



HAL
open science

Dimensionnement mécano-fiabiliste des structures soudées contenant un défaut

Intissar Frih

► **To cite this version:**

Intissar Frih. Dimensionnement mécano-fiabiliste des structures soudées contenant un défaut. Matériaux et structures en mécanique [physics.class-ph]. Université de Technologie de Troyes, 2016. Français. NNT : 2016TROY0017 . tel-03361858

HAL Id: tel-03361858

<https://theses.hal.science/tel-03361858>

Submitted on 1 Oct 2021

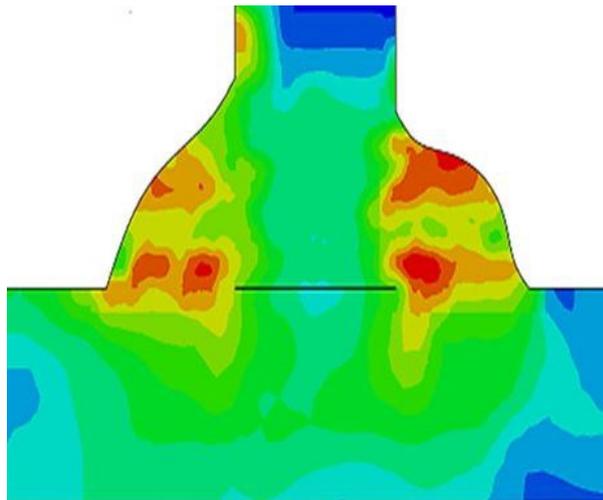
HAL is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

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'UTT

Intissar FRIH

Dimensionnement mécano-fiabiliste des structures soudées contenant un défaut



Spécialité :
Matériaux, Mécanique, Optique et Nanotechnologie

2016TROY0017

Année 2016

THESE

pour l'obtention du grade de

DOCTEUR de l'UNIVERSITE DE TECHNOLOGIE DE TROYES

Spécialité : MATERIAUX, MECANIQUE, OPTIQUE ET NANOTECHNOLOGIE

présentée et soutenue par

Intissar FRIH

le 14 juin 2016

Dimensionnement mécano-fiabiliste des structures soudées contenant un défaut

JURY

M. A. LODINI	PROFESSEUR DES UNIVERSITES	Président
M. P.-A. ADRAGNA	MAITRE DE CONFERENCES	Directeur de thèse
M. Z. AZARI	PROFESSEUR DES UNIVERSITES	Rapporteur
M. P.-Y. MANACH	PROFESSEUR DES UNIVERSITES	Rapporteur
M. G. MONTAY	MAITRE DE CONFERENCES - HDR	Directeur de thèse

à l'âme de mon père,
à ma chère mère,

REMERCIEMENTS

Je tiens tout d'abord à exprimer mes sincères remerciements et témoigner ma grande reconnaissance à tous ceux qui ont contribué de près ou de loin à l'élaboration de ce mémoire.

Il est indispensable d'adresser mes remerciements les plus distingués à mes encadreurs de thèse à l'université de Technologie de Troyes, M. Pierre-Antoine ADRAGNA et M. Guillaume MONTAY, pour leur soutien pédagogique, leurs conseils et leurs directives pour mener à terme ce travail.

Je tiens à remercier chaleureusement les membres du jury, particulièrement le Pr. Alain LODINI qui m'a fait l'honneur de présider le jury de ma thèse, et les Pr. Zitouni AZARI et Pierre-Yves MANACH pour le temps et l'effort qu'ils ont consacrés à la lecture de ce manuscrit.

Je voudrais également remercier vivement toute l'équipe du LASMIS de l'UTT pour leur accueil chaleureux et leur soutien inébranlable durant les trois ans du projet. Je n'oublie pas de remercier l'ensemble des ingénieurs: Bruno GUELORGET et Laurent DANIEL, et des techniciens de LASMIS : Bruno, François, Abdel qui m'ont aimablement apporté leurs aides pour mener à bien les essais expérimentaux réalisés dans cette thèse.

Ensuite, je tiens à remercier le Conseil Général des Champagne Ardennes qui m'a financé cette thèse.

Pour finir, j'aimerais dédier ce travail à ma famille et mes amis qui m'ont supporté tout au long de ma thèse.

Intissar FRIH

INTRODUCTION GENERALE

L'intégrité et l'évaluation correcte de la fiabilité des structures (avions, navires, ponts, etc...) sont importantes pour assurer la sécurité publique et la protection de l'environnement. Ces structures sont constituées par des éléments assemblés principalement par soudage. Le soudage offre des nombreux avantages par rapport à d'autres techniques d'assemblage. Ce procédé fournit des joints forts et continus, offre également moins de concentrations de contraintes au niveau du joint et évite les problèmes de corrosion cavernueuse souvent associés aux rivets. Cependant, la présence d'imperfections de soudure telle que les porosités, les contraintes résiduelles, le manque de pénétration, etc., affectent la fiabilité des structures et réduisent efficacement leurs tenues en service. C'est pour cela que le soudage requiert une attention spécifique pour assurer l'intégrité des structures.

L'objectif de ce travail est d'étudier la fiabilité d'une structure soudée à l'aide d'une estimation plus précise et fine de la nocivité d'une porosité détectée lors d'une inspection. Le matériau utilisé lors du soudage est un acier à haute limite d'élasticité (HLE). Nous nous basons principalement sur l'évaluation des marges de dimensionnement en fonction des défauts simulés (géométrie, matériaux, porosités...) pour satisfaire l'exigence « Bon pour le service ». Notre approche proposée nous permet de prendre en compte les contraintes résiduelles développées lors de soudage, l'hétérogénéité d'un joint soudé ainsi que les variabilités des paramètres d'une porosité détectée afin de bien estimer la probabilité de rupture fragile d'une structure soudée. Afin de bien estimer la fiabilité des structures soudées, une stratégie d'étude est adoptée :

- a) Etude mécanique :
 - Essais de traction statiques,
 - Essai de ténacité.
- b) Etude métallographique :
 - Analyses microscopiques du cordon de soudure,
 - Mesurer la micro-dureté dans les différentes zones de joint soudé,
 - Mesurer les contraintes résiduelles sur toute la surface de la soudure.
- c) Modélisation numérique :
 - Analyse d'un modèle numérique soumis à un chargement de traction,
 - Identification de la distribution des contraintes ou/et des déformations plastiques autour de la porosité.
 - Calcul de la probabilité de risque de rupture fragile de cordon de soudure.

Le plan de ce mémoire est composé de quatre chapitres :

- Chapitre I: Etude bibliographique

Ce chapitre comporte trois grandes parties. La première partie présente un état de l'art sur le procédé de soudage par fusion et les paramètres influençant la fiabilité des structures soudées. Ensuite, la deuxième partie présente une étude bibliographique sur les modèles de la rupture fragile des structures. Enfin, la troisième partie est consacrée aux différents outils numériques permettant de mener un couplage mécano-fiabiliste.

- Chapitre II: Caractérisation expérimentale des soudures

Dans ce chapitre, nous présentons les essais expérimentaux réalisés pour comprendre les comportements du métal de base et du métal fondu (comportement élasto-plastique, ténacité). Par la suite, nous détaillons une étude métallographique permettant d'envisager une modélisation plus fine des cordons de soudure. La dernière partie de ce chapitre est dédiée à la description de la méthode des contours utilisée pour mesurer les contraintes résiduelles dans le cordon de soudure et à la comparaison des résultats obtenus en utilisant la méthode des rayons X.

- Chapitre III: Effet de contraintes résiduelles sur la nocivité d'un défaut

Dans ce chapitre, nous effectuons un affinage du modèle numérique du comportement de la soudure (intégration de contraintes résiduelles, prise en compte de soudures hétérogènes, ...). La méthode d'implémentation des contraintes résiduelles dans le code de calcul par éléments finis ABAQUS est présentée. Ensuite, l'effet de l'état de contraintes résiduelles sur la nocivité d'un défaut dans le cordon de soudure est étudié.

- Chapitre IV: Couplage mécano-fiabiliste

Ce chapitre propose une méthodologie permettant de répondre à une problématique d'évaluation de la fiabilité des structures soudées après l'inspection des défauts dans un cordon de soudure. Nous présentons une étude détaillée de l'influence des différents paramètres liés aux caractéristiques géométriques d'une porosité (taille, forme, orientation et position) dans un cordon de soudure sur la probabilité de rupture fragile des structures soudées en T. La procédure de mise en œuvre de cette méthode se base sur des calculs éléments finis, un méta-modèle et une analyse statistique afin d'évaluer la probabilité de défaillance des structures soudées.

SOMMAIRE

I - ETUDE BIBLIOGRAPHIQUE.....	12
I.1 - ÉTUDE BIBLIOGRAPHIQUE SUR LE PROCÉDE DE SOUDAGE:	13
I.1.1 - Introduction au soudage :	14
I.1.2 - Notion de soudabilité :	15
I.1.3 - Structure d'un joint soudé :	15
I.1.4 - Géométrie d'un joint soudé :	17
I.1.5 - Paramètres influençant la fiabilité des structures soudées :	18
I.2 - RUPTURE FRAGILE DES STRUCTURES:	34
I.2.1 - Mécanisme de la rupture fragile :	34
I.2.2 - Modèles de la rupture fragile :	35
I.3 - METHODOLOGIE DU META-MODELE POUR L'ANALYSE MECANO-FIABILISTE:	39
I.3.1 - Introduction :	39
I.3.2 - Principe de couplage mécano-fiabiliste :	39
I.3.3 - Variables de base :	42
I.3.4 - Plan d'expérience :	42
I.3.5 - Méta-modèle :	44
I.3.6 - L'état limite :	46
I.3.7 - Probabilité de défaillance :	47
I.4 - CONCLUSION:.....	49
II - CARACTERISATION EXPERIMENTALE DES SOUDURES.....	52
II.1 - COMPORTEMENT MECANIQUE :	53
II.1.1 - Métal de base :	53
II.1.2 - Métal d'apport :	57
II.2 - ANALYSE DE LA MICROSTRUCTURE DES CORDONS :	60
II.2.1 - Techniques d'observation et d'analyse :	60
II.2.2 - Microstructure de la soudure bout-à-bout :	61
II.2.3 - Microstructure de la soudure en T :	62
II.3 - ANALYSE DE LA TAILLE DES GRAINS ET DES PROPORTIONS DES PHASES :	63
II.3.1 - Méthodes d'observation et de mesure :	63
II.3.2 - Résultats de mesure de la taille de grain et des proportions des phases :	65
II.4 - ANALYSE DE LA DURETE:.....	67
II.4.1 - Techniques de mesure :	67
II.4.2 - Résultats de mesure de la dureté :	70
II.5 - ANALYSE DES CONTRAINTES RESIDUELLES:	74
II.5.1 - Par la méthode des contours:	74
II.5.2 - Par la méthode de la diffraction des rayons X :	85
II.6 - CONCLUSION:.....	88
III - EFFET DECONTRAINTE RESIDUELLES SUR LA NOCIVITE D'UN DEFAUT.....	90
III.1 - METHODE DE CALCUL PAR ELEMENTS FINIS :	91

III.1.1 - Maillage :	92
III.1.2 - Etude préalable de convergence de calcul éléments finis :	94
III.1.3 - Logiciel de simulation par éléments finis :	96
III.2 - DEFINITION DU CRITERE DE DEFAILLANCE DE LA STRUCTURE SOUDEE :	96
III.3 - STRUCTURE SIMPLE : CAS ELASTIQUE LINEAIRE :	98
III.3.1 - Modèle éléments finis :	98
III.3.2 - Résultats :	100
III.3.3 - Evolution de k_t en fonction de la forme et l'orientation du défaut :	103
III.4 - STRUCTURE REELLE : CAS ELASTIQUE LINEAIRE :	105
III.4.1 - Géométrie réelle du modèle :	105
III.4.2 - Prise en compte des propriétés mécaniques :	106
III.4.3 - Prise en compte des contraintes résiduelles :	107
III.4.4 - Résultats :	111
III.5 - STRUCTURE REELLE : CAS ELASTO-PLASTIQUE :	115
III.5.1 - Implémentation du comportement élasto-plastique des matériaux :	115
III.5.2 - Résultats :	116
III.6 - CONCLUSION :	121
IV - ETUDE FIABILISTE DE LA STRUCTURE SOUDEE	124
IV.1 - METHODOLOGIE DE DIMENSIONNEMENT FIABILISTE:	125
IV.2 - OUTILS NUMERIQUES UTILISES :	125
IV.2.1 - Codes de calcul et d'analyse fiabiliste :	125
IV.2.2 - Choix et validité du méta-modèle:	131
IV.3 - FIABILITE STRUCTURELLE :	137
IV.3.1 - Définition des modes de défaillance et fonctions de performance :	137
IV.3.2 - Simulation du Monte-Carlo :	139
IV.3.3 - Etude de sensibilité aux paramètres du défaut :	140
IV.4 - APPLICATION AU CAS D'ETUDE THEORIQUE:	143
IV.4.1 - Résultats de mesure par la 1 ^{ère} technique d'inspection	144
IV.4.2 - Résultats de mesure par la 2 ^{ème} technique d'inspection	149
IV.5 - CONCLUSION :	150
V - CONCLUSION ET PERSPECTIVES	151
REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES	155
ANNEXES	163

Chapitre I:

Etude bibliographique

Ce chapitre se décompose en trois grandes parties :

- Partie 1 : une étude bibliographique sur le procédé de soudage par fusion, la structure d'un joint soudé et les paramètres influençant la fiabilité des structures soudées en particulier les défauts, la concentration des contraintes et les contraintes résiduelles.
- Partie 2 : une recherche bibliographique sur le mécanisme et les modèles de la rupture fragile, plus précisément les modèles concernant l'amorçage d'une fissure à cause d'une contrainte critique atteinte à la pointe du défaut.
- Partie 3 : un état de l'art sur toute la démarche d'un couplage mécano-fiabiliste qui permet le calcul de la fiabilité d'une structure à partir des paramètres aléatoires du défaut.

I.1 - Etude bibliographique sur le procédé de soudage

Le procédé de soudage a été largement utilisé pour la fabrication des diverses structures allant des ponts et machines aux navires à réacteurs nucléaires et véhicule spatial (Figure I.1).



Figure I.1 : Domaines d'utilisation des structures soudées

Le terme "soudage" peut être défini comme le processus par lequel deux ou plusieurs pièces métalliques peuvent être assemblées sous l'influence de la chaleur ou de la pression, de sorte que le joint obtenu soit presque homogène. Le processus peut être réalisé de différentes manières qui peuvent être regroupées en deux catégories:

- Soudage à froid par effet purement mécanique.
- Soudage par fusion locale.

Il existe des nombreux procédés de soudage par fusion avec différents principes [1]. Dans cette étude, on s'intéresse au soudage à l'arc appelé Métal Inert Gas (MIG), utilisé sous protection gazeuse (l'argon ou l'hélium) et à l'aide d'une électrode fusible.

I.1.1 - Introduction au soudage par fusion

Dans les années 1930, le soudage par fusion était reconnu comme le processus le plus fiable d'assemblage des métaux dans les grandes échelles d'applications industrielles telles que la construction navale, les installations structurales chimiques et pétrolières [2]. Le soudage par fusion implique l'application d'une source de chaleur suffisante pour faire fondre les bords de deux composants et les assembler en ajoutant un autre matériau fondu entre eux afin de combler toute lacune. Lorsque le joint est réalisé, les composants peuvent être considérés comme une seule unité structurelle.

Concernant cette thèse, toutes les soudures par fusion sont réalisées à l'aide d'un soudage à l'arc [3]. Le soudage des métaux par gaz inerte (MIG) est un processus de soudage par fusion d'un fil-électrode consommable. Ce procédé développé dans les années 1940, est maintenant largement utilisé dans les applications industrielles. Bien qu'il existe de nombreux systèmes de soudage à l'arc, le principe général reste la même. Une source d'énergie génère un arc entre une électrode et la pièce à assembler, créant un plasma d'atomes ionisés et des électrons libres. La chaleur de l'arc, qui présente une température à cœur supérieur à 10.000°C, est portée par le plasma à la pièce. Le mélange de matières fondues crée un bain de fusion qui, en se solidifiant, forme le joint entre les deux composants.

Le procédé de soudage à l'arc est représenté sur la Figure I.2. La chaleur dégagée par le processus de fusion est suffisante pour provoquer des transformations dans une zone de matériau de base adjacente au métal de la soudure, communément appelée la zone affectée thermiquement ZAT. Ces transformations sont souvent d'une grande importance sur les propriétés métallurgiques et mécaniques du joint soudé.

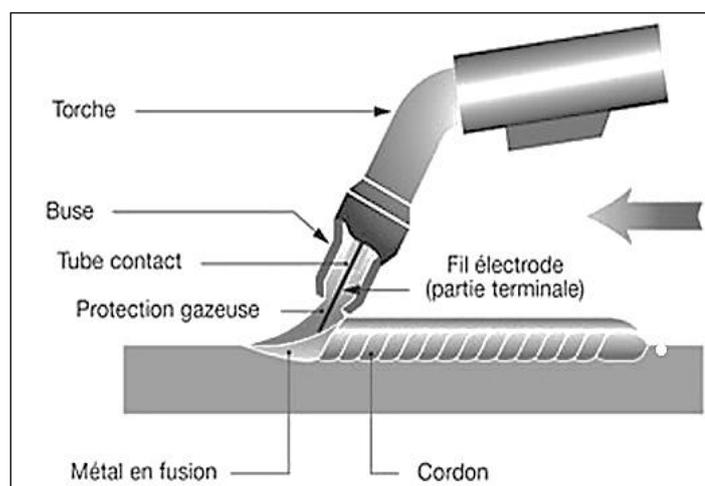


Figure I.2 : Principe de soudage à l'arc MIG

I.1.2 - Notion de soudabilité

La soudabilité est la capacité d'un matériau à être non seulement soudé sous des conditions spécifiques mais aussi de fonctionner d'une manière satisfaisante au cours de sa durée de vie. Elle peut être définie comme la résistance du matériau aux différents types de fissuration pendant et après le soudage et aussi en service [4]. La soudabilité des aciers est inversement proportionnelle à sa trempabilité, qui mesure la facilité de formation de martensite lors du traitement thermique. Pendant le soudage, la zone affectée thermiquement se réchauffe à très hautes températures et forme l'austénite. Puisque la soudure se refroidit, l'austénite se transforme ensuite, en de nouvelles phases qui dépendent de la vitesse de refroidissement. Ainsi, lorsque l'austénite se transforme en martensite, la soudure devient très fragile, sensible aux contraintes résiduelles et à la fissuration.

La mesure de la teneur en carbone équivalent (CE) permet de quantifier ou d'estimer les soudabilités relatives aux différents alliages. Des concentrations élevées d'éléments de carbone et d'autres alliages tels que Mn, Sn et Ni ont tendance à augmenter la trempabilité et à diminuer la soudabilité [5].

Les aciers ont généralement une bonne soudabilité puisqu'ils ont une faible teneur en carbone et quelques pourcentages d'autres alliages. Différentes relations permettant d'évaluer le carbone équivalent. Pour les aciers avec une structure ferrite-perlite et une teneur en carbone supérieure à 0.18 %, l'équation la plus utilisée est la formule de l'institut international de la soudure (ISS) [5, 6] :

$$CE = C + \frac{Mn+Si}{6} + \frac{Ni+Cu}{15} + \frac{Cr+Mo+N}{5} \quad (I.1)$$

L'équation de Ito-Besseyo [5, 6] est utilisée pour les aciers à faible teneur en carbone, (<0.18%) :

$$CE = C + \frac{Mn+Cr+Cu}{20} + \frac{Si}{30} + \frac{V}{10} + \frac{Mo}{15} + \frac{Ni}{60} + 5B \quad (I.2)$$

Pour qu'un acier soit facilement soudable, il est recommandé que le CE soit inférieur à 0.41 pour l'utilisation de l'équation (I.1) et inférieur à 0.25 pour l'utilisation de l'équation (I.2), [5].

I.1.3 - Structure d'un joint soudé

La microstructure développée dans le joint soudé est influencée par la composition chimique du métal de base, du métal d'apport, du flux et de la vitesse effective de refroidissement durant la transformation de l'austénite en ferrite.

Dans un joint soudé, trois zones métallurgiques peuvent être observées : le métal de base (MB), la zone affectée thermiquement (ZAT) et la zone du métal fondue (MF) comme schématisé sur la Figure I.3.

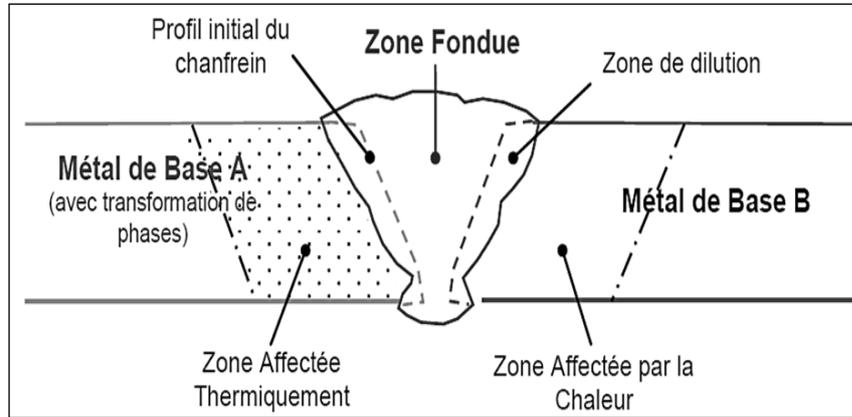


Figure I.3 : Zones constituant une soudure (adapté de Zahouane [7])

- Métal de base (MB): C'est le matériau des pièces à joindre. Cette zone n'est pas affectée par le processus de soudage. La température de cette zone n'est pas très élevée pour causer des transformations microstructurales.
- La zone fondue (ZF): C'est le mélange, effectué pendant le soudage, de métal d'apport avec le métal de base. Après solidification, ce mélange correspond au joint entre les pièces. Les modifications microstructurales, observées dans cette zone, dépendent du cycle de refroidissement.
- La zone de dilution: c'est la frontière entre la zone fondue et la zone affectée thermiquement.
- La zone affectée thermiquement (ZAT) : C'est la partie du métal de base adjacente au métal fondu et qui est chauffée à des températures suffisamment élevées pour modifier sa microstructure et ses propriétés mécaniques [8]. La microstructure de la ZAT dépend de la température maximale atteinte. Comme reporté sur la Figure I.4, la ZAT est constituée de quatre zones de microstructures différentes désignées respectivement [9, 10, 11]: (i) zone de croissance des grains, (ii) zone recristallisée, (iii) zone partiellement transformée, (iv) zone revenue. La zone de croissance des grains est située à côté de la ligne de fusion. Dans cette zone, des hautes températures sont atteintes. Cette température maximale diminue en s'éloignant de la ligne de fusion vers le métal de base. Les propriétés mécaniques, de chaque région de la ZAT, sont différentes à cause de la diversité de tailles des grains dans les zones.

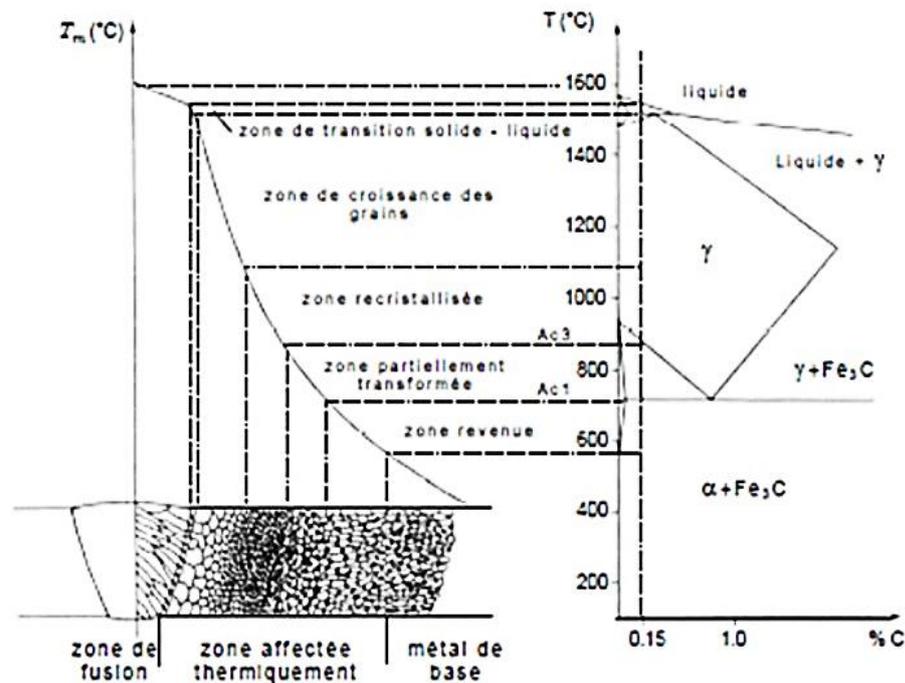


Figure I.4 : Identification des différentes structures métallurgiques selon le gradient de températures maximales atteintes et diagramme d'équilibre Fer-Fe₃C (Saint-Germain [11])

I.1.4 - Géométries d'un joint soudé

La géométrie de la soudure est choisie en fonction du procédé de soudage et de l'épaisseur des pièces à assembler. Il est important d'adopter une géométrie qui permet de satisfaire aux exigences requises sur la résistance et la qualité d'un composant. Il existe plusieurs types d'assemblages soudés pour subvenir aux différents besoins. En se basant sur la Figure I.5, les assemblages soudés sont généralement divisés en cinq groupes en fonction du type de joint : bout-à-bout, en coin, en T, à recouvrement, et à bords relevés.

Dans ce travail de recherche, on réalise des assemblages soudés bout-à-bout et d'autres soudés en T, que nous allons maintenant détailler.

▪ Assemblage soudé bout à bout

Une structure soudée bout-à-bout garantit une continuité géométrique parfaite si le joint est correctement effectué. Ce type d'assemblage, Figure I.5-A, est la méthode universelle utilisée dans la fabrication de tuyauteries soudées. Habituellement, lorsque l'épaisseur des tôles à souder dépasse 3 mm, les bords doivent être chanfreinés à environ 37,5°.

- **Assemblage soudé en T**

Cet assemblage est fréquemment utilisé pour les structures mécano-soudées, Figure I.4-C. Pour exécuter cette soudure, aucune préparation des bords n'est nécessaire. Par conséquent, les soudures d'angle sont généralement moins chères que les soudures bout-à-bout.

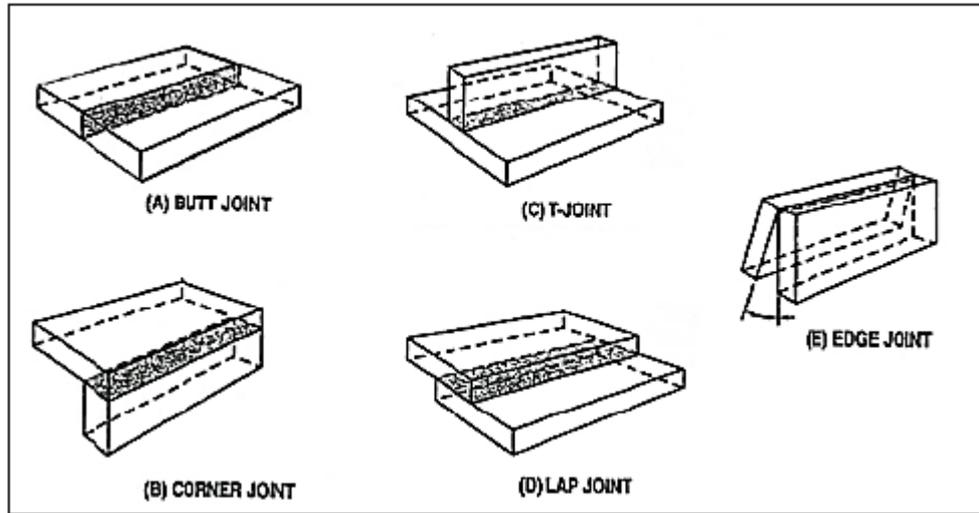


Figure I.5 : Différentes géométries d'une soudure [11]

I.1.5 - Paramètres influençant la fiabilité des structures soudées

Lors du soudage, la modification des propriétés mécaniques du métal dépend fortement de la nature des matériaux, des contraintes résiduelles et des discontinuités géométriques telles que les désalignements, des fissures et des défauts internes [12]. Ces discontinuités géométriques, créées sur le joint soudé, ont tendance à augmenter le champ de contraintes locales affectant ainsi la sécurité et la fiabilité des structures soudées.

I.1.5.1 -La nature du matériau : Aciers à Haute Limite d'Elasticité

Parmi les aciers de construction, les aciers à haute limite d'élasticité (HLE) ont émergé comme des matériaux de choix. Les aciers HLE contiennent principalement une faible teneur en carbone (0.05 à ~0.25 en %C), du manganèse (0.9 à ~1.8 en %Mn) et de petites additions d'éléments d'alliage avec des concentrations inférieures à 0.1 % ; tels que Cr, Mo, Si, Cu, V, Nb, Ti, Al et B. Ces aciers ont une limite d'élasticité supérieure à 500 MPa et possèdent une bonne ténacité à basse température par rapport aux aciers classiques grâce à leurs microstructures à grains fins et aux précipités uniformément distribués [13].

Lieurade et al. [14] remarquent une diminution importante de la vitesse de fissuration quand la limite d'élasticité du métal de base est plus élevée. En effet, un accroissement de la limite d'élasticité mène à une augmentation du niveau des contraintes résiduelles de compression.

Typiquement, les aciers HLE ont des microstructures constituées principalement de ferrite et de perlite et de petites quantités de carbures, de carbonitrures et de nitrures selon le traitement thermique reçu pendant l'élaboration [15, 16].

I.1.5.2 -Les défauts de soudage

Le terme «défaut de soudure» est un terme presque inséparable du soudage dans l'esprit de beaucoup d'ingénieurs. La présence de défauts semble être un élément essentiel dans la culture du soudage. Les défauts de soudage se produisent même dans les soudures réalisées par les soudeurs les plus expérimentés.

Un défaut de soudage est toute faille qui compromet l'intégrité de la soudure. Généralement, un défaut de soudure signifie un certain manque d'homogénéité ou une discontinuité physique. En effet, la grande plage de température et la variation importante de la température donnent lieu à la possibilité d'une grande variabilité au niveau de la structure métallurgique de joint.

Le défaut est associé soit aux mauvaises techniques de soudage ou à des courants excessifs de soudage, ou les deux et il se localise généralement parallèlement au joint du métal fondu et de métal de base, au raccordement ou à la racine de la soudure [12, 17]. Les défauts peuvent considérablement affecter les performances et la longévité de la soudure.

Avoir une compréhension des différents défauts, leurs causes et les remèdes peut aider à assurer des soudures plus durables et avec une qualité meilleure. On distingue de ce fait plusieurs types de défauts :

a - Fissure à froid

La fissuration à froid se produit lorsque les contraintes résiduelles réduisent la résistance du matériau de base, ce qui peut conduire à une rupture fragile.

La fissuration à froid est limitée aux aciers et elle est souvent associée à la formation de la martensite lors du refroidissement de la zone fondue. Généralement, la fissuration apparaît dans la zone affectée thermiquement du métal de base. Figure I.6 montre un exemple de fissure à froid.

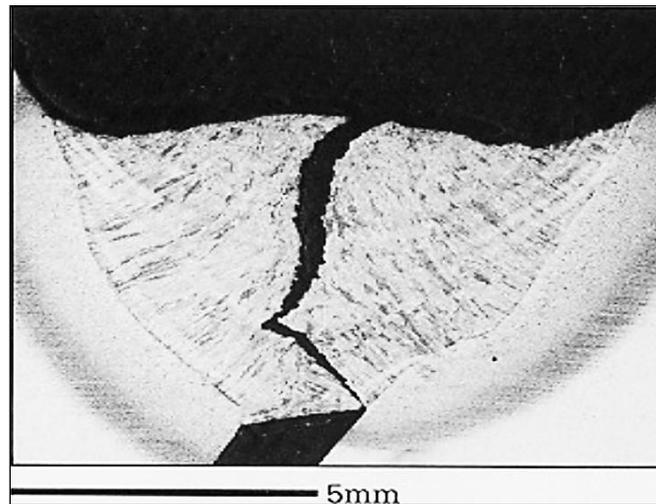


Figure I.6 : Fissure à froid [18]

b - Fissure à chaud

La fissuration à chaud peut se produire dans tous les métaux et elle a tendance à se produire dans la zone de fusion. Ce défaut peut également se produire lorsque le courant de soudage utilisé est trop élevé, la vitesse de soudage est trop rapide et des impuretés pénètrent dans le matériau de soudage.

Dans le cas de soudure d'angle, les fissures sont parallèles à la direction de soudage par contre dans le cas de soudure bout-à-bout, les fissures peuvent être transversales à la direction de soudage.

c - Porosité

La porosité est un défaut sphérique creux causé par la présence de gaz dans le métal fondu au cours de la solidification. Ces pores peuvent avoir des tailles variables et ils sont généralement distribués de façon aléatoire. Les pores peuvent avoir lieu sous ou sur la surface de la soudure (Figure I.7).

Ces porosités proviennent principalement par la contamination de l'atmosphère, l'oxydation excessive des surfaces de la pièce de travail, la saleté d'huile ou de la graisse, et la présence de corps étrangers. Les effets néfastes des porosités sur la performance de la structure soudée dépendent de leurs densités, tailles, et orientations dans le cordon. Dans le cas de porosités non débouchantes, on parlera des soufflures.

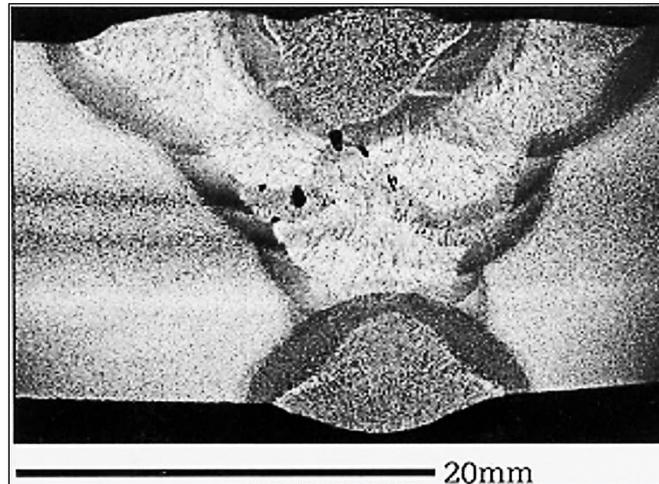


Figure I.7 : Porosité observée dans un joint soudé [18]

d - Inclusions

Les inclusions sont générées par la présence des substances étrangères telles que le laitier, le tungstène, le sulfure, etc. Elles peuvent se produire lorsque plusieurs passes sont effectuées le long d'un joint en V lors de l'assemblage de tôles épaisses. Ces défauts sont souvent associés à des contre-dépouilles et à un manque de pénétration de la soudure. Les inclusions peuvent être un point grave d'initiation de la fissuration.

e - Morsures

Ce défaut apparaît comme une rainure dans le métal de base le long des bords de la soudure (Figure I.8).

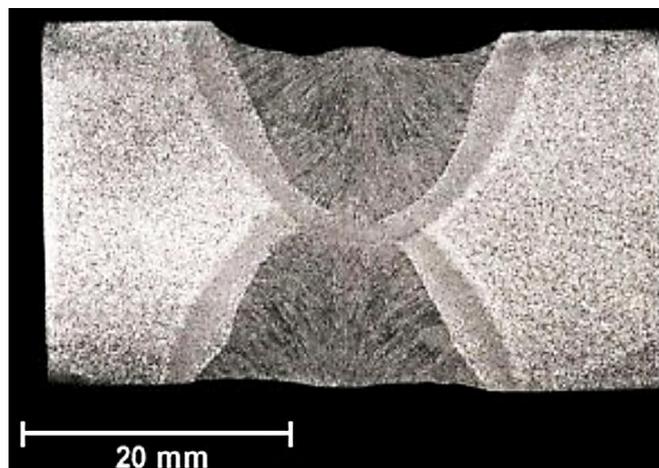


Figure I.8 : Morsures dans le joint soudé [18]

Il est plus fréquent dans les soudures à recouvrement d'angle, mais il peut aussi être rencontré dans la soudure en T et la soudure bout-à-bout. Ce type de défaut est plus souvent causé par des paramètres de soudage inapproprié, notamment la vitesse et la tension de l'arc.

f - Manque et excès de pénétration

Le courant de soudage a le plus grand effet sur la pénétration. Le manque de pénétration est causé par un apport de chaleur trop faible ou un déplacement trop rapide de la torche. Tandis que l'excès de pénétration est causé par un fort apport de chaleur ou un déplacement trop lent de la torche de soudage. Ces deux types de défauts sont illustrés sur la Figure I.9.

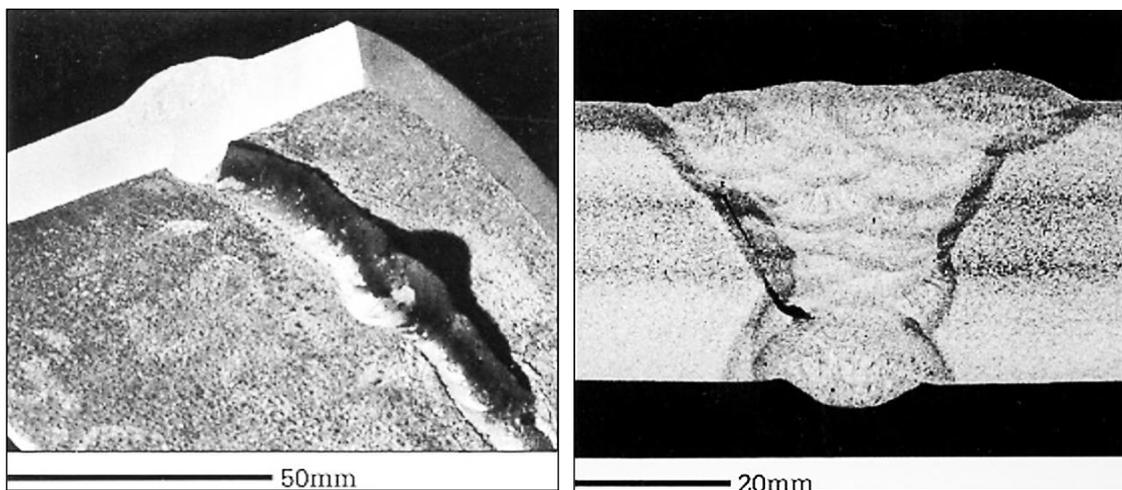


Figure I.9 : Excès de pénétration (gauche) et manque de pénétration (droite) [18]

L'inspection des soudures est une tâche très importante pour assurer la sécurité et la fiabilité des structures. Il existe plusieurs techniques d'inspection, certaines sont destructives et d'autres non destructives. Mais ces inspections ne sont effectuées qu'après le processus de soudage, c'est qui soulève le coût final si des défauts sont constatés et si le produit doit être réparé ou éliminé. Une bonne connaissance de la géométrie des défauts de soudure est une étape essentielle pour apprécier la qualité de la soudure [19].

Les principales méthodes d'inspection utilisées sont l'émission acoustique, le ressuage, l'inspection de particules magnétiques, le courant de Foucault, le contrôle par ultrasons, l'inspection thermique et plusieurs autres [20]. La radiographie semble être la méthode la plus efficace qui permet d'identifier la plupart des défauts. Cette méthode est basée sur le fait que les zones défectueuses absorbent plus d'énergie et ainsi les défauts apparaissent plus sombres dans l'image (Figure I.10) [21].

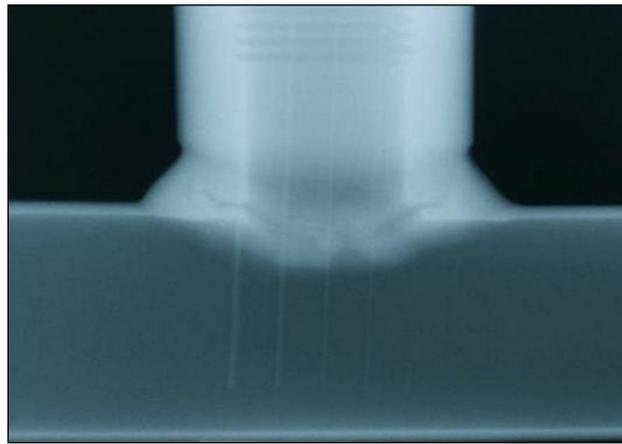


Figure I.10 : Manque de pénétration détecté par radiographie [22]

La radiographie industrielle est une technique non destructive connue pour l'identification et l'évaluation des discontinuités internes ou des défauts, tels que les fissures, les porosités et les inclusions constatées dans les joints soudés. Cette méthode est principalement utilisée dans les industries du pétrole, de la pétrochimie, du nucléaire et de la production d'électricité.

En particulier, pour l'inspection des soudures, la radiographie joue un rôle important pour l'assurance de la qualité de la pièce ou du composant, en conformité avec les exigences des normes. Cependant, cette technique offre une mauvaise qualité des images radiographiques à cause de la petite taille des défauts et de leur mauvaise orientation par rapport à la taille et à l'épaisseur des pièces évaluées.

Ainsi, plusieurs chercheurs ont tenté d'automatiser le processus d'inspection en utilisant des méthodes de traitement d'images et de reconnaissance des formes [23, 24]. Les techniques de traitement d'image numérique permettent l'interprétation d'image à être automatisée, en évitant la présence d'opérateurs humains et en rendant le système d'inspection plus fiable, reproductible et plus rapide.

I.1.5.3 -Concentration des contraintes

Les discontinuités, observées dans une géométrie structurale, sont inévitables dans le processus de conception ou dans les pièces d'assemblage tel que le cordon de soudure. Ces discontinuités augmentent la concentration de contrainte locale par rapport à l'ensemble des zones de la structure comme il est présenté sur la Figure I.11.

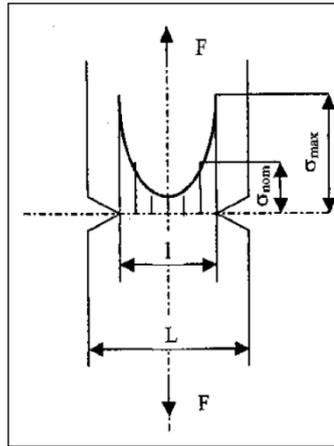


Figure I.11 : Concentration de contrainte dans une éprouvette entaillée sollicitée en traction

L'accroissement du champ de contrainte locale peut être exprimé par le facteur de concentration de contrainte élastique, K_t qui doit être connu dans l'analyse de l'ingénierie et la conception. Le facteur théorique K_t est défini comme le rapport entre la contrainte maximale au fond d'entaille σ_{\max} et la contrainte nominale de référence σ_{nom} [25] :

$$K_t = \frac{\sigma_{\max}}{\sigma_{\text{nom}}} \quad (\text{I.1})$$

Cependant, K_t est une valeur idéale basée sur le comportement élastique linéaire et dépend uniquement des dimensions et de la partie entaillée. Dans la pratique, un certain nombre de phénomènes peuvent agir pour atténuer les effets de la concentration de contrainte. La déformation plastique locale, les contraintes résiduelles, le rayon d'entaille, la taille de la pièce, la température, les caractéristiques des matériaux (par exemple, la taille des grains, l'écroutissage), et le type de chargement (statique, cyclique) peuvent influencer la mesure de la contrainte d'entaille maximale locale.

Pour faire face aux divers phénomènes qui influencent la concentration de contrainte, le facteur de concentration de contrainte effective est calculé dans le domaine élasto-plastique. Le facteur de concentration de contrainte effective K_σ d'une éprouvette est défini comme étant

le rapport entre la contrainte locale σ_L (contrainte pour laquelle l'endommagement structural est initié dans l'échantillon) et la contrainte nominale σ_{nom} [25]:

$$K_\sigma = \frac{\sigma_L}{\sigma_{nom}} \quad (I.2)$$

Pour un comportement non linéaire des matériaux, où la déformation plastique locale peut se produire près d'un trou, Neuber [26] a établi une règle qui est utile au-delà de la limite élastique :

$$K_t = (K_\sigma \cdot K_\epsilon)^{1/2} \quad (I.3)$$

$K_\epsilon = \epsilon_{max}/\epsilon_{nom}$ définit le facteur de concentration de contrainte efficace, où ϵ_{max} est la déformation obtenue à partir du comportement du matériau pour le niveau de contrainte σ_{max} .

Dans un joint soudé, la concentration de contraintes existe à l'échelle macroscopique sous forme de contrainte liée au type d'assemblage et à la géométrie du cordon de soudure (Figure I.12), et à l'échelle microscopique, sous forme des contraintes induites localement par l'existence des défauts de soudage au pied ou à la racine du cordon (porosité, inclusion, fissure etc.). Dans notre étude, l'entaille correspond à un défaut interne (porosité) dans le cordon de la soudure.

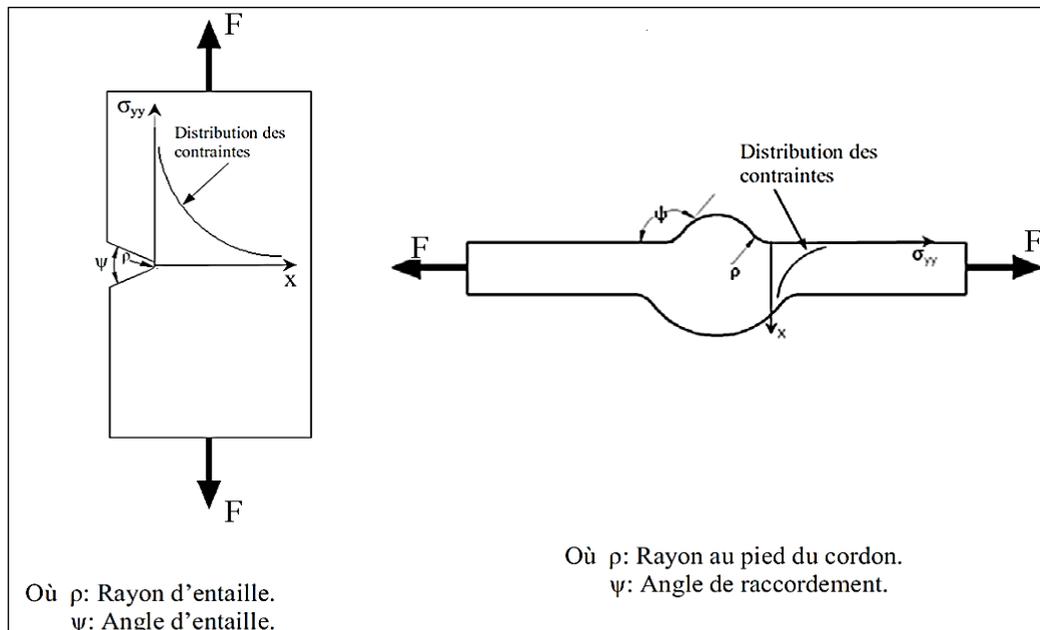


Figure I.12 : Similarité de distribution des contraintes dans une plaque entaillée (gauche) et un joint soudé bout-à-bout (droite)

I.1.5.4 -Les contraintes résiduelles de soudage

a - Définition

Les contraintes résiduelles dans un matériau ou une structure sont les contraintes qui existent dans le corps quand il est au repos et en équilibre avec son environnement [27] (sans l'application des chargements extérieurs). Les contraintes résiduelles sont souvent générées pendant l'élaboration des composants. Concernant le soudage, ces contraintes sont d'origine thermique principalement et mécanique. La vitesse de refroidissement et la différence de coefficient de dilatation thermique sont à l'origine de la présence de ces contraintes.

Ces contraintes résiduelles peuvent être très préjudiciables sur la performance d'un matériau ou sur la durée de vie d'un composant. Ces contraintes résiduelles se développent au cours de la plupart des processus de fabrication impliquant la déformation des matériaux, le traitement thermique, ou la modification des propriétés d'un matériau. Elles peuvent être considérées comme une des conséquences de l'interaction entre la température, la déformation et la microstructure. Il existe plusieurs facteurs qui peuvent influencer le développement de contraintes résiduelles, par exemple, la conductivité thermique, la capacité thermique, le coefficient de dilatation thermique, la plasticité, les mécanismes de transformation, la transformation plastique, etc.

Pour le soudage, sous l'effet d'une transition thermique forte et localisée, le métal de base subit un schéma complexe de dilatations thermiques et des rétrécissements métallurgiques générant la formation des contraintes résiduelles. En effet, les soudures qui connaissent une montée en température, sont exposées à la déformation thermique à cause de la dilatation thermique. La dilatation thermique dans le métal fondu est très limitée étant donné que le métal de base froid empêche la dilatation et par conséquent le métal fondu sera soumis à une compression (comme illustré sur la Figure I.13, Section B-B). A ce stade, le métal d'apport est à l'état liquide, la compression conduit alors à une déformation plastique. Par refroidissement et passage à l'état solide, le métal fondu ne peut pas circuler facilement et subit donc sous pression par le métal de base.

Les contraintes résiduelles sont localisées dans le joint soudé et à son voisinage. En général, elles atteignent un niveau proche de la limite d'élasticité du métal. Dans le cas d'un chargement multiaxial, elles peuvent conduire à la rupture fragile d'un joint soudé. De fortes contraintes résiduelles de traction dans les zones proches de la soudure peuvent provoquer l'endommagement, voire la rupture de l'assemblage.

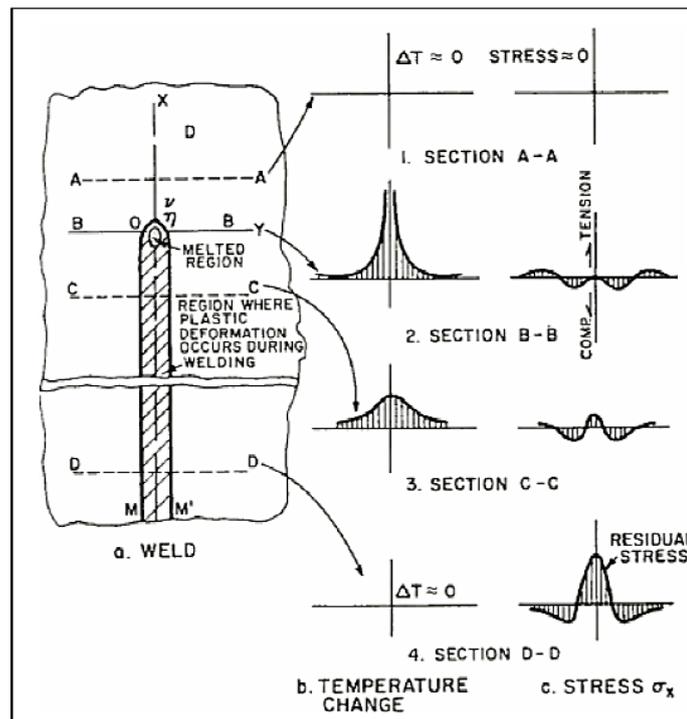


Figure I.13 : Vue schématique de l'évolution de la température avec la contrainte résiduelle au cours du soudage [28]

b -Méthodes de mesure contraintes résiduelles

Vu les effets néfastes des contraintes résiduelles sur l'intégrité des structures, il est très important d'obtenir une répartition réaliste de ces contraintes. Durant les années 1950, plusieurs chercheurs se sont intéressés à développer de nombreuses techniques de mesure [29, 30]. Au cours de ces dernières décennies, les méthodes ont été fortement développées afin de fournir une estimation plus précise de la distribution des contraintes dans les structures. Principalement, deux types d'approches peuvent être envisagés pour estimer les contraintes résiduelles : les méthodes de simulation numérique et les méthodes de mesure expérimentales.

Il existe plusieurs techniques expérimentales qui peuvent être divisées en deux catégories : les techniques destructives et non-destructives. Selon la nature des contraintes résiduelles étudiées, du matériau, du coût et de la géométrie du composant, on peut choisir la méthode de mesure adéquate. Whithers et al. ont déterminé la résolution spatiale et les capacités de pénétration des différentes techniques de mesure de contraintes résiduelles [31] comme illustré sur la Figure I.14.

On sépare les méthodes destructives des non-destructives par des régions grisées.

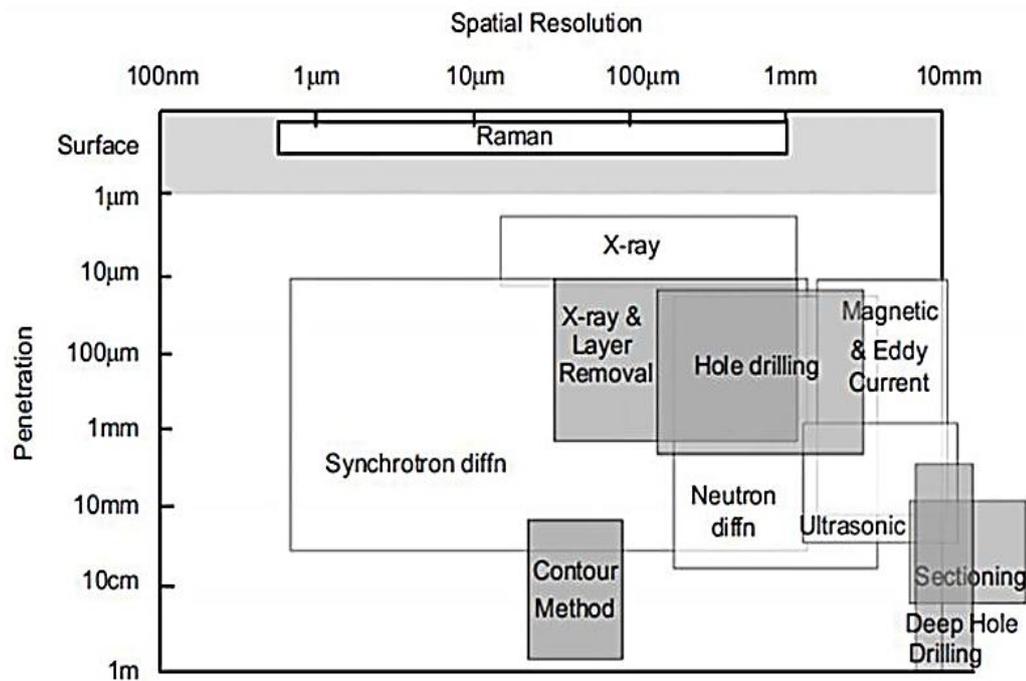


Figure I.14 : La résolution spatiale et les capacités de pénétration des différentes techniques de mesures de contraintes résiduelles [32]

i - Techniques destructives

Généralement, le principe des techniques destructives est de modifier l'équilibre mécanique dans la structure et de mesurer l'effet de la relaxation des contraintes libérées [33]. A partir de ces mesures obtenues, il est possible de quantifier les contraintes résiduelles. Plusieurs méthodes sont souvent utilisées :

- La méthode du trou incrémental (*hole-drilling method*) [34, 35],
- La méthode de la rainure (*slitting method*) [36, 37],
- La méthode de la flèche ou par enlèvement de matière (*bending deflection method*),
- La méthode des contours (*Contour method*) [38, 39, 40].

ii - Techniques non-destructives

Les techniques non-destructives mesurent une propriété physique ou cristallographique intrinsèque au matériau pour déterminer l'état des contraintes.

Il y a un certain nombre de propriétés observables qui sont couramment utilisées, tels que la polarisation (mesures photo-élastiques), magnétostriction (méthodes magnétiques), ou la vitesse du son (échographie) [41]. On distingue plusieurs méthodes non-destructives :

- Les méthodes de diffraction avec les rayons X (*X-Rays Diffraction*), les neutrons (Neutron Diffraction) et les synchrotrons (*hard X-rays*) [42, 43, 44],
- La méthode des ultrasons (*ultrasonic method*) [45, 46],
- La méthode magnétique (*magnetic method*).

Dans ce mémoire, deux techniques de mesure des contraintes résiduelles seront utilisées. La méthode du contour pour mesurer les contraintes longitudinales et la méthode de diffraction des rayons X pour mesurer les contraintes transversales. Ces méthodes sont décrites plus précisément dans les paragraphes suivants.

c -La méthode des contours

La méthode des contours est une méthode destructive qui permet de mesurer les contraintes résiduelles normales à une surface de coupe. Elle est très utilisée pour évaluer les contraintes résiduelles dans les joints soudés épais [36, 38, 39, 40, 47, 48]. Cette méthode a été développée par Prime en 2001 [49] et elle est basée sur le principe de superposition élastique de Bueckner [50].

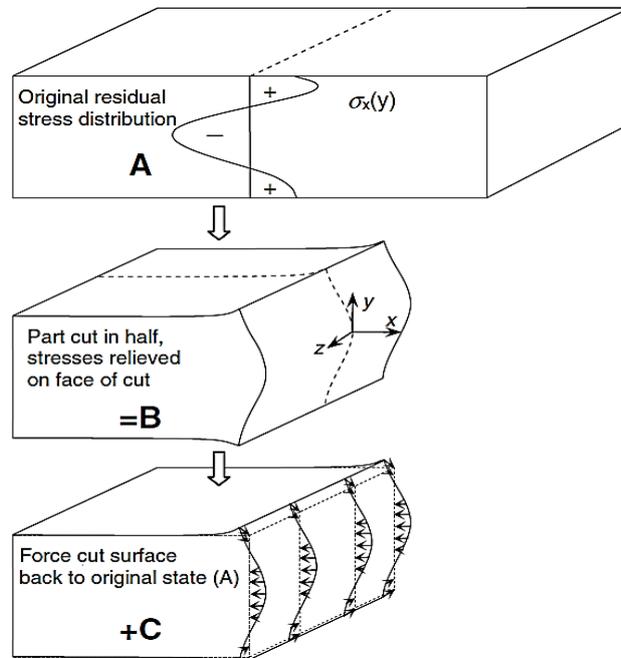


Figure I.15 : Principe de superposition de Bueckner aux contraintes résiduelles dans la partie sectionnée $A=B+C$ [51]

La Figure I.15 montre les étapes du principe de Bueckner [51]. L'étape A, présente la pièce non déformée contenant les contraintes résiduelles initialement introduites dans la pièce.

Cette pièce est découpée en deux et se déforme sous de la relaxation des contraintes. L'étape B présente la moitié de la pièce déformée après relâchement complet des contraintes. L'étape C consiste à forcer cette surface déformée à redevenir plane en imposant virtuellement un champ de déplacement. Trois hypothèses sont à considérer en appliquant cette méthode [49] :

- Le plan de la coupe est droit par rapport à la pièce d'origine.
- La découpe n'introduit pas des contraintes supplémentaires suffisantes pour affecter d'une manière significative les déplacements mesurés.
- La relaxation des contraintes après la découpe est purement élastique.

La méthode des contours se compose en quatre étapes principales : (1) le découpage de la pièce (2) la mesure des déplacements résultant de deux surfaces de coupe (3) le traitement des données brutes (4) le calcul des contraintes résiduelles par la méthode des éléments finis. Ces étapes seront détaillées dans les paragraphes suivants.

D'abord, la technique de coupe doit satisfaire les trois critères suivants :

- Couper le plus droit possible [52],
- Retirer aussi peu de matière que possible de l'échantillon à vitesse constante,
- Introduire un minimum de déformation plastique.

La seule technique actuelle qui répond à ces exigences est l'électroérosion à fil.

Ensuite, la mesure des surfaces découpées peut être réalisée par trois catégories d'instruments : tactile, optique et électromagnétique. Pour la catégorie tactile, on cite la machine de mesure tridimensionnelle (MMT) qui est largement utilisée pour vérifier la qualité des pièces fabriquées dans les ateliers d'usinage [53, 54]. Pour la catégorie optique, plusieurs dispositifs sont disponibles tels que les sondes laser, le microscope confocal [55] et l'interféromètre. La densité des points accrues par la méthode optique permet de mesurer des échantillons relativement petits. Pour la catégorie électromagnétique, les mesures sont réalisées à l'aide d'un microscope à force atomique.

Pour le traitement des données, il faut tout d'abord calculer la moyenne des déplacements mesurés sur les deux surfaces de coupe. Cette moyenne permet de calculer la contrainte résiduelle normale à la surface de coupe et d'annuler l'effet des contraintes de cisaillement et les déplacements transversaux [49, 56]. En effet, les contraintes de cisaillement libérées sur le plan de la coupe affectent les déplacements de deux surfaces d'une manière antisymétrique.

Avant de réaliser le calcul par la méthode des éléments finis, les déplacements mesurés doivent être filtrés et lissés afin d'éliminer tout bruit de mesure. Les premiers travaux ont utilisé le lissage par une série de Fourier [57] tout en utilisant des surfaces de réponse.

Enfin, une modélisation par la méthode des éléments finis permet d'évaluer les contraintes résiduelles normales à la surface de coupe. L'opposée des déplacements filtrés et lissés sont appliqués comme conditions aux limites à chaque nœud du maillage du modèle 3D. La Figure I.16 présente un exemple de la distribution des contraintes résiduelles pour un assemblage en T par rapport à l'épaisseur.

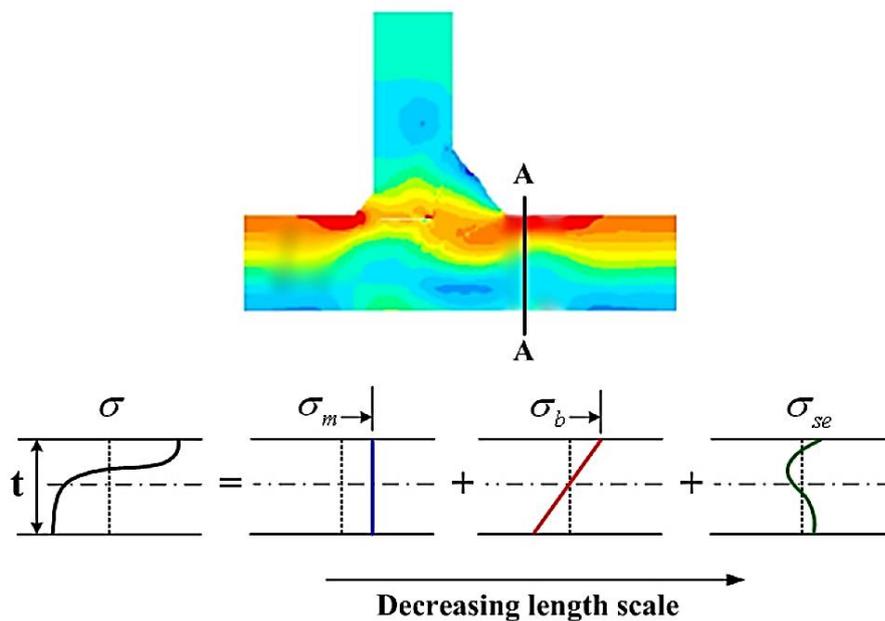


Figure I.16 : Illustration des contraintes résiduelles pour une soudure en T [58].

Plusieurs chercheurs ont étudié la crédibilité des résultats mesurés par la méthode des contours en soudage. Prime et al. ont comparé les mesures données par la méthode des contours avec celles de la méthode de diffraction de neutrons pour un échantillon soudé [55]. Cette comparaison a montré un acceptable accord entre les deux techniques utilisées. Prime a affirmé aussi le bon accord entre la méthode des contours et la méthode numérique de calcul de contrainte résiduelle [49]. Kartal et al. ont comparé les résultats de ces deux méthodes appliquées pour mesurer les contraintes résiduelles sur une plaque VAAP soudée [59], et un bon accord a été obtenu. Dans la bibliographie, on trouve plusieurs applications d'évaluation de contraintes résiduelles dans des assemblages soudés par la méthode des contours [54, 60, 61, 62]. Toutes ces études apportent des développements intéressants de cette méthode.

d -Méthode par diffraction des rayons X

C'est l'une des techniques les plus utilisées pour la mesure des contraintes résiduelles dans des composants de formes complexes. La diffraction des rayons-X, est une méthode d'évaluation non-destructive des contraintes de surface. Elle permet de réaliser des mesures locales et une analyse en temps réel de l'évolution des contraintes.

La technique de diffraction des rayons-X est applicable à des matériaux cristallins, à grains relativement fins et produisant la diffraction pour toute orientation de la surface de l'échantillon. Cette méthode est basée sur le fait que lorsqu'un métal est soumis à une contrainte appliquée ou résiduelle, les déformations élastiques résultantes provoquent un changement de la distance interréticulaire entre deux plans cristallins (hkl) voisins. En effet, la distance dans le réseau cristallin d'un métal est proportionnelle à la déformation élastique [63].

La diffraction des rayons-X permet de mesurer directement cette distance à partir de laquelle la contrainte résiduelle peut être obtenue [46, 64]. Lorsque, cette distance $d_{0(hkl)}$ varie d'une quantité $\Delta d_{(hkl)}$, la déformation élastique s'écrit alors :

$$\varepsilon_{(hkl)} = \frac{\Delta d_{(hkl)}}{d_{0(hkl)}} = \frac{d_{(hkl)} - d_{0(hkl)}}{d_{0(hkl)}} \quad (I.4)$$

La diffraction d'un rayon satisfait la loi de Bragg suivante:

$$2d_{(hkl)} \sin(\theta) = n\lambda \quad (I.5)$$

avec :

λ est la longueur d'onde supposée constante (en nm),

d_{hkl} est la distance interréticulaire correspondant au plan {hkl} (en nm),

θ est l'angle de diffraction correspondant au plan {hkl} (en degrés),

n correspond à l'ordre de diffraction.

Cette loi de Bragg est illustrée sur la Figure I.17. En se basant sur cette loi, on aura :

$$\varepsilon_{(hkl)} = \frac{\sin(\theta_0)}{\sin(\theta)} - 1 \quad (I.6)$$

Posons $\theta = \theta_0 + \Delta\theta$, on obtient :

$$\varepsilon_{(hkl)} = -\cotan(\theta_0) \cdot \Delta\theta \quad (I.7)$$

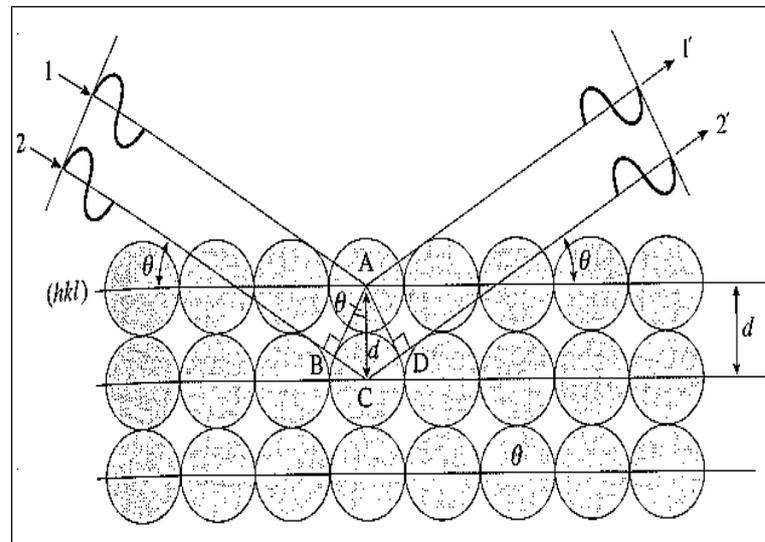


Figure I.17 : Illustration de la loi de Bragg

Au cours de ces dernières années, beaucoup de développements et de nouveaux instruments ont été introduits pour améliorer cette méthode. Certains chercheurs ont utilisé cette technique pour évaluer les contraintes résiduelles dans les soudures métalliques [34, 36, 42, 43] et ils ont déterminé aussi ces contraintes sur la surface supérieure d'une soudure bout-à-bout dans les directions transversales et longitudinales.

e -Effet de contraintes résiduelles sur la rupture fragile

Les contraintes résiduelles jouent un rôle important dans la rupture fragile du matériau. Cependant, les contraintes résiduelles peuvent aussi avoir un effet sur d'autres mécanismes de rupture (rupture ductile, rupture par fatigue...) comme il est rapporté par Withers [46].

La fragilisation par l'hydrogène est un phénomène général qui abaisse la résistance à la rupture des aciers à haute résistance et soulève donc le risque de rupture des composants [65]. Dans le cas de la rupture induite par hydrogène, le rôle des contraintes résiduelles est potentiellement double [66].

En premier lieu, l'effet mécanique des contraintes résiduelles s'additionne aux contraintes provoquées par la charge extérieure appliquée sur le composant. En second lieu, le champ de contrainte résiduelle hétérogène augmente le taux de transport de l'hydrogène vers des sites potentiels de rupture du composant.

I.2 - Rupture fragile des structures

I.2.1 - Mécanisme de la rupture fragile

Ce mode de rupture est provoqué par la propagation rapide d'une fissure initiée par un défaut dans la microstructure ou naturellement présente dans le matériau. La concentration de contrainte, provoquée par la présence d'un défaut géométrique, permet d'atteindre une contrainte critique σ_c .

Après avoir atteint cet état critique, la propagation de fissure se produit très rapidement le long d'un plan cristallographique particulier [67] et implique généralement peu de déformation plastique. Dans les matériaux élasto-plastiques réels, les grandes déformations plastiques sont souvent nécessaires pour initier la rupture fragile.

La contrainte critique de la rupture fragile est relativement indépendante de la température et de la vitesse de déformation. Elle peut être calculée à partir de l'énergie de cohésion du cristal:

$$\sigma_c = \sqrt{E\gamma_s/b} \quad (I.8)$$

avec :

- σ_c est la contrainte critique (MPa),
- E est le module d'Young (MPa),
- γ_s est l'énergie de surface ($J.m^{-2}$),
- b est la distance interréticulaire (m).

Dans la plupart des cas, c'est le type de rupture le plus défavorable puisqu'il est généralement difficile d'identifier les conditions dans lesquelles la structure est sur le point de rompre à cause de l'absence d'endommagement visible avant une défaillance catastrophique. Par conséquent, le problème de prévoir et prévenir les ruptures fragiles est l'un des principaux obstacles que l'ingénieur est confronté à évaluer pour assurer la fiabilité d'un composant.

La rupture fragile a été reconnue comme un phénomène très localisé où l'amorçage de la rupture est principalement contrôlé par la présence de défauts qui se produisent intrinsèquement dans le matériau [68].

La mécanique de la rupture permet de quantifier les combinaisons critiques de trois variables importantes (la contrainte appliquée, la taille du défaut et de la ténacité des matériaux) et de déterminer le comportement du système.

I.2.2 - Modèles de rupture fragile

La mécanique classique de la rupture ne traite pas explicitement le caractère aléatoire caractérisant la taille, la position et l'orientation du défaut. Mais, elle définit les principes fondamentaux nécessaires pour la poursuite du développement de modèles statistiques plus complexes qui examinent directement la distribution aléatoire des défauts. Il existe beaucoup d'approches, de la mécanique classique de la rupture, qui sont équivalentes dans la plupart des cas. Ces approches sont discutées ci-après.

I.2.2.1 - Critère de contrainte

Pour le cas d'une rupture fragile, les ruptures en mode I (la contrainte est normale au plan de la fissure et les surfaces de la fissure se déplacent perpendiculairement l'une à l'autre) sont les plus dangereuses (Figure I.18).

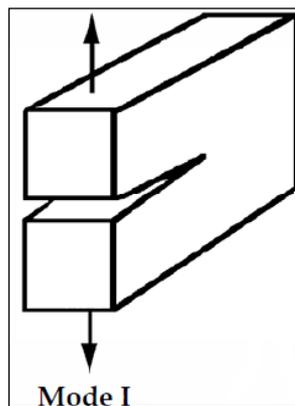


Figure I.18 : Mode de rupture : Mode I

Le mécanisme fondamental de la rupture fragile est qu'un micro-défaut produit des concentrations de contraintes suffisantes pour que la propagation des fissures ait lieu lorsque la contrainte locale de rupture dépasse une valeur critique σ_c . Dans un matériau élastique soumis à un chargement de traction perpendiculaire au plan de la fissure, le champ de contrainte à proximité de la pointe de fissure est complètement caractérisé par une seule constante nommée par le facteur d'intensité de contrainte K_I [69].

Un critère de rupture qui prédit la rupture locale lorsque la contrainte de traction aux pointes de la fissure atteint la résistance critique du matériau, σ_c , est équivalent à réclamer que la rupture se produise lorsque le facteur d'intensité de contrainte K_I atteint une valeur critique, K_{Ic} . Ainsi, K_{Ic} est une autre mesure de la ténacité de matériau, indépendante de la forme d'entaille et de l'éprouvette.

I.2.2.2 -Critère d'énergie

L'approche du Griffith montre qu'à chaque fissure est associée une énergie de surface G . D'après le critère énergétique du Griffith [70], la fissure ne se propage pas si cette énergie restituée G n'est pas suffisante :

$$G \leq G_c \quad (\text{I.9})$$

G_c est le taux de restitution d'énergie critique, indépendant de la géométrie de la structure. Autrement dit, G_c est la force d'extension de fissure à partir de laquelle il y a une propagation brutale de fissure.

Ainsi l'augmentation de la longueur d'une fissure de Δa , provoque une diminution de l'énergie potentielle Δw_p :

$$\Delta w_p = w_{p_1} - w_{p_2} = -G_c \cdot \Delta a \quad (\text{I.10})$$

Avec w_{p_1} et w_{p_2} sont les énergies potentielles mesurées lors de la propagation de la fissure.

Prenons l'exemple d'un barreau sollicité en traction, de longueur L , de module d'Young E et de coefficient de Poisson ν . Le scénario de rupture adopté est l'amorçage d'une fissure le long de la section du barreau. Donc, la contrainte critique vérifiée par le critère d'amorçage est donnée par [71]:

$$\sigma_c \leq \sqrt{\frac{2 E G_c}{(1-\nu^2)L}} \quad (\text{I.11})$$

Pour une rupture en mode I, G_c est noté G_{Ic} . Rappelons la relation entre G_{Ic} et K_{Ic} :

$$\text{- En déformation plane : } G_{Ic} = \frac{K_{Ic}^2}{E} (1 - \nu^2) \quad (\text{I.12})$$

$$\text{- En contrainte plane : } G_{Ic} = \frac{K_{Ic}^2}{E} \quad (\text{I.13})$$

En remplaçant l'équation (I.12) dans l'équation (I.10), nous trouvons que la contrainte critique du barreau, à partir de laquelle il y a un risque d'une rupture fragile, est donnée par la relation suivante :

$$\sigma_c \leq \sqrt{\frac{2}{L}} K_{Ic} \quad (\text{I.14})$$

I.2.2.3 -Modèle RKR

En 1973, Ritchie, Knott et Rice ont formulé le modèle RKR, qui postule que la rupture fragile se produit lorsque la contrainte de traction σ_{yy} dépasse la valeur critique σ_c sur une distance caractéristique d_c à partir de la pointe de fissure [72] comme illustré sur la Figure I.19.

Cette contrainte critique est estimée à 3 ou 4 fois la limite d'élasticité du matériau. Les estimations de la caractéristique de longueur ou de distance dans des aciers doux vont de 2 à 5 fois diamètres des grains [73].

Hutchinson a suggéré que cette distance caractéristique est égale, en moyenne, à deux fois le diamètre du grain [74]. Cependant, dans une étude ultérieure, il a été précisé qu'il n'y a pas une relation claire entre la longueur critique et la taille de grain de ferrite [75].

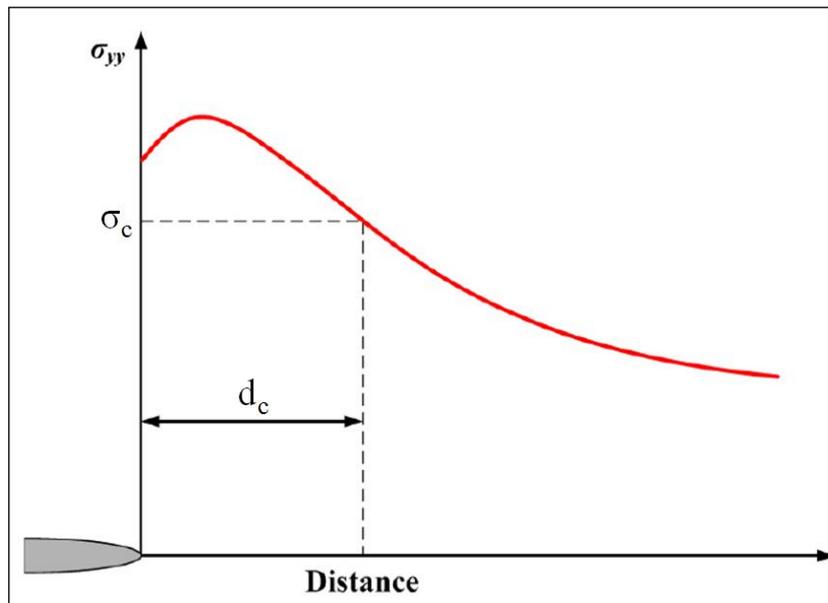


Figure I.19: Illustration of Ritchie-Knott-Rice model

I.2.2.4 -Modèle de Chen

Le modèle de Chen développé en 1996 [76] affirme que la rupture s'amorce sur des microfissures qui se présentent à cause d'une déformation plastique minimale créée au point d'un défaut. L'amorçage d'une rupture fragile est lié à l'amorçage d'une micro-fissure. La rupture fragile est amorcée sous les trois conditions suivantes :

- $\varepsilon_p > \varepsilon_{pc}$: condition de dépassement de déformation plastique minimale critique ε_{pc} .
- $\frac{\sigma_m}{\sigma_{eq}} > T_c$: condition de dépassement de la triaxilité critique T_c .
- $\sigma_{yy} > \sigma_c$: condition de dépassement de la contrainte critique σ_c .

La zone dont ces trois critères sont vérifiés est appelée zone active comme présentée sur la Figure I.20. Pour un chargement donné, la probabilité de rupture de la structure est égale la

taille de la zone active pour ce changement par rapport à la taille de la zone active pour le chargement maximal appliqué.

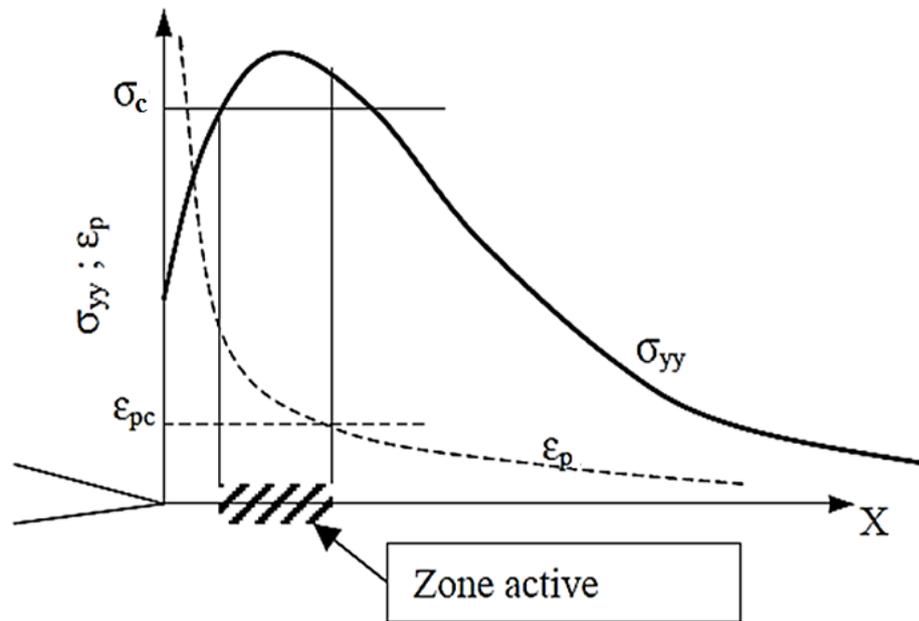


Figure I.20: Détermination de la zone active

I.3 -Méthodologie du méta-modèle pour l'analyse mécano-fiabiliste

I.3.1 -Introduction

L'objectif de la fiabilité structurelle est d'assurer le fonctionnement d'un système mécanique sans défaillance, lors de son utilisation pendant une durée donnée et dans des conditions environnementales spécifiques [77, 78].

La méthodologie traditionnelle de dimensionnement déterministe assure la fiabilité par l'application d'un facteur de sécurité. Cette approche déterministe ne tient pas compte de la variabilité des propriétés mécaniques des matériaux, des chargements et des paramètres géométriques. Le dimensionnement déterministe ne fournit pas ainsi une base rigide pour faire face à cette variabilité. Afin d'obtenir une meilleure compréhension des conditions de défaillance et de pouvoir contrôler d'une manière réaliste les effets de la variabilité sur la fiabilité d'une structure, une autre approche capable de quantifier ces incertitudes doit être adoptée.

Dans ce travail de thèse, l'approche probabiliste sera appliquée pour l'étude de la rupture fragile dans les structures métalliques soudées. Dans ce contexte, la variabilité de la réponse de la structure est attribuée à la présence d'un défaut aléatoire dans la microstructure du joint soudé. La rupture brutale d'une structure est provoquée par la présence d'un état de contrainte ou de déformation plastique critique développée autour du défaut.

Les paragraphes suivants décrivent toutes les étapes et les outils numériques permettant de résoudre un problème de fiabilité structurelle.

I.3.2 -Principe du couplage mécano-fiabiliste

La première étape d'un couplage mécano-fiabiliste est de définir les variables d'entrées-sorties nécessaires pour la construction du méta-modèle. Dans ce travail, les paramètres aléatoires du défaut sont utilisés comme des variables d'entrée et la réponse d'une structure soudée contenant ce défaut est défini comme une variable de sortie.

La plage de variation de chaque variable d'entrée est bien définie. La technique des plans d'expérience est utilisée pour la sélection d'une combinaison efficace des variables d'entrée. Pour chaque jeu des paramètres donné par le plan d'expérience, un calcul numérique par la méthode des éléments finis est effectué.

L'algorithme, qui fait appel au code de calcul par éléments finis, a été mis en œuvre à l'aide d'un logiciel de fiabilité. Le couplage entre ces deux logiciels se fait donc à travers la réalisation de chaque combinaison des paramètres donnés par le plan d'expérience.

La réponse de la structure choisie (par exemple ; la contrainte maximale, la déformation plastique maximale, etc.) est extraite de chaque simulation numérique réalisée. Le processus est répété pour chaque jeu des données d'entrée. Après la construction du méta-modèle à partir des résultats donnés par la simulation numérique, des résolutions par simulation (Monte-Carlo) ou par approximation (FORM/SORM) seront effectuées afin de déterminer la probabilité de défaillance de la structure. La Figure I.24 décrit le processus général de la démarche d'un couplage mécano-fiabiliste en utilisant le concept de méta-modèle.

Dans la littérature nous rencontrons plusieurs codes de calcul permettant de réaliser un couplage mécano-fiabiliste [79]. En général, ces codes permettent de simuler plusieurs types de distributions pour les variables aléatoires, des études de sensibilité et principalement un couplage avec un code de calcul par éléments finis. Nous pouvons citer de manière non exhaustive PHIMECA software [80], FERUM (Finite Element Reliability Using Matlab) [81], OpenTURNS développé sous Unix/Linux depuis 2005 par EADS IW, EDF R&D et PHIMECA Engineering. Il s'utilise sous forme de librairie C++ pilotée par une interface texte en langage Python [82], etc.

Afin de mener à bien l'analyse fiabiliste, il est important aussi d'avoir un code d'analyse fiabiliste qui offre la possibilité de construire un méta-modèle par surface de réponse polynomiale ou par krigeage ou autres. Il existe des codes issus de la géostatistique capables de réaliser l'interpolation par krigeage, à savoir : HPGL (High Performance Geostatistics Library) et GSLIB (Geostatistical Software LIBrary) mais ces codes sont limités dans le nombre des variables (c'est nombre ne dépasse pas les 3 variables). Puisque dans notre étude, la dimension de l'espace physique dépasse 3, il est nécessaire chercher un autre code plus adapté. Nous citons ainsi le code DACE Matlab souvent utilisé par plusieurs chercheurs [83, 84]. Aussi, le logiciel modeFRONTIER [85] qui est développé par ESTECO SpA et qui fournit un environnement pour les ingénieurs et concepteurs de produits.

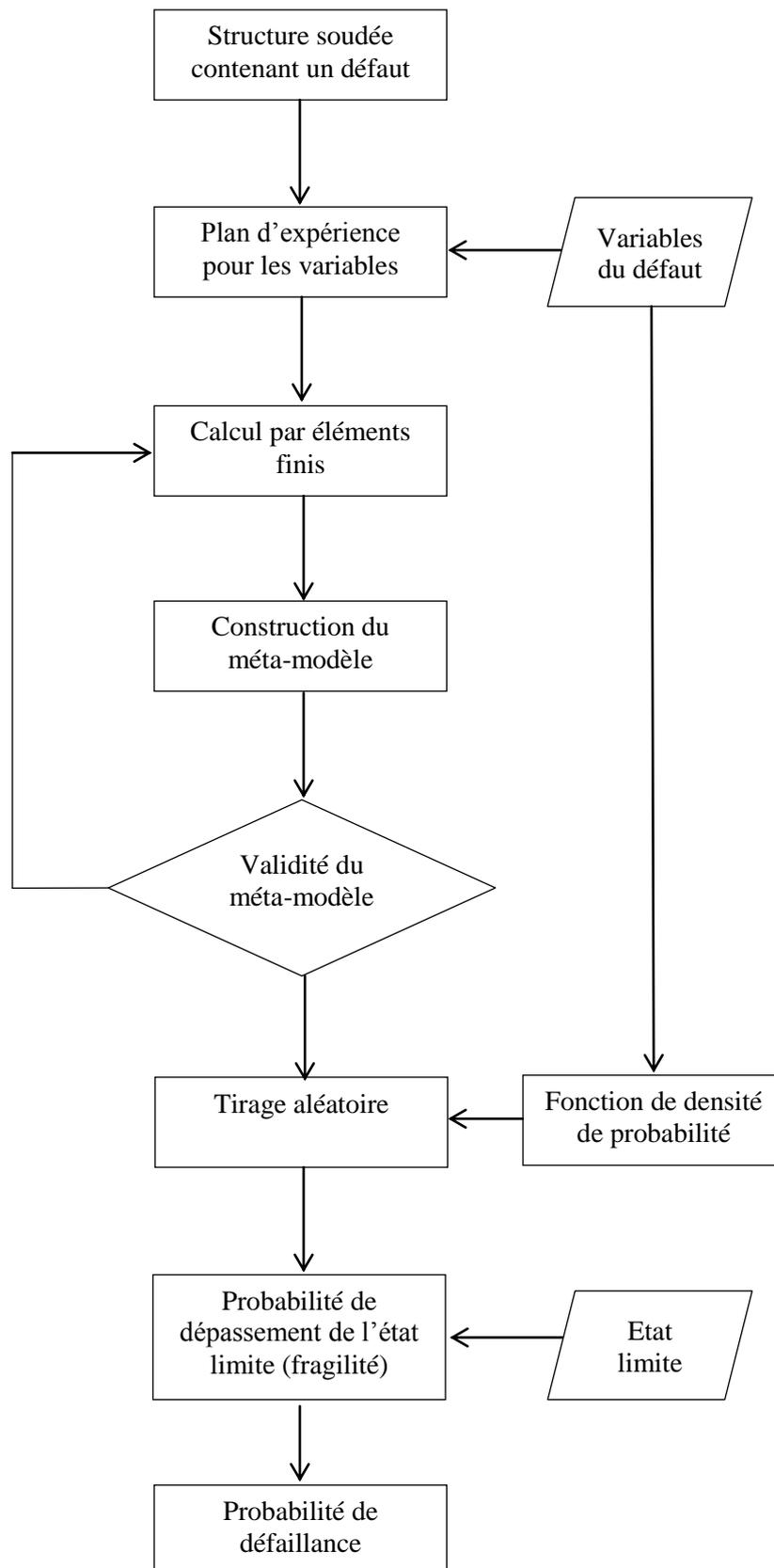


Figure I.21: Processus de calcul de la probabilité de défaillance

I.3.3 - Variables de base

Notons par X l'ensemble des variables de base relatives à la structure, décrivant le caractère aléatoire de la géométrie, les paramètres du matériau et le chargement. Ainsi, les variables de base (X_1, X_2, \dots, X_n) sont les composantes du vecteur X .

La fonction de distribution cumulative (FDC) d'une variable aléatoire X est la probabilité qu'une valeur choisie dans la distribution de la variable est inférieure ou égale à un seuil x :

$$FDC(x) = P\{X \leq x\} \quad (I.15)$$

La fonction de densité de probabilité conjointe du vecteur aléatoire X , $f(x)$, est la dérivée de la FDC:

$$f(x) = \frac{d}{dx} FDC(x) \quad (I.16)$$

Une relation importante qui découle de deux équations ci-dessus, permet de calculer la probabilité qu'une variable aléatoire se situe dans un intervalle donné:

$$P\{a \leq X \leq b\} = \int_a^b f(x) dx \quad (I.17)$$

I.3.4 - Plan d'expérience

Les variables d'entrée, choisies pour la génération d'un modèle de surface de réponse, sont d'abord celles qui définissent le caractère aléatoire des propriétés structurelles. L'espace des variables est formé tout en définissant une plage de fonctionnement de chaque variable d'entrée de manière à couvrir la plupart de la surface présentant la densité de probabilité du paramètre structurel.

Etant donné que chaque paramètre aléatoire est uniformément distribué sur une région finie, l'espace des variables est défini alors en fonction de la distribution de probabilité de chaque paramètre.

Les valeurs moyennes des paramètres structuraux sont utilisées en tant que points centraux. Supposons que la variable d'entrée réelle ξ_i présente une région d'intérêt définie par la borne inférieure $\xi_{i,inf}$ et la borne supérieure $\xi_{i,sup}$ respectivement. La variable codée x_i peut être calculée comme suit :

$$x_i = \frac{\xi_i - \frac{\xi_{i,sup} + \xi_{i,inf}}{2}}{\frac{\xi_{i,sup} - \xi_{i,inf}}{2}} \quad (I.18)$$

Cette variable codée x_i présente une valeur de -1 pour le niveau inférieur, une valeur de 0 pour le mi-niveau, et une valeur de 1 pour le niveau supérieur.

Enfin, chaque paramètre est normalisé en utilisant (I.18) de telle sorte que sa gamme soit entre -1 et +1. Ces variables normalisées sont utilisées pour formuler le plan d'expérience.

Généralement, les plans d'expériences les plus utilisés sont :

- Le plan en étoile : $2n+1$ points [86],
- Le plan factoriel : fractionnel (2^n points) ou complet (3^n points),
- Le plan composite centré : le plus performant. C'est la réunion d'un plan en étoile et un plan factoriel (2^n+2n+1 ou 3^n+2n+1 points) [87].

Une comparaison de nombre d'expériences réalisées, en utilisant un plan factoriel complet et un plan composite centré, est donnée par le tableau I.1.

	Equation	3 Variables	5 Variables	7 Variables
plan factoriel complet	3^n	27	243	2187
plan composite centré	2^n+2n+1	15	43	143

Tableau I.1 nombres d'expériences réalisées pour chaque plan

Les dessins graphiques de ces deux plans d'expériences, en considérant 3 paramètres d'entrée, sont affichés sur la Figure I.22.

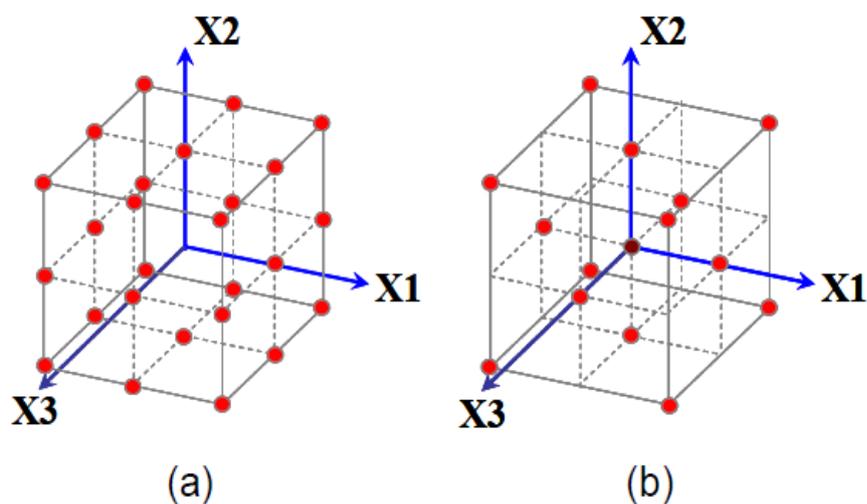


Figure I.22: Illustrations de : (a) plan factoriel complet (b) plan composite centré

Il existe d'autres plans d'expériences qui peuvent être utilisés pour l'application de la surface de réponse, à savoir : le plan Box-Behnken, 'Space-Filling Design', les tableaux orthogonaux de Taguchi [88], etc.

I.3.5 -Méta-modèle

La résistance des structures de construction présentent des caractéristiques stochastiques qui découlent des incertitudes dans le processus de fabrication, des propriétés physiques et de la modélisation. Le problème général de la fiabilité structurelle est d'estimer une probabilité de défaillance d'une structure. La rupture survient quand une fonction d'état limite atteint une certaine valeur prédéfinie. Généralement, les fonctions d'état limite ne peuvent pas être présentées explicitement par des équations simples. La méthodologie de méta-modèle a été utilisée afin de construire artificiellement une approximation de la fonction d'état limite en utilisant un polynôme ajusté aux résultats de calculs par la méthode des éléments finis [86, 89, 90].

Dans cette thèse, nous avons construit l'approximation de la fonction de l'état limite sur une base des données sélectionnée en utilisant deux types de méta-modèle : la surface de réponse polynomiale et le krigeage. Ces deux techniques sont présentées dans les paragraphes suivants.

I.3.5.1 -Méthode de surface de réponse

En 1930, plusieurs chercheurs ont commencé à utiliser la méthode de surface de réponse dans leurs travaux. En 1951, Box et Wilson ont développé cette méthode afin de déterminer la condition optimale lors d'une enquête chimique [91].

Depuis, les applications de la surface de réponse ont été largement utilisées avec succès dans les domaines de la conception du système, du génie industriel, de la fabrication et de la fiabilité structurelle.

Ces applications réussies ont conduit à une idée que la méthode pourrait être utile dans d'autres domaines dont le code d'analyse complexe et implicite peut être remplacé par une simple fonction de surface de réponse. La méthode de surface analytique est basée sur une estimation d'une fonction $\widehat{G}(x)$ approchée de la fonction inconnue $G(x)$ définie par l'équation suivante:

$$G(x) = \widehat{G}(x) + \varepsilon = \beta_0 + \sum_{i=1}^n \beta_i x_i + \sum_{i=1}^n \beta_{ii} x_i^2 + \sum_{i=1}^{n-1} \sum_{j>i}^n \beta_{ij} x_i x_j + \varepsilon \quad (I.19)$$

avec

$$x_i, x_j = \text{variables d'entrée indépendantes}$$

$\beta_0, \beta_i, \beta_{ii}, \beta_{ij}$	= coefficients inconnus à estimer
n	= nombre de variables d'entrée
ε	= l'erreur à minimiser

L'équation (I.18) peut être écrite en notation matricielle [92] comme suit :

$$y = X\beta + \varepsilon \quad (I.20)$$

avec X est une matrice contenant les niveaux de variables d'entrée indépendantes, β est le vecteur de coefficients de régression, et ε est le vecteur de termes d'erreur aléatoire.

Notez que la matrice du modèle X peut intégrer des conditions non-linéaires par rapport aux variables. L'ordre de ces termes est considéré comme l'ordre du modèle polynomial. Le méta-modèle est donné par :

$$\hat{y} = X\beta \quad (I.21)$$

où les coefficients de régression inconnus sont déterminés en minimisant la somme des carrés des erreurs ε_i . La fonction à moindres carrés est :

$$L = \sum_{i=1}^n \varepsilon_i^2 = \varepsilon^T \varepsilon = (y - X\beta)^T (y - X\beta) \quad (I.22)$$

Les estimateurs à moindres carrés doivent satisfaire $\frac{\partial L}{\partial \beta} \setminus_{\hat{\beta}} = 0$. Après la simplification, l'estimateur à moindres carrés de β est:

$$\hat{\beta} = (X^T X)^{-1} X^T y \quad (I.23)$$

I.3.5.2 -Krigeage

L'erreur résiduelle ε dans l'équation (I.20) devrait normalement être de zéro [93]. Par conséquent, Sacks et al. [94] ont proposé une approche de conception et d'analyse appelée (DACE) dans laquelle le krigeage est utilisé comme une technique d'interpolation. Ce méta-modèle peut interpoler par les valeurs de la réponse exacte au niveau des points de mesure. L'équation (I.20) peut être écrite à l'aide de krigeage de la manière suivante :

$$y = X\beta + Z(x) \quad (I.24)$$

avec le terme d'erreur aléatoire ε dans l'équation (I.19) est remplacé par une partie stochastique $Z(x)$ pour calculer les prédictions exactes sur les points de mesure disponibles. $Z(x)$ est supposé être un processus stochastique gaussien de moyenne nulle, de variance σ_Z^2 et la fonction de covariance spatiale est donnée par :

$$\text{cov}(Z(x_i), Z(x_j)) = \sigma_Z^2 R(x_i, x_j) \quad (\text{I.25})$$

où $R(x_i, x_j)$ décrit la corrélation entre les points de mesure connus x_i et x_j . La fonction de corrélation R détermine la forme du méta-modèle entre les points de mesure. Cette fonction de corrélation est définie par l'utilisateur.

Le cas d'une fonction exponentielle gaussienne de corrélation est donné par:

$$R(\theta, x_i, x_j) = \exp^{-\theta(x_i - x_j)^2} \quad (\text{I.26})$$

Le meilleur prédicteur linéaire sans biais (BLUP) \hat{y}_0 à un point x_0 non mesuré est maintenant donnée par cette relation [92]:

$$\hat{y}_0 = x_0^T \beta + r_0^T R^{-1}(y - X\beta) \quad (\text{I.27})$$

où X est la matrice de plan contenant les points de mesure. Le vecteur r_0 contient la corrélation entre le point $(x_0; y_0)$ et la mesure connue $(x_i; y_i)$. R est une matrice contenant la corrélation entre les points de mesure.

I.3.6 -L'état limite

Appelée aussi fonction de performance $G(X)$, elle sépare le domaine de sécurité du domaine de défaillance (Figure I.23).

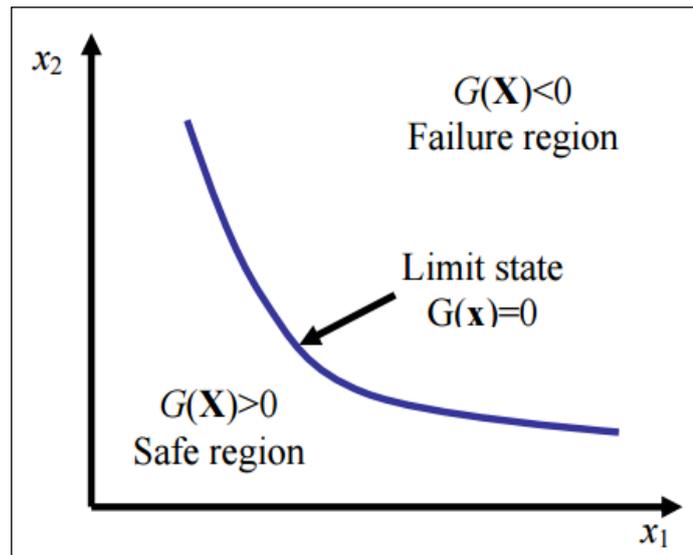


Figure I.23: L'état limite

Afin d'évaluer la fiabilité d'une structure, la fonction d'état limite G qui dépend des effets de chargement est donnée par :

$G(X) = 0$: définit l'état limite

$G(X) > 0$: définit l'état de sécurité de la structure

$G(X) < 0$: définit l'état de défaillance de la structure.

La marge de sécurité est définie par la fonction d'état $G = R - S$, avec R est la résistance du matériau et S est le chargement appliqué.

I.3.7 - Probabilité de défaillance

L'analyse de fiabilité est une méthode qui permet de calculer la probabilité de défaillance P_f . Cette probabilité peut être calculée l'aide d'une intégration de la densité conjointe du vecteur des variables aléatoires X sur le domaine de défaillance ($G(x) \leq 0$):

$$P_f = P[G(X) \leq 0] = \int_{G(x) \leq 0} f(x) dx \quad (I.28)$$

I.3.7.1 - L'approche probabiliste contrainte-résistance

Cette méthode permet de calculer la probabilité de défaillance d'une structure à l'aide d'une comparaison entre les deux variables aléatoires R et σ . En effet, la probabilité de rupture d'une structure donnée, ayant une résistance R et soumise à une contrainte appliquée σ , est égale à la probabilité que R soit inférieur à σ . Cela est décrit par le diagramme de Warmer présenté sur la Figure I.24.

$$P_f = P(\sigma > R) = P\left(\frac{\sigma}{R} > 1\right) \quad (I.29)$$

$$P_f = P(R \leq \sigma) = \iint_{D_f} f_{R,C}(r, c) dr dc \quad (I.30)$$

Le calcul analytique d'une intégrale multidimensionnelle n'est pas précis et mène à des erreurs d'ordre proche de probabilité de défaillance.

Ainsi, plusieurs méthodes de calcul ont été développées :

- Les méthodes par simulation : la méthode de Monte-Carlo, la méthode Monte-Carlo Conditionnelle [95].
- Les méthodes d'approximation : la méthode FORM "First Order Reliability Method" [95, 96] et la méthode SORM "Second Order Reliability Method" [97].

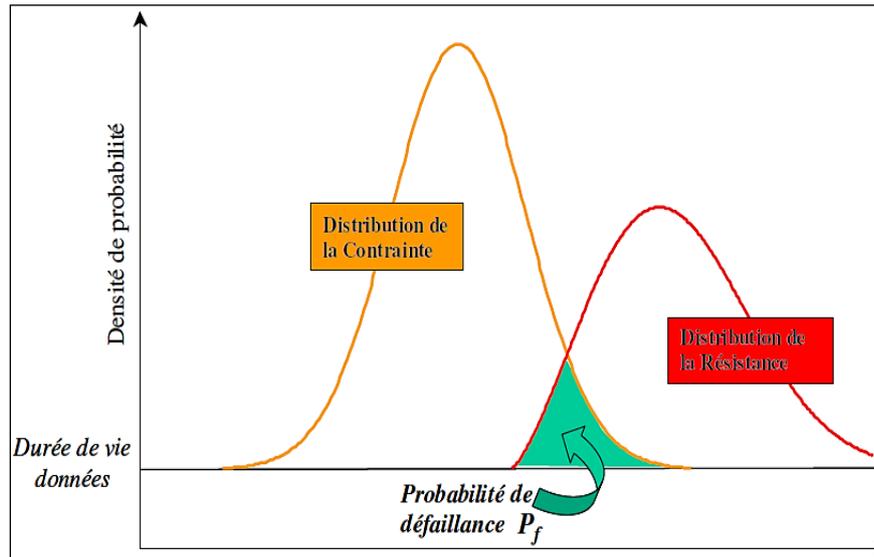


Figure I.24: Approche contrainte-résistance

I.3.7.2 -Méthode de Monte-Carlo

La distribution de probabilité de la réponse peut être analytiquement estimée à partir de la relation fonctionnelle entre les variables d'entrée aléatoires. Cependant, un tel calcul est généralement difficile, surtout lorsque la fonction d'état limite est non linéaire. Comme alternative, une simulation de Monte-Carlo peut être effectuée directement sur un modèle approché pour obtenir la probabilité de défaillance.

La simulation de Monte-Carlo est basée sur la réalisation des N tirages aléatoires des données et l'évaluation de la réponse de la structure pour chaque tirage.

On définit la fonction indicatrice $I[C]$ comme suit :

$$I[C] = \begin{cases} 1, & \text{si la condition } C \text{ est vérifiée} \\ 0, & \text{sinon} \end{cases} \quad (\text{I.31})$$

Ainsi, la probabilité de défaillance est donnée par relation suivante :

$$P_f \approx \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N I[G(x_i \leq 0)] \quad (\text{I.32})$$

avec x_i le $i^{\text{ème}}$ tirage effectué.

L'approche par cette méthode nécessite un grand nombre d'expériences afin d'obtenir une estimation suffisamment fiable de la probabilité de défaillance.

En 1974, Mann et al. [98] ont suggéré que le nombre de simulations nécessaires est de l'ordre de 10000 à 20000 pour une limite de confiance d'environ 95%. Melchers a proposé une relation empirique qui permet de prédire le nombre de tirages N [99]:

$$N = \frac{C}{P_f} \quad (\text{I.33})$$

Avec C est une constante qui définit le niveau de confiance souhaitable pour P_f .

Des nombreuses stratégies sont proposées pour réduire le nombre de tirages tel que le tirage directionnel et le tirage d'importance [96, 99].

La méthodologie de méta-modèle, utilisée dans le cadre de la simulation de Monte-Carlo, simplifie le processus de génération de l'état limite. Ainsi, beaucoup de temps de calcul peut être gagné vu que les simulations ne sont plus effectuées sur des analyses structurelles complexes mais plutôt sur une équation polynomiale.

I.4 -Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons présenté les paramètres influençant la fiabilité des assemblages soudés, tels que les discontinuités (porosités) qui provoquent une concentration de contrainte très importante et les contraintes résiduelles de traction qui peuvent conduire à la rupture fragile d'un joint soudé. Nous avons présenté aussi les différentes méthodes de mesure de la contrainte résiduelle.

Dans la deuxième partie de ce chapitre, nous présentons les modèles de la rupture fragile existant dans la bibliographie. Plus particulièrement, les critères d'amorçage d'une rupture fragile à la pointe d'un défaut produisant une contrainte critique suffisante et nécessaire à l'apparition du clivage.

La troisième partie de ce chapitre est consacrée à la description de la démarche d'un couplage mécano-fiabiliste à l'aide méta-modèle choisi. Ce couplage nous permettra de prédire la probabilité de rupture d'une structure soudée contenant un défaut aléatoire en se basant le critère d'amorçage choisi.

Le chapitre suivant présente une caractérisation mécanique des aciers HLE avant et après le procédé de soudage. Cette caractérisation nous permettra d'avoir toutes les informations nécessaires pour notre modèle numérique (comportement statique élasto-plastique, ténacité, champ de contraintes résiduelles, etc.).

Chapitre II:

Caractérisation expérimentale des soudures

La compréhension du comportement de notre matériau d'étude et sa modélisation avant et après soudage sont deux points indispensables pour la simulation numérique et son utilisation dans le calcul de la fiabilité des structures soudées.

Nous nous proposons de présenter dans ce chapitre le procédé d'élaboration du matériau ainsi que les conditions de soudage. Les caractéristiques métallurgiques et les propriétés mécaniques du matériau à l'état de réception et à l'état soudé seront aussi présentées.

Pour cette raison, la description du matériau est séparée en deux parties, la première traitant du matériau dans son état d'origine et la deuxième s'intéressant à l'état soudé, en séparant distinctement la zone fondue de la zone affectée thermiquement. Ce chapitre décrit toutes les techniques expérimentales utilisées pour mener à bien cette étude.

II.1 - Comportement mécanique

II.1.1 - Métal de base

II.1.1.1 -Caractéristiques générales

Le matériau utilisé est un acier à haute limite d'élasticité (HLE). L'acier S500MC est reçu sous forme de tôle laminée d'épaisseur 10 mm et de largeur 100 mm (rectangle 2000×100mm²) fabriqué par Abraservice. Ce matériau correspond aux exigences des normes européennes EN 10025-4 (2004) et 10149-2. Ainsi, l'acier S500MC est un acier de construction (S) avec une limite d'élasticité minimale spécifiée de 500 MPa, obtenu par laminage thermomécanique (M) à température ambiante, et apte au formage à froid (C).

Dans le Tableau II.1, la composition chimique de l'acier S500MC, est récapitulée et les caractéristiques normalisées sont présentées par le Tableau II.2.

	C	Mn	Si	P	S	Al	Nb	V	Ti
%	≤ 0.12	≤ 1.70	≤ 0.50	≤ 0.025	≤ 0.015	≤ 0.015	≤ 0.09	≤ 0.20	≤ 0.15

Tableau II.1 : Composition chimique de l'acier S500MC (en % massique)

Épaisseur (mm)	R _e (MPa)	R _m (MPa)	Allongement minimal (%)	Rayon de pliage min à 180 °C
3-16	500	550-700	14	1.5 × ép

Tableau II.2 : Propriétés mécaniques de l'acier S500MC d'après Abraservice

Cet alliage est utilisé, pour les constructions mécano-soudées dans différents domaines (transport, génie civil, marine etc.), grâce à leur bonne soudabilité, leur ténacité et leur résistance mécanique élevée [100]. En effet, les aciers à haute limite élastique résistent bien à la rupture. Le soudage engendre un traitement thermique du matériau de base tout en modifiant sa microstructure et introduisant des contraintes résiduelles de traction et de compression. Le critère de soudabilité d'un acier est représentable par l'indice du carbone équivalent. Selon l'institut international de soudure, le carbone équivalent C_{eq} est calculé par la formule suivante :

$$C_{eq} = C + \left(\frac{Mn}{6}\right) + \left(\frac{Cr+Mo+V}{5}\right) + \left(\frac{Ni+Cu}{15}\right) \quad (II.1)$$

Ainsi, ce matériau possède une excellente soudabilité vu sa faible teneur en carbone (0.12%) et en carbone équivalent (inférieur à 0.40%).

II.1.1.2 -Essais de traction

Afin d'identifier les propriétés mécaniques de l'acier S500MC, un essai de traction a été effectué suivant la norme NF EN 10002. Cinq éprouvettes plates, de section rectangulaire et d'épaisseur 5 mm, sont préparées (Figure II.2). Les essais sont effectués sur une machine de traction hydraulique INSTRON4484 dont les caractéristiques sont les suivants :

- Capacité maximale de charge ± 150 kN,
- Vitesse de traverse allant de 0.01 à 500 mm/min,
- Pilotage et acquisition des données se faisant par l'intermédiaire d'un ordinateur.

Un montage de l'éprouvette d'essai sur la machine de traction est présenté sur la Figure II.1. Durant l'essai, la vitesse de la traverse est de 2 mm/min et les déplacements sont contrôlés à l'aide d'un extensomètre de longueur initiale 25 mm.



Figure II.1 : Montage d'une éprouvette d'essai sur la machine de traction

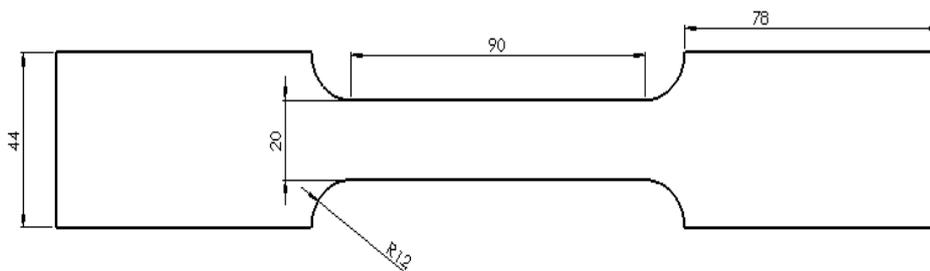


Figure II.2 : Géométrie de l'éprouvette d'essai de traction

Les caractéristiques mécaniques du matériau obtenues sont résumées sur la Figure II.3. Les résultats donnés dans le Tableau II.3 présentent la valeur moyenne de cinq essais de traction.

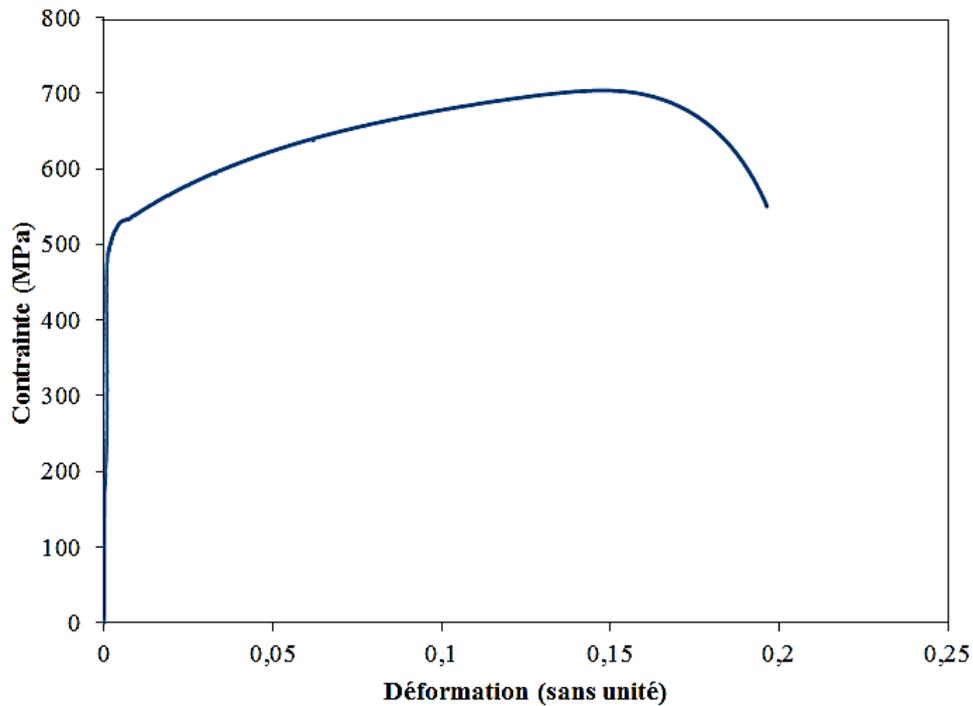


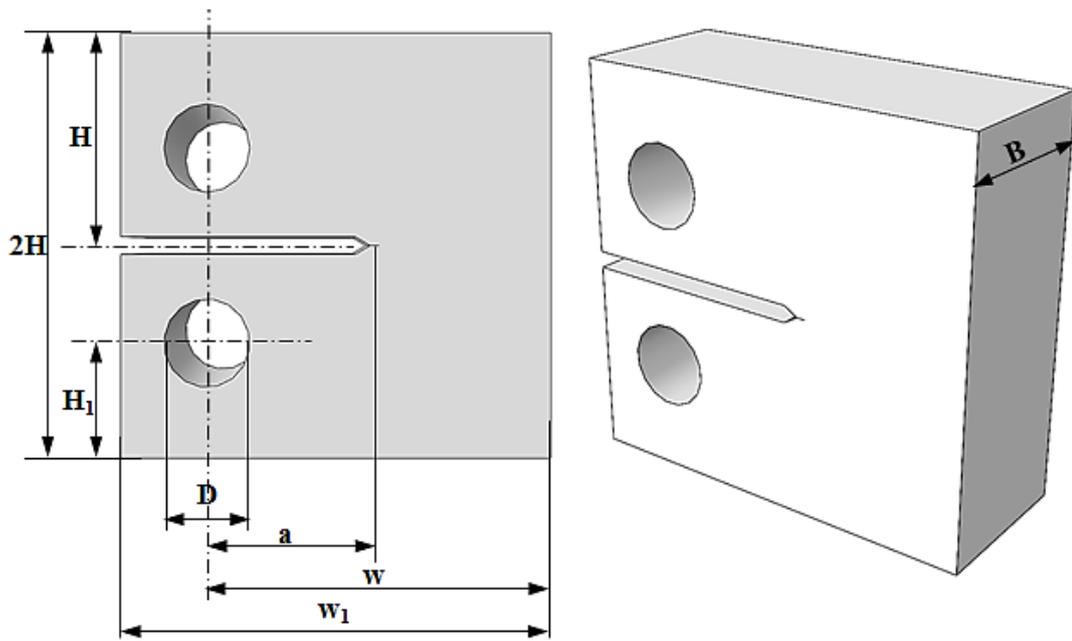
Figure II.3 : Courbe expérimentale contrainte – déformation de l'acier S500MC

Module de Young E (GPa)	Limite d'élasticité R_e (MPa)	Résistance ultime R_{max} (MPa)	Allongement à Rupture (%)
209	520	698	19

Tableau II.3 : Caractéristiques mécaniques de l'acier S500MC

II.1.1.3 -Essais de ténacité

Des éprouvettes normalisées du type CT10 (Compact traction d'épaisseur 10 mm) sont utilisées pour réaliser des essais de ténacité. Ces essais nous permettaient de mesurer la ténacité K_{Ic} de l'acier S500MC. Les dimensions de l'éprouvette sont proposées par la norme ISO12135 (Figure II.4). Les éprouvettes ont été usinées par fraisage et l'entaille semi-elliptique est découpée par électroérosion à fil de façon à obtenir une fissure courte d'environ 0,4 mm de longueur. Le fil d'usinage utilisé est de diamètre 0,2 mm.



$$a = B = 10\text{mm}, D = 5\text{mm}, H = 12\text{mm}, H_1 = 6.5\text{mm}, w = 20\text{mm}, w_1 = 25\text{mm}$$

Figure II.4 : Géométrie de l'éprouvette d'essai de traction (CT)

Les deux trous de l'éprouvette permettent d'imposer un changement symétrique afin de garantir le mode I de rupture. L'essai de traction CT est contrôlé en déplacement et la vitesse imposée est de 0,1 mm/min.

Pendant l'essai, l'avancée de la fissure est contrôlée à l'aide d'une caméra (Figure II.5) et analysée avec le logiciel d'analyse d'image. Ainsi, la longueur de la fissure en fonction de la charge appliquée est calculée en utilisant le facteur de corrélation entre les pixels et les millimètres. L'évolution de la force en fonction de l'ouverture des lèvres de la fissure est présentée dans l'Annexe II.1.

Le facteur d'intensité de contrainte K_I est calculé, tout en connaissant la longueur de la fissure et la charge F appliquée, à l'aide de la relation suivante [101]:

$$K_I = \frac{F}{(BB_N w)^{0.5}} g_2 \left(\frac{a}{w} \right)$$

$$\text{Avec } g_2 \left(\frac{a}{w} \right) = \frac{\left(2 + \frac{a}{w}\right) \left[0.886 + 4.64 \frac{a}{w} - 13.32 \left(\frac{a}{w}\right)^2 + 14.72 \left(\frac{a}{w}\right)^3 - 5.6 \left(\frac{a}{w}\right)^4 \right]}{\left(1 - \frac{a}{w}\right)^{1.5}} \quad (\text{II.2})$$

où B est l'épaisseur de l'éprouvette CT et B_N est l'épaisseur restante de l'éprouvette contenant des entailles latérales. Nous avons ainsi :

$$K_{IC} = 64.5 \text{ MPa m}^{-1/2}$$

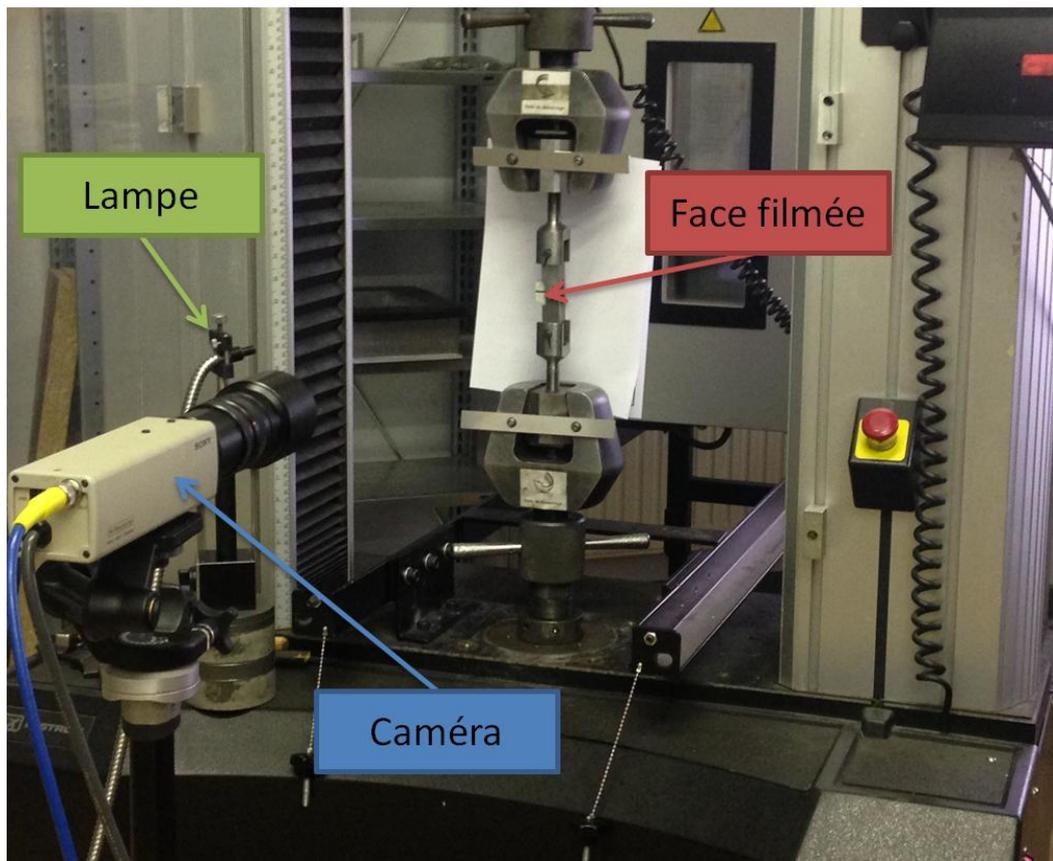


Figure II.5 : Essai de traction (CT)

II.1.2 - Métal d'apport

II.1.2.1 -Caractéristiques générales

Le métal d'apport est un acier dont la composition chimique est donnée par le Tableau II.4. Pendant le soudage, la direction du mouvement de la torche et la vitesse de soudage sont guidées par un opérateur. Le joint de cordon est réalisé en deux passes.

Les autres paramètres ont été fixés au début du test. La tension et l'intensité utilisées sont de l'ordre de 17 V et de 128 A respectivement. La Figure II.6 montre les géométries des joints réalisés en se basant sur la norme SS-EN ISO 9692-1: 2004 (Tableau II.5).

	C	Si	Mn	P	S
%	0.06 - 0.14	0.7 - 1.0	1.4	0.025	0.025

Tableau II.4. Composition chimique de métal d'apport (en % massique)

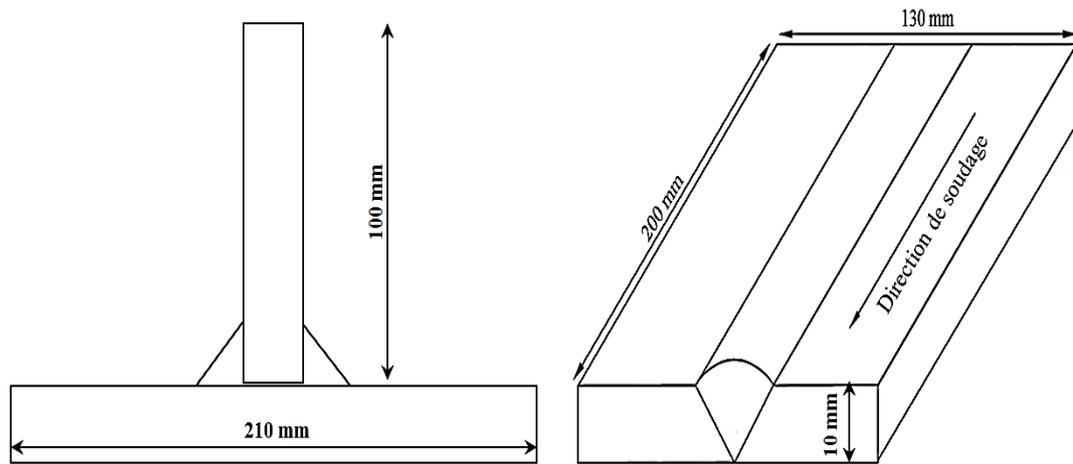


Figure II.6. Tôles soudées en T (gauche) bout-à-bout (droite)

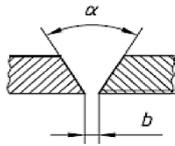
Epaisseur t (mm)	Type de préparation	Coupe transversale	Angle A	Ecart b (mm)	Epaisseur racine c (mm)
$3 \leq t \leq 40$	Joint en V		$\approx 60^\circ$	≤ 3	≤ 2

Tableau II.5 : Géométrie recommandée pour le joint soudée [102]

II.1.2.2 -Essai de traction

Une éprouvette soudée longitudinalement a été testée en traction. L'éprouvette est prélevée à partir de deux tôles similaires soudées bout-à-bout (Figure II.8).

La géométrie de l'éprouvette en métal d'apport utilisée pour l'essai de traction est choisie suivant les recommandations de l'ISO 6892-1 :2009. Les dimensions de l'éprouvette soudée sont présentées dans la Figure II.7.

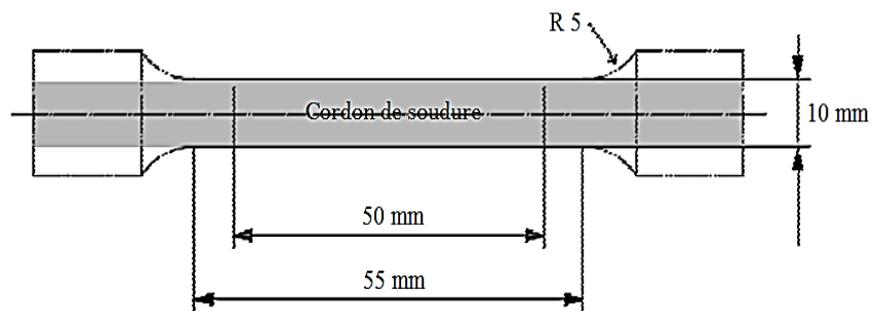


Figure II.7 : Dimensions de l'éprouvette du métal d'apport [103]

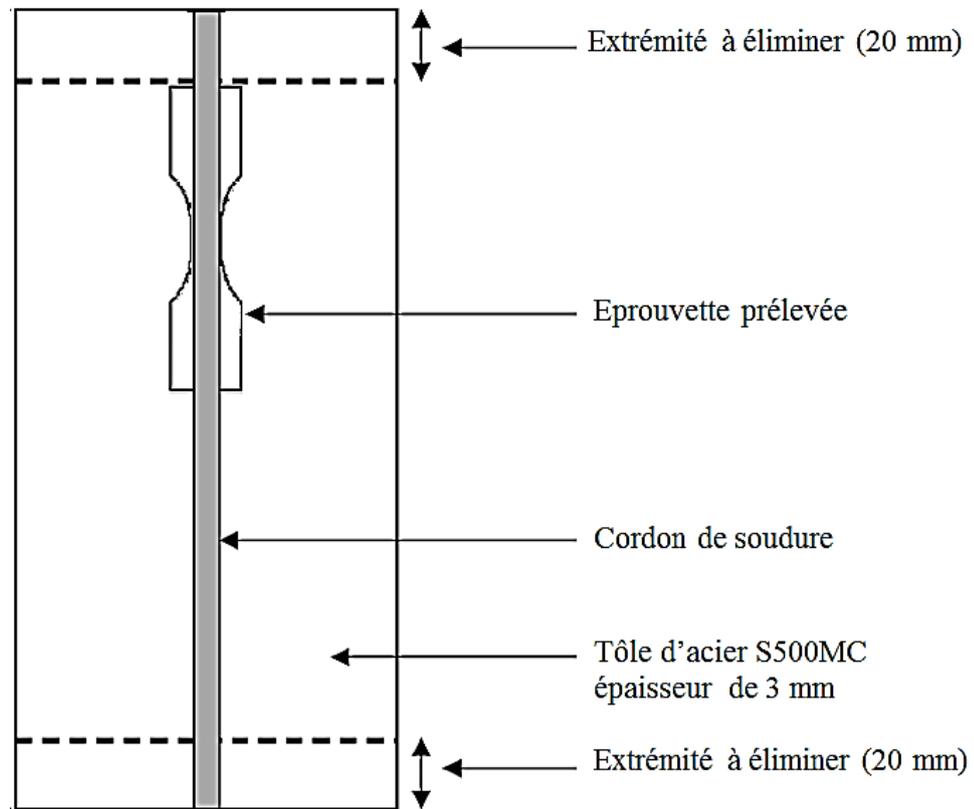


Figure II.8 : Prélèvement de l'éprouvette soudée

Les résultats expérimentaux sont résumés dans le Tableau II.6. Nous observons un allongement à la rupture moins important par rapport au métal de base (Figure II.9). Ceci peut être expliqué par le durcissement constaté dans la soudure à cause de l'effet thermique du soudage sur les grains.

Dans cette zone, les grains sont plus fins et plus homogènes comme illustré au paragraphe III.2.

Limite d'élasticité R_e (MPa)	Résistance ultime R_{max} (MPa)	Allongement à Rupture (%)
539	633	11

Tableau II.6 : Caractéristiques mécaniques expérimentale du joint soudé

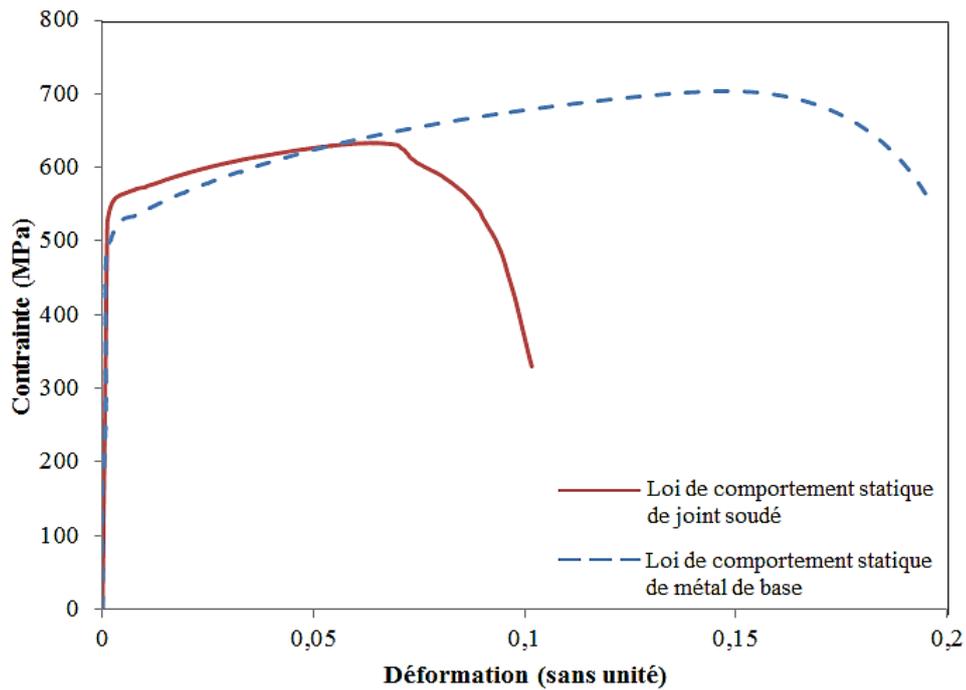


Figure II.9 : Comportement statique du joint soudé

Afin d'évaluer les modifications de la microstructure causées par le soudage, une étude micrographique a été effectuée sur les différentes zones du joint soudé. Cette étude est réalisée pour chaque type de soudure (bout-à-bout et en T). Un intérêt supplémentaire de l'étude micrographique est l'analyse de la qualité du cordon et la recherche en particulier des défauts du type porosité.

II.2 - Analyse de la microstructure des cordons

II.2.1 - Techniques d'observation et d'analyse

Pour les examens de la microstructure, la tôle soudée a été sectionnée et l'échantillon découpé a été enrobé à chaud dans une résine. L'échantillon testé a été poli mécaniquement sur papiers abrasifs (papiers de 400, 600, 800 et 1200 successivement), ensuite poli à la pâte diamantée jusqu'à $1\ \mu\text{m}$ et enfin à la pâte d'alumine. L'échantillon est nettoyé à l'éthanol entre chaque opération pour éliminer tout résidu.

La surface polie a été immergée dans une solution de 2% de Nital pendant 15 secondes, pour révéler sa microstructure. L'attaque est refaite deux ou trois fois pour obtenir une meilleure révélation de la microstructure. Généralement, le Nital attaque essentiellement la ferrite [104].

L'attaque chimique des aciers met en évidence les joints de grains et les défauts du cordon de soudure. Dans cette étude, la macrostructure des joints soudés a été examinée à l'aide d'un microscope numérique VHX-1000 (Figure II.10).



Figure II.10 : Microscope numérique VHX-1000

II.2.2 - Microstructure de la soudure bout-à-bout

La Figure II.11 montre la microstructure d'une soudure bout-à-bout. Trois zones distinctes peuvent être clairement identifiables: 1- le métal fondu (MF), 2- la zone affectée thermiquement (ZAT) et 3- le métal de base (MB). Le cordon de soudure au centre de la micrographie est d'environ 10 mm de large. La zone affectée thermiquement s'étend sur 1mm, de part et d'autre de la zone de fusion.

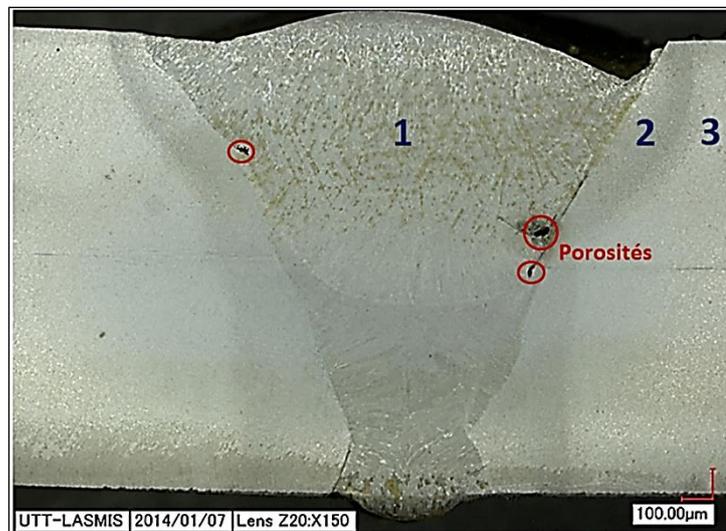


Figure II.11 : Micrographie du joint soudé bout-à-bout

La ZAT présente un contraste différent par rapport au matériau de base ou à la zone fondue. Il est nécessaire de rappeler le rôle important de la taille de la zone fondue et de la ZAT dans les assemblages soudés. Ces zones contiennent les défauts qui sont le point de départ de notre problème dans un joint soudé.

En observant la Figure II.11, trois macro-porosités peuvent être visiblement détectables sur la section transversale du cordon de soudure. Globalement, ces porosités sont localisées dans la zone fondue à côté de la ligne de fusion. Ces défauts possèdent une forme elliptique observable sur la Figure II.11. La taille du grand axe des trois ellipses est de 300 μm , 200 μm et 150 μm .

II.2.3 - Microstructure de la soudure en T

Nous avons réalisé deux cordons de soudure afin de construire la structure en T. La Figure II.12 montre l'un des deux cordons réalisés. Nous pouvons distinguer les trois zones : 1- le métal fondu (MF), 2- la zone affectée thermiquement (ZAT) et 3- le métal de base (MB).

Comme pour la soudure bout-à-bout, la zone affectée thermiquement est de largeur 1mm. Cependant, l'épaisseur de la zone fondue est d'environ 7 mm.

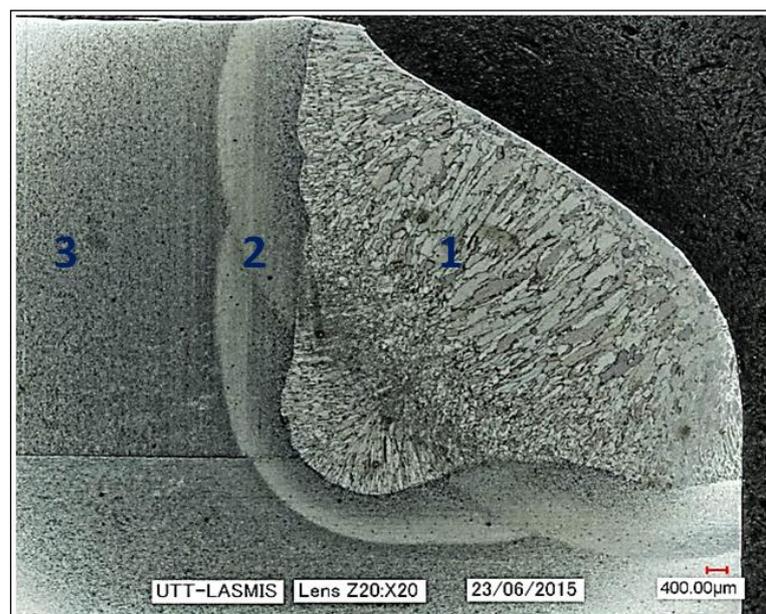


Figure II.12 : Micrographie de joint soudé en T

II.3 -Analyse de la taille des grains et des proportions des phases

II.3.1 – Méthodes d'observation et de mesure

Une fois l'attaque métallographique terminée, le grain ferritique des aciers peut être capturé sur une image prise par un microscope numérique. Cette image sera utilisée pour caractériser les grains dans les cordons de soudure.

- Taille des grains

La taille moyenne des grains est mesurée à l'aide de système d'analyse d'image LEICA nommé QX-GRAIN, comme présentée sur la Figure II.13. Les données importantes que nous avons analysées sont :

- Le nombre de grains par unité de surface : m ,
- Le diamètre moyen ou la taille moyenne du grain : d ,
- L'indice de la grosseur du grain : G .

La taille moyenne du grain est caractérisée par l'indice conventionnel de grosseur du grain G . Cette grosseur doit être mesurée lorsqu'au moins une cinquantaine de grains ont été comptés sur la surface d'un disque de 0.5 mm^2 [105]. Pour obtenir un résultat statistiquement admissible, cette démarche est répétée cinq fois pour chaque échantillon

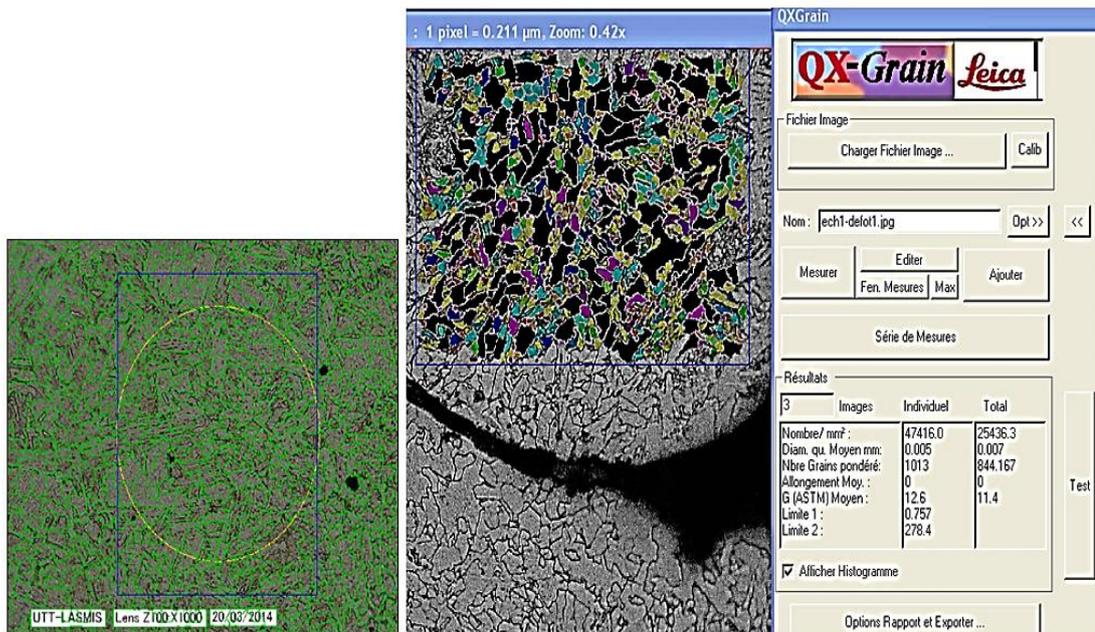


Figure II.13: Mesure de la taille moyenne des grains à l'aide de QX-GRAIN

Le grossissement moyen G est caractérisé par comptage du nombre moyen de grains par unité de surface m . La relation qui relie ces deux grandeurs est [105] :

$$m = 8 \times 2^G \quad (\text{II.3})$$

- Proportions des phases

La détermination des proportions des phases est aussi faite par le logiciel LEICA Phase Expert. Ce logiciel réalise une mesure du pourcentage de la zone de plusieurs phases dans un échantillon. Les phases sont identifiées par des régions de couleur (Figure II.14).

Pour chaque image, les résultats sont affichés sous forme d'un tableau résumant toutes les statistiques. La Figure II.14 montre un exemple de la fiche des résultats donnés dans la zone de fusion. Nous pouvons ainsi constater la présence de deux phases : la bainite colorée en rouge et la ferrite colorée en bleu. La distribution du pourcentage de la zone de deux phases est affichée graphiquement sous forme d'un histogramme (71% de bainite et 29% de ferrite).

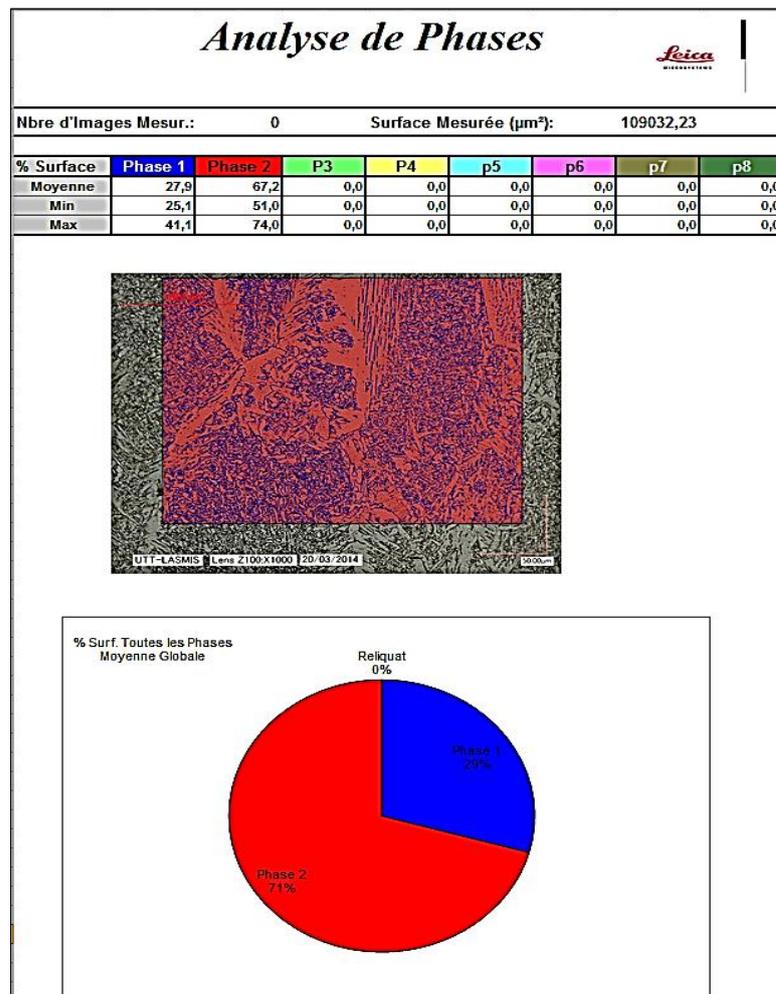


Figure II.14: Fiche des résultats donnés pour la zone fondue

II.3.2 - Résultats de mesure de la taille de grain et des proportions des phases

Le métal de base présente une microstructure typique de ferrite avec quelques colonies de perlite alignées dans la direction du laminage (Figure II.15). En analysant la microstructure de cette zone, on observe que la taille moyenne des grains de ferrite est assez homogène et d'environ 15 μm .

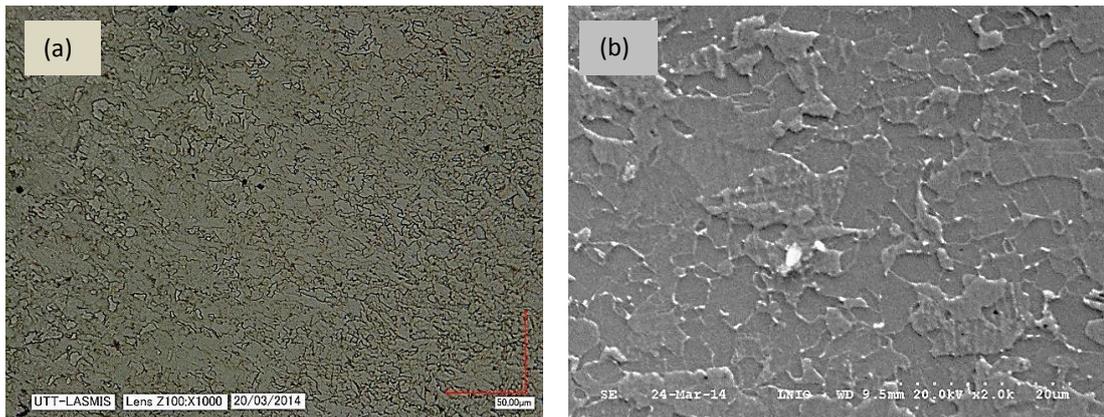


Figure II.15: Micrographies du métal de base: (a) au microscope numérique (b) au MEB

La Figure II.16 présente la microstructure de la zone fondue qui est totalement différente de celle de métal de base. Cette zone présente une structure dendritique due au refroidissement rapide. Une structure à grains fins peut être observée due à l'effet thermique du soudage et au refroidissement de l'acier. Le métal fondu révèle une microstructure de solidification composée de 71% de bainite et 29% de ferrite aciculaire. La taille moyenne des grains de ferrite aciculaire est d'environ 5 μm .

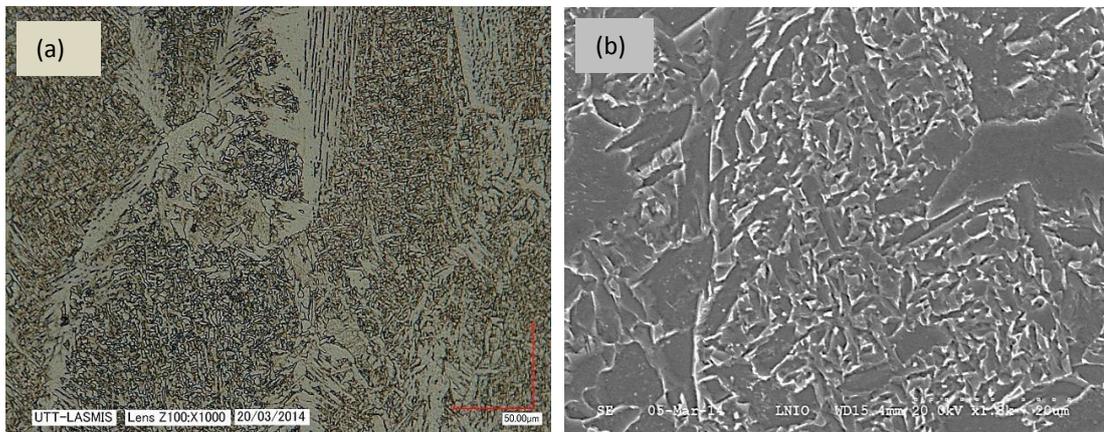


Figure II.16: Micrographies de la zone fondue: (a) au microscope numérique (b) au MEB

On constate que la taille des grains dans la ZAT diminue tout en se déplaçant de sa frontière avec la zone fondue vers sa frontière avec le métal de base (Figure II.17). La ZAT est divisée en trois zones: zone à gros grains près de la limite de fusion, zone à grains partiellement fins et zone à grains fins à l'interface de la MB. La microstructure est composée de 82% de ferrite et 18% de bainite. La taille moyenne des grains de ferrite est d'environ 10 μm .

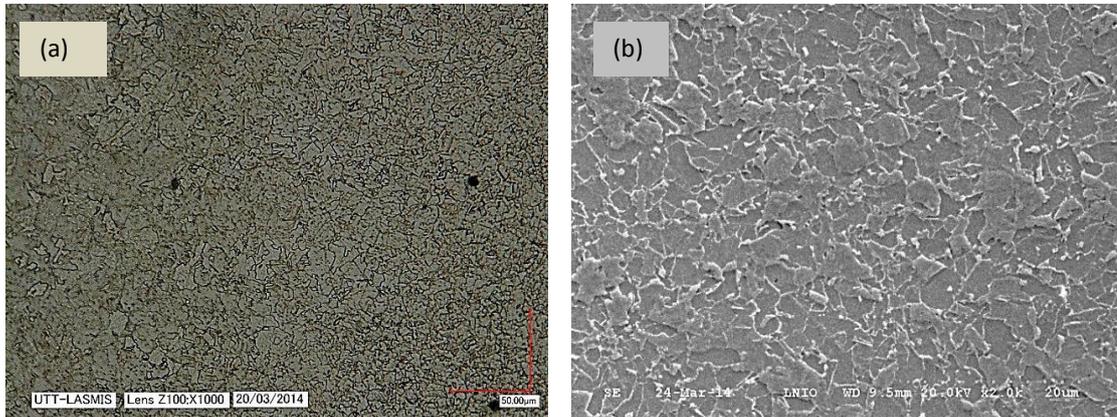


Figure II.17: Micrographies de la ZAT: (a) au microscope numérique (b) au MEB

La microstructure autour d'une porosité est présentée sur la figure II.18. La microstructure locale autour du défaut est composée d'environ 68% de ferrite aciculaire et 32% de bainite. La taille moyenne des grains de ferrite est d'environ 22 μm .

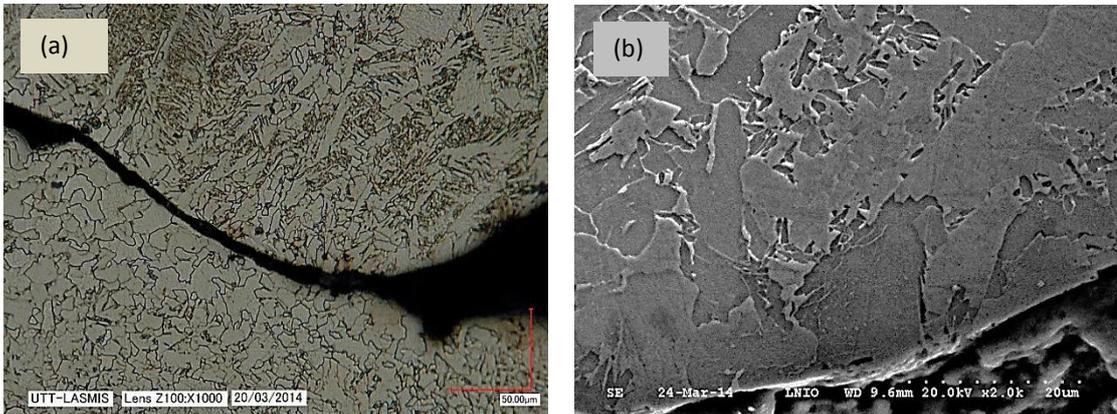


Figure II.18: Micrographies autour de défaut: (a) au microscope numérique (b) au MEB

La transformation des phases induite par le processus de soudage conduit à la modification de la microstructure du métal fondu et la zone affectée thermiquement, c'est qui peut dégrader la performance de la structure soudée et permettre l'apparition de contraintes résiduelles dans la structure [106, 107].

En effet, la modification de la taille a un impact sur la dureté et les niveaux de contraintes résiduelles de soudage, ce qui peut provoquer la diminution de la résistance de la structure [108, 109].

Le durcissement de la zone fondue constaté par l'essai de traction, sera confirmé par l'essai de micro-dureté réalisé dans les différentes zones du joint soudé.

II.4 -Analyse de la dureté

La dureté est l'aptitude d'un métal à résister à la pénétration d'un indenteur de géométries différentes suivant le type d'essai. Dans cette étude, deux types de dureté ont été effectués, la micro-dureté et la nano-dureté. La micro-dureté permet de mesurer la dureté dans les différentes zones de cordon de soudure tandis que la nano-dureté est utilisée pour une étude plus locale autour du défaut (porosité).

II.4.1 - Techniques de mesure

II.4.1.1 -Mesure de la micro-dureté

Les mesures de micro-dureté Vickers ont été réalisées à l'aide d'un indenteur en diamant de forme pyramidale (pyramide à base carrée). Le microduremètre est utilisé avec une charge de 1,0 kg appliquée pendant 10 secondes.

Concernant la soudure bout-à-bout, les mesures ont été réalisées à différentes profondeurs. Afin d'obtenir une dispersion minimale, l'espacement entre les 9 lignes horizontales est fixé à 1mm et l'espacement entre deux mesures successives est de 0,3 mm soit 50 points de mesure par ligne comme présenté sur la Figure II.19.

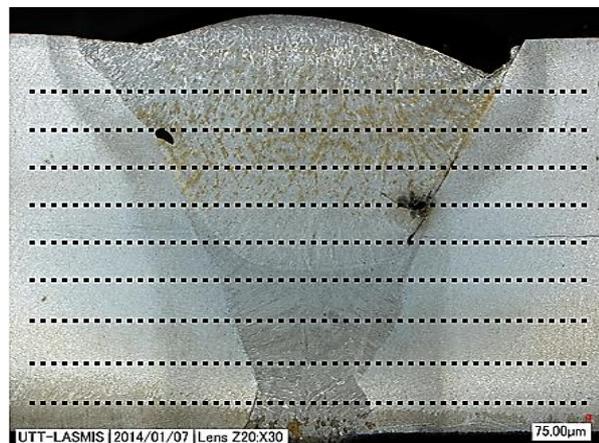


Figure II.19: Points de mesure de la dureté pour la soudure bout-à-bout

Concernant la soudure en T, les mesures suivent une ligne de filiation située à moins de 2 mm de la surface. Cette ligne passe par le métal de base, la ZAT et la zone fondue. Trois empreintes distinctes sont effectuées dans chaque zone de mesure. La disposition de la filiation, dans un cordon de soudure en T, est illustrée sur la Figure II.20.

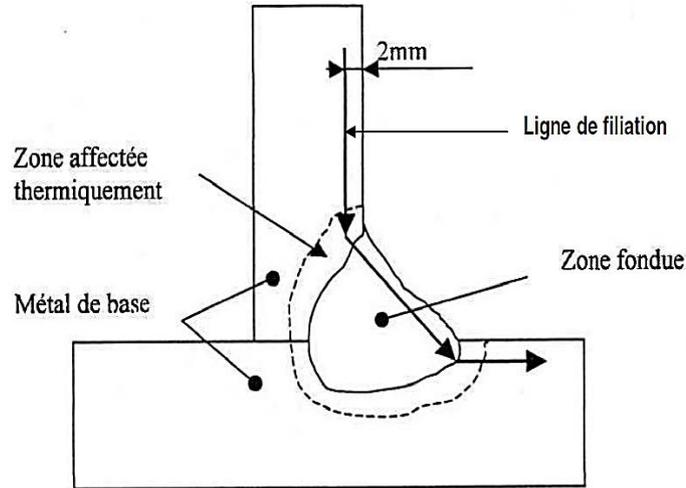


Figure II.20: Points de mesure de la dureté pour la soudure en T

II.4.1.2 -Mesure de la nano-dureté

La nano-dureté a été effectuée à l'aide d'un nano-indenteur instrumenté. L'instrumentation de l'appareil permet d'analyser non seulement la dureté locale mais aussi le module d'Young local du matériau à l'aide d'un indenteur Berkovich. La technique consiste à contrôler l'évolution de la charge d'indentation avec le déplacement de l'indenteur. La dureté et le module d'Young peuvent être obtenus à partir des courbes de chargement-déplacement comme présenté sur la Figure II.21 [110, 111, 112].

Le module réduit E_r , la raideur de contact S , et la surface A_c correspondante à la charge maximale P_{max} , sont liés par l'équation :

$$S = \frac{2\sqrt{A_c}}{\sqrt{\pi}} \times E_r \quad (\text{II.4})$$

S est directement déterminée à partir de la portion linéaire de déchargement de la courbe charge-déplacement. E_r est le module d'élasticité réduit calculé tout en se basant sur la théorie élastique proposée par Sneddon [113]:

$$E_r = \frac{S\sqrt{\pi}}{2\sqrt{24.5}h_c} \quad (\text{II.5})$$

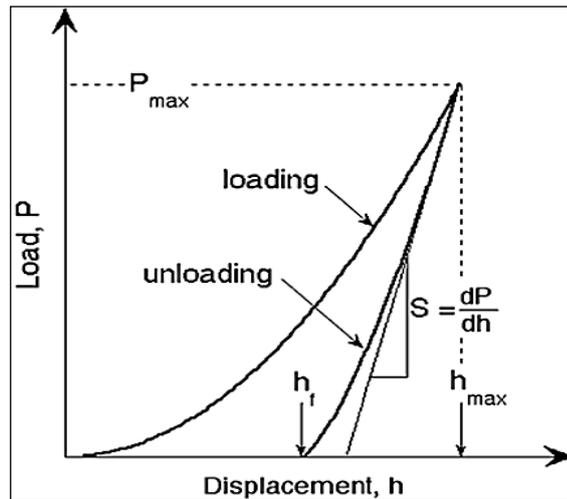


Figure II.21: Courbe charge-déplacement [112]

La dureté H est liée à la force maximale appliquée P_{\max} et la surface A_C avec l'équation suivante:

$$H = \frac{P_{\max}}{A_C} \quad (\text{II.6})$$

La profondeur de contact h_c est donnée par la relation suivante (voir Figure II.22):

$$h_c = h - \beta \frac{P_{\max}}{S} \quad (\text{II.7})$$

avec β une constante qui dépend de la géométrie de l'élément d'indentation ($\beta = 1,034$ pour un indenteur Berkovich).

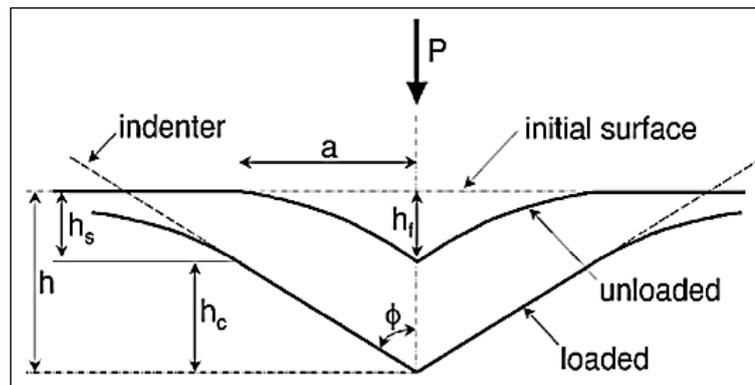


Figure II.22: Schéma d'indentation : profondeurs lors de chargement maximal et de déchargement [112]

L'essai de nano-indentation a été réalisé avec la Nano Indenteur^R XP dans une salle dont la température et le bruit sont strictement contrôlés afin de ne pas affecter les résultats.

Le déplacement maximal imposé était de 800 nm pour chaque essai. La procédure de nano-indentation a été effectuée autour d'une porosité observée dans le cordon de soudure.

II.4.2 -Résultats de mesure de la dureté

II.4.2.1 -Dureté dans un joint soudé bout-à-bout

La micro-dureté Vickers permet une caractérisation locale du matériau. La cartographie de la dureté est présentée Figure II.23. Les résultats obtenus apportent un bon complément aux essais de traction. La dureté du métal de base est d'environ 220 ± 10 HV. Dans le métal fondu, la dureté est de 270 HV en moyenne, elle atteint une valeur maximale de 310 HV. Les valeurs de dureté obtenues présentent beaucoup de dispersions surtout dans la zone fondue vu que les mesures locales dépendent fortement de l'homogénéité de la microstructure.

Dans la ZAT, la dureté est de 240 HV en moyenne. En se basant sur la Figure II.23, on remarque que la dureté autour du défaut est minimale et elle est d'environ 147 HV.

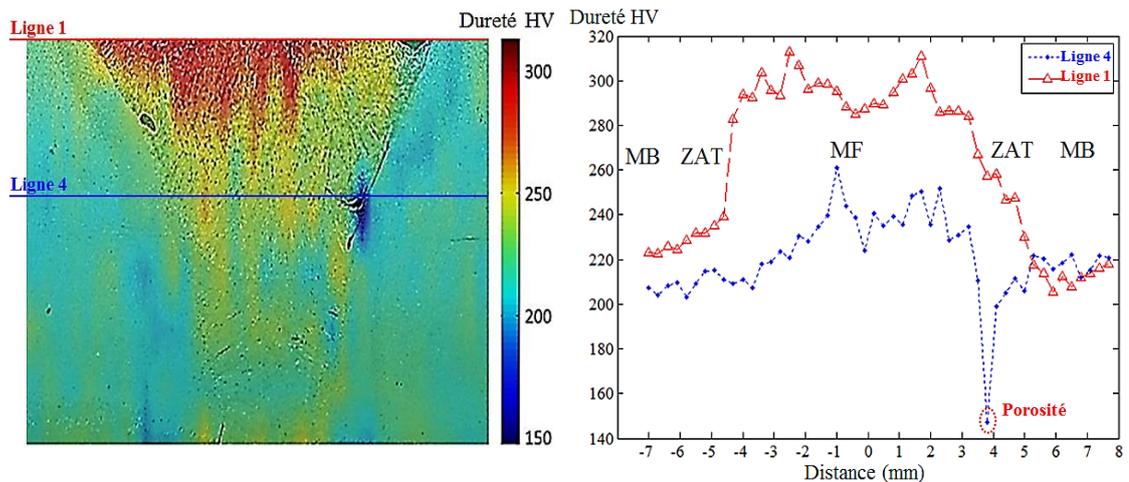


Figure II.23: Distribution de la dureté dans la soudure bout-à-bout

II.4.2.2 -Dureté dans un joint soudé en T

Les résultats obtenus pour la soudure en T sont résumés dans la Tableau II.7. La zone fondue présente une dureté supérieure aux deux autres zones. Cette différence, observée également par Coelho et Ozbaysal [114, 115], est expliquée par la finesse de la microstructure dendritique.

En revanche, la zone au voisinage de la porosité est la zone la moins dure. Pour mieux comprendre ce qui se passe autour de la porosité, un essai de nano-indentation est réalisé.

	MB	ZAT	MF
Microdureté HV (1.0 Kg)	215	235	265

Tableau II.7. Valeurs moyennes de la dureté des trois zones

II.4.2.3 -Nano-indentation autour d'une porosité

Les résultats montrent que la dureté autour de la porosité est proche de 2,6 GPa puis elle croit en s'éloignant du défaut vers la zone fondue pour se stabiliser à une distance de 1000 μm à 3,8 GPa. A droite du défaut, dans la zone affectée thermiquement, la dureté est en moyenne de 3 GPa (Figure II.24). Les valeurs de dureté obtenues par nano-indentation sont supérieures à celles mesurées par micro-dureté. En effet, la nano-indentation est une méthode plus précise et avec une plus grande sensibilité aux microstructures locales (taille des grains, phases...). En outre, on constate que la taille des grains de ferrite a un impact sur la nano-dureté du matériau.

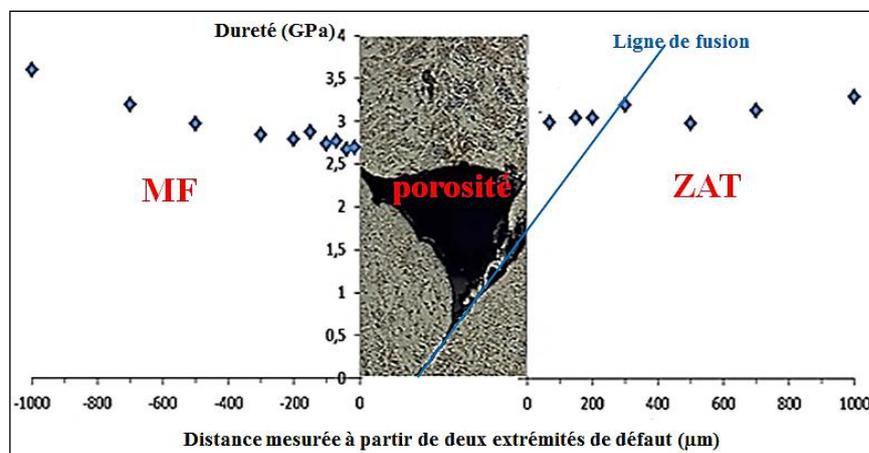


Figure II.24: Nano-dureté autour de la porosité

Figure II.25 montre une variation du module d'Young à proximité du défaut de soudage. Le module d'Young diminue également à proximité de la porosité (environ 240 GPa) et augmente en s'éloignant. Le module d'Young augmente jusqu'à 285 GPa dans la zone fondue et il est d'environ 265 GPa dans la ZAT.

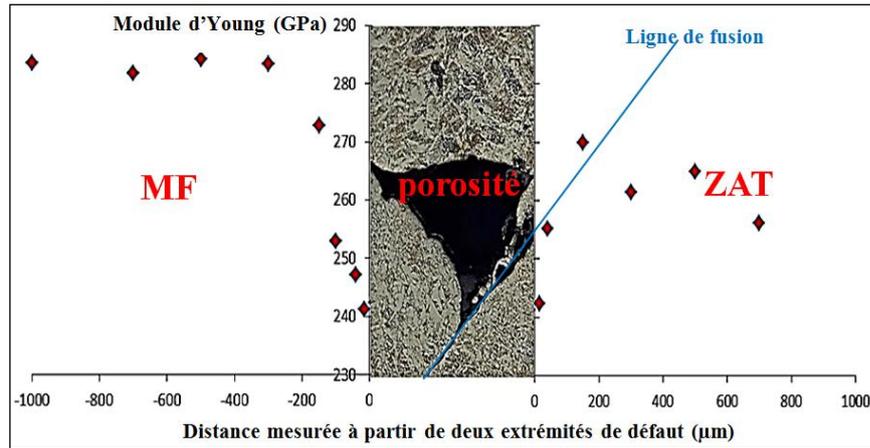


Figure II.25: Module d'Young autour de la porosité

II.4.3-Corrélation entre la dureté et la microstructure

D'après les travaux précédents, nous remarquons que la distribution de la dureté du matériau dépend de sa microstructure. Il est important de déterminer la relation entre la micro-dureté et la microstructure le long d'une soudure hétérogène. La taille de grain de ferrite a été choisie comme un élément caractéristique de la microstructure.

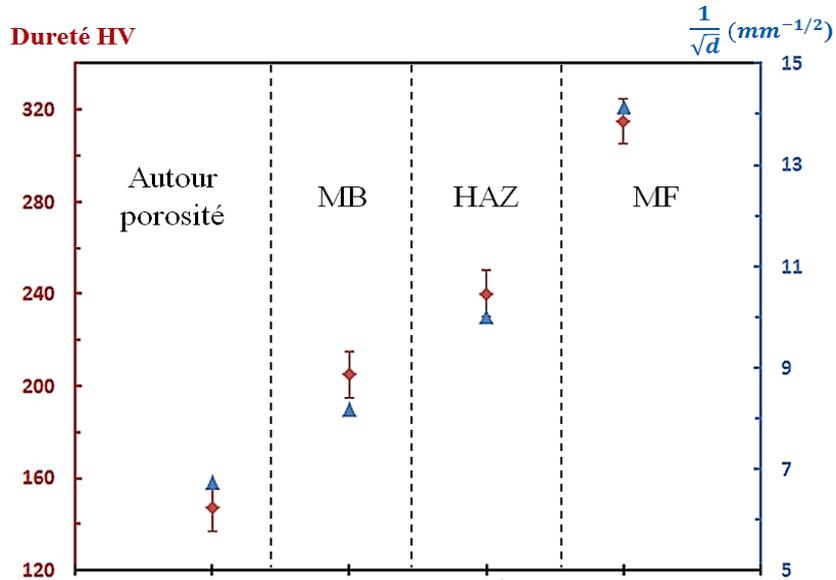


Figure II.26. Proportionnalité entre la micro-dureté et la taille de grain

Comme présenté sur la Figure II.26, la micro-dureté et l'inverse de la racine carré de la taille de grain de ferrite augmentent proportionnellement en se déplaçant du métal de base vers le métal fondu avec le même pas.

Il est aussi constaté que la faible valeur de ces deux paramètres est observée autour de la porosité.

La variation de la dureté Vickers en fonction de l'inverse de la racine carrée de la taille des grains permet de conclure que la dureté Vickers suit la relation de Hall-Petch comme décrit par Hall [116] selon l'équation (II.6):

$$HV = HV_0 + \frac{k}{\sqrt{d}} \quad (\text{II.8})$$

Pour laquelle HV_0 et k sont des constantes dépendantes de la température pour un même matériau et d la taille moyenne des grains.

Pour identifier les paramètres de la relation de Hall-Petch (HV_0 et k), la variation de la dureté Vickers en fonction de l'inverse de la racine carrée de la taille des grains a été tracée comme indiqué sur la Figure II.27. Les valeurs des paramètres sont les suivants: $HV_0 = 21,42 \text{ N.mm}^{-2}$ et $k = 20,963 \text{ N.mm}^{-3/2}$.

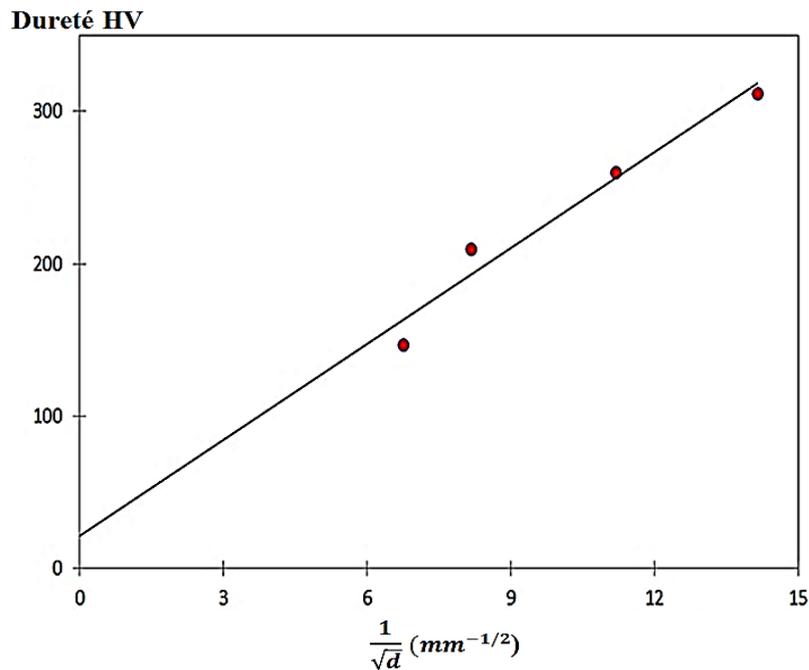


Figure II.27. Variation de la dureté Vickers en fonction de l'inverse de la racine carrée du diamètre des grains

II.5 -Analyse des contraintes résiduelles

II.5.1 -Par la méthode des contours

La contrainte résiduelle constitue un facteur essentiel pour évaluer l'intégrité des composants d'assemblages soudés. Ainsi, l'objectif de cette partie est de mesurer les contraintes résiduelles dans la soudure bout-à-bout et la soudure en T. Deux méthodes sont applicables : mesure par DRX et mesure par la méthode du contour. La validation des résultats obtenus par la méthode du contour sera effectuée par la méthode de diffraction des rayons X.

Ce paragraphe décrit les différentes étapes de la méthode des contours et leurs mises en œuvre pour mesurer les profils des contraintes résiduelles dans le plan de coupe normal à la direction du cordon de soudure.

II.5.1.1 -Techniques de mesure et d'analyse

Le protocole de mesure se compose de trois étapes principales: (1) la découpe de l'échantillon, (2) la mesure des déplacements et le traitement des données et (3) le calcul numérique des contraintes.

a - Procédé du découpage

La découpe de la pièce est l'étape la plus critique dans la mise en œuvre de la méthode du contour. Cette étape consiste à découper la pièce en une seule passe par électroérosion à fil pour ne pas ajouter d'autres contraintes à la pièce. Pour nos travaux, toutes les coupes ont été effectuées chez la société SAM.

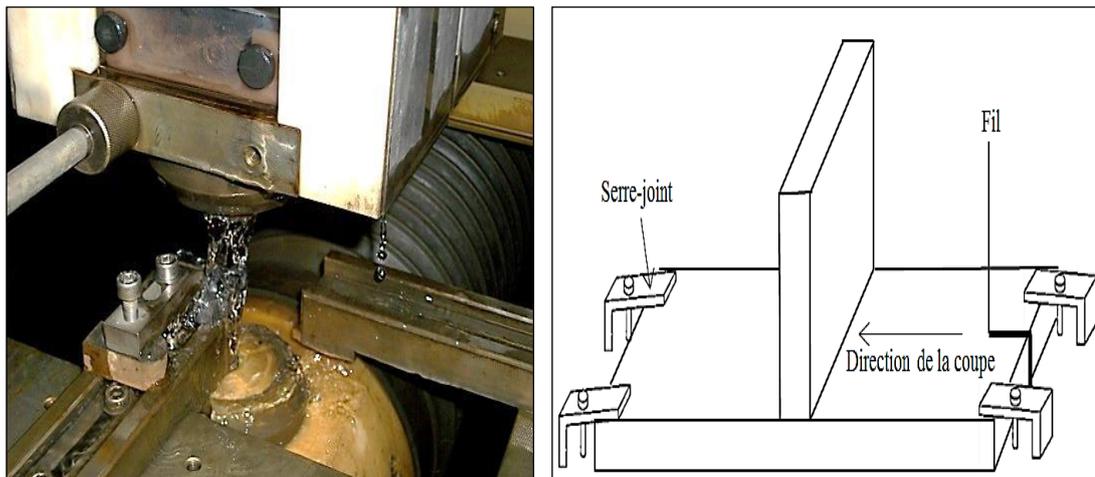


Figure II.28. Découpe des pièces soudées par électroérosion à fil

La soudure a été effectuée dans la direction longitudinale et la coupe a été réalisée dans la direction transversale. Le diamètre de fil utilisé est de 0,2 mm, c'est le plus fin fil disponible chez SAM.

Une vitesse de coupe lente de 3mm/min a été utilisée afin d'empêcher l'introduction ou le relâchement des contraintes résiduelles supplémentaires due à un échauffement de matière. Un exemple de montage d'une pièce soudée, sur la machine d'électroérosion à fil, est présenté sur la Figure II.28.

b - Mesure des déplacements

Dans cette étude, nous avons utilisé deux machines pour mesurer les déplacements de surface de coupe. Une machine de mesure tridimensionnelle (MMT) a été utilisée pour la structure soudée bout-à-bout et un rugosimètre 3D a été utilisé pour la structure soudée en T.

La MMT utilisée est une Nikon LK 10.7.6 équipée d'une tête SP25 du laboratoire LASMIS de l'UTT. La précision de la MMT est de $\pm 1,9 \mu\text{m} + L/350$. Pour toutes les mesures, le diamètre de palpeur choisi est de 1mm. Chaque surface de coupe a été mesurée avec un espacement des points de 0,03 mm dans le sens transversal et dans la direction de profondeur (voir Annexe II.2).

Le rugosimètre 3D utilisé est un Altisurf 500, disponible dans le laboratoire de l'UTT à Nogent. Cette machine mesure par faisceau optique et sa précision est de 50 nm avec une plage de mesure de (0–300 μm). La méthode de mesure consiste à placer l'échantillon sur une table commandée par un moteur courant continu et qui se déplace suivant X et Y. Ensuite, les mesures sont effectuées par triangulation à l'aide d'un capteur laser installé sur l'axe Z.

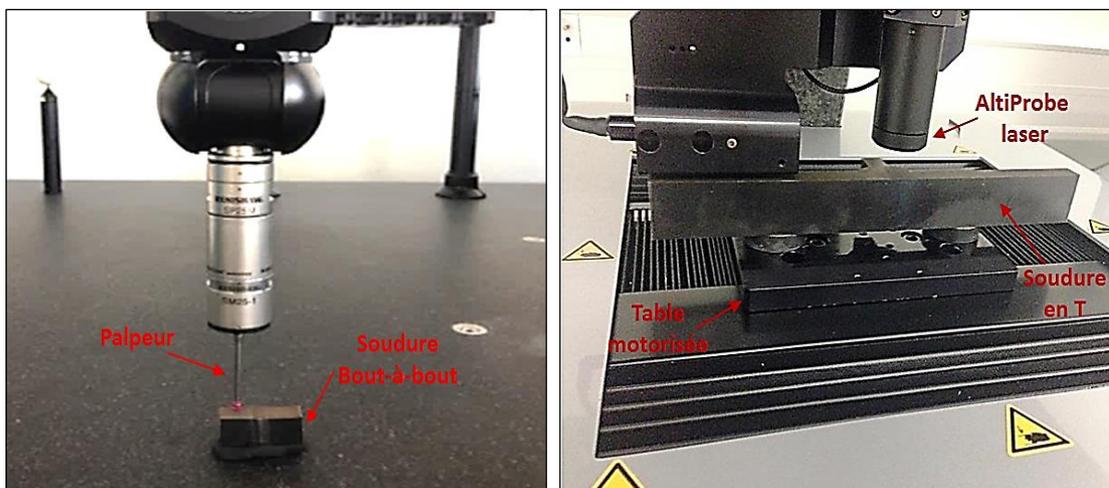


Figure II.29. Photos de la mesure par MMT (gauche) et par rugosimètre 3D (droite)

Le changement de moyen de mesure pour les deux types de soudure est dû à la disponibilité des moyens au moment où les pièces étaient disponibles. Le rugosimètre 3D s'avère plus pratique à utiliser pour ce type d'application. Il est beaucoup plus précis que la MMT et permet de mesurer plus rapidement le profil de la pièce avec plus des points de mesure. La Figure II.29 présente les deux techniques de mesure utilisées.

Pour la mesure effectuée par MMT, les bords sont problématiques car le palpeur nécessite d'être en contact avec la pièce (Figures II.30). C'est pourquoi la zone de mesure est réduite par rapport à la section de la pièce, la distance minimale est fixée à 1 mm comme décrit par la Figure II.31. En revanche, l'Altisurf nous a permis de mesurer toute la surface de coupe sans aucun problème signalé (voir Annexe II.3).

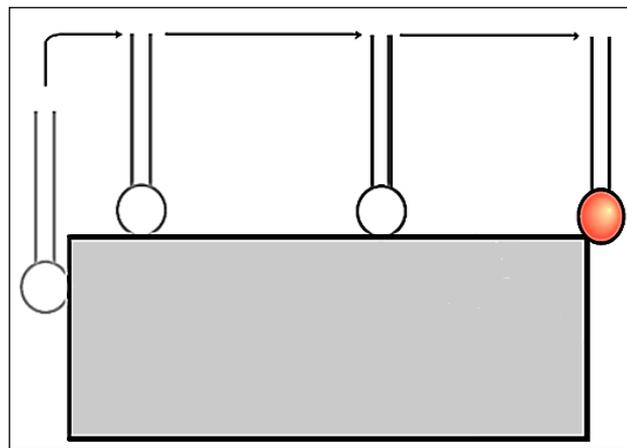


Figure II.30. Le palpeur peut glisser et arrêter la mesure

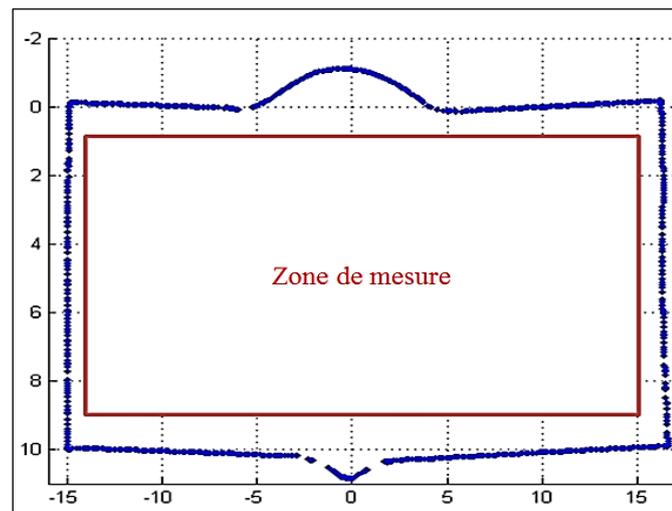


Figure II.31. Zone de mesure délimitée (MMT)

c - Alignement des surfaces de coupe

Les mesures de deux surfaces de coupe par la MMT ou le rugosimètre 3D sont sauvegardées par rapport au référentiel machine dans deux fichiers, contenant chacun un nuage de points bruts par surface. Ainsi, cette étape consiste à aligner ces deux nuages de points bruts par rapport à un même repère. Pour garantir un bon alignement, nous avons décidé de nous appuyer sur le périmètre de chaque surface de coupe comme un guide d'alignement.

Le script MATLAB, développé pour effectuer l'alignement, considère comme entrée les fichiers de contours mesurés et fournit la transformation qui permet le recalage des profils et donc des mesures des plans de coupe. Par convention arbitraire, la première moitié de l'échantillon est appelée «référence», et la deuxième moitié est appelée «variable» et est déplacée jusqu'à la coïncidence des périmètres.

La première action est de faire correspondre les deux surfaces de coupe, comme présentée sur la Figure II.32. La minimisation de la somme globale des distances entre les contours de deux surfaces, se fait par des translations du corps rigide et des rotations en deux dimensions des fichiers de contours « variables », jusqu'à que le critère de distance soit atteint. Dans la plupart des cas, le critère de distance utilisé est de 50 μm [117]. Ce critère a été aussi retenu dans ce travail.

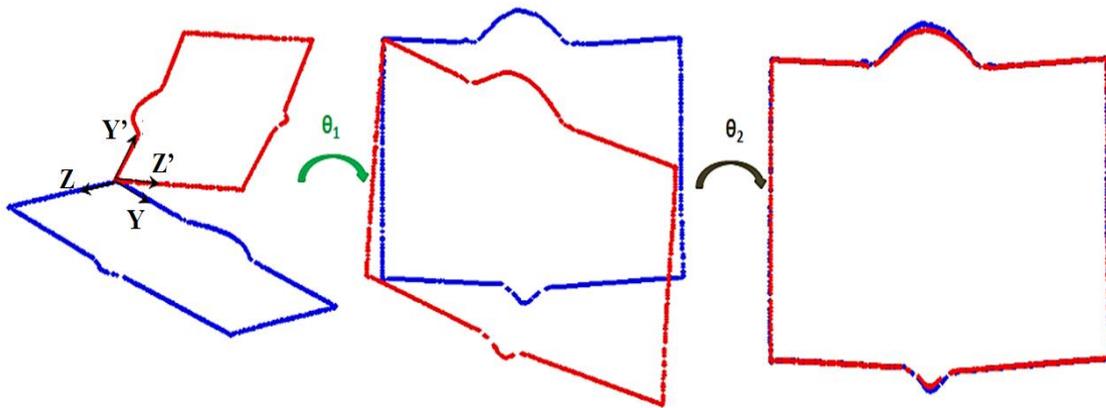


Figure II.32. Principe d'alignement des deux surfaces de coupe

L'ensemble des données provenant des deux surfaces de coupe est maintenant aligné dans le même système de coordonnées YZ. Cependant, les nuages des points de mesure de la première surface peuvent être ou non alignés avec ceux de la deuxième surface. C'est-à-dire, les points bruts de deux surfaces de coupe n'ont pas les mêmes coordonnées dans le plan YZ. Ainsi, le calcul de la moyenne de deux surfaces point par point n'est pas possible.

Pour ce faire, la démarche adoptée est de prendre l'ensemble des données pour chaque côté et les interpoler linéairement sur une grille commune, ensuite les deux ensembles pourront être moyennés.

d - Traitement des données brutes

Plusieurs traitements seront réalisés pour les données brutes (valeurs des déplacements mesurés) avant d'être utilisées pour le calcul des contraintes résiduelles. Un filtrage des données doit être appliqué en premier lieu ensuite un lissage sera effectué pour supprimer les erreurs locales de mesure.

Un script MATLAB a été donc développé pour exécuter automatiquement toute la procédure de traitement des données suivante:

- Stockage des données sous forme de matrice « (nombre de ligne +1) × (nombre de colonne +1) ».
- Réarrangement des données des deux surfaces de coupe.
- Calcul de la moyenne des déplacements mesurés sur les deux surfaces afin de minimiser l'effet des contraintes de cisaillement [49].
- Affichage des données moyennées brutes (Figure II.33).
- Filtrages des données par la méthode de la moyenne locale [54], en utilisant la fonction 'Wiener' donnée par Matlab, et qui permet d'affecter à chaque point la valeur de la moyenne des points qui l'entourent. Ce filtre est très efficace puisqu'il permet de supprimer une grande partie du bruit de mesures.
- Application d'un lissage en utilisant des polynômes cubiques [55, 118, 119]. L'interpolation du type spline se fait via Matlab en utilisant la fonction 'interp2'.
- Affichage des données filtrées et lissées (Figure II.34).
- Autour du périmètre de la surface, les régions manquantes des données ont été complétées par extrapolation des valeurs constantes à partir du point le plus proche à l'intérieur de la surface définie. Cette extrapolation est nécessaire parce que toute la surface doit être définie et les déplacements doivent être appliqués à tous les nœuds de la surface de coupe dans le modèle des éléments finis. L'extrapolation ne modifie pas significativement les contraintes, tant que le composant planaire ait été retiré des données avant extrapolation [39].

Dans ce paragraphe, nous avons schématisé les différentes étapes du traitement d'une surface de mesure de la soudure bout-à-bout et l'autre en T par les figures présentées.

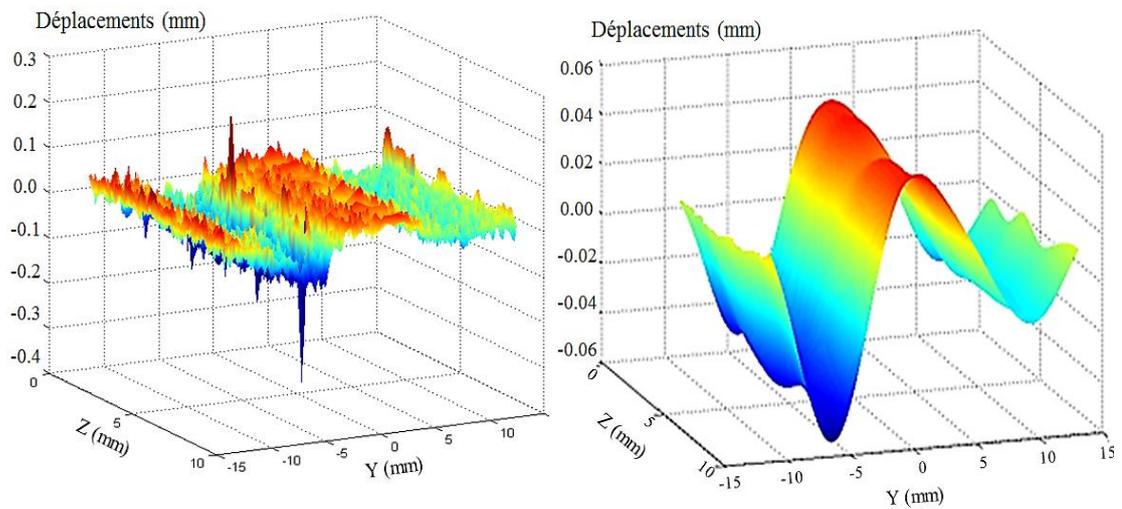


Figure II.33. Traitement d'une surface de mesure de la soudure bout-à-bout

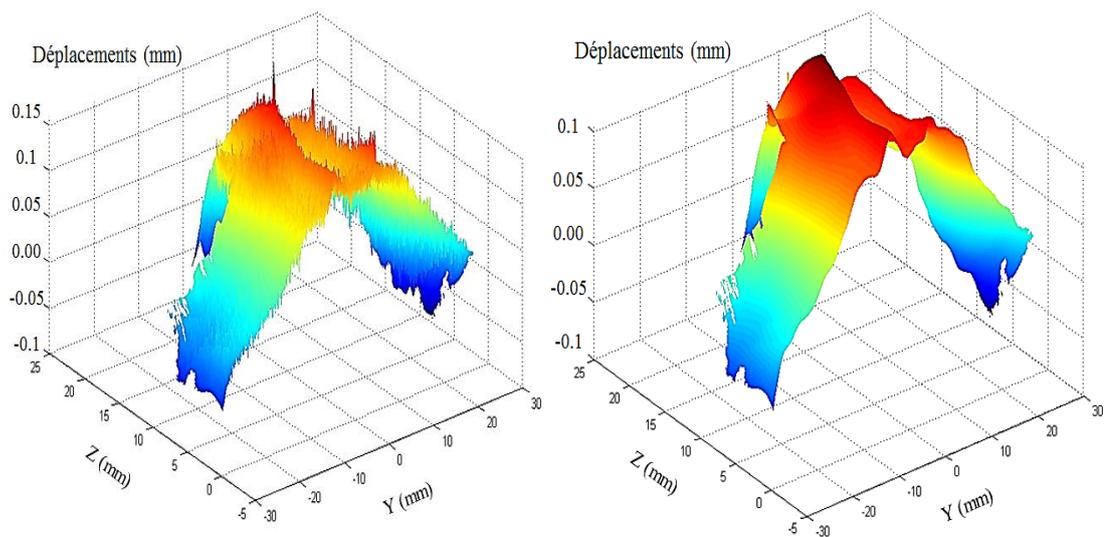


Figure II.34. Traitement d'une surface de mesure de la soudure en T

Il reste à faire l'interpolation de mesure de déplacement sur les nœuds du maillage du modèle éléments finis. L'interpolation se fait via Matlab en utilisant des surfaces cubiques. Les données de sortie de script Matlab sont enregistrées dans un fichier texte contenant 3 colonnes. Les deux premières colonnes représentent les positions des nœuds de maillage suivant l'axe Y et l'axe Z respectivement. La troisième colonne représente les valeurs des déplacements obtenus après les traitements effectués. La Figure II.35 présente les déplacements associés à chaque nœud du maillage du modèle numérique d'une soudure bout-à-bout.

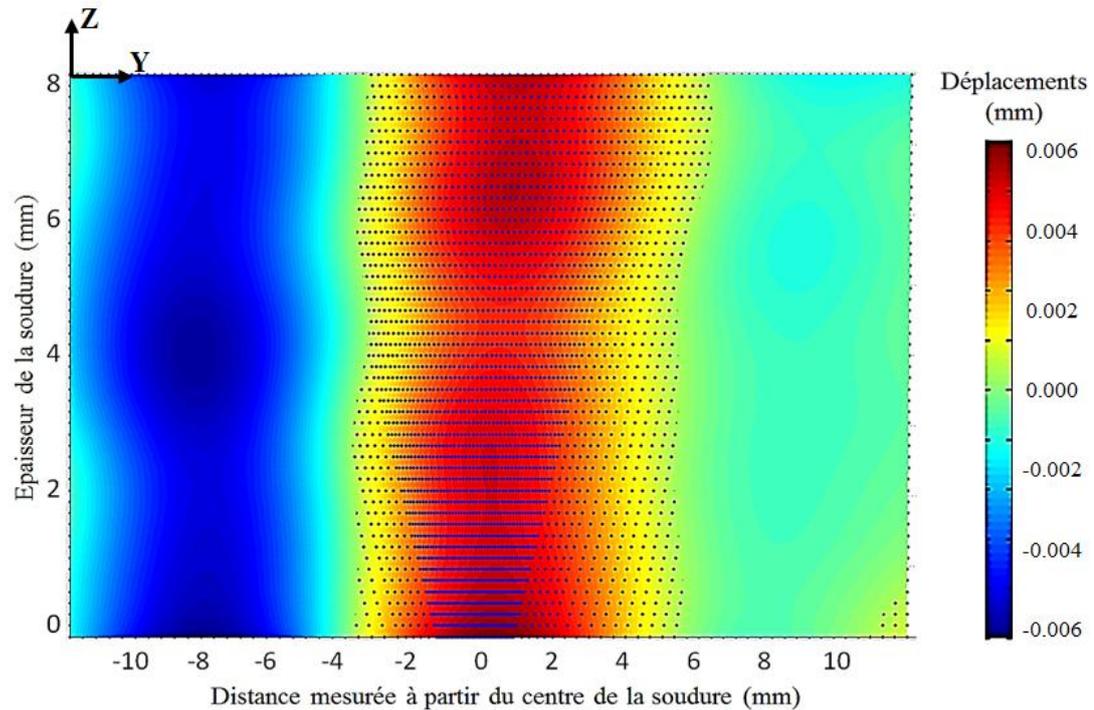


Figure II.35. Déplacements associés à chaque nœud du maillage

e - Calcul des contraintes résiduelles

La dernière étape de cette méthode est le calcul des contraintes résiduelles par la méthode des éléments finis (MEF). La principale étape de la modélisation dans la méthode des contours est d'imposer les déplacements mesurés à la surface de coupe de l'échantillon pour estimer les contraintes.

Les procédures de la modélisation développées dans cette thèse sont basées sur une combinaison des scripts développés sur Matlab et les simulations numériques réalisées avec ABAQUS.

i - Génération de la géométrie

La géométrie de chaque structure soudée examinée dans ce travail peut être modélisée comme l'extrusion d'une section transversale. La section transversale de l'échantillon est mesurée par la MMT ou par le faisceau optique, et est convertie en un fichier qui peut être utilisé par ABAQUS. Cette section transversale est générée à partir du fichier des points bruts du contour défini sous CREO (voir Annexe II.4) et enregistrée au format STEP.

Une fois le fichier de contour STEP est importé dans ABAQUS CAE, il est ensuite utilisé comme une base pour la structure soudée. La section est extrudée pour correspondre à la longueur de l'échantillon de coupe.

ii - Maillage

La géométrie est maillée en utilisant des éléments à 8 nœuds à intégration réduite (C3D8R). Le maillage est raffiné près des gradients élevés sur la surface de déplacement et près des bords de la section transversale. Cela peut aider à produire une solution qui converge de manière efficace.

Une fois le maillage effectué, la liste des coordonnées des nœuds sur la surface de coupe est enregistrée dans un fichier. Cette liste sera utilisée pour attribuer les conditions aux limites en déplacement de chaque nœud de maillage (Figure II.35).

iii - Conditions initiales

La Figure II.36 et la Figure II.37 montre le modèle en 3D réalisé pour calculer les contraintes résiduelles et le maillage retenu pour la géométrie de la structure soudée bout-a-bout et la structure soudée en T respectivement. Le comportement du matériau, adopté pour le calcul des contraintes résiduelles, est élastique linéaire.

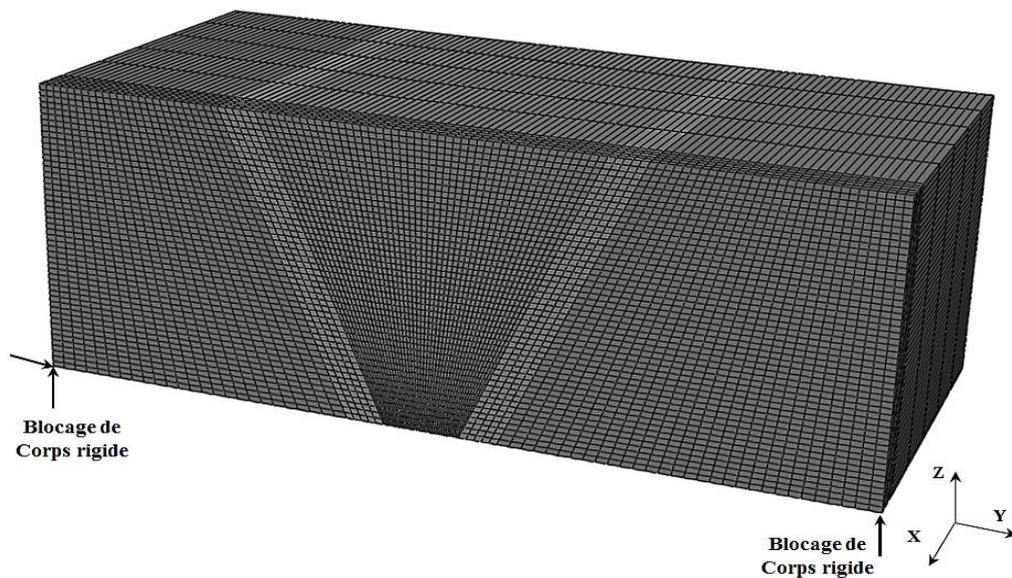


Figure II.36. Modèle éléments finis adopté pour calculer les contraintes résiduelles dans une structure soudée bout-à-bout

Les propriétés mécaniques utilisées sont celles identifiées pour l'acier S500MC, à savoir: le module d'Young 209 GPa et le coefficient de Poisson 0,3.

En observant les deux figures, on remarque trois contraintes en déplacement supplémentaires (suivant Y et Z) qui sont ajoutées pour empêcher les mouvements de corps rigides [49] et garantir l'auto-équilibrage des contraintes résiduelles calculées.

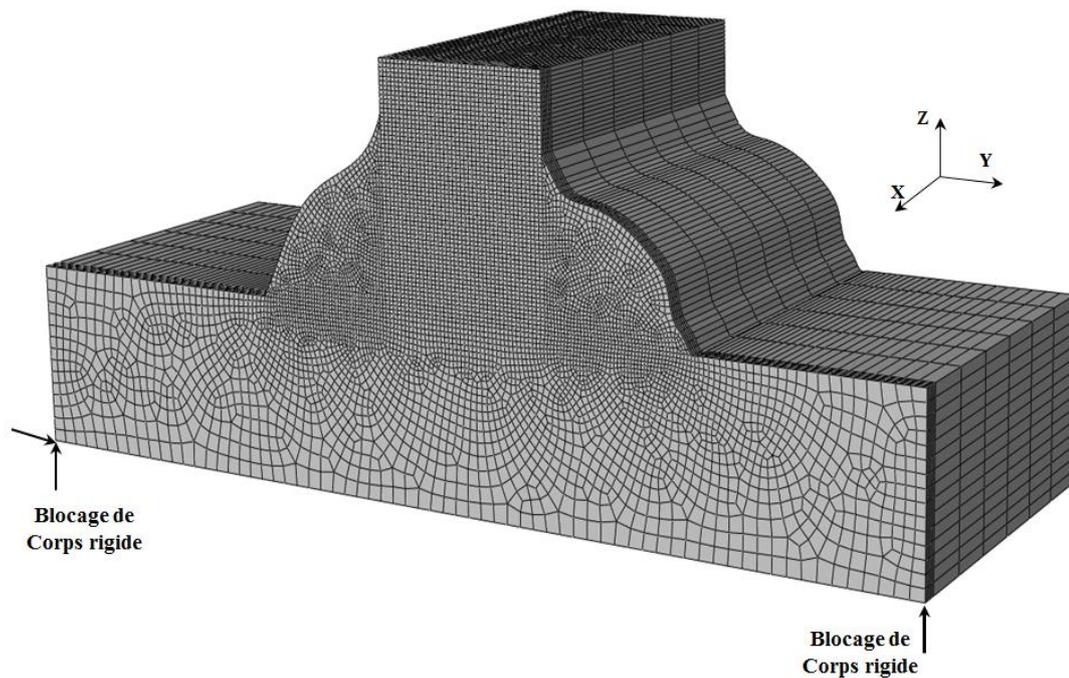


Figure II.37. Modèle éléments finis adopté pour calculer les contraintes résiduelles dans une structure soudée en T

II.5.1.2 -Résultats de la méthode des contours

a - Soudure bout-à-bout

La cartographie de la distribution des contraintes résiduelles longitudinales dans la zone de fusion, la zone affectée thermiquement et le métal de base, est représentée sur la Figure II.38. La répartition des contraintes résiduelles mesurées par la méthode des contours montre que la zone de fusion est en traction sur toute l'épaisseur (8 mm) et que la zone du métal de base est en compression. La contrainte maximale obtenue dans la zone fondue est de 515 MPa (d'environ 5% au-dessous de la limite d'élasticité du matériau).

D'après la Figure II.38, nous pouvons constater que la zone de fusion est entièrement en traction sur toute l'épaisseur et que par exception la contrainte est nulle autour des porosités détectées dans cette zone (relaxation des contraintes).

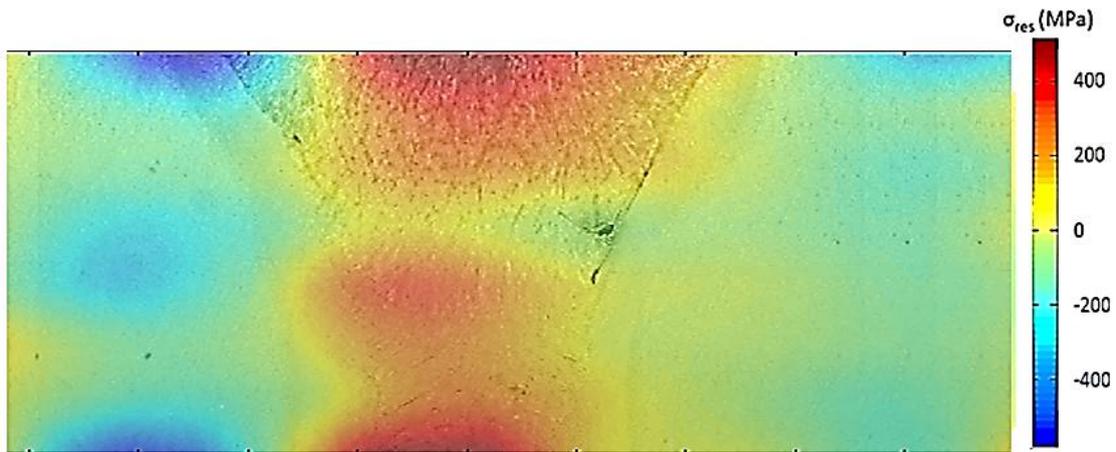


Figure II.38. Distribution des contraintes longitudinales dans la soudure bout-à-bout

De plus, nous pouvons observer que la distribution de la contrainte longitudinale à travers l'épaisseur n'est pas uniforme. Afin de mieux illustrer la répartition des contraintes résiduelles le long de l'épaisseur, trois lignes situées sur la surface supérieure, le plan à mi-épaisseur et la surface inférieure de la soudure bout-à-bout sont présentées sur la Figure II.39.

La contrainte longitudinale sur la ligne à mi-épaisseur est d'environ 300 MPa, elle est plus faible que celles de la surface supérieure et la surface inférieure de la section transversale. La plus forte contrainte résiduelle en traction le long de ces lignes, est au niveau du centre de la soudure. La contrainte résiduelle élevée dans la zone fondue est accordée aux températures plus élevées par rapport aux autres zones du cordon.

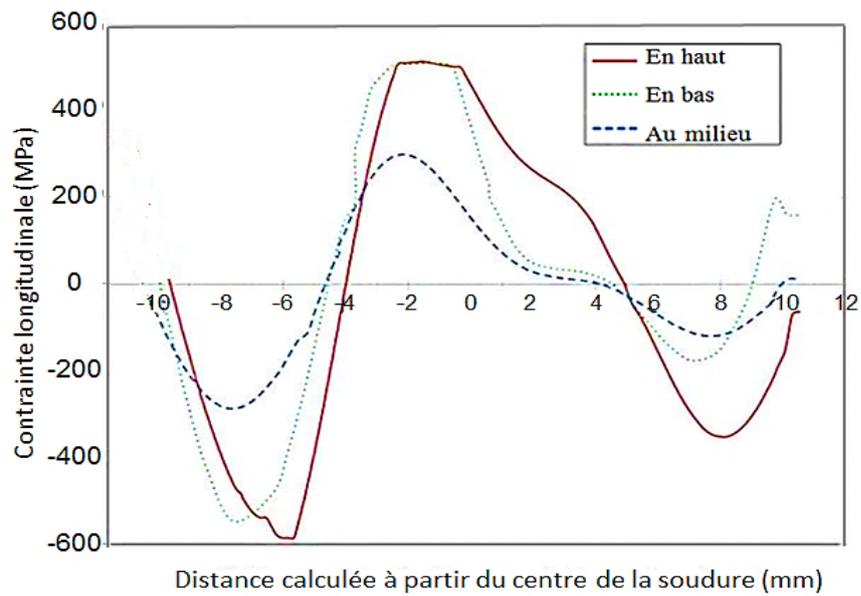


Figure II.39. Distribution des contraintes longitudinales dans la soudure bout-à-bout

b - Soudure en T

La Figure II.40 montre la distribution des contraintes résiduelles pour la structure soudée en T suivant la direction normale à la surface de coupe. En se basant sur cette figure, on remarque comme précédemment, que la zone fondue est en traction et que le métal de base présente un comportement fortement compressif. La contrainte maximale obtenue dans la zone fondue est de 480 MPa (d'environ 9% au-dessous de la limite d'élasticité du matériau).

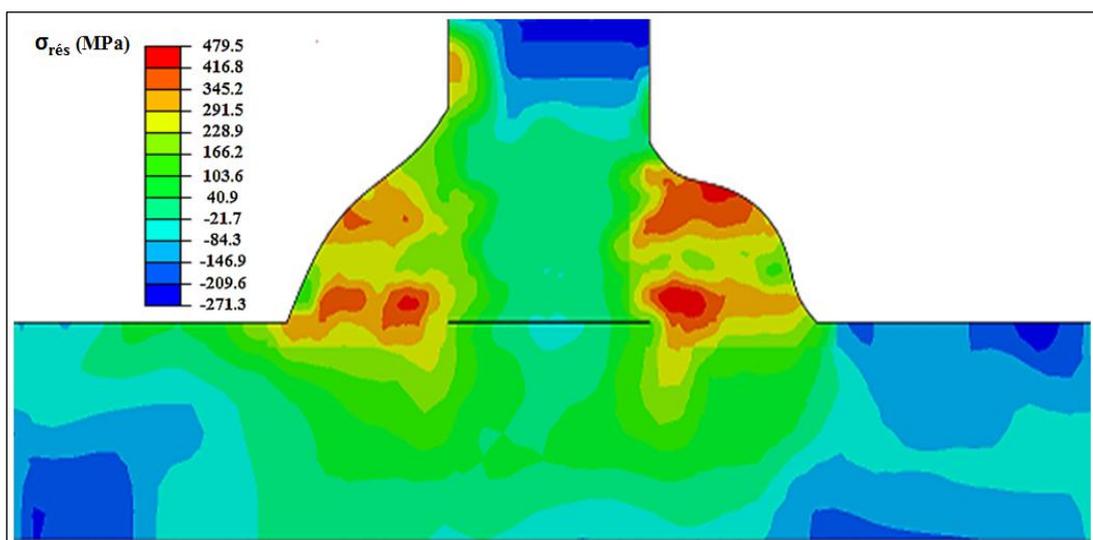


Figure II.40. Distribution des contraintes longitudinales dans la soudure en T

II.5.2 -Par laméthode de diffraction des rayons X

L'objectif de ce travail est de mesurer les contraintes résiduelles développées pendant le soudage par la méthode de diffraction des rayons X. Les contraintes ont été mesurées le long de la direction longitudinale de la soudure en T. Ces mesures sont effectuées à l'aide d'un diffractomètre Seifert XRD 3003 PTS (Figure II.41). Le diffractomètre est équipé d'une anticathode de Chrome ($\lambda = 2.2897 \text{ \AA}$), d'une table de déplacement (x, y, φ) et d'un support goniométrique.

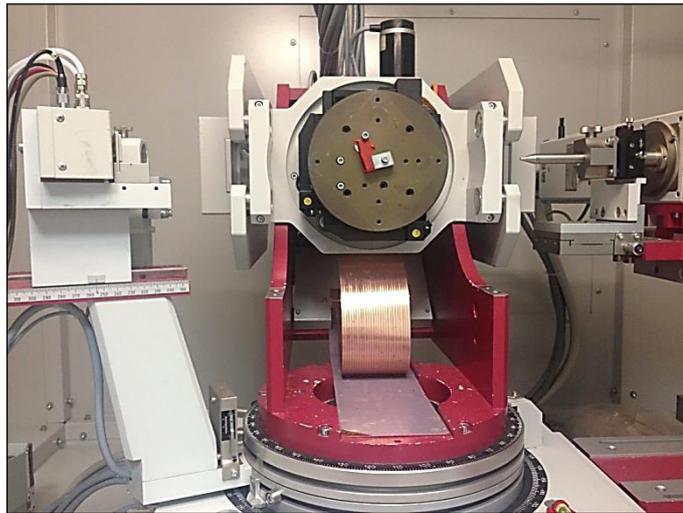


Figure II.41. Diffractomètre Seifert XRD 3003 PTS

II.5.2.1 -Techniques de mesure et d'analyse

Les mesures par diffraction des rayons X ont été réalisées à l'aide d'un diffractomètre sous une tension de 30kV et une intensité de 30mA. Les plans cristallins du fer $\{211\}$ diffractent à $2\theta = 156.10^\circ$ et les pics correspondants ont été obtenus pour un angle ψ qui varie de -60° à $+60^\circ$. La radiation Cr-K α a été utilisée avec un collimateur de diamètre de 2mm. La profondeur de pénétration des rayons X était d'environ 6 μm . Les analyses des contraintes résiduelles ont été effectuées en utilisant la méthode dite des $\sin^2\psi$.

Les contraintes ont été mesurées sur la surface supérieure du cordon de soudure le long d'une ligne comme illustré sur la Figure II.42. Les mesures par la méthode de diffraction des rayons X ont été menées après la découpe des échantillons par électroérosion. Par conséquent, les mesures ont été effectuées à une distance de 5 mm de l'emplacement de la découpe (Figure II.42).

Nous avons réalisé les mesures pour 7 positions différentes dans la soudure (Figure II.43). Pour chaque position, 13 points de mesures ont été effectués.

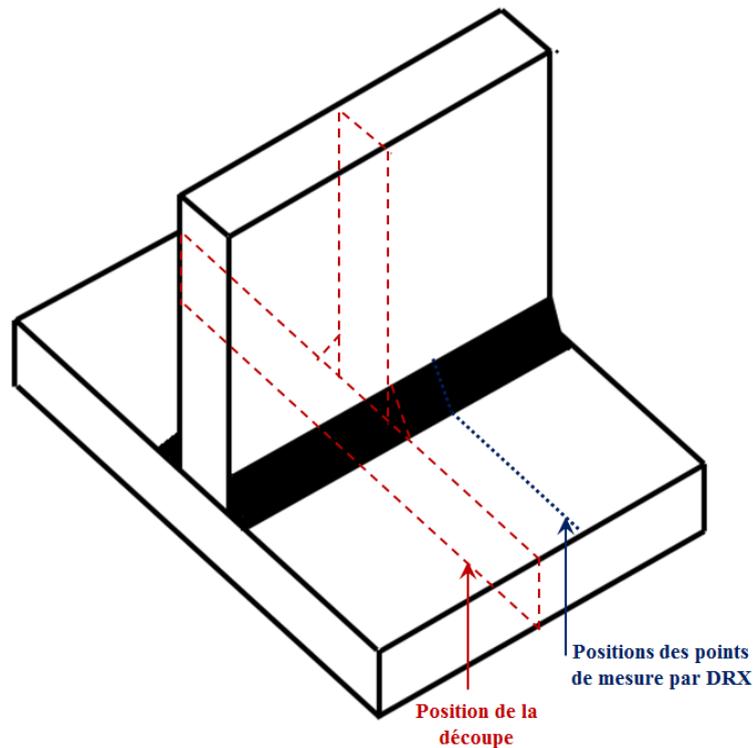


Figure II.42. Position des points de mesure par DRX

II.5.2.2-Résultat des mesures

Les résultats des contraintes longitudinales mesurées par la méthode de diffraction des rayons X sont présentés sur la Figure II.43. Les positions des mesures par la méthode DRX sont illustrées par des points en bleu sur la structure soudée en T (Figure II.43). Les barres d'erreur sont calculées en ajustant une ellipse de la loi de mesure $\sin^2\psi$ sur les points de mesure. Nous trouvons les valeurs des contraintes et des incertitudes types qui représentent la distance des points à l'ellipse. L'erreur moyenne de mesure de diffraction était de 60 MPa.

La comparaison entre les résultats obtenus à partir de la méthode des contours et les résultats donnés par la méthode DRX montre un bon accord entre les deux méthodes. Ainsi, nous pouvons observer la même tendance concernant la contrainte longitudinale en traction dans la zone du métal fondu et la contrainte de compression dans la zone de métal de base.

Nous constatons qu'il ya un petit décalage entre les mesures données par les deux méthodes dû aux incertitudes de chaque technique.

Par conséquent, cette comparaison nous permet de valider notre méthode de mesure. Ainsi, toute la procédure effectuée pour la mesure des contraintes résiduelles longitudinales par la méthode des contours peut être utilisée pour la mesure des contraintes longitudinales dans les assemblages soudés.

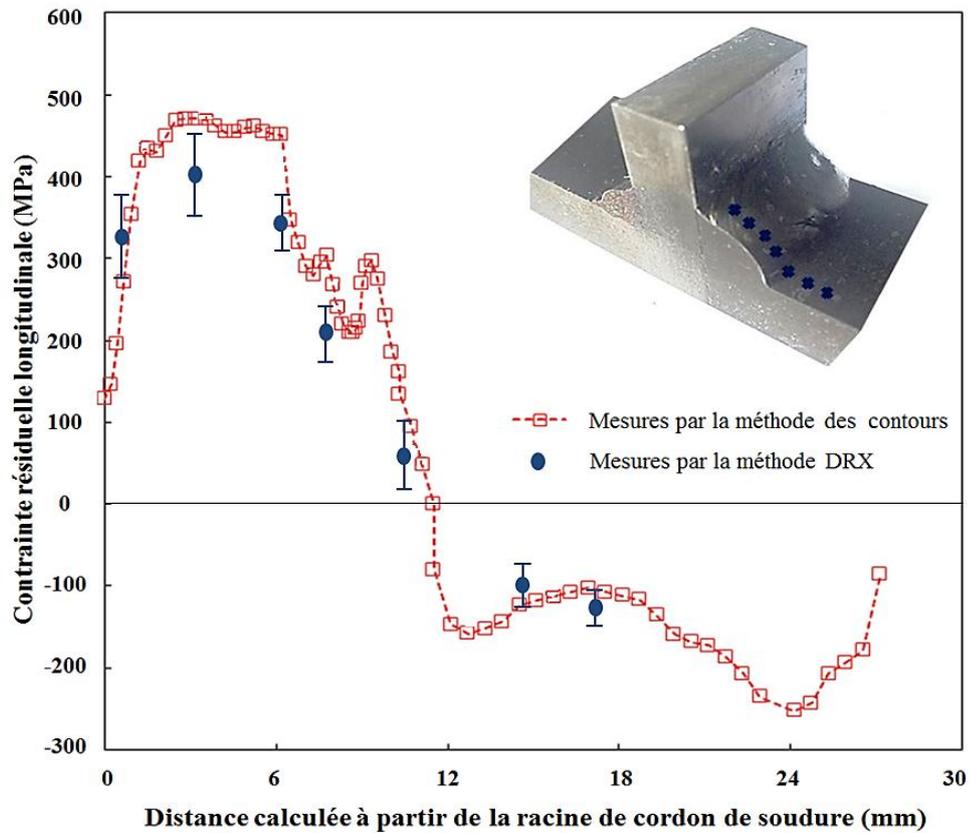


Figure II.43. Comparaison de deux méthodes de mesure des contraintes résiduelles

II.6 -Conclusions

Dans ce chapitre, l'étude expérimentale présentée nous a permis de conclure les points suivants :

- Macroscopiquement : les essais mécaniques de traction (sur des éprouvettes soudées et non soudées) ont montré un durcissement dans la soudure par rapport au métal de base, à cause de l'effet thermique du soudage sur les grains du métal fondu.
- Microscopiquement : l'étude microstructurale montre que la taille des grains varie dans les différentes zones de la soudure (MF, ZAT, MB). En effet, nous constatons que plus la taille de grain est petite plus la dureté est élevée. La microdureté a été étudiée pour chaque zone de joint et a confirmé que la zone fondue est plus dure que le métal de base. La microstructure montre aussi que la formation de micro-porosités est plus élevée dans la zone fondue et plus exactement proche de la ligne de fusion.
- Les analyses des contraintes résiduelles : la méthode des contours nous a permis d'avoir des données fiables sur les contraintes résiduelles en profondeur d'une structure soudée. Les résultats montrent que la zone de fusion est sous une contrainte de traction élevée proche de la limite d'élasticité du matériau. Ces résultats sont vérifiés par méthode de la diffraction des rayons X. Ainsi, la zone fondue est la région la plus critique où il y a un risque d'amorçage des fissures autour de la porosité.

Les données expérimentales des essais mécaniques, présentées dans ce chapitre, vont être utilisées dans le chapitre III afin d'enrichir le modèle numérique.

Chapitre III:

Effet des contraintes résiduelles sur la nocivité d'un défaut

Ce chapitre développe un modèle numérique 2D capable de prendre en compte les différents phénomènes physiques engendrés par le procédé de soudage MIG afin d'obtenir une bonne prédiction de la tenue mécanique d'une structure soudée. L'ensemble des calculs de structures en 2D ont été effectués par la méthode des éléments finis.

Cette étude a pour but d'identifier la sollicitation admissible dans une structure soudée en T en fonction de différents paramètres tels que la géométrie, le modèle de comportement, le défaut et les contraintes résiduelles.

En premier lieu, nous avons étudié l'influence d'une porosité sur le comportement global de la structure soudée en T et en second lieu, nous avons déterminé l'influence des contraintes résiduelles de soudage sur la nocivité de défaut. La forme, la taille, l'orientation et la position d'une porosité ont des effets significatifs sur la concentration et la localisation des contraintes et la diminution de la tenue mécanique. La localisation de la contrainte maximale a été déterminée par les techniques de modélisation par la méthode des éléments finis.

III.1 - Méthode de calcul par éléments finis

Depuis 1960, le calcul de structures par la méthode des éléments finis a été développé systématiquement et utilisé industriellement dans beaucoup de secteurs. La simulation numérique des phénomènes physiques complexes est devenue de plus en plus réalisable grâce aux développements des algorithmes de calculs et des techniques de discrétisations.

La modélisation numérique d'un phénomène physique est considérée comme une étape importante lors d'une recherche scientifique ou d'un développement industriel. Dans une procédure de modélisation, le comportement d'un composant mécanique peut être soigneusement évalué et estimé avant même la production réelle du prototype. Par conséquent, les corrections et les améliorations nécessaires peuvent être prises en compte pour améliorer les matériaux, la structure du composant et sa fabrication [120, 121]. Cette modélisation permet de réduire le nombre d'essais expérimentaux, ce qui permet de minimiser à la fois le coût de production, le nombre de personnel et le temps de développement.

Les modèles mathématiques, décrivant analytiquement un phénomène physique, comprennent souvent des équations différentielles ou des intégrales complexes. Le calcul à la main de ces modèles peut être très difficile et peut nécessiter plusieurs simplifications. En utilisant des ordinateurs puissants et à l'aide des méthodes numériques appropriées, un problème compliqué peut être rapidement résolu avec une précision plus élevée [121].

L'idée de la méthode de calcul par éléments finis est de résoudre un problème discrétisé tout en utilisant la formulation variationnelle. La première étape de cette méthode consiste donc à décomposer l'espace d'étude Ω en un certain nombre N_e de sous-domaines élémentaires Ω_e comme illustré sur la Figure III.1.

Ces éléments couvrent le domaine intégralement comme décrit par l'équation suivante :

$$\int_{\Omega}^1 \dots d\Omega = \sum_{e=1}^{N_e} \int_{\Omega_e}^1 \dots d\Omega_e \quad (\text{III.1})$$

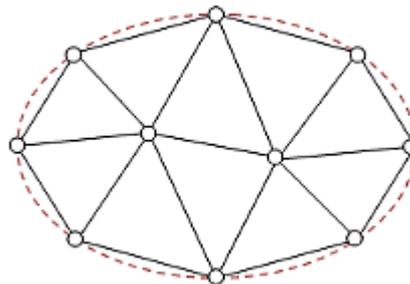


Figure III.1 : Exemple de discrétisation d'une ellipse

Les sommets de chaque élément sont appelés des nœuds. Le champ de déplacement sur chaque nœud est calculé à l'aide d'une approximation basée sur des fonctions mathématiques. L'approximation des déplacements un en un point M est donnée par la relation suivante :

$$u(M) = \sum_k N_k(M) \cdot u_k \quad (\text{III.2})$$

où N_k est la fonction d'interpolation, et u_k sont les déplacements aux nœuds.

Plus nous raffinons le maillage de la structure, plus il nous sera possible de prendre en compte des phénomènes physiques complexes et non linéaires, à savoir : la plastification du matériau, la réponse dynamique du composant, le contact entre les différentes parties d'un mécanisme. En contrepartie, le temps de calcul augmente avec le nombre d'éléments et donc de nœuds utilisés pour discrétiser le modèle numérique.

Dans ce chapitre, le but de la modélisation numérique est d'identifier l'influence des différents paramètres (comportement mécanique, défaut, contraintes résiduelles) sur la tenue d'une soudure soudée en T.

III.1.1 -Maillage

Le type d'élément utilisé pour le maillage est directement influencé par la géométrie du modèle principal (déformation plane ou contrainte plane). Selon la nature du problème, la résolution sera effectuée à l'aide des éléments :

- 1D : segment, discrétisation de l'intervalle $[0, L]$ en N éléments,

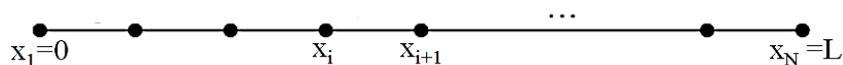


Figure III.2 : Maillage en dimension 1 de l'espace $\Omega [0, L]$

- 2D : triangles, quadrangles à bords,

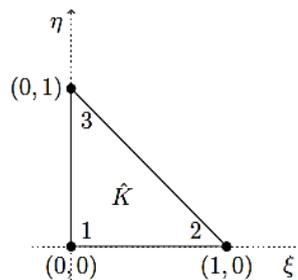


Figure III.3 : Maillage en dimension 2 : élément triangulaire à 3 nœuds

- 3D : tétraèdres, prismes, pyramides, cube.

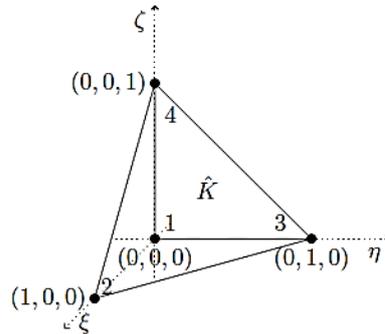


Figure III.4 : Maillage en dimension 3 : élément tétraédrique à 4 nœuds

La taille des éléments doit être choisie avec soin. Les éléments de petite taille fournissent des solutions plus précises mais augmentent le temps de calcul.

Par exemple, pour l'analyse d'une structure contenant un trou, nous choisissons les éléments de très petite taille autour du trou afin de bien prédire la concentration de contraintes autour de ce trou (Figure III.5).

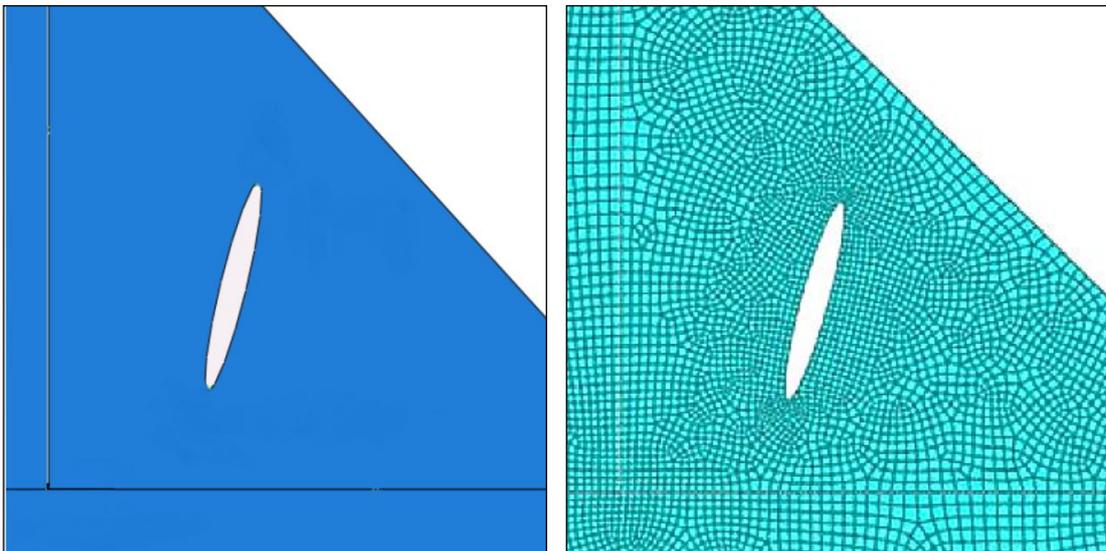


Figure III.5 : Maillage raffiné autour du défaut

III.1.2 -Etude préalable de convergence du calcul éléments finis

Dans cette section, nous étudions l'influence du maillage sur la convergence de la solution d'un calcul numérique. Pour cela, nous considérons une structure soudée en T contenant une porosité elliptique de demi-grand axe $a=0,5\text{mm}$ et de demi petit-axe $b=0,1\text{mm}$ et nous appliquons une sollicitation de traction.

La finesse du maillage est définie par le rapport (a/h) dont a est la taille du défaut et h est la taille de l'élément du maillage localisé au bord de la porosité (Figure III.6).

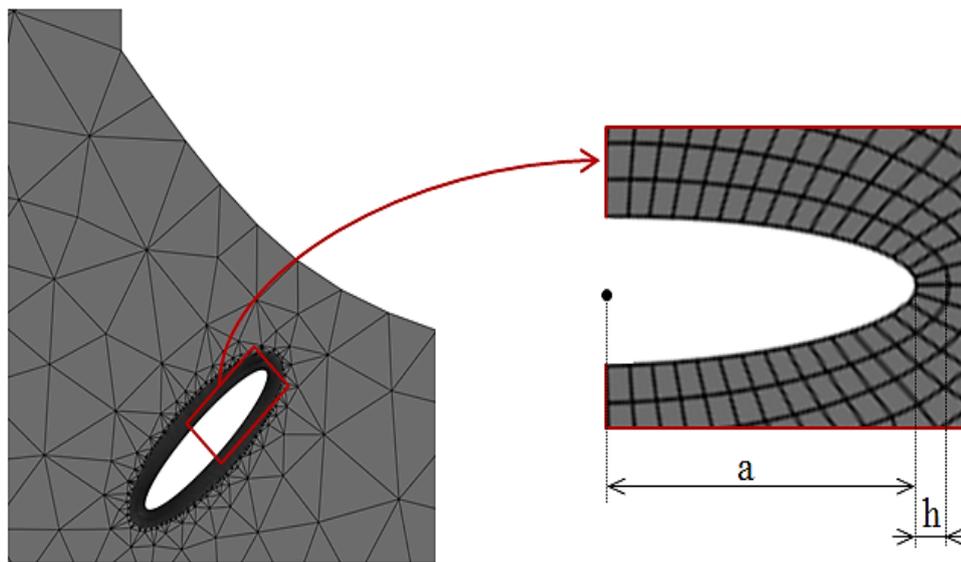


Figure III.6 : Paramètres caractéristiques de la finesse du maillage

Nous avons réalisé six maillages (Figure III.7) tout en diminuant progressivement la taille des éléments qui entourent la porosité. La Figure III.7 représente les résultats de la simulation en contrainte et en déformation plastique pour chaque maillage utilisé.

Nous avons remarqué que le cinquième maillage est le maillage à partir duquel, la solution converge. Ainsi, la contrainte maximale calculée à partir du cinquième maillage est identique à celle déterminée à l'aide d'un maillage encore plus fin (sixième maillage).

La Figure III.8 présente l'écart relatif entre la contrainte maximale obtenue pour le plus fin maillage et celle obtenue pour les autres maillages. Cet écart est tracé en fonction du rapport (a/h) . Le maillage optimal choisi par la suite sera le cinquième maillage.

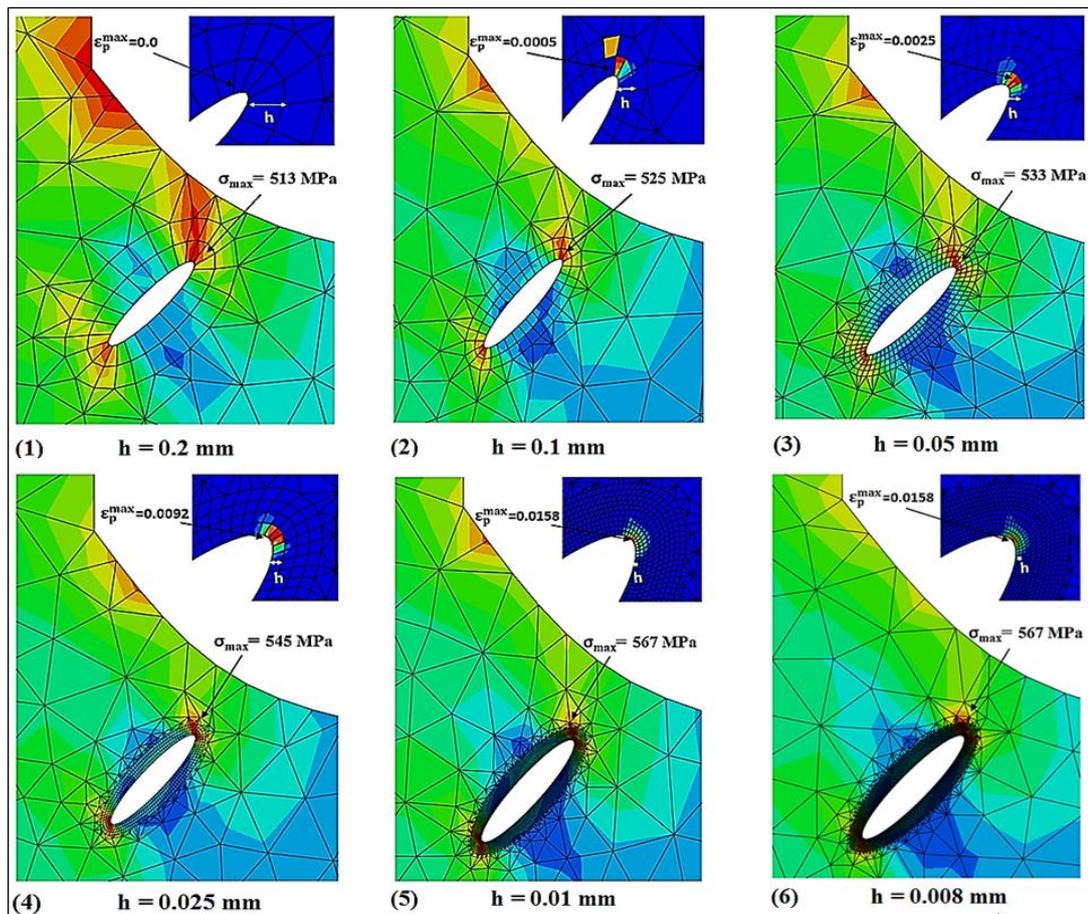


Figure III.7 : Maillages réalisés en bord de défaut pour étudier la convergence du calcul : Contrainte et déformation plastique maximales données par chaque maillage

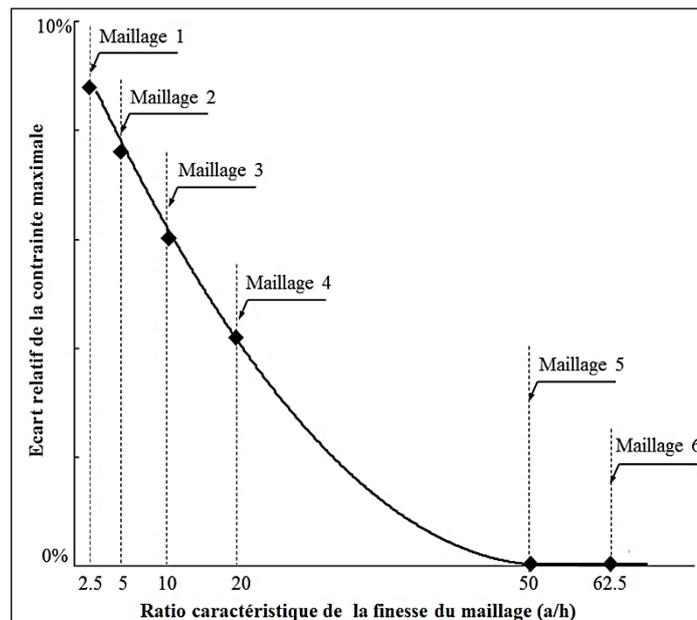


Figure III.8 : Evolution de l'écart relatif de la contrainte maximale en fonction la finesse du maillage

III.1.3 -Logiciel de simulation par éléments finis

Pour notre étude, le logiciel utilisé est ABAQUS CAE 2012. L'utilisation de ce type d'approche implique trois étapes:

- Pré-traitement: où les propriétés des matériaux, la géométrie, les charges, le maillage, et les conditions aux limites sont définies dans le système.

- Traitement ou analyse numérique: dans cette partie, le logiciel génère les éléments métriques, implémente les conditions aux limites, et résout les équations pour trouver les déplacements sur chaque nœud puis calcule les variables (contraintes, déplacements, etc.) liées à chaque élément.

- Post-traitement: analyse des résultats et affichage de la solution.

III.2 -Définition du critère de défaillance de la structure soudée

Les défauts ont une grande influence sur le comportement statique du matériau. Pour cela, les modèles basés sur la mécanique de la rupture fragile sont plutôt bien adaptés. L'approche que nous proposons consiste à établir un critère d'amorçage de fissure sur un micro-défaut supposé préexistant dans la structure.

Une porosité, développée lors du processus de soudage, produit des concentrations de contraintes suffisantes pour que l'amorçage d'une fissure ait lieu lorsque la contrainte locale σ_L dépasse une valeur critique σ_c . Ainsi, pour un comportement élastique, la rupture fragile est amorcée sous la condition suivante:

$$\sigma_L > \sigma_c : \text{amorçage} \quad (\text{III.3})$$

Pour un comportement élasto-plastique, la rupture s'amorce sur des microfissures qui se présentent suite à une déformation plastique ε_p supérieure à une valeur critique ε_{pc} :

$$\varepsilon_p > \varepsilon_{pc} : \text{amorçage} \quad (\text{III.4})$$

Cette rupture brutale et rapide fait appel à la notion de ténacité (caractéristique intrinsèque du matériau) discutée dans le premier chapitre. En se basant sur nos essais de traction CT réalisés dans le deuxième chapitre, la ténacité critique K_{Ic} de l'acier HLE S500MC est d'environ 64.5 MPa m^{-1/2}.

En se basant sur le critère d'amorçage suivant, définie dans le chapitre 1 :

$$\sigma_c \leq \sqrt{\frac{2}{L}} K_{Ic} \quad (\text{III.5})$$

Pour notre exemple, nous avons $K_{Ic} = 64.5 \text{ MPa m}^{-1/2}$ et $L = 0.025 \text{ m}$, donc la contrainte critique est:

$$\sigma_c = 577 \text{ MPa}$$

La contrainte calculée par le modèle EF en présence du défaut est dite contrainte locale σ_L vu qu'elle prend en compte les caractéristiques micro-géométriques locales de la structure.

Le facteur de concentration de contrainte k_t , défini dans le premier chapitre, relie la géométrie de l'assemblage aux caractéristiques micro-géométriques locales comme suit :

$$k_t = \frac{\sigma_L}{\sigma_G} \quad (\text{III.6})$$

avec σ_G est la contrainte globale de la structure saine (sans défaut).

Il est nécessaire de connaître la valeur seuil de k_t à partir de laquelle, il y a un risque d'amorçage de fissure sur un défaut initiale qui mène à une rupture fragile. Pour cela, on calcule $k_{t,\text{seuil}}$ tout en se basant sur le critère d'amorçage (III.3) :

$$k_{t,\text{seuil}} = \frac{\sigma_c}{\sigma_G} \quad (\text{III.7})$$

Similairement, il est possible de définir sur le modèle élasto-plastique, le facteur de concentration plastique k_e , qui admet une valeur seuil calculée à partir du critère d'amorçage (III.4) comme suit :

$$k_{e,\text{seuil}} = \frac{\varepsilon_{pc}}{\varepsilon_{pG}} \quad (\text{III.8})$$

avec ε_{pG} est la déformation plastique globale de la structure saine (sans défaut).

Dans notre étude, quatre niveaux de complexités seront analysés :

- Structure simple avec un comportement élastique et sans contraintes résiduelles : cas d'un bureau d'études cherchant à faire un calcul rapide de la tenue à la rupture ou non de la structure soudée.
- Structure réelle avec un comportement élastique en introduisant les contraintes résiduelles : cas d'un retour de fabrication, en se basant sur une radiographie on cherche à valider la tenue d'une soudure en introduisant la géométrie réelle et l'état initial de la structure après soudage afin de se rapprocher d'un cas réel.
- Structure réelle avec un comportement élasto-plastique et sans contraintes résiduelles : le chargement appliqué dépasse la limite d'élasticité ce qui pousse à utiliser un comportement élasto-plastique.
- Structure réelle avec un comportement élasto-plastique en introduisant les contraintes résiduelles : finalement, l'état initial de la structure ainsi que son comportement élasto-plastique réel sont pris en compte dans notre calcul.

III.3 -Structure simple : Cas élastique linéaire

Pour le premier niveau de cette analyse, le modèle proposé ne tient pas compte des contraintes résiduelles initiales. Aussi, le comportement mécanique de l'ensemble est un comportement élastique linéaire.

III.3.1 -Modèle éléments finis

Le modèle géométrique (Figure III.9) est un modèle simplifié de l'assemblage. La soudure est modélisée par un simple triangle. Cette modélisation est souvent utilisée dans la littérature [122, 123] pour analyser le comportement de la soudure en T.

L'interface entre les deux matériaux à assembler est simplement modélisée par du vide. Nous avons imposé une interface de 0,1 mm entre ces deux éléments. Cette interface est schématisée par la ligne rouge sur la Figure III.4. La taille du cordon est de 7 mm.

La pièce est encastree sur la partie inférieure. Un chargement statique en traction ($P = 45\text{MPa}$) est appliqué sur l'arête supérieure suivant la direction y . Le module d'Young E est de 209 GPa et le coefficient de Poisson ν est de 0,3.

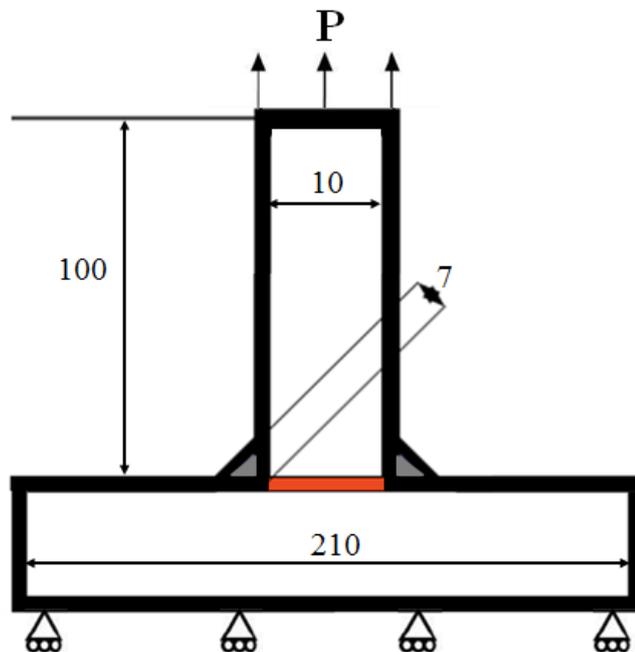


Figure III.9 : Géométrie de la structure simple soudée en T

III.3.1.1 -Maillage

Pour cette étude, nous considérons un état plan de déformation. Le maillage est composé d'éléments quadratiques à quatre nœuds CPE4R autour du défaut et d'éléments triangulaires à trois nœuds CPE3R pour le reste de la structure (Figure III.10).

Les deux zones du cordon de soudure sont finement maillées avec une taille de maille d'environ 100 μm . Cette discrétisation est compatible avec l'ordre d'espacement choisi entre les deux plaques. Autour du défaut, le maillage est encore plus raffiné avec une taille d'éléments de 10 μm . Le reste du corps de la structure est grossièrement maillé.

III.3.1.2 -Défaut

La British Standard 7910 [124] décrit les défauts inclus dans les soudures par des ellipses. C'est pourquoi, pour pouvoir se référer aux recommandations de cette norme, le défaut créé dans le modèle numérique du cordon de soudure est elliptique.

Le défaut possède cinq paramètres géométriques (Figure III.10) qui sont :

- x et y représentant la position du centre de l'ellipse,
- a et b représentant le demi-grand axe et demi-petit axe de l'ellipse,
- α représente l'orientation de l'ellipse par rapport à l'axe x .

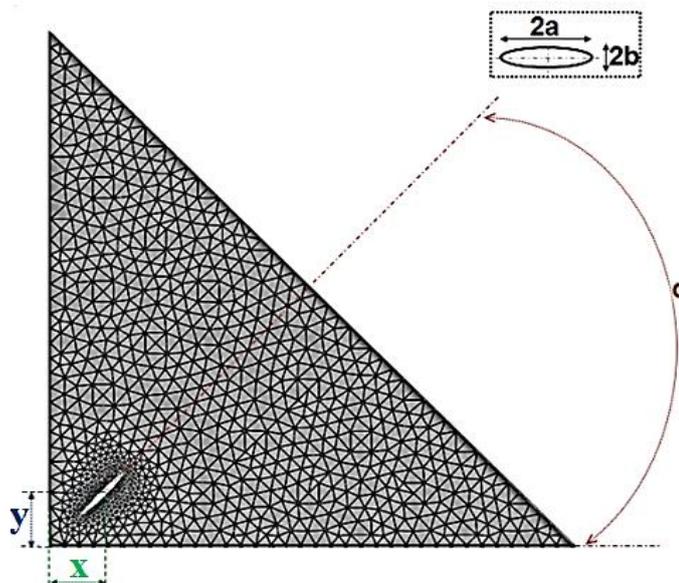


Figure III.10 : Paramètres du maillage du défaut dans le cordon

III.3.2 -Résultats

III.3.2.1 -Structure saine sans défaut

Cette première étude consiste à modéliser une soudure en T sans défaut et sans contrainte résiduelle. Le but est de quantifier le chargement acceptable indépendamment des défauts et des contraintes résiduelles.

Les résultats montrent que pour une structure saine, la contrainte maximale de Von Mises est toujours localisée au niveau de la racine du cordon (coin inférieur gauche) et de son sommet (le coin supérieur gauche) (Figure III.11). Par ailleurs, l'intensité de la concentration de contraintes est influencée par la géométrie de ce type d'assemblage.

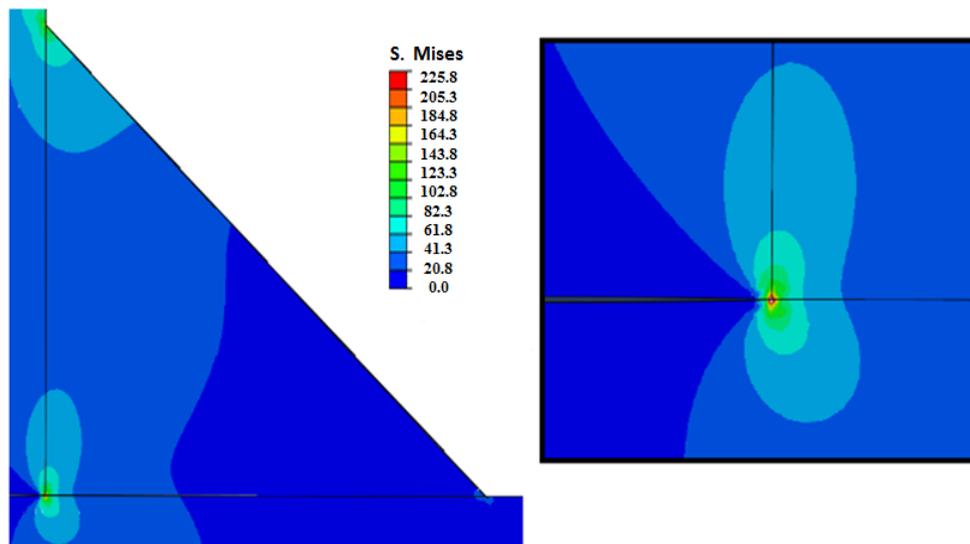


Figure III.11 :Distribution de la contrainte pour une structure simple et saine (cas élastique)

La contrainte maximale obtenue est de 225 MPa. Cette contrainte présente la contrainte nominale globale σ_G qui dépend des dimensions macro-géométriques de la structure soudée. Ainsi, l'application de la relation donnée par l'équation (III.6) nous donne la valeur de facteur de concentration des contraintes seuil :

$$k_{t,\text{seuil}} \approx 2.5$$

III.3.2.2 -Structure contenant un défaut

Nous étudions maintenant l'influence de la présence d'un défaut sur la réponse de la structure soudée en T. Nous considérons alors la présence d'une porosité elliptique dans le cordon de soudure avec les paramètres suivants: $2a = 1000 \mu\text{m}$, $b/a = 0,1$ et $\alpha = 45^\circ$.

L'étude a été réalisée pour deux positions du défaut. Le premier défaut est localisé à la racine du cordon et le deuxième défaut est localisé au pied du cordon comme présenté sur la Figure III.12.

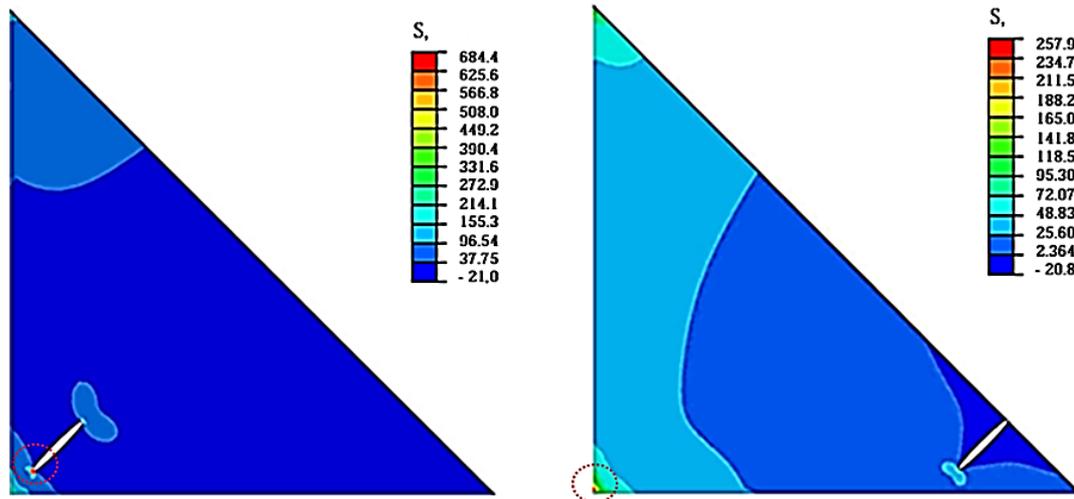


Figure III.12 :Distribution de la contrainte pour deux positions du défaut : à la racine du cordon (à gauche) et au pied du cordon (à droite)

Ces résultats nous montrent que :

- Le défaut positionné dans le coin inférieur de la soudure (zone critique) entraîne une augmentation significative de la contrainte maximale de Von Mises et une délocalisation de cette valeur sur le contour du défaut.
- Le défaut localisé au pied de la soudure ne modifie ni la position ni valeur de la contrainte maximale de Von Mises par rapport au cas de la structure saine.

Ce qui prouve que la position du défaut est un paramètre important pour notre étude de fiabilité sur les structures soudées en T.

Pour le premier défaut étudié, la contrainte maximale est de 684 MPa bien supérieure à la contrainte à rupture σ_c . Ainsi, la rupture de la structure, contenant ce type de défaut, peut donc apparaître dès la mise en service du composant. Par conséquent, ce défaut ne sera plus accepté et la structure doit être réparée ou rejetée. La porosité située initialement à la racine du cordon peut provoquer l'amorçage d'une fissure et donc une rupture fragile dans cette zone caractérisée comme la zone la plus dure de la soudure.

III.3.2.3 -Evolution de k_t en fonction de la position et de la taille du défaut

Précédemment, nous avons montré que la position du défaut dans le cordon de soudure a une grande influence sur le comportement de la structure. Ainsi, l'exploration de l'ensemble de la zone de la soudure peut nous aider à identifier les positions les plus critiques du défaut préexistant dans la structure.

La Figure III.13 présente les positions du centre des porosités elliptiques dans le cordon par des points noirs.

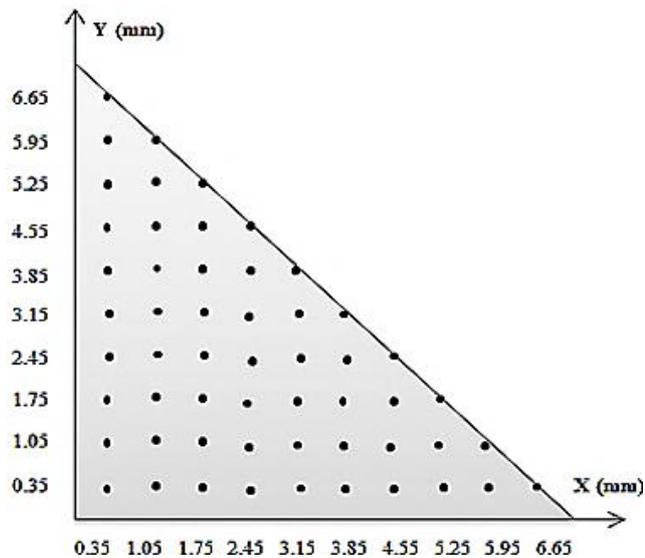


Figure III.13 : Positions du centre des porosités elliptiques dans le cordon

Pour chaque position, nous avons calculé le facteur de concentration de contrainte associé. Deux tailles du défaut ont été analysées ($2a = 300 \mu\text{m}$ et $2a = 1000 \mu\text{m}$) tout en gardant la même forme elliptique et la même orientation ($b/a = 0,1$ et $\alpha = 45^\circ$). Les résultats des simulations numériques sont présentés sur la Figure III.14.

La Figure III.14 montre l'influence de la position du défaut sur le facteur de concentration de contrainte k_t . La porosité de petite taille a une faible influence sur la tenue de la structure, vu que le facteur de concentration de contrainte est presque stable dans tout le cordon et ne dépasse pas 2. De ce fait, ce défaut est considéré comme acceptable ($k_t < k_{t,\text{seuil}}$).

Nous pouvons constater que la taille de la porosité a une grande influence sur la probabilité de rupture d'une structure soudée en T. Par conséquent, il existe une taille critique de la porosité à partir de laquelle la concentration de contrainte locale devient critique. Cette taille sera déterminée lors de l'étude fiabiliste effectuée dans le chapitre IV.

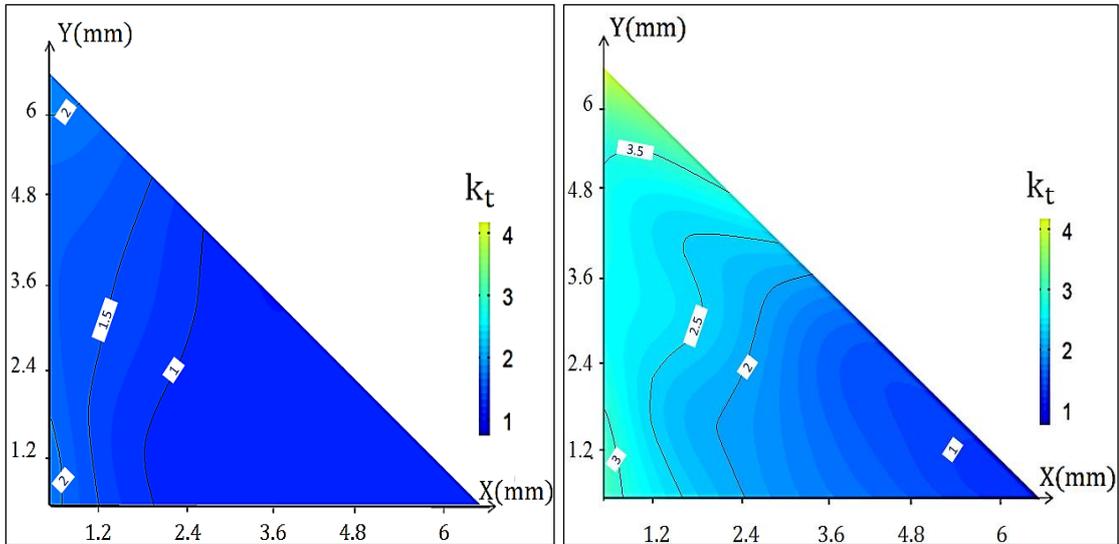


Figure III.14 : Evolution de k_t en fonction de la position du défaut dans le cordon : porosité de petite taille (à gauche) porosité de grande taille (à droite)

En observant le résultat donné par la porosité de grande taille, nous constatons qu'elle peut entraîner l'amorçage de fissure et la rupture fragile lorsqu'il est positionné dans des zones critiques. On peut donc identifier trois zones dans la soudure:

- Pour $x \in [0, 1.5[$: domaine de défaillance ($k_t > 2.5$), le défaut peut être non acceptable.
- Pour $x \in [1.5, 2.5]$: zone d'état limite ($k_t \approx 2.5$).
- Pour $x \in]2.5, 7]$: domaine de la sécurité ($k_t < 2.5$), le défaut n'a pas d'influence.

Ainsi, une étude fiabiliste sur la tenue ou non de la structure soudée en T contenant un défaut de taille aléatoire dans la zone $[0, 1.5[$ sera intéressante.

III.3.3 -Evolution de k_t en fonction de la forme et l'orientation du défaut

Dans un deuxième temps, nous avons étudié l'influence de la forme et l'orientation d'un défaut sur le comportement de la structure soudée en T.

Pour cela, nous avons conservé la même taille du défaut et avons fait varier sa forme et son orientation au centre du cordon. Ainsi, le rayon de courbure (b/a) varie de 0,05 à 1 et l'orientation α est de 0° , 45° et 90° .

En se basant sur les résultats des simulations présentées sur la Figure III.15, nous pouvons conclure que pour un défaut vertical ($\alpha = 90^\circ$), la forme du défaut n'a aucune influence sur k_t .

Cependant, pour les autres orientations du défaut ($\alpha = 0^\circ$ et $\alpha = 45^\circ$), nous avons:

- Pour un défaut de rayon de courbure ($0,4 < b/a < 1$) : $k_t = 1$
- Pour un défaut de rayon de courbure ($b/a \leq 0,4$) : $k_t > 1$

Plus le rayon de courbure est petit ($b/a \rightarrow 0$), plus le défaut devient critique ($k_t \approx 2.5$).

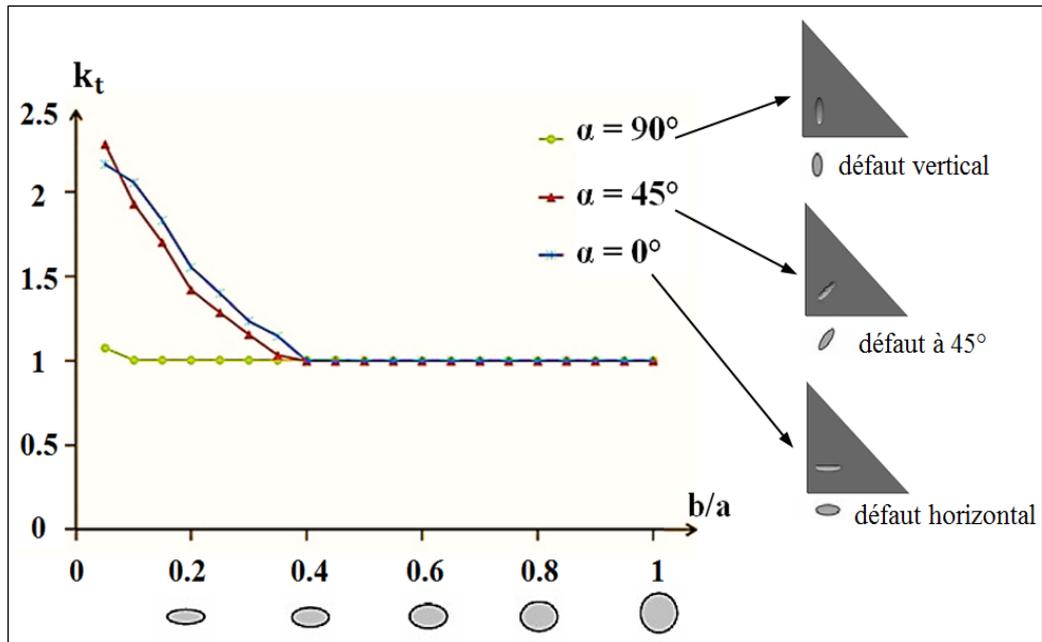


Figure III.15 : Evolution de k_t en fonction de la forme et l'orientation du défaut

Finalement, nous constatons que le facteur de concentration de contraintes croît lorsque le rayon de courbure du défaut décroît. Pour un rayon de courbure supérieur ou égal à 0.4, le facteur de concentration de contraintes ne dépend plus de la forme et de l'orientation du défaut mais seulement de sa taille.

Les paramètres caractéristiques du défaut (taille, position et orientation) ont un effet sur la concentration de contrainte, ainsi il est important de les prendre en compte lors du dimensionnement mécanique des structures soudées.

III.4 -Structure réelle : cas élastique linéaire

Une bonne et fiable analyse mécanique nécessite un calcul précis qui prend en compte la géométrie réelle de la structure soudée et son champ des contraintes résiduelles généré par le procédé de soudage. Pour cela, nous allons tout d'abord présenter la technique de détermination de la géométrie réelle du cordon, ensuite nous présenterons la méthode d'introduction des contraintes résiduelles dans le modèle numérique.

III.4.1 -Géométrie réelle du modèle

Dans notre étude, la reconstruction du profil de notre structure soudée en T est réalisée à l'aide d'un appareil de métrologie optique Altisurf 500. L'outil de mesure Altisurf permet la mesure de la hauteur d'un objet, axe Z, suivant une grille de mesure dans le plan X,Y. Si l'objet est dans la plage de mesure (0 à 400 μ m), la valeur mesurée est valide. Si l'objet n'est pas dans la plage de mesure, la valeur mesurée est traduite par NaN (Not a Number). En distinguant les coordonnées pour lesquelles les valeurs sont valides ou non, il est possible de déterminer avec Matlab le contour de l'objet.

Le contour est exporté en coordonnées de points (x,y,z) qui peuvent être importées dans le logiciel CREO pour générer une esquisse 2D du cordon de soudure. Cette forme est ensuite enregistrée au format STEP qui peut être importé dans ABAQUS CAE et utilisée comme base de notre modèle numérique. La Figure III.16 montre le modèle numérique adopté pour tout le reste de notre étude.

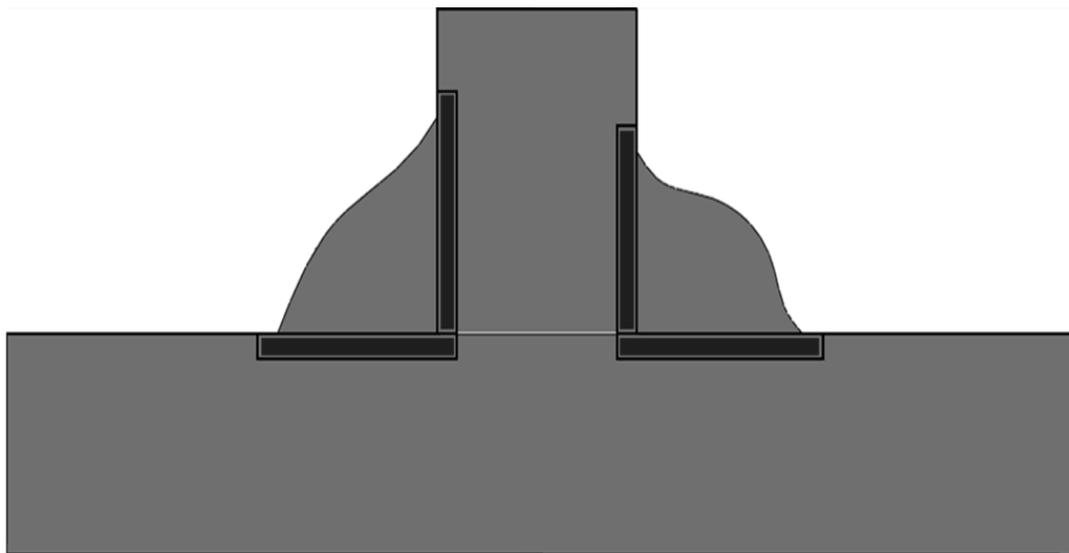


Figure III.16 : La géométrie réelle utilisée pour le modèle numérique

Après avoir déterminé la géométrie de notre modèle, il nous reste à examiner l'espacement moyen entre les deux plaques soudées par des analyses microscopiques. La Figure III.17 montre que cet espacement est de 50 μm en moyenne.

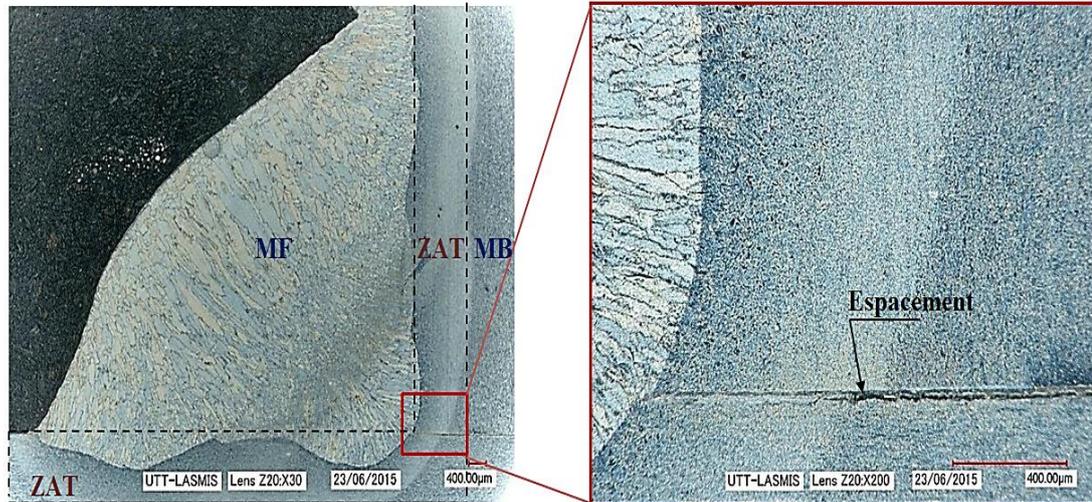


Figure III.17 : L'espacement entre les deux plaques soudées en T

III.4.2 -Prise en compte des propriétés mécaniques

Les caractéristiques des matériaux, notamment la limite d'élasticité, le module d'Young et le coefficient de Poisson, ont été introduits dans les différentes parties du modèle. Le coefficient de Poisson a été supposé être le même pour toute la structure ($\nu = 0.3$).

Le module d'Young a été déterminé pour chacune zone de la soudure par la méthode de nano-indentation (voir chapitre II). Nous avons introduit dans chaque partie le module d'Young correspondant (Tableau III.1).

	module d'Young E (GPa)
Métal fondu	275
Métal de base	209
ZAT	240

Tableau III.1 Module d'Young pour chacune des zones de la soudure

III.4.3 -Prise en compte des contraintes résiduelles

Il est important de définir correctement les conditions initiales des contraintes dans le modèle numérique. Cette partie détaille notre manière d'introduire les contraintes résiduelles dans le modèle éléments finis. Le champ des contraintes résiduelles obtenu expérimentalement est intégré dans l'analyse structurelle comme un champ initial prédéfinie. Plusieurs logiciels d'éléments finis nous permettent d'introduire ces contraintes, à savoir : ABAQUS à l'aide de la subroutine SIGINI [125, 126], ANSYS par la commande INISTATE [127].

Deux méthodes sont utilisées pour l'introduction des contraintes résiduelles : la méthode d'interpolation par bloc et la méthode d'interpolation sur les points de Gauss.

III.4.3.1 -Interpolation par bloc

La méthode contours nous permet de mesurer les contraintes résiduelles sur toute l'épaisseur de la structure. La Figure III.18 montre le gradient de contrainte mesurée à 1 mm au-dessous de la surface supérieure d'une structure soudée (Épaisseur 1).

Afin de pouvoir introduire ce gradient de contrainte, il a été discrétisé tout en calculant la moyenne des contraintes sur une distance de 1 mm (Figure III.18).

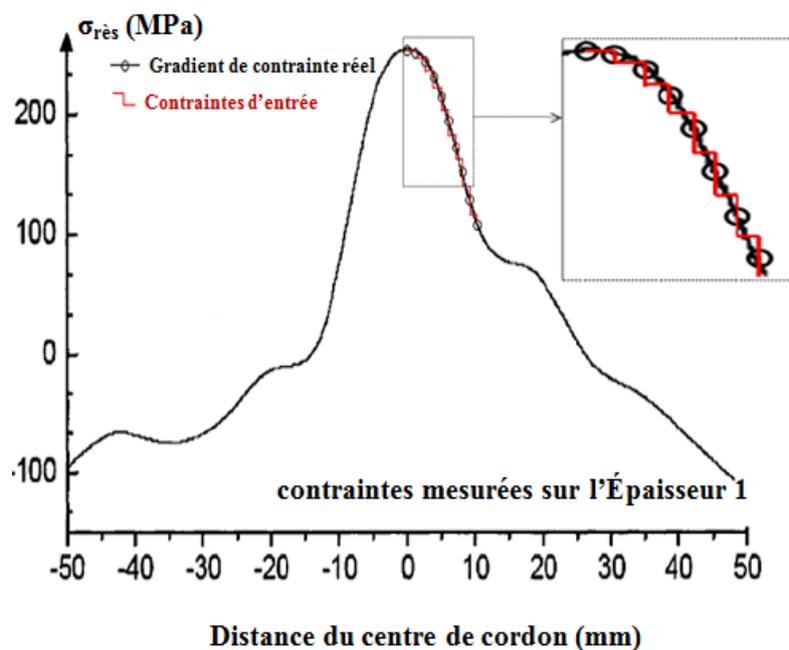


Figure III.18: Discrétisation du gradient de contrainte résiduelle

En d'autres termes, si la distribution de contraintes résiduelles est exprimée en valeur discrète σ_i en x_i , ($i=1,2,\dots,n$), la contrainte initiale $(\sigma_{i-1} + \sigma_i)/2$, doit être introduite pour tous les éléments situés à l'intérieur la partition de (x_{i-1}, x_i) .

Ainsi, la distribution de contrainte résiduelle a été introduite dans le modèle numérique dans des partitions de $1 \times 1 \text{ mm}^2$ pour chaque épaisseur, comme illustré dans l'exemple (Figure III.19). Dans notre exemple [128], nous avons 30 partitions pour chaque cordon de soudure comme présenté sur la Figure III.19.

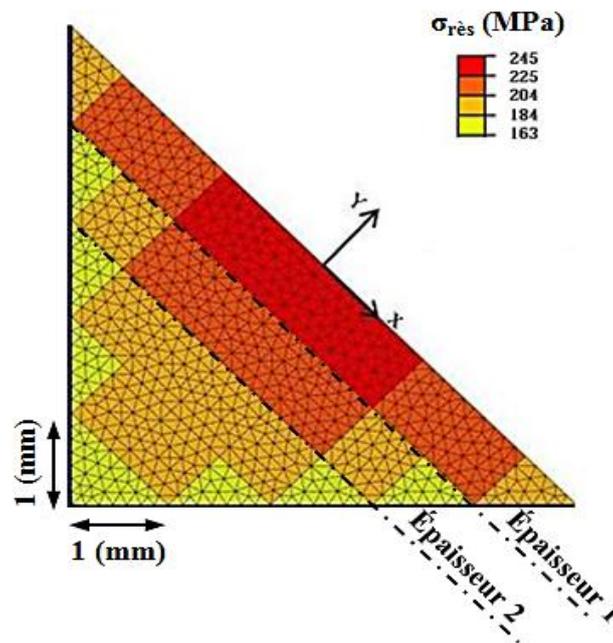


Figure III.19: Introduction des contraintes résiduelles par discrétisation du cordon de soudure

III.4.3.2 -Interpolation sur les points de Gauss

Afin d'affiner le résultat obtenu par la méthode précédente et avoir une distribution des contraintes résiduelles plus proche de la réalité, nous avons développé la méthode suivante. Cette méthode nous permet d'introduire facilement la contrainte résiduelle sur chaque point de Gauss.

La structure réalisée est maillée sur ABAQUS, contient plusieurs points de Gauss (4 points par élément du maillage). Ces points de Gauss ne représentent pas les mêmes points de mesure expérimentale donc ils n'ont pas les mêmes coordonnées. Il faut donc interpoler les contraintes mesurées aux points d'intérêt pour le modèle EF.

La méthode choisie est basée sur une interpolation bilinéaire qui permet une variation continue des valeurs. Cette solution est choisie car relativement performante et simple à mettre en œuvre par rapport à une interpolation du second degré. Les étapes sont :

- 1) Les données expérimentales sont interpolées grâce à un programme développé sous MATLAB sur une grille régulière dont l'espacement entre deux points successifs est 0,2mm suivant x et de 0,5mm suivant y (Figure III.20-a).
- 2) Le modèle numérique est ensuite maillé avec des éléments à 8 nœuds. Ainsi, chaque élément est défini par 4 points de Gauss P_G dont la position est présentée sur la Figure III.20-b.

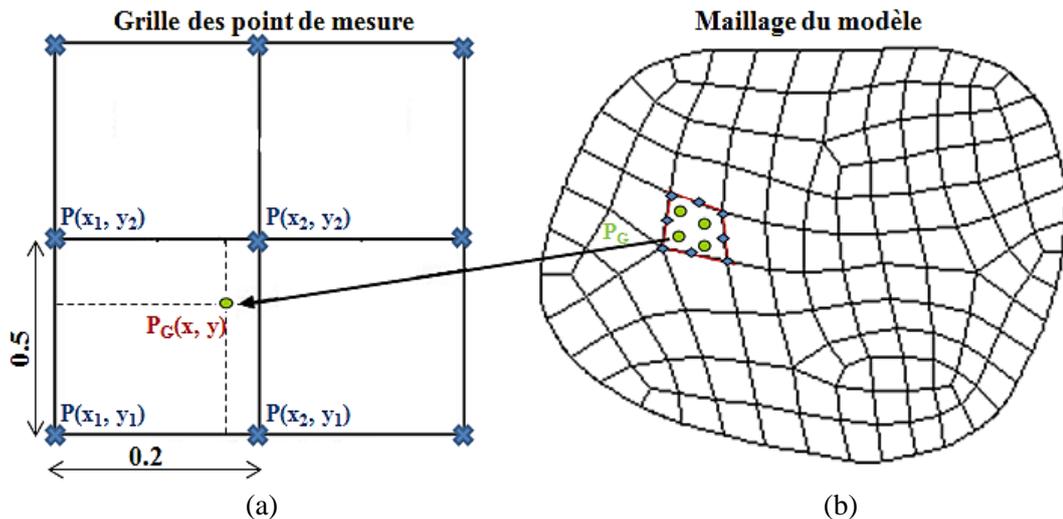


Figure III.20 : Projection d'un point de Gauss dans la grille des données expérimentales

- 3) La subroutine SIGINI (Annexe III.1), programmée en langage Fortran, permet d'insérer la contrainte résiduelle $\sigma_{rés}(x,y)$ associée à chaque point de Gauss P_G . L'algorithme de cette subroutine est le suivant :
 - Retourner les coordonnées d'un point de Gauss $P_G(x,y)$ dans le repère de notre modèle numérique.
 - Projeter le point de Gauss dans la grille des données (Figure III.20).
 - Chercher les 4 plus proches points qui l'entourent sur la grille (P_{11} , P_{12} , P_{22} et P_{21}) comme décrit sur la Figure III.21.
 - Appliquer une interpolation bilinéaire sur ces 4 points afin de trouver la contrainte résiduelle correspondante à ce point de Gauss.

- Attribuer la contrainte résiduelle calculée à ce point de Gauss.
- Répéter N fois cette démarche (N = nombre des points de Gauss dans la structure maillée).

L'interpolation bilinéaire appliquée dans cette subroutine permet d'avoir la meilleure solution par les plus proches voisins. Elle est décrite par :

$$f(x, y) = ax + by + cxy + d \quad (\text{III.9})$$

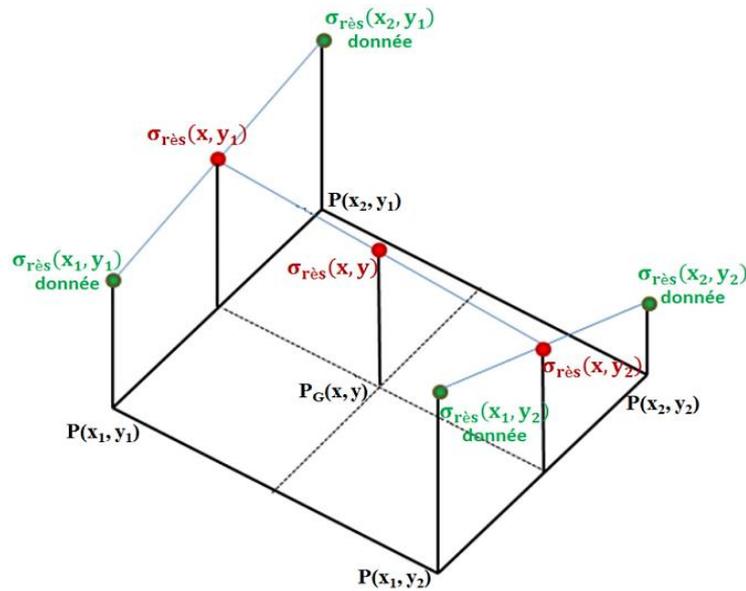


Figure III.21 : Méthode d'interpolation bilinéaire

Cette interpolation bilinéaire est une succession de 2 interpolations linéaires (Figure III.21), la première dans la direction x et la deuxième dans la direction y :

1- interpoler linéairement dans la direction x

$$\sigma_{\text{rès}}(x, y_1) = \frac{x_2 - x}{x_2 - x_1} \sigma_{\text{rès}}(x_1, y_1) + \frac{x - x_1}{x_2 - x_1} \sigma_{\text{rès}}(x_2, y_1) \quad (\text{III.10})$$

et

$$\sigma_{\text{rès}}(x, y_2) = \frac{x_2 - x}{x_2 - x_1} \sigma_{\text{rès}}(x_1, y_2) + \frac{x - x_1}{x_2 - x_1} \sigma_{\text{rès}}(x_2, y_2) \quad (\text{III.11})$$

2- utiliser ces estimations pour interpoler linéairement dans la direction y

$$\sigma_{\text{rès}}(x, y) = \frac{y_2 - y}{y_2 - y_1} \sigma_{\text{rès}}(x, y_1) + \frac{y - y_1}{y_2 - y_1} \sigma_{\text{rès}}(x, y_2) \quad (\text{III.13})$$

Finalement, la contrainte résiduelle pour le point $P_G(x, y)$ est donnée par cette expression:

$$\sigma_{\text{rès}}(x, y) = a_{11} \sigma_{\text{rès}}(x_1, y_1) + a_{12} \sigma_{\text{rès}}(x_1, y_2) + a_{21} \sigma_{\text{rès}}(x_2, y_1) + a_{22} \sigma_{\text{rès}}(x_2, y_2) \quad (\text{III.14})$$

$$\text{avec : } a_{11} = \frac{y_2 - y}{y_2 - y_1} \frac{x_2 - x}{x_2 - x_1}, a_{12} = \frac{y - y_1}{y_2 - y_1} \frac{x_2 - x}{x_2 - x_1}, a_{21} = \frac{y_2 - y}{y_2 - y_1} \frac{x - x_1}{x_2 - x_1}, a_{22} = \frac{y - y_1}{y_2 - y_1} \frac{x - x_1}{x_2 - x_1}$$

Cette contrainte calculée $\sigma_{\text{rès}}(x,y)$ sera introduite à l'aide d'une commande ajoutée dans le fichier input comme suit:

* PREDEFINED FIELDS

** Name: Predefined Field-1 Type: Stress

* Initial Conditions, type=STRESS, USER

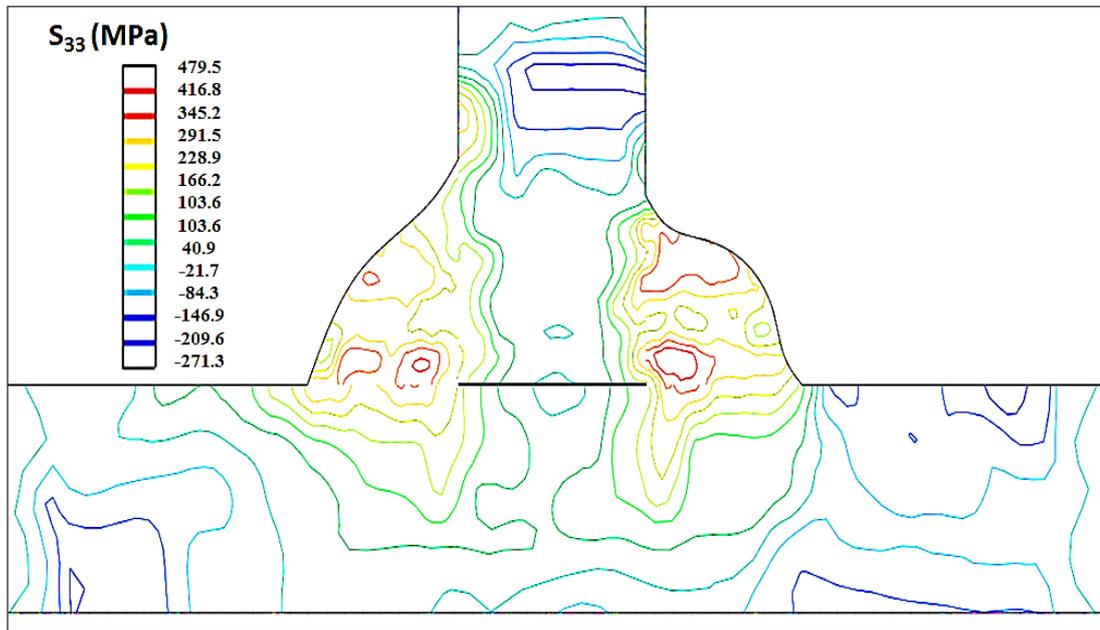


Figure III.22 : Champ de contrainte longitudinale initial

Le résultat du calcul, par la méthode décrite dans ce paragraphe, est présenté sur la Figure III.22.

Dans notre étude, cette méthode a été appliquée pour l'ensemble des simulations numériques sur géométrie réaliste nécessitant l'introduction des contraintes résiduelles.

III.4.4 -Résultats

III.4.4.1 -Structure saine (sans défaut)

Pour une structure saine, sans défaut, deux états ont été étudiés :

- La structure réelle sans contrainte résiduelle.
- La structure réelle avec un champ de contrainte résiduelle initiale.

Pour le premier cas, les résultats montrent que le comportement de la structure réelle est très proche du comportement de la structure simple étudiée précédemment. Ainsi, la contrainte maximale de Von Mises est de 225 MPa et est toujours localisée dans les coins inférieurs et supérieurs gauche de cordon (Figure III.23).

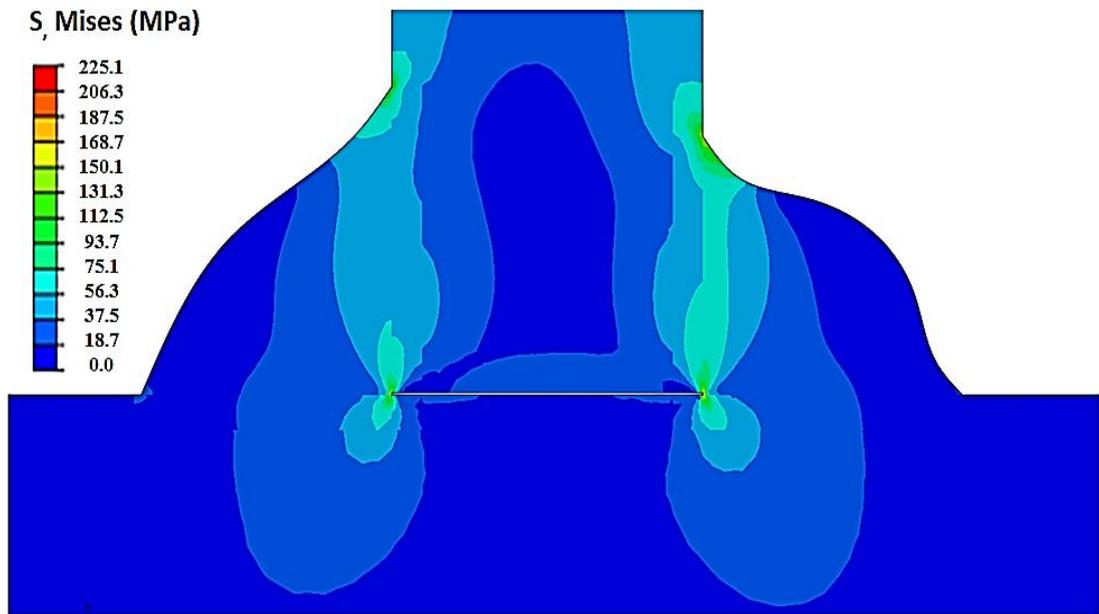


Figure III.23 : Distribution de la contrainte pour une structure réelle et saine (cas élastique, sans contrainte résiduelle initiale)

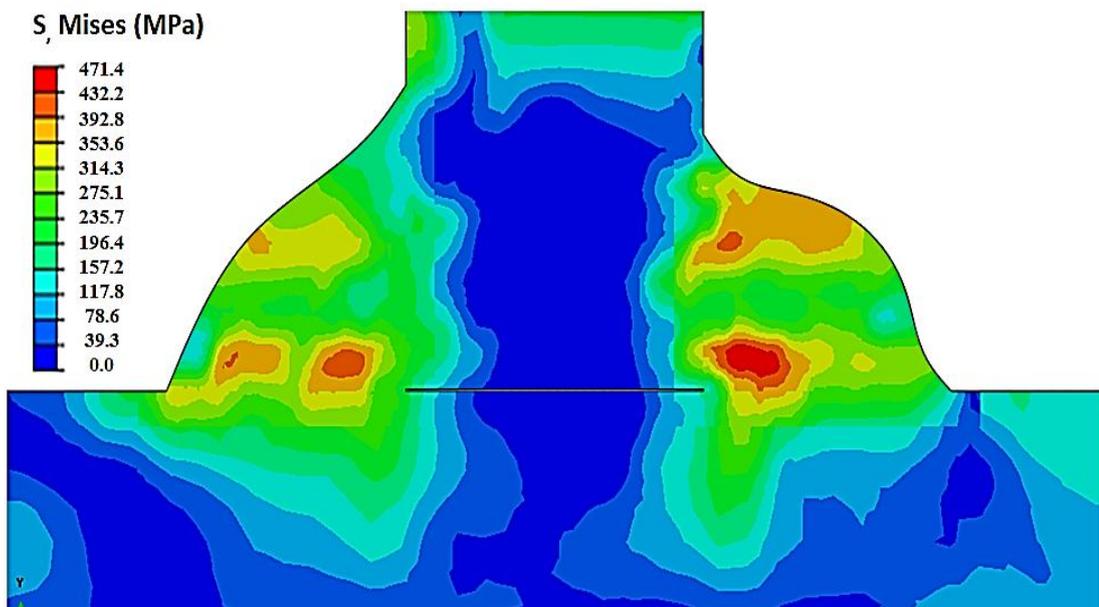


Figure III.24 : Distribution de la contrainte pour une structure réelle et saine (cas élastique, avec contrainte résiduelle initiales)

Cependant, pour le cas où les contraintes résiduelles sont prises en compte, la localisation de la contrainte maximale de Von Mises suit la localisation de la contrainte résiduelle maximale dans le cordon et elle est égale à 471 MPa comme observée sur la Figure III.24.

III.4.4.2 -Structure réelle contenant un défaut

Cette section du document présente l'influence des contraintes résiduelles sur la nocivité du défaut. Nous considérons donc les mêmes types de porosités (tailles et positions) que celles étudiées dans le paragraphe II.2.2. La Figure III.25, présente une comparaison du comportement de la soudure contenant un défaut sans et avec la prise en compte des contraintes résiduelles.

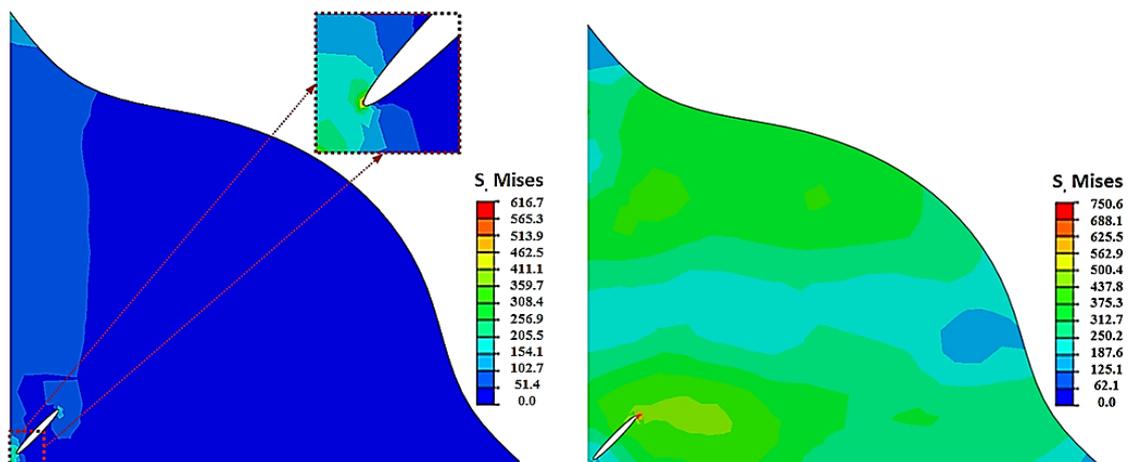


Figure III.25 : Distribution de la contrainte pour une structure réelle contenant un défaut à la racine du cordon : sans $\sigma_{\text{rés}}$ (à gauche) et avec $\sigma_{\text{rés}}$ (à droite)

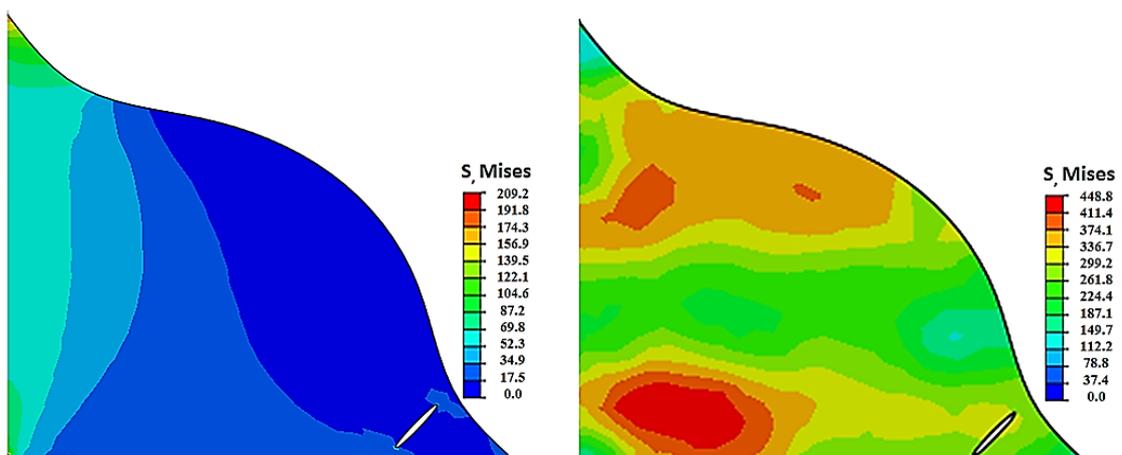


Figure III.26 : Distribution de la contrainte pour une structure réelle contenant un défaut au pied du cordon : sans $\sigma_{\text{rés}}$ (à gauche) et avec $\sigma_{\text{rés}}$ (à droite)

Nous remarquons ainsi que la présence de contraintes résiduelles rend le défaut plus critique. Ainsi, la contrainte locale maximale autour du défaut augmente d'environ 134 MPa. Cependant, un défaut situé au pied du cordon permet de relaxer les contraintes initialement présentes dans la soudure (Figure III.26). Ce défaut va jouer un rôle de relaxation des contraintes.

III.4.4.3 -Evolution de k_t en fonction de la taille de défaut

Afin de mieux identifier l'effet des contraintes résiduelles sur la nocivité du défaut dans le cordon de la soudure, l'analyse de toute la surface de cordon est ici proposée. Un défaut elliptique ($2a=1000\mu\text{m}$, $b/a=0,1$ et $\alpha=45^\circ$) est positionné dans le cordon.

Pour une sollicitation de traction uniaxiale et pour chaque position du défaut (Figure III.13), on détermine le facteur de concentration de contrainte dans la structure avec et sans contraintes résiduelles.

Les résultats des simulations numériques sont présentés sur la Figure III.27. Nous remarquons que sans contrainte résiduelle, le défaut est acceptable dans tout le cordon ($k_t < 1.7$) sauf dans le coin inférieur et supérieur gauche de cordon ($k_t \geq 2.5$). Donc, la zone critique de cordon est située par ces deux coins.

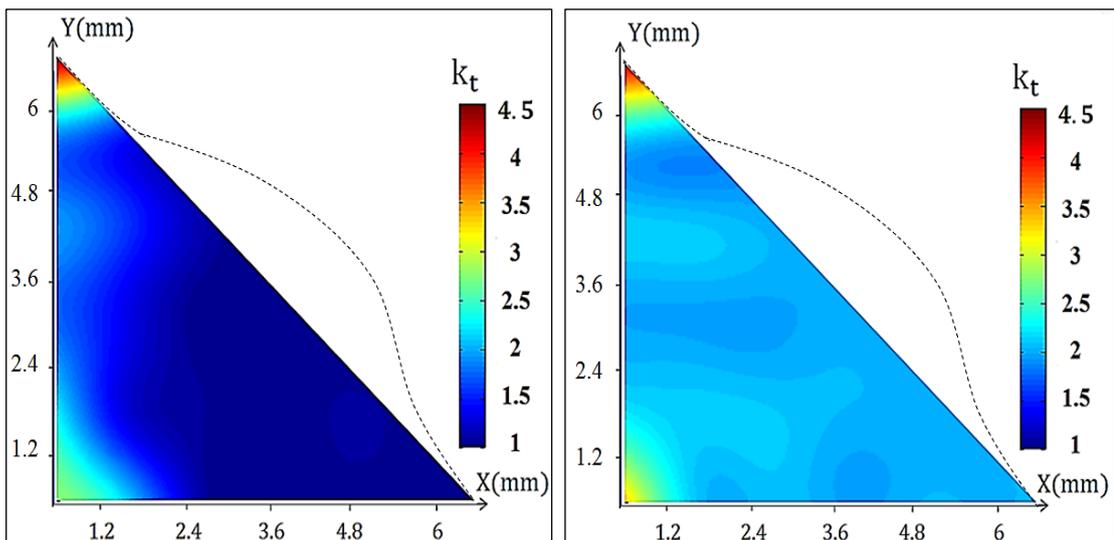


Figure III.27 : Evolution de k_t en fonction de la position défaut dans le cordon :
sans $\sigma_{\text{rès}}$ (à gauche) et avec $\sigma_{\text{rès}}$ (à droite)

Pour le cas avec contraintes résiduelles, la zone critique dans le cordon s'élargit. En se basant sur la Figure III.27. La zone critique est identifiée pour $x \in [0, 3]$. Ainsi, le défaut positionné dans cette zone peut être non acceptable ($k_t \geq 2.5$).

Cette comparaison montre que la prise en compte des contraintes résiduelles lors des simulations numériques influence beaucoup les résultats. En effet, la réponse de la structure soudée est très influencée par la présence de contraintes initiales.

Ce résultat est vérifié pour un comportement purement élastique et il est nécessaire de le vérifier pour un comportement élasto-plastique.

III.5 -Structure réelle : cas élasto-plastique

Pour des chargements plus élevés où la limite d'élasticité du matériau sera dépassée, il est important d'examiner la contrainte élasto-plastique locale. Cette contrainte sera identifiée à la pointe d'une porosité qui est la zone d'amorçage d'une rupture fragile. Cet amorçage dépend fortement du comportement plastique du matériau. Pour cela, nous avons choisi de prendre en compte la déformation plastique locale.

Ainsi, pour un comportement élasto-plastique, une déformation plastique critique ε_{pc} provoque des micro-fissures en pointe de porosité, c'est qui conduit à l'amorçage d'une rupture fragile de la structure.

III.5.1 -Implémentation du comportement élasto-plastiques matériaux

Le chapitre précédent a permis d'identifier le comportement élasto-plastique du métal de base et du métal d'apport. Pour modéliser l'écrouissage de chaque matériau, la courbe vraie issue de l'essai de traction est introduite point par point dans le modèle éléments finis.

La courbe rationnelle (contrainte vraie-déformation vraie) est obtenue à travers les relations suivantes :

$$\sigma_{\text{vraie}} = \sigma_{\text{conv}}(1 + \varepsilon_{\text{vraie}}) \quad (\text{III.15})$$

$$\varepsilon_{\text{vraie}} = \ln(1 + \varepsilon_{\text{conv}}) \quad (\text{III.16})$$

La Figure III.28 représente la courbe d'écrouissage obtenue et introduite dans le modèle numérique pour chaque métal.

Précédemment, nous avons déterminé la contrainte maximale critique à partir de laquelle la rupture s'amorçait pour un acier HLE ($\sigma_c = 577$ MPa).

La projection de cette amplitude sur la courbe d'érouissage du matériau nous donne la valeur de la déformation plastique correspondante. Ainsi, la déformation plastique critique ϵ_{pc} est égale à 0,02.

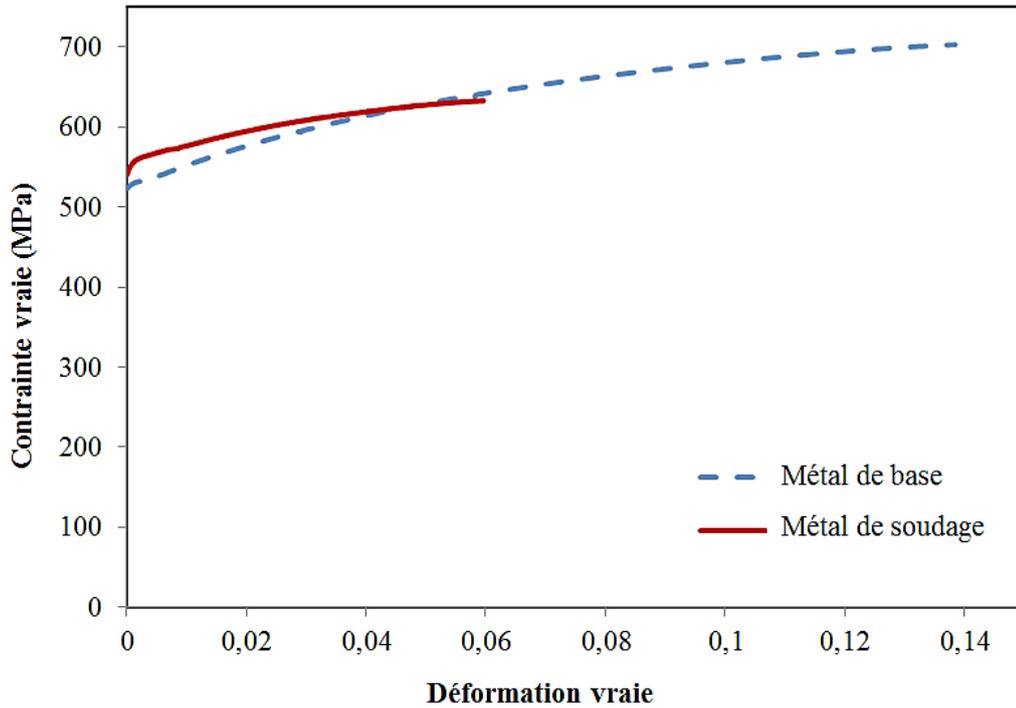


Figure III.28 : la courbe d'érouissage obtenue pour chaque métal

III.5.2 -Résultats

III.5.2.1 -Structure saine sans défaut

Dans cette section, nous considérons la même structure d'étude précédente. Le chargement appliqué augmente pour dépasser la limite d'élasticité ($P = 135$ MPa).

Pour cette structure saine, sans défaut, deux cas d'études sont proposés :

- Structure réelle sans contrainte résiduelle.
- Structure réelle avec prise en compte des contraintes résiduelles initiales.

Pour le cas sans prise en compte des contraintes résiduelles, la contrainte équivalente maximale de Von Mises est de 570 MPa (Figure III.29) et la déformation plastique équivalente cumulée est de 0,006. Cette déformation plastique est localisée au niveau de la racine des deux cordons de soudure.

La déformation calculée présente ainsi la déformation nominale globale ε_{pG} . En appliquant la relation donnée par l'équation (III.7), nous pouvons estimer le facteur de concentration de contrainte efficace seuil $k_{\varepsilon,seuil}$:

$$k_{\varepsilon,seuil} = 3.3$$

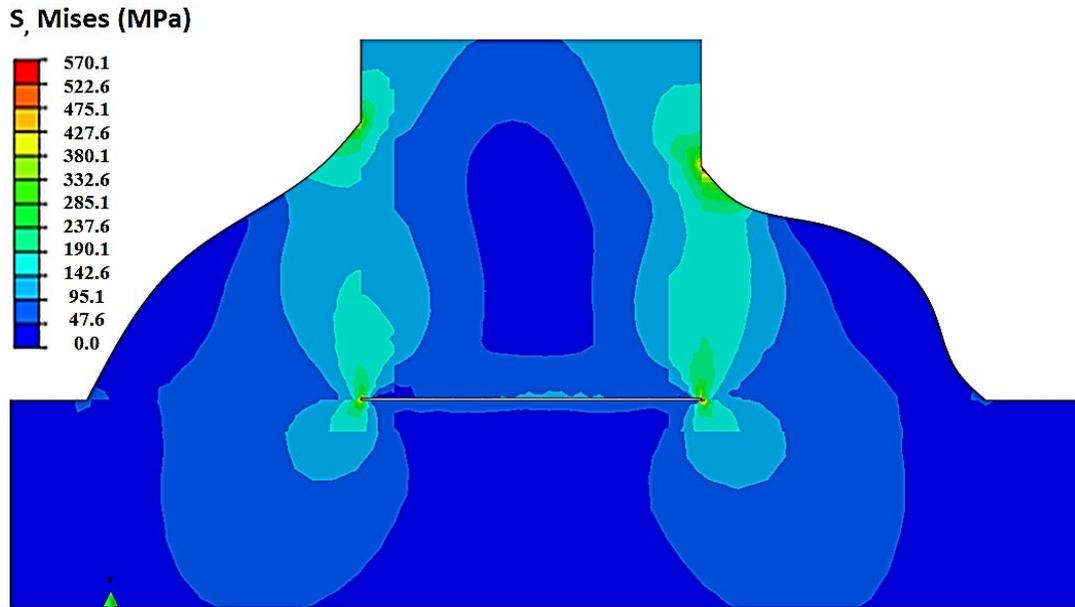


Figure III.29 : Distribution de la contrainte pour une structure réelle et saine (cas élasto-plastique, sans contrainte résiduelle)

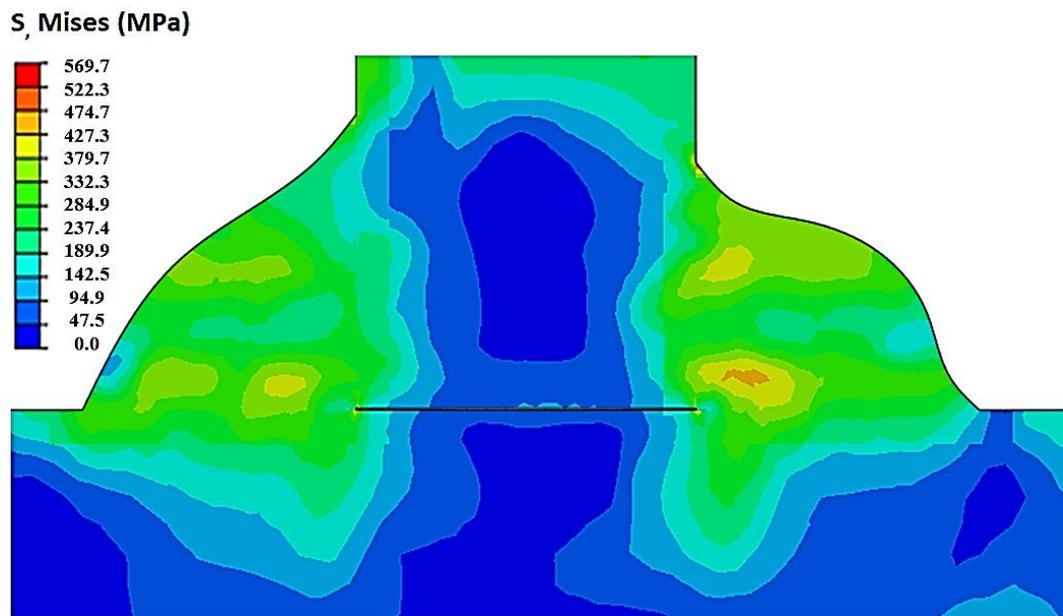


Figure III.30 : Distribution de la contrainte pour une structure réelle et saine (cas élasto-plastique, avec prise en compte des contraintes résiduelles)

Le résultat obtenu pour la structure avec contraintes résiduelles montre que la contrainte maximale et la déformation plastique dans le cordon sont presque égales à celles calculées pour la structure sans contrainte résiduelle (Figure III.30). Ainsi, nous remarquons que les contraintes résiduelles n'ont pas d'influence sur la valeur et la localisation de la contrainte maximale dans le domaine élasto-plastique pour une structure saine.

III.5.2.2 -Structure réelle contenant un défaut

Cette section du document présente l'influence des contraintes résiduelles sur la nocivité du défaut pour un comportement élasto-plastique de la structure soudée. Nous considérons donc les mêmes types de porosités (tailles et positions) étudiées dans le paragraphe II.2.2.

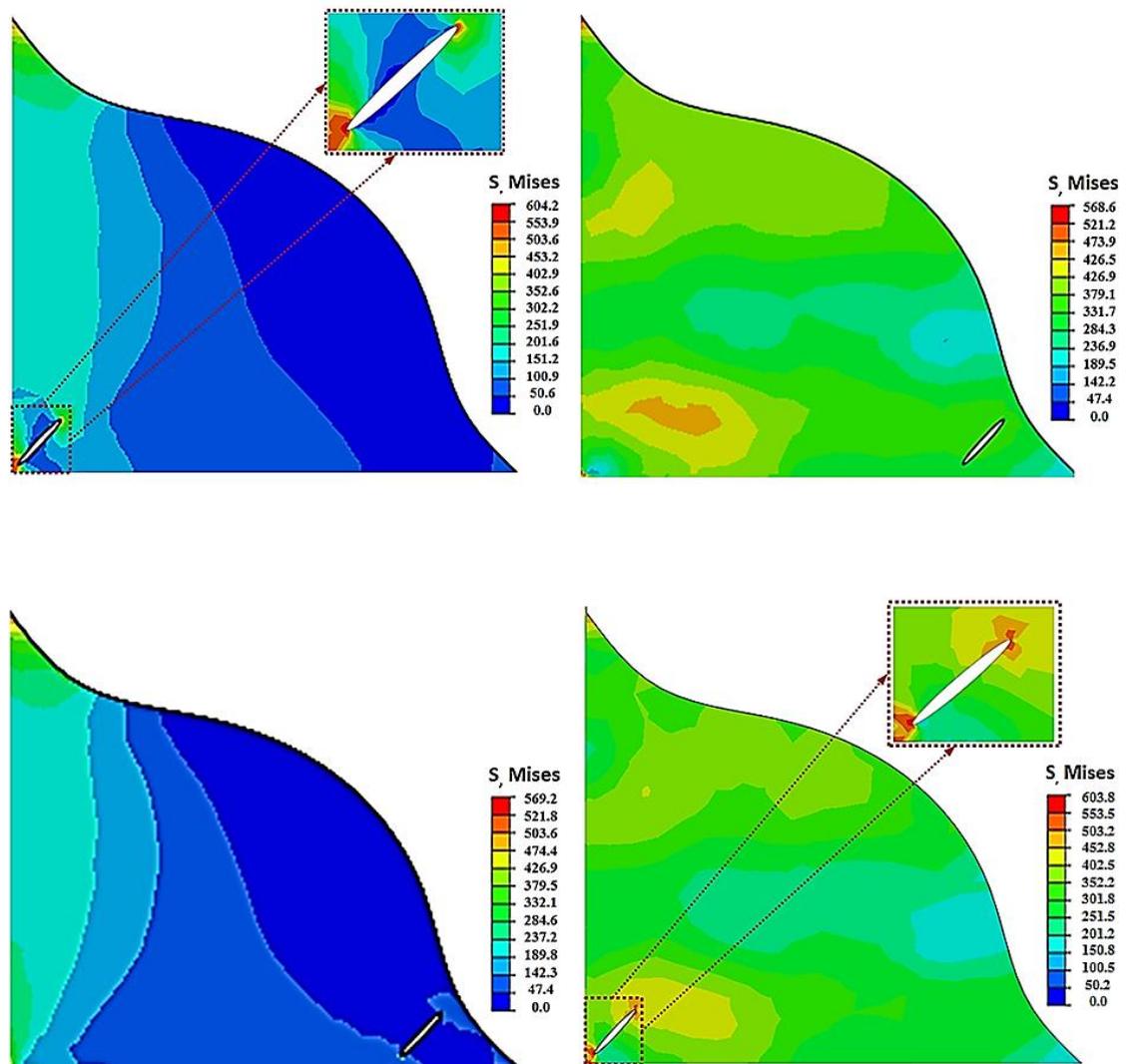


Figure III.31 : Distribution de la contrainte dans le cordon contenant un défaut :
sans $\sigma_{rés}$ (à gauche) et avec $\sigma_{rés}$ (à droite)

La Figure III.31 présente une comparaison du comportement de la structure soudée sans et avec contraintes résiduelles pour les deux positions du défaut. L'observation des résultats nous permet de remarquer que la présence de contraintes résiduelles modifie la distribution des contraintes dans le cordon mais n'affecte pas la valeur de la contrainte maximale. Ainsi, les contraintes résiduelles n'ont pas d'influence sur la nocivité du défaut.

Pour la porosité localisée au pied du cordon, la déformation plastique équivalente cumulée (PEEQ) maximale est de 0,006. Cette déformation augmente fortement pour la porosité localisée à la racine du cordon et atteint un maximum de 0,032 en pointe du défaut (Figure III.32). La distribution de la déformation plastique autour du défaut est représentée sur la Figure III.32 pour une structure avec et sans contraintes résiduelles.

Pour les deux structures, nous constatons une similitude en distribution et en intensité de la déformation plastique locale. Cela confirme que la contrainte résiduelle n'influence pas la nocivité du défaut dans le domaine élasto-plastique.

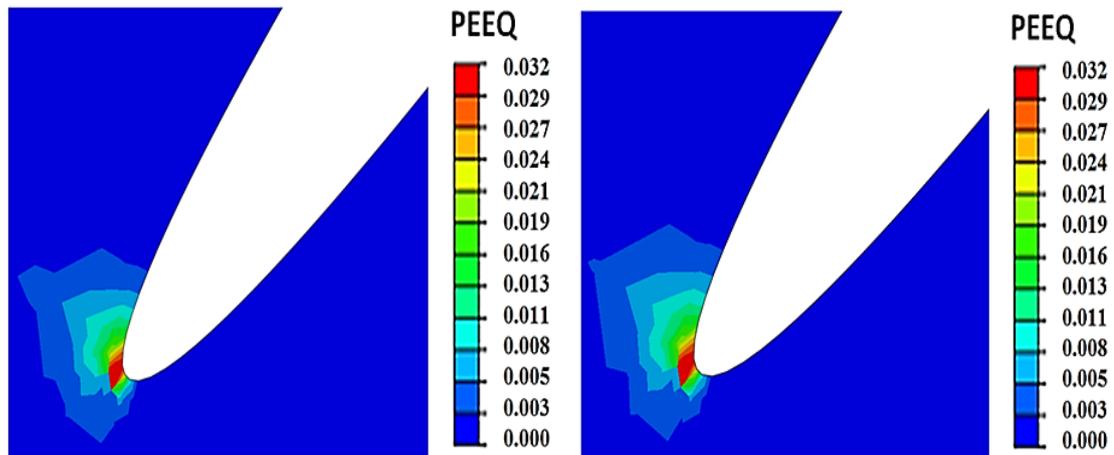


Figure III.32 : Distribution de la déformation plastique à la pointe du défaut :
sans $\sigma_{\text{rés}}$ (à gauche) et avec $\sigma_{\text{rés}}$ (à droite)

III.5.2.3 -Evolution de k_e en fonction de la position de défaut

Dans cette section, un défaut elliptique ($2a=1000\mu\text{m}$, $b/a=0,1$ et $\alpha=45^\circ$) sera positionné dans le cordon suivant la grille proposée précédemment (Figure III.13). Pour une sollicitation de traction simple uniaxiale et pour chaque position de défaut, le facteur de concentration de déformation plastique k_e sera calculé. Les résultats des simulations numériques sont présentés sur la Figure III.33.

Ces résultats sont identiques, que l'on prenne en compte ou non l'introduction des contraintes résiduelles. Cela montre que les contraintes résiduelles de soudage n'ont pas d'influence sur la nocivité du défaut dans le domaine élasto-plastique.

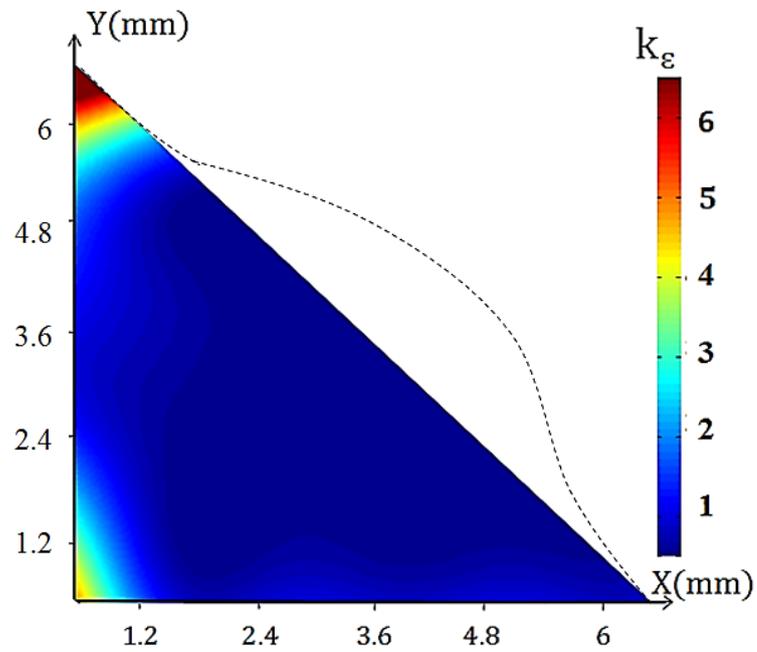


Figure III.33 : Evolution de k_ε en fonction de la position défaut dans le cordon :
avec et sans $\sigma_{\text{rés}}$

III.6-Conclusion

Dans ce chapitre nous avons présenté, en premier lieu, les paramètres influençant la fiabilité d'une structure soudée en T, notons; la taille, la forme, la position et l'orientation d'une porosité dans le cordon :

- Le défaut n'a pas d'influence sur la fiabilité de la structure si sa taille ne dépasse pas une taille critique.
- Le défaut devient plus critique quand il est sous la forme d'une ellipse, ainsi plus le rayon de courbure de l'ellipse est faible plus la porosité est dangereuse.
- La position critique du défaut est déterminée dans la zone du métal proche de la ligne de fusion.

Dans un deuxième lieu, les contraintes résiduelles mesurées sont prises en compte dans le calcul numérique afin de déterminer leur influence sur la nocivité du défaut dans la structure soudée en T. Nous avons remarqué que ces contraintes ont une grande influence dans le domaine élastique, cependant ils n'ont pas d'influence dans le domaine élasto-plastique.

Dans le chapitre suivant, une étude de fiabilité sur cette structure soudée en T sera menée.

Chapitre IV:

Etude fiabiliste de la structure soudée

La fiabilité structurelle a comme but d'assurer qu'une structure effectue adéquatement sa fonction prévue lors de son utilisation dans des conditions environnementales spécifiques. L'objectif de cette recherche est d'évaluer l'influence des incertitudes microstructurales sur la défaillance des structures soudées, en particulier concernant les défauts de soudage tels que les porosités.

Ce chapitre propose une étude détaillée de l'influence des différents paramètres liés aux caractéristiques géométriques d'une porosité dans un cordon de soudure sur la probabilité de rupture fragile des structures soudées en T. Une étude paramétrique prenant en compte la taille, la position, la forme et l'orientation du défaut permet d'évaluer les variations de la probabilité de défaillance du cordon de soudure soumis à un cas de chargement. Pour cela, la procédure mise en œuvre se base sur des calculs éléments finis, un méta-modèle et une analyse statistique afin d'évaluer la probabilité de défaillance des structures soudées.

La méthodologie proposée permet de répondre à une problématique d'évaluation de la fiabilité des structures soudées après l'inspection des défauts dans un cordon de soudure. L'objectif est de répondre à la question : « malgré ce défaut, la pièce peut-elle être mise en service ou non ? ».

IV.1 - Méthodologie de dimensionnement fiabiliste

La méthodologie proposée pour notre étude comporte cinq étapes:

- Modélisation déterministe de la sollicitation du cordon de soudure,
- Définition du scénario de défaillance de la structure,
- Identification des paramètres aléatoires du défaut ainsi que le plan d'expérience adéquat,
- Construction d'un méta-modèle du mode de défaillance de la structure en fonction de paramètres identifiés,
- Evaluation de la probabilité de défaillance de la structure.

Cette méthode nécessite un couplage mécano-fiabiliste, c'est-à-dire, un protocole de dialogue entre le code de calcul par la méthode des éléments finis et le code de calcul fiabiliste qui seront choisis pour effectuer toute l'analyse de la fiabilité structurelle.

IV.2 - Outils numériques utilisés

IV.2.1 - Codes de calcul et d'analyse fiabiliste

Afin d'évaluer une fiabilité de défaillance des structures soudées en T, trois codes de calcul seront nécessaires:

- Un code de calcul numérique déterministe basé sur la méthode des éléments-finis permettant de modéliser le comportement de la structure : code ABAQUS qui est déjà choisi dans le chapitre 3,
- Un code de couplage mécano-fiabiliste qui permet le lancement des calculs numériques par éléments finis et la collecte des résultats suivant un plan d'expérience défini : code OpenTURNS qui sera détaillé dans les paragraphes suivants,
- Un code d'analyse fiabiliste qui permet la construction des surfaces de réponse, l'évaluation de la fiabilité et le calcul des sensibilités des paramètres : code ModeFRONTIER qui sera présenté dans les paragraphes suivants.

IV.2.1.1 -Modèle EF et paramètres aléatoires

L'objectif d'un méta-modèle est de déterminer la réponse d'une structure dans la zone d'intérêt. Dans notre étude, en se basant sur les résultats du chapitre 3, la zone d'intérêt est le cordon de soudure où les critères de rupture fragile prédisent une défaillance (Figure IV.1). Pour cela le plan d'expérience doit permettre de couvrir cette zone identifiée ($X < 1,8$).

Les paramètres aléatoires (X, Y, a, ρ, α) présentent respectivement la position du centre de la porosité suivant X , la position du centre de la porosité suivant Y , la taille de la porosité a , le rapport de forme ($\rho = \frac{b}{a}$) et l'orientation de défaut α dans le cordon de soudure (Figure IV.1).

La sélection du plan d'expérience est d'une grande importance dans l'étude mécano-fiabiliste. Le plan d'expérience doit contenir un nombre suffisant des points afin d'assurer une bonne approximation de la fonction de réponse du modèle numérique. Cependant, il doit également utiliser le minimum d'évaluation afin de permettre un faible temps de calcul.

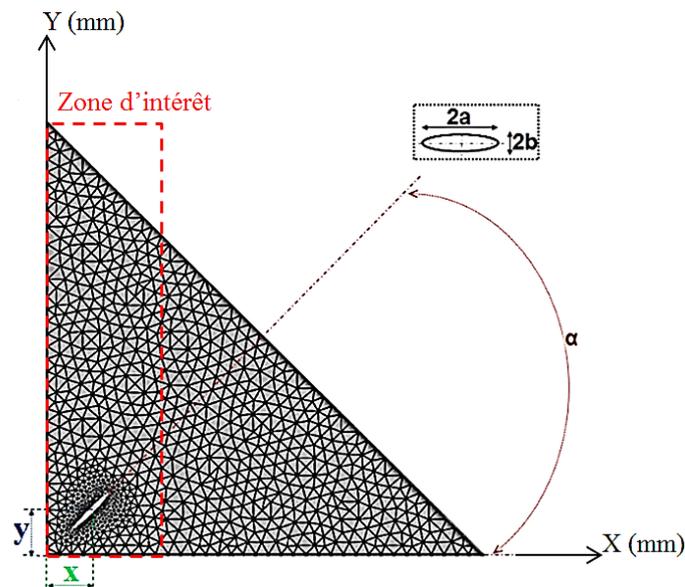


Figure IV.1. Paramètres géométriques du défaut dans le cordon de soudure

Dans cette étude, le plan factoriel complet est choisi pour effectuer l'échantillonnage. Ce plan d'expérience offre des bons résultats si le système étudié contient moins de huit variables et moins de quatre niveaux pour chaque variable.

Dans notre cas, nous avons 5 facteurs à 3 niveaux (Tableau IV.1), soit $3^5=243$ points d'échantillonnage.

Type	Variables	Niveau 1	Niveau 2	Niveau 3
Défaut Elliptique	X : position suivant l'axe \vec{x}	0.5 mm	1.15 mm	1.8 mm
	Y : position suivant l'axe \vec{y}	0.5 mm	3.0 mm	5.5 mm
	a : $\frac{1}{2}$ grand axe de l'ellipse	0.25 mm	0.375 mm	0.5 mm
	ρ : forme de l'ellipse (b/a)	0.05	0.15	0.25
	α : orientation de l'ellipse	25°	35°	45°

Tableau IV.1. Cinq variables à trois niveaux choisies pour l'étude fiabiliste

Les données de sortie sont les réponses du comportement de la structure soudée en termes de contrainte équivalente (cas élastique) ou de déformation plastique équivalente (cas élasto-plastique). Il est nécessaire de construire un méta-modèle pour chaque variable de sortie.

$$\sigma_{VM} = f_1(X, Y, a, \rho, \alpha) \quad (IV.1)$$

$$\varepsilon_p = f_2(X, Y, a, \rho, \alpha) \quad (IV.2)$$

IV.2.1.2 - Code de couplage mécano-fiabiliste

Parmi les codes de couplage mécano-fiabiliste cités dans le chapitre 1, le code OpenTURNS a été choisi puisqu'il est sous licence libre et il est très souple d'utilisation. OpenTURNS permet de coupler un modèle mécanique (éléments finis) à un algorithme de calcul fiabiliste comme il est présenté sur la Figure IV.2.

Un grand nombre des paramètres géométriques du défaut sont générés à partir d'un plan d'expérience. Chaque ligne de plan d'expérience présente un jeu des paramètres pour le calcul numérique. Les calculs éléments finis sont alors pilotés par OpenTURNS. Ce protocole est automatisé à l'aide d'un code programmé sous OpenTURNS (voir Annexe IV.1). Les données de sortie du code ABAQUS seront traitées à l'aide d'un module de post-traitement (Matlab, ModeFRONTIER, etc.).

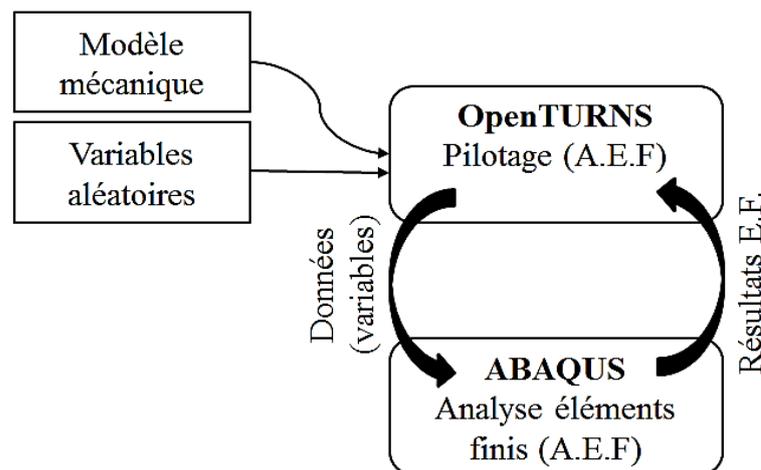


Figure IV.2. Protocole de dialogue élaboré en OpenTURNS

Les codes développés pour le couplage sont programmés en langage python. Le couplage entre les deux logiciels comporte cinq étapes principales décrites ci-après:

- Création de la distribution des paramètres géométriques du défaut à partir d'un plan d'expérience choisi.
- Affectation des paramètres aléatoires du défaut à la géométrie du modèle mécanique, à l'aide de la ligne de code suivante :

```
s1 = mdb.models['Model-1'].sketches['__edit__']
g, v, d, c = s1.geometry, s1.vertices, s1.dimensions, s1.constraints
s1.setPrimaryObject(option=SUPERIMPOSE)
p.projectReferencesOntoSketch(sketch=s1, upToFeature=p.features[], filter=)
d[4].setValues(value=X, )
d[3].setValues(value=Y, )
d[5].setValues(value=alpha, )
d[1].setValues(value=b, )
d[2].setValues(value=asb*b, )
```

- Remaillage du modèle (FigureIV.3) à l'aide de la ligne de code suivante :

```
p = mdb.models['Model-1'].parts['Part-1']
p.generateMesh()
```

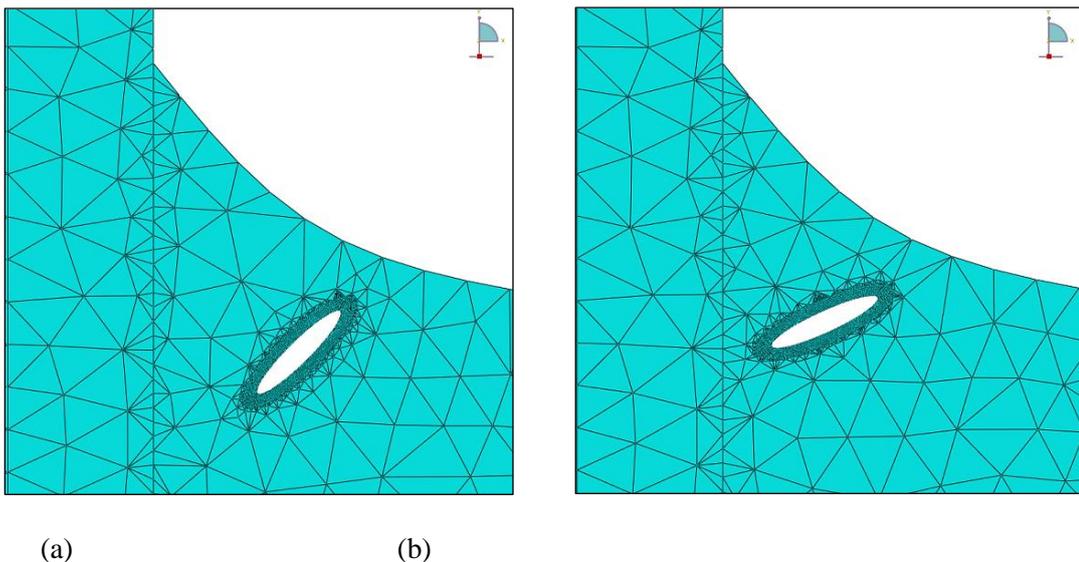


Figure IV.3. Génération du maillage : (a) paramètres initiaux du défaut (b) paramètres du défaut affectés par OpenTURNS

- Lancement des calculs sous ABAQUS à l'aide de la ligne de code suivante :

```
print 'démarrage des calculs'
os.system('C:\\SIMULIA\\Abaqus\\commands\\abaqus cae NoGUI=prog_ab_geo_T.py')
c = False
while c==False:
    c=os.path.exists('C:\\Temp\\rapport_t1.txt')
```

- Récupération des résultats pour chaque jeu des paramètres dans un fichier texte, à l'aide de la ligne de code suivante :

```
g=open('C:/Rapport.txt','a')
g.write(str(b)+' '+str(X)+' '+str(Y)+' '+str(asb)+' '+str(alpha)+' '+
str(P)+' '+
str(float(peeq))+' '+
str(float(sigma))+'\n')
g.close()
```

IV.2.1.3 -Code d'analyse fiabiliste

L'analyse fiabiliste est réalisée à l'aide d'une boîte à outils dans le logiciel ModeFRONTIER. ModeFRONTIER offre la possibilité de construire un méta-modèle à l'aide d'une surface de réponse polynomiale ou par krigeage. Ce logiciel offre aussi une boîte à outils qui sera utilisée pour l'analyse des résultats donnés par le couplage mécano-fiabiliste. Ainsi, il nous permet de réaliser une simulation de Monte-Carlo avec un nombre maximal de 256000 expériences qui peuvent être générées. La Figure IV.4 représente tous les logiciels utilisés lors de la démarche de l'étude mécano-fiabiliste.

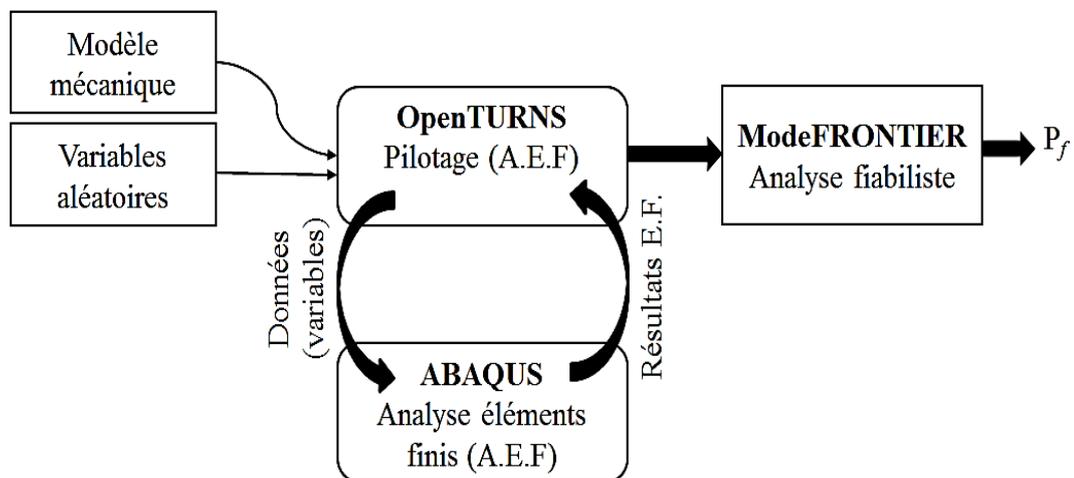


Figure IV.4. Les liaisons entre les logiciels utilisés pour l'étude mécano-fiabiliste

L'implémentation de la démarche dans ModeFRONTIER est présentée sur la Figure IV.5. Comme entrée, nous introduisons le plan d'expériences décrit dans le Tableau IV.2.

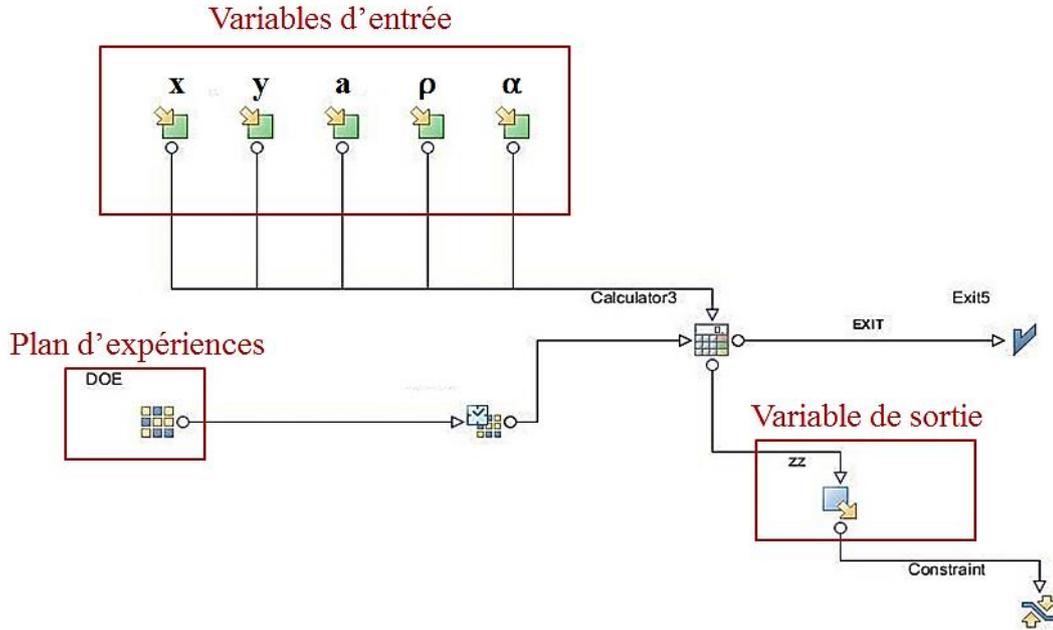


Figure IV.5. Schéma de l'implémentation de la démarche fiabiliste dans modeFRONTIER

Itérations	Variables d'entrée					Variable de sortie
	X	Y	a	ρ	α	max (σ _{VM})
1	0.5	0.5	0.25	0.05	25.0	418.907
2	0.5	0.5	0.25	0.05	35.0	628.031
3	0.5	0.5	0.25	0.05	45.0	496.614
4	0.5	0.5	0.25	0.15	25.0	395.423
5	0.5	0.5	0.25	0.15	35.0	634.959
6	0.5	0.5	0.25	0.15	45.0	446.648
7	0.5	0.5	0.25	0.25	25.0	424.361
8	0.5	0.5	0.25	0.25	35.0	436.002
9	0.5	0.5	0.25	0.25	45.0	340.738
...
243	1.8	5.5	0.5	0.25	45.0	274.309

Tableau IV.2. Plan d'expériences introduit dans ModeFRONTIER

IV.2.2 -Choix et validité du méta-modèle

Le but d'un méta-modèle est d'estimer avec précision la valeur de la réponse réelle issue de la simulation numérique (aux éléments finis). Pour s'assurer de la qualité du méta-modèle choisi, une étape de validation doit être effectuée. Selon Jin et al. [129] deux indicateurs sont utilisés pour quantifier la qualité de méta-modèle, à savoir; le coefficient de régression (R^2) et l'erreur absolue moyenne (MAE).

Le coefficient de régression R^2 caractérise l'écart entre les valeurs prédites par le méta-modèle et les valeurs réelles issues des simulations numériques. Le coefficient de régression est défini comme suit:

$$R^2 = 1 - \frac{\sum_{i=1}^n (y_i - \hat{y}_i)^2}{\sum_{i=1}^n (y_i - \bar{y})^2} \quad (\text{IV.3})$$

avec n le nombre des points d'échantillonnage, \hat{y}_i est la réponse prédite par le méta-modèle, y_i est la réponse réelle et \bar{y} est la moyenne des réponses réelles. R^2 est compris entre 0 et 1, plus il est proche de 1 plus la qualité de la régression est bonne.

Cependant, le coefficient MAE indique la moyenne de la valeur absolue des écarts (plus MAE est faible plus la précision est élevée). Une bonne précision globale ne signifie pas nécessairement une bonne précision locale. L'erreur absolue moyenne est définie comme suit:

$$\text{MAE} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n |y_i - \hat{y}_i| \quad (\text{IV.4})$$

Comme il était détaillé dans le chapitre 1, la méthode communément utilisée pour les analyses de la fiabilité structurelle est la méthode de la surface de réponse basée sur la régression aux moindres carrés.

Cependant, une autre méthode basée sur le krigeage devient plus populaire, en particulier dans le domaine de l'optimisation déterministe. Romeo et al. [130] sont les premiers chercheurs qui ont appliqué le krigeage à des problèmes de fiabilité structurelle.

Par conséquent, dans cette section nous allons examiner l'utilisation de la méthode de krigeage pour les problèmes de fiabilité des structures soudées en la comparant avec la méthode de surface de réponse polynomiale la plus courante. Pour faire cette comparaison, nous allons utiliser les résultats des simulations d'une structure soudée sans contrainte résiduelle avec un comportement élastique.

IV.2.2.1 -Surface de réponse

L'objectif de la surface de réponse est de remplacer la réponse d'un modèle numérique par une fonction polynomiale en se basant sur un plan d'expérience numérique. La relation qui relie le méta-modèle polynomial avec la réponse des simulations numériques est la suivante :

$$y = \hat{y} + \varepsilon \quad (IV.5)$$

avec \hat{y} est la réponse prédite, y est la réponse réelle donnée par la simulation numérique et ε est un terme d'erreur aléatoire.

Dans ce paragraphe, nous allons comparer la surface de réponse construite à l'aide d'un polynôme de second degré (MSR2) et celle construite par un polynôme de troisième degré (MSR3). En utilisant le polynôme de second degré (MSR2), la relation entre la variable de sortie σ_{VM} et les variables d'entrées X , Y , a , ρ et α est la suivante :

$$\begin{aligned} \sigma_{VM} = & 0.288 - 0.422X - 0.346Y - 0.121a + 0.149\alpha + 0.016\rho + 0.112X^2 + 0.214Y^2 + \\ & 0.593a^2 - 0.102\alpha^2 - 0.037\rho^2 - 0.391a\rho + 0.224XY - 0.128Xa + 0.125X\rho - 0.101\rho\alpha + \\ & 0.048Y\alpha - 0.04Ya + 0.035a\alpha - 0.025Y\rho - 0.021X\alpha \end{aligned} \quad (IV.6)$$

En utilisant le polynôme de troisième degré (MSR3), la relation entre la variable de sortie σ_{VM} et les variables d'entrées X , Y , a , ρ et α est la suivante :

$$\begin{aligned} \sigma_{VM} = & 0.3 - 0.48X - 0.42Y - 0.24a + 0.37\alpha + 0.04\rho - 0.03X^2 + 0.01Y^2 + 0.251a^2 - \\ & 0.04\alpha^2 - 0.03\rho^2 + 0.2X^3 + 0.23Y^3 + 0.49a^3 - 0.25\alpha^3 - 0.07\rho^3 + 0.29a\rho - 0.34a\alpha - \\ & 0.28\alpha\rho - 0.05aX - 0.2\rho X - 0.38\alpha X - 0.34aY + 0.15\rho Y - 0.1\alpha Y + 1.4XY - 0.16a\alpha\rho + \\ & 0.05aX\rho - 0.05a\alpha X + 0.18X\alpha\rho - 0.09aY\rho + 0.05a\alpha Y + 0.06Y\alpha\rho + 0.08XYa + 0.05XY\rho - \\ & 0.1\alpha XY + 0.32a\rho^2 + 0.21\alpha a^2 + 0.06\alpha\rho^2 + 0.25a\alpha^2 + 0.08\rho\alpha^2 - 0.24Xa^2 + 0.03X\rho^2 + \\ & 0.18X\alpha^2 + 0.12aX^2 + 0.16\rho X^2 + 0.11\alpha X^2 + 0.13Ya^2 - 0.22Y\rho^2 + 0.13Y\alpha^2 - 0.7YX^2 - \\ & 0.47XY^2 + 0.15aY^2 + 0.03\rho Y^2 + 0.002\alpha Y^2 \end{aligned} \quad (IV.7)$$

Les surfaces de réponse, correspondantes aux fonctions polynomiales précédentes, sont illustrées sur la Figure IV.6. Les surfaces de réponse sont représentées en fonction de deux paramètres (a et ρ) tout en gardant les trois autres paramètres (X , Y et α) constants. Nous observons un comportement global similaire tout en ayant une différence de prédiction entre autres.

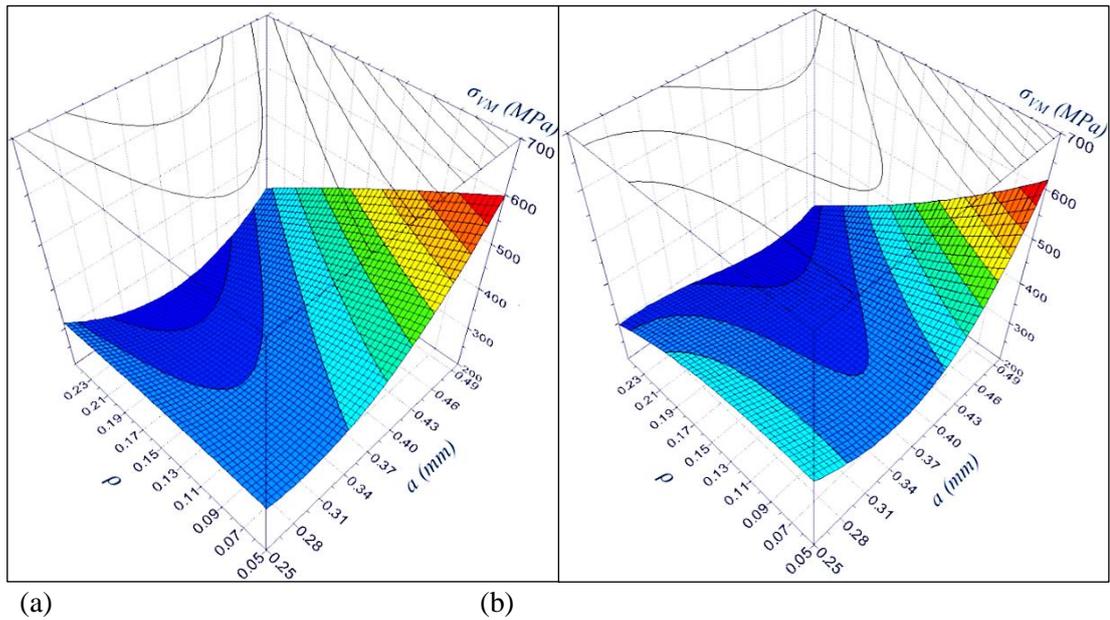


Figure IV.6. Surfaces de réponse en fonction a et ρ (avec $X=1.15$ mm, $Y=3.0$ mm et $\alpha=35^\circ$):

(a) polynôme de second degré, (b) polynôme de troisième degré

Les valeurs des réponses prédites par chaque surface de réponse sont tracées en fonction des valeurs des réponses données par les simulations numériques (Figure IV.7 et Figure IV.8). Nous pouvons constater une grande dispersion des résultats et une surestimation ou sous-estimation de la réponse réelle.

Afin de comparer la qualité de deux modèles, le coefficient de régression R^2 et l'erreur absolue moyenne (RMAE) sont calculés et présentés dans le Tableau IV.3.

Pour la surface de réponse quadratique (MSR2), R^2 est égale à 0.82 donc sa qualité de régression n'est pas appréciable.

La surface polynomiale de troisième degré (MSR3) montre un coefficient de régression égale à 0.93 et estimé de qualité ($R^2 > 0.9$).

Méta-modèle	RMAE	R^2
MSR2	50	0.82
MSR3	30	0.93

Tableau IV.3. Le coefficient de régression et l'erreur moyenne absolue de deux surfaces de réponse

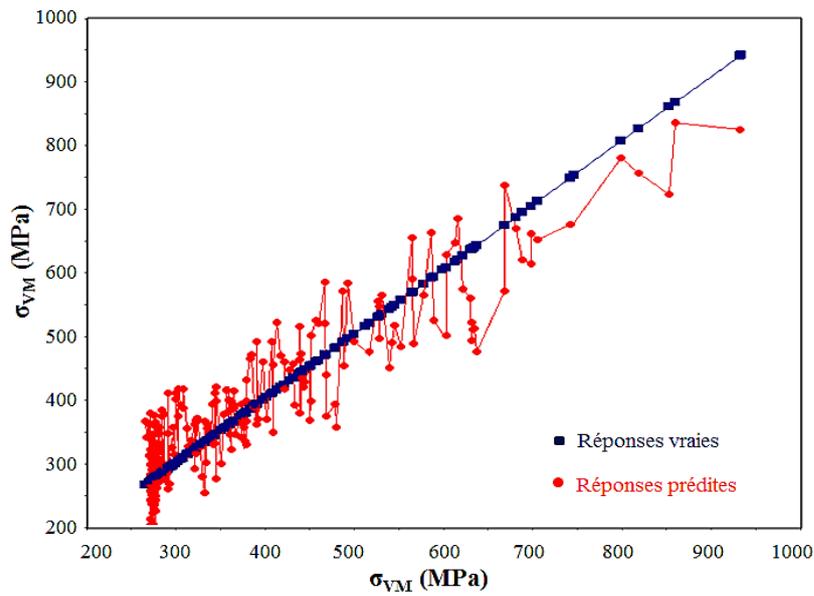


Figure IV.7. Les réponses prédites par la surface polynomiale de second degré en fonction des réponses vraies issues de la simulation numérique

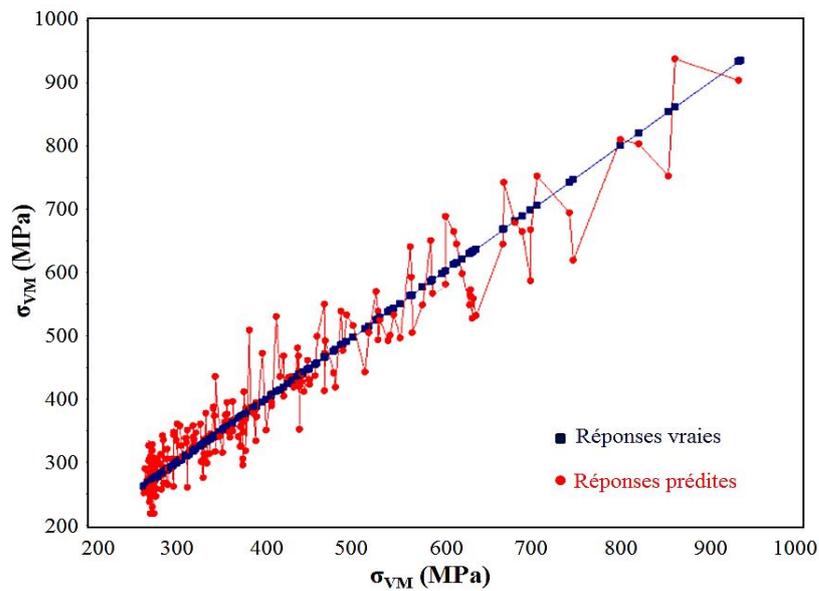


Figure IV.8. Les réponses prédites par la surface polynomiale de troisième degré en fonction des réponses vraies issues de la simulation numérique

Les structures soudées rencontrées dans l'industrie sont conçues avec des règles codifiées menant à de grandes marges de sécurité, de sorte que la probabilité de rupture soit très faible. Les surfaces de réponse polynomiales sont des solutions possibles pour évaluer les probabilités de défaillance mais ils ne sont pas applicables aux modèles à calculs exigeants et précis.

IV.2.2.2 -Interpolation par krigeage

Le krigeage est une méthode d'interpolation spatiale particulièrement adaptée à la réponse fortement non linéaire. Le comportement de krigeage est contrôlé par une fonction de covariance, appelée un variogramme, qui présente la manière dont varie la corrélation entre les valeurs de la fonction en différents points. Dans cette étude, le variogramme utilisé est du type gaussien. La relation qui relie le méta-modèle de krigeage avec la réponse des simulations numériques est la suivante :

$$y = \hat{y} + Z(X) \quad (IV.8)$$

où $Z(X)$ est supposé être un processus aléatoire gaussien de moyenne nulle.

Le méta-modèle, construit par krigeage et qui relie la variable de sortie σ_{VM} avec les paramètres d'entrée (a et ρ), est présenté par la Figure IV.9.

En observant la Figure IV.10, nous constatons que le méta-modèle de krigeage interpole parfaitement la réponse de la structure soudée aux endroits calculés par EF.

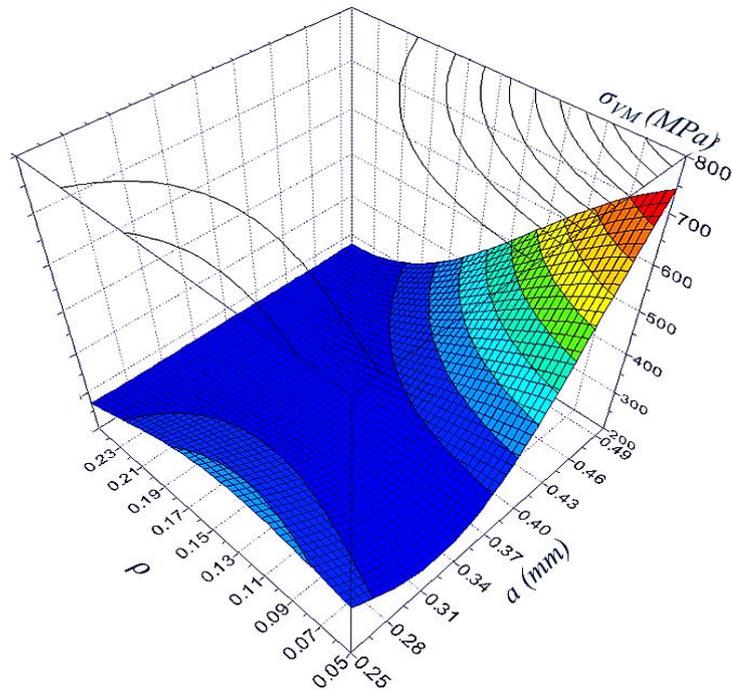


Figure IV.9. Interpolation par krigeage en fonction a et ρ (avec $X=1.15$ mm, $Y=3.0$ mm et $\alpha=35^\circ$)

La surface passe par tous les points donnés par les simulations numériques. Ce qui permet d'avoir un coefficient de régression de très bonne qualité et qui est égal à 1 (Tableau IV.4). L'erreur absolue moyenne (RMAE) calculée est très faible et presque égale à 0.

Méta-modèle	RMAE	R ²
Krigeage	1.504×10^{-14}	1

Tableau IV.4. Le coefficient de régression et l'erreur moyenne absolue de krigeage

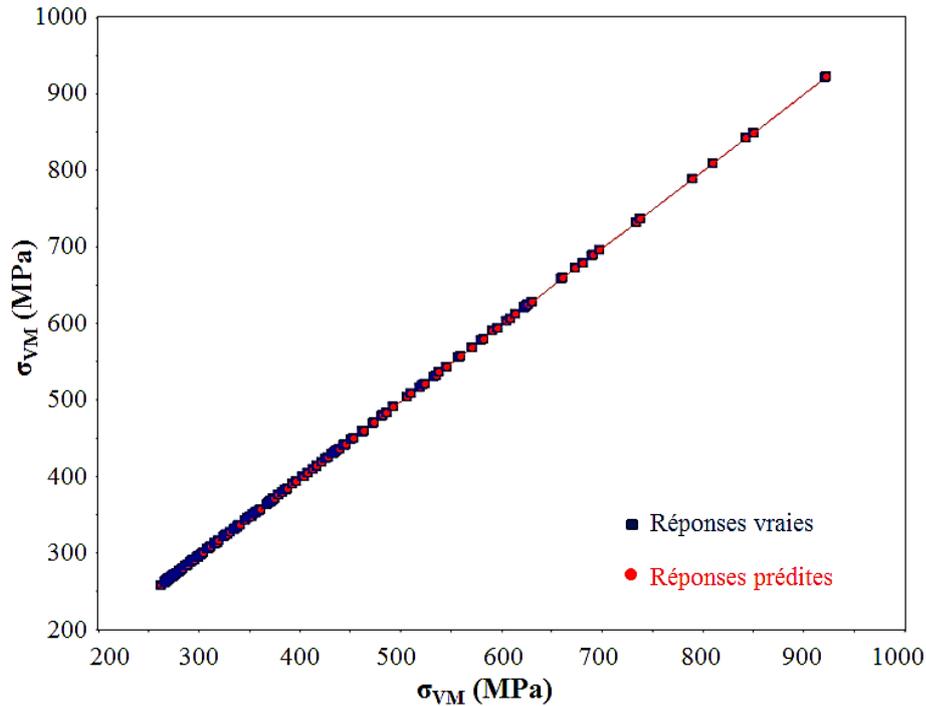


Figure IV.10. Les réponses prédites par la surface polynomiale de troisième degré en fonction des réponses vraies issues de la simulation numérique

En conclusion, pour les problèmes non-linéaires, les modèles de krigeage sont les plus précises. Le krigeage est également le plus flexible pour l'interpolation des points d'échantillonnage ou pour le filtrage des données bruitées.

Le modèle polynomial est le plus facile à construire et le plus clair en ce qui concerne la sensibilité des paramètres mais il est moins précis que le modèle de krigeage. Toutefois, les fonctions polynomiales n'interpolent pas les points d'échantillonnage et ils sont limités dans le choix de types des fonctions.

Dans ce chapitre, le méta-modèle choisi est le krigeage car il fournit une interpolation des points donnés par le plan d'expérience avec une incertitude très faible.

IV.3 - Fiabilité structurelle

IV.3.1 -Définition des modes de défaillance et fonctions de performance

Cette section illustre la construction du scénario de défaillance de la structure soudée en T, pour cela nous allons tout d'abord définir l'état limite au-delà duquel la structure n'est plus fiable. Pour notre structure étudiée, le mode de défaillance est établi en fonction de la présence de contraintes locales ou des déformations plastiques excessives autour du défaut, qui provoquent l'amorçage d'une fissure à la pointe du défaut et la rupture fragile. Ainsi, le scénario de défaillance est modélisé à l'aide d'une fonction de performance $G(X)$ où X est le vecteur des variables aléatoires.

Pour cette étude, deux types de modes de défaillance sont retenus. Le premier est utilisé dans le cas élastique, ce mode de défaillance consiste à contrôler la contrainte locale maximale autour du défaut. Si cette contrainte dépasse une contrainte critique σ_c , une rupture fragile peut se produire. La fonction de performance G_1 associé au scénario est :

$$G_1(X) = \sigma_c - \max(\sigma_{VM}(X)) \quad (IV.9)$$

Prenant en compte le comportement élasto-plastique du matériau, le deuxième mode de défaillance consiste alors à contrôler la déformation plastique maximale autour du défaut. Si la déformation plastique cumulée maximale ε_p dépasse une déformation critique ε_{pc} , une rupture fragile peut se produire. La fonction de performance G_2 associée au scénario est :

$$G_2(X) = \varepsilon_{pc} - \max(\varepsilon_p(X)) \quad (IV.10)$$

La contrainte critique σ_c et la déformation plastique critique ε_{pc} sont déterminées à partir de la valeur de la ténacité du matériau mesurée expérimentalement comme expliqué dans le chapitre 3.

Les propriétés mécaniques d'un matériau donné ne sont pas uniformes. Même si le matériau est du même type, il y a une grande dispersion entre les valeurs d'essai dans les mêmes conditions de tests. Par conséquent, la ténacité à la rupture doit être traitée comme une variable aléatoire. Sa distribution peut être obtenue en analysant les données d'essais, qui peuvent généralement montrer une distribution normale ou log-normale [131, 132]. Par conséquent, La contrainte critique σ_c et la déformation plastique critique ε_{pc} ne sont pas des constantes. Cependant, dans cette étude, nous supposons que ces deux paramètres sont des constantes par manque des essais expérimentaux. Le Tableau IV.5 présente les valeurs seuils de la contrainte et la déformation plastique déterminées dans le chapitre 3.

Matériau	Variable	Valeur
Acier S500MC	Contrainte critique σ_c	575 MPa
	Déformation plastique cumulée critique ε_{pc}	2.E-2

Tableau IV.5. Valeurs limites de la contrainte et la déformation plastique maximale

La démarche de l'analyse fiabiliste est illustrée par la Figure IV.11 :

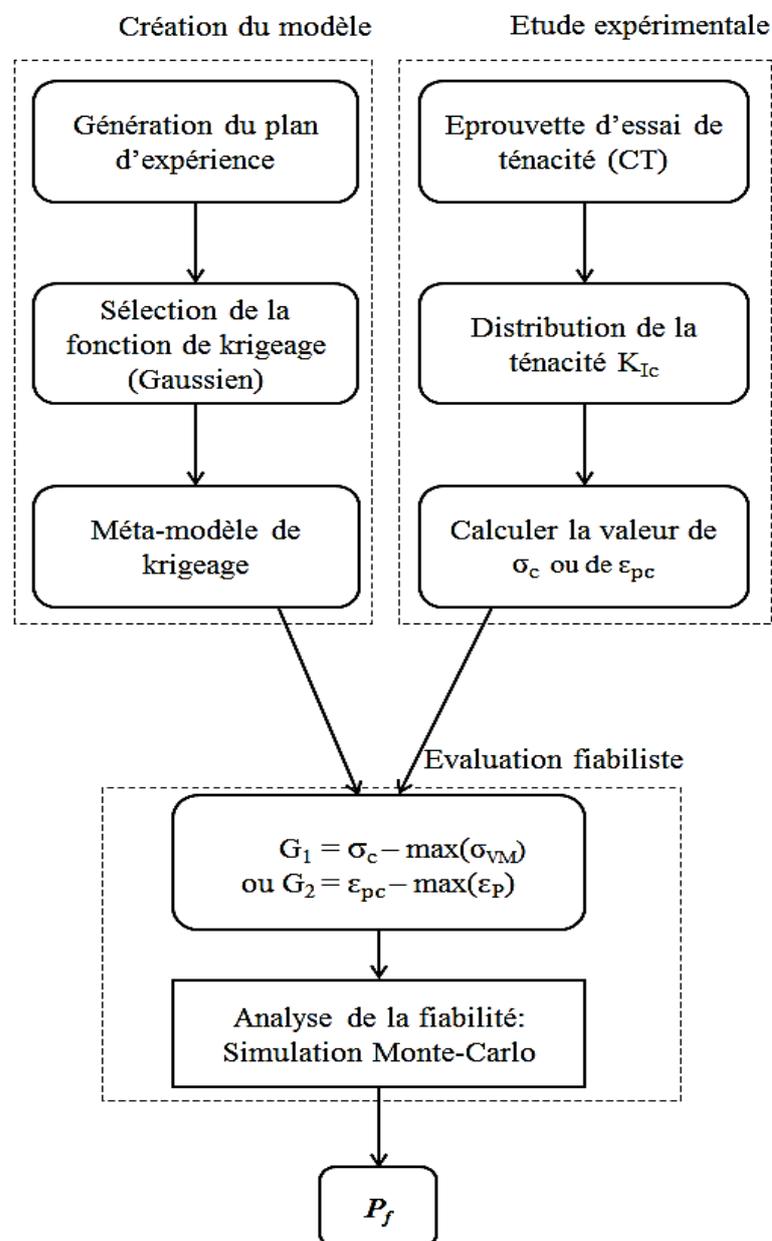


Figure IV.11. Démarche de l'analyse fiabiliste

IV.3.2 - Simulation de Monte-Carlo

L'évaluation de la fiabilité d'un modèle donné est réalisée à l'aide d'une simulation de Monte-Carlo. La construction du méta-modèle permet de calculer la fiabilité via l'utilisation de la simulation de Monte-Carlo. Cette méthode permet en effectuant un grand nombre de tirages aléatoires des paramètres d'entrée (taille, forme, position et orientation) suivant des lois de répartition statistiques identifiées d'estimer une répartition de la réponse du modèle. Pour chaque tirage, la contrainte (ou la déformation plastique) locale maximale aux pointes du défaut est calculée par l'expression du méta-modèle et comparée à la contrainte (ou la déformation plastique) critique déterminée à partir de la valeur de ténacité du matériau étudié.

La fiabilité de structure soudée est obtenue tout en divisant le nombre des points non défailants N_p (nombre des points de non-dépassement de l'état limite: $G(x)>0$) par le nombre total des tirages réalisés N_{MC} :

$$\text{Fiabilité (\%)} = \frac{N_p}{N_{MC}} \times 100 \quad (\text{IV.11})$$

Nous avons réalisé plusieurs calculs de la fiabilité pour différents nombres de tirages aléatoires. Les résultats de ces calculs montrent que la stabilité de la valeur de la fiabilité est obtenue à partir d'un nombre des 10000 itérations. Ainsi, le nombre N_{MC} est fixé à 10000 pour toute la procédure de calcul de la fiabilité d'une structure soudée en T.

En conclusion, les étapes de toute la démarche, proposée dans ce chapitre, sont présentées par le schéma suivant (Figure IV.12) :

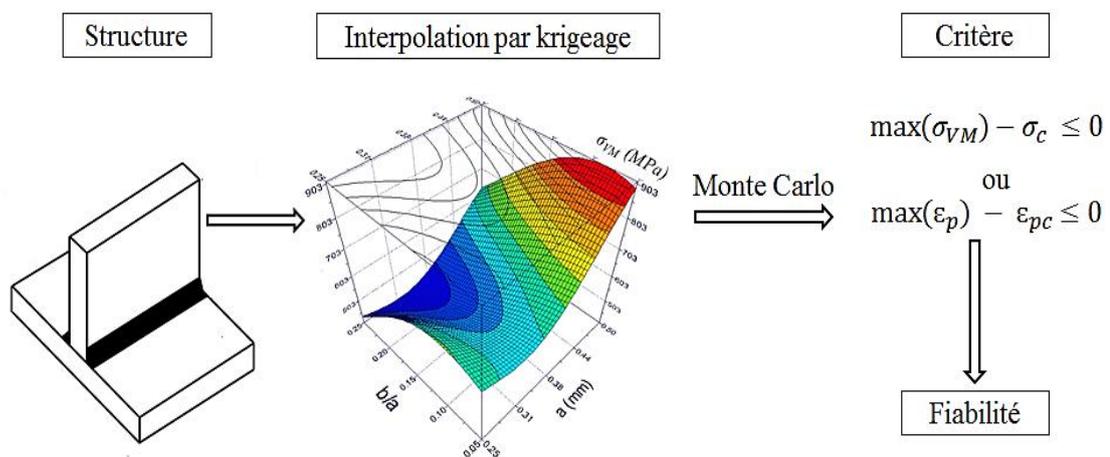


Figure IV.12. Démarche de l'approche fiabiliste proposée

IV.3.3 - Etude de sensibilité aux paramètres du défaut

Comme observé lors de l'étude déterministe du chapitre 3, la taille de la porosité ainsi que sa forme (rayon de courbure) influent sur le comportement de la structure soudée mais à partir d'une valeur critique. Afin de déterminer la valeur critique de chaque paramètre, nous avons réalisé une étude probabiliste à l'aide d'un tirage de Monte Carlo.

Une simulation de Monte-Carlo est réalisée pour la détermination de la contrainte maximale de Von Mises en fonction des différents paramètres aléatoires. Pour cela, la loi uniforme est attribuée à chaque variable aléatoire (Tableau IV.6).

	Variables	Distribution	Moyenne	Borne inf et sup
Tirage Monte-Carlo	X	Uniforme	1.15	[0.50, 1.80]
	Y	Uniforme	3.0	[0.50, 5.50]
	a	Uniforme	0.375	[0.25, 0.50]
	ρ	Uniforme	0.15	[0.05, 0.25]
	α	Uniforme	35.0	[25.0, 45.0]

Tableau IV.6.Simulation de Monte Carlo (loi uniforme)

La population de Monte-Carlo est illustrée par un nuage de points (Figure IV.13). En observant cette figure, les points sont dits négatifs lorsqu'il y a un dépassement de l'état limite ($G(X) < 0$), et positifs lorsqu'ils sont dans le domaine de sécurité ($G(X) > 0$). Cette illustration nous permet de conclure que si la longueur de défaut a est inférieure à 0.43 mm et son rayon de courbure ρ est supérieur à 0.15, la probabilité de défaillance est presque nulle.

L'analyse de sensibilité nous permet d'affiner l'intervalle de variation de deux paramètres aléatoires a et ρ . Ainsi, la taille ($a=0.43$ mm) est la taille critique de la porosité au-dessus de laquelle il y a un risque de défaillance de la structure soudée en T. Aussi, le rayon de courbure ($\rho=0.15$) est le rayon critique du défaut au-dessous de lequel il y a un risque d'une rupture fragile.

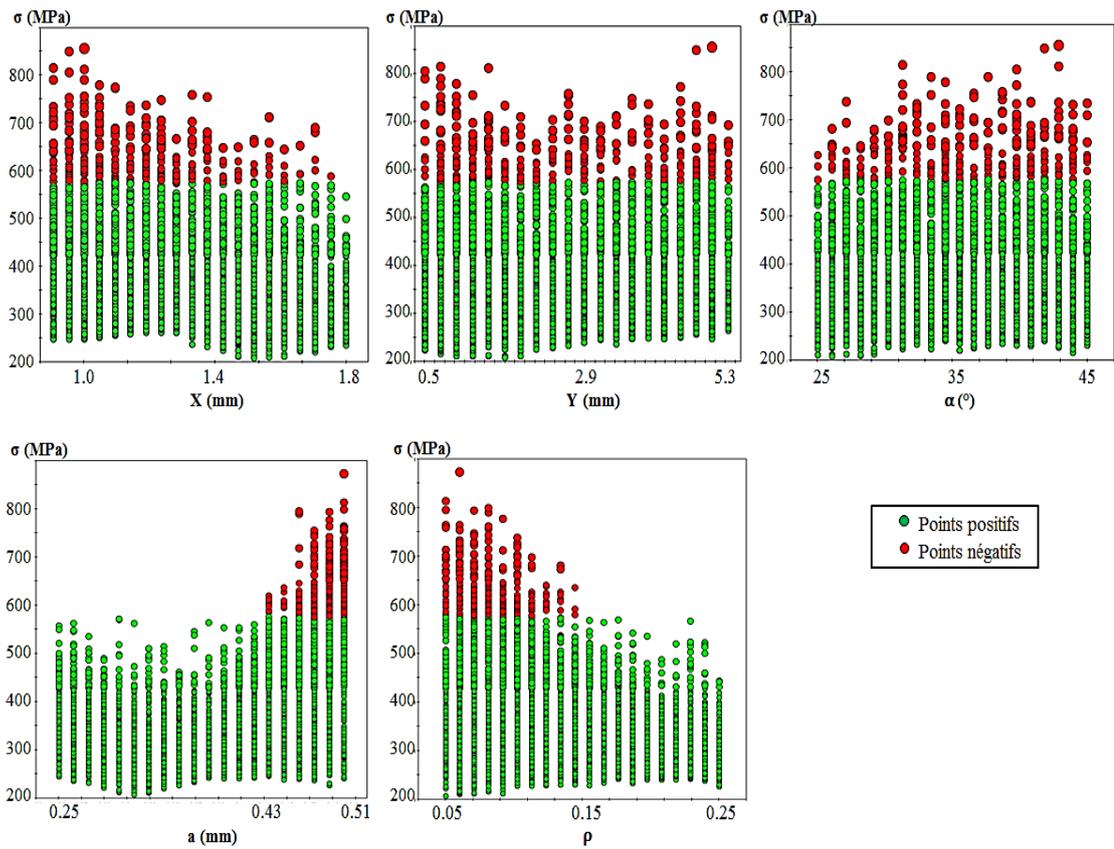


Figure IV.13. Sensibilité des variables aléatoires

Afin de mieux identifier l'influence de chaque paramètre d'entrée sur la réponse de la structure soudée, une analyse de sensibilité peut être effectuée à l'aide de la relation suivante [96]:

Pour le calcul élastique :

$$S_i = \frac{\partial G_1(X)}{\partial x_i} \tag{IV.12}$$

Pour le calcul élasto-plastique :

$$S_i = \frac{\partial G_2(X)}{\partial x_i} \tag{IV.13}$$

où x_i est le $i^{\text{ème}}$ paramètre d'entrée. Les résultats obtenus pour le deux modes de calcul (élastique et élasto-plastique) sont représentés sur la Figure IV.14.

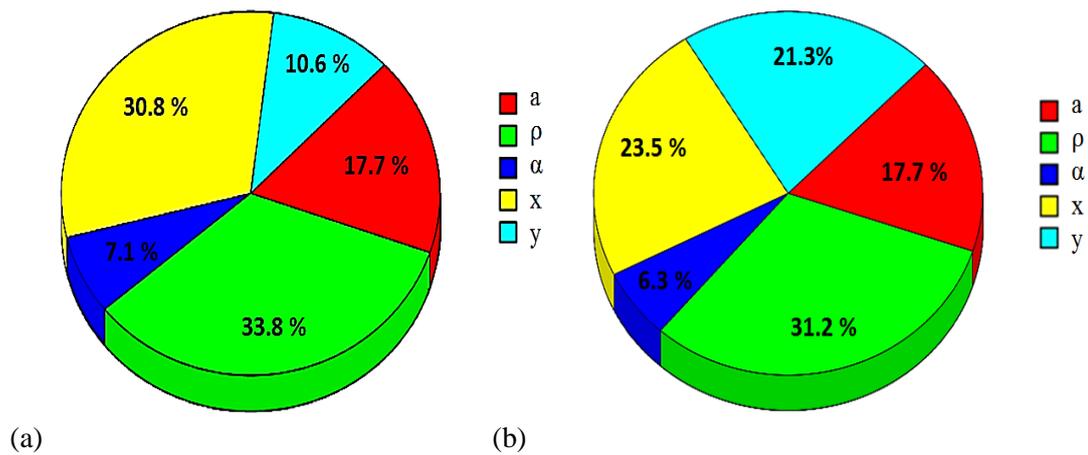


Figure IV.14. Résultat de l'analyse de la sensibilité des variables d'entrées :
 (a) calcul élastique, (b) calcul élastoplastique

Comme observé sur la Figure IV.14, les paramètres les plus influents sur la tenue mécanique de la structure liée à la présence d'une porosité sont la forme (rayon de courbure ρ) de la porosité et sa position suivant la direction horizontale X. Néanmoins, les deux modèles de comportement mécanique, élastique et élastoplastique, diffèrent sur l'influence du paramètre lié à la position verticale suivant Y de la porosité dans le cordon.

IV.4 - Application au cas d'étude théorique

Cette étude fiabiliste est appliquée sur une structure soudée en T contenant une porosité. La porosité est identifiée par sa position, sa taille, sa forme et son orientation, mais une incertitude persiste sur ses différents paramètres. Cette incertitude peut se justifier par des imprécisions de la méthode de mesure, l'aléatoire de l'observation de différents défauts constatés, etc. En effet, la méthode de mesure nous permet de mesurer la taille et la position d'une porosité qui est un critère nécessaire pour déterminer la tenue d'une structure soudée en sollicitation statique. Suivant la performance de la technique de contrôle utilisée, nous obtenons une mesure avec des incertitudes différentes. La Figure IV.15 nous montre des retassures et des micro-retassures analysées par deux techniques différentes : radioscopie numérique et radiographie [133]. Nous constatons que la radiographie a une meilleure résolution et 10 fois plus précise que la radioscopie numérique. Selon, Hairy et al. [133], les défauts de classe 1 (défauts de diamètre $D < 0.9\text{mm}$) peuvent échapper à la radioscopie.

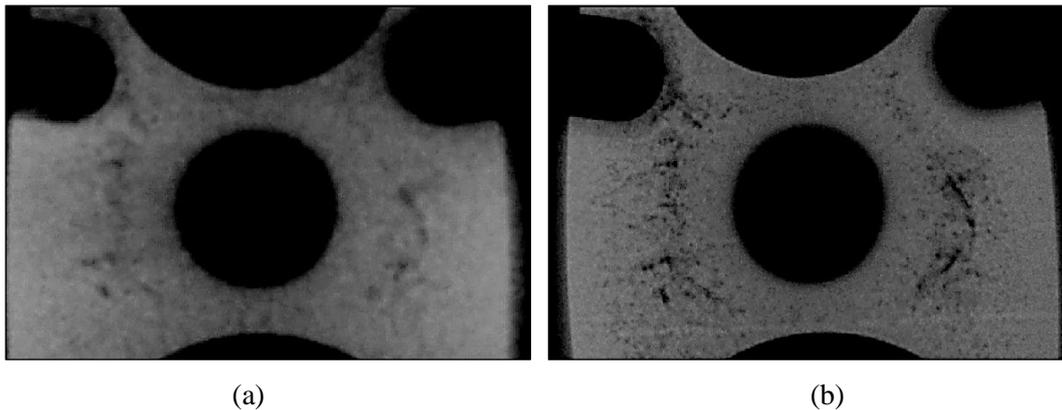


Figure IV.15 : (a) Image en radioscopie numérique (b) Image en radiographie [133]

Dans ce travail, nous étudions les défauts de classe 1 ($D \leq 1\text{mm}$). Ainsi, la radioscopie n'est pas une bonne solution pour effectuer l'inspection des défauts dans un cordon de soudure. Nous proposons donc deux techniques de contrôles plus sévères qui sont : la radiographie et la tomographie. La tomographie est la plus précise méthode ainsi les fabricants des tomographes ont annoncé une précision de l'ordre de $\pm 10\mu\text{m}$.

Lors d'une inspection, nous constatons la présence d'un défaut dans le cordon de soudure et exactement dans la zone de rupture identifiée précédemment. Les paramètres du défaut sont les suivants : $a = 0.4\text{ mm}$, $\rho = 0.15$, $X = Y = 1\text{ mm}$ et $\alpha = 45^\circ$. Ce défaut ne conduit pas à une rupture fragile de la structure soudée vu que la contrainte maximale calculée est égale à 285 MPa ($< \sigma_c$).

Nous supposons que nous avons réalisé l'inspection du défaut par deux techniques différentes. Les résultats de mesures de chaque méthode sont résumés dans le Tableau IV.7.

Paramètres du défaut	1 ^{ère} technique	2 ^{ème} technique
X	1.0 ± 0.2 mm	1.0 ± 0.1 mm
Y	1.0 ± 0.2 mm	1.0 ± 0.1 mm
a	0.4 ± 0.1 mm	0.4 ± 0.05 mm
ρ	0.15 ± 0.1	0.15 ± 0.05
α	$45 \pm 10^\circ$	$45 \pm 5^\circ$

Tableau IV.7. Incertitudes de mesure données par les deux techniques de contrôle

La deuxième technique de mesure utilisée est plus fine que la première. Nous voulons savoir si l'incertitude de mesure a une influence sur l'estimation de la probabilité de défaillance d'une structure soudée en T. Pour cela, nous allons appliquer la démarche mécano-fiabiliste pour chaque technique de mesure et calculer la probabilité de rupture.

IV.4.1 - Résultats de mesure par la 1^{ère} technique d'inspection

Dans notre étude, le couplage mécano-fiabiliste est mis en place pour résoudre des modèles avec une complexité à différents niveaux :

- L'état de comportement du matériau (élastique / élasto-plastique).
- Prise en compte ou non de la distribution des contraintes résiduelles.

IV.4.1.1 -Modèle de comportement élastique

Rappelons que le défaut aléatoire dans le cordon de soudure est définie par 5 variables aléatoires et que l'état limite est défini par la fonction suivante :

$$G_1(X) = \sigma_c - \max(\sigma_{VM}) \quad (IV.14)$$

ou $\sigma_c = 575$ MPa est la contrainte limite et $\max(\sigma_{VM})$ est la valeur maximale de la contrainte de Von Mises.

La taille de la population du Monte-Carlo est de 10000 points. La probabilité de défaillance P_f est calculée par la relation suivante :

$$P_f = P(\max(\sigma_{VM}) > \sigma_c) = 1 - F \quad (IV.15)$$

avec F est la fiabilité calculée de la structure soudée.

a) Sans introduction des contraintes résiduelles

La Figure IV.16 illustre le méta-modèle par krigeage donné pour une structure soudée avec un comportement élastique et sans prise en compte des contraintes résiduelles.

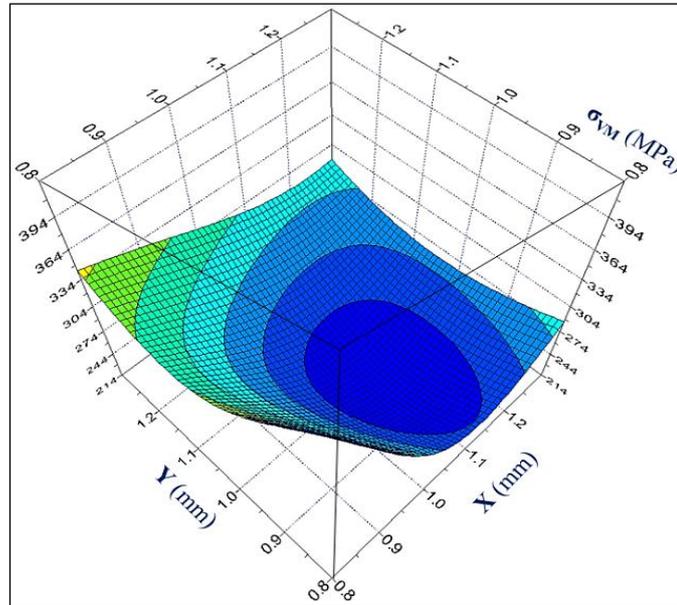


Figure IV.16 : Réponse de la structure: pour $a=0.4$ mm, $\rho=0.15$ et $\alpha = 45^\circ$

La Figure IV.17 illustre la densité de probabilité de la contrainte maximale de Von Mises.

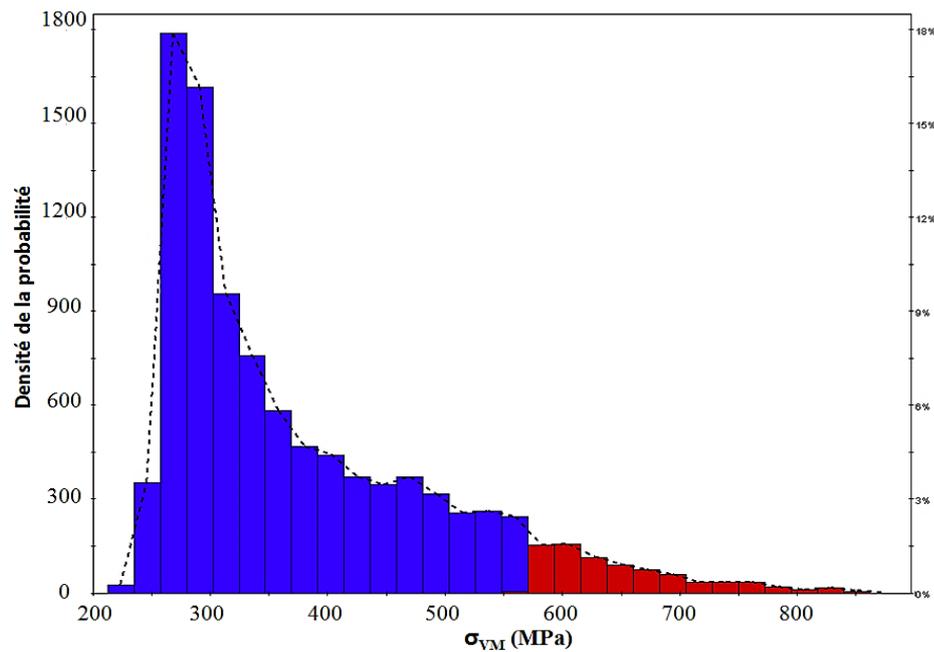


Figure IV.17. La densité de probabilité de la contrainte maximale de Von Mises

Le Tableau IV.8 résume les résultats donnés par cette méthode. Le scénario utilisé conduit à une probabilité de rupture de la structure soudée d'environ 8.28% (avec un intervalle de confiance de 95%).

	Itérations	Fiabilité	P_f
Monte-Carlo	10000	91.72 %	8.28 %

Tableau IV.8. Résultats de fiabilité pour le modèle de la structure en traction

b) Avec introduction des contraintes résiduelles

Maintenant, nous voulons déterminer l'influence de la présence des contraintes résiduelles sur la probabilité de défaillance de cette structure. Pour cela, on va introduire les contraintes résiduelles mesurées expérimentalement dans le modèle numérique et réaliser la même démarche mécano-fiabiliste proposée. La Figure IV.18 illustre le méta-modèle par krigeage donné pour une structure soudée avec un comportement élastique et prise en compte des contraintes résiduelles.

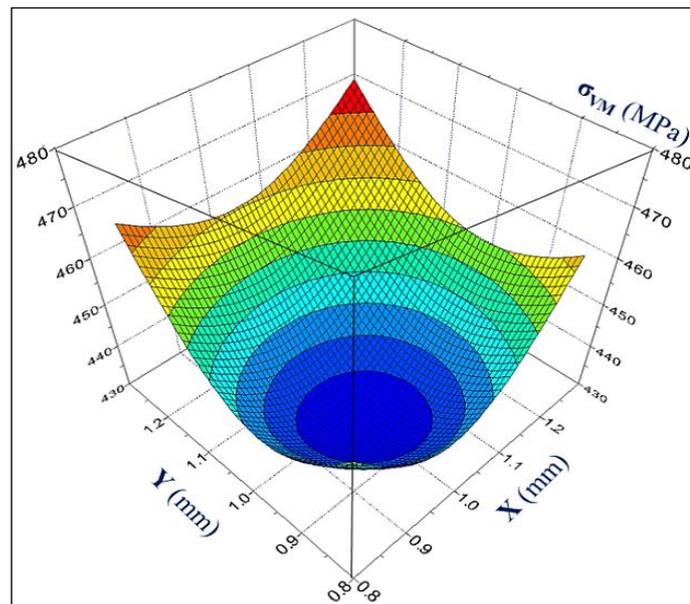


Figure IV.18 : Réponse de la structure : pour $a=0.4$ mm, $\rho=0.15$ et $\alpha = 45^\circ$

La Figure IV.19 illustre la densité de probabilité de la contrainte maximale de Von Mises.

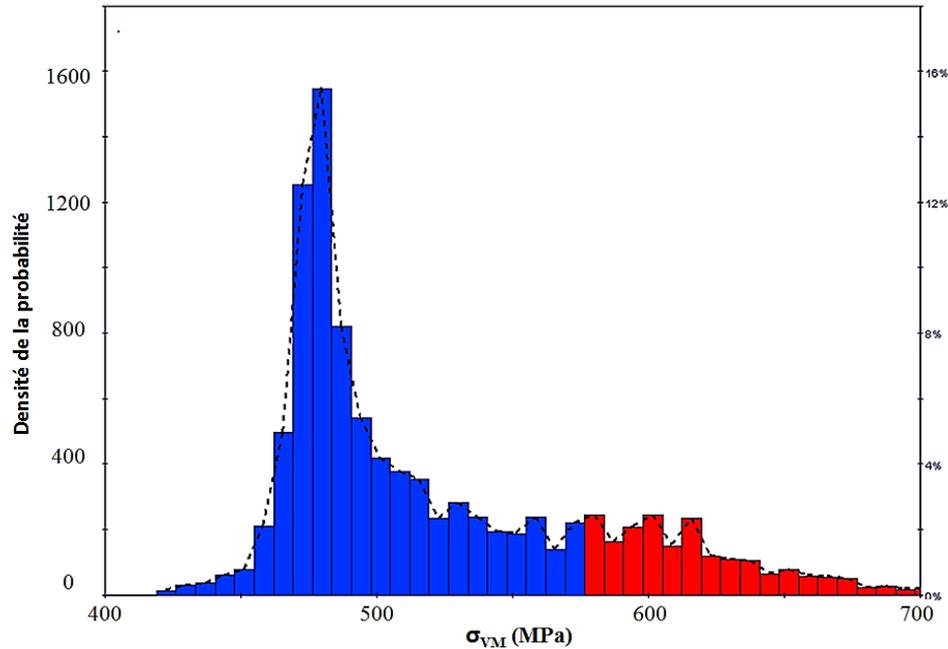


Figure IV.19. La densité de probabilité de la contrainte maximale de Von Mises

Le scénario utilisé conduit à une probabilité de défaillance de la structure soudée de 22.21% (avec un intervalle de confiance de 95%) comme présenté sur le Tableau IV.9.

	Itérations	Fiabilité	P_f
Monte-Carlo	10000	77.79 %	22.21 %

Tableau IV.9. Résultats de fiabilité pour le modèle de la structure en traction

IV.4.1.1 -Modèle de comportement élasto-plastique

Le matériau est considéré élasto-plastique. Rappelons que l'état limite est défini par la fonction suivante :

$$G_2(X) = \varepsilon_{pc} - \max(\varepsilon_p) \quad (\text{IV.16})$$

ou $\varepsilon_{pc} = 2.10^{-2}$ est la déformation limite et $\max(\varepsilon_p)$ est la valeur maximale de la déformation plastique cumulée.

La Figure IV.20 illustre le méta-modèle par krigeage pour une structure soudée avec un comportement élasto-plastique.

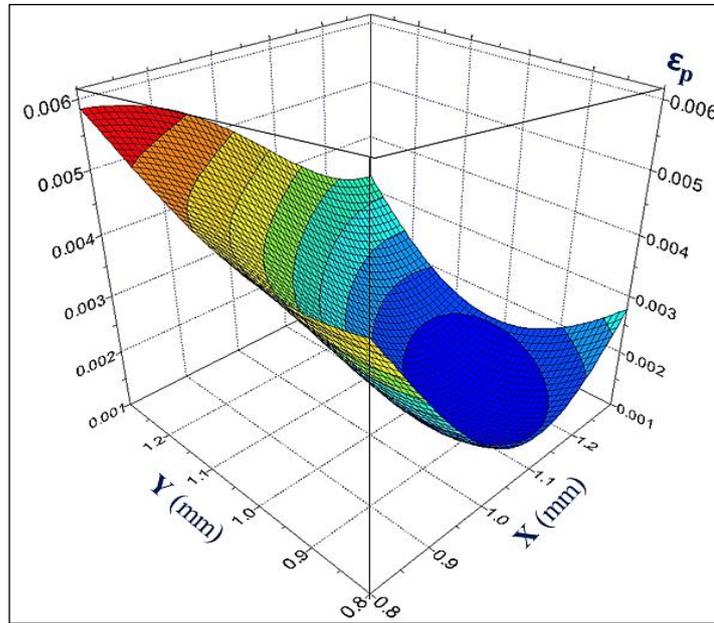


Figure IV.20 : Réponse de la structure : pour $a=0.4$ mm, $\rho=0.15$ et $\alpha = 45^\circ$

La Figure IV.21 illustre la densité de probabilité de la déformation plastique cumulée maximale.

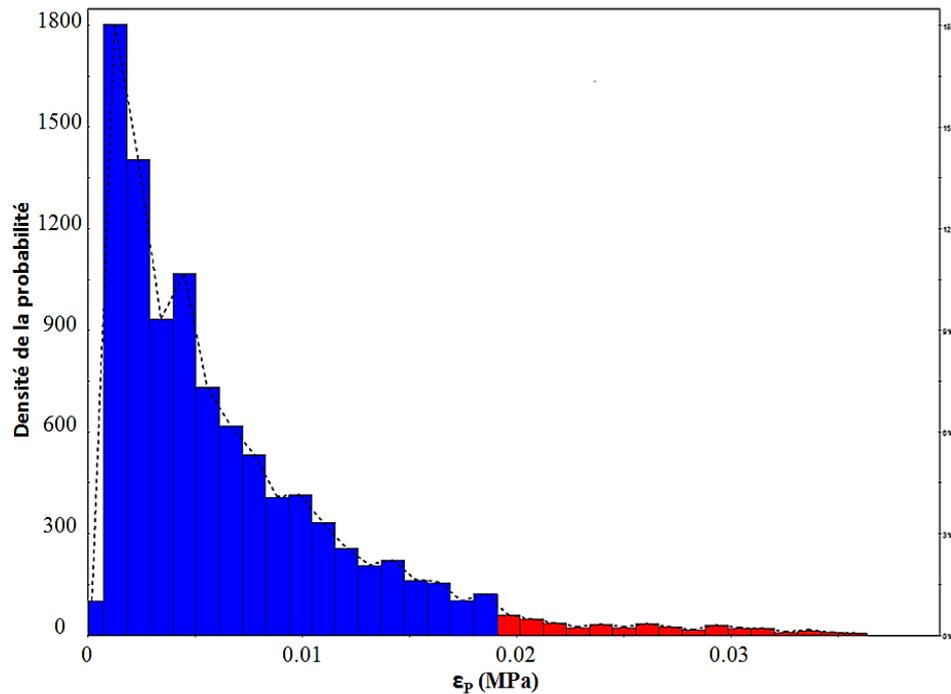


Figure IV.21 La densité de probabilité de la déformation plastique maximale

Le scénario utilisé conduit à une probabilité de rupture fragile de la structure soudée d'environ 4.2% (avec un intervalle de confiance de 95%) comme il est indiqué sur le Tableau IV.10.

	Itérations	Fiabilité	P_f
Monte-Carlo	10000	94.9%	5.1%

Tableau IV.10. Résultats de fiabilité pour le modèle de la structure en traction

IV.4.2 - Résultats de mesure par la 2^{ème} technique d'inspection

Nous avons appliqué la même démarche mécano-fiabiliste à l'aide des mesures obtenues par la technique de contrôle la plus précise pour les trois cas d'étude :

- Structure soudée avec un comportement élastique et sans contraintes résiduelles,
- Structure soudée avec un comportement élastique et en introduisant les contraintes résiduelles,
- Structure soudée avec un comportement élasto-plastique.

Pour ces trois cas d'étude, nous avons trouvé une probabilité de rupture de la structure soudée de 0%. Ce qui nous permet de conclure que l'incertitude permet de certifier que la pièce est acceptable.

Le tableau IV.11. résume les résultats obtenus par les deux techniques d'inspection du défaut :

	1^{ère} technique	2^{ème} technique
Comportement élastique et sans contraintes résiduelles	$P_f = 8.28 \%$	$P_f = 0 \%$
Comportement élastique et avec contraintes résiduelles	$P_f = 22.21 \%$	$P_f = 0 \%$
Comportement élasto-plastique	$P_f = 5.1 \%$	$P_f = 0 \%$

Tableau IV.11. Comparaison des résultats de fiabilité pour les deux techniques

IV.5 - Conclusion

La méthode numérique probabiliste proposée est conduite à l'aide d'un code élaboré sous OpenTURNS couplé au code ABAQUS pour estimer la fiabilité d'une structure soudée en T contenant un défaut aléatoire.

L'étude mécano-fiabiliste basée sur la simulation de Monte Carlo nous permet de résoudre le problème de fiabilité de la structure avec prise en compte des variabilités liées aux paramètres de la porosité (taille, position, forme et orientation). Afin d'évaluer la probabilité de défaillance, une fonction d'état limite est proposée. Cette fonction est basée sur la ténacité critique de l'acier S500MC déterminée expérimentalement.

Cette démarche mécano-fiabiliste est appliquée aux cas d'étude théorique pour déterminer l'influence des incertitudes de mesure données par différentes techniques d'inspection sur l'estimation exacte de la fiabilité d'une structure soudée. Deux techniques de mesure sont proposées, l'une possède une résolution d'image 2 fois plus fine que l'autre. Nous constatons que ces deux techniques nous donnent des probabilités de rupture très éloignées pour les mêmes valeurs moyennes des paramètres du défaut. Ainsi, la technique de contrôle influe fortement sur l'estimation de la probabilité de rupture d'une structure soudée. Plus la technique est sévère plus le résultat donné est proche de la réalité.

CONCLUSIONS ET PERSPECTIVES

CONCLUSIONS ET PERSPECTIVES

Plusieurs structures de l'industrie sont assemblées à l'aide du soudage. Dans cette thèse, nous nous intéressons aux soudures bout-à-bout et principalement aux soudures en T réalisées par le procédé MIG. Lors de soudage de phénomènes métallurgiques, thermiques et mécaniques sont observés. Ces phénomènes peuvent provoquer la formation des porosités dans le cordon de soudure, le développement des contraintes résiduelles et par conséquent la rupture fragile de la structure.

L'objectif est d'étudier la probabilité de rupture fragile des structures soudées en T d'épaisseur 10 mm. Dans notre étude, la probabilité d'amorçage d'une fissure dépend de champ des contraintes à la pointe d'une porosité elliptique. Ainsi, la ténacité à rupture d'une structure soudée est liée à la géométrie du défaut, le champ des contraintes résiduelles et le type de chargement. Afin de bien évaluer l'intégrité de ces structures, il est nécessaire de prendre en compte tous les phénomènes introduits par le procédé de soudage dans les simulations numériques. Ce travail suit la démarche suivante :

- Caractérisation expérimentale des aciers à haute limite d'élasticité (HLE) avant et après soudage.
- Adoption d'un caractère d'amorçage de fissure autour du défaut : une contrainte critique ou une déformation plastique critique au-dessus de laquelle il ya une rupture fragile.
- Application d'une méthode de couplage mécano-fiabiliste permettant d'estimer la probabilité de rupture d'une structure soudée contenant une porosité aléatoire détectée lors d'une inspection.

Tout d'abord, nous avons réalisé des essais de traction statiques pour identifier le comportement élasto-plastique du métal de base et de la soudure. Ensuite, nous avons effectué des essais de traction CT à l'aide des éprouvettes entaillées afin de déterminer la ténacité critique du matériau. Grâce à des analyses micrographiques, nous avons constaté que la plus petite taille des grains ferritique est observée dans la zone fondue et la plus grande est observée autour de la porosité. Les mesures de la micro-dureté nous montrent que la zone fondue est la plus dure et la zone autour du défaut est la moins dure. Ceci est dû à l'effet thermique du soudage sur les grains du matériau. Ainsi, nous constatons une relation entre la taille des grains ferritique et la dureté mesurée dans chaque zone. Une caractérisation du module d'Young dans les différentes zones de la soudure est aussi réalisée.

De plus, nous avons mesuré le champ de contraintes résiduelles sur la totalité de la surface d'une structure soudée. Pour ce faire, nous avons choisi la méthode des contours. Cette méthode est basée sur la relaxation des contraintes après la découpe du cordon soudé par électroérosion. Nous avons mesuré les déplacements sur la surface coupée par MMT pour la soudure bout-à-bout et par laser pour la soudure en T. Après traitement et filtrage, nous avons imposé ces déplacements aux nœuds du modèle par éléments finis. La sortie du problème numérique est le champ de contraintes résiduelles normales à la surface de découpe. Ensuite, les mesures effectuées par la méthode des rayons X nous ont permis de valider la fiabilité de la méthode des contours. En effet, les résultats donnés par les deux méthodes de mesure sont assez proches.

Nous avons proposé un modèle numérique en 2D capable de prendre en compte les différents phénomènes physiques engendrés par le procédé de soudage MIG. Tout d'abord, nous avons introduit la loi de comportement statique du métal de base et du métal fondu. Ensuite, nous avons développé une méthode d'introduction des contraintes résiduelles dans le code de calcul par éléments finis. Cette méthode consiste à imposer les contraintes, mesurées par la méthode des contours, aux points de Gauss du modèle numérique. Elle est basée sur le principe d'interpolation bilinéaire. Ce modèle numérique nous a permis d'identifier la sollicitation admissible dans une structure soudée en T en fonction de différents paramètres tels que la géométrie, le modèle de comportement, le défaut et les contraintes résiduelles. Ainsi, nous avons déterminé la zone de la rupture dans un cordon de soudure.

Dans le contexte de la fiabilité de ces structures, les effets des paramètres d'un défaut dans le cordon de soudure doivent être pris en compte lors du calcul de la probabilité de défaillance. Nous avons donc proposé une démarche mécano-fiabiliste basée sur des simulations de Monte-Carlo. L'utilisation combinée de technique d'échantillonnage statistique avec un critère de rupture adéquat permet d'estimer la probabilité d'amorçage d'une fissure à la pointe d'une porosité elliptique.

Dans la continuité des travaux de cette thèse, plusieurs propositions d'améliorations sont envisageables :

- Validation du critère d'amorçage de fissure proposé sur un cas d'étude industriel,
- Réalisation d'un modèle numérique tridimensionnelle de la structure soudée en T,
- Prise en compte de l'effet thermique dans la simulation numérique du cordon de soudure,
- Validation de l'étude numérique pour plusieurs modes de chargement.

REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- [1] : CETIM S. (Ed.) : Mécano-soudage, Fabrication. [S.l.], Centre technique des industries mécaniques, France (1983).
- [2] : Lancaster J. : Metallurgy of welding, 4th edition, Allen and Urwin, London (1987).
- [3] : Svensson L. : Control of microstructures and properties in steel arc welds, CRC Press Inc., Boca Raton, Florida (1994).
- [4] : Bhadeshia H.K.D.H. : Some Phase Transformations in Steel, Materials Science and Technology, Vol. 15 pp 22–29 (1999).
- [5] : Carbon Equivalent : <http://www.leonghuat.com/articles/carbon%20equivalent.html>, (2011).
- [6] : Thomas R.D. : Submerged-Arc Welding of HSLA Steel for Low-Temperature Services, Metal Progress, Vol. 111 No. 4, pp 30-36 (1977).
- [7] : Zahouane A.I. : Fatigue des joints soudés hétérogènes: Rôle des contraintes résiduelles et aspects métallurgiques. pp 294. Thèse de doctorat: Université de Paris-Sud (1988).
- [8] : The Procedure Handbook of Arc Welding : The Lincoln Electric Company, Cleveland, Ohio (1995).
- [9] : Francis J.A., Bhadeshia H., Withers P.J. : Welding residual stresses in ferritic power plant steels. Materials Science and technology, 23(9): pp 1009-1020 (2007).
- [10] : Granjon H. : Bases métallurgiques du soudage. Publication de la soudure autogène (1989).
- [11] : Saint-Germain B. : Etude expérimentale et numérique des distorsions de structures mécano-soudées. Thèse de doctorat: Centrale Paris (2006).
- [12] : Welding handbook : Welding technology, 8th ed, vol. 1. American Welding Society, 550 NW Le Jeune Road Miami (1991).
- [13] : Selected ASTM Standards for Metallurgy Students. American Society for Testing and Materials, Philadelphia, Pa (1965).
- [14] : Lieurade H.P. : Effect of residual stresses and stress ratio on the fatigue strength of welded components. Welding In The World, v: 26 n:7-8, pp 158-187 (1988).
- [15] : ASM International : Mechanical Testing and Evaluation, in: ASM Handbook, Materials Park, Ohio, Vol. 8, pp 596-604 (2000).
- [16] : Farrar R.A., Harrison P.L. : Acicular Ferrite in Carbon-Manganese Weld Metals: An Overview, Journal of Materials Science, Vol. 22 No. 11, pp 3812-3820 (1987).
- [17] : Metals handbook : Welding, brazing and soldering, vol. 6. Ohio: ASM Int Metals Park (1995).
- [18] : <http://fr.slideshare.net/djhelliweld/welding-defects?related=5>
- [19] : Schwartz Ch. : Automatic Evaluation of Welded Joints Using Image Processing on Radiographs. Conference Proceedings American Institute of Physics, vol 657(1) pp 689-694. (2003).

- [20] :Anuncia S.M., Saravanan R. : Non-destructive testing using radiographic images – A survey Insight: Non-Destructive Testing and Condition Monitoring, 48 (10), pp 592–597 (2006).
- [21] : Hayes C. : ABC's of nondestructive weld examination Weld, 76 (5), pp 46–51 (1997).
- [22] :<http://cietang.com/index.php/cie/gammagraphie>
- [23] :Yahia N.B., Belhadj T., Brag S., Zghal A. : Automatic detection of welding defect using radiography with a neural approach. Procedia Engineering 10, 671-679 (2011).
- [24] :Wu C.S., Gao J.Q., Zhao Y.H. : A neural Network For Weld Penetration Control In Gas Tungsten Arc Welding, ActaMetallurgicaSinica, (2006).
- [25] :Pilkey W.D. : Peterson's Stress Concentration Factors, Wiley, New York, (1997).
- [26] : Neuber H. : Theory of Stress Concentration for Shear Strained Prismatic Bodies with Nonlinear Stress–Strain Law, J. Appl. Mech., Vol. 28, Ser. E, No. 4., pp 544–550 (1961).
- [27] : Withers P.J., Webster P.J. : Neutron and synchrotron x-ray scanning. Strain, 37(1): pp 9–33, (2001).
- [28] : Kenneth Easterling : Introduction to The Physical Metallurgy of Welding, ISBN:0-408-01352-4 (1983).
- [29] :Heindlhojfer K. : Evaluation of residual stress. Published by McGraw - Hill, New York, (1948).
- [30] :Gunnert R. : Measuring of residual stresses and strains. Document No: X-286-62-0E, National Institute of Welding (1962).
- [31] :Kandil F., Lord D., Fry A. : A review of residual stress measurement methods A guide to technique selection. pp 1-42NPL Report, Teddington (2001).
- [32] : Withers P.J., Turski M., Edwards L., Bouchard P.J., Buttle D.J. : Recent advances in residual stress measurement. International Journal of Pressure Vessels and Piping, 85(3): pp 118-127 (2008).
- [33] : James M.R., : Introduction, in Handbook of Measurement of Residual Stresses, J. Lu, Editor. The Fairmont Press: Lilburn, GA. p. 1-4, (1996).
- [34] : Hilson G., Simandjuntak S., Flewitt P.E.J., Hallam K.R., Pavier M.J., Smith D.J. : Spatial variation of residual stresses in a welded pipe for high temperature applications. International Journal of Pressure Vessels and Piping, 86(11): pp 748-756 (2009).
- [35] :Montay G. : Détermination des contraintes résiduelles par la méthode du trou incrémental. pp 164. Thèse de doctorat: UTT (2001).
- [36] : Broussard J., Crooker P. : NRC/EPRI Residual Stress Validation Program Phase 1 - Experimental Specimen Modeling and Measurement in P.V.A.P. Conference (ed), Baltimore, Maryland, USA (2011).
- [37] :Taylor N., Faigy C., Gilles P. : Assessment of Dissimilar Weld Integrity: Final Report of the NESC-III Project (2006).
- [38] : Deng D., Kiyoshima S., Ogawa K., Yanagida N., Saito K. : Predicting welding residual stresses in a dissimilar metal girth welded pipe using 3D finite element model with a simplified heat source. Nuclear Engineering and Design, 241(1): pp 46-54 (2011).

- [39] : DeWald A. Z, Hill M.R. : Residual Stress in a Thick Steel Weld Determined Using the Contour Method, University of California, Davis report for Los Alamos National Laboratory Contract 32390-001-01-49 (2001).
- [40] : Francis J.A., Mark A.F., Turski M., Bate S.K., Hofmann M., Withers P.J. : A Comparison of Residual Stresses in Single-Pass and Multipass SA508 Steel Welds. Proceedings of the Asme Pressure Vessels and Piping Conference, Vol 6, Pts A and B: 1415-1423 (2010).
- [41] :Tiitto S. : Magnetic Methods, in Handbook of Measurement of Residual Stresses, J. Lu, Editor, Fairmount Press. pp 45 (1996).
- [42] : Hashimoto T., Okano S., Hirano S., Mochizuki M., Nishimoto K. : Residual Stress by X-Ray Diffraction and Microstructure for multi-pass Girth Welded Pipe Joint in Austenitic Stainless Steel Type 316L. Pressure Vessels and Piping Conference, Baltimore, Maryland, USA (2011).
- [43] :Monin V.I., Gurova T., Castello X., Estefen S.F. : Analysis of Residual Stress State in Welded Steel Plates by X-Ray Diffraction Method. Reviews on Advanced Materials Science, 20(2): pp 172-175 (2009).
- [44] : Yaghi A.H., Hyde T.H., Becker A.A., Sun W., Hilson G., Simandjuntak S., Flewitt P.E.J., Pavier M.J., Smith D.J. : A Comparison Between Measured and Modeled Residual Stresses in a Circumferentially Butt-Welded P91 Steel Pipe. Journal of Pressure VesselTechnology, 132: pp 1-10 (2010).
- [45] : Maras A. : Etude expérimentale et numérique des contraintes résiduelles dans des structures à double gradient de contraintes. pp 168. Thèse de doctorat: Université de Technologie de Troyes (2010).
- [46] : Withers P.J. : Residual stress and its role in failure. Reports on Progress in Physics, 70: pp 2211-2264 (2007).
- [47] : Kerr M., Rudland D.L., Prime M.B., Swenson H., Buechler M.A., Clausen B. : Characterization of a Plate Specimen from Phase I of the NRC/EPRI Weld Residual Stress Program. Pressure Vessels and Piping Conference, Baltimore, Maryland, USA (2011).
- [48] : Ogawa K., Deng D., Kiyoshima S., Yanagida, N., Saito K. : Investigations on welding residual stresses in penetration nozzles by means of 3D thermal elastic plastic FEM and experiment. Computational Materials Science, 45(4): pp 1031-1042 (2009).
- [49] : Prime M.B. : Cross-Sectional Mapping of Residual Stresses by Measuring the Surface Contour After a Cut. Journal of Engineering Materials and Technology, 123: pp 162-168 (2001).
- [50] :Bueckner H.F. : The propagation of cracks and the energy of elastic deformation. Transactions ASME, 80: pp 1225-1230 (1958).
- [51] : Pagliaro P. : Mapping Multiple Residual Stress Components Using the Contour Method and Superposition, Ph.D. Dissertation, Università degli Studi di Palermo, Palermo (2008).
- [52] : Prime M.B., Kastengren A.L. : The Contour Method Cutting Assumption: Error Minimization and Correction, Experimental and Applied Mechanics, Volume 6, T. Proulx, ed., Springer New York, pp 233-250 (2011).

- [53] :DeWald A.T., Hill M.R. : Residual Stress in a Thick Steel Weld Determined Using the Contour Method. (2001).
- [54] : Zhang Y., Ganguly S., Edwards L., Fitzpatrick M. E. : Cross-sectional mapping of residual stresses in a VPPA weld using the contour method. *Acta Materialia*, 52(17): pp 5225-5232 (2004).
- [55] :Prime M.B., Sebring R.J., Edwards J.M., Hughes D.J., Webster P.J.: Laser Surface-Contouring and Spline Data-Smoothing for Residual Stress Measurement. *Experimental Mechanics*, 44(2): pp 176-184 (2004).
- [56] :Murugan N., Narayanan R. : Finite element simulation of residual stresses and their measurement by contour method. *Materials and Design*, vol. 30, no 6, pp 2067-2071 (2009).
- [57] : Prime M.B. : Residual stresses measured in quenched HSLA-100 steel plate. SEM Annual Conference and Exposition on Experimental and Applied Mechanics. pp 1961-1967. Bethel (CT) USA : Society for Experimental Mechanics. Portland (2005).
- [58] :Dong P.: Length scale of secondary stresses in fracture and fatigue. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, 85(3): pp128–143 (2008).
- [59] :Kartal M.E., Liljedahl C.D.M., Gungor S., Edwards L., Fitzpatrick M.E. : Determination of the profile of the complete residual stress tensor in a VPPA weld using the multi-axial contour method. *Acta Materialia*, vol. 56, no 16, pp 4417-4428 (2008).
- [60] :Turski M., Lyndon E., Jon J., Peter J.B., Mike S., Philip J.W. : Residual stress measurement within a single pass groove weld specimen utilising neutron diffraction and the contour method . In ASME PVP2006/ICPVT-11 Conference. pp 9. New York (USA): American Society of Mechanical Engineers. Vancouver (2006).
- [61] :Nasri H., Jacques L., et Henri C. : Usage of the contour method in measuring residual stress in welding and peen-welding applications. In IASTED Asian Conference on Modelling and Simulation. pp 89-95. Acta Press. Beijing (2007).
- [62] : Thibault, Denis, Philippe Bocher, Marc Thomas : Residual stress and microstructure in welds of 13%Cr-4%Ni martensitic stainless steel. *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 209, no 4, pp 2195-2202 (2009).
- [63] : Hill M.R. : Determination of residual stress based on the estimation of eigenstrain. PhD thesis, Stanford University (1996).
- [64] : Ceretti M. : Apport de la diffraction des neutrons à l'analyse des contraintes internes. HDR, Université de Paris Sud (2004).
- [65] :Toribio J., Elices M. : Influence of residual stresses on hydrogen embrittlement susceptibility of prestressing steels. *International Journal of Solid Structures*, 28(6): pp 791–803 (1991).
- [66] :Toribio J., Kharin V. : Effect of residual stress-strain profiles on hydrogen-induced fracture of prestressing steel wires. *Materials Science*, 42(2): pp 263–271 (2006).
- [67] : Anderson T.L. : Fracture mechanics: fundamentals and applications. CRC press (2005).
- [68] : Curry D.A. : Cleavage micromechanisms of crack extension in steels. *Metal Science*, 14: pp 319–326 (1980).

- [69] :Irwin G.R. : Analysis of Stresses and Strains Near the End of a Crack Traversing a Plate. Journal of Applied Mechanics, Vol. 24, pp 361-364 (1957).
- [70] :Griffith A.A.: The phenomena of rupture and flow in solids. Philosophical Transactions of the Royal Society of London, A 221: 163–198 (1921).
- [71] :Iacopino G. : Reliability Analysis of Mechanical Components Containing Random Flaws. PhD THESIS (2006).
- [72] :Ritchie R.O., Knott J.F., Rice J.R. : Relationship between critical tensile stress and fracture toughness in mild steel. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 21: pp 395–410 (1973).
- [73] :Panontin T.L., Hill M.R. : The effect of residual stresses on brittle and ductile fracture initiation predicted by micromechanical models. International Journal of Fracture, 82(4): pp 317–333, (1996).
- [74] : Hutchinson J.W. : Singular Behaviour at the End of a Tensile Crack in a Hardening Material. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, Vol. 16, No. 1, pp 13-31 (1968).
- [75] :Curry D.A., Knott J.F. : The Relationship Between Fracture Toughness and Microstructure in the Cleavage Fracture of Mild Steel. Metal Science, Vol. 10, pp 1-6 (1976).
- [76] :Chen J.H., Wang G.Z., Wang H.J. : A Statistical model for cleavage fracture of low alloy steel, Acta Mater. Vol 44, No10, pp 3979-3989 (1996).
- [77] :Blanquart P., Roncin J.C. : Fiabilité. Technique de l'ingénieur (1981).
- [78] : Wasserman G.S. : Reliability Verification, Testing, and Analysis in Engineering Design. Marcel Dekker, Inc. New York (2003).
- [79]:Pellisetti M.F., Schueller G.I. :On general purpose software in structural reliability – An overview. Structural Safety, vol. 28, pages 3-16, 2006. Structural Reliability Software.
- [80]:LemaireM., PendolaM. :Phimeca-soft. Structural Safety, vol. 28, pages 130-149, 2006. Structural Reliability Software.
- [81]:Der KiureghianA., HaukaasT., FujimuraK. :Structural reliability software at the University of California, Berkeley. Structural Safety, vol. 28, pages 44-67, 2006. Structural Reliability Software.
- [82]:Reference Guide: OpenTURNS version 0.13.1. <http://www.openturns.org>, 2009.
- [83]:KaymazI.: Application of kriging method to structural reliability problems. Structural Safety, vol. 27, pages 133-151, 2005.
- [84] Jack P.C. Kleijnen. Kriging metamodeling in simulation: A review. European Journal of Operational Research, vol. 192, pages 707-716, 2009.
- [85]:<http://www.esteco.com/modelfrontier>
- [86] : Bucher C.G. : A fast and efficient response surface approach for structural reliability problems, Structural Safety, Vol. 7, pp 57-66 (1990).
- [87] : Myers R.H. : Response surface methodology. Wiley series in probability and statistics, second edition (2002).

- [88] : Simpson T.W., Peplinski J.D., Koch P.N., Allen J.K. : Metamodels for Computer-Based Engineering Design: Survey and Recommendations. Engineering with Computers, Vol. 17, No. 2, pp 129-150 (2001).
- [89] :Rajashekhar M.R. : A New look at the response surface approach for reliability analysis, Structural Safety, Vol. 12, pp 205-220 (1993).
- [90] : Mohammadkhani-Shali S. : Etude de la fiabilité des ponts routiers par méthodes de surfaces de réponse, Fiabilité des matériaux et des structures, 4ième JNFIAB (2005).
- [91] : Box G.E.P., Wilson K.B. : On the Experimental Attainment of Optimum Conditions. Journal of the Royal Statistical Society, Series B, Vol. 13, Issue 1, pp 1-45 (1951).
- [92] : Montgomery D.C., Myers R.H. : Response surface methodology: process and product optimization using designed experiments. Raymond H. Meyers and Douglas C. Montgomery. A Wiley-Interscience Publications (1995).
- [93] :Santner T.J., Williams B.J., Notz W. : The design and analysis of computer experiments. Springer (2003).
- [94] : Sacks J., Welch W.J., Mitchell T.J., Wynn H.P., et al. : Design and analysis of computer experiments. Statistical science, 4(4):409_423 (1989).
- [95] :Ditlevsen O., Madsen H.O., : Structural reliability methods, Ed. John Wiley & Sons Inc, Janvier (1996).
- [96] : Lemaire M. : Fiabilité des structures : Couplage mécano-fiabiliste statique, Ed. Hermès Lavoisier, Paris (2005).
- [97] :Zhao Y. G., Ono T., : Moment methods for structural reliability, Structural Safety, vol.23, pp 47-75 (2001).
- [98] :Mann N.R., Shafer R.E., Singpurwalla N.D. : Methods for Statistical Analysis of Reliability and Life Data, John Wiley and Sons (1974).
- [99] : Melchers R.E. : Structural Reliability Analysis and Prediction, second edition, Wiley (1999).
- [100] :Manganello M. : Microstructure and Properties of Microalloyed and other Modern HSLA Steels, ISS-AIME, Warrendale, PA, 331-343 (1992).
- [101] : François D. : Essais de mesure de ténacité – Mécanique de la rupture. Technique de l'ingénieur (2007).
- [102] :ISO 9692-1 : Welding and allied processes, Recommendations for joint preparation-Part 1 : Manual metal-arc welding, gas-shielded metal-arc welding, gas welding, TIG welding and beam welding of steels ICS 25.160.40 (2003).
- [103] :ISO 6892-1 : Metallic materials – Tensile – Part 1: Method of test at room temperature, ICS: 77.040.10 (2009).
- [104] :Ros-Yanez T., Houbaert Y., et Mertens A. : Characterization of tripTRIP assisted multiphase steel surface topography by atomic force microscopy. Materials Characterization, 47:93–104 (2001).
- [105] : EURONORM 103-71 : Détermination micrographique de la grosseur du grain ferritique ou austénitique des aciers. Communauté européenne du charbonnet de l'acier. (1971).

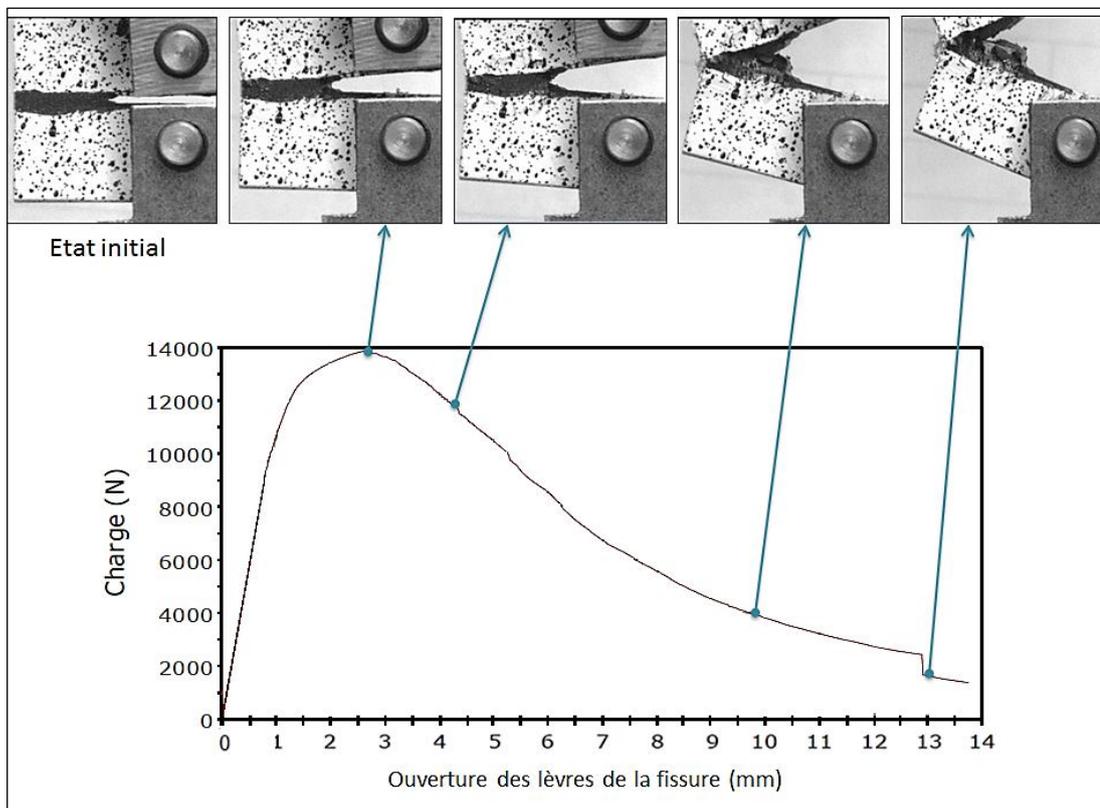
- [106] :Scholtes B., Zinn W. : Residual stress formation processes during welding and joining, G. Totten (Ed.), Handbook of residual stress and deformation of steel, ASM International, pp. 391–369 (2002).
- [107] :Lu J.: Handbook on residual stresses. Second edition, Volume 1 Residual stress: manufacturing and materials processing. Volume 2. Residual stress and mechanical design. SEM, edited by Jian Lu (2005).
- [108] :Maddox S.: Fatigue Strength of Welded Structures, Woodhead Publishing (1991).
- [109] :Zhang, C., Vyver S., Hu X., Lu P.: Fatigue crack growth behavior in weld-repaired high-strength low-alloy steel, Eng. Fracture Mech., 78, 1862-1875 (2011).
- [110] :Doerner M. F. and W. D. Nix : A method for interpreting the data from depthsensing indentation instruments. Journal of Materials Research 1(4): 601 (1986).
- [111] :Oliver W. C., Pharr G. M. : An Improved Technique for Determining Hardness and Elastic-Modulus Using Load and Displacement Sensing Indentation Experiments. Journal of Materials Research 7(6): 1564-1583 (1992).
- [112] :Oliver W. C., Pharr G. M.: Measurement of hardness and elastic modulus by instrumented indentation: Advances in understanding and refinements to methodology. Journal of Materials Research 19(1): 3-20 (2004).
- [113] :Sneddon I. N., : Proc. Camb. Philos. Soc. 44, 492-507 (1948).
- [114] : Coelho R.S., Corpas, M.,Moreto, J.A., Jahn, A., Standfuß, J., Kaysser-Pyzalla, A., Pinto, H. : Induction-assisted laser beam welding of a thermomechanically rolled HSLA S500MC steel: A microstructure and residual stress assessment, Mater. Sci. Eng. A., 578, 125–133 (2013).
- [115] :Ozbaysal K., Inal O. T., Journal of Materials Science, 29, pp 1471-1480 (1994).
- [116] :Hall, E.O. : The Deformation and Ageing of Mild Steel: III Discussion of Results, Proc. Phys. Soc. London B., 64, 747 (1951).
- [117] :Fisher R.: http://pwlinda.mt.umist.ac.uk/contourmethod/links/GJ_PhD, (2005).
- [118] :Traore Y., Paddea S., Bouchard P., Gharghoury M. : Measurement of the Residual Stress Tensor in a Compact Tension Weld Specimen, Experimental Mechanics 53 (4):605-618. doi:10.1007/s11340-012-9672-7 (2013).
- [119] : Frankel P., Preuss M., Steuwer A., Withers P., Bray S. : Comparison of residual stresses in Ti6Al4V and Ti6Al2Sn4Zr2Mo linear friction welds, Materials Science and Technology 25:640-650. doi:10.1179/174328408x332825 (2009).
- [120]:Singiresu S.Rao: The finite element method in engineering, Fifth edition, ISBN: 978-1-85617-661-3 (2011).
- [121]:Reddy J.N. : An Introduction to Finite Element Method, Third edition, ISBN: 978-0-07-246685-0 (2006).
- [122] : Pigneaux D. : Effet d'entaille en fatigue dans les joints soudés en aciers. Metz (2002).
- [123]:Barsoum Z. : Simplified FE welding simulation of fillet welds - 3D effects on the formation. Engineering Failure Analysis, (2009).

- [124]:British Standard 7910 : the UK guide on methods for assessing the acceptability of flaws in metallic structures (2005).
- [125]:ABAQUS user/technical manual version 6.5. Hibbit, Karlsson and Sorenson Inc.(2005).
- [126]:BaoR., ZhangX., YahayaN.A. : Evaluating stress intensity factors due to weld residual stresses by the weight function and finite element methods, *Engineering Fracture Mechanics*, 77, pp. 2550-2566(2010).
- [127]:Documentation for ANSYS Release 11.0. ANSYS Inc. (2007).
- [128]:FrihI., AdragnaP.A., MontayG. : Influence of Welding Defects on Residual Stresses: Numerical Study. 9th European Conference on Residual Stresses – Troyes, FRANCE (2014).
- [129] :Jin R., Du X., Chen W. : The use of metamodeling techniques for optimization under uncertainty. *Structural and Multidisciplinary Optimization*, 25(2): 99-116 (2003).
- [130]:Romeo V.J., Swiler L.P., Giunta A.A. : Construction of response base on progressive-lattice-sampling experimental design with application to uncertainty propagation. *Structural Safety*; 26(2): 201-19 (2004).
- [131]:Wilson R., Ainsworth RA. : A probabilistic fracture mechanics assessments procedure. *SMiRT 11 Transactions*, vol G. Tokyo: SMiRT,: 325-330 (1991).
- [132]:Ahammed M., Melchers RE. : Reliability estimation of pressurized pipelines subject to localized corrosion defects. *Int J PresVesPiping*, 96 : 267-272 (1996).
- [133] :Hairy P., Bouvet P., Gaillard Y., Buecher V., GranereauF. : Quantification des défauts en fonderie sous pression par radioscopie numérique et tomographie haute résolution.

ANNEXES

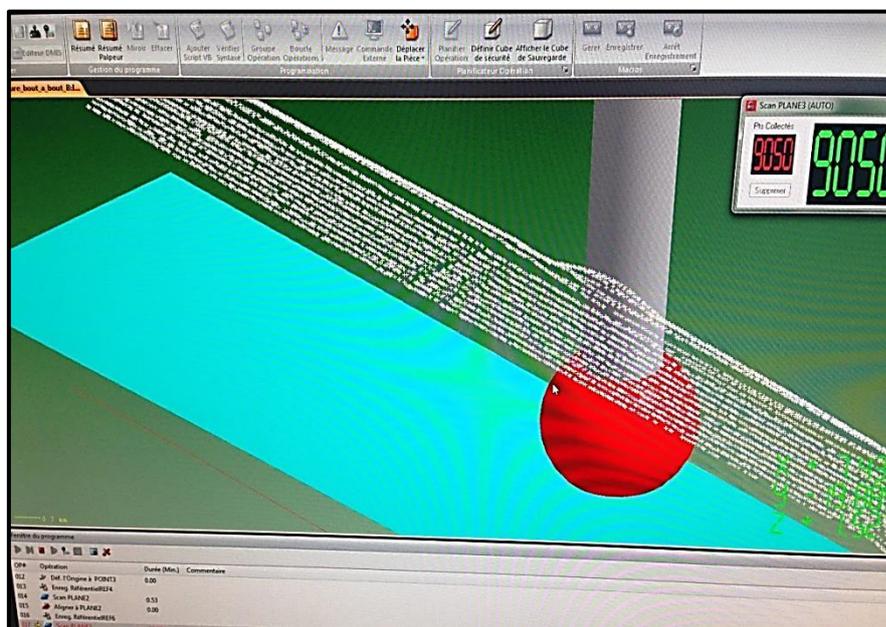
ANNEXE II.1

Essai CT :

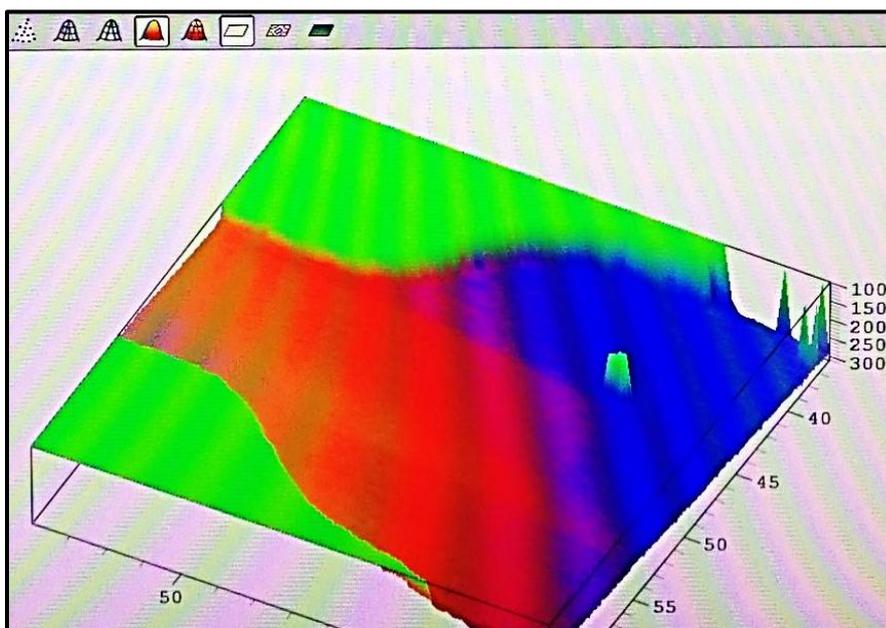


ANNEXE II.2

Mesure effectuée par la MMT pour la structure soudée bout-à-bout :

**ANNEXE II.3**

Mesure effectuée par l'Altisurf pour la structure soudée en T :



ANNEXE III.1

Code FORTRON de la subroutine SIGINI

```

SUBROUTINE SIGINI(SIGMA,COORDS,NTENS,NCRDS,NOEL,NPT,LAYER,
1 KSPT,LREBAR,NAMES)
INCLUDE 'ABA_PARAM.INC'
DIMENSION SIGMA(NTENS),COORDS(NCRDS)
CHARACTER NAMES(2)*80

```

C-----Définition des paramètres-----*

```

real(8), dimension (13000,3) :: STRESS
parameter (FOUT = 10)
integer N
    Double precision PX, PY, XPG, YPG, A, B, ZI, D, C
Double precision ZII, APG, BPG, ZPG, Z1, Z2, Z3, Z4
    Double precision X1, X2, X3, X4, Y1, Y2, Y3, Y4
save STRESS
save N
save PX
save PY

```

C-----Retourner les coordonnées du point de Gauss-----*

```

XPG = COORDS(1)
YPG = COORDS(2)

if (NOEL.EQ.1) then
    OPEN(UNIT=FOUT,STATUS='UNKNOWN',
* FILE='C:\Temp\res\stress-init2.txt')
write(*,*) 'Lecture du fichier stress.init'
read(FOUT,*) N
read(FOUT,*) PX
read(FOUT,*) PY
write(*,*) 'Nombre de ligne:',N

```

```

DO i=1,N
read(FOUT,*) (STRESS(i,j),j=1,3)
end do
    CLOSE (FOUT)
end if

```

C---Chercher les 4 plus proches points entourant le point de Gauss (N=nombre de P.G.)---*

```

doi=1, N
IF ((STRESS(i,1)<XPG).AND.(STRESS(i,1)>(XPG-PX))) THEN
    IF ((STRESS(i,2)<YPG).AND.(STRESS(i,2)>(YPG-PY))) THEN
        Z1=stress(i,3)

```

```

        X1=stress(i,1)
        Y1=stress(i,2)
    ELSE
        IF ((STRESS(i,2)>YPG).AND.(STRESS(i,2)<(YPG+PY))) THEN
            Z2=stress(i,3)
            X2=stress(i,1)
            Y2=stress(i,2)
        END IF
    END IF
ELSE
    IF ((STRESS(i,1)>XPG).AND.(STRESS(i,1)<(XPG+PX))) THEN
        IF ((STRESS(i,2)<YPG).AND.(STRESS(i,2)>(YPG-PY))) THEN
            Z4=stress(i,3)
            X4=stress(i,1)
            Y4=stress(i,2)

        ELSE
            IF ((STRESS(i,2)>YPG).AND.(STRESS(i,2)<(YPG+PY))) THEN
                Z3=stress(i,3)
                X3=stress(i,1)
                Y3=stress(i,2)
            END IF
        END IF
    END IF
END DO

```

C-----Interpolation bilinéaire-----*

```

    A= (Z1-Z4)/(X1-X4)
    B= Z1-(A*X1)
    ZI=(A*XPG)+B

    D= (Z2-Z3)/(X2-X3)
    C= Z2-(D*X2)
    ZII=(D*XPG)+C

```

```

    APG= (ZII-ZI)/(Y2-Y1)
    BPG= Z1-(APG*Y1)
    ZPG=(APG*YPG)+BPG

```

C-----Ecrire la contrainte résiduelle (ZPG) correspondante au point de Gauss-----*

```

write(*,*) 'STRESS', XPG, YPG,ZPG
SIGMA(1) = 0.
SIGMA(2) = 0.
SIGMA(3) = ZPG

```

```

RETURN
END

```

ANNEXE IV.1

Code Python: prog_T_weld.py

```

##---Création du sous-programme modifiermodel

From abaqus import *
From caeModules import *
from abaqusConstants import *
from part import *
from material import *
from section import *
from assembly import *
from step import *
from interaction import *
from load import *
from mesh import *
from optimization import *
from job import *
from sketch import *
from visualization import *
from connectorBehavior import *
import __main__

def modifiermodel(X, Y, alpha, b, asb, P):
try:
##---Démarrage des opérations

    openMdb(pathName='C:/model_T.cae')
    p = mdb.models['Model-1'].parts['Part-1']
    s = p.features['Cut extrude'].sketch
    mdb.models['Model-1'].ConstrainedSketch(name='__edit__', objectToCopy=s)
    s1 = mdb.models['Model-1'].sketches['__edit__']
    g, v, d, c = s1.geometry, s1.vertices, s1.dimensions, s1.constraints
    s1.setPrimaryObject(option=SUPERIMPOSE)
    p.projectReferencesOntoSketch(sketch=s1, upToFeature=p.features['Cut extrude'],
filter=COPLANAR_EDGES)
    d[4].setValues(value=X, )
    d[3].setValues(value=Y, )
    d[5].setValues(value=alpha, )
    d[1].setValues(value=b, )
    d[2].setValues(value=asb*b, )

s1.unsetPrimaryObject()
    p = mdb.models['Model-1'].parts['Part-1']
    p.features['Cut extrude'].setValues(sketch=s1)
    del mdb.models['Model-1'].sketches['__edit__']
    p = mdb.models['Model-1'].parts['Part-1']
    p.regenerate()
    a = mdb.models['Model-1'].rootAssembly
    a.regenerate()
    a = mdb.models['Model-1'].rootAssembly

    mdb.models['Model-1'].loads['Load-1'].setValues(magnitude=-P)

```

```

p = mdb.models['Model-1'] .parts['Part-1']
p.generateMesh( )

a = mdb.models['Model-1'] . rootAssembly
a.regenerate( )
a = mdb.models['Model-1'] .rootAssembly
mdb.jobs ['Calcul'] .writeInput (consistencyChecking=OFF)

##---attente jusqu'à fin du calcul
mdb.jobs['Calcul'] .waitForCompletion()

##---création d'un fichier rapport.txt
o3 = session.openOdb (name ='C:/Calcul.odb')
session.viewports['Viewport: 1'].setValues(displayedObject=o3)
odb = session.odbs ['C:/Calcul.odb']
session.fieldReportOptions.setValues(printXYData=OFF,printTotal=OFF,
printMinMax=ON)
session.writeFieldReport(fileName='C:/rapport_t1.txt', append=OFF,
sortItem='Element Label', odb=odb, step=0, frame=11,
outputPosition=INTEGRATION_POINT, variable=(( 'PEEQ',
INTEGRATION_POINT),('S', INTEGRATION_POINT, ((
    INVARIANT, 'Mises'), )), ))
odb.close( )

##---ouverture de fichier temporaire de résultats
f=open('C:/rapport_t1.txt','r')

##---lecture et enregistrement de la valeur de la contrainte et la déformation plastique
forj in range(24):
    l=f.readline()
    peeq=(l[len(l)-30:len(l)-12])
    sigma=(l[len(l)-12:len(l)])

##---Enregistrement de toutes les données dans le rapport
g=open('C:/Rapport.txt','a')
g.write(str(b)+' '+str(X)+' '+str(Y)+' '+str(asb)+' '+str(alpha)+' '+
str(P)+' '+str(float(peeq))+' '+str(float(sigma))+'\n')
g.close()

##---Si la régénération n'est pas réussit:
except:
    f=open('C:/Rapport.txt', 'a')
    f.write(str(b)+' '+str(X)+' '+str(Y)+' '+str(asb)+' '+str(alpha)+' , Hors geo'+'\n')
    f.close( )

##---lancement du programme Abaqus avec les données précédentes
modifiermodel(X, Y, alpha, b, asb, P)

```

ANNEXE IV.2

Code OpenTURNS

```

##--- Importation des modules nécessaires:
import sys
from openturns import *
import tempfile
import os
import subprocess

##--- Construction d'un fichier de résultats Rapport.txt
f=open ('C:\Rapport.txt','a')
f.write('\n'+#####+'\n'+DEBUT DES RESULTATS+'\n')
f.write(' '+b'+ ' , '+X'+ ' , '+Y'+ ' , '+asb'+ ' , '+alpha'+ ' , '+P'+ ' , '+pee'+ ' ,
'+sigma'+\n')
f.close()

##---Création aléatoire des valeurs X, Y, b, a/b et alpha
l_b =(0.25, 0.25,0.25,0.25, 0.25,0.25,0.25, 0.25,0.25 ...)
l_X =(0.5, 0.5, 0.5,0.5, 0.5, 0.5,0.5, 0.5, 0.5 ...)
l_Y =(0.5, 0.5, 0.5,0.5, 0.5, 0.5,0.5, 0.5, 0.5 ...)
l_asb =(0.05, 0.05, 0.05, 0.15, 0.15, 0.15, 0.25, 0.25, 0.25...)
l_alpha =(25, 35, 45, 25, 35, 45, 25, 35, 45...)

print'demarrage des calculs'

##--- Création d'une boucle géométrique
for i in range(len(l_b)):
print'calcul n=', i+1

##--- Enregistrement des valeurs dans un fichier texte
##--- écriture des paramètres de défaut dans un fichier de données
f=open ('C:\donnees_b.txt','w')
g=open ('C:\donnees_X.txt','w')
h=open('C:\donnees_Y.txt','w')
d=open('C:\donnees_asb.txt','w')
c=open('C:\donnees_alpha.txt','w')
f.write(str(l_b[i]))
g.write(str(l_X[i]))
h.write(str(l_Y[i]))
d.write(str(l_asb[i]))
c.write(str(l_alpha[i]))
f.close()
g.close()
h.close()
d.close()
c.close()

print 'demarrage des calculs'
os.system('C:\\SIMULIA\\Abaqus\\commands\\abaquscae

```

```
NoGUI=prog_T_weld.py')
c = False

while c==False:
c=os.path.exists('C:\\rapport_t1.txt')

os.remove('C:\\rapport_t1.txt')
os.remove('C:\\donnees_b.txt')
os.remove('C:\\donnees_X.txt')
os.remove('C:\\donnees_Y.txt')
os.remove('C:\\donnees_asb.txt')
os.remove('C:\\donnees_alpha.txt')

##--fin de calculs sur le fichier résultats
f=open('C:\\Rapport.txt','a')
f.write('\n'+FIN DES RESULTATS'+'\n'+#####)
f.close()
print'Fin des calculs'
```

Intissar FRIH

Doctorat : Matériaux, Mécanique, Optique et Nanotechnologie

Année 2016

Dimensionnement mécano-fiabiliste des structures soudées contenant un défaut

Le soudage est une méthode d'assemblage couramment utilisée dans l'industrie. Cependant, ce procédé a ses propres inconvénients, notons principalement la présence de porosités ou de contraintes résiduelles, qui peuvent affecter la tenue en service d'une structure. Notre étude se concentre sur un assemblage soudé d'un acier à haute limite d'élasticité.

L'objectif de ce travail de thèse est de proposer une démarche mécano-fiabiliste qui permet de prédire la tenue d'une structure soudée en T en présence d'un défaut de type porosité. De ce fait, il est indispensable d'avoir un modèle numérique décrivant finement le comportement de ce type de structure. Une étude expérimentale est donc effectuée permettant d'identifier les caractéristiques des zones de soudure et leurs comportements mécaniques. Des méthodes de mesure (méthode des contours et diffraction de rayon X) permettent de déterminer le champ des contraintes résiduelles dans toute la surface de la structure soudée.

Ces résultats expérimentaux ont permis d'enrichir un modèle numérique. Dans le code de simulation par éléments finis, le champ de contraintes résiduelles et la porosité dans le joint de la soudure sont pris en compte. Les simulations numériques réalisées sous ABAQUS avec des modèles élastiques ou élasto-plastiques nous ont permis d'identifier les zones de sécurité et de rupture dans un cordon de soudure ainsi que les configurations critiques. L'approche fiabiliste permet de déclarer un niveau de risque de la soudure avec un niveau de confiance donné compte-tenu des incertitudes des moyens d'inspection du défaut de porosité.

Mots clés : acier à haute limite d'élasticité - soudage par fusion - porosité - contraintes résiduelles - fiabilité.

Mechanical-reliability Design of Welded Structures Containing a Defect

Welding is a method of assembly commonly used in the industry. However, this method has several problems, mainly the presence of porosity or residual stress, which can affect the operating performance of a structure. Our study focuses on a welded joint of High-strength low-alloy (HSLA) steel.

The objective of this thesis is to propose a mechanical reliability based approach in order to predict the reliability of a T-welded structure containing porosity. Therefore, it is essential to have a numerical model that describes finely the mechanical behavior of this type of structure. An experimental study is conducted to identify the characteristics of the areas of the weld and their mechanical behavior. Two measurement methods (method contours and X-ray diffraction) are used to determine the residual stress field throughout the surface of the welded structure. These experimental results allowed us to enrich a numerical model. In the finite element simulation, the residual stress field and the porosity in the weld are taken into account. Numerical simulations are performed using ABAQUS with elastic or elastic-plastic models to identify the areas of security and fracture in a weld bead and the critical configurations. The reliability approach is used to determine the failure probability of welded structure taking into account the uncertainties of the inspection means of porosity.

Keywords: HSLA steel - fusion welding - porosity - residual stress - reliability.