Modélisation du soudage d'alliages d'aluminium par friction et malaxage, Thèse de doctorat, École Polytechnique, 2006.
- [118] G. Boittin, Expérimentation numérique pour l'aide à la spécification de la microstructure et des propriétés mécaniques d'un superalliage base Ni pour des applications moteurs, Thèse de doctorat, École Nationale Supérieure des Mines de Paris, 2011.
- [119] F. De Geuser, F. Bley, A. Denquin, A. Deschamps, Mapping the microstructure of a friction-stir welded (FSW) Al-Li-Cu alloy, Journal of Physics: Conference Series 247, 2010.
- [120] B. Decreus, A. Deschamps, F. De Geuser, P. Donnadieu, C. Sigli, M. Weyland, The influence of Cu/Li ratio on precipitation in Al-Cu-Li-x alloys, Acta Materialia, Volume 61: 2207-2218 – 2013.
- [121] D. Ade, Institut Clément Ader, École des Mines Albi-Carmaux, <http://perso.mines-albi.fr/~adeade/stereovision.html>.
- [122] B. Decreus, A. Deschamps, P. Donnadieu, Understanding the mechanical properties of 2198 Al-Li-Cu alloy in relation with the intra-granular and inter-granular precipitate microstructure, Journal of Physics: Conference Series 240, ICSMA-15, 2010.
- [123] www.zset-software.com

Résumé : Le procédé de soudage par friction malaxage (FSW) entraîne, d'une manière générale, une importante chute de dureté à travers le joint soudé. Dans le but de concevoir des structures aéronautiques soudées par FSW en fatigue, il est nécessaire de connaître l'impact de cette chute de dureté dans le comportement mécanique global de la soudure. Dans ces travaux, l'alliage d'aluminium à durcissement structural 2198-T8 est considéré. Une chaîne de calcul de durée de vie en fatigue d'une structure soudée par FSW est mise en place. Elle intègre un couplage de calculs et d'expériences grâce auxquels le comportement mécanique de la structure est modélisé. Dans un premier temps, le gradient de comportement mécanique de la soudure est étudié. Des essais mécaniques de traction et cycliques sont réalisés à température ambiante. La méthode de corrélation d'images numériques (DIC) est utilisée dans le but de mesurer les champs de déplacements localement dans et au voisinage du joint soudé. À partir des résultats expérimentaux, les paramètres mécaniques d'un modèle de comportement sont identifiés à partir d'un élément de volume, zone par zone à travers le joint soudé. En parallèle, une quantification des précipités durcissants T_1 (Al_2CuLi) est menée dans différentes zones du joint soudé à l'aide d'un Microscope Electronique en Transmission (MET). Un lien entre l'évolution de la microstructure à travers la soudure et l'évolution des paramètres mécaniques est recherché. Le modèle de comportement mécanique est utilisé sur des calculs de structure utilisant la méthode des éléments finis pour simuler le joint soudé. En parallèle, des essais de fatigue sont réalisés sur des éprouvettes uniaxiales et cruciformes soumises à des chargements uniaxiaux et multiaxiaux. À l'aide des simulations du gradient de comportement mécanique du joint soudé ainsi que des résultats mesurés en fatigue, les paramètres d'un modèle d'endommagement sont identifiés. Ce modèle est utilisé pour prédire les durées de vie en fatigue et les zones d'amorçages de fissure pour une structure soudée soumise à des chargements multiaxiaux.

Mot-clés : FSW, Al-Cu-Li, gradient de comportements mécaniques, fatigue, chargements multiaxiaux, DIC

Abstract: The Friction Stir Welding (FSW) process generally induces a critical hardness decrease inside the welded joint. To design aeronautical structure welded by FSW in fatigue, it is then necessary to know the impact of this hardness drop on the constitutive behaviour of the junction. In this study, the hardening structural aluminium alloy 2198-T8 is considered. A fatigue lifetime assessment loop of a welded structure is implemented. It integrates a calculations and experiments coupling which is used to model the structure's mechanical behaviour. The gradient mechanical behaviour of the weldment is initially studied. Monotonic and cyclic mechanical tests are carried out to room temperature. Digital Image Correlation (DIC) is used to measure local displacement fields around the junction. Based on this experimental data, mechanical parameters for a constitutive model are identified on a volume element, zone by zone across the welded joint. In parallel, a quantification of the T_1 (Al_2CuLi) strengthening precipitates is realized in different region of the joint with a Transmission Electron Microscope. A connection between the microstructure evolution and the mechanical parameters is researched. The gradient mechanical behaviour of the joint is assessed on a 3D structure by Finite Element Analysis. Furthermore, fatigue tests are carried out on uniaxial and multiaxial loadings welded specimen. Thanks to the mechanical behaviour model and the fatigue lifetime measured, a damage model is used to predict the fatigue lifetime and the crack initiation zone for a welded structure which is subjected to higher multiaxial loads.

Keywords: Friction Stir Welding, Al-Cu-Li alloys, mechanical behaviour gradient, fatigue, multiaxiality loads, Digital Image Correlation