

الجمهورية الجزائرية الديمقراطية الشعبية
République algérienne démocratique et populaire
وزارة التعليم العالي و البحث العلمي
Ministère de l'enseignement supérieur et de la recherche scientifique
المركز الجامعي لعين تموشنت
Centre Universitaire Belhadj Bouchaib d'Ain-Temouchent
Institut des Sciences et de la Technologie
Département de Génie Mécanique



Projet de fin d'études
Pour l'obtention du diplôme de Master en :
Domaine : SCIENCE ET TECHNOLOGIE
Filière : GENIE MECANIQUE
Spécialité : MECANIQUE ET MATERIAUX

Thème

***Comportement en Rupture des Structures Assemblées par Soudage
par Point***

Présenté Par :

1. CHIKH MILOUD Noureddine.
2. CHATIBI Abdallah.

Devant les jurys composés de :

OUDAD Wahid	Dr	C.U.B.B (Ain Temouchent)	Président
BOUAFIA Farida	Dr	C.U.B.B (Ain Temouchent)	Encadrant
BELHANINI Soufiane	Dr	C.U.B.B (Ain Temouchent)	Examineur

Année universitaire 2015/2016

Remerciement

Nous adressons notre remerciements aux personnes qui nous aident dans la réalisation de ce mémoire.

Nous remercierons tout d'abord Madame **BOUAFIA Farida** Docteur à Centre Universitaire d'Ain Temouchent, En tant que Directeur de mémoire, il nous guide dans notre travail et nous aide à trouver des solutions pour avancer.

Nous souhaiterions adresser nos sincères remerciements aux membres du jury qui ont accepté de lire, examiner, rapporter et annoter de se pencher attentivement sur les pages de ce mémoire. Merci donc à messieurs **OUADAH Wahid** (Dr, CUAT) et **M^r BELHANINI soufiane** (Dr, CUAT).

Nous adressons nos remerciements à nos collègues, nos proches et nos amis.

Enfin, une pensée pour nos familles : nos parents, nos frères et nos sœurs, qui nous accompagnent, nous aident et nous encouragent de tout au long de notre parcours universitaire et tout au long de la réalisation de ce mémoire.

LISTE DES FIGURE

Figure .I.1	Principe du soudage par points.....	06
Figure .I.2	Les Représentation schématisée des phases du procédé de soudage par point.....	07
Figure .I.3	Section d'une électrode tronconique à face active hémisphérique de diamètre de 6-mm.....	09
Figure .I.4	Circuit électrique équivalent d'un assemblage de deux tôles nues.....	10
Figure .I.5	Évolution des résistances en cours de soudage sur tôles nues.....	11
Figure .I.6	Coupe d'un point soudé.....	12
Figure .I.7	Déboutonnage d'un point soudé.....	13
Figure .I.8	Définition du domaine de soudabilité.....	15
Figure .I.9	Éprouvettes de traction en croix.....	15
Figure .I.10	Décalage du domaine de soudabilité vers les intensités hautes avec la dégradation des électrodes.....	17
Figure .I.11	Dispositif de déboutonnage simultané de 10 points de soudure.....	18
Figure II.1	Géométrie des éprouvettes soudées par point pour l'essai de fatigue par traction-cisaillement.....	20
Figure II.2	Géométrie d'une éprouvette a) de traction en croix [1] b) de pelage [4].....	22
Figure II.3	a) Double Omega pour sollicitation en torsion, b) Eprouvette en H pour sollicitation en traction-cisaillement, c) et dimension d'une éprouvette de pelage en H utilisée par [5].....	22

LISTE DES FIGURES

Figure II.4	Formes des fonds d'entaille répertoriés par [3] a) type A b) type B.....	26
Figure II.5	Schéma de principe de l'approche développée par [30].....	32
Figure II.6	Courbe S-N recommandée de contraintes structurelles nominales pour des assemblages soudés par point selon [42].....	33
Graphe II.7	Variation de K_1 en fonction de a pour $b/T=0.4$ et $R/T=0.3$	34
Graphe II.8	Variation de K_2 en fonction de a pour $b/T=0.4$ et $R/T=0.3$	39
Figure II.9	Modèle de noyau rigide pour les contraintes structurelles de la tôle avec les forces se référant au milieu de la tôle (a), (c) et modèle de poutre rigide pour les contraintes structurelles du noyau avec les forces se référant au plan de joint (b), (d), assemblage original (a), (b) et modèle simplifié (c), (d) [31].....	41
Figure III.1	Organigramme : ABAQUS CAE.....	50
Figure III.2	Géométrie du modèle et condition aux limites.....	52
Figure III.3	Le maillage pour le soudage par point d'un assemblage.....	53
Figure III.4	Déformation des plaques.....	54
Figure III.5	Distribution et la Répartition de la Contraintes VON MISES pour $t/T=1$, $b/T=0.3$ et $R/T=0.3$	55
Figure III.6	Distribution de la Contraintes VON MISES pour $b/T=0.4$ et $R/T=0.3$, avec une longueur de fissure $a=0.6$ mm.....	56
Figure III.7	Distribution et la Répartition de la Contraintes VON MISES pour $t/T=0.3$ et $R/T=0.3$	59
Figure III.8	Distribution et la Répartition de la Contraintes VON MISES pour $t/T=0.3$, $b/T=0.4$ et $R/T=0.3$	61
Figure III.9	Distribution et la Répartition de la Contraintes VON MISES pour $t/T=0.3$ et $b/T=0.4$	64

LISTE DES FIGURES

Figure III.10	Variation de K1 en fonction de a pour $t/T= 0.3$ et $R/T= 0.3$	60
Figure III.11	Variation de K2 en fonction de a pour $t/T= 0.3$ et $R/T= 0.3$	60
Figure III.12	Contraintes structurelles radiales et tangentielles issues de [27].....	61
Figure III.13	Variation de K1 en fonction de a pour $t/T= 0.3$, $b/T=0.4$ et $R/T= 0.3$	62
Figure III.14	Variation de K2 en fonction de a pour $t/T= 0.3$, $b/T=0.4$ et $R/T= 0.3$	63
Figure III.15	Représentation schématique de l'angle de bifurcation de fissure selon [44].....	64
Figure III.16	Variation de K1 en fonction de a pour $t/T= 0.3$, $b/T=0.4$	64
Figure III.17	Variation de K2 en fonction de a pour $t/T= 0.3$, $b/T=0.4$	65

Liste des Tableaux

Tableau I.1	Classification générales des procédés de soudage.....	04
Tableau II.1	Dimensions (en mm) des éprouvettes de fatigue par traction-cisaillement des grandeurs définies dans la figure II.1 selon la norme ISO 14234 [1].....	21
Tableau II.2	Dimensions (en millimètres) des éprouvettes de fatigue par traction-cisaillement des grandeurs définies dans la figure II.1 selon la norme JIS Z 3138 [2].....	21
Tableau II.3	Expression des contraintes structurelles dans le cas d'un assemblage de traction cisaillement.....	43
Tableau II.4	Expression analytique des facteurs d'intensité de contrainte dans le cas d'un assemblage de traction-cisaillement.....	43

TABLE DE MATIERE

Remerciement

Liste des Figures

Liste des Tableau

Résumé

Introduction Générale

CHAPITRE I: Généralité sur Soudage par Point

I.1. Introduction.....	03
I.2. Les Procédés de Soudage.....	03
I.3. Soudage par Point.....	05
I.3.1. Principe du procédé.....	05
I.3.2. Paramètre du procédé.....	07
I.3.3.Mécanisme de formation de la soudure.....	10
I.3.4. Géométrie d'un point soudé.....	12
I.4. Caractérisation d'une tôle d'acier revêtu.....	13
I.4.1.Le domaine de soudabilité.....	14
I.4.2. La dégradation des électrodes.....	16
I.5. Conclusion.....	19
I.6. Références bibliographiques.....	19

TABLE DE MATIERE

CHAPITRE II: Application de la Mécanique des Ruptures au Soudage par Point

II. Le comportement en fatigue de l'assemblage soudé par point.....	20
II.1. Géométrie des éprouvettes.....	20
II.1.1.a. Les assemblages monopoint.....	20
II.1.1.b. Les éprouvettes multipoints.....	22
II.2. Les étapes successives d'endommagement par fatigue d'un point soudé sollicité en traction-cisaillement.....	23
II.3. Les facteurs d'influence sur la durée de vie de l'assemblage.....	24
II.3.1. Facteurs géométriques.....	24
II.3.1.a. Influence du diamètre de point.....	24
II.3.1.b. La largeur de tôle et la distance entre les points.....	25
II.3.1.c. Epaisseur de tôle.....	26
II.3.2. Effet d'entaille.....	26
II.3.3. Influence du métal de base.....	27
II.3.4. Influence des contraintes résiduelles.....	27
II.4. Effet des conditions de soudage.....	29
II.4.1. L'intensité de soudage.....	30
II.4.2. Le temps de soudage.....	30
II.4.3. L'effort de soudage.....	30
II.4.4. Les traitements thermiques.....	30
II.5. Techniques de calcul de durée de vie.....	31
II.5.1. Approche par les contraintes structurelles.....	31

TABLE DE MATIERE

II.5.1.a. Principe.....	32
II.5.1.b. Calcul des contraintes structurelles selon Radaj et Sonsino [31].....	33
II.5.2. Approche par la mécanique de rupture.....	38
II.5.2.a. Principe de la méthode.....	38
II.5.2.b. Méthode basée sur les contraintes structurelles [21], [31].....	38
II.5.2.c. Méthode basée sur les efforts à l'interface.....	40
II.5.2.d. Méthode basée sur le calcul de l'intégrale J.....	41
II.5.3. Résumé des équations sur l'assemblage de traction-cisaillement.....	42
II.5.3.a. Formules pour les contraintes structurelles.....	43
II.5.3.b. Formules pour les FIC.....	43
II.6. Conclusion.....	44
I.7. Références bibliographiques.....	45

CHAPITRE III : Simulation Numérique

III.1. Généralité.....	50
III.2 Présentation de logiciel.....	50
III.3 Modèle Utilisé.....	51
III.3.1 Propriétés mécaniques du matériau.....	52
III.3.2 Maillage de modèle utilisé.....	53
III.4 Résultats.....	54
III.4.1 Distribution des contraintes.....	54
III.4.2 Détermination des Facteurs d'Intensité des Contraintes KI et KII.....	55

TABLE DE MATIERE

III.4.2.1 Effet de l'épaisseur de la plaque (t)	55
III.4.2.2 Effet de la Largeur du Point de Soudage (b)	58
III.4.2.3 Effet de la Charge Appliqué (<i>P</i>)	61
III.4.2.4 Effet du Rayon de Courbure (R)	63
III.5. référence bibliographiques.....	66
Conclusion Générale.....	67

Résumé

Résumé

L'étude de la résistance mécanique du cordon de soudure obtenu par le procédé de soudage par point, a été réalisée numériquement par la méthode des éléments finis (MEF). Les effets de plusieurs facteurs tels que l'épaisseur des plaques assemblées, la largeur du joint de soudure, de la contrainte appliquée ont été mis en évidence sur l'adhésion mécanique de la jonction des deux plaques. L'analyse de la propagation en mode mixte d'une fissure interfaciale initiée au niveau du joint de soudure montre que les deux facteurs d'intensité de contraintes (FIC) K_1 et K_2 dépendent étroitement de l'épaisseur des deux plaques, de la dimension du cordon de soudure, de la contrainte appliquée et de la taille de la fissure.

Abstract

The mechanical resistance of the weld joint obtained by the spot welding process was studied numerically by the finite element method. The study of the behavior in rupture of the assembled structures by the process of spot welding was developed for cracks initiated at the interface of welded sheets. This analysis highlights the effect of several parameters such thickness of sheets, size of the weld bead, and the applied load on the propagation of the crack in mixed mode. The results obtained show clearly that the stress intensities factors (SIF) K_1 and K_2 depend on the thickness of the two bonded materials, the width of the joint of welding, the mechanical loading and the crack length.

Introduction générale

Le soudage par résistance par points est un procédé d'assemblage très couramment utilisé dans l'industrie automobile. Il présente l'avantage d'être à la fois rapide, économique et adapté au soudage des aciers, principaux matériaux utilisés dans les structures de caisse en blanc automobiles. Un véhicule contient typiquement entre 3000 et 5000 points soudés. Les aciers à Haute Résistance (HR) sont de bons candidats pour les applications automobiles, avec un compromis intéressant entre résistance et masse volumique, un coût de fabrication raisonnable et une bonne aptitude au soudage par points. Le contexte actuel de sensibilisation à l'impact écologique d'un véhicule a orienté l'industrie automobile vers la conception de modèles plus économes en carburant et rejetant ainsi moins de gaz à effet de serre. La réalisation de cet objectif passe entre autres par la diminution de la masse des véhicules. Dans cette optique, il est envisageable de réduire l'épaisseur des tôles utilisées si elles possèdent des propriétés mécaniques plus élevées, afin de garantir le comportement mécanique de la structure. Le développement des aciers à Très Haute Résistance (THR) répond à cette problématique.

Néanmoins, la tenue mécanique de l'assemblage final dépend non seulement des propriétés mécaniques intrinsèques des tôles, mais aussi de celles des liaisons soudées, par lesquelles transitent les efforts. Il est donc nécessaire de disposer d'outils permettant de prévoir la tenue mécanique des points soudés par résistance.

La fatigue et la rupture sont les modes prédominants de rupture du soudage par résistance par points.

La fatigue des joints soudés est très complexe comparée aux autres fatigues des matériaux. Le soudage influe sur le matériau par les processus de chauffage et de refroidissement.

Plusieurs études ont été entreprises afin de déterminer le champ de contraintes au voisinage du point de soudure : expérimentalement d'une part, et analytiquement d'autre part. D'autres études moins nombreuses abordaient le comportement à la fatigue.

L'objet de notre étude est d'analyser par le mécanisme de la rupture, le comportement à la rupture, donc à la fatigue, de deux plaques soudées par monopoint. Nous avons déterminé l'effet du chargement, des paramètres géométriques et la largeur des points de soudure sur les facteurs d'intensité de contrainte. Pour cela, nous avons considéré un modèle largement utilisé dans l'industrie.

Ce mémoire est structuré en trois chapitres :

Ainsi, dans le CHAPITRE I, on a développé les paramètres de soudage par point, où sont décrits les différents mécanismes de formation de la soudure.

Ensuite dans le CHAPITRE II, sont développés les différents concepts théoriques qui vont être utilisés pour atteindre les objectifs fixés. On y exposera les diverses théories de la mécanique de la rupture appliquées au soudage par points.

Dans le chapitre III, à l'aide du logiciel ABAQUS nous ferons une analyse 2D par élément finis du comportement mécanique en rupture des assemblages soudés par soudage par point.

Enfin, nous terminons par une conclusion générale.

Chapitre I:

Généralité sur Soudage par Point

I.1.Introduction

Le soudage est une opération qui consiste à assembler deux ou plusieurs pièces rigides de manière à assurer une certaine continuité entre elles ou parties d'un grand ensemble. On obtient ainsi, après solidification, un joint homogène aux caractéristiques plus ou moins proches de celles du métal de base, ou un joint hétérogène dans le cas de métaux différents. Cette opération peut être assimilée à une opération locale d'élaboration métallurgique et à une opération locale de traitement thermique donnant une structure cristalline dépendant à la fois de la composition chimique élaborée et du traitement thermique.

Cet assemblage se fait de diverses manières, on utilise parfois la pression, la chaleur ou les deux combinés en même temps.

Actuellement le soudage est utilisé dans presque tous les domaines, dans la fabrication et les assemblages métalliques et ceci de la microélectronique jusqu'à la fabrication de corps de presses hydrauliques. On soude presque la totalité des métaux existants et ceci de 0.01 mm à 100 mm d'épaisseur, en utilisant plusieurs procédés [1-2].

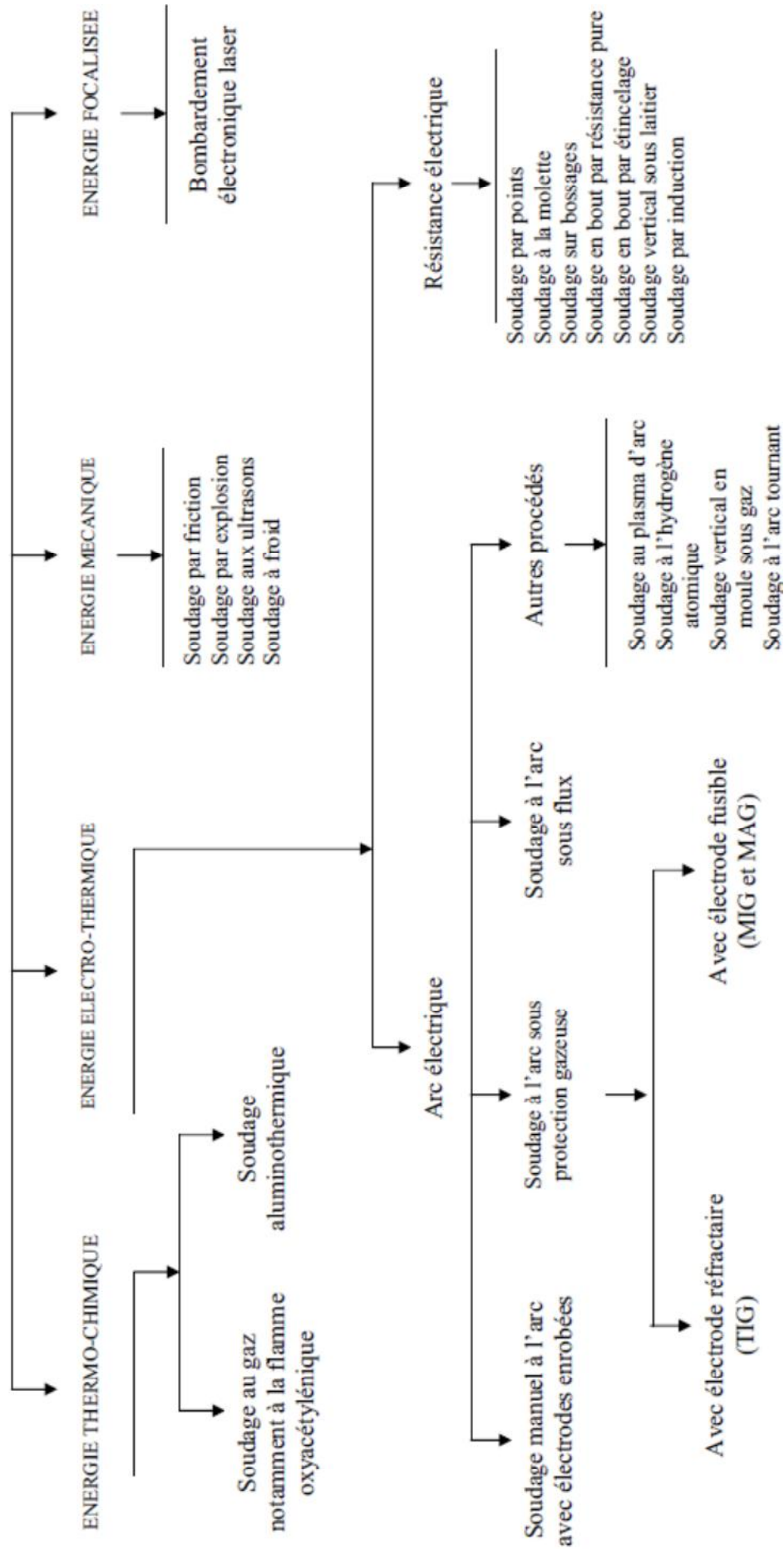
I.2 .Les Procédés de soudage

Il existe un très grand nombre de procédés de soudage, dont les principes sont très différents . Pour certains, l'assemblage est obtenu par fusion locale des éléments à assembler ; pour d'autres, la continuité métallique est obtenue à froid par effet purement mécanique.

Entre ces deux modes extrêmes de soudage, par fusion ou à froid, il existe des modes intermédiaires combinant les effets mécaniques et calorifiques pouvant être obtenus à partir de sources d'énergie très variées : chimique, électrique, de radiation, etc. Chaque procédé possède un domaine d'application plus ou moins étendu, mais aucun ne supprime complètement les autres.

La nature de l'énergie mise en œuvre est un moyen commode pour classer les divers procédés de soudage, dont les plus courants apparaissent au Tableau I.

Tableau I.1. : Classification générale des procédés de soudage



I.3. Soudage par point:

Le soudage par points sert à assembler localement deux tôles, en utilisant l'effet Joule. A cet effet, on comprime ces tôles à l'aide d'une paire d'électrodes, généralement en alliage de cuivre, et l'on fait passer par ces mêmes électrodes un courant électrique de forte intensité. La chaleur engendrée par ce courant à l'interface tôle-tôle fait fondre localement le métal, ce qui crée, après solidification, un point de soudure. Une soudure est réalisée en une à deux secondes, avec un temps effectif de passage du courant de quelques dixièmes de secondes.

Les phénomènes physiques entrant en jeu lors d'une soudure sont à la fois d'origine électrique, thermique, mécanique et métallurgique. La rapidité et la complexité de ces phénomènes en font un procédé extrêmement difficile à modéliser. Conformément à la géométrie des électrodes, une soudure par point possède - dans le plan des deux tôles - une forme approximativement circulaire. Si la fonction principale d'une soudure est la tenue mécanique, on choisit généralement de caractériser sa qualité par son diamètre de bouton, c'est-à-dire par le diamètre moyen (en millimètres) du rivet restant sur l'une des deux tôles après un essai destructif appelé déboutonnage. Parmi les différents paramètres de soudage, l'intensité du courant de soudage joue un rôle prépondérant, car elle conditionne directement la taille de la soudure.

Le domaine de soudabilité d'un produit est défini comme la plage d'intensité permettant d'obtenir une soudure de qualité satisfaisante, tous les autres paramètres (effort mécanique, durées, etc.) étant fixés préalablement. L'usage de tôles protégées contre la corrosion se généralise. Dans le cas où ce revêtement est zingué, on constate que le revêtement entraîne une dégradation des électrodes, au fur et à mesure de leur utilisation, ce qui se traduit par un décalage du domaine de soudabilité vers les intensités élevées. On a pris l'habitude de caractériser cette dégradation par le nombre maximal de points de qualité satisfaisante que l'on peut souder avec l'intensité de haut de domaine à électrodes neuves. Ce nombre est appelé la durée de vie des électrodes.

I.3.1.Principe du procédé:

Le principe du soudage par points schématisé sur la (Fig .I.1) et (Fig. I.2) illustre les deux tôles d'acier prises en étau entre deux électrodes afin de maintenir l'assemblage en contact. Cet assemblage est ensuite traversé par un courant de forte intensité qui va créer un

noyau fondu à l'interface tôle/tôle. En refroidissant, le noyau maintient localement les deux tôles entre elles.

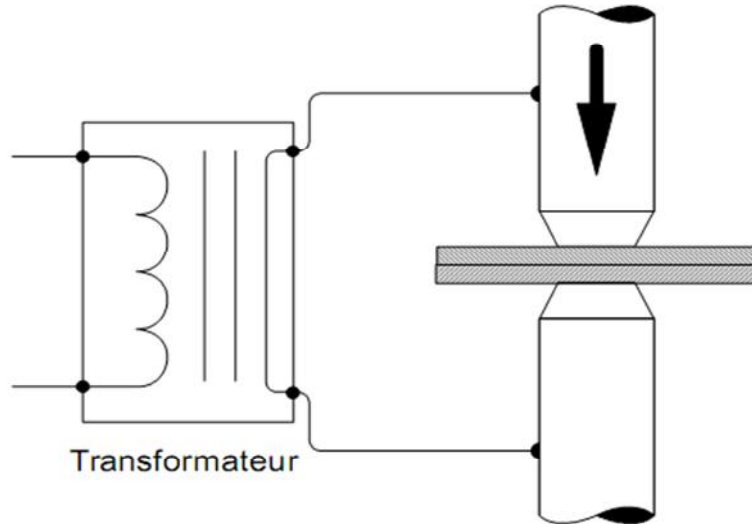


Figure .I.1 : Principe du soudage par points

Un cycle de soudage se décompose en quatre phases[3]:

- **l'accostage**: les électrodes se rapprochent et viennent comprimer les pièces à souder à l'endroit prévu et sous un effort donné. Cette phase se termine quand la valeur d'effort nominale est atteinte.
- **le soudage**: le courant passe, déclenché par la fermeture du contacteur du circuit de puissance, et doit, par effet Joule, produire assez de chaleur à l'interface tôle/tôle pour qu'une zone fondue apparaisse.
- **le maintien (forgeage)**: effectué avec l'effort mais sans passage de courant, il permet au noyau fondu de se refroidir et de se solidifier en restant confiné.
- **la remonte de l'électrode**: l'ensemble des deux tôles peut alors être translaté afin de procéder à la soudure d'un nouveau point

Ces quatre phases, ainsi que les évolutions de l'effort mécanique et du courant de soudage tout au long d'un cycle, sont représentées sur la figure.I.2

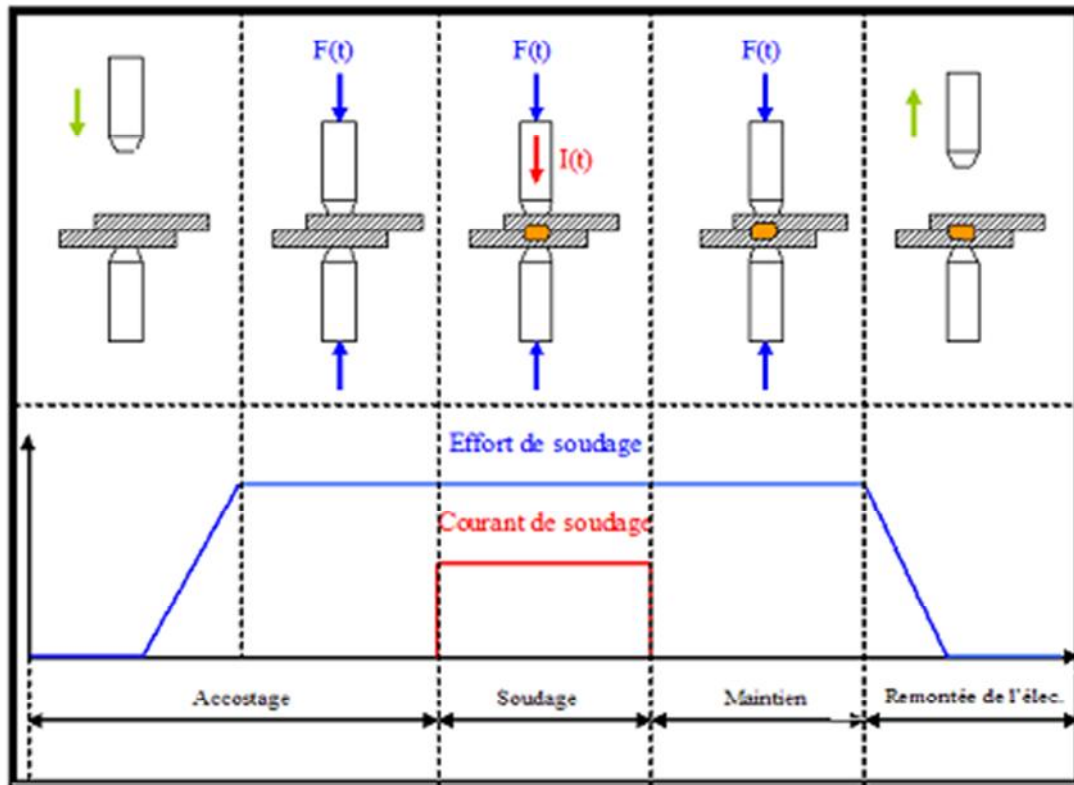


Figure I.2: Les Représentation schématisée des phases du procédé de soudage par point

L'allure des courbes d'effort et d'intensité représentées ici est purement qualitative. Dans la pratique, leurs évolutions ne sont jamais linéaires car les valeurs sont fortement perturbées par les évolutions des résistances mécaniques et électriques rencontrées.

I.3.2. paramètres du procédé:

Les paramètres de soudage doivent être adaptés en fonction des caractéristiques des tôles à souder. Par exemple, on conçoit bien que des tôles plus épaisses nécessitent un apport d'énergie plus important, permettant de fondre plus métal, donc le former un noyau plus gros. Les paramètres principaux décrits dans l'ordre de chronologie du procédé sont l'effort de soudage, le courant de soudage (l'intensité), le temps de soudage, et le temps de maintien (forgeage) et l'électrode.

- **l'effort du soudage:** est la première variable entrant en jeu puisqu'elle intervient dès la phase d'accostage. La valeur à appliquer (de l'ordre de quelques centaines de daN pour des produits d'épaisseur inférieur à 1 mm) dépend essentiellement des caractéristiques mécaniques et de l'épaisseur des tôles à souder. dans la pratiques, la courbe de misse

en effort n'est pas linéaire comme indiqué sur la (**figure .I.2**), mais dépend des caractéristiques de la machine à souder.

- **le courant de soudage (l'intensité de soudage)**: est évidemment un paramètre décisif, car il intervient au carré dans l'énergie dissipée par l'effet Joule. L'intensité efficace à délivrer (typiquement entre 5 et 20 kA) dépend, là encore, des propriétés mécaniques, de l'épaisseur des tôles à souder ainsi que de la présence ou non de revêtement. On utilise généralement un courant alternatif monophasé à 50 Hz, dont la valeur moyenne efficace sur une soudure peut être réglée par rapport à la valeur de consigne, par un dispositif électronique adapté. Même si nous ne l'avons pas considéré dans ce travail, il est possible d'utiliser d'autres types de courants, notamment le courant continu, obtenu par redressement et filtrage, à partir d'un générateur 1000Hz.
- **Le temps de soudage**: intervient au premier ordre dans l'énergie électrique dissipée. Ce paramètre, d'une valeur typique de quelques dixièmes de seconde, est donc, lui aussi, adapté aux propriétés des tôles à souder. Lorsque le temps de soudage désiré est particulièrement long, on le découpe en "pulsations" - ou "temps chauds" - séparés par des "temps froids". Le temps de forgeage nécessaire à la solidification de la soudure est généralement du même ordre de grandeur que le temps de soudage.
- **Le temps de maintien (forgeage)**: nécessaire à la solidification de la soudure est généralement du même ordre de grandeur que le temps de soudage.
- **Électrode** : Les électrodes sont des éléments essentiels pour ce procédé. Un type d'électrode en profil tronconique à face active hémisphérique est présenté sur la **Fig.3** C'est un paramètre externe, qui influe directement sur le domaine de soudabilité car il gouverne la taille du contact aux interfaces par son profil de face active. L'électrode joue trois rôles principaux :
 - **mécanique** : c'est d'abord pendant la phase de serrage pour assurer le contact électrique entre les tôles avec la mise en charge jusqu'à sa valeur définie pour le soudage. Pendant le soudage et le maintien, l'électrode sert comme une stabilisatrice pour maintenir la zone fondue pendant le chauffage et le refroidissement. Par conséquent, le matériau de l'électrode doit avoir une bonne tenue mécanique à chaud.

- **électrique** : la forte intensité de soudage s'applique via les deux électrodes sans chauffer intérieurement. L'électrode donc doit avoir une bonne conductivité électrique.
- **thermique** : l'électrode est un passage pour la chaleur évacuée de la zone chaude dans l'assemblage à l'eau de refroidissement. Pendant le soudage, la chaleur générée à l'interface électrode/tôle doit être évacuée rapidement afin d'éviter que la zone fondue n'atteigne cette interface. Le matériau de l'électrode donc avoir une bonne capacité calorifique ainsi qu'une bonne conductivité thermique.

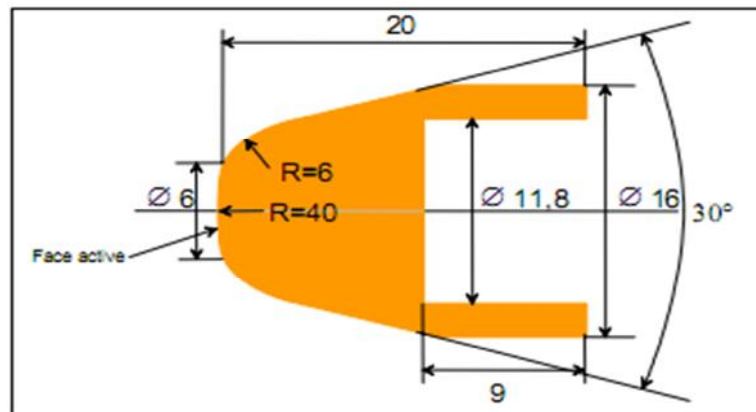


Figure .I.3:Section d'une électrode tronconique à face active hémisphérique de diamètre de 6-mm

Après un certain nombre de points soudés, la face de l'électrode est détériorée et agrandie par la déformation thermique répétée en compression à chaud. Cet agrandissement de face active réduit notamment le diamètre du noyau souhaité. En premier lieu, le recalage de l'intensité s'effectue en augmentant sa magnitude pour maintenir la taille de diamètre du noyau défini. Avec un certain nombre de points soudés après recalage, il est inévitable de remplacer les électrodes à cause du mauvais état de la face active.

Le nombre maximum des points soudés avant le remplacement définit la durée de vie des électrodes. Elle dépend principalement du type de revêtement ainsi que la qualité de surface pour une nuance donnée. Elle pourrait être de plusieurs dizaines de milliers pour l'assemblage de tôles nues et de quelques centaines de points pour l'assemblage de tôles à revêtement organique.

I.3.3.Mécanisme de formation de la soudure:

La chaleur servant à faire fondre l'acier au niveau du contact tôle-tôle est créée par effet Joule durant le passage du courant dans les conducteurs. La quantité de chaleur dégagée pendant la durée t en fonction de l'intensité du courant et de la résistance électrique traversée est donnée par la relation :

$$Q = \int_{\tau_0}^{\tau_0+t} Ri^2 d\tau \quad (I.1)$$

où 'Q' est la quantité de chaleur générée, 'R' est la résistance électrique dynamique globale des pièces, 'I' est l'intensité de courant de soudage, et 't' est le temps de passage du cour.

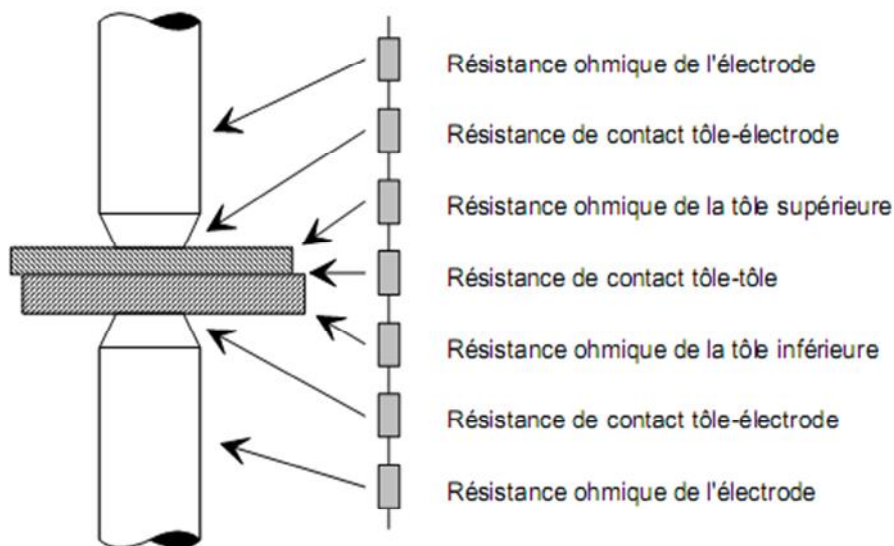


Figure .I.4: Circuit électrique équivalent d'un assemblage de deux tôles nues [4].

Si l'on néglige les phénomènes capacitifs, l'équivalent électrique de l'assemblage de soudage par points est constitué de résistances en série (. **figure .I.4**). Le dégagement de chaleur est donc maximal à l'endroit où la résistance est la plus élevée.

Dans la pratique, les résistances de contact sont, au début d'un cycle de soudage, plus grandes que les résistances ohmiques des tôles et des électrodes. Dans le cas de produits revêtus, il est possible d'utiliser le même modèle que celui de la (**figure. I.4**) (les résistances des revêtements étant alors incluses dans les résistances de contact), ou de compléter le modèle en ajoutant quatre résistances ohmiques du revêtement.

Ces diverses résistances, qui ont une influence directe sur les dégagements de chaleur, donc sur la constitution du noyau fondu, ne sont pas constantes au cours d'un cycle de soudage.

Elles dépendent en effet fortement de la température :

- les résistances ohmiques augmentent en fonction de la température,
- les résistances de contact diminuent lorsque la température augmente. En effet, les contacts étant initialement "ponctuels" plutôt que surfaciques, ces résistances dépendent directement, à pression donnée, des caractéristiques mécaniques des matériaux en contact et de leur état de surface : la dureté des matériaux diminuant avec l'échauffement, les surfaces de contact augmentent. Il y a donc une diminution des résistances de contact avec la température.

En début de soudage, les dégagements de chaleur les plus importants sont situés au niveau des différentes discontinuités de l'assemblage :

- à l'interface tôle-tôle, cette chaleur sert à faire fondre le revêtement et l'acier afin de former le noyau fondu,
- aux interfaces électrode - tôle, cette chaleur - qui ne contribue pas à la formation de la soudure - est en partie évacuée par les électrodes, qui, outre une bonne conductivité électrique, doivent par conséquent avoir une conductivité thermique élevée.

La figure .5 représente les évolutions des différentes résistances au cours d'un cycle de soudage dans le cas de tôles non revêtues :

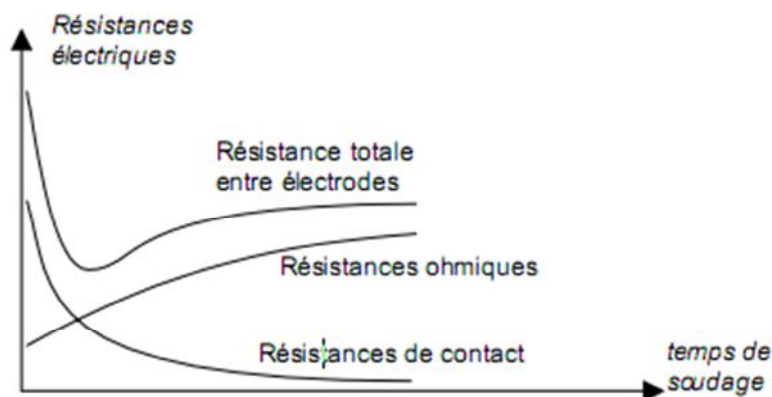


Figure .I.5 : Évolution des résistances en cours de soudage sur tôles nues[4].

L'analyse des évolutions de ces résistances permet de mieux comprendre la cinétique de formation du point: l'échauffement est réalisé en premier lieu au niveau des interfaces, et l'électrode évacue les calories créées à l'interface tôle-électrode. Le noyau fondu s'initie à l'interface tôle-tôle et ne progresse que grâce aux résistances ohmiques des tôles.

Dans le cas de tôle revêtue, le graphe de la (**figure .I.5**) se complique sensiblement, car il faut tenir compte de la résistance ohmique du revêtement ainsi que de sa température de fusion. Il est difficile de définir une tendance générale car certains revêtement ont une résistivité plus faible que celle de l'acier (cas de revêtement à base de zinc), tandis que d'autres ont une résistivité plus élevée (cas des revêtements organique).

I.3.4.Géométrie d'un point soudé:

La géométrie d'un point est définie en trois zones métallurgiquement distinctes :

- discontinuité de l'assemblage (le noyau fondu).
- présence d'une entaille concentrant les contraintes en cas de sollicitations mécaniques (la zone affectée thermiquement (ZAT)).
- indentation, par pénétration de l'électrode, des faces externes de l'assemblage (le métal de base).

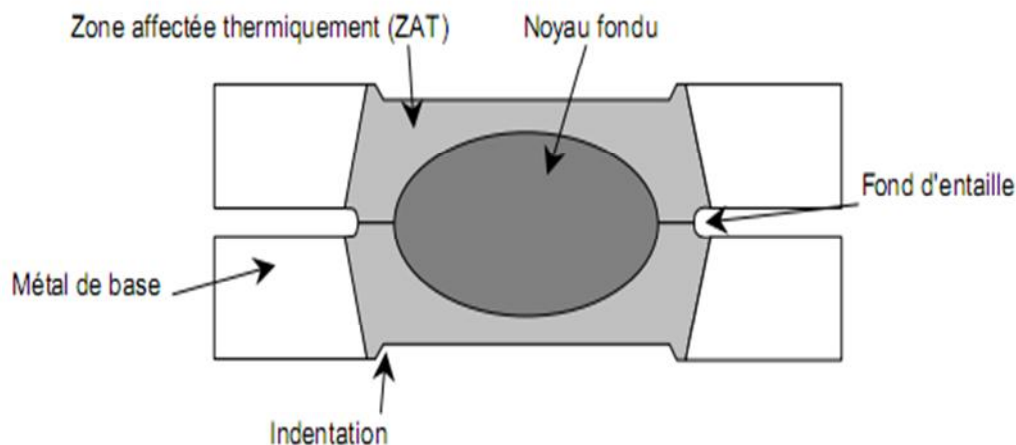


Figure .I.6 : Coupe d'un point soudé.

Qualitativement, on constate que les caractéristiques mécaniques de la soudure sont principalement influencées par la taille du noyau fondu, et en particulier par son diamètre dès le plan des deux tôles.

Si la puissance électrique fournie est trop faible, le noyau fondu est trop petit, voire inexistant, et les caractéristiques mécaniques du point soudé risquent d'être insuffisantes. Plus on augmente la puissance fournie, plus la zone fondue est étendue et plus le point est résistant aux contraintes mécaniques. Cependant, passé un certain seuil, le noyau fondu atteint soit le fond d'entaille soit une des faces extérieures de la tôle: sous l'effet de la pression mécanique exercée par les électrodes, on assiste alors à une éjection de métal fondu (phénomène dit "d'expulsion"): la qualité du point soudé s'en trouve dégradée.

Ainsi, pour un type de tôle, une durée de soudage et un effort donnés, il existe une intensité minimale, en dessous de laquelle la tenue mécanique minimale définie par le cahier des charges de l'utilisateur du procédé n'est pas assurée, et une intensité maximale, au-dessus de laquelle il y a expulsion. Nous allons revenir dans le paragraphe suivant sur cette plage d'intensités acceptables, appelée "domaine de soudabilité" du produit.

I.4.Caractérisation d'une tôle d'acier revêtu :

Par caractérisation d'une tôle, nous entendons ici l'étude de son aptitude au soudage par points dans certaines conditions. Plusieurs études sont généralement faites selon la méthode préconisée par la norme [NF A 87-001]. Il s'agit de déterminer, pour une tôle donnée, son domaine de soudabilité et la durée de vie des électrodes de soudage.

Dans les deux cas, le critère de qualité d'un point soudé, en termes de résistance mécanique, est le diamètre de bouton. La définition du terme bouton, donnée dans [NF A 87-001][5] est le "rivet de déboutonnage restant sur l'une ou l'autre des tôles après essai destructif du point de soudure" (voir **figure .I.7**).

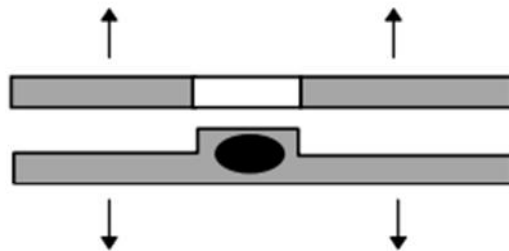


Figure .I.7: Déboutonnage d'un point soudé.

Ce test de déboutonnage peut être réalisé de plusieurs manières (traction pure, traction cisaillement, pelage, etc.).

Les diamètres minimal et maximal du bouton sont ensuite mesurés à l'aide d'un pied à Coulisse. Le critère d'acceptabilité porte alors à la fois sur le diamètre minimal, et sur la moyenne des deux.

Cette approche suppose implicitement que le bouton a une forme elliptique et donc que ses diamètres minimal et maximal :

- sont facilement détectables et mesurables.
- caractérisent bien la taille de la soudure.

I.4.1. Le domaine de soudabilité:

La norme [NF A 87-001][5] définit le domaine de soudabilité comme la "plage d'intensités efficaces du courant de soudage permettant d'obtenir un point de soudure de tenue mécanique satisfaisant aux critères définis auparavant".

Comme nous l'avons déjà indiqué dans les paragraphes précédents, la taille du noyau fondu est fortement liée à la quantité d'énergie électrique fournie à la soudure, donc à l'intensité efficace utilisée. Si celle-ci est trop faible, le noyau fondu est trop petit voire inexistant, et le **déboutonnage** n'a pas lieu lors du test destructif : il y a **Rupture en Plan de Joint (RPJ)** de la soudure. Au-delà d'un certain seuil d'intensité, il y a déboutonnage, et le diamètre du bouton est caractéristique de la tenue mécanique du point soudé : plus on augmente l'énergie fournie, plus la zone fondue est large et plus le point est résistant aux contraintes mécaniques. Cependant, passé un certain seuil d'intensité, donc d'énergie électrique, le noyau fondu déborde la zone maintenue entre les électrodes : il y a expulsion, et la taille du noyau fondu s'en trouve diminuée.

En résumé, il s'agit d'étudier les variations du diamètre de bouton, donc de la tenue mécanique de la soudure, en fonction de l'intensité efficace. Ceci est schématisé sur la **(Figure I.8)**.

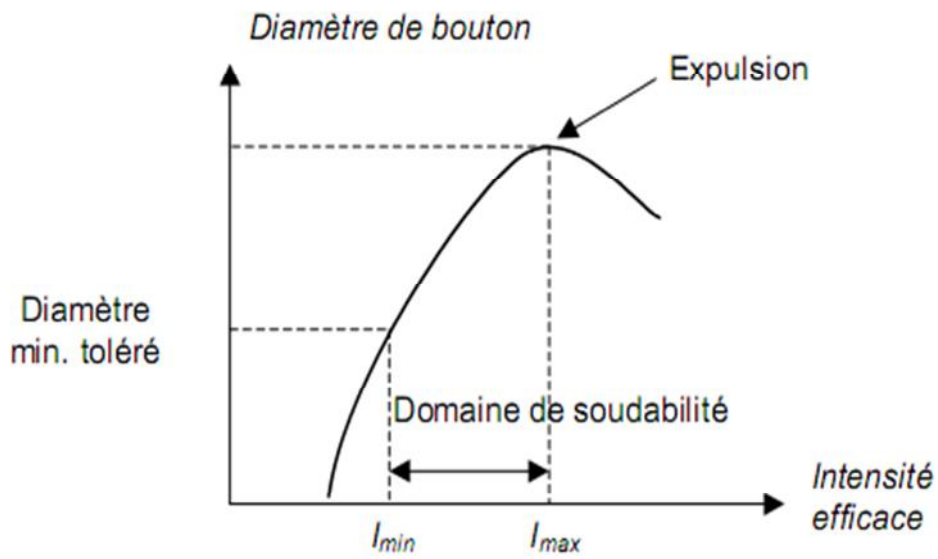


Figure .I.8: Définition du domaine de soudabilité

Par domaine de soudabilité, on entend ainsi l'intervalle $[I_{\min}, I_{\max}]$, où I_{\min} est la plus petite intensité donnant un diamètre acceptable, et I_{\max} est la plus grande intensité ne provoquant pas d'expulsion.

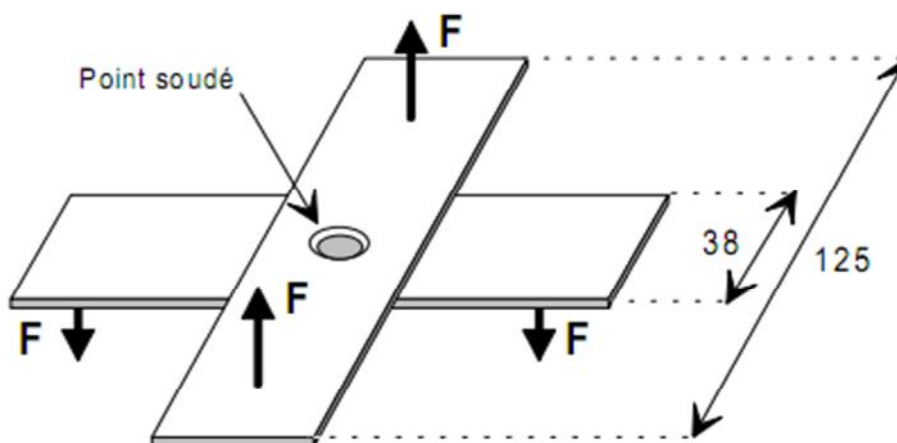


Figure .I.9: Éprouvettes de traction en croix.

Pour mesurer le diamètre de bouton correspondant à une intensité donnée, on soude deux éprouvettes entre elles en les disposant comme indiqué sur la (**figure .I.9**). Celles-ci sont maintenues dans cette position, avant et pendant le soudage, par un gabarit. La traction se fait en appliquant une force **F** croissante dans le temps jusqu'à rupture de la soudure. L'opérateur note alors, dans la mesure où un bouton apparaît sur l'une des deux tôles, ses diamètres minimal et maximal.

Pour fixer les idées, les spécifications des clients de Sollac imposent en général un domaine de soudabilité d'au moins 1,5 kA. Dans le cas contraire, ils estiment que la mise en œuvre du produit est trop problématique.

I.4.2.La dégradation des électrodes:

Ce test vise à estimer le nombre de points soudés de bonne qualité (en termes de diamètre minimal acceptable) que l'on peut effectuer avec un jeu d'électrodes en gardant les mêmes réglages de paramètres, et en particulier l'intensité. En effet, on assiste à une dégradation des électrodes en fonction du nombre de points soudés, qui se traduit par une diminution de la qualité des soudures.

Cette dégradation des électrodes est due à une combinaison d'effets mécanique et chimique activés par les températures atteintes au niveau des interfaces électrode - tôle. L'usure des électrodes est particulièrement rapide sur produits revêtus zingués (avec - par ordre de vitesse de dégradation - les revêtements galvanisé-allié, électrozingué et galvanisé), pour lesquels on assiste à la création d'un alliage entre le cuivre des électrodes et le zinc du revêtement (formation de laiton). Cette dégradation entraîne un élargissement de la face active des électrodes et donc, à intensité de soudage égale, une diminution de la densité de courant. L'échauffement est donc de moins en moins localisé, ce qui a pour effet paradoxal de diminuer la taille du noyau fondu, de telle sorte que l'intensité nécessaire pour obtenir une taille de bouton donnée est de plus en plus élevée. Autrement dit, **le domaine de soudabilité du produit se décale vers les hautes intensités.**

On définit alors la **durée de vie des électrodes**, pour certains réglages des paramètres, comme le "*nombre de points de qualité satisfaisante (selon le même critère que pour le domaine de soudabilité) que l'on peut souder avec un jeu d'électrodes en se plaçant à l'intensité haute du domaine de soudabilité correspondant aux électrodes neuves*".

Pour déterminer la durée de vie des électrodes, on utilise des électrodes neuves, et l'on soude des tôles appelées **bandes d'usure** en se plaçant à la limite supérieure du domaine de soudabilité. Suivant la durée de vie estimée a priori, on réalise tous les 200, 100 ou 50 points une **bande de contrôle** de 10 points destinée à subir des essais mécaniques.

En fonction des diamètres de boutons obtenus sur cette bande de contrôle et des mêmes critères de qualité que pour la détermination du domaine de soudabilité, l'opérateur décide soit de poursuivre l'essai en gardant la même intensité efficace, soit d'effectuer un **recalage** de cette intensité. Dans un contexte industriel, l'opération visant à compenser l'usure des électrodes par une augmentation progressive de l'intensité de soudage est désignée sous le nom de **loi de déphasage**.

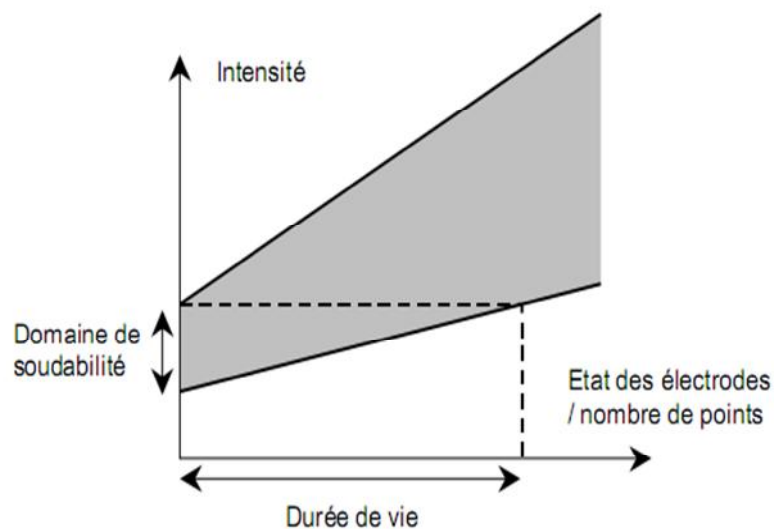


Figure .I.10: Décalage du domaine de soudabilité vers les intensités hautes avec la dégradation des électrodes.

Lors d'un recalage au sens de la norme [NF A 87.001][5], l'intensité utilisée correspond à la nouvelle limite supérieure du domaine de soudabilité. Il faut donc de nouveau déterminer l'intensité maximale sans expulsion avec les électrodes usées.

L'essai de durée de vie est arrêté - à l'initiative de l'opérateur - lorsqu'il juge, après un ou deux recalages, que le pourcentage d'augmentation du courant est trop élevé, voire que le nombre de points par incrémentation est trop faible, ou que la qualité du point (qu'il estime visuellement) est trop mauvaise.

Pour contrôler la qualité des points de la bande de contrôle, on utilise un dispositif permettant de déboutonner simultanément les 10 points soudés (voir [NF A 87-001])[5]. Ce dispositif, communément appelé les "dents de la mer", est schématisé sur la (figure .I.11).

Pour des raisons de symétrie évidentes, on ne considère pas les diamètres des deux points extrêmes comme significatifs. En effet, ils ne sont soumis que d'un seul côté à une force d'écartement. Il peut même arriver qu'ils ne soient pas totalement déboutonnés. Dans ce cas, les deux tôles sont séparées à l'aide d'un marteau et d'un burin.

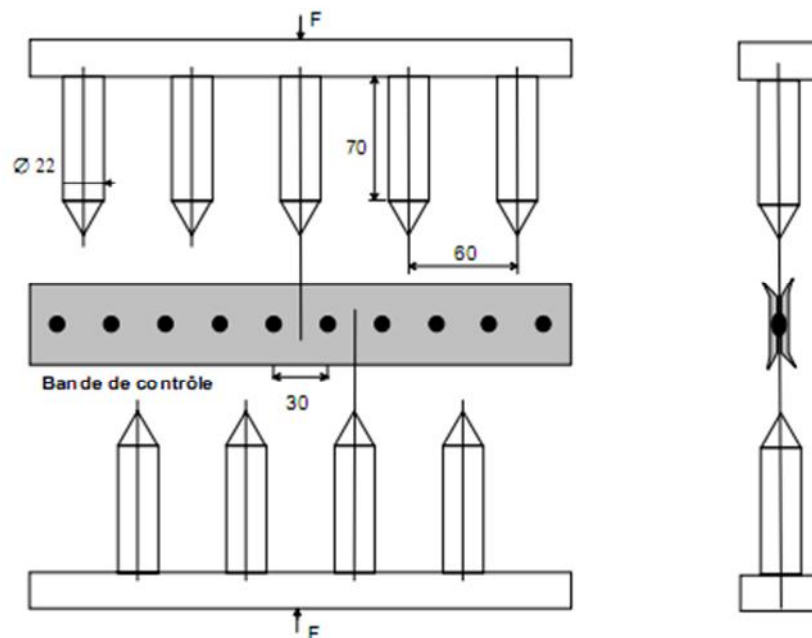


Figure .I.11: Dispositif de déboutonnage simultané de 10 points de soudure

I.5.Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons brièvement présenté le principe du procédé de soudage par point et les phénomènes électriques liés. Cette introduction permet de comprendre les éléments de base des phénomènes du procédé de soudage par points.

I.6. Références bibliographies

- [1] **R. W. MESSLER, Jr.:**“What’s Next for Hybrid Welding”, *Welding Journal*, 83(3), 2004, 30-34.
- [2] **T. NATAL, and B. IRVING:**“Automakers Set the Pace for Spot Welding the New Galvanized Steels”, *Welding Journal*, March 1992, 47-52.
- [3] **R. CAZES** , " Le soudage par Resistance", Les techniques de l'ingenieur, novembre 1993.
- [4] **F . SAUVAGE, G KAPLAN**, "Le soudage"; Chapitre 38 du Livre de l'acier, Technique & Documentation - Lavoisier, 1994.
- [5] **[NF A 87-001]**, "Caracterisation de la soudabilité par resistance par point de produit plat revetue ou non"
- [6] **W. WADDEL & N. WILLIAMS**, " Control of resistanse spot Welded Quality Using Multi-Parameter Dried Algorithms for Zinc-Coated Sheets " Rapport technique EUR 17859 EN du Contrat N° 7210-MB/805, Steel Research, 1997/1998.

Chapitre II:

Application de la Mécanique des Ruptures au Soudage par Point

II. Le comportement en fatigue de l'assemblage soudé par point :

II.1. Géométrie des éprouvettes :

L'analyse de la tenue en fatigue des assemblages soudés par point est souvent basée sur des données d'essais effectués sur des éprouvettes monopoint. De nombreux formats d'éprouvettes sont utilisés, normalisés ou non. La géométrie de l'éprouvette choisie dépend du type de chargement que l'on veut reproduire sur l'éprouvette.

II.1.1.a. Les assemblages monopoint :

- Essai en traction-cisaillement

L'éprouvette monopoint utilisée le plus fréquemment est l'éprouvette de Traction-Cisaillement (TC) (figure II.1). La géométrie d'éprouvettes de traction-cisaillement est définie par les normes ISO 14234 [1] (Tableau II.1) ou encore par la norme JIS Z 3138 [2] (Tableau II.2). Dans ce cas, le point est sollicité essentiellement en cisaillement, mais cette sollicitation n'est pas pure. Un moment de flexion est induit.

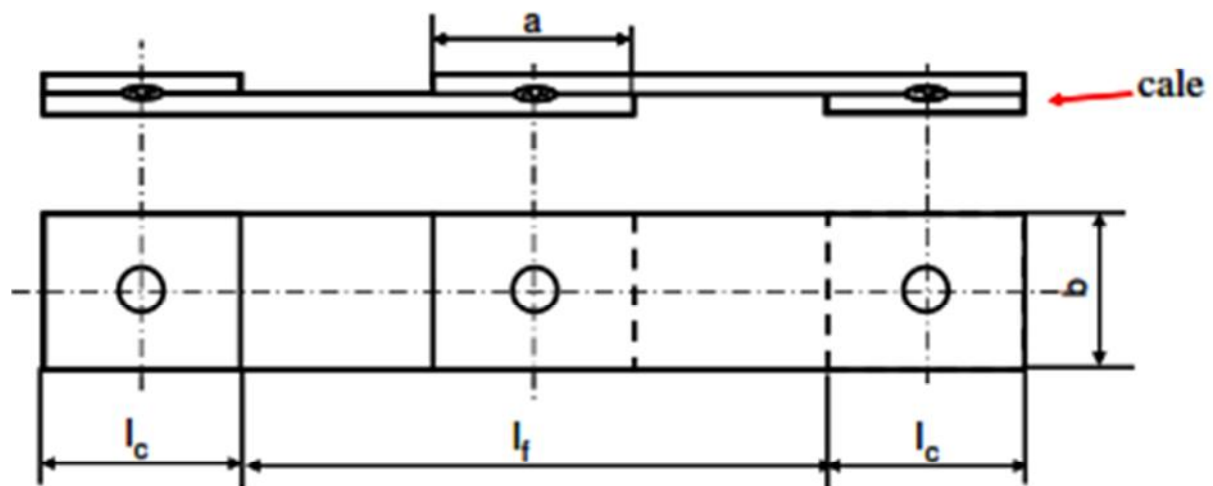


Figure II.1 Géométrie des éprouvettes soudées par point pour l'essai de fatigue par traction-cisaillement.

Epaisseur t_1	Largeur de l'éprouvette b	Recouvrement a	Longueur libre entre les mors de fixation l_f
0,5 t_1 1,5	45 ± 0,5	35	160
1,5 t_1 3	60 ± 0,5	45	200
3 t_1 6	90 ± 0,8	60	240

Tableau II.1 Dimensions (en mm) des éprouvettes de fatigue par traction-cisaillement des grandeurs définies dans la figure II.1 selon la norme ISO 14234 [1]

Epaisseur t_1	Largeur de l'éprouvette b	Recouvrement a	Longueur libre entre les mors de fixation l_f
0,5 t_1 1,6	40	40	160
1,6 t_1 3,2	50	50	200
3,2 t_1 6	60	60	240

Tableau II.2 Dimensions (en millimètres) des éprouvettes de fatigue par traction-cisaillement des grandeurs définies dans la figure II.1 selon la norme JIS Z 3138[8]

- Essai de traction

La sollicitation de traction est reproduite par les éprouvettes de traction en croix (Figure II.2.a) et de pelage (Figure II.2.b). Les éprouvettes de traction en croix possèdent généralement une résistance à la fatigue réduite de 20 % par rapport à la sollicitation de traction cisaillement [3].

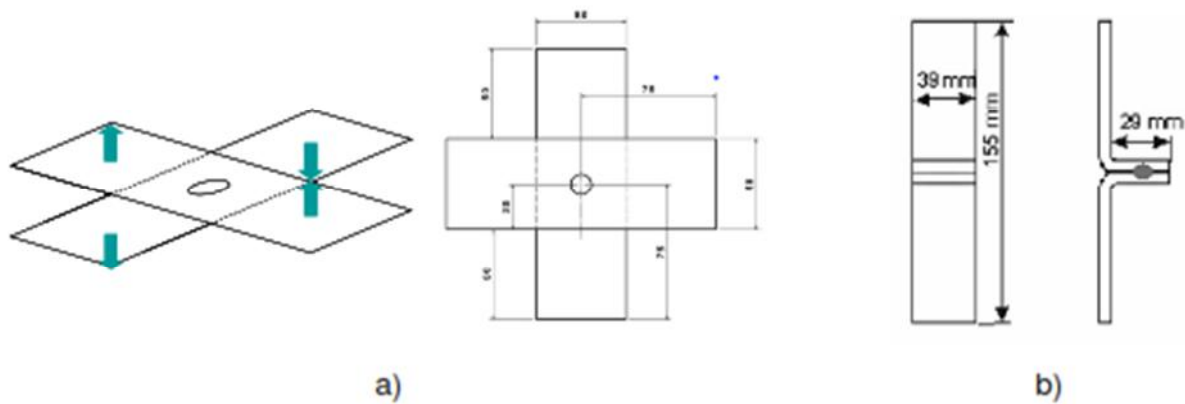


Figure II.2 Géométrie d'une éprouvette a) de traction en croix [1] b) de pelage [4].

II.1.1.b. Les éprouvettes multipoints:

Même si les propriétés de fatigue sur les assemblages soudés par point sont déterminées sur des assemblages monopoint, d'autres assemblages multipoints ont été proposés pour une application plus directe sur structure automobile.

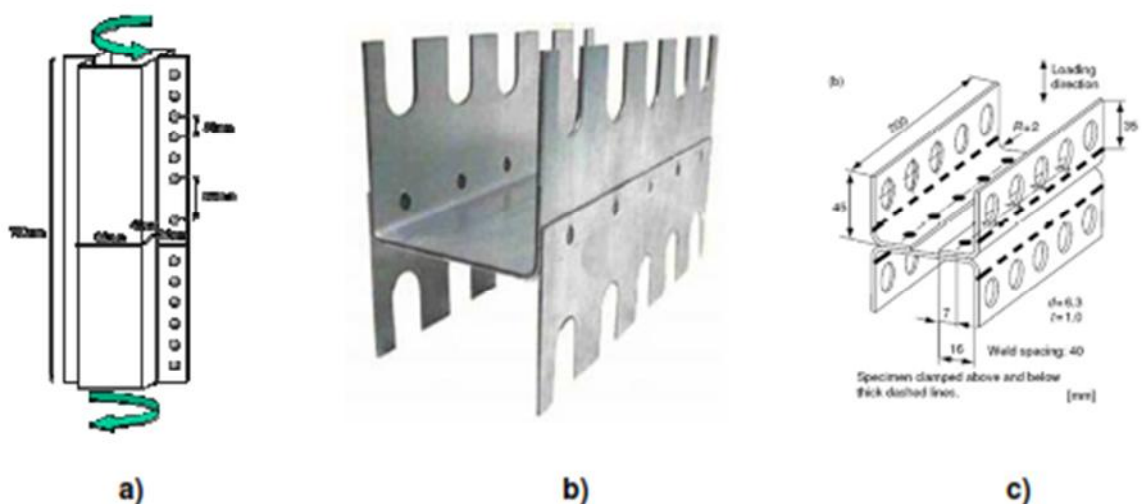


Figure II.3 a) Double Omega pour sollicitation en torsion, b) Eprouvette en H pour sollicitation en traction-cisaillement, c) et dimension d'une éprouvette de pelage en H utilisée par [5].

II.2. Les étapes successives d'endommagement par fatigue d'un point soudé sollicité en traction-cisaillement :

La ruine par fatigue d'un assemblage soudé par point sollicité en traction-cisaillement (TC) défini selon la norme ISO 14234 [1] provient d'un multi-amorçage de fissures dans la zone affectée thermiquement près du fond d'entaille entre les deux tôles. La fissure se propage ensuite de manière circonférentielle et au travers de l'épaisseur de la tôle.

La fissure de fatigue reste invisible pendant la majeure partie de la durée de vie.[12] soulignent le fait qu'il est difficile de s'accorder sur la durée de vie d'un échantillon TC en raison du manque de définition uniforme des différentes phases de propagation des fissures de fatigue. Néanmoins, la durée de vie en fatigue des points soudés est scindée habituellement en trois étapes, une définition est proposée par [7], c'est celle que nous utiliserons :

- Etape 1: amorçage et croissance de la fissure ; à la fin de cette étape une fissure est présente sur la périphérie du noyau,
- Etape 2: propagation de la fissure présente à la périphérie du noyau, jusqu'à la traversée de l'épaisseur de la tôle,
- Etape 3: propagation de la fissure latéralement dans le sens de la largeur de l'éprouvette jusqu'à ce que la rupture provienne d'une instabilité plastique.

De nombreux critères peuvent déterminer la fin de l'essai de fatigue : une perte de rigidité, une limite d'allongement de l'éprouvette, l'instabilité plastique, la première apparition d'une fissure à la surface, etc. [8] notent qu'une définition pratique de la rupture par fatigue de l'échantillon TC est la fin de l'étape II, puisque la fissure devient alors visible.

La plus grande difficulté est la perception du passage de l'étape 1 à l'étape 2. Aussi, diverses méthodes ont été développées pour permettre cette identification. Une solution consiste à effectuer des essais interrompus à intervalles réguliers et à réaliser des observations micrographiques. Il s'agit d'une méthode destructive à laquelle s'ajoute la difficulté d'obtenir une bonne répétitivité, étant donné la dispersion de la rupture par fatigue. Une autre technique, développée par [6], consiste à utiliser un échantillon spécifique prédécoupé en demi-point pour suivre et mesurer visuellement la croissance des fissures. Dans ce cas la sollicitation locale est modifiée et il est nécessaire d'effectuer un calcul pour obtenir une sollicitation équivalente. D'autres méthodes permettent de suivre et de mesurer la fissure directement sur l'échantillon en

cours d'essai. Ces techniques sont toutes basées sur le même principe : la croissance ou propagation de la fissure de fatigue peut être déduite de la variation de la grandeur physique qui est mesurée.

Des jauges de déformation sont utilisées par [9], pour observer la variation de l'amplitude de déformation locale, [10], [11] utilisent la méthode thermique avec des thermocouples, [12], [13], [8], et [14], [15] se servent d'une méthode électrique basée sur l'évolution du potentiel électrique. Ils interprètent le changement du potentiel mesuré comme une évolution de la fissure. La précision de la détection de chaque étape dépend de la technique utilisée.

Même si la détection des différentes étapes d'endommagement par fatigue est possible, suivant les écoles de pensée, les auteurs considèrent ou non la phase d'amorçage de fissure comme négligeable. Aussi, [16], [6],[23],[7], Le [18] et [8] prennent en compte une étape d'amorçage dans la durée de vie totale de l'assemblage. En revanche, [19] considèrent que l'étape d'amorçage est négligeable et que la durée de vie dépend uniquement de la propagation de fissure. Aussi, toutes les approches fondées sur la mécanique de la rupture, partent de cet état de fait. [20], [21], [22], [23], [24]. [25] qui adoptent une approche basée sur la mécanique de la rupture notent, en comparant leur modèle avec des essais, que la durée de vie totale inclut une phase d'amorçage.

II.3.Les facteurs d'influence sur la durée de vie de l'assemblage:

II.3.1. Facteurs géométriques :

II.3.1.a. Influence du diamètre de point :

Selon [32], dans le cas d'essais de traction-cisaillement la limite de fatigue exprimée en termes de contrainte nominale, croît avec le diamètre de point. Cet effet est plus marqué pour les faibles nombres de cycles. [27] confirme ces résultats pour des durées de vie de 10^{4-6} cycles mais ne remarque plus d'influence pour des durées de vie intermédiaires de 10^6 cycles. [28] ne constatent aucune influence du diamètre de point sur la résistance à la fatigue, dans le cas des assemblages de traction-cisaillement qui ne rompent pas en plan de joint.

Selon [35] la raison essentielle de l'amélioration en fatigue qu'apporte l'augmentation du diamètre de point est la diminution de la flexion secondaire au cours de l'essai de traction-cisaillement.

Les modèles de prévision de durée de vie développés, par [30],[31],[24], [21], [22], [23] qui visent à prendre en compte la durée de vie totale, prévoient tous une amélioration de la durée de vie avec l'augmentation du diamètre, soit par une diminution de la contrainte appliquée soit par la diminution du facteur de concentration de contrainte. Seul [32], après confrontation de leur modèle avec des essais, font intervenir un facteur qui vise à réduire l'influence du diamètre sur le facteur de concentration de contrainte.

Nous retiendrons que la littérature prévoit une augmentation de la durée de vie avec le diamètre de point, même si certains auteurs émettent des réserves.

II.3.1.b. La largeur de tôle et la distance entre les points :

Sur des assemblages monopoint, [33] met en évidence une largeur critique à partir de laquelle l'augmentation de la largeur n'améliore plus la tenue en fatigue. Dans le cas de l'assemblage de traction-cisaillement, [34] fait intervenir la largeur de tôle dans le calcul de contraintes structurelles.

Cette influence dépend du critère de fin d'essai. Dans le cas d'un critère de fin d'essai fondé sur une limite de déplacement des mors de la machine de fatigue, et pour une éprouvette de traction-cisaillement, l'étape de propagation de fissure au travers de l'épaisseur de la tôle est particulièrement influencée par la largeur de tôle et le moment de flexion secondaire. Dans ce cas, une augmentation de la largeur de tôle induit une amélioration de la tenue en fatigue. En revanche, en considérant comme critère de fin d'essai le percement de fissure à la surface de la tôle, l'influence de ce paramètre géométrique est moins marqué.

Sur des assemblages multipoints, l'augmentation du nombre de points ou la diminution de la distance entre les points a pour effet d'augmenter globalement la résistance de l'assemblage [26]. Par contre, la résistance par point diminue avec la distance entre les points. Selon [29], l'augmentation globale de la durée de vie avec celle du nombre de points est liée à la répartition des contraintes entre plusieurs points. Par contre, la résistance à la fatigue dépend de la distribution des points, qui induit des états de contraintes différents liés au bridage par exemple.

II.3.1.c. Epaisseur de tôle :

Les essais à force imposée montrent un accroissement de la durée de vie lié à l'augmentation de l'épaisseur de tôle [26], [28], [29], [3]. Selon [3], cet effet est particulièrement important aux grands nombres de cycles. Trois causes peuvent être évoquées pour expliquer cet accroissement de résistance à la fatigue :

- une augmentation de la rigidité de l'assemblage.
- une augmentation de la hauteur du noyau à même diamètre d'électrode.
- une augmentation de la part de propagation dans la durée de vie.

II.3.2. Effet d'entaille :

La littérature distingue deux formes majeures de fonds d'entaille (**Figure II.6**) Dans le cas de l'entaille de type A (**Figure II.6.a**), le noyau est elliptique et éloigné de l'extrémité, une zone de liaison est présente. La fissure de fatigue se propage dans le prolongement de l'extrémité puis bifurque à l'approche de la zone fondue. Pour une entaille de type B (**Figure II.6.b**), le noyau a tendance à se rapprocher du fond d'entaille, il n'y a plus de zone de liaison et la fissure se propage directement dans l'épaisseur de la tôle. La tenue en fatigue d'un assemblage avec une entaille de type B est généralement moins bonne qu'avec une entaille de type A, mais dans ce cas, les résultats sont plus dispersés [3].

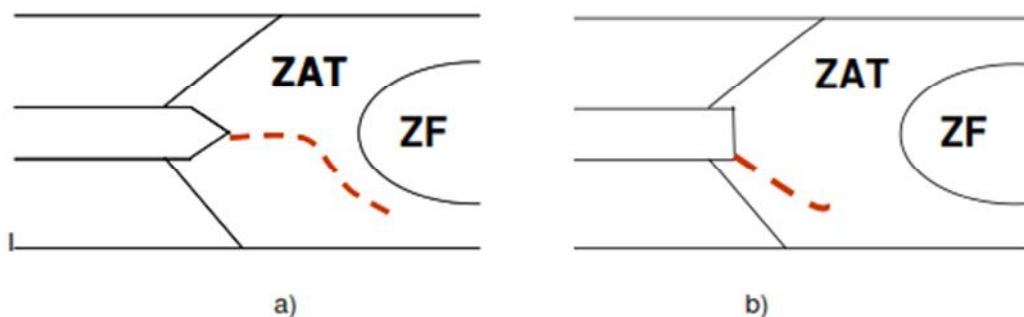


Figure II.4 Formes des fonds d'entaille répertoriés par [3] a) type A b) type B

La difficulté majeure provient ici du soudage. Comme le soulignent [31], la forme du fond d'entaille varie selon les conditions de soudage, mais surtout elle n'est pas identique sur l'intégralité de la périphérie du point.

II.3.3. Influence du métal de base:

Dans le domaine des faibles charges et des grandes durées de vie, aucune influence du métal de base n'est mise en évidence [34], [17]. Selon [29], l'effet d'entaille du point de soudure gomme l'influence du matériau puisqu'il induit un amorçage très rapide des fissures. En revanche, dans le cas des faibles durées de vie, une augmentation de la résistance du métal de base améliore la durée de vie de la soudure [35]. On retrouve dans ce cas, les mêmes effets que pour une sollicitation statique.

Une difficulté s'ajoute encore, elle est liée au soudage. Dans le cas d'amorçage de fissure en fond d'entaille, la fissure se propage en zone affectée thermiquement (ZAT). Les propriétés de cette ZAT dépendent de la séquence de soudage appliquée et de la nature du métal de base. Les gradients de microstructure en ZAT sont très importants, et il faut être capable de caractériser finement ces microstructures. [36] par exemple prend en compte les propriétés élasto-plastique de la ZAT et de la zone fondue pour montrer la nécessité de prise en compte de ce paramètre dans la tenue en fatigue.

II.3.4. Influence des contraintes résiduelles:

Selon [3], la tenue à la fatigue du joint soudé par point est largement influencée par les contraintes résiduelles. L'existence des contraintes résiduelles contribue à modifier la contrainte moyenne et donc le rapport de charge.

La principale difficulté consiste à déterminer l'état de ce champ de contraintes après l'opération de soudage. Le point soudé est le siège de forts gradients de contraintes de l'ordre de 200 MPa / mm [36]. Cette observation implique deux points :

- la mesure doit être assez locale pour s'affranchir de l'effet de moyenne,
- il est nécessaire d'avoir accès à la zone de mesure.

Les méthodes de mesure de contraintes résiduelles sont de deux types suivant si ces méthodes sont destructives ou non.

Dans les méthodes non destructives, on recense la diffraction des rayons X [27] , [36], [37], [38], la diffraction des neutrons, la méthode ultrasonore ou encore les méthodes magnétiques [39]. Ces méthodes sont fondées sur les relations entre un paramètre physique ou métallographique et l'état des contraintes résiduelles.

Les méthodes de diffraction des rayons X ou de diffraction des neutrons sont fondées sur la mesure de déformations en étudiant les variations des espacements des inter-plans cristallins dans le matériau poly-cristallin. Les méthodes par rayons X mesurent les déformations résiduelles en surface du matériau et la méthode par diffraction des neutrons mesure les déformations résiduelles dans un volume. La méthode par ultrasons mesure la variation du temps de parcours entre les ondes ultrasonores, qui peuvent être reliées à l'état de contraintes résiduelles. Les méthodes magnétiques relient l'interaction entre la magnétisation et les déformations élastiques dans les matériaux ferromagnétiques. La méthode par diffraction des neutrons nécessite une source radioactive, c'est son principal inconvénient. Les autres méthodes restent souvent semi quantitatives et sont utiles pour des comparaisons.

Les autres méthodes sont destructives et permettent de mesurer des déformations macroscopiques qui sont relâchées quand le matériau est enlevé mécaniquement. Elles s'appuient sur des théories élastiques. Nous retiendrons la méthode du trou incrémental qui consiste à mesurer les déformations résiduelles mesurées introduites par le percement d'un trou. Une rosette de jauges de déformations est centrée sur le trou. [40] proposent une amélioration de cette méthode en mesurant les déformations résiduelles par interférométrie moirée. L'avantage de cette méthode est de mesurer l'intégralité du champ de déformations planes près de la périphérie du trou, là où les relaxations de contraintes sont maximales par rapport à la méthode avec les rosettes qui possède une sensibilité au désalignement et intègre les déformations lors de forts gradients.

La simulation numérique du soudage est un outil utilisé pour approcher le champ de contraintes résiduelles [37], [38]. Cependant, la simulation numérique ne peut s'affranchir de mesures expérimentales pour valider ses modèles.

Les auteurs s'accordent tous sur l'état de contraintes résiduelles en surface du point de soudure [40], [38], [27], [36], [38],[39]. En considérant le point soudé comme axisymétrique, dans la direction radiale, une forte traction est constatée au centre de l'assemblage. La valeur des contraintes radiales décroît ensuite avec la distance au centre du point jusqu'à atteindre une valeur nulle. Les valeurs maximales sont de 400 MPa [36] et [37], 200 MPa [39], 230 MPa [40], 70 MPa [38]. Dans la direction ortho-radiale, les contraintes résiduelles tangentielles sont positives au centre de l'assemblage. Elles

décroissent rapidement ensuite pour créer un état de compression. Au loin de l'axe de symétrie du point soudé, ces contraintes sont proches de zéro.

En revanche, les avis sont partagés en ce qui concerne le signe des contraintes résiduelles radiales en fond d'entaille au niveau du plan de joint. La raison principale réside dans l'absence d'accessibilité du fond d'entaille sans enlèvement de matière et la modification du champ de contraintes induit par ce dernier. [27], [36] utilise une attaque électrochimique par couches successives.

[38] enlèvent la moitié supérieure du point. Ils considèrent la variation du champ de contraintes comme négligeable. Anastassiou mesure une contrainte résiduelle radiale de traction au niveau de l'entaille de l'ordre de 200 MPa. [38] mesurent une contrainte résiduelle de compression de -40 MPa.

Enfin des études ont été effectuées sur le réarrangement des contraintes résiduelles au cours de l'essai de fatigue. [36] par calcul par la méthode des éléments finis avec une analyse élasto-plastique montre, qu'après quelques cycles de chargement, les contraintes résiduelles radiales sont en compression en surface et au niveau de l'entaille. [40], sur un essai de traction-cisaillement, observent une chute de 30 % de la valeur des contraintes résiduelles radiales de surface après 10 000 cycles de chargement, mais ces contraintes sont toujours de traction.

Les avis sont très partagés quand à l'état des contraintes résiduelles radiales dans le point soudé. Cette divergence d'avis provient de la difficulté expérimentale de détermination de ce champ de contraintes tant d'un point de vue incertitudes de mesures, reproductibilité des mesures et accessibilité. Aujourd'hui, cette problématique fait l'objet de grands projets de recherche comme Musica qui associe de nombreux partenaires.

II.4. Effet des conditions de soudage:

Les conditions de soudage ne sont pas reliées directement au comportement en fatigue de l'assemblage. Leur effet est pris en compte par les variations induites sur les facteurs d'influence décrits dans la partie précédente.

II.4.1. L'intensité de soudage:

Selon [3], [29], l'augmentation de l'intensité de soudage accroît la taille de la zone fondue et entraîne une légère augmentation de la résistance à la fatigue. [27] mesure une augmentation des contraintes résiduelles radiales avec l'intensité.

L'expulsion se produit lorsque l'intensité de soudage est élevée. Selon [29], l'expulsion permet une augmentation du noyau et un état de contraintes résiduelles favorables. [27] remarque une chute des contraintes résiduelles radiales de traction.

II.4.2. Le temps de soudage:

Selon [3], l'augmentation du temps de soudage permet d'augmenter le diamètre de point et le diamètre de ZAT. Cette augmentation entraîne donc une amélioration de la tenue en fatigue. [27] remarque que le fond d'entaille est modifié d'une manière défavorable pour un temps de soudage de 15 périodes, les valeurs du champ de contraintes résiduelles ne sont que peu modifiées.

II.4.3. L'effort de soudage:

Selon [3], une augmentation de l'effort de soudage a pour effet de diminuer la taille de la zone fondue et accroît l'acuité d'entaille, ce qui semble avoir une influence défavorable. En revanche [41] remarque qu'une augmentation de l'effort pendant le maintien permet d'accompagner la contraction thermique. La compression du point permet de modifier le champ de contraintes résiduelles.

II.4.4. Les traitements thermiques:

Les traitements thermiques appliqués au point de soudure sont des post-chauffages.

Selon [3], le recuit machine vise à éliminer les contraintes résiduelles et à améliorer le comportement en fatigue de l'assemblage. [35] montrent qu'il existe un optimum de temps de post-chauffage qui permet d'améliorer la tenue en fatigue de l'assemblage. En revanche [27] pour les conditions qu'il a étudiées, ne constate pas d'amélioration. Les modifications de microstructures évoluent dans un sens plutôt défavorable.

En conclusion, il est difficile de comparer les différents avis de la littérature, puisque leurs conclusions sont effectuées sur des configurations expérimentales qu'il est difficile de comparer, en terme de nuance et d'épaisseur d'acier utilisé, de même d'un point de vue des conditions de soudage. Nous retiendrons que l'augmentation de l'intensité de soudage et du temps de soudage est favorable à la tenue en fatigue puisque le diamètre de point augmente.

II.5. Techniques de calcul de durée de vie:

Si assez de données d'essais sont disponibles, une analyse de type force - durée de vie peut être effectuée prenant en compte de multiples facteurs. Cependant, il peut être intéressant d'utiliser un paramètre d'endommagement par fatigue pour les assemblages soudés par point afin d'appliquer les résultats obtenus à des structures plus complexes.

Ce n'est qu'au début des années 1980 que les auteurs ont développé des modèles visant à appliquer des résultats d'essais sur éprouvettes à des structures réelles. Ces approches se rapportent à un paramètre local. Dans les approches paramétriques d'endommagement, un modèle analytique est développé pour déterminer comment la contrainte, la déformation ou l'intensité de contrainte dépend du chargement appliqué. Ces quantités sont ensuite reliées à un critère d'endommagement par fatigue et enfin calibrées par des essais.

Afin d'appliquer ces critères d'endommagement aux structures réelles, une modélisation de la structure est effectuée par la méthode des éléments finis, un calcul dans le domaine élastique sous un chargement unitaire permet d'identifier les chargements résultants de chaque point de la structure. L'historique des sollicitations sur les paramètres d'endommagement est ensuite déterminé par une application linéaire de l'historique des chargements structurels.

De nombreuses techniques utilisant la méthode des éléments finis pour déterminer les chargements sur chaque point sont utilisées. Ces techniques possèdent toutes le même objectif : modéliser la rigidité de la structure afin de caractériser au mieux les efforts qui sont transmis par le point.

II.5.1. Approche par les contraintes structurelles:

Cette approche a été développée par [30], les contraintes structurelles sont définies comme des grandeurs représentatives du comportement en fatigue des assemblages soudés par point. Ces contraintes sont induites par la transmission des efforts par le point soudé dans la structure. Cette

approche néglige l'effet des contraintes résiduelles, de la concentration de contrainte en fonction de la forme du fond d'entaille ou la variation de la microstructure.

II.5.1.a. Principe:

Le critère de fatigue développé prend en compte deux mécanismes de rupture par fatigue et donc deux modes de défaillance de l'assemblage, à savoir :

- la rupture par fissuration dans la tôle au niveau du point soudé en ZAT ou en dehors,
- la rupture par fissuration dans le noyau ou encore rupture en plan de joint.

Aussi l'analyse de la structure est effectuée comme suit (**Figure II.5**) : pour chaque mode de défaillance, la détermination des contraintes structurales maximales équivalentes est effectuée pour chaque point de la structure ; ces dernières sont comparées ensuite à une courbe (S-N) de référence. Par défaut, cette courbe de référence est la courbe 11W de classe 125 (**Figure II.6**). Une courbe " utilisateur " qui décrit mieux le comportement du matériau ou un mode de sollicitation particulier peut être utilisée. Dans le cas d'un chargement d'amplitude variable, l'endommagement est calculé grâce à une loi de Miner modifiée.

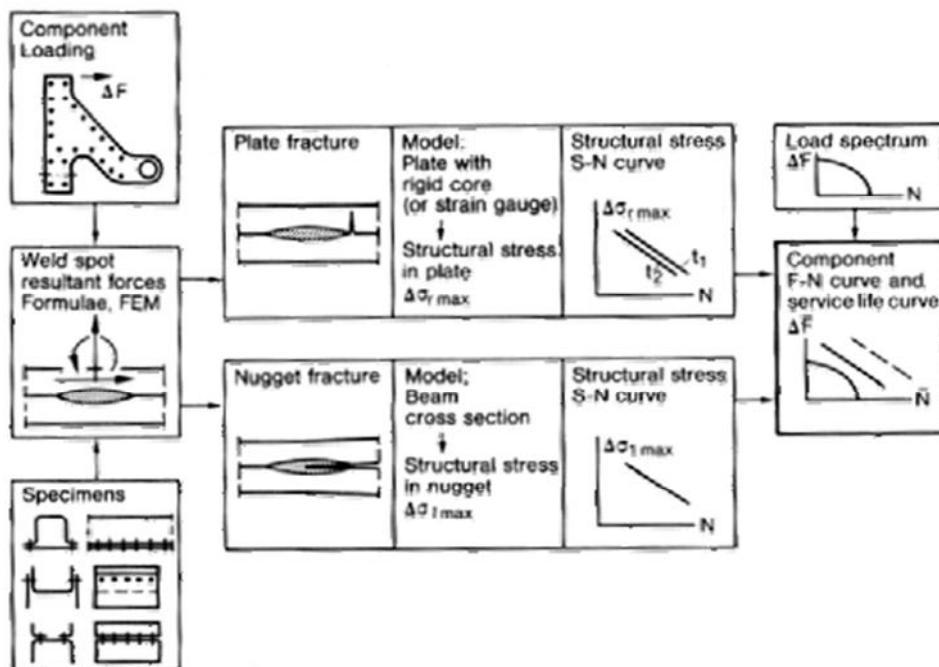


Figure II.5 Schéma de principe de l'approche développée par [30]

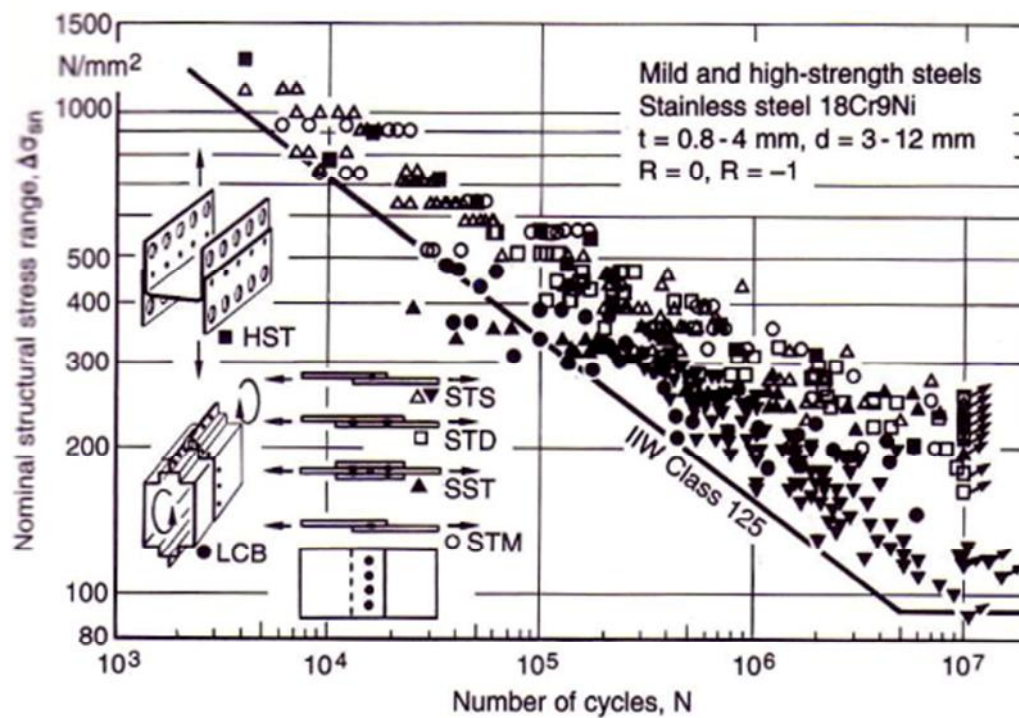


Figure II.6 Courbe S-N recommandée de contraintes structurales nominales pour des assemblages soudés par point selon [42]

II.5.1.b. Calcul des contraintes structurales selon [31] :

Les contraintes structurales sont calculées à l'aide d'un modèle de noyau rigide modélisant le point soudé. La (**Figure II.7**) illustre ces modèles et définit les appellations utilisées.

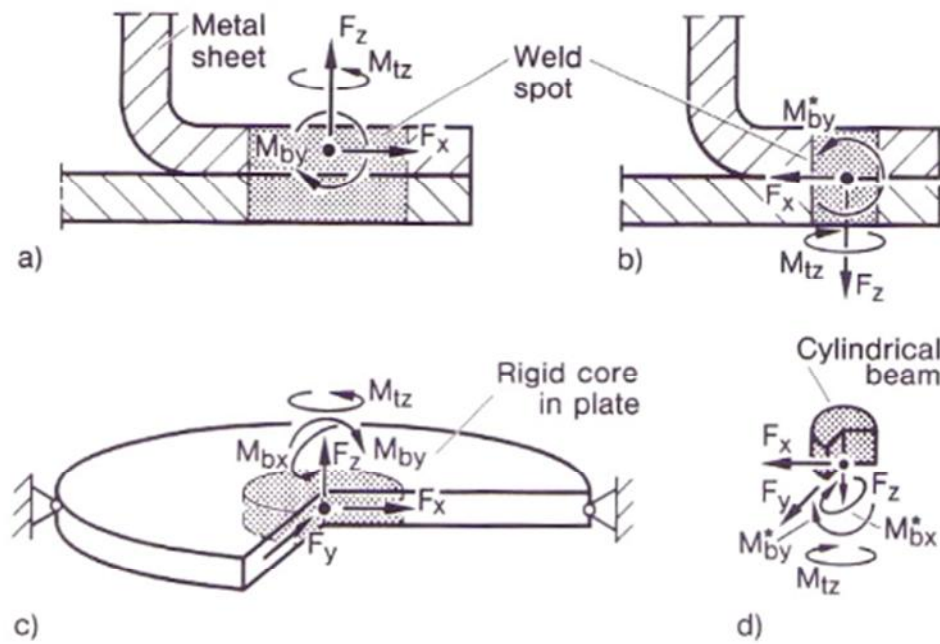


Figure II.7 Modèle de noyau rigide pour les contraintes structurelles de la tôle avec les forces se référant au milieu de la tôle (a), (c) et modèle de poutre rigide pour les contraintes structurelles du noyau avec les forces se référant au plan de joint (b), (d), assemblage original (a), (b) et modèle simplifié (c), (d) [31].

- Contraintes structurelles dans la tôle

La contrainte structurelle radiale maximale est considérée comme initiatrice de fissure. Cette contrainte est approximativement égale à la contrainte équivalente de Von Mises maximale qui est considérée comme un critère de fissuration adéquat pour les matériaux ductiles. Les contraintes moyennes et alternées issues du calcul ou de la mesure sont transformées à l'aide d'un diagramme de Haigh en une contrainte équivalente en traction répétée ($R = 0$). Les contraintes transformées des différentes résultantes sont alors superposées par un calcul de contrainte équivalente de type Von Mises pour les matériaux ductiles. La contrainte maximale équivalente (σ_{sneq}) est alors déterminée.

$$\sigma_{sneq} = \sqrt{(1 - V + V^2) \cdot \overline{\sigma_{sn}^2} + 3\overline{\tau_{sn}^2}} \quad (\text{II.2})$$

La contrainte structurelle nominale dans la tôle provenant du chargement du noyau par la force F_x dans le plan médian de la tôle est la contrainte de membrane radiale maximale au niveau de l'entaille $\sigma_{br \max}$:

$$\sigma_{sn} = \sigma_{mr \max} = \frac{F_x}{\pi d t} \quad (\text{II.3})$$

La contrainte structurelle nominale dans la tôle provenant du chargement du noyau par le moment fléchissant M_{by} dans le plan médian de la tôle est la contrainte de flexion radiale maximale au niveau l'entaille $\sigma_{mr \max}$:

$$\sigma_{sn} = \sigma_{br \max} = \frac{6M_{by}}{\pi d t^2} \quad (\text{II.4})$$

La contrainte structurelle nominale provenant de l'effort normal F_z dans le noyau est :

$$\sigma_{sn} = \sigma_{br \max} = \frac{3F_z}{\pi t^2} \left| \frac{1 - (1+V)\ln(d/D)}{1+V+(1-V)(d/D)^2} - \frac{1}{2} \right| \quad (\text{II.5})$$

Plusieurs approximations de cette formule ont été faites, [30] considèrent dans leur approche un rapport $D/d = 10$ et $\nu = 0,3$ ainsi :

$$\sigma_{sn} = 1,744 \frac{F_z}{t^2} \quad (\text{II.6})$$

La contrainte structurelle nominale du chargement du noyau par un moment de torsion M_{tz} perpendiculaire au plan de la tôle est la contrainte de membrane tangentielle maximale à l'entaille $\tau_{mt \max}$:

$$\tau_{sn} = \tau_{mt \max} = \frac{2M_{tz}}{\pi d^2 t} \quad (\text{II.7})$$

- Contraintes structurelles dans le noyau:

- ✓ **Contrainte structurelle nominale équivalente:**

Dans le cas de la fissuration du noyau, une contrainte structurelle spéciale est définie au niveau de l'entaille et est considérée comme initiatrice de fissure. Cette contrainte est calculée par la théorie des poutres. Le noyau est considéré comme étant un cylindre compact, il est chargé par les résultantes et les moments agissant sur le milieu de la plaque. La contrainte nominale équivalente (σ_{sneq}) est déterminée grâce aux contraintes normales de flexion (σ_{sn}) et les contraintes de cisaillement transverses (τ_{sn}) selon le critère de rupture en mode I pour les matériaux fragiles.

$$\sigma_{\text{neq}} = \frac{1}{2}\sigma_{sn} + \frac{1}{2}\sqrt{\sigma_{sn}^2 + 4\tau_{sn}^2} \quad (\text{II.8})$$

La partie moyenne et la partie alternée des contraintes sont calculées séparément. La contrainte alternée est transformée en une contrainte alternée équivalente ayant une partie moyenne nulle à l'aide d'une transformation basée sur un diagramme de Haigh. La contrainte alternée maximale équivalente est extraite. Cette contrainte maximale est limitée par une courbe S-N obtenue avec des échantillons rompus par fissure du noyau.

✓ **Contraintes structurelles nominales:**

Les contraintes structurelles nominales dans le noyau près de l'entaille, où la fissure s'initie, sont définies selon [30] comme les contraintes maximales dans une petite poutre de section circulaire.

La contrainte structurelle nominale dans la poutre provenant d'un effort tranchant F_z normal au plan de joint est :

$$\sigma_{\text{sn}} = \frac{F_z}{\pi d^2} \quad (\text{II.9})$$

La contrainte structurelle nominale dans la poutre provenant d'un moment fléchissant M_{by} (ou M_{bx}) dans le plan de joint est :

$$\sigma_{\text{sn}} = \frac{32M_{by}}{\pi d^3} \quad (\text{II.10})$$

La contrainte structurelle nominale provenant d'un effort F_x (ou F_y) au plan de joint est la contrainte maximale tangentielle de cisaillement dans la poutre :

$$\tau_{\text{sn}} = \frac{16F_z}{3\pi d} \quad (\text{II.11})$$

La contrainte structurelle nominale provenant d'un moment de torsion M_{tz} au plan de joint est la contrainte tangentielle de cisaillement dans la poutre:

$$\tau_{\text{sn}} = \frac{16M_{tz}}{\pi d^3} \quad (\text{II.12})$$

✓ **Autres formulations:**

[30] utilisent une formule dans le cas de la rupture de la plaque qui est dérivée d'une proposition de Radaj. Elle est ajustée aux résultats de limite de fatigue avec un facteur $K = 0,6 \cdot t$ de correction de contraintes, déterminé expérimentalement sur la contrainte de flexion secondaire :

$$\sigma_{sn} = \frac{F_x}{\pi dt} + 1,872 \cdot K \cdot \frac{M_{by}}{dt^2} \quad (\text{II.13})$$

[42] définit une contrainte structurelle nominale dérivée, à partir de la supposition que, la force transmise par la tôle agit uniformément sur la moitié de la circonférence du point soudé et que le moment fléchissant agit uniformément sur le pas des points soudés ou la largeur de l'échantillon.

$$\sigma_{sn} = \frac{2F_x}{\pi dt} + \frac{6M_{by}}{t^2 w} \quad (\text{II.14})$$

Selon [31], cette approche est valide dans le domaine des moyennes et grandes durées de vie : $N > 10^4$ cycles. Seules les contraintes résultant des forces et des moments supportés par le point soudé supposé être une poutre sont prises en compte, les contraintes résiduelles sont négligées. Cependant, par rapport aux approches issues de la mécanique de la rupture, cette approche est suffisante puisque les facteurs d'intensité de contraintes sont proportionnels aux contraintes structurelles.

Ce modèle développé est celui qui est implémenté dans les codes de calcul comme "FE fatigue" de n Code par exemple. Une analyse sur une structure complexe composée de nombreux points modélisés par des éléments poutres et coques peut être effectuée. Le point le plus faible de la structure est ainsi localisé et son mode de défaillance est identifié. Il répond à son objectif premier : permettre le dimensionnement d'une structure au sens de l'ingénieur.

Ce modèle prend en compte le mode de sollicitation, la géométrie de l'assemblage (épaisseur de tôle, diamètre de point et espacement des points). L'influence des contraintes résiduelles ou encore de la microstructure sont ici négligés.

II.5.2. Approche par la mécanique de rupture :

II.5.2.a. Principe de la méthode:

Dans ces approches, la mécanique élastique linéaire de la rupture est utilisée afin d'estimer la durée de vie en propagation des assemblages par utilisation de la loi de Paris [43]. La loi de Paris est donnée par :

$$\frac{da}{dN} = C K^m \quad (\text{II.15})$$

où a est la longueur de fissure

N est le nombre de cycles

C et m sont des constantes dépendant du matériau

K est le facteur d'intensité de contrainte

L'objectif majeur de ces approches est donc de déterminer le Facteur d'Intensité de Contrainte (FIC). Ces méthodes considèrent l'entaille présente entre les deux tôles comme une fissure préexistante.

Nous présentons ici les deux principales méthodes développées.

II.5.2.b. Méthode basée sur les contraintes structurelles [21], [31]:

Selon [24], la propagation de fissure au niveau de l'entaille est contrôlée par le FIC en pointe de fissure au niveau du fond d'entaille. Ceci est valable à la seule condition qu'une relation existe entre les contraintes structurelles et la concentration des contraintes en fond d'entaille. Cette relation est exprimée sous la forme suivante :

$$K_I = k_I \sigma_b t \quad (\text{II.16})$$

$$K_{II} = k_{II} \sigma t \quad (\text{II.17})$$

$$K_{III} = k_{III} \tau t \quad (\text{II.18})$$

où σ_b , σ_e et τ sont les contraintes structurales, t est l'épaisseur de la tôle et k_I , k_{II} et k_{III} des facteurs de correction. [24] fixe ces facteurs $k_I = 1/\sqrt{3}$, $k_{II} = 1/2$ et $k_{III} = \sqrt{2}$ dans trois cas de chargement spécifiques.

Les travaux de [31] et [21] s'appuient sur ceux de Pook. Les contraintes structurales considérées dans les équations suivantes sont définies sur la (**Figure II.8**). [31] donne des expressions plus complexes comme suit :

$$K_I = |0.58(\sigma_{ui} - \sigma_{uo} + \sigma_{li} - \sigma_{lo}) + 2.23(\tau_{qu} - \tau_{qi})| \sqrt{t} \quad (\text{II.19})$$

$$K_{II} = |0.25(\sigma_{ui} - \sigma_{li}) + 0.55(\tau_{qu} + \tau_{qi})| \sqrt{t} \quad (\text{II.20})$$

$$K_{III} = |1.41(\tau_{qu} - \tau_{qi})| \sqrt{t} \quad (\text{II.21})$$

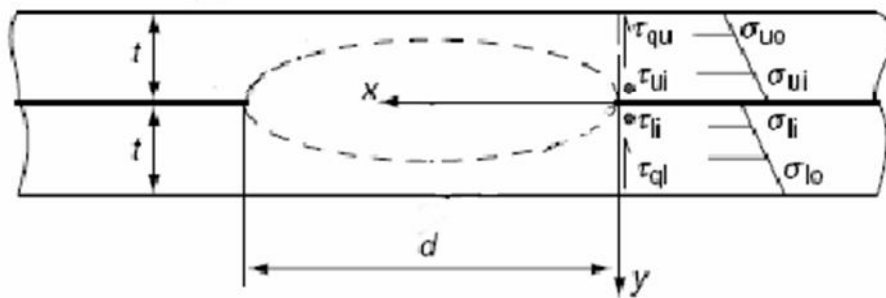


Figure II.8 Contraintes structurales radiales et tangentielles issues de [27]

Cependant, après élimination des termes négligeables, il revient sur les relations écrites précédemment par [21] écrit des relations semblables à celles de Radaj, mais avec d'autres facteurs :

$$K_I = \frac{1}{6} \sqrt{\frac{3}{2}} (\sigma_{ui} - \sigma_{uo} + \sigma_{li} - \sigma_{lo}) + 5 \sqrt{2} (\tau_{qu} - \tau_{qi}) \sqrt{t} \quad (\text{II.22})$$

$$K_{II} = \left| \frac{1}{4} (\sigma_{ui} - \sigma_{li}) + \frac{2}{3} (\tau_{qu} + \tau_{qi}) \right| \sqrt{t} \quad (\text{II.23})$$

$$K_{III} = \left| \frac{1}{4} (\tau_{ui} - \tau_{li}) \right| \sqrt{t} \quad (\text{II.24})$$

Il est important de noter que relier les FIC par une dépendance à la racine de l'épaisseur revient à considérer en mécanique de la rupture une fissure initiale de la longueur de l'épaisseur.

II.5.2.c. Méthode basée sur les efforts à l'interface:

L'approche présentée précédemment nécessite d'identifier les contraintes appliquées à chaque point soudé. Ceci demande un temps de calcul important dans le cas d'une analyse de structure. Aussi, l'approche exposée ici est basée sur les efforts à l'interface, c'est à dire les efforts transmis par le point soudé si celui-ci était une poutre. Des méthodes pour estimer les contraintes structurelles en fonction des forces appliquées à l'interface ont été développées par [30], [42], ou encore [32]. Ces derniers décrivent les FIC en mode I et II, pour un demi point sollicité par un chargement axial P, un cisaillement Q et un moment M, selon les relations suivantes:

$$K_I = K_{\text{axial}} + K_{\text{moment}} \quad (\text{II.25})$$

$$K_{II} = K_{\text{cisaillement}} \quad (\text{II.26})$$

$$\text{Où : } K_{\text{axial}} = \frac{P}{d \cdot \sqrt{\pi \frac{d}{2}}} \quad (\text{I.32}), \quad K_{\text{cisaillement}} = \frac{Q}{d \cdot \sqrt{\pi \frac{d}{2}}} \quad (\text{I.33}), \quad K_{\text{moment}} = \frac{\epsilon M}{d^2 \cdot \sqrt{\pi \frac{d}{2}}} \quad (\text{II.27})$$

Afin de se rapporter à un FIC équivalent en mode I, ils utilisent une relation inspirée par Broek :

$$K_{\text{Ieq}} = \sqrt{K_I^2 + \beta \cdot K_{II}^2} \quad (\text{II.28})$$

où : β est une constante empirique qui reflète la sensibilité du matériau au chargement en mode II.

De plus, ces auteurs constatent une faible dépendance de la durée de vie par rapport au diamètre de point et divisent le FIC équivalent par un facteur de correction G :

$$G = \sqrt{\frac{\epsilon t^2 w}{d^3} \left(\frac{3 \epsilon t^2}{d^2} + 1 \right)} \quad (\text{I.29})$$

où w est la largeur de l'éprouvette ou le pas entre deux points soudés

D'autres auteurs essaient de prendre en compte l'angle initial de propagation de fissure de fatigue comme [36] par la méthode des éléments finis ou encore [44] de manière analytique. Il s'agit là encore de calculer un FIC équivalent prenant en compte l'orientation de

la fissure réelle par rapport à l'orientation de la supposée " fissure " en fond d'entaille (Figure II.9).

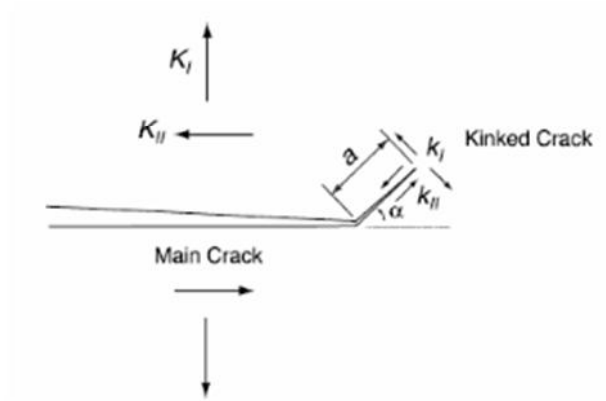


Figure II.9 Représentation schématique de l'angle de bifurcation de fissure selon [44]

Ainsi ils expriment les FIC locaux k_I et k_{II} selon les relations suivantes :

$$k_I = \frac{1}{4} \left(3\cos\frac{\alpha}{2} + \cos\frac{3\alpha}{2} \right) K_I + \frac{3}{4} \left(\sin\frac{\alpha}{2} + \sin\frac{3\alpha}{2} \right) K_{II} \quad (\text{II.30})$$

$$k_{II} = -\frac{1}{4} \left(\sin\frac{\alpha}{2} + \sin\frac{3\alpha}{2} \right) K_I + \frac{1}{4} \left(\cos\frac{\alpha}{2} + 3\cos\frac{3\alpha}{2} \right) K_{II} \quad (\text{II.31})$$

Ils calculent ensuite un FIC local équivalent du même type que celui donné par l'équation I 35:

$$K_{\text{eq}} = \sqrt{K_I^2 + \gamma \cdot K_{II}^2} \quad (\text{II.32})$$

II.5.2.d. Méthode basée sur le calcul de l'intégrale J:

[20] utilisent le calcul de l'intégrale J pour estimer les FIC dans les 3 modes. Un modèle 3D leur permet de modéliser la propagation de fissure dans la structure. Dans ce cas, la valeur des FIC est supposée dépendante de l'évolution de la longueur de fissure.

$$J = \int_{\Gamma} \left(W n_1 - T_i \frac{\partial u_i}{\partial \lambda_1} \right) ds \quad (\text{II.33})$$

avec W la densité d'énergie de déformation, T_i les composantes de l'effort appliqué et u_i les composantes du déplacement.

Ils relient les FIC à la valeur de l'intégrale en surface par la relation :

$$J = \frac{1}{E} (K_I^2 + K_{II}^2) + 2\mu K_{III}^2 \quad (\text{II.34})$$

[43] se servent du même principe, leur objectif est d'établir un modèle prédictif reliant la durée de vie à un paramètre J_e notamment dans le cas de fort chargement. Le calcul de l'intégrale J s'effectue par modélisation par la méthode des éléments finis, grâce à un modèle élastoplastique prenant en compte les différentes propriétés mécaniques de la ZAT.

Ces modèles se veulent plus fins que ceux présentés précédemment, ils sont aussi plus complexes et demandent une modélisation par la méthode des éléments finis en 3D. Le premier prend en compte la propagation de fissure au travers de l'épaisseur et montre que dans le cas des assemblages TC, les FIC sont constants pour la majeure partie de la propagation. Dans le second cas, qui ne prend pas en compte l'avancée de fissure, il est nécessaire de connaître les propriétés mécaniques de la ZAT. Ces modèles demandent beaucoup de temps d'analyse.

II.5.3. Résumé des équations sur l'assemblage de traction-cisaillement:

Dans les cas de l'assemblage soudé par point et sollicité en traction cisaillement, les formules analytiques des différents modèles sont simplifiées et sont résumées dans les tableaux suivants (**Tableaux II.3, II.4**).

II.5.3.a. Formules pour les contraintes structurelles:

Modèles	Contrainte structurelle nominale
[31]	$\sigma_{sn} = \frac{4.F_x}{\pi.d.t}$
[30]	$\sigma_{sn} = \frac{4.F_x}{\pi.d.t} + 0,562 \frac{F_x}{d.t}$
[43]	$\sigma_{sn} = \frac{2.F_x}{\pi.d.t} + \frac{3.F_x}{t.w}$

Tableau II.3 Expression des contraintes structurelles dans le cas d'un assemblage de traction cisaillement

II.5.3.b. Formules pour les FIC:

Modèles	K_1	K_2
[26]	$K_1 = \frac{P}{d \bar{d}} \left 0,964 \left(\frac{d}{t} \right)^{0,397} \right $	$K_2 = \frac{P}{d \bar{d}} \left 0,798 + 0,458 \left(\frac{d}{t} \right)^{0,710} \right $
[32]	$K_1 = \left \frac{2 \sqrt{t} F}{\pi d^2 \bar{d}} \right $	$K_2 = \left \frac{2 F}{\pi d^2 \bar{d}} \right $
[21],[22]	$K_1 = \frac{\sqrt{3} F}{2 \pi d \bar{d}}$	$K_2 = \frac{2 F}{\pi d t}$

Tableau II.4 Expression analytique des facteurs d'intensité de contrainte dans le cas d'un assemblage de traction-cisaillement

II.6. Conclusion:

Les aciers Très Haute Résistance sont des produits sophistiqués. Ils sont fondés sur des principes métallurgiques qu'il faut maîtriser en terme de procédé d'élaboration et de fabrication afin d'obtenir des tenues mécaniques élevées tout en conservant de bonnes propriétés d'usage.

Le soudage par point est un procédé qui s'est développé empiriquement. Les possibilités de séquences de soudage sont nombreuses. Néanmoins, les phénomènes mis en jeux lors d'un cycle de soudage sont loin d'être triviaux car de nombreux couplages existent entre les états électriques, thermiques, métallurgiques et mécaniques.

Enfin, la littérature est abondante sur le comportement en fatigue de l'assemblage. L'influence des conditions de soudage sur la tenue en service de l'assemblage est issue essentiellement de règles métier. De plus, les avis sont souvent partagés car les conclusions des investigations sont obtenues pour des configurations expérimentales différentes qu'il est difficile de comparer. Les principaux modèles de prévision de durée de vie prennent en compte les conditions de soudage par un seul paramètre: le diamètre de point.

Ces formules prennent en considération le diamètre du point de soudeur, l'épaisseur des plaques et le charge de spoliation.

L'autre outil beaucoup plus efficace est la simulation numérique par la méthode des éléments finis utilisant l'outil de calcul ABQAUS [12].

Le diamètre du point de soudeur **b** est simulé plus grand que l'épaisseur **t** , (**b/T=0.4**) dans [26, 27, 28].

D'autre part, la largeur des tôles **L** est simulée substantiellement plus grand que le diamètre du point de soudeur **b**.

I.7. Références bibliographiques

- [1] **ISO 14234** :2003 Soudage par résistance- Essais destructifs des soudures- Méthode pour les essais de fatigue sur les assemblages soudés par points, 2003
- [2] **JIS Z 3138-1989** : Japanese Industrial Standard - Method of fatigue testing for spot welded joint, 1989
- [3] **LAMBERT Y., DEVILLERS L.**, Appréciation de la qualité d'une soudure par point dans le cas des aciers à haute résistance : caractérisation statique et cyclique –revue bibliographique, Rapport interne IRSID, RI 89311, 1989.
- [4] **LONG X., KHANNA S.K.**, Fatigue properties and failure characterization of spot-welded high strength steel sheet, International Journal of Fracture, Vol. 29, pp.879-886, 2007.
- [5] **HENRYSSON H.F.**, Effect of mean stress and crack closure on fatigue life of spot welds, Fatigue and Fracture Engineering for Materials and Structures, Vol. 25, pp.1175-1185, 2002
- [6] **MC MAHON J.C., SMITH G.A., LAWRENCE F.V.**, *Fatigue crack initiation and growth in tensile shear spot weldments*, Fatigue and fracture testing of weldments, ASTM STP 1058, McHENRY H.I., POTTER J.M., Eds., American Society for testing and materials, Philadelphia, , pp.47-77,1990
- [7] **WANG P.C., CORTEN H.T., LAWRENCE F.V.**, *A fatigue life prediction method for tensile shear spot welds*, SAE Technical paper 850370, Society of automotive engineers, Warrendale, PA, 1985.
- [8] **SWELLAM M.H. , KURATH P. LAWRENCE F.V.**, *Electric-potential drop studies of fatigue crack development in tensile-shear spot welds*, Advances in Fatigue lifetime predictive techniques, ASTM STP 1122, MITCHELL M.R., LANDGRAF R.W., Eds., American Society for testing and materials, Philadelphia,1992, pp.383-401

- [9] **ABE H., SATOH T.**, *Development and investigation of a strain gauge for estimation of fatigue life of multi-spot-welded joints- confirmation of validity using spot-welded joint specimens*, Welding international, vol.7, n°1, pp:35-41, 1993
- [10] **XU. P., LEHMKUHL B.**, *Temperaturemessung zum Ermitteln der Rissentstehung und der Rissfortschritt an widerstandspunktgeschweissten Verbindungen bei Ermüdungsversuchen, Measuring of temperature to determine the crack initiation and crack propagation at spot weld joints by fatigue testing*, DVM-Tagungsband "Kennwertermittlung für die Praxis", Wiley-VCH Verlag, Weinheim, pp:211-216, 2002.
- [11] **XU P.**, *Determination of fatigue crack initiation and crack propagation at spot welded joint with high-precision thermometry*, Welding in the world, Vol.48, n°11/12, 2004.
- [12] **DUCHET M.**, *Etude de la tenue en fatigue des assemblages soudés par points*, rapport DESU, Université de Metz, 1994.
- [13] **DUCHET M., ROSSILLON F., GALTIER A., LANDY M., EASTERBROOK E.**, *Improvement of Fatigue Strength of Spot Welds Using the StressWave Technique*, Welding in the world, à paraître en 2006.
- [14] **SHANG D.G., BARKEY M.E.**, *Analysis of fatigue crack behaviour based on dynamic response simulations and experiments for tensile-shear spot-welded joints*, Fatigue and fracture engineering for materials and structure, Vol. 29, pp.23-30, 2006
- [15] **LAWRENCE F.V., WANG P.C., CORTEN H.T.**, *An empirical method for estimating the fatigue resistance of tensile-shear spot-welds*, SAE Paper 830035, 1983
- [16] **LE DUFF J.A., MASALSKI D., DUCHANOIS G.**, *Evaluation de la résistance en fatigue des assemblages soudés apr point en tenant en compte de l'influence des contraintes résiduelles*, Document IIS XIII, 1348, 1989
- [17] **COOPER J.F., SMITH R.A.**, *Fatigue crack propagation at spot welds*, Metal construction, June 1986

- [18] **PAN N., SHEPPARD S.D.**, *Stress intensity factor in spot welds*, Engineering Fracture Mechanics, Vol. 70, pp.671-684, 2003
- [19] **ZHANG S.**, *Stress intensities at spot welds*, International Journal of Fracture, Vol. 88, pp.167-185, 1997
- [20] **ZHANG S.**, *Approximate stress intensities factors and notch stresses for common spot welded specimens*, Welding Journal, Research Supplement, Vol. 78, pp.173-179, 1999
- [21] **ZHANG S.**, *Recent developments in analysis and testing of spot welds*, SAE Report n° 2001-01-0432, 2001
- [22] **POOK L.P.**, *Fracture mechanics analysis of fatigue behaviour of spot welds*, International Journal of Fracture, Vol. 11, pp.173-176, 1975
- [23] **LINDGREN C., SPERLE J.O., JONSSON M.**, *Fatigue strength of spot welded beams in high strength steels*, Welding in the world, Vol. 37, pp.90-104, 1996
- [24] **SPERLE J.O.**, *Strength of spot welds in high-strength steels*, Metal Construction, Vol. n15, pp: 200-203, 1983
- [25] **ANASTASSIOU M.**, *Influence des conditions de soudage sur les contraintes résiduelles dans un point soudé par résistance sur tôles minces d'acier à bas carbone, Relation avec la tenue en fatigue*, Thèse ENSAM Paris, 1987.
- [26] **OVERBEEKE J.L., DRAISMA J.**, *Fatigue characteristics of heavy-duty spot-welded lap joints*, Metal Construction and British welding Journal, Vol. 16, pp: 213-219, 1974.
- [27] **DDHERS J.**, *Fatigue des assemblages soudés par points*, Rapport Unirec, RI 89-608, 1989.
- [28] **RUPP A., STOERZEL K., GRUBISIC V.**, *Computer-aided dimensioning of automotive structures*, SAE Technical Paper 950711, Warrendale Pa, SAE, 1995.
- [29] **RADAJ D.**, *Stress singularity, notch stress and structural stress at spot-welded joint*, Engineering fracture mechanics, Vol. 34, pp.495-506, 1989

- [30] **SWELLAM M.H., BANAS G., LAWRENCE F.V.,** *A fatigue design parameter for spot welds*, Fatigue and fracture engineering for materials and structure, Vol. 17, N°10, pp.1197-1204, 1994
- [31] **CHARARA I.,** *Prédiction des durées de vie des assemblages soudés par point*, Rapport DEA, ENPC, 1984
- [32] **SPERLE J.O.,** *Fatigue strength of non-load carrying spot-welds*, Metal Construction, Vol. 16, pp: 678-679, 1984
- [33] **SUDO M., NOMURA S, MIZOGICHI T.,** *Soudabilité par points des tôles minces en acier à haute résistance*, Tetsu to Hagané, Vol. 68, pp :1411-1420, 1982
- [34] **HENRYSSON H.F.,** *Effect of mean stress and crack closure on fatigue life of spot welds*, Fatigue and Fracture Engineering for Materials and Structures, Vol. 25, pp.1175-1185, 2002
- [35] **ANASTASIOU M., BABBIT M., LEBRUN J.L.,** *Residual stresses and microstructure distribution in spot-welded steel sheet: relation with fatigue behaviour*, Materials Science and Engineering, Vol. 125, pp.141-156, 1990
- [36] **HENRYSSON H.F., ABDULWAHAB F., JOSEFSON B.L., FERMER M.,** *Residual stresses in resistance spot welds: finite element simulations, X-ray measurements and influence on fatigue behaviour*, Welding in the World, Vol. 43, pp.55-63, 1999
- [37] **BAE D.H., SOHN I.S., HONG J. K.,** *Assessing the effect of residual stresses on the fatigue strength of spot-welds*, Welding Journal, Research Supplement, Vol. 78, pp.18-23, 2003
- [38] **ABUKU S.,** *Measurement of the residual stress around the welded point by means of magnetic probe*, Proceedings of international conference on experimental mechanics, Beijing, pp.727-732, 1986
- [39] **KHANNA S.K., HE C, GRAWAL H.N.,** *Residual stress measurement in spot welds and the effect of fatigue loading on redistribution of stresses using high sensitivity Moiré interferometry*, Transaction of the ASME, Vol. 123, pp.132-138, 2001

- [40] **DROUART C.**, *Soudage par résistance*, Publications du Soudage et de ses Applications, 1993
- [41] **MADDOX S. J.**, *Fatigue design of welded structures*, Engineering design in welded constructions, Oxford, Pergamon, 1992, pp 31-56.
- [42] **PARIS P.C., ERDOGAN F.**, *A critical analysis of crack propagation laws*, Transaction ASME, Journal of Basic engineering, Vol.4, 1963
- [43] **LIN S.H., PAN J., WUNG P., CHIANG J.**, *A fatigue crack growth model for spot welds under cyclic loading conditions*, International Journal of Fatigue, Vol. 28, pp.792-803, 2006
- [44] **ABAQUS**, User_s manual, Available from : [www.cfd.com](http://www.cfd.com/cfd.com)
- [45] **RADAJ , D . and ZHANG, S. (1991 a)**. Stress intensity factors for spot welds between plates of unequal thickness. Engineering Fracture Mechanics **39**, 391-413.
- [46] **RADAJ , D . and ZHANG, S. (1991 a)**. Stress intensity factors for spot welds. Engineering Fracture Mechanics **40**, 233-236
- [47] **RADAJ , D . and ZHANG, S. (1991 a)**. Stress intensity factors for spot welds between plates of dissimilar materials. Engineering Fracture Mechanics **42**, 407-426.
- [48] **Frédérique ROSSILLON**, Influence des conditions de soudage sur le comportement en fatigue d'un acier THR Dual Phase soudé par point, NOV 2007.

Chapitre III: Simulation Numérique

III.1. Généralité:

La simulation numérique est un outil adapté pour expliquer et exploiter les procédés de soudage par résistance. Toutefois, la mise au point d'un tel outil suppose toujours des hypothèses simplificatrices validées par la comparaison de ses résultats avec l'expérimentation. Seule cette validation confirme ensuite la pertinence de l'exploitation de l'outil de simulation. Les données d'entrées du modèle concernent la géométrie initiale, les propriétés des matériaux et les conditions aux limites.

III.2 Présentation de logiciel:

Le logiciel de calcul ABAQUS version 6.13 [1] offre l'avantage de présenter une très grande capacité de calcul et permet l'analyse de structures assez complexes.

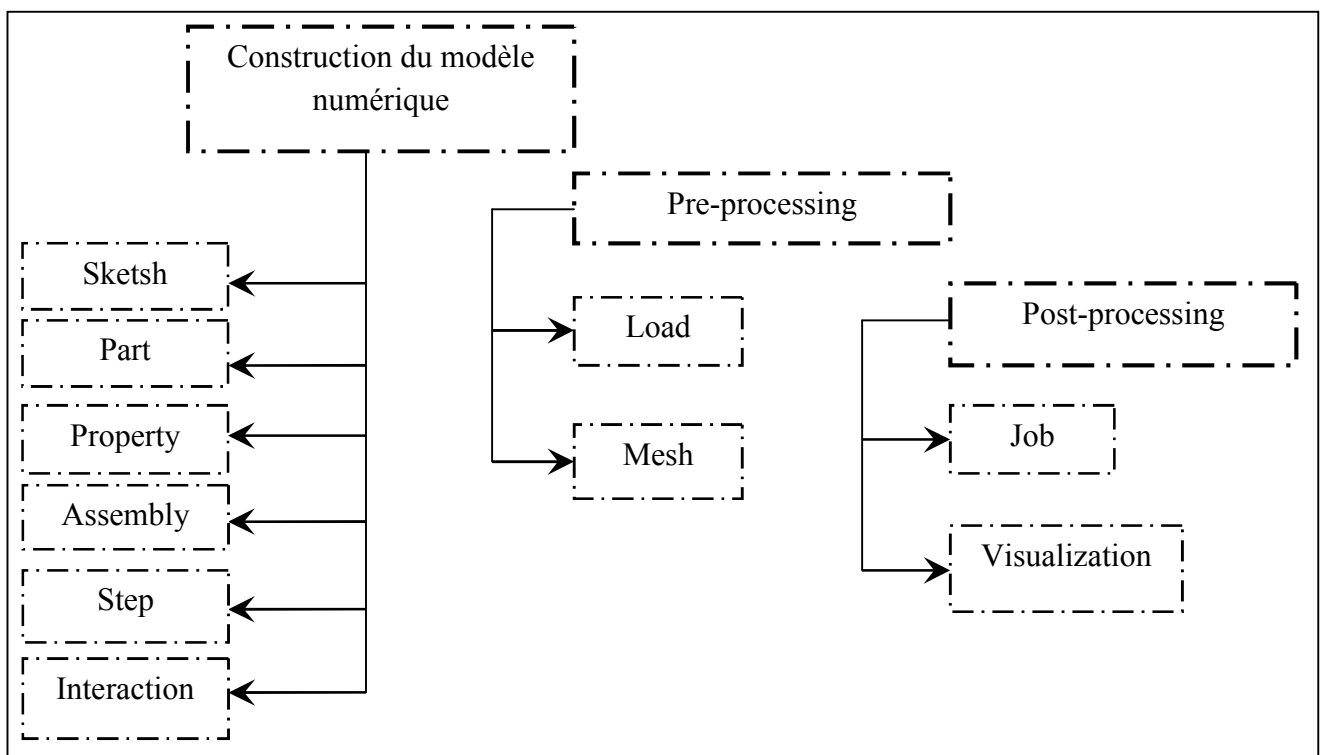


Figure III.1 : Organigramme : ABAQUS CAE

Le logiciel commercial ABAQUS intègre déjà la méthode des éléments finis et un certain nombre de lois physiques. Il rend assez accessible le développement d'un modèle. A partir

d'un fichier de données, désigné par suffixe inp, (qui décrit l'ensemble du problème mécanique), le logiciel analyse les données, effectue les simulations demandées et fournit les résultats dans un fichier désigné par le suffixe odb. Il ne restera plus qu'à exploiter les résultats contenus dans le fichier (odb). Ce fichier des données permet le stockage de toutes les caractéristiques, propriétés des matériaux, le type de chargement et la nature du maillage.

ABAQUS propose le module Abaqus.cae, permettant de générer l'ensemble des propose les dix sous modules, Figure III.1.

Le post-processeur du logiciel ABAQUS est assez puissant puisqu'il permet de donner plusieurs types de résultats.

III.3 Modèle Utilisé:

La Figure III.2 représente le modèle utilisé pour la simulation numérique, ce modèle est une plaque déformable en forme de L soudée par points sur une plaque droite.

Dans notre étude, l'épaisseur de la plaque droite (T) est constante, les autres dimensions sont en fonction de l'épaisseur T. Tout au long de notre étude, l'épaisseur t, le rayon de courbure R et le diamètre du point de soudure b varient selon le tableau ci-dessous (Tableau III.1).

Tableau III.1 :(Avec L=60 mm et T=3 mm)

t/T	0.1	0.2	0.3	
R/T	0.3	0.35	0.4	0.45
b/T	0.2	0.4	0.6	

La géométrie, les conditions aux limites et les conditions de chargement sont représentées sur la **Figure III.2**.

Le point de soudure est soumis à une sollicitation de traction.

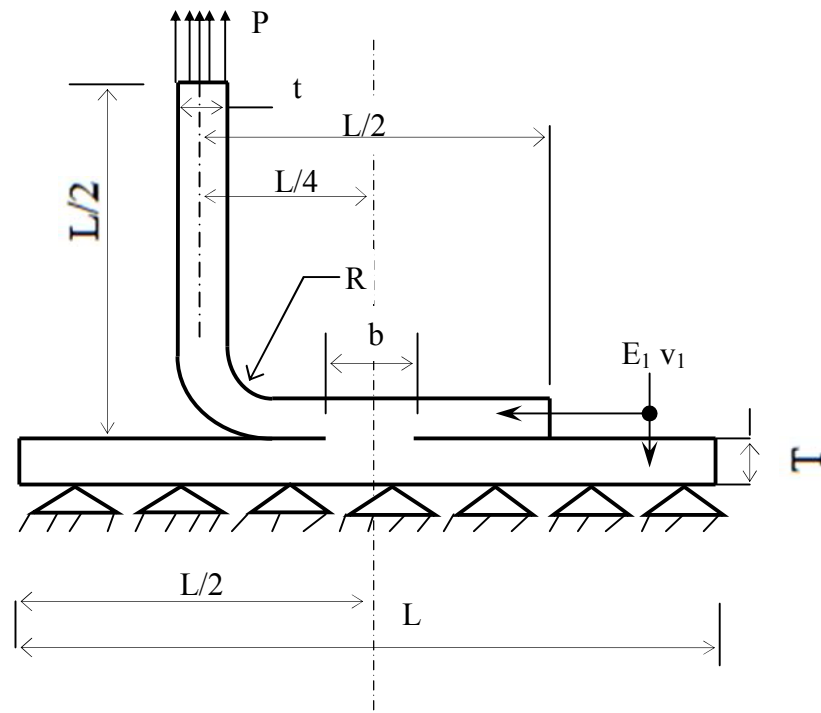


Figure III.2 : Géométrie du modèle et condition aux limites.

III.3.1 Propriétés mécaniques du matériau:

Le matériau utilisé est un acier au carbone faiblement allié dont les propriétés mécaniques sont obtenues à partir d'un essai de traction et sont exposées sur le (Tableau III.2)

Tableau III.2 :

Limite élastique (R_e)	170 MPa
Limite à la rupture (R_m)	300 MPa
Module de Young (E)	205 GPa
Coefficient de Poisson (ν)	0.3
Ténacité (K_{IC})	6000 MPa <i>mm</i>

La charge correspondant à 25% de la valeur de la résistance à la limite élastique (R_e) ; dans les conditions d'élasticité linéaire. cette charge est réduite à 10% de la résistance à la limite élastique [2].

III.3.2 Maillage de modèle utilisé:

L'analyse numérique des champs mécaniques de deux plaques assemblés par points est fortement liée à la qualité du maillage autour du point de soudure, autrement dit du voisinage de la pointe de fissure. Il est d'abord évident que la zone de soudure (pièces à assembler) doit être modélisée. Quel que soit le procédé, il convient d'optimiser le maillage choisi en le raffinant dans les zones où l'on prévoit de forts gradients, notamment autour des interfaces et dans la zone du point de soudure.

Nous avons illustré sur la Figure III.3, le maillage de modèle numérique utilisé dans cette étude. La région proche du point de soudure est subdivisée en petits éléments, on utilise un élément quadratique iso-paramétrique avec un totale de 3514 -nœuds .

En l'absence de la symétrie de révolution dans le modèle utilisé, dans le cas le plus courant de la simulation du soudage d'un seul point soudé, on est amené à utiliser une géométrie à 2D non-axisymétriques. Ceci ne nous permettra pas de réduire notablement la taille de modèle et le temps calcul.

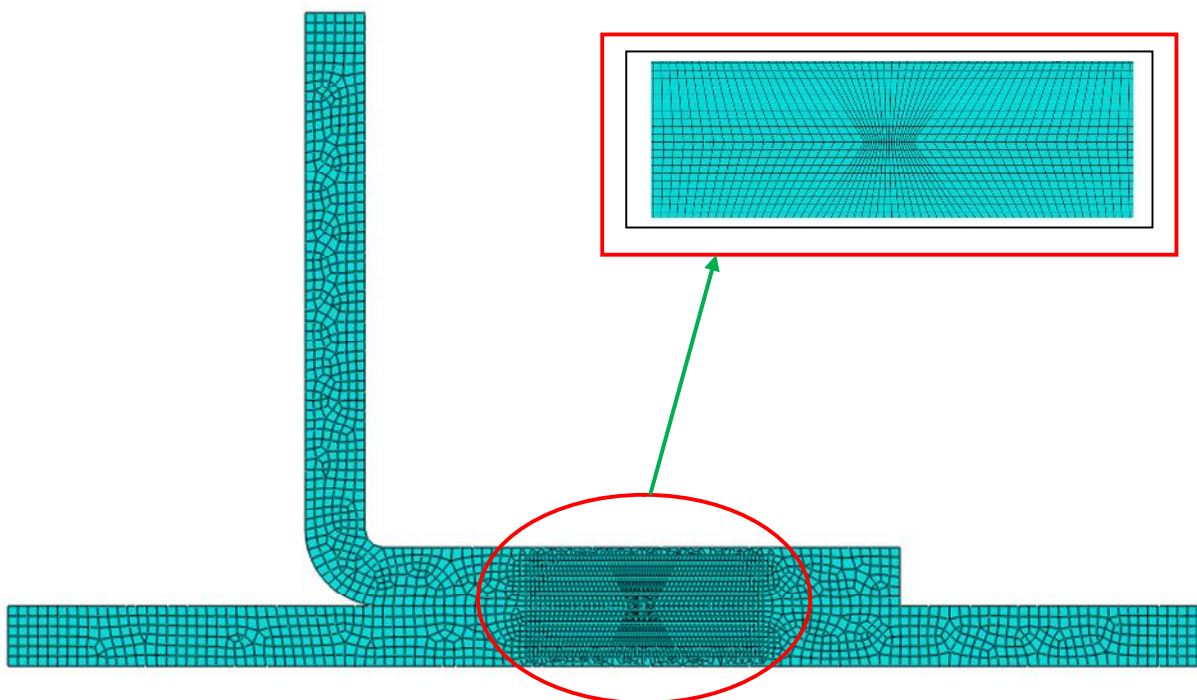


Figure III.3 : Le maillage pour le soudage par point d'un assemblage.

III.4 Résultats:

III.4.1 Distribution des contraintes:

La Figure III.4 donne la déformation de plaque pour le modèle utilisé (Figure III.2). Les contraintes équivalentes autour du point de soudure obtenues pour notre modèle : ($t/T=0.1$ et $b/T=0.4$)

Avec $T=3\text{mm}$ et $R/T=0.3$, sont obtenues sur la Figure III.5

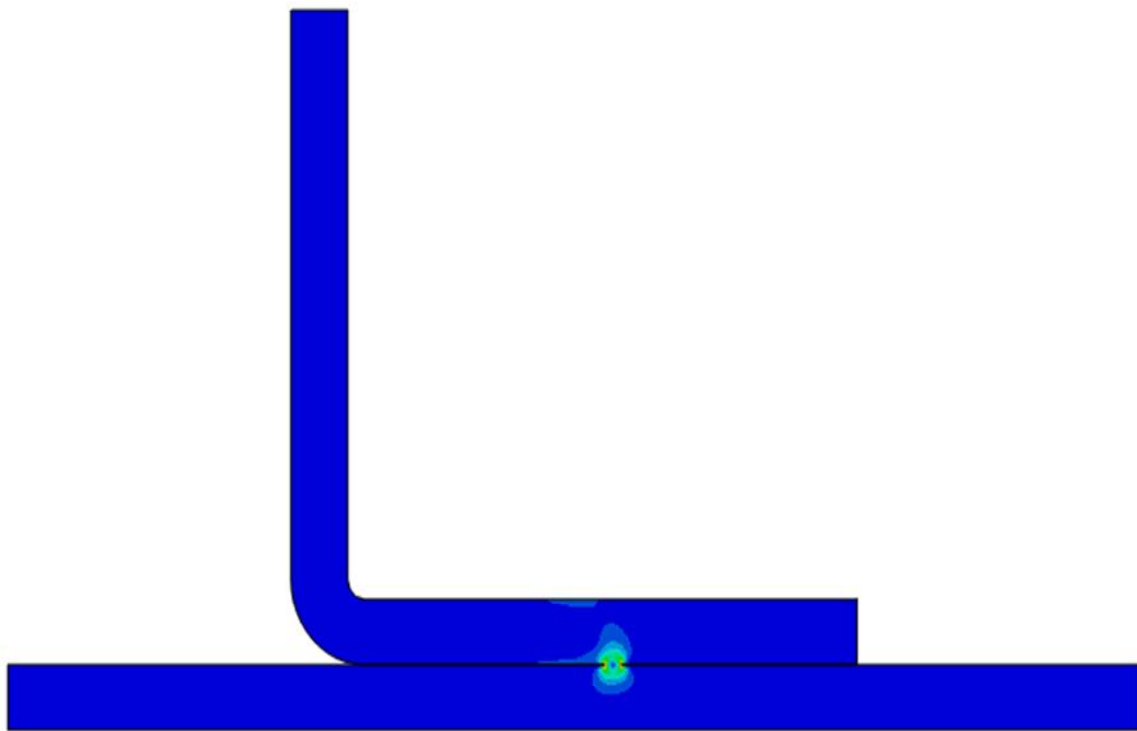


Figure III.4: Distribution des contraintes.

Les contraintes sont normalisées en divisant par la contrainte d'écoulement. On constate évidemment qu'une large partie des contraintes se localise au pointe de fissure. L'analyse sera basée sur les méthodes de la mécanique de la rupture.

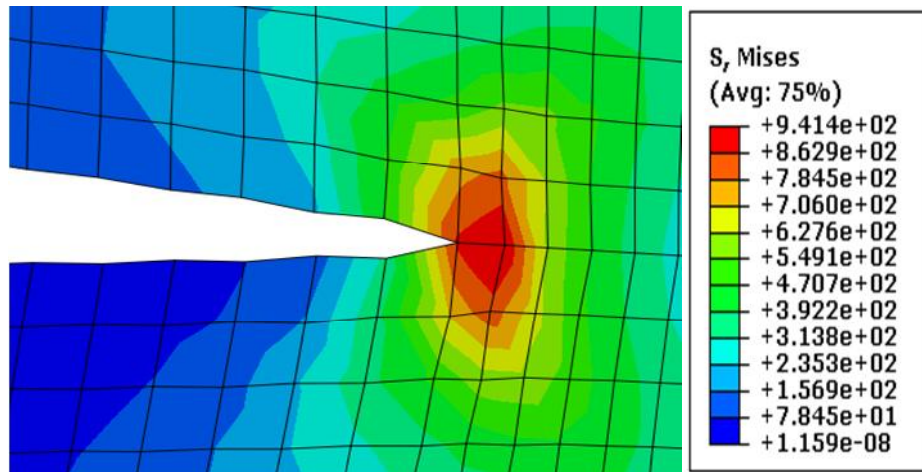


Figure III.5 : Distribution et la Répartition de la Contraintes VON MISES pour $t/T=1$,
 $b/T=0.3$ et $R/T=0.3$.

III.4.2 Détermination des Facteurs d'Intensité des Contraintes K_1 et K_2 :

Les variations des facteurs d'intensités de contraintes en mode d'ouverture (K_1) et en mode de cisaillement (K_2) sont fonction de l'accroissement de la longueur de la fissure.

Comme l'épaisseur T de la plaque droite est constante, nous considérons tout au long de notre étude l'effet de l'épaisseur t , du rayon de courbure R et la largeur b .

III.4.2.1 Effet de l'épaisseur de la plaque (t) :

Dans ce cas, l'augmentation de l'épaisseur de la plaque est la cause de l'augmentation de la contrainte VON MISES maximale pour la même largeur de point de soudeur b et la même rayon de courbure R . (Figure III.6).

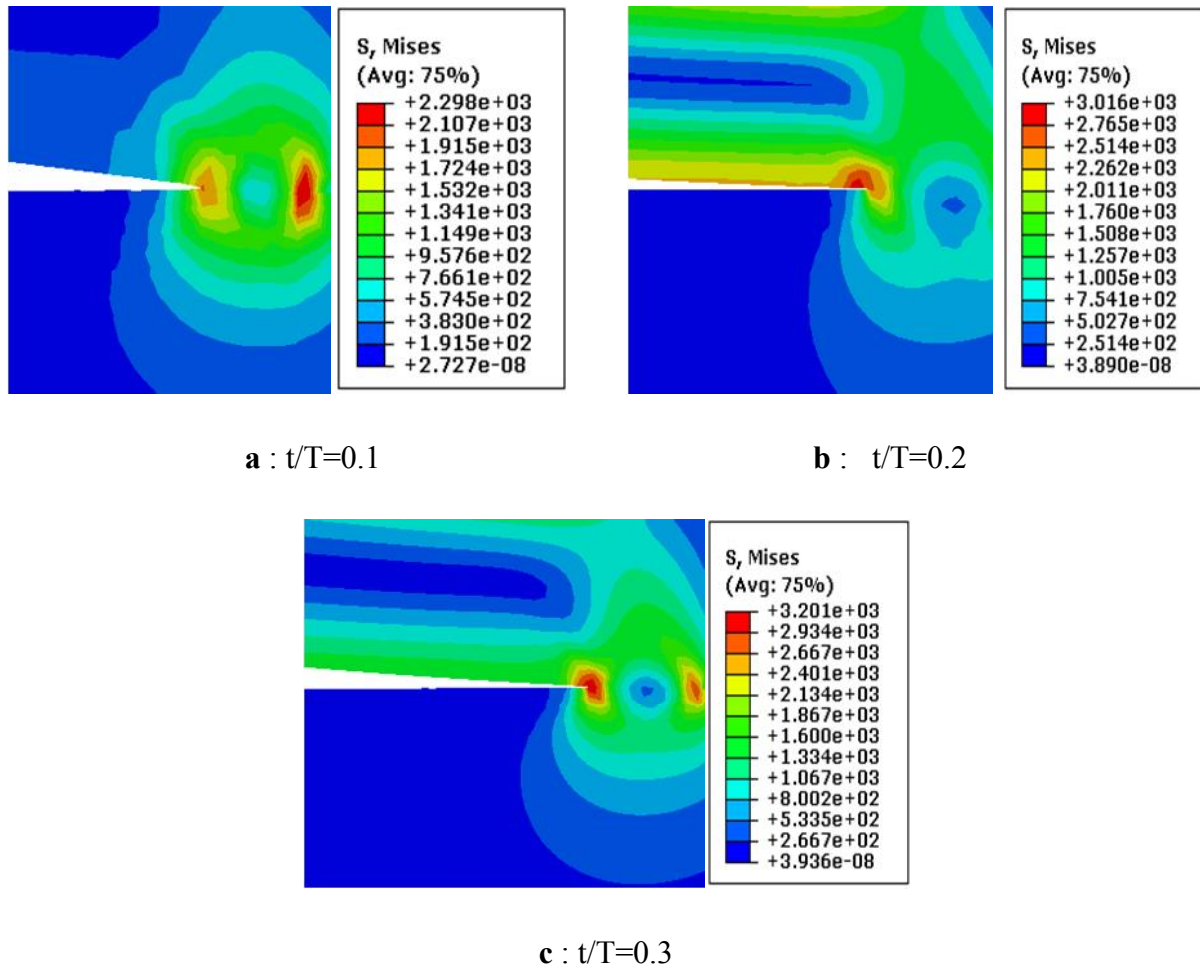


Figure III.6 : Distribution de la Contraintes VON MISES pour $b/T=0.4$ et $R/T=0.3$, avec une longueur de fissure $a=0.6$ mm.

Les Graphes (III.7 et III.8) rapportent la variation des facteurs d'intensité de contraintes en fonction de la longueur de la fissure en tenant compte de l'effet de l'épaisseur de la plaque "t".

Dans cette partie de l'analyse, le rayon de courbure R et la largeur de la soudure b sont considérés constantes.

Sur la figure III.7, on considère différentes valeurs de l'épaisseur t (variation du rapport t/T avec maintien de l'épaisseur T constante).

A partir de la figure III.7, nous notons que le facteur d'intensité de contrainte en mode d'ouverture (K_I) qui admet de petites valeurs au début de la fissuration, croit avec l'accroissement de la fissure. L'accroissement est retardé pour les plaques les plus épaisses.

Pour des rapports d'épaisseurs t/T **0.30**, le facteur d'intensité de contrainte K_I atteint la valeur critique pour une longueur de fissure égale à a **0.96**. Alors que pour l'épaisseur t/T **0.2**, le rapport K_I/K_{IC} devient plus petit que 1.

Le point de soudure affaiblit alors le matériau et la croissance de K_I/K_{IC} en fonction de a est observée à partir d'une valeur de cette dernière égale à **0.65**.

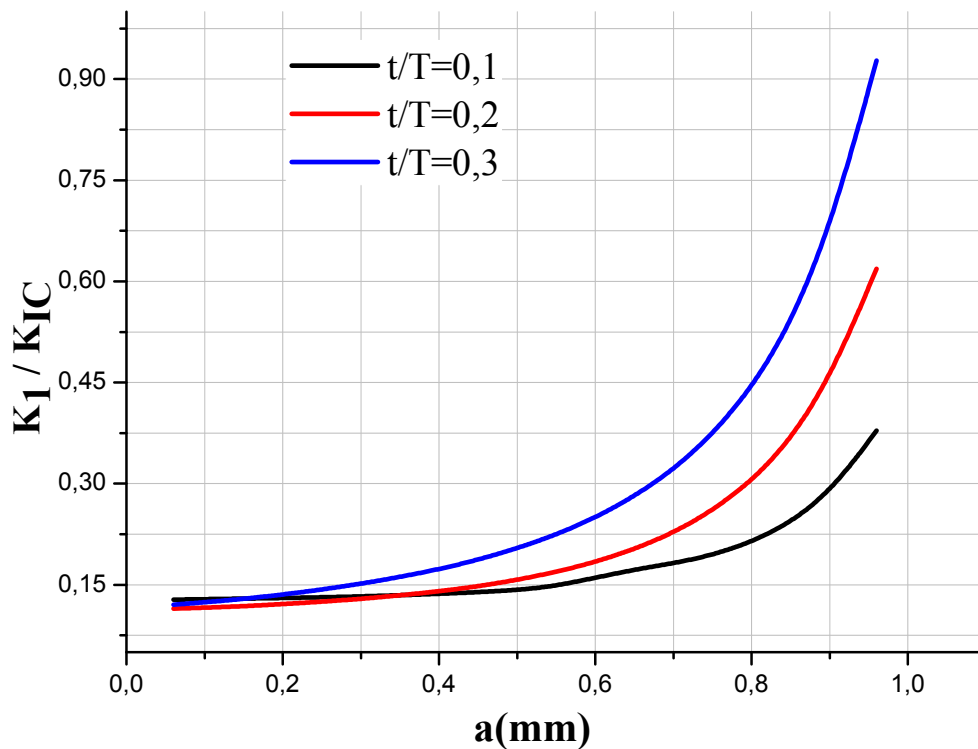


Figure III.7 : Variation de K_I/K_{IC} en fonction de a pour $b/T=0.4$ et $R/T=0.3$.

La variation du facteur d'intensité de contrainte de cisaillement K_2 est illustrée sur la figure **III.8**. Le facteur K_2 est un paramètre qui permettra la détermination de la direction de la propagation de la fissure.

Comme le montre le **Graphique III.7**, la rupture est constatée quand le K_I atteint la valeur de ténacité à la rupture pour $t/T=0.3$; celle-ci se produit bien après celles des autres plaques ($t/T=0.20$ et 0.10).

Sur la figure III.8 , au début le facteur K_2 prend des valeurs considérables et l'allure des courbes est parallèle à l'axe horizontale.

Les valeurs de K_2 restent faibles comparées à celles de K_1 . Ceci nous permettra de déduire que le mode dominant dans cette étude est le **mode I**.

Ceci indique que la fissure prend un tournant significatif au début de la fissuration. Ensuite, elle se propage dans sa propre direction. A la rupture, la fissure change de direction.

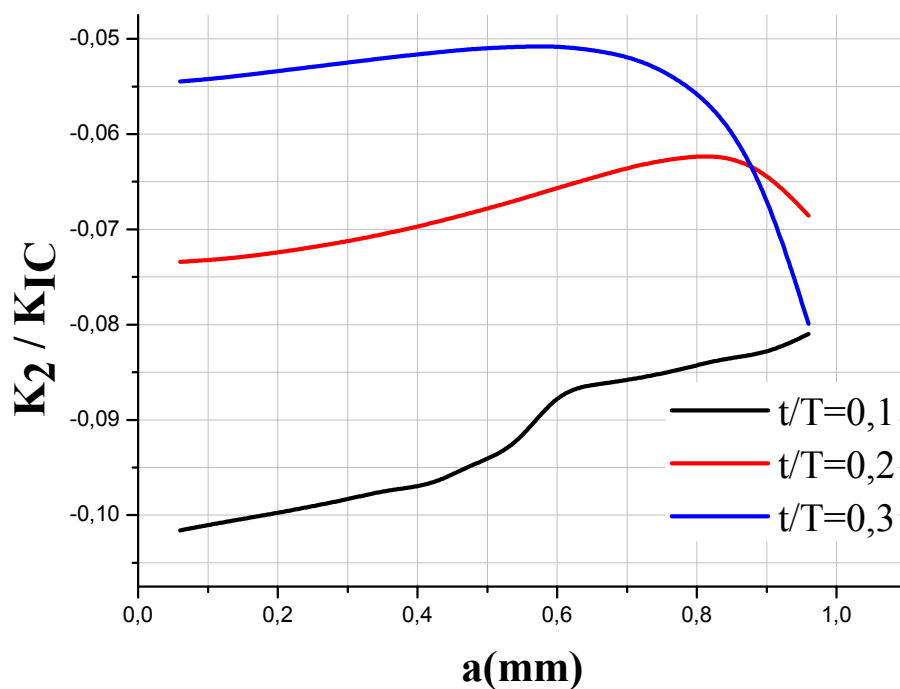


Figure III.8 : Variation de K_2/K_{1C} en fonction de a pour $b/T= 0.4$ et $R/T= 0.3$.

III.4.2.2 Effet de la Largeur du Point de Soudage (b):

Dans ce cas, l'augmentation de la largeur du point de soudeur b est la cause de la diminution de la contrainte maximal VON MISES pour la même l'épaisseur de la plaque t et le rayon de courbure R . (Figure III.9).

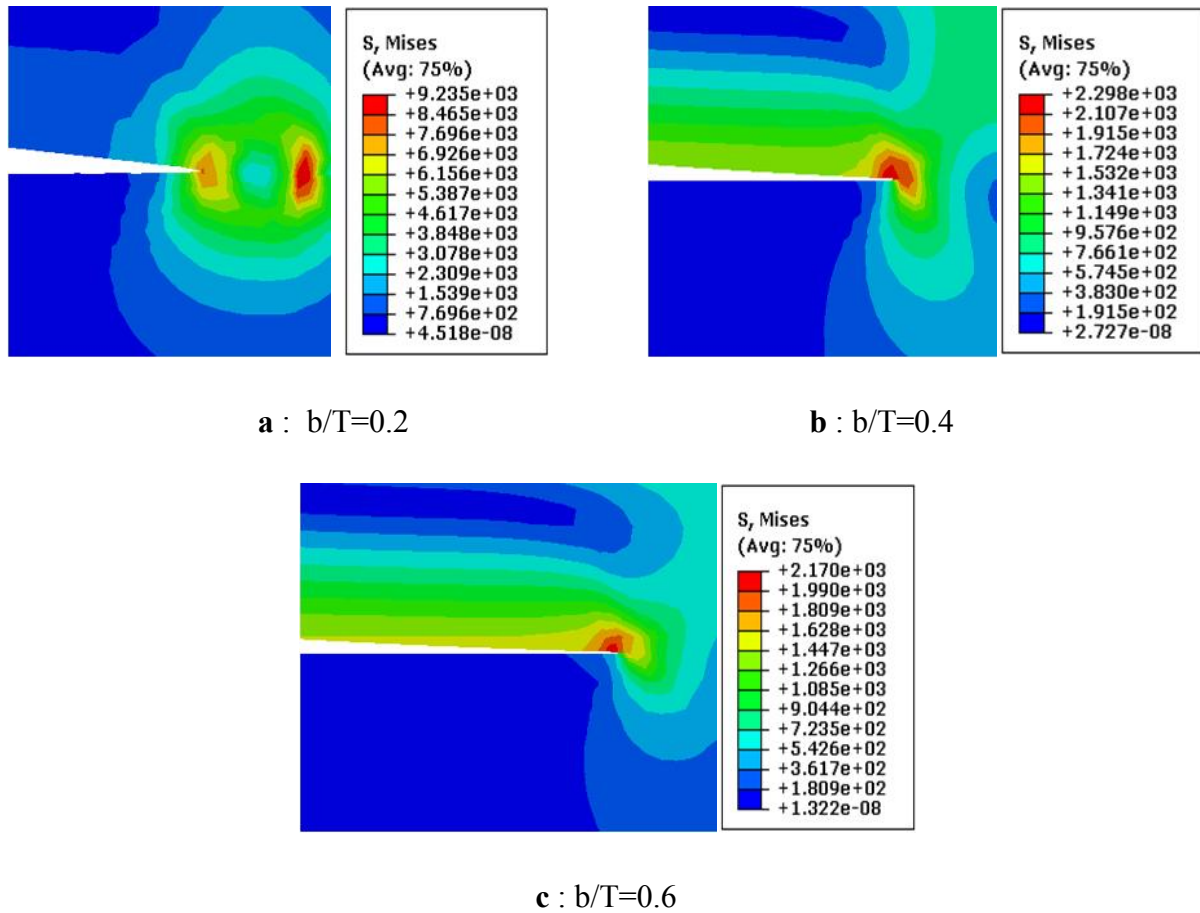


Figure III.9 : Distribution et la Répartition de la Contraintes VON MISES pour $t/T=0.3$ et $R/T=0.3$.

Dans ce qui suit, on considère l'effet de la largeur du point de soudure "**b**" sur le comportement à la rupture du point de soudure. Tout au long de l'analyse, les épaisseurs des plaques **T** et **t** ainsi que le rayon de courbure de la plaque "**r**" sont considérés constants. Les valeurs de la largeur **b** du point de soudure varient entre **0.2T** et **0.6T**.

Les **Figures (III.10 et III.11)** illustrent les variations des facteurs **K₁** et **K₂** en fonction de la longueur de fissure **a**.

Pour des rapports d'épaisseurs b/T **0.20**, le facteur d'intensité de contrainte **K₁** atteint la valeur critique pour une longueur de fissure égale à **a 0.36**. Alors que pour l'épaisseur b/T **0.40**, le rapport K_1/K_{IC} devient plus petit que 1.

La propagation de la fissure est continue jusqu'à la rupture dans n'importe quel point de la largeur du point de soudeur. Pour des point de soudure larges ($b/T > 0.4$), les valeurs

des facteurs d'intensité de contrainte K_1 et K_2 sont faibles, et deviennent presque parallèle à l'axe horizontale.

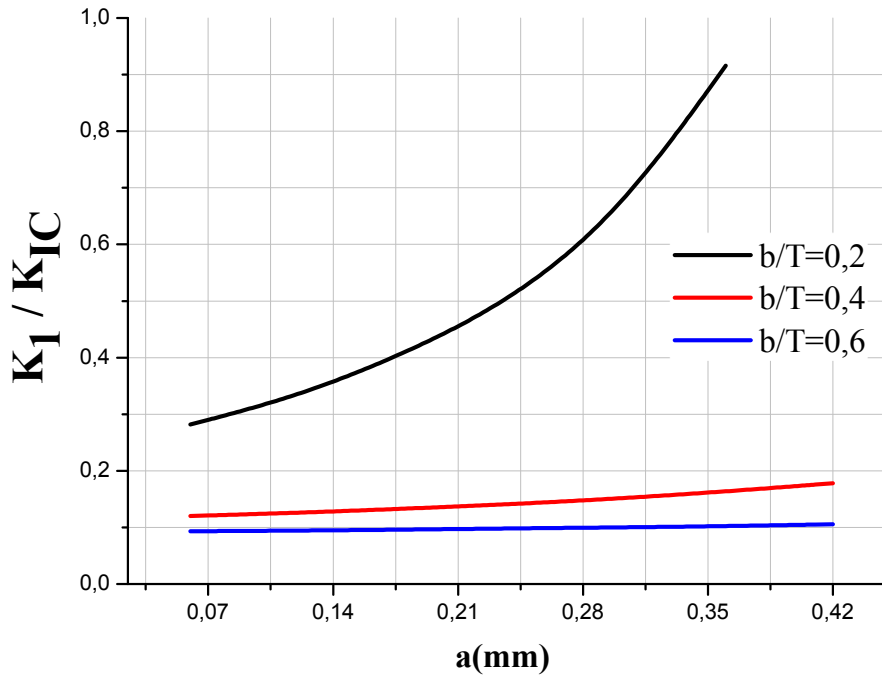


Figure III.10 : Variation de K_1/K_{IC} en fonction de a pour $t/T= 0.3$ et $R/T= 0.3$.

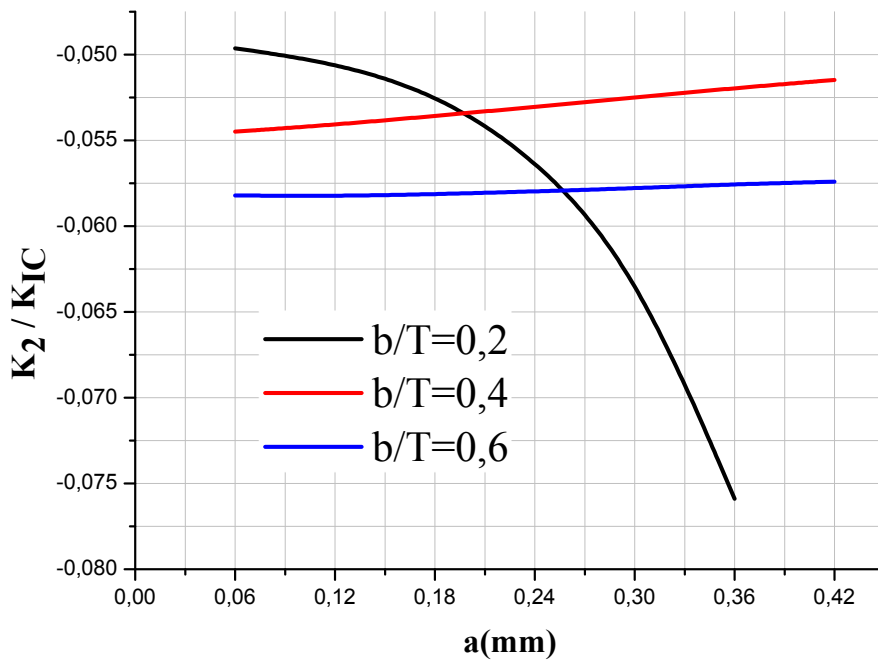


Figure III.11 : Variation de K_2/K_{IC} en fonction de a pour $t/T= 0.3$ et $R/T= 0.3$.

III.4.2.3 Effet de la Charge Appliqué (P):

Dans ce cas, l'augmentation de la charge appliquée est la cause de l'augmentation de la contrainte maximal VON MISES pour la même l'épaisseur de la plaque , la largeur de point de soudure et le rayon de courbure R.(Figure III.12).

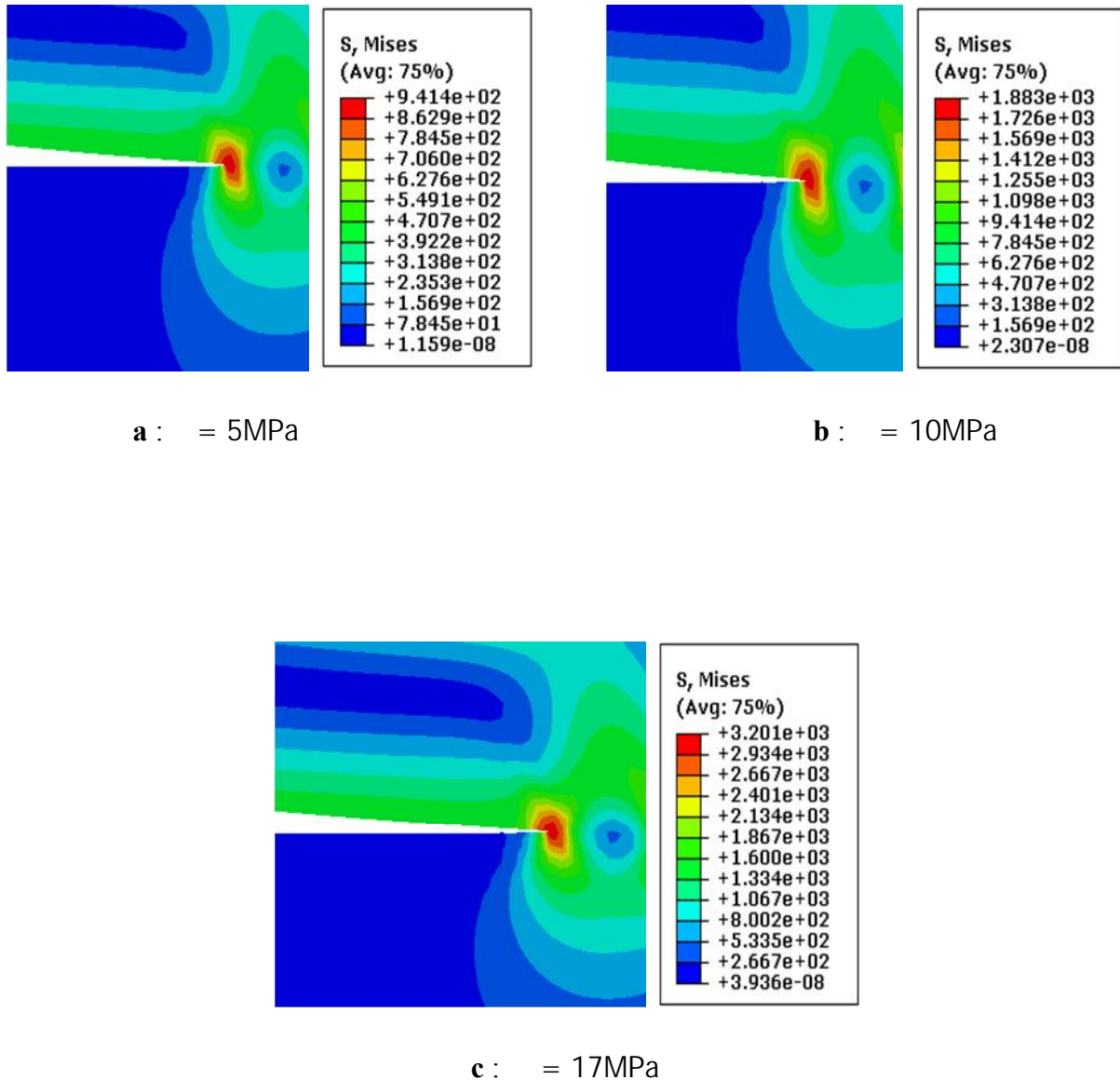


Figure III.12 : Distribution et la Répartition de la Contraintes VON MISES pour $t/T=0.3$, $b/T=0.4$ et $R/T=0.3$.

Un autre paramètre influe sur le comportement à la rupture des points de soudure c'est l'effort de Traction appliquée. Pour une épaisseur " t " donnée (dans notre cas $t/T=0.3$), on essaiera d'analyser l'effet de la charge sur les facteurs K_1 et K_2 , en maintenant la largeur du point de soudure et le rayon de courbure constants ($R/T=0.3$ et $b/T=0.4$), Graphe (III.13 et III.14).

On a fait varier la charge de **5 MPa** jusqu'à **17 MPa**. Ces valeurs sont très inférieures aux limites d'élasticité des plaques soudées. La charge appliquée est prise en dessous de 10% de la limite d'élasticité.

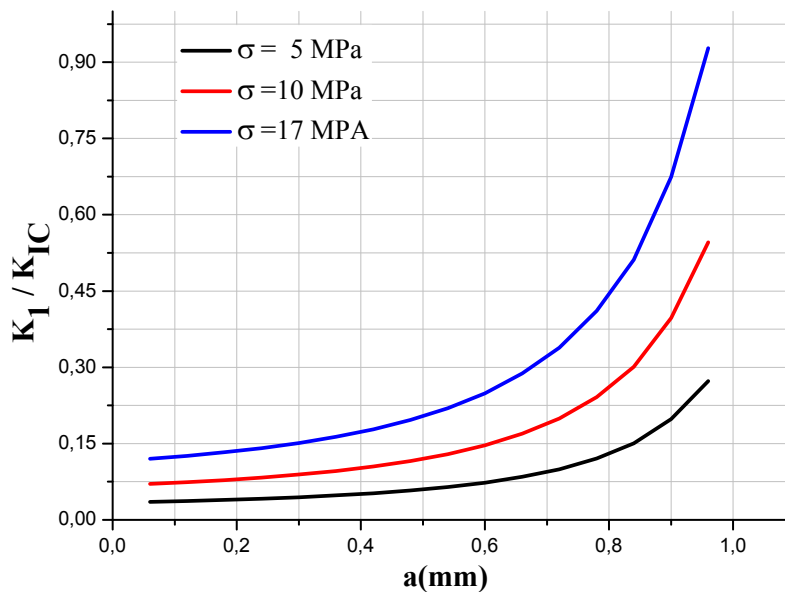


Figure III.13 : Variation de K_1/K_{IC} en fonction de a pour $t/T= 0.3$, $b/T=0.4$ et $R/T= 0.3$.

La **Figure III.13** montre la proportionnalité qui existe entre le facteur K_1 et la charge appliquée, à la plus grand charge correspond la plus grande valeur du facteur K_1 .

La charge influe aussi sur le facteur K_2 , où l'on constate (**Graphe III.14**) des écarts trop importants entre les valeurs obtenues de K_2 en variant la charge appliquée. Les valeurs obtenues reflètent le caractère du chargement de la direction de la propagation de la fissure.

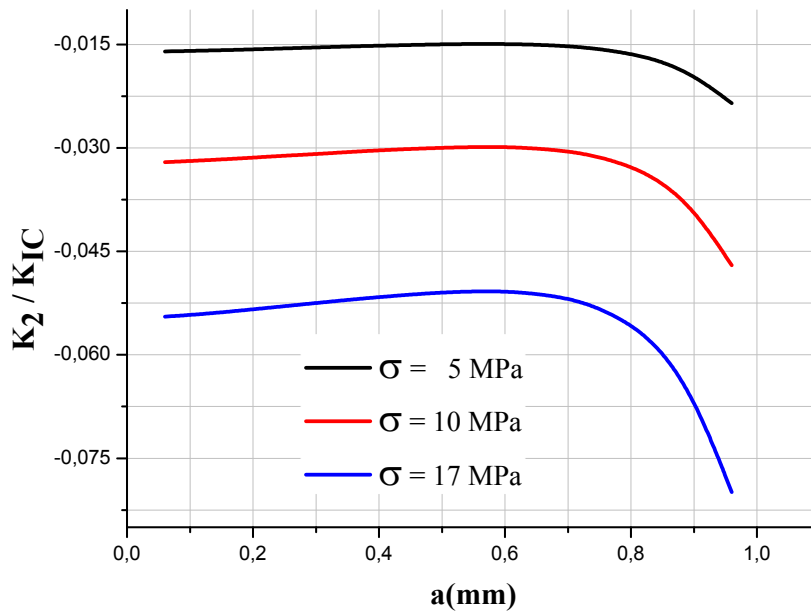
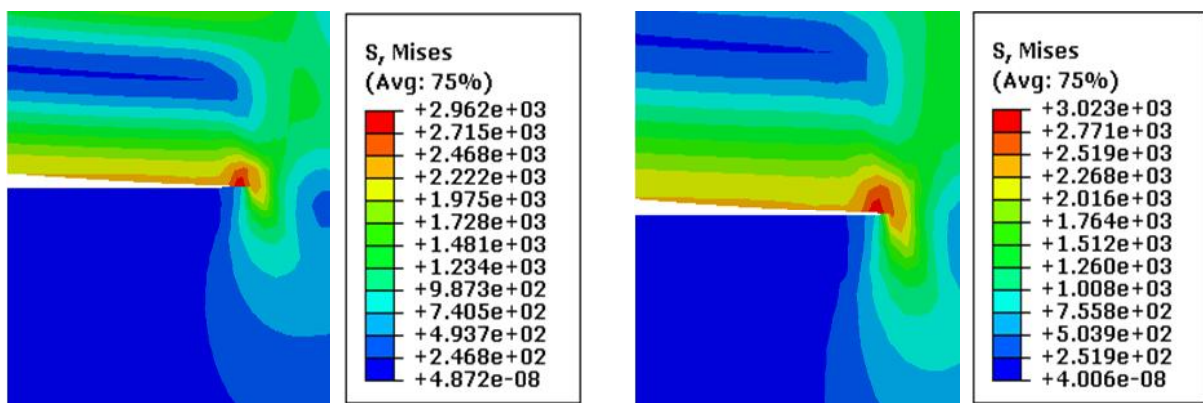


Figure III.14 : Variation de K_2/K_{1C} en fonction de a pour $t/T= 0.3$, $b/T=0.4$ et $R/T= 0.3$.

III.4.2.4 Effet du Rayon de Courbure (R):

Dans ce cas, on n'a pas un changement de la contrainte maximale VON MISES malgré l'augmentation de la rayon de courbure R pour la même épaisseur de la plaque t et la largeur de point de soudure b (Figure III.15).



a : $R/T=0.30$

b : $R/T=0.35$

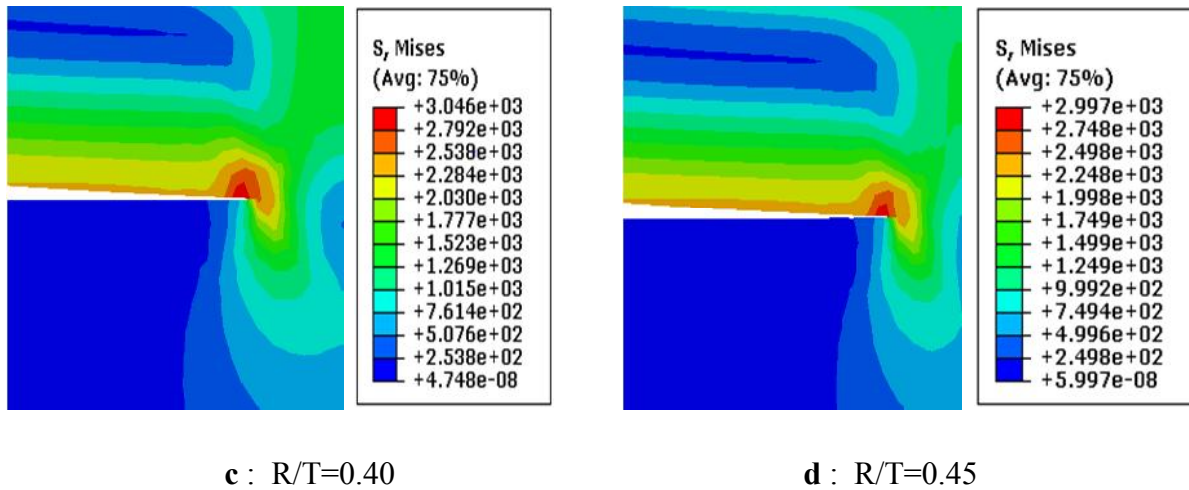
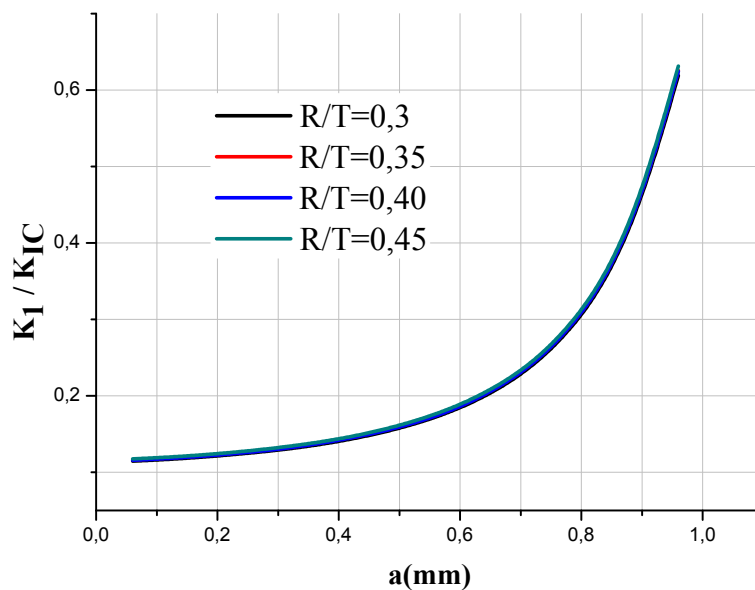


Figure III.15 : Distribution et la Répartition de la Contraintes VON MISES pour $t/T=0.3$ et $b/T=0.4$.

L'analyse par la méthode des élément finis du comportement à la rupture du point de soudure, aborde l'effet du rayon de courbure de la plaque sur les facteurs K_1 et K_2 , pour des plaques de même épaisseur " t " et de différentes rigidités. Les valeurs du rayon de courbure varient entre $R/T=0.3$ à $R/T=0.45$.



Graphe III.16 : Variation de K_1/K_{IC} en fonction de a pour $t/T= 0.3$, $b/T=0.4$.

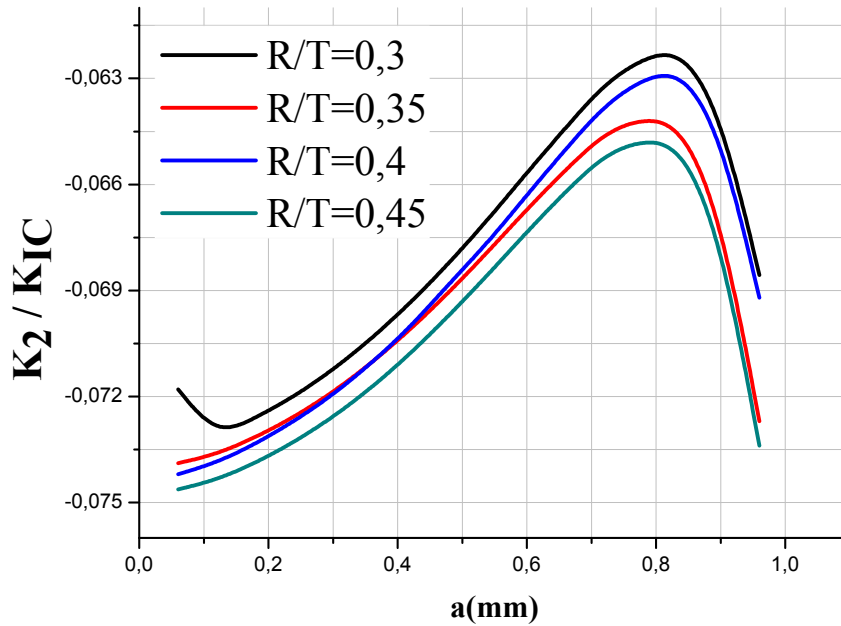


Figure.III.17 : Variation de K_2/K_{IC} en fonction de a pour $t/T=0.3$, $b/T=0.4$.

Les Graphes (III.16 et III.17) montrent l'effet du rayon de courbure sur les valeurs des facteurs d'intensité de contrainte K_1 et K_2 ; sont a maintenues constantes l'épaisseur de la plaque t et la largeur du point de soudure b , avec $t/T=0.3$ et $b/T=0.4$.

Le rayon de courbure n'ait pas un effet direct sur le facteur K_1 (Graphe III.16), de légères variations du facteur K_2 sont constatées.

III.5. référence bibliographiques

- [1] **HIBBITT, KAELSSON & SORENSEN**, ABAQUS/CAE User Manual.Inc.2000
- [2] **Uguz A.** Introduction to fracture mechanics. Publication of Uludag Univ.; 1996. [in Turkish].

Conclusion générale

De nombreuses études ont été réalisées sur la simulation du comportement mécanique quasi-statique des points soudés. L'analyse par la méthode des éléments finis des critères de ruptures des joints de soudure montre que la résistance mécanique des cordons de soudure dépend de plusieurs facteurs tels que l'épaisseur de la plaque, la largeur du joint de soudure, de la taille de la fissure et de la contrainte appliquée.

– L'amplitude et la distribution de la contrainte équivalente au voisinage proche de la fissure dépend des données citées précédemment et la valeur maximale de cette contrainte est localisée en tête de fissure. Ce champ de contrainte élevé provoque l'initiation de la fissure et sa propagation, soit dans le joint de soudure, soit dans l'un des deux matériaux.

– L'épaisseur de la tôle influe sur les deux modes I et II de la propagation de la fissure. En effet, un accroissement de cette épaisseur conduit à une diminution du FIC KI et à une augmentation du deuxième FIC KII . La valeur du facteur d'intensité de contraintes KII est relativement faible par rapport à celle du KI . Le joint de soudure résiste mieux pour les plaques épaisses.

– Le premier paramètre KI est inversement proportionnel à l'accroissement de la largeur du joint de soudure et il atteint les valeurs maximales pour les grandes tailles de fissure. Le second paramètre KII dépend de la largeur du point de soudure, l'obtention d'un faible FIC KII nécessite une optimisation de la dimension du cordon de soudure. Le joint de soudure est plus exposé au problème d'endommagement lorsque la largeur du point de soudure est plus faible.

– Les résultats obtenus numériquement nous montrent que la propagation de la fissure en mode mixte dépend fortement de la contrainte mécanique appliquée à la structure jointive.

Pour assurer la performance de la structure constituée de deux matériaux liés par le procédé de soudage par points, il est nécessaire de tenir compte de tous ces facteurs lors de la mise en service.

Conclusion Générale

La variation du facteur K_2 était aléatoire, admet des valeurs négatives , elle nous permettra de déterminer la direction de propagation de la fissure.