

**Titre:** Effets des désalignements géométriques et de l'aplanissement par laminage sur la résistance en fatigue des joints soudés bout à bout  
**Title:** laminage sur la résistance en fatigue des joints soudés bout à bout

**Auteur:** Assaf Farah  
**Author:**

**Date:** 2004

**Type:** Mémoire ou thèse / Dissertation or Thesis

**Référence:** Farah, A. (2004). Effets des désalignements géométriques et de l'aplanissement par laminage sur la résistance en fatigue des joints soudés bout à bout [Master's thesis, École Polytechnique de Montréal]. PolyPublie.  
**Citation:** <https://publications.polymtl.ca/7324/>

 **Document en libre accès dans PolyPublie**  
Open Access document in PolyPublie

**URL de PolyPublie:** <https://publications.polymtl.ca/7324/>  
**PolyPublie URL:**

**Directeurs de recherche:** Yves Verreman  
**Advisors:**

**Programme:** Unspecified  
**Program:**

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

EFFETS DES DÉALIGNEMENTS GÉOMÉTRIQUES ET  
DE L'APLANISSEMENT PAR LAMINAGE  
SUR LA RÉSISTANCE EN FATIGUE DES JOINTS  
SOUDÉS BOUT À BOUT

ASSAF FARAH  
DÉPARTEMENT DE GÉNIE MÉCANIQUE  
ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

MÉMOIRE PRÉSENTÉ EN VUE DE L'OBTENTION  
DU DIPLÔME DE MAÎTRISE ÈS SCIENCES APPLIQUÉES  
(GÉNIE MÉCANIQUE)  
FÉVRIER 2004



National Library  
of Canada

Bibliothèque nationale  
du Canada

Acquisitions and  
Bibliographic Services

Acquisitions et  
services bibliographiques

395 Wellington Street  
Ottawa ON K1A 0N4  
Canada

395, rue Wellington  
Ottawa ON K1A 0N4  
Canada

*Your file* *Votre référence*

*ISBN: 0-612-90869-0*

*Our file* *Notre référence*

*ISBN: 0-612-90869-0*

The author has granted a non-exclusive licence allowing the National Library of Canada to reproduce, loan, distribute or sell copies of this thesis in microform, paper or electronic formats.

L'auteur a accordé une licence non exclusive permettant à la Bibliothèque nationale du Canada de reproduire, prêter, distribuer ou vendre des copies de cette thèse sous la forme de microfiche/film, de reproduction sur papier ou sur format électronique.

The author retains ownership of the copyright in this thesis. Neither the thesis nor substantial extracts from it may be printed or otherwise reproduced without the author's permission.

L'auteur conserve la propriété du droit d'auteur qui protège cette thèse. Ni la thèse ni des extraits substantiels de celle-ci ne doivent être imprimés ou autrement reproduits sans son autorisation.

---

In compliance with the Canadian Privacy Act some supporting forms may have been removed from this dissertation.

Conformément à la loi canadienne sur la protection de la vie privée, quelques formulaires secondaires ont été enlevés de ce manuscrit.

While these forms may be included in the document page count, their removal does not represent any loss of content from the dissertation.

Bien que ces formulaires aient inclus dans la pagination, il n'y aura aucun contenu manquant.

**Canada**

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

Ce mémoire intitulé:

EFFETS DES DÉALIGNEMENTS GÉOMÉTRIQUES ET  
DE L'APLANISSEMENT PAR LAMINAGE  
SUR LA RÉSISTANCE EN FATIGUE DES JOINTS  
SOUDÉS BOUT À BOUT

présenté par: FARAH Assaf

en vue de l'obtention du diplôme de: Maîtrise ès sciences appliquées  
a été dûment accepté par le jury d'examen constitué de:

M. TURENNE Sylvain, Ph.D., président

M. VERREMAN Yves, Ph.D., membre et directeur de recherche

M. BOUTHILLER Alain, membre

## REMERCIEMENTS

Je tiens à remercier messieurs Alain Bouthillier et Terry Lucas, Pratt & Whitney Canada, de m'avoir encouragé et supporté en plus de m'avoir attribué le projet de recherche dans le cadre du présent mémoire. Je désire également remercier monsieur Yves Verreman, École Polytechnique de Montréal, qui a dirigé les travaux de recherche, ainsi que monsieur Marius Banus, École Polytechnique de Montréal, qui a contribué au succès de cette étude.

## Résumé

L'utilisation du procédé de roulage-soudage du métal en feuille dans la fabrication des générateurs de gaz des moteurs d'avion permet de réduire grandement les coûts de production, ainsi que les problèmes qui peuvent être causés par les procédés alternatifs tels que l'emboutissage ou l'usinage à partir d'une pièce forgée. L'épaisseur de ces enceintes varie entre 1 mm et 3 mm. Les joints soudés présentent inévitablement des désalignements variant entre 0 % et 50 % de l'épaisseur. Le désalignement géométrique introduit une contrainte de flexion qui vient s'ajouter à la contrainte axiale appliquée. Ainsi, pour assurer la durée de vie de l'enceinte pour environ 35000 cycles, les ingénieurs tiennent compte de la présence de désalignement lors de la conception en augmentant l'épaisseur du métal de base. Pour calculer les contraintes de flexion, les ingénieurs utilisent des formules de  $K_t$  disponibles dans la littérature, qui sont dérivées de la théorie des poutres et validées par des recherches effectuées sur des joints dont l'épaisseur varie entre 10 mm et 22 mm. Cependant, il est possible que l'utilisation de telles équations ne soit pas appropriée pour les épaisseurs des générateurs de gaz des moteurs d'avion.

Dans l'absence d'une géométrie normalisée pour les essais de fatigue des joints soudés bout à bout, la première partie de cette étude a été concentrée sur la détermination de la géométrie d'un échantillon représentatif des pièces du moteur pour effectuer des essais de fatigue. La géométrie adoptée a été inspirée de la norme ASTM E466. Les étapes de fabrication des échantillons (incluant le soudage TIG) sont les mêmes que celles des générateurs de gaz. Des échantillons du métal de base (acier AISI 410 trempé revenu), des joints soudés alignés, des joints soudés avec désalignement et des joints soudés avec angularité ont été expérimentés pour deux épaisseurs, soit 1 mm et 3 mm. Le nombre des échantillons a été déterminé pour avoir au moins six cas de rupture représentatifs à chaque niveau de désalignement pour chaque épaisseur.

La rupture des joints soudés bruts de soudage a eu lieu au raccordement à l'exception de deux échantillons bien alignés dont la rupture a eu lieu dans le métal de base à partir de marques d'usinage. Les résultats des essais de fatigue montrent que :

- la résistance des joints soudés bien alignés est proche de la résistance du métal de base;
- le désalignement et l'angularité réduisent la résistance en fatigue des joints soudés;
- la réduction de la résistance en fatigue des joints désalignés est fonction du niveau de désalignement;

Pour vérifier la validité des équations disponibles dans la littérature, l'intervalle des contraintes cycliques des joints désalignés a été multiplié par le facteur de concentration de contrainte correspondant au niveau de désalignement de chaque échantillon. Les résultats S-N montrent que ces équations surestiment l'effet de désalignement sur les échantillons expérimentés. La surestimation peut être expliquée comme suit :

- l'équation qui traite les désalignements ne tient pas compte de la non-linéarité géométrique due à la rotation et au redressement du joint sous l'effet de la charge;
- l'équation qui traite l'angularité tient compte de la non-linéarité géométrique, mais elle n'est pas représentative des cas de figure des échantillons expérimentés.

Sur certains joints soudés, des jauges de déformation ont été installées à proximité du raccordement pour mesurer directement les déformations cycliques locales. Les résultats S-N de la déformation locale multipliée par le module d'Young du métal de base ramènent les joints désalignés au même niveau que les joints bien alignés. L'enregistrement des courbes de déformation locale tracées en fonction de la charge appliquée montre bien la présence de non-linéarités géométriques sur les joints désalignés.

La dernière partie de l'étude traite de l'amélioration de la résistance en fatigue des joints soudés par l'aplanissement du joint par laminage à froid. Pour mettre en évidence l'effet de cette méthode, des joints soudés ont été produits dans les mêmes conditions et selon les mêmes étapes de fabrication que les échantillons bruts de soudage, à l'exception d'une opération d'aplanissement par laminage précédée par un traitement thermique de recuit. Les résultats des essais montrent que l'aplanissement des joints soudés améliore la résistance en fatigue des joints alignés, désalignés et avec angularité. L'amélioration de la résistance en fatigue des joints alignés est le résultat de l'élimination de la géométrie du joint et des désalignements résiduels. L'amélioration de la résistance des joints désalignés est le résultat de l'élimination simultanée des désalignements et de la géométrie du joint. Ce procédé permet de ramener la résistance des joints soudés, avec ou sans désalignement préalable, au même niveau que celle du métal de base.

## Abstract

Using the rolling-welding process to fabricate the gas generators case of gas turbine engine allows an important cost saving and eliminates many problems that may be caused by the alternative processes as the deep drawing or the machining from a forging. The thickness of these pressure vessels ranges between 1 mm and 3 mm. Misalignments in the welded joints ranging between 0 % and 50 % of the pressure vessel thickness is unavoidable. The weld misalignment introduces a bending stress over the applied tensile stress. Hence, to ensure the life of the pressure vessels to reach 35000 cycles, the engineers account for the presence of misalignment during the design by increasing the base metal thickness. To calculate the bending stress, the engineers use  $K_t$ -formulas derived from the beam theory and validated by research done on welded joints from 10 to 20 mm thick. However, it is possible that the use of these formulas is not appropriate for the gas generators case thicknesses.

In the absence of standardized specimen geometry for fatigue testing of butt welded joints, the first phase of this research focused on the determination of the geometry of a representative test specimen. The selected geometry was inspired from the ASTM E466 standard. The specimens manufacturing process (including TIG welding) was the same as that of the gas generator case. Base metal specimens (quenched and tempered AISI 410 steel), aligned welded joints, misaligned welded joints and joints with angular misalignment were tested for two thicknesses, 1 mm and 3 mm. The number of specimens was determined to have at least six representative fractures at each misalignment level and each thickness.

The fracture of the welded joints took place at the weld toe except for some well aligned joints where the fatigue crack started from machining marks on the base metal surfaces. The results of the fatigue testing show that:

- the fatigue strength of the well aligned welded joints is close to the base metal fatigue strength
- the axial and angular misalignments reduce the fatigue strength of welded joints
- the reduction of the fatigue strength of misaligned welded joints is a function of misalignment level

To verify the validity of the equations available in the literature, the range of the cyclic stress of misaligned welded joints was multiplied by the stress concentration factor relative to the misalignment level of each specimen. The S-N data reveal that these equations overestimate the misalignment effect. This overestimation may be explained as follows:

- the equation treating the misalignment does not account for the non-linear geometrical effect of due to joint rotation and straightening under axial loading.
- the equation treating the angular misalignment is non-linear but it is not representative of the specimens experimented in this research

On some welded joints, strain gauges have been installed close to the weld toe to measure directly the local cyclic strain. Fatigue strength of aligned and misaligned welded joints are well correlated by the real local stress range measured at weld toe. The plots of local strain against axial stress show the geometrical nonlinearity of the misaligned welded joints.

The last phase of the research deals with the improvement of the fatigue strength of welded joints by cold roll planishing along the weld bead. To emphasize the effect of this method, welded joints have been manufactured by the same process as that of "as welded" specimens, but with additional operations of annealing and roll planishing. The results of the fatigue testing show the improvement of the fatigue strength of aligned, misaligned and angular misaligned welded joints. The fatigue strength improvement of aligned welded joints is the result of the elimination of the weld geometry. The fatigue

strength improvement of misaligned welded joints is the result of the simultaneous elimination of the misalignments and the weld geometry. The roll planishing process brings the fatigue strength of aligned and misaligned welded joints to approximately the same level as that of base metal.

## Table des Matières

REMERCIEMENTS .....	iv
Résumé .....	v
Abstract .....	viii
Table des Matières .....	xi
Liste des tableaux .....	xv
Liste des figures .....	xvi
Liste des sigles et abréviations .....	xxi
Introduction .....	1
Chapitre 1. Contexte industriel et objectifs .....	4
1.1 Procédés de fabrication d'un générateur de gaz .....	4
1.1.1. Mise en forme par emboutissage .....	6
1.1.2. Mise en forme par roulage-soudage .....	8
1.1.3. Suite des procédés de fabrication .....	14
1.2. Problèmes des procédés et fissuration en service .....	17
1.3. Objectifs .....	22
Chapitre 2 : Étude bibliographique .....	25
2.1 Performance en fatigue des joints soudés .....	25
2.1.1 Effet de la géométrie du joint .....	26
2.1.2 Effet de la fissure initiale et du type d'acier .....	28

2.1.3 Soudure automatique versus soudure manuelle .....	28
2.1.4 Analyse par éléments finis des joints soudés .....	30
2.1.5 Effets du désalignement géométrique .....	30
2.2. Analyse des contraintes d'un joint bout à bout désaligné .....	31
2.2.1. Influence du désalignement sur des joints en flexion pure .....	35
2.2.2. Influence du désalignement en tension axiale.....	35
2.2.3. Influence du désalignement dans une enceinte cylindrique sous pression. ....	36
2.2.4. Joint bout à bout de deux plaques planes d'épaisseurs inégales .....	37
2.2.5. Joint bout à bout de deux plaques d'épaisseurs différentes dans une enceinte sous pression .....	38
2.2.6. Influence de l'angularité sur un joint entre deux plaques planes ....	39
2.2.7. Influence de l'angularité sur les joints des enceintes cylindriques sous pression .....	45
2.2.8. Désalignement et angularité combinés sur le même joint.....	51
2.3. Corrélations des durées de vie en fatigue des joints bout à bout avec défauts géométriques .....	52
2.3.1 Désalignement des joints bout à bout.....	53
2.3.2. Désalignement axial entre deux plaques d'épaisseur différente .....	60
2.3.3 Angularité sur des joints bout à bout.....	60
2.3.4 Désalignement et angularité combinés dans un joint bout à bout ....	64
2.3.5 Désalignements des tuyaux et des enceintes sous pression .....	65

2.4. Récapitulation des résultats expérimentaux .....	66
2.5. Synthèse des formules de $K_t$ disponibles .....	68
Chapitre 3. Méthodes expérimentales .....	70
3.1. Investigation .....	70
3.2. Méthodologie .....	70
3.3. Géométrie des échantillons .....	73
3.4. Etapes de fabrication .....	75
Chapitre 4. Joints bruts de soudage; effets des désalignements .....	79
4.1 Géométrie des désalignements .....	79
4.2 Grille d'essais .....	80
4.3 Corrections théoriques. ....	84
4.4 Discussion .....	87
Chapitre 5. Instrumentation des joints bruts de soudage.....	91
5.1 Grille d'essais.....	92
5.2 Position des jauges .....	92
5.3 Enregistrement des jauges.....	94
5.4. Correction $E^* \Delta \varepsilon - N$ .....	97
5.5 Discussion .....	100
Chapitre 6. Amélioration de la résistance en fatigue par laminage des joints soudés ....	105
6.1. Procédé de laminage .....	106
6.2. Objectif.....	106
6.3. Grille des essais.....	107

6.4. Résultats .....	107
6.5. Discussion .....	113
Chapitre 7. Conclusions .....	115
<b>BIBLIOGRAPHIE .....</b>	<b>118</b>
Annexe: Courbes contrainte-déformation .....	123

## Liste des tableaux

Tableau # 2.1. Sommaire des équations de $K_t$ pour différents types de désalignement. Maddox (1985) et norme BS 7608 (1993). .....	34
Tableau # 4.1. Grille des essais de fatigue des échantillons du métal de base et des joints bruts de soudage. ....	81
Tableau # 5.1. Matrice des essais des joints instrumentés. ....	92
Tableau # 5.2. Comparaison entre $K_t$ calculés par la formule disponible dans la littérature et mesurés par les jauges de déformation sur les échantillons de 1mm d'épaisseur. La jauge marquée indique le site d'amorçage. ....	102
Tableau # 5.3. Comparaison entre $K_t$ calculés par la formule disponible dans la littérature et mesurés par les jauges de déformation sur les échantillons de 3 mm d'épaisseur. L'amorçage de l'échantillon avec 1 % de désalignement a eu lieu dans le métal de base. ....	103
Tableau # 5.4. Comparaison entre $K_t$ calculés par la formule disponible dans la littérature et mesurés par les jauges de déformation sur les échantillons de 1 et 3 mm d'épaisseur. ....	104
Tableau # 6.1. Grille des essais des échantillons laminés. ....	107

## Liste des figures

Figure # 1.1. a) vue d'ensemble d'un moteur et b) vue de coupe, montrant la position du générateur de gaz parmi les composantes principales du moteur. ....	5
Figure # 1.2. Mise en forme par emboutissage .....	7
Figure # 1.3. Espacement entre les deux parties de la matrice (mâle et femelle). ....	8
Figure # 1.4. Roulage d'une forme cylindrique sur une machine de type pyramidal .....	10
Figure # 1.5. Soudage longitudinal du cylindre; les extensions permettent d'éviter l'effet du début et de la fin du cordon. ....	10
Figure # 1.6. Géométrie du bain de fusion. $b < 1.50 * t$ et $c < 0.05*t$ .....	11
Figure # 1.7. Aplanissement par laminage à froid du joint soudé. Le chariot se déplace sur la longueur du joint à plusieurs reprises.....	12
Figure # 1.8. a) Matrice d'expansion de huit segments à l'intérieur du cylindre à former, avec huit segments de compression à l'extérieur pour bien fermer la pièce sur la matrice interne .....	13
Figure # 1.9. Ondulations sur une pièce formée par emboutissage .....	18
Figure # 1.10. Fissures dans les joints soudés des bosses dans deux générateurs de gaz. Les fissures sont du côté des bosses. ....	21
Figure # 1.11 : Géométrie d'un joint soudé. a) la géométrie standard d'un joint, b) définition de l'angularité, c) définition de désalignement.....	24
Figure # 2.1. Largeur, surépaisseur et angles de la soudure. ....	27

Figure # 2.2. a) désalignement entre deux plaques planes de la même épaisseur, b) désalignement entre deux plaques planes d'épaisseurs différentes, c) angularité entre deux plaques planes, d) angularité et désalignement, e) désalignement sur une enceinte cylindrique, f) angularité sur une enceinte cylindrique. ....	33
Figure # 2.3. Illustration de la correction de $K_t$ due à une angularité par la fonction $\tanh$ . Maddox (1985).....	43
Figure # 2.4. Effet de la correction de $K_t$ par la fonction $\tanh$ des joints avec angularité en considérant les extrémités bridées. Plaques en acier ( $E = 207 \times 10^3 \text{ N/mm}^2$ ). Maddox (1985).....	44
Figure # 2.5. Angularité dans les enceintes sous pression. Maddox (1985).....	48
Figure # 2.6. Valeurs de $K_t$ des angularités sur des enceintes cylindriques (comparaison des équations 21 et 23). Maddox (1985).....	49
Figure # 2.7. Effet de la correction par la fonction $\tanh$ sur le facteur $K_t$ dû à une angularité dans une enceinte sous pression ( $E = 207 \times 10^3 \text{ N/mm}^2$ , $\nu = 0.3$ ). Maddox (1985).....	50
Figure # 2.8. Corrélation de la résistance en fatigue de joints soudés alignés et désalignés en aluminium et en acier. Maddox (1985).....	55
Figure # 2.9. Données des essais en fatigue de joints alignés et désalignés (Maddox 1985). Les essais ont été effectués sur des échantillons dont l'épaisseur varie entre 3 mm et 20 mm. ....	56

Figure # 2.10. Comparaison des valeurs de $K_t$ calculées et mesurées par Lida et Wylde pour des joints soudés désalignés, Maddox (1985).	57
Figure # 2.11. Résultats des essais de fatigue des joints désalignés : a) nombre de cycles vs contrainte axiale appliquée, b) nombre de cycles vs $K_t$ * contrainte axiale. Wylde (1986).	58
Figure # 2.12. Contrainte nominale totale en fonction du nombre de cycles; résultats expérimentaux obtenus par Wylde et lignes de prédiction de Ferreira et Branco. Ferreira et Branco (1991).	59
Figure # 2.13. Contrainte axiale en fonction du nombre de cycles pour quatre niveaux de désalignement sur des joints de 4 mm d'épaisseur. Guan Deqing (1995).	59
Figure # 2.14. Résultats des essais des joints soudés avec angularités tracés en fonction de $K_t$ x contraintes axiales. Maddox (1985).	61
Figure # 2.15. Courbe S-N d'échantillons en acier A-36 soudés bout à bout. Burk et Lawrence (1977).	62
Figure 2.16. Résistance en fatigue à $2 \cdot 10^6$ cycles en fonction de l'angularité. Épaisseur $t = 12$ mm et $a_i = 0.15$ mm. Ferreira et Branco (1991).	63
Figure # 2.17. Essais de fatigue de joints combinant désalignement et angularité. Les durées de vie sont représentées en fonction de $K_t$ x contrainte axiale. Maddox (1985).	65
Figure # 3.1. Géométrie de l'échantillon (dimensions en pouce)	74
Figure # 3.2. Machine à souder de type Liburdi laws 5000	78

Figure # 4.1. Désalignement et angularité obtenus sur les échantillons (avant traitement thermique).....	80
Figure # 4.2. Forme de l'échantillon avec angularité après traitement thermique.....	80
Figure # 4.3. Contrainte axiale en fonction de la durée de vie pour les échantillons de 1 mm d'épaisseur à l'état brut de soudage.....	82
Figure # 4.4. Contrainte axiale en fonction de la durée de vie pour les échantillons de 3 mm d'épaisseur à l'état brut de soudage.....	83
Figure # 4.5. Contrainte nominale totale en fonction de la durée de vie, pour les joints bruts de soudage de 1 mm d'épaisseur.....	85
Figure # 4.6. Contrainte nominale totale en fonction de la durée de vie, pour les joints bruts de soudage de 3 mm d'épaisseur.....	86
Figure # 4.7. Position des contraintes de flexion en tension; (a) sur un échantillon désaligné et (b) sur un échantillon avec angularité.....	89
Figure # 4.8. Surface de rupture : a) échantillon aligné, b) échantillon désaligné de 50 %.....	90
Figure # 5.1. Position des jauges sur les échantillons instrumentés. a) cas du désalignement, b) cas de l'angularité.....	93
Figure 5.2. Essai de traction avec jauges de déformation (métal de base; $t = 3$ mm).....	95
Figure # 5.3. Déformations mesurées par les jauges en fonction de la contrainte axiale appliquée sur un échantillon de métal de base de 1 mm. La figure montre la réponse des jauges des deux côtés de l'échantillon.....	96

Figure # 5.4. Redressement d'un joint avec angularité en fonction de la charge appliquée (3 mm d'épaisseur). .....	97
Figure # 5.5. Contrainte nominale mesurée au raccordement en fonction du nombre de cycles pour des échantillons de 1 mm d'épaisseur. ....	98
Figure # 5.6. Contrainte nominale mesurée au raccordement en fonction du nombre de cycles pour des échantillons de 3 mm d'épaisseur. ....	99
Figure # 5.7. Rotation du joint et déflexion dans le métal de base pour accommoder l'alignement de l'échantillon sous l'effet de la charge. ....	101
Figure # 6.1. Joint soudé laminé après traitement thermique de trempe et revenu. ....	105
Figure # 6.2. Contrainte axiale en fonction de la durée de vie pour des joints soudés de 1 mm d'épaisseur aplanis par laminage à froid. ....	109
Figure # 6.3. Contrainte axiale en fonction de la durée de vie pour des joints soudés de 3 mm d'épaisseur aplanis par laminage à froid. ....	110
Figure # 6.4. Échantillon de 1 mm après laminage à froid présentant une rupture au niveau du joint et une fissure de 2 mm de longueur dans le métal de base. ....	111
Figure # 6.5. (a) Micrographie dans le métal de base et (b) micrographie dans le joint laminé après traitement thermique de trempe et revenu (grossissement 175X). ....	112

## Liste des sigles et abréviations

a	Profondeur de la fissure
$a_0$	profondeur de fissure initiale
$a_f$	profondeur de fissure finale
$a_i$	profondeur de fissure définissant la durée de vie d'amorçage $N_i$
B	largeur de l'échantillon
c	Demi-longueur de la fissure
C	Coefficient de la relation de Paris
da/dN	Vitesse de propagation d'une fissure
e	Niveau de désalignement
E	Module d'Young
$K_t$	Facteur de concentration de contrainte
m	Coefficient de la relation de Paris
$N_i$	Nombre de cycles d'amorçage
$N_p$	Nombre de cycles en propagation
P	Pression relative dans un cylindre sous pression
r	Rayon du cylindre
$r_c$	Rayon au raccordement
t	Épaisseur de la plaque
Y	Hauteur du désalignement à une distance L/2 de chaque côté du joint avec angularité

$\alpha$	Angularité en radian
$\delta$	Distance entre la position actuelle et la forme idéale d'un joint de soudure sur une enceinte cylindrique sous pression
$\sigma_A$	Contrainte axiale
$\sigma_B$	Contrainte de flexion
$\sigma_{NT}$	Contrainte nominale totale au raccordement ( $\sigma_{NT} = \sigma_A + \sigma_B$ )
$\sigma_f'$	constante de la relation de Coffin-Manson
$\nu$	Coefficient de Poisson

## Introduction

L'utilisation des joints soudés dans la fabrication des générateurs de gaz des moteurs d'avion est grandement affectée par la présence des désalignements géométriques. Le désalignement est inévitable et, dans le cas des tôles minces, ce désalignement peut atteindre 50 % de l'épaisseur du métal de base. Due à la présence des désalignements, des contraintes de flexion viennent s'ajouter aux contraintes en tension appliquées perpendiculairement au joint. L'augmentation des contraintes au raccordement réduit la vie en fatigue du joint. Ainsi, les ingénieurs tiendront compte de ce problème lors de conception par l'augmentation de l'épaisseur des pièces ou par l'élimination des soudures en utilisant différents procédés de mise en forme. Ces procédés sont à la fois très compliqués et coûteux comme la mise en forme par emboutissage profond ou l'usinage à partir d'une pièce forgée.

Pour calculer les contraintes de flexion dues à la présence des désalignements dans les joints soudés, les ingénieurs se basent sur des équations dérivées de la théorie des poutres. Mais il est possible que les géométries des joints désalignés ne soient pas parfaitement identiques à celles qui sont traitées dans la littérature. Des erreurs de calcul sont alors introduites en assimilant la géométrie du joint à une configuration géométrique idéale.

La littérature traite en grande partie de cas de plaques épaisses (10 mm à 22 mm d'épaisseur) comme dans les constructions navales, les ponts et les centrales thermiques ou nucléaires. Les joints des plaques épaisses sont généralement soudés par plusieurs passes ou par des procédés à grand taux de déposition comme l'arc submergé. Ces procédés laissent parfois des inclusions ou des microcavités qui affectent grandement leur résistance en fatigue, surtout dans le domaine de fatigue oligocyclique. La grandeur de ces constructions fait en sorte que c'est impossible de faire un traitement thermique

pour éliminer les contraintes résiduelles introduites par le soudage. Ces contraintes statiques se superposent aux contraintes cycliques appliquées. De plus, les contraintes appliquées à ces constructions sont dans le domaine de fatigue d'endurance, c'est-à-dire dans le domaine élastique.

Pour les soudures des tôles minces dans la construction aéronautique, on utilise des procédés qui donnent des joints de très grande qualité comme le procédé TIG (Tungsten Inert Gas) ou le procédé par bombardement électronique. L'utilisation d'un gaz protecteur comme l'Argon pour la soudure au TIG ou la soudure sous vide réduit grandement la contamination du joint par l'hydrogène. La géométrie du joint est aussi contrôlée par des spécifications pour limiter les facteurs de concentration des contraintes. Ainsi, la surépaisseur du joint doit être inférieure à 50 % ou à 100 % de l'épaisseur du métal de base pour les soudures automatiques et les soudures manuelles respectivement. Toutes les pièces sont inspectées en utilisant le liquide pénétrant avec une lumière ultraviolette pour détecter les fissures et les caniveaux en surface et par rayons X pour détecter la présence des fissures ou de cavités internes dans les joints. En plus, les composantes soudées des moteurs d'avion sont traitées thermiquement pour éliminer les contraintes résiduelles. Les pièces du moteur sont sollicitées dans le domaine de fatigue oligocyclique ce qui implique la présence de contraintes au-dessus de la limite d'élasticité. Ainsi le niveau de désalignement pourra être réduit après déformation plastique au premier cycle. De plus, les joints de tôles minces sont sujets au redressement sous charge. Cet aspect de non-linéarité géométrique est ignoré par les formules disponibles dans la littérature ce qui augmente l'erreur de calcul des contraintes de flexion causées par les désalignements. Donc il n'est pas approprié d'utiliser les équations disponibles dans la littérature pour calculer les contraintes de flexion des désalignements des générateurs de gaz.

Vu l'absence de norme et de géométrie standard pour mettre en évidence les effets de désalignement et de laminage à froid des joints, il a fallu concevoir un échantillon

représentatif des pièces du moteur. Des essais en fatigue ont été effectués pour deux épaisseurs de tôle, sur des échantillons du métal de base, sur des joints soudés alignés, et sur des joints avec désalignement axial et angulaire. Malgré toutes les précautions prises lors du soudage, les désalignements obtenus varient des valeurs nominales visées. Ceci peut être attribué au retrait du joint. De plus les joints soudés considérés bien alignés peuvent présenter aussi un certain désalignement.

Pour vérifier la validité des formules de  $K_t$  disponibles dans la littérature et mettre en évidence l'effet de la non-linéarité géométrique, des jauges de déformation ont été installées aux raccordements des joints alignés, désalignés et avec angularité. Les déformations locales mesurées et multipliées par le module d'Young du métal de base ont été comparées avec les contraintes de flexion calculées par les formules de  $K_t$  disponibles dans la littérature.

Vu l'impossibilité d'éliminer la présence des désalignements des joints soudés des tôles minces, et pour réduire le poids des pièces, les coûts de fabrication et le taux de rejet des joints soudés, l'aplanissement par laminage à froid des joints soudés se présente comme une excellente solution. Ce procédé permettrait l'élimination complète des désalignements et de la géométrie du joint. Il pourrait ramener la résistance en fatigue des joints soudés proche de la résistance du métal de base. Ce procédé se caractérise aussi par un coût faible et une grande vitesse d'exécution.

Ce projet vise à étudier l'influence des défauts géométriques des joints soudés sur leur résistance en fatigue, les méthodes de calcul des contraintes de flexion causées par les défauts géométriques et l'amélioration de la résistance en fatigue des joints soudés (avec ou sans défauts géométriques) après aplanissement par laminage.

## **Chapitre 1. Contexte industriel et objectifs**

Les bonnes propriétés mécaniques des matériaux utilisés en aéronautique permettent de réduire leur épaisseur pour réduire le poids des appareils. Leur faible épaisseur rend leur déformation très probable sous l'effet de la chaleur dégagée lors d'une opération de soudage. Les composantes d'un assemblage soudé possèdent des tolérances dimensionnelles; elles sont pas parfaitement à leur place idéale lors de l'assemblage. Tous ces facteurs font en sorte que des désalignements sont présents sur tous les assemblages soudés des pièces moteur. Ainsi pour assurer la durée de vie en fatigue des assemblages soudés, les ingénieurs doivent absolument tenir en compte durant la conception des contraintes de flexion engendrées par les désalignements. Cette pratique fait partie des règlements de conception. Le niveau de désalignement toléré dépend de l'épaisseur des pièces d'assemblage. Il est de 50 % pour les pièces de moins de 1 mm et de 25 % pour les pièces de plus de 1 mm d'épaisseur.

La plupart des études faites sur les joints soudés sont faites pour des pièces épaisses (la majorité au-dessus de 10 mm). Ces épaisseurs permettent d'utiliser la théorie des poutres pour déterminer les contraintes de flexion. L'application d'une telle théorie sur les pièces moteur qui sont fabriquées de tôle mince (1 mm à 3 mm d'épaisseur) fait en sorte d'augmenter considérablement leur épaisseur et va même jusqu'à l'élimination du métal en feuille formé pour éviter d'avoir des soudures.

### ***1.1 Procédés de fabrication d'un générateur de gaz***

Le générateur de gaz est un assemblage soudé d'un cylindre de métal en feuille d'épaisseur variant entre 1 mm et 3 mm et de pièces usinées. Les principales pièces assemblées par soudage sont l'enveloppe, le diffuseur, les canaux tubulaires de

diffusion, les bosses des injecteurs et les brides d'assemblage. Le générateur de gaz est situé autour de la chambre de combustion, entre le compresseur et la tuyère d'éjection. Il assure la fixation des bougies d'allumage, des trous de drainage et des injecteurs de carburant. Il est sujet à la fatigue à cause de la pression cyclique qui enveloppe la chambre de combustion du moteur. La température d'opération est d'environ 400 degrés Celsius.

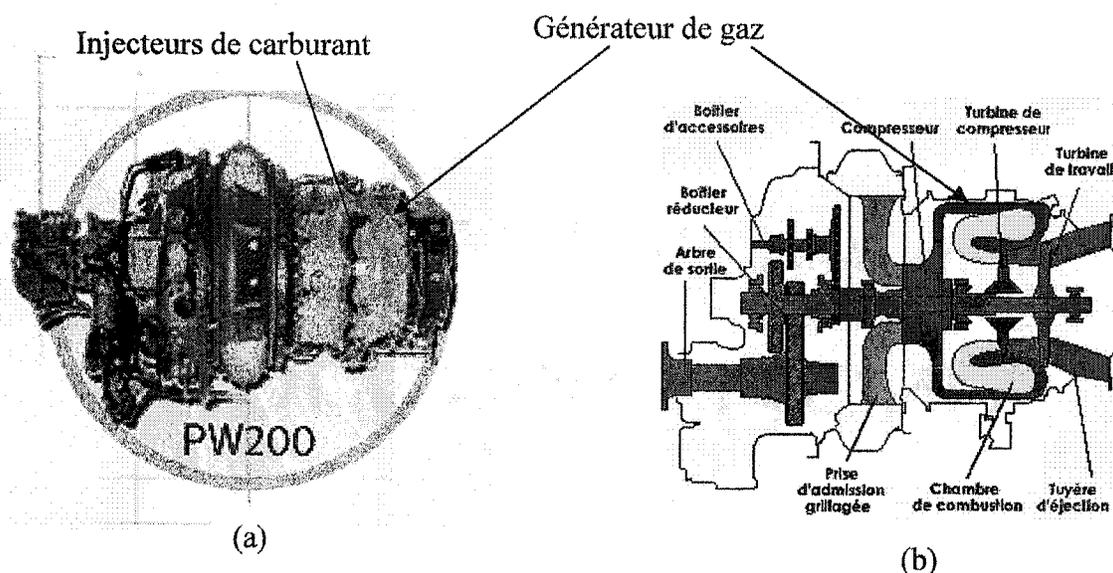


Figure # 1.1. a) vue d'ensemble d'un moteur et b) vue de coupe, montrant la position du générateur de gaz parmi les composants principales du moteur.

Le procédé de fabrication débute par la mise en forme d'un cylindre à partir d'une pièce de métal en feuille. L'acier inoxydable 410 est principalement utilisé. Sa composition chimique est : Fe = 86 %, C = 0.15 % max, Cr = 12.5 %, Mn = 1 % max, P = 0.04 % max, S = 0.03 % max). La présence de 12.5% de chrome donne une bonne trempabilité et une résistance à la corrosion généralisée. La teneur en carbone est limitée à 0.15 % pour limiter la formation de carbures de chrome; l'appauvrissement de la matrice en chrome rend cet acier moins résistant à la corrosion. Le métal en feuille est laminé à froid après le laminage à chaud, puis il subit un recuit complet avec refroidissement contrôlé afin de garder une structure ferritique (éviter la formation de la martensite) dans

le but de faciliter la mise en forme ultérieure. À l'état ferritique recuit, la faible teneur en carbone (0.15%) et la présence des éléments d'addition comme le Manganèse, la limite d'élasticité ( $R_e = 207$  MPa), la résistance à la traction ( $R_m = 448$  à  $655$  MPa) et l'allongement à la rupture ( $A = 15$  % au-dessus de  $0.76$  mm d'épaisseur) permettent une bonne mise en forme à froid. Le manganèse contribue à augmenter la valeur du facteur d'anisotropie  $\bar{r} = (r_1 + 2r_{45} + r_t)/4$  ( $r = \epsilon_w/\epsilon_t$ ) lors de la mise en forme (Washko S.D et Aggen G. 1990). Pour la fabrication des générateurs de gaz, deux méthodes de mise en forme sont principalement utilisées, soit l'emboutissage ou le roulage-soudage-expansion.

### 1.1.1. Mise en forme par emboutissage

L'emboutissage du métal en feuille est un procédé qui transforme une pièce plane en un contenant (figure # 1.2). Les extrémités de la plaque sont retenues pendant l'emboutissage de la partie centrale vers la forme désirée. Le terme emboutissage veut dire qu'une partie de l'embrasse est étirée et la partie formée de la pièce est plus profonde qu'un simple étirement de la pièce sur la surface d'une matrice. L'espacement entre les deux parties de la matrice (mâle et femelle) est contrôlé : suffisamment étroit pour éliminer les faux plis sur la périphérie et suffisamment large pour éviter de repasser le métal sur la périphérie de la matrice au cours de la mise en forme (figure # 1.3). Le serre-flan, en pressant le métal contre la matrice, évite son plissement et contrôle son écoulement le long du poinçon. Une presse à double action, mécanique ou hydraulique peut être utilisée, mais le modèle hydraulique est préférable pour le contrôle de la course du poinçon.

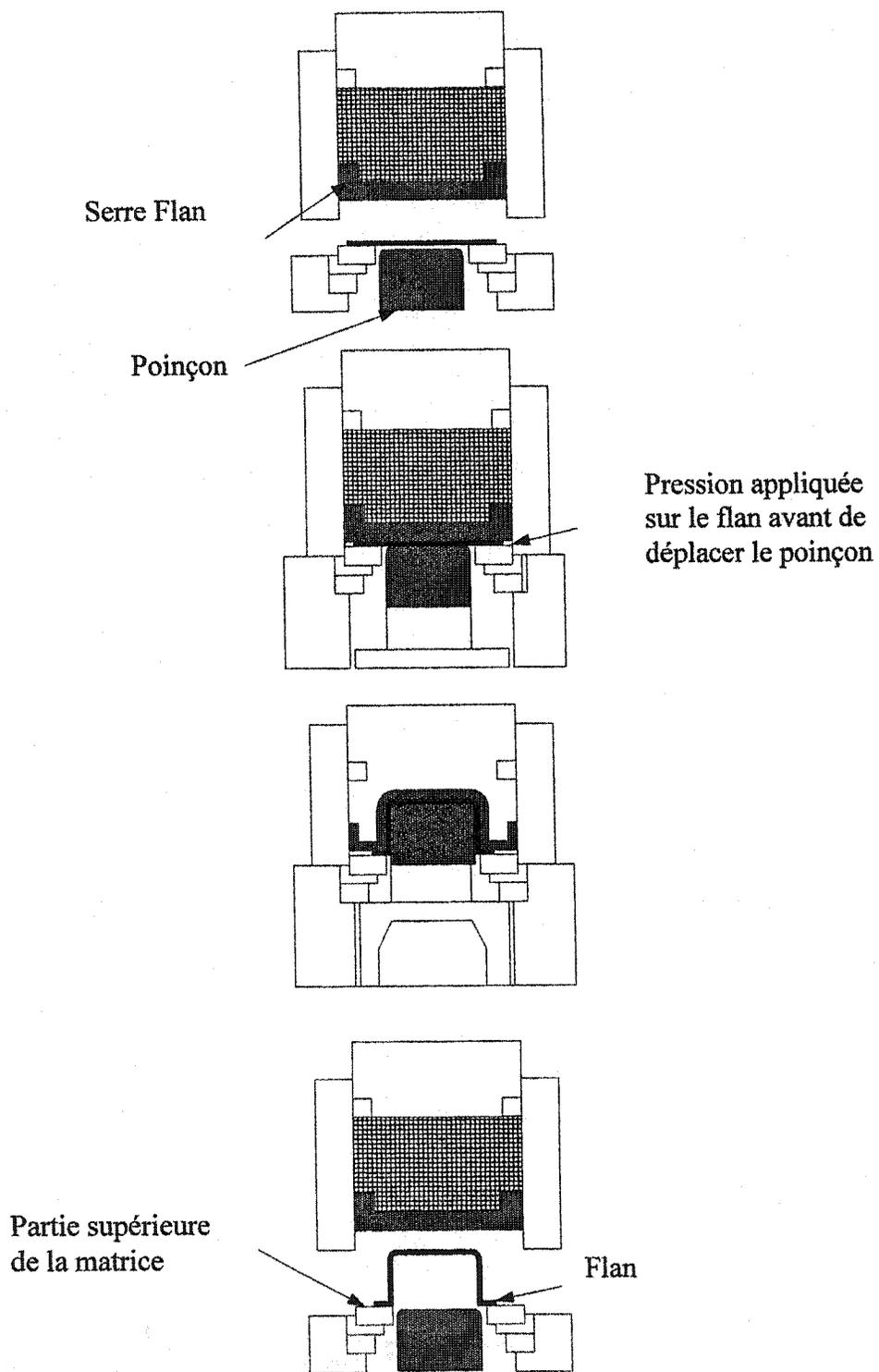
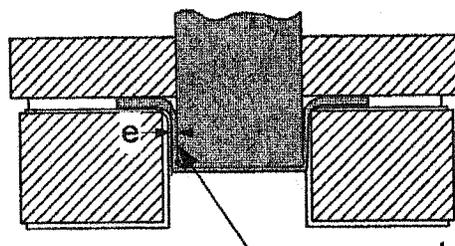


Figure # 1.2. Mise en forme par emboutissage



Espacement entre les deux parties de la matrice

Figure # 1.3. Espacement entre les deux parties de la matrice (mâle et femelle).

### 1.1.2. Mise en forme par roulage-soudage

Dans le cas de la mise en forme par roulage-soudage-expansion (figure # 1.4), le métal en feuille (dans les mêmes conditions métallurgiques que le métal en feuille utilisé pour l'emboutissage) est roulé sous forme cylindrique ou conique selon la forme finale. Le roulage est effectué sur une machine de type pyramidal (figure # 1.4). Les rouleaux du bas sont identiques mais leurs diamètres sont 50% plus petits que le diamètre du rouleau du haut. Les rouleaux du bas sont menés par engrenages à la même vitesse de rotation et ils gardent la même position verticale sur la machine. La position verticale du rouleau du haut contrôle le diamètre du cylindre à former. Le rouleau du haut tourne librement, selon le frottement avec le métal en feuille. La feuille de métal est déposée sur les cylindres du bas puis le cylindre du haut descend jusqu'à un niveau prédéterminé selon l'épaisseur du métal en feuille et du diamètre du cylindre à former.

Puis une soudure longitudinale est effectuée par le procédé TIG sur une machine automatique pour éviter l'irrégularité du joint. Le procédé TIG est le plus répandu pour souder les tôles minces dû aux faibles coûts d'opération (en comparaison au procédé laser ou faisceaux d'électrons). Il permet de souder tous les types des joints en toutes

positions et de mettre en œuvre toutes les épaisseurs à partir de 0.1 mm. Le procédé permet de réaliser des joints de haute qualité avec peu de distorsion et peut être aisément automatisé. Le procédé permet aussi de faire un joint étroit ce qui limite la largeur de la zone affectée thermiquement. L'utilisation d'un gaz neutre (Argon-Hélium) protège le métal fondu contre l'action néfaste de l'oxygène et de l'azote de l'air. Le procédé ne fait pas d'éclaboussures comme d'autres procédés; la visibilité du bain de fusion n'est pas obstruée par les fumées générées et l'énergie de soudage et le métal d'apport sont contrôlés séparément. Cependant le soudage par le procédé TIG se fait à vitesse lente et il y a possibilité de contamination de l'électrode (des particules de tungstène utilisé comme électrode peuvent entrer dans le bain de fusion). Pour les soudures manuelles le procédé TIG demande plus de dextérité et de coordination de l'opérateur que les procédés GMAW et MIG. Des extensions de chaque côté de la pièce permettent d'éviter l'effet du début et de la fin du cordon de soudure; elles seront usinées après le laminage (figure # 1.5). Un métal d'apport de la même composition chimique que le métal de base est utilisé pour les feuilles dont l'épaisseur est supérieure de 0.75 mm. Pour des faibles épaisseurs, inférieures à 0.75 mm, la soudure est effectuée sans métal d'apport. Il faut noter que le joint soudé couvre l'épaisseur totale de la pièce. Les paramètres de soudure, tels que l'ampérage et la vitesse d'avance, sont déterminés expérimentalement afin de respecter la grandeur du bain de fusion, qui est fonction de l'épaisseur du métal, et de respecter les spécifications du dessin de design. L'épaisseur du joint ne doit pas dépasser 50 % de l'épaisseur de la tôle et ne doit pas avoir une cavité de plus que 5 % de celle-ci (figure # 1.6). Une cavité peut être causée par un manque de métal d'apport qui doit remplir l'espace vide entre les deux bouts du cylindre. La largeur maximale du joint ne doit pas dépasser deux fois la largeur minimale spécifiée par le dessin.

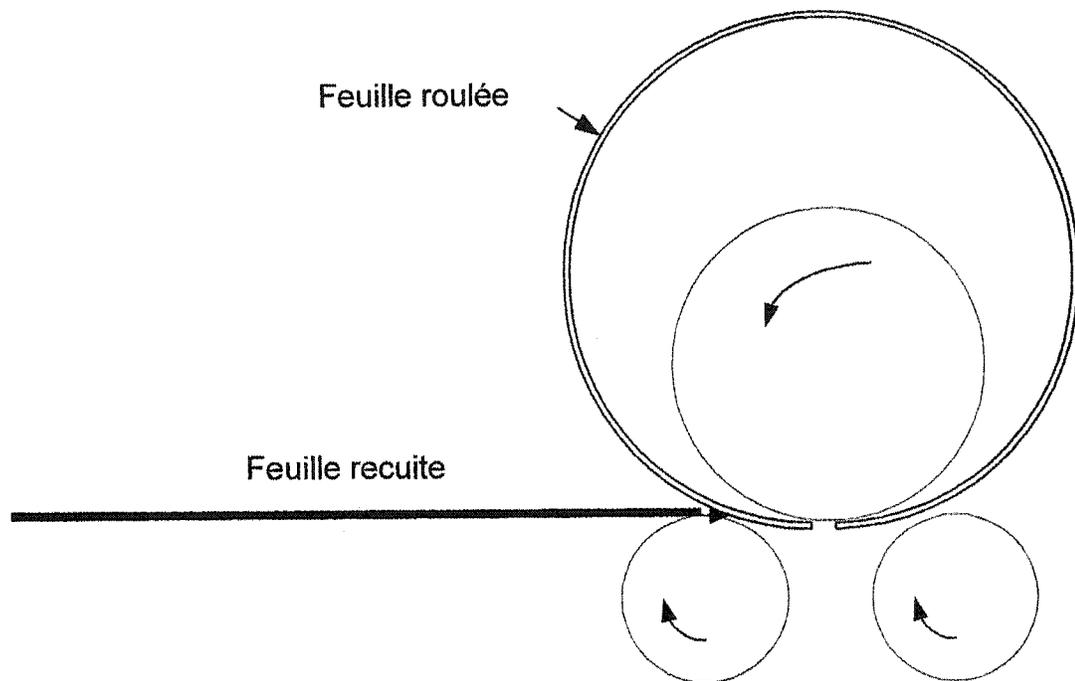


Figure # 1.4. Roulage d'une forme cylindrique sur une machine de type pyramidal

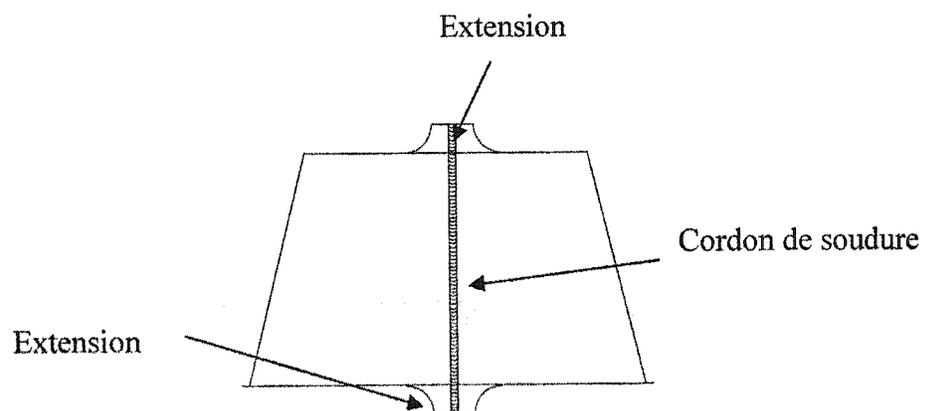


Figure # 1.5. Soudage longitudinal du cylindre; les extensions permettent d'éviter l'effet du début et de la fin du cordon.

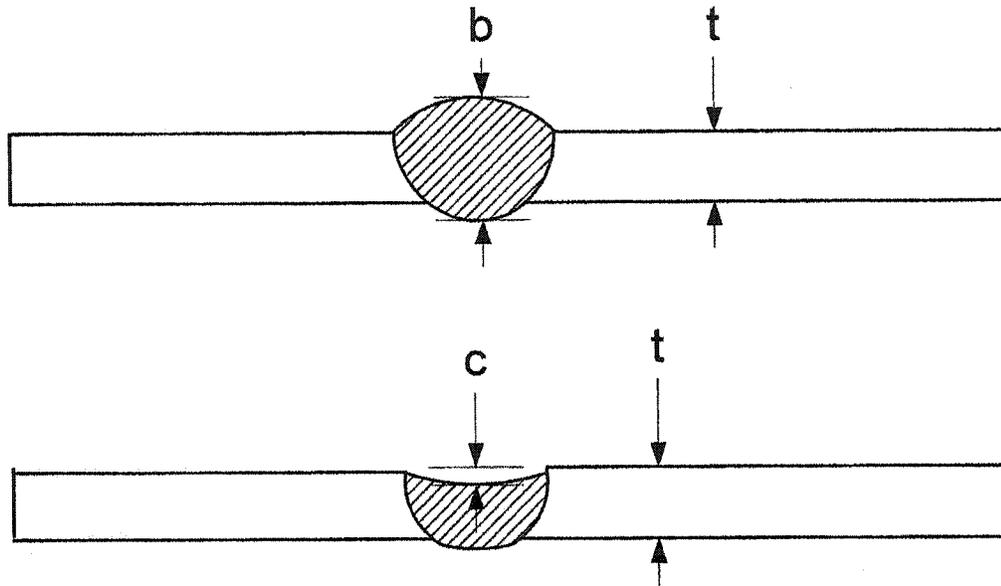


Figure # 1.6. Géométrie du bain de fusion.  $b < 1.50 * t$  et  $c < 0.05*t$

Après soudage, la pièce subit un recuit complet pour éliminer la zone martensitique créée autour du joint soudé. Le joint de soudure est ensuite aplani par laminage à froid sur la longueur. La pièce est prise à l'endroit du joint soudé, entre une roue sous pression et l'axe du laminoir (figure # 1.7). La pression sur la roue est assurée par un cylindre hydraulique monté sur un chariot qui parcourt le joint soudé sur la longueur à plusieurs reprises, afin de le laminier progressivement. La pression appliquée sur le joint soudé est déterminée expérimentalement et de façon à amener le joint à la même épaisseur que le métal de base sans causer une déformation de la pièce.

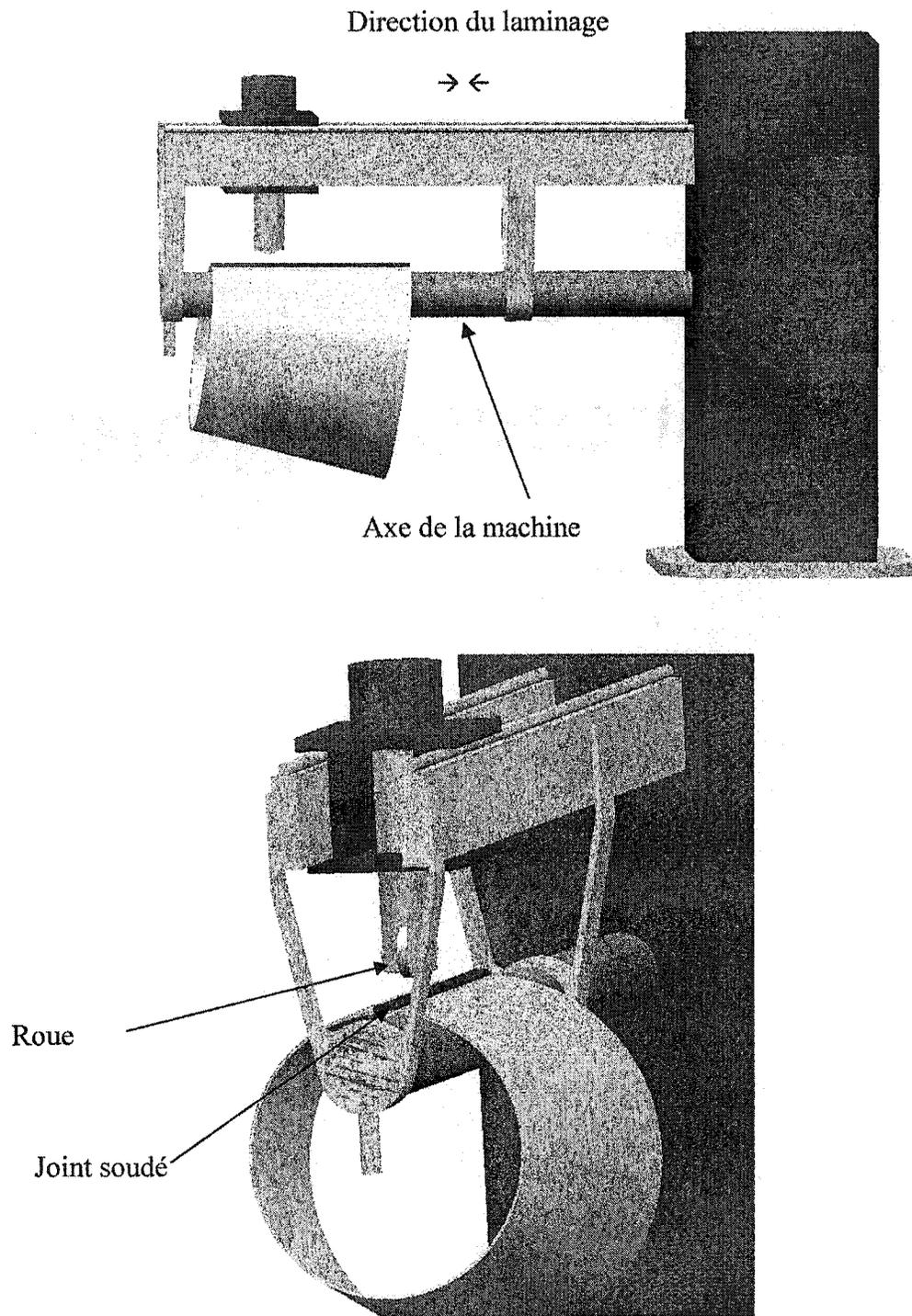


Figure # 1.7. Aplanissement par laminage à froid du joint soudé. Le chariot se déplace sur la longueur du joint à plusieurs reprises.

Par la suite, le cylindre est mis à la forme d'un générateur de gaz par expansion sur une matrice de huit segments séparés par une distance maximale de 0.4 pouces (figure # 1.8), pour éviter d'avoir des cassés sur la paroi. La pièce est tournée à plusieurs reprises pour distribuer la déformation sur toute la circonférence. Pour avoir une forme complexe, après l'expansion au diamètre final, une phase de compression aura lieu pour bien fermer la feuille de métal sur la matrice interne.

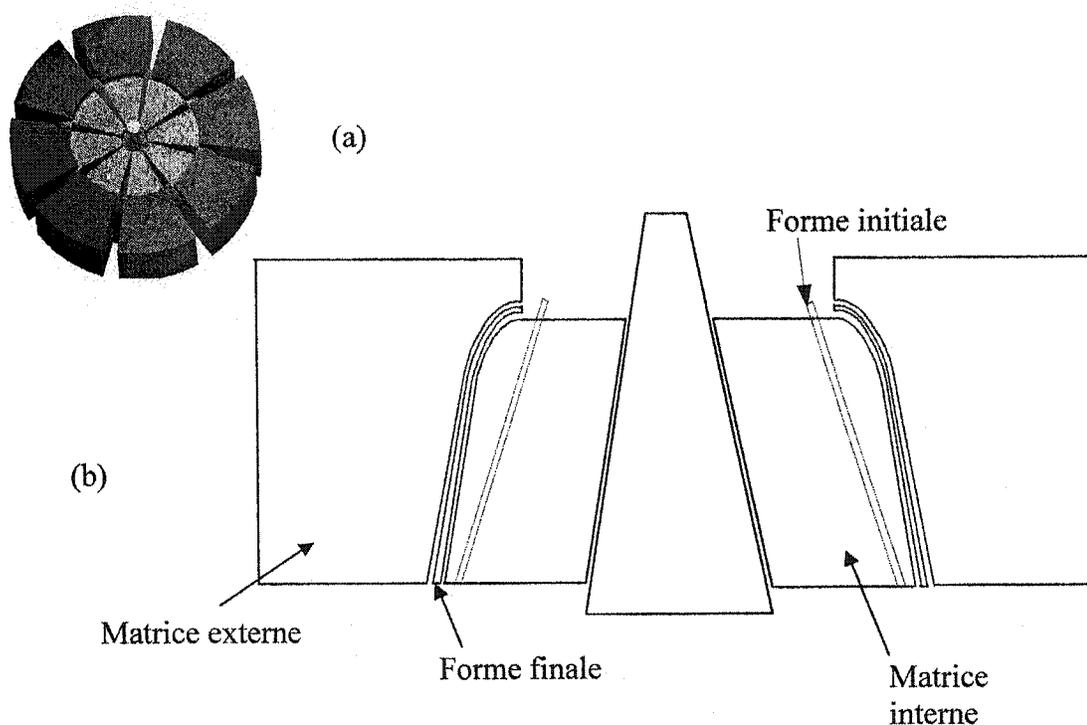


Figure # 1.8. a) Matrice d'expansion de huit segments à l'intérieur du cylindre à former, avec huit segments de compression à l'extérieur pour bien fermer la pièce sur la matrice interne. b) forme initiale et forme finale du cylindre.

### 1.1.3. Suite des procédés de fabrication

Que ce soit après emboutissage ou après roulage-soudage-expansion, des opérations complémentaires sont effectuées pour compléter l'assemblage :

**Usinage** : effectué aux dimensions finales sur les deux extrémités du cylindre pour avoir des faces perpendiculaires à l'axe de révolution et mieux contrôler les dimensions (hauteur et diamètres des ouvertures).

**Ébavurage** : les faces usinées sont meulées par des outils à la main pour arrondir les coins.

**Fixation d'un anneau** : soudé sur une machine automatique, par le procédé TIG, aux deux extrémités. Généralement le diamètre le plus large du cylindre est utilisé comme face de positionnement et d'appui lors des opérations subséquentes.

**Usinage** : les ouvertures pour localiser les bosses des injecteurs de carburant sont découpées au laser.

**Ébavurage** : pour enlever le métal fondu après une découpe au laser. Il faut noter que cette opération est une nécessité pour éviter les blessures lors de la manipulation des pièces.

**Soudage** : les bosses des injecteurs de carburant sont soudées manuellement par le procédé TIG sur la paroi. Leur nombre varie entre 12 et 24 selon le type de moteur. Le positionnement des bosses est assuré par un gabarit qui empêche la bosse de bouger durant le soudage. Des morceaux en cuivre, qui font partie du gabarit, entourent les bosses et restent en contact avec la tôle durant le soudage, pour assurer l'évacuation de

la chaleur et minimiser les distorsions causées par les soudures. Le bain de fusion est complètement protégé par un gaz inerte (argon - hélium).

**Inspection par rayons X** : les joints soudés sont inspectés aux rayons X pour détecter les défauts internes, porosités ou inclusions, non détectables par une inspection visuelle.

**Traitement thermique** : un recuit complet, afin de former une structure ferritique et une microstructure uniforme (affinement de la taille de grains), est effectué au-dessus de la température d'austénitisation  $Ac_3$ , dans une atmosphère contrôlée pour éliminer la zone affectée thermiquement des soudures antérieures, éliminer les contraintes résiduelles et parfois la distorsion de la pièce. Il faut noter que la température d'austénitisation est élevée (de l'ordre de  $955^{\circ}C$ ), à cause du relèvement des points de transformation dû au chrome et de la mise en solution des carbures de chrome. La vitesse de refroidissement doit être inférieure à  $19^{\circ}C$  par minute à cause de la forte trempabilité de cet acier. Le but principal du traitement thermique à ce stade du procédé est d'éviter la fissuration dans les zones martensitiques créées lors du soudage, durant les opérations d'ajustement et d'assemblage ultérieures.

**Ajustement** : pour ajuster les déformations sur la paroi et l'excentricité de la pièce.

**Assemblage** : soudage des canaux de diffusion sur le diffuseur de gaz; soudage du diffuseur de gaz et des canaux sur l'enveloppe.

**Traitement thermique** : un deuxième recuit complet, après le soudage précédent, dans le but d'éliminer la fragilité des zones trempées autour des joints soudés.

**Ajustement** : pour vérifier la concentricité des diamètres et ajuster les déformations autour des joints soudés.

**Essai non destructif** : inspection à l'aide de lumières blanches après l'ajout d'un liquide pénétrant pour détecter la présence de fissures.

**Essai de pression** : la pièce est mise dans un gabarit et plongée dans un liquide. De l'air sous pression est injecté à l'intérieur dans le but de détecter les fissures non visibles lors de l'opération précédente.

**Traitement thermique** : final pour usage en service. Cette phase comporte les étapes suivantes : austénitisation, trempe et revenu. La pièce est maintenue dans un four dans une atmosphère neutre à une température supérieure d'environ 50 °C à la température  $A_{c3}$  ( $A_{c3} + 50 = 955^{\circ}\text{C}$ ). La durée de maintien à cette température est d'une heure pour obtenir des grains d'austénite fins et homogènes et éviter qu'un grossissement de grains ne se produise. Le refroidissement est de 19 °C par minute ou plus. En raison de leur teneur élevée en chrome, ces aciers prennent facilement la trempe. Vient finalement un revenu de deux heures à une température d'environ 560°C (le revenu doit rester à l'extérieur de l'intervalle 316°C à 538°C pour éviter la formation des carbures  $\text{Cr}_{23}\text{C}_6$ ). Les propriétés mécaniques à la température du laboratoire après trempe et revenu sont :  $R_e$  entre 807 et 1055 MPa et  $R_m$  entre 925 et 1085 MPa (Harvey Philip D. 1982).

**Usinage** : effectué aux dimensions finales de la pièce sur les anneaux d'assemblage aux deux extrémités de la pièce. Lors de cette opération, l'épaisseur maximale enlevée est de 1 mm.

**Sablage et peinture** : L'amélioration de résistance à la corrosion est le but principal de cette opération. La pièce sera nettoyée avec un jet de sable est suivie d'une opération de séchage dans un four à 175 °C, puis une couche de peinture à base d'alumine est appliquée à la grandeur de la pièce.

## **1.2. Problèmes des procédés et fissuration en service**

Chaque opération du procédé de fabrication, de la mise en forme du cylindre jusqu'à l'usinage final, est la source d'un problème. Les opérations peuvent être regroupées sous des grands titres qui les rassemblent : mise en forme, soudage, traitement thermique et usinage.

L'emboutissage est la première alternative de fabrication. Ce procédé se fait en plusieurs étapes de mise en forme partielle avant d'arriver à la forme finale. Après une opération de mise en forme par emboutissage, la feuille du métal s'amincit dans la zone de gonflement qui se trouve au milieu de la forme de départ dû à un étirement dans les deux directions. L'étirement est unidirectionnel (les grains s'étirent dans un seul sens) sur la paroi du cylindre et il a un écrouissage important dans la zone de contact du métal en feuille avec le rayon de la cavité de la matrice. Le durcissement provenant de la déformation est un phénomène qui se manifeste durant la mise en forme à froid et qui entraîne souvent une augmentation de la limite d'élasticité avec une diminution de la ductilité. Pour ce phénomène, il y a un côté positif qui est l'augmentation de la limite d'élasticité du produit final qui est très désirable si la pièce se trouvera à sa forme finale après l'emboutissage. Mais entre les étapes de mise en forme, des traitements thermiques de recristallisation doivent être introduits pour restaurer la ductilité et homogénéiser la microstructure du métal afin de lui permettre de se déformer davantage et d'éviter des hernies et des déchirements.

Il y a trois problèmes avec la mise en forme par emboutissage

- 1- une mise en forme incomplète laisse des ondulations sur les extrémités (figure # 1.9)

- 2- la forme finale est limitée par la capacité du métal en feuille à se déformer et nécessite un traitement thermique de recristallisation intermédiaire, ce qui a pour effet d'allonger le temps de fabrication
- 3- un étirement excessif laisse des hernies dans les régions les plus déformées. Dans ce cas, il est préférable d'avoir des ondulations plutôt que des hernies sur les pièces.



Figure # 1.9. Ondulations sur une pièce formée par emboutissage

Lors de l'expansion d'un cylindre après roulage et soudage, la déformation du métal se passe uniquement entre les ouvertures de la matrice à cause de l'adhérence entre le métal et la surface de la matrice. Donc, lors de l'expansion, la pièce doit être tournée à plusieurs reprises pour éviter l'amincissement local. Cette méthode est beaucoup plus

rapide que l'emboutissage et elle ne nécessite pas de traitement thermique de recristallisation pour restaurer la ductilité. De plus, le prix de la machine, les prix des matrices et le coût d'entretien sont de loin moins coûteux que pour une presse hydraulique.

Avant soudage, une opération d'ébavurage est nécessaire pour enlever la couche d'oxyde causé par le laminage à froid, ou pour enlever le métal fondu laissé par l'usinage au laser. Cependant, les opérations d'ébavurage laissent sur la pièce des stries de meulage parallèles au joint soudé dont la profondeur dépend de la rugosité de l'outil utilisé et de l'habileté de l'opérateur. En service, ces stries de quelques microns de profondeur sont souvent des sites d'amorçage des fissures.

Outre les stries de meulage, les problèmes très importants liés au soudage des bosses sont la dénivellation et l'angularité des joints qui sont inévitables à cause des tolérances de forme du métal en feuille et les dimensions des bosses. Les désalignements géométriques des joints soudés, introduisent une composante de contrainte résultant de la flexion qui s'additionne à la contrainte nominale de tension appliquée au raccordement d'un joint soudé. La concentration des contraintes dues à l'irrégularité de soudure manuelle contribue aussi à diminuer la durée de vie en fatigue des joints soudés. Malgré l'irrégularité de la soudure manuelle, les joints soudés des bosses ne subissent aucun traitement mécanique, tel que le laminage pour la soudure longitudinale.

Une observation générale des fissures apparues en service, sur les joints soudés autour des bosses des injecteurs de carburant et sur la soudure longitudinale des générateurs de gaz, montre que les défauts géométriques attribués aux opérations de soudure tels que le désalignement et l'angularité des joints, ainsi que les stries de meulage, contribuent à l'apparition prématurée des fissures (figure # 1.10). Pourtant les défauts géométriques des joints soudés de pièces en service respectent les limites déterminées par les normes de la compagnie. Des essais en fatigue ont été effectués sur des échantillons de métal en

feuille de 1.2 mm d'épaisseur, soudés bout à bout par le procédé TIG, dans le but d'évaluer les effets des défauts géométriques sur la durée de vie des joints soudés. Les résultats obtenus sont dispersés et ne sont pas valides. Les fissures sur les échantillons expérimentés se sont initiées loin des joints soudés. Les stries de meulage laissées sur la pièce durant la préparation pour la soudure (enlèvement de la couche d'oxyde) ont été des sites d'amorçage des fissures loin des joints soudés et ainsi la cause de l'invalidité des résultats des essais. L'absence de données pour déterminer les effets des désalignements a obligé le bureau d'étude structurelle à augmenter l'épaisseur des générateurs de gaz significativement. Les contraintes de flexion introduites par la présence des désalignements ont été calculées en utilisant de formules de  $K_t$  disponibles dans la littérature. L'augmentation de l'épaisseur a entraîné une augmentation du poids. Il a fallu dans certains cas retourner au procédé d'emboutissage plus coûteux pour éliminer la présence d'un joint de soudure sur la longueur du générateur de gaz. Cependant même sur une enveloppe emboutie les bosses des injecteurs de carburant, doivent être encore soudées manuellement et sans laminage subséquent, et les fissures apparaissent toujours sur les soudures des bosses.

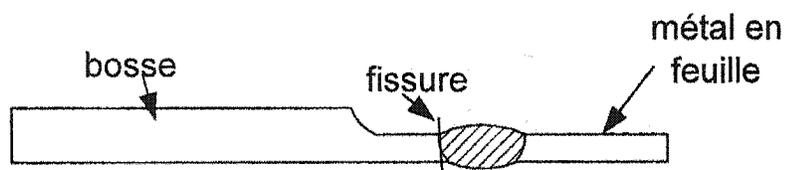
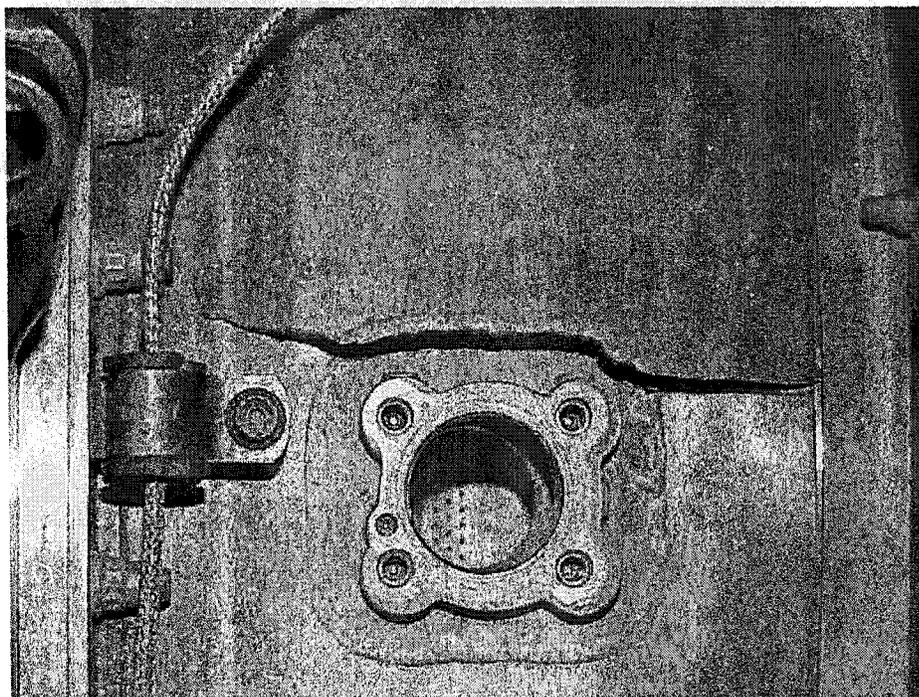
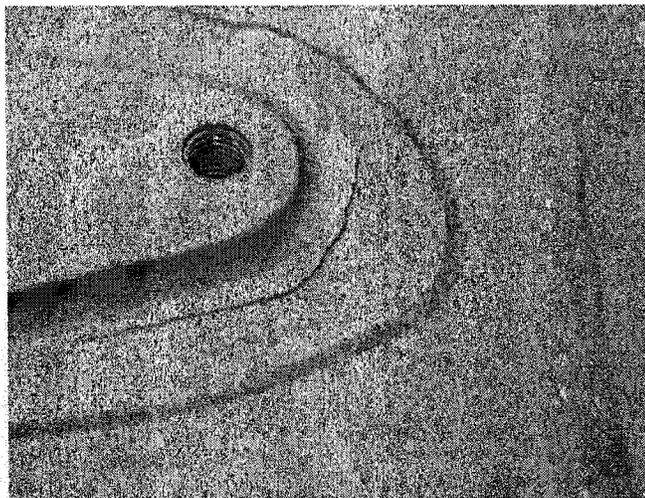


Figure # 1.10. Fissures dans les joints soudés des bosses dans deux générateurs de gaz.

Les fissures sont du côté des bosses.

### 1.3. Objectifs

Les défauts géométriques, tels que le désalignement et l'angularité (figure # 1.11), introduisent une contrainte de flexion qui s'additionne à la contrainte axiale appliquée au raccordement d'un joint soudé. L'étude vise à déterminer l'effet des défauts géométriques sur la résistance en fatigue de joints bout à bout uniformes soudés au TIG sur du métal en feuille dont l'épaisseur est comprise entre 1 mm et 3 mm. On peut s'attendre qu'avec l'augmentation du rapport de désalignement et du degré d'angularité, la contrainte nominale totale au raccordement augmente. Cet effet se traduira par une réduction de la durée de vie d'un joint soudé pour la même valeur de contrainte axiale appliquée ( $\sigma_{NT} = \sigma_A + \sigma_B$ ). L'étude vise aussi à déterminer l'amélioration de la résistance des joints soudés aplanis par laminage à froid.

Des joints soudés avec désalignement (allant jusqu'à 50 % de l'épaisseur de l'échantillon) et avec angularité seront préparés selon les étapes de fabrication d'un générateur de gaz. Des essais sur des échantillons de l'épaisseur de 1 mm et 3 mm permettront de voir s'il y a un effet d'échelle. Les résultats S-N seront compilés pour établir la relation entre la contrainte axiale ou la contrainte nominale totale et la durée de vie de l'échantillon.

Les essais seront effectués sur des échantillons inspirés de la norme ASTM E466 (1996).

Les expériences sur les joints soudés de chaque épaisseur 1 mm et 3 mm seront :

- métal de base (sans soudure)
- joints bruts de soudage alignés
- joints avec 20% de désalignement (brut de soudage)
- joints avec 50% de désalignement (brut de soudage)
- joints avec 5° d'angularité (brut de soudage)
- joints alignés puis aplanis par laminage à froid
- joints avec 20% de désalignement (laminés)

- joints avec 50% de désalignement (laminés)
- joints avec 5° d'angularité (laminés)

Les essais seront effectués sur une machine «servo hydraulique » à charge contrôlée ( $R = 0.1$ ). Au moins six échantillons par cas seront expérimentés pour balayer les durées de vie comprises entre  $10^4$  et  $10^5$  cycles.

La fixation de jauges de déformation au raccordement, durant certains essais sur les joints bruts de soudage, permettra de mesurer la déformation ( $\epsilon$ ) nominale réelle au raccordement. La comparaison entre la contrainte mesurée ( $E.\epsilon$ ) et la contrainte calculée ( $\sigma_{NT} = \sigma_A + \sigma_B$ ), permet de sonder la validité des formules de  $K_t$  disponibles dans la littérature, et de vérifier dans quelle mesure la contrainte au raccordement peut contrôler les durées de vie obtenues dans les différents cas étudiés.

Pour atteindre les objectifs déterminés, l'étude contient les chapitres suivants :

- Chapitre 2 : étude bibliographique sur le comportement en fatigue des joints soudés en général et les effets des désalignements : analyse de contrainte et comportement en fatigue des joints soudés désalignés.
- Chapitre 3 : détermination des détails des essais, conception de l'échantillon et élaboration du procédé de fabrication.
- Chapitre 4 : essais de fatigue des joints soudés bruts de soudage, résultats S-N et analyse de validité des formules de  $K_t$  disponibles dans la littérature.
- Chapitre 5 : essais de fatigue sur les échantillons bruts de soudage instrumentés avec des jauges et traitement des données.
- Chapitre 6 : amélioration de la durée de vie par aplanissement des joints par laminage à froid et résultats expérimentaux des joints aplanis.
- Chapitre 7 : conclusions

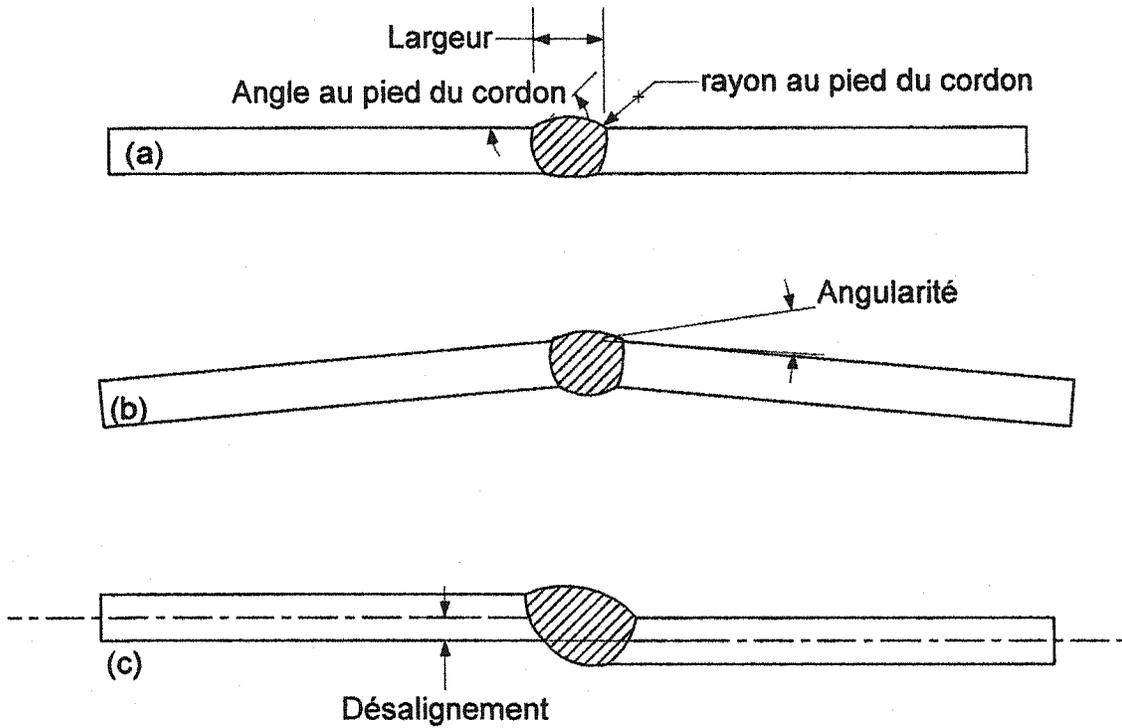


Figure # 1.11 : Géométrie d'un joint soudé. a) la géométrie standard d'un joint, b) définition de l'angularité, c) définition de désalignement.

## Chapitre 2 : Étude bibliographique

### 2.1 Performance en fatigue des joints soudés

La vie en fatigue d'une composante donnée peut être divisée en plusieurs étapes : les dommages initiaux comme le durcissement ou l'adoucissement cyclique, la création des micro-fissures, la coalescence des micro-fissures pour former une fissure courte et la propagation de la fissure jusqu'à la rupture. Les deux premières étapes peuvent être considérées comme l'amorçage d'une fissure. La vie en amorçage occupe une grande partie de la vie totale d'un échantillon lisse ou avec entaille douce. Le nombre de cycles requis pour amorcer une fissure dans une pièce lisse augmente avec l'augmentation de la résistance en traction. Comme règle générale, on peut considérer que la limite d'endurance d'un acier est  $\sigma_e \cong \text{UTS}/2$  (Lawrence et al 1996). Cependant, la vie en fatigue d'un joint soudé ne dépend pas de la résistance en traction du métal de base. La pente d'un tracé du nombre de cycles vs les contraintes cycliques ne sont pas les mêmes pour le métal de base et pour un joint soudé (Maddox 1994). À cause de la présence d'entailles sévères en V et de défauts comme les caniveaux ou les inclusions au raccordement, la vie en fatigue d'un joint soudé peut être subdivisé en deux parties : la propagation d'une fissure courte et la propagation d'une fissure longue. Dans ce régime la pente de la courbe S-N dérive de l'intégration de l'équation de Paris,  $da/dN = C\Delta K^m$ ;  $m$  est peu sensible à la limite d'élasticité des matériaux. Les soudures qui contiennent un manque de pénétration ou des défauts internes, ont une vie en fatigue qui peut être séparée en deux fractions : la première où les défauts s'aiguisent pour devenir une fissure de fatigue et la deuxième où cette fissure se propage jusqu'à la rupture (Lawrence 1973).

Pour estimer la durée de vie en amorçage  $N_I$ , l'approche de contrainte ou déformation locale est communément utilisée. La forme la plus simple de cette approche, tel que présenté par Hou et Charng (1997), est

$$N_f = \left( \frac{S_a K_f}{\sigma'_f - \sigma_m} \right)^{-1/b}$$

où  $S_a$  est l'amplitude des contraintes cycliques appliquées,  $K_f$  est le facteur de sensibilité à l'effet d'entaille et  $\sigma_m$  est contrainte moyenne locale. Le problème de l'utilisation de ce modèle c'est l'utilisation de  $K_f * S_a$  pour déterminer la contrainte cyclique locale au lieu d'utiliser le gradient de contraintes qui se trouve réellement au site d'amorçage.

Pour déterminer la fraction de vie nécessaire pour aiguïser un défaut pour qu'il devient une fissure de fatigue, Lawrence et Munse (1973) ont testé des échantillons de 19 mm d'épaisseur en acier ASTM A36, soudés bout à bout par le procédé GMAW avec un manque de pénétration au milieu des échantillons. La durée de vie des échantillons expérimentés varie entre 50,200 et 5,700,700 cycles. La progression des fissures a été suivie par des radiographies afin de déterminer les coefficients de la loi de Paris sur la partie en propagation des fissures. Le respect de la loi de Paris, le taux de propagation et la vie totale du joint indiquent qu'une grande partie de la durée de vie est nécessaire pour aiguïser un défaut pour devenir une fissure de fatigue. Cette partie est estimée à environ 50% de la durée de vie totale. L'estimation de la vie totale des joints comme étant la vie en propagation correspond à la limite inférieure des données des essais effectués. Cependant Hou et Charng (1997) constatent que le rapport  $N_f/N_T$  augmente avec l'augmentation de  $N_T$ .

### 2.1.1 Effet de la géométrie du joint

Basé sur des analyses par éléments finis, F.V Lawrence (1973) a déterminé le facteur de concentration de contraintes  $K_t$  pour différentes géométries de joint soudé bout à bout. Les paramètres principaux sont : la surépaisseur du joint  $h$ , la largeur du joint  $w$ , l'angle au raccordement  $\theta$  et l'angle de préparation  $\phi$  (figure # 2.1). De plus, Lawrence a conçu un modèle numérique pour calculer la durée de vie en propagation d'un joint soudé.

Les résultats des analyses par éléments finis montrent que  $K_t$  est maximal (1.8) pour  $\theta = 45^\circ$  et  $\phi = 90^\circ$ , cette valeur est la valeur plafond de  $K_t$ . Le rapport de la contrainte locale sur la contrainte axiale  $\sigma/\sigma_a$  décroît rapidement en s'éloignant du raccordement. À environ 0.1t, le rapport  $\sigma/\sigma_a$  devient approximativement égal à 1 et, dans certains cas, ce rapport devient légèrement inférieur à 1.

Le modèle numérique pour déterminer la durée de vie en propagation pour un acier ferrito-perlitique ( $C = 0.36 * 10^{-9}$  et  $m = 3$ ; C et m sont les paramètres du régime de Paris) montre qu'une augmentation de l'angle  $\theta$  à  $20^\circ$  accélère grandement le taux de propagation, mais qu'au-dessus de  $30^\circ$  l'angle  $\theta$  n'a plus d'influence supplémentaire sur le taux de propagation. La majorité de la vie en propagation est lorsque la fissure est courte. De plus, l'augmentation de w engendre une augmentation du taux de propagation.

$$N_P = \int_{a_0}^{a_f} \frac{1}{C(\Delta K)^n} da$$

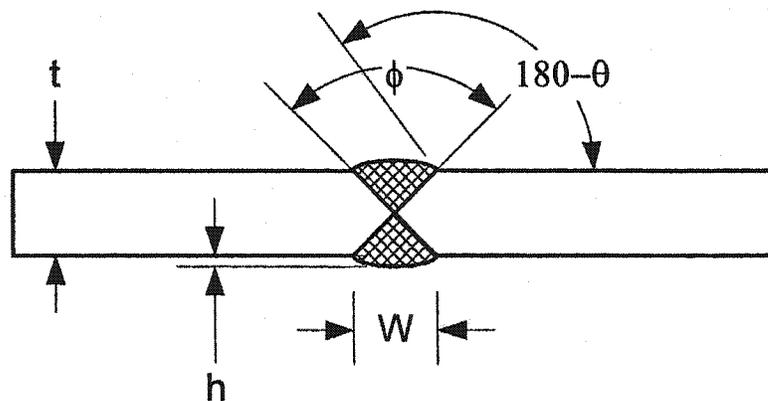


Figure # 2.1. Largeur, surépaisseur et angles de la soudure.

### 2.1.2 Effet de la fissure initiale et du type d'acier

Le modèle numérique de Lawrence (1973) montre que les aciers martensitiques ( $C = 0.66 * 10^{-8}$  et  $m = 2.25$ ) ont une vie en propagation égale au tiers de la vie en propagation des aciers ferritiques si la longueur de la fissure initiale est  $a_0 = 0.01''$  (0.25 mm). Cependant, la variation de l'angle  $\theta$  est moins significative sur l'augmentation du taux de propagation et la différence de la vie en propagation entre l'acier martensitique et l'acier ferrito-perlitique diminue avec l'augmentation de la charge appliquée.

Les expériences ont été effectuées sur des joints soudés en aciers ferrito-perlitiques A36 et A441 et des aciers Martensitiques Hy-130, Hy-100 et T1. Il y a une bonne corrélation entre la vie estimée par le modèle numérique et celle de l'acier ferrito-perlitique; tous les résultats sont inclus dans un intervalle dont la limite inférieure correspond à  $a_0 = 0.01''$  (0.25 mm) et la limite supérieure à  $a_0 = 0.001''$  (0.025 mm). Mais les durées de vie des échantillons en acier martensitique sont nettement supérieures à la vie estimée par la méthode numérique. Ceci peut être attribué au fait que la vie en amorçage des aciers martensitiques est de loin supérieure à la vie d'amorçage des aciers ferrito-perlitiques.

### 2.1.3 Soudure automatique versus soudure manuelle

Les soudures automatiques se caractérisent par l'uniformité et l'homogénéité des joints, tandis que les soudures manuelles se démarquent par leur irrégularité. Tel que mentionné auparavant, le raccordement est l'endroit principal d'amorçage des fissures de fatigue (si la charge appliquée est perpendiculaire au joint). Dû à l'uniformité des joints automatiques, plusieurs sites d'amorçage peuvent avoir lieu au raccordement, et des fissures coalescent pour former une fissure plus large. Dans le cas de soudures manuelles, la coalescence des fissures se limite aux fissures très proches et qui se

trouvent dans le même plan. Les fissures qui se trouvent sur des plans parallèles ne coalescent pas. Certaines finissent même par se trouver dans l'ombre d'autres fissures ce qui réduit l'intensité de contraintes. Les fissures s'arrêtent si l'intensité de contraintes passe au-dessous du seuil de propagation (Chapetti et al 1994).

Le rapport a/c d'une fissure (profondeur/longueur) influence grandement son taux de propagation. La coalescence de deux ou plusieurs fissures diminue le rapport a/c ce qui augmente le facteur d'intensité de contraintes en fond de fissure. Pour cette raison la vie en fatigue des joints soudés manuellement est supérieure à celle des joints soudés par un procédé automatique.

Gurney (1978) a rapporté que la résistance en fatigue oligocyclique des joints soudés automatiquement à l'arc submergé est notamment inférieure à ceux soudés manuellement à l'électrode enrobée. Ceci a été attribué principalement au profil du joint et à la concentration des contraintes au raccordement. Cependant, ceci reflète aussi l'effet de la coalescence et de la forme de la fissure au raccordement. Une étude plus détaillée par Chapetti et al (1994) montre que la supériorité de la performance des joints soudés manuellement est attribuable au fait qu'il n'y a pas de coalescence des fissures au raccordement.

Chapetti et al (1994) ont conclu que la vie en fatigue d'un joint soudé est meilleure si la coalescence des fissures se fait le plus profond possible. Après que la fissure atteint une profondeur de plus de 4 mm, les taux de propagation dans les joints soudés automatiques et manuels sont égaux. Ainsi la résistance en fatigue augmente avec la distance entre les reliefs du joint.

### **2.1.4 Analyse par éléments finis des joints soudés**

Les géométries des joints varient considérablement selon le procédé et les paramètres de soudage. De plus, les propriétés mécaniques du joint ou du métal dans la ZAT sont difficiles à déterminer. L'analyse par éléments finis des joints soudés est compliquée par les détails du joint, surtout lorsque l'assemblage contient plusieurs soudures. La géométrie n'est jamais uniforme; les détails du joint (rayon, angle et largeur) varient d'un joint à l'autre même si le procédé est complètement automatisé. Il est impossible d'inclure tous les détails du joint comme l'irrégularité et la surépaisseur du joint, l'angle à la jonction et le rayon au raccordement.

Dans les normes utilisées pour estimer la durée de vie des joints soudés comme la norme BS 7608, on trouve des classes de soudure qui sont désignées par une lettre A, B, C, D, E, F, F2, G, S, T, W, ou X. La caractérisation prend en considération la concentration de contraintes locale au raccordement du joint, la grandeur et la forme des discontinuités tolérables, la direction de la charge, les effets métallurgiques, les contraintes résiduelles et dans certains cas le procédé de soudage et les traitements ultérieurs pour améliorer la résistance en fatigue (BS7608. 1993). Mais, l'intervalle d'une classe est très large et les durées de vie de deux joints dans les deux extrémités de l'intervalle peuvent être très différentes.

### **2.1.5 Effets du désalignement géométrique**

La présence d'un désalignement géométrique sur un joint soudé introduit une contrainte additionnelle à la contrainte nominale appliquée, sans tenir compte du fait que le joint prend un profil non désirable. Si l'influence principale du désalignement est l'augmentation de la contrainte maximale, il est possible de permettre la présence du

désalignement si on tient compte de cette contrainte au stade de la conception. Cependant, pour supporter une même charge appliquée, il faut augmenter l'épaisseur des pièces.

Jakubczak et Glinka (1986) ont essayé de déterminer l'effet du désalignement sur la vie en fatigue des joints cruciformes de 8 mm d'épaisseur. Ils ont conclu que le désalignement réduit la durée de vie des joints soudés principalement par la réduction de la vie en amorçage au raccordement. En effet le désalignement réduit légèrement la vie en fatigue des joints qui ont des discontinuités internes telles que le manque de pénétration. Les ruptures qui devraient normalement s'initier à partir d'une discontinuité interne prendront place à partir d'une discontinuité externe telle que le raccordement.

## ***2.2. Analyse des contraintes d'un joint bout à bout désaligné***

L'étude de Maddox (1985) est communément utilisée dans toutes les recherches effectuées après 1985 sur l'effet de désalignement des joints soudés, ainsi que dans les normes de conception des enceintes sous pression comme la norme Britannique BS7608. Elle inclut tous les cas de désalignements possibles (figure # 2.2 et tableau # 2.1) et une récapitulation des études effectuées par d'autres chercheurs à travers le monde. De plus, cette étude inclut les résultats des expériences effectuées à plusieurs niveaux de désalignement sur des joints soudés d'épaisseur comprise entre 3 mm et 22 mm et sur une plage de durées de vie allant de mille à plusieurs millions de cycles. Il s'agit d'une étude majeure dans ce domaine. Plusieurs études effectuées après 1985, traitent l'effet de désalignement en utilisant la mécanique de rupture, mais en calculant les contraintes de flexion dues au désalignement par les équations déterminées par Maddox. Ainsi, la bibliographie qui suit sera basée principalement sur le travail de Maddox et citera les travaux complémentaires effectués par d'autres chercheurs après 1985.

Les défauts géométriques, tels que le désalignement et l'angularité, introduisent une contrainte nominale de flexion qui s'additionne à la contrainte nominale de tension appliquée au raccordement d'un joint soudé. La contrainte réelle est la somme de la contrainte de tension axiale et de la contrainte de flexion due au désalignement :

$$\sigma_{NT} = \sigma_A + \sigma_B \quad (1)$$

Ce qui devient pour un chargement cyclique de fatigue :

$$\Delta\sigma_{NT} = \Delta\sigma_A + \Delta\sigma_B \quad (2)$$

Le désalignement peut être considéré comme un facteur de concentration de contraintes géométrique  $K_t$  à multiplier à la contrainte axiale.

$$K_t = \frac{\sigma_A + \sigma_B}{\sigma_A} = 1 + \frac{\sigma_B}{\sigma_A} \quad (3)$$

L'analyse des contraintes des joints désalignés est liée à l'évaluation de  $\sigma_B$ . Ainsi les résultats de l'analyse et des essais en fatigue des joints désalignés vont être représentés en termes de  $K_t$ . La contrainte de flexion résultante d'un désalignement ou d'une angularité dépend de plusieurs facteurs. En particulier, les facteurs qui influencent la flexibilité du joint à pivoter sous l'effet du moment de flexion sont significatifs. Ceci inclut aussi la rétention du joint due à l'augmentation locale de la section de la pièce, la forme des membres d'assemblage et les conditions aux frontières. La géométrie de la pièce où le désalignement a eu lieu est importante; elle permet de faire certaines approximations pour être en mesure de faire le calcul des contraintes de flexion. Ainsi, pour des suppositions différentes, différentes estimations de  $K_t$  sont possibles pour un rapport de désalignement donné.

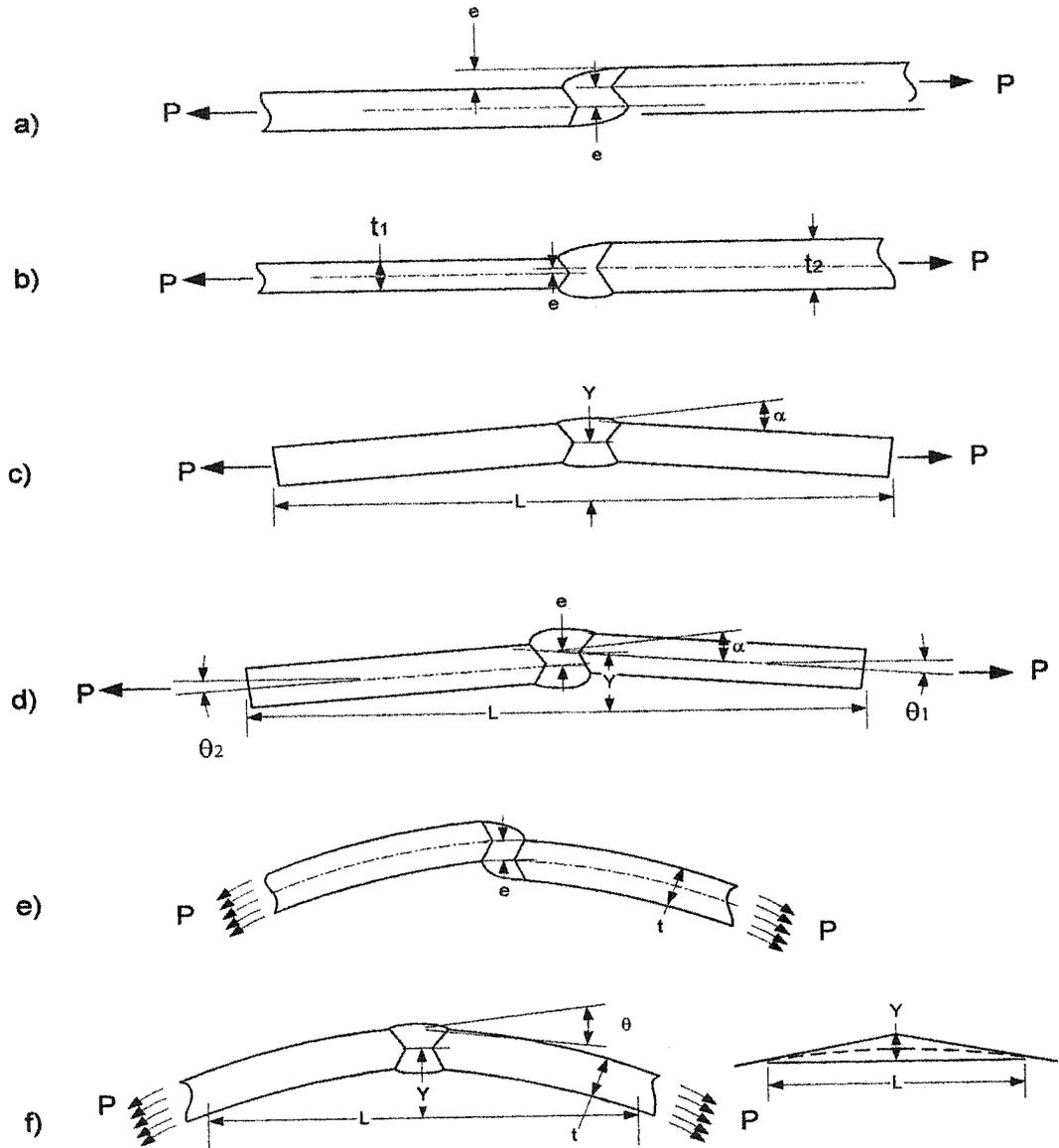
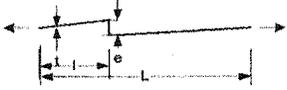
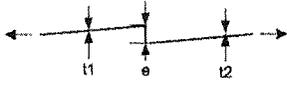
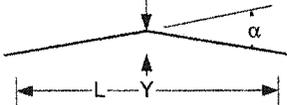
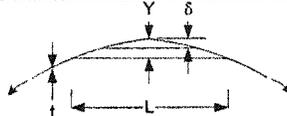
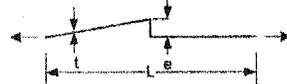


Figure # 2.2. a) désalignement entre deux plaques planes de la même épaisseur, b) désalignement entre deux plaques planes d'épaisseurs différentes, c) angularité entre deux plaques planes, d) angularité et désalignement, e) désalignement sur une enceinte cylindrique, f) angularité sur une enceinte cylindrique.

Tableau # 2.1. Sommaire des équations de  $K_t$  pour différents types de désalignement.  
Maddox (1985) et norme BS 7608 (1993).

Type de désalignement	Configuration géométrique	$K_t$
Désalignement entre deux plaques planes		$K_t = 1 + 3 \frac{e}{t}$
Désalignement entre deux plaques planes		$K_t = 1 + \lambda \frac{e}{t} \frac{l}{L}$
Désalignement dans les enceintes sous pression		$K_t = 1 + \frac{3e}{t(1-\nu^2)}$
Désalignement entre deux plaques planes d'épaisseurs différentes		$K_t = 1 + \frac{6e}{t_1} \left( \frac{t_1^n}{t_1^n + t_2^n} \right)$
Désalignement sur une enceinte sous pression avec un changement d'épaisseur		$K_t = 1 + \frac{6e}{t_1(1-\nu^2)} \left( \frac{t_1^n}{t_1^n + t_2^n} \right)$
Angularité entre deux plaques planes	 $\beta = \frac{L}{t} \sqrt{\frac{3\sigma_A}{E}}$	Extrémités bridées $K_t = 1 + \frac{3y \tanh \beta / 2}{t \beta / 2} = 1 + \frac{3}{4} \alpha \frac{L \tanh \beta / 2}{t \beta / 2}$ fixation rotule $K_t = 1 + \frac{6y \tanh \beta}{t \beta} = 1 + \frac{3}{2} \alpha \frac{L \tanh \beta}{t \beta}$
Angularité sur une enceinte sous pression		Extrémités bridées $K_t = 1 + \frac{6\delta \tanh \beta / 2}{t \beta / 2}$ fixation rotule $K_t = 1 + \frac{6\delta \tanh \beta}{t \beta} = 1 + \frac{3}{2} \alpha \frac{L \tanh \beta}{t \beta}$
Désalignement et angularité simultanément		$K_t = 1 + (K_t - 1)_{\text{désalignement}} + (K_t - 1)_{\text{angularité}}$

### 2.2.1. Influence du désalignement sur des joints en flexion pure

Il n'y a pas de raison pour qu'une contrainte de flexion puisse provenir d'un désalignement d'un joint soudé en cas d'un chargement en flexion pure car le moment appliqué aux extrémités est constant sur toute la longueur. Des essais de fatigue en flexion pure sur des échantillons désalignés en aluminium et en acier ont montré que la résistance des joints n'est pas affectée par le niveau du désalignement, même si ce dernier atteint 100 % sur les échantillons en acier. Cependant, il est raisonnable de s'attendre qu'un désalignement excessif peut affecter la résistance en fatigue d'un joint soudé en flexion si le profil de la soudure devient plus proche de la forme d'une soudure de cordon d'angle que d'une soudure bout à bout. Il faut prendre en considération les contraintes de flexion dues au désalignement dans le cas où les gradients des contraintes de flexion à travers la pièce sont faibles. Dans ce cas le chargement devient plus proche d'un chargement axial que d'un chargement en flexion. Ceci a été remarqué sur les tuyaux chargés en flexion.

### 2.2.2. Influence du désalignement en tension axiale

Un désalignement d'une valeur  $e$  sur un joint bout à bout de deux plaques de même épaisseur, soumis à une charge en tension  $P$ , cause un couple  $Pe$  au joint. En considérant que le joint est libre de pivoter, le moment de flexion de chaque côté du joint est  $Pe/2$ . La contrainte de flexion correspondante  $\sigma_B$  est donnée par :

$$\sigma_B = \frac{\frac{Pe}{2} \cdot \frac{t}{2}}{\frac{Bt^3}{12}} = \frac{3Pe}{Bt^2} \quad (4)$$

où  $B$  est la largeur de la plaque. Mais  $\frac{P}{Bt} = \sigma_A$ , la contrainte axiale appliquée. Ainsi

$$\sigma_B = \frac{3\sigma_A Bte}{Bt^3} = 3\sigma_A \frac{e}{t}$$

et

$$K_t = 1 + 3 \frac{e}{t} \quad (5)$$

Dans ce cas,  $K_t$  est indépendant du mode de fixation des extrémités des plaques (fixation rotule ou bridée)

La contrainte de flexion due au désalignement dépend fortement du degré de restriction proche du joint et  $K_t$  ne devrait pas être assez élevé tel que déterminé par l'équation (5), si la rotation du joint (sous l'effet de la charge) est empêchée. Vue l'importance du degré de restriction, une forme plus générale de  $K_t$  a été proposée.

$$K_t = 1 + \lambda \frac{e}{t} \frac{l}{L} \quad (6)$$

où  $L$  et  $l$  déterminent la position du joint par rapport aux points d'application de la charge (tableau # 2.1), et  $\lambda$  est un facteur dépendant des restrictions imposées sur le joint pour empêcher sa rotation. En utilisant l'analyse par éléments finis le facteur  $\lambda$  a été évalué pour plusieurs formes de restriction possible. La même valeur  $\lambda = 6$  est applicable pour les joints bout à bout et les joints cruciformes non restreints. Ainsi pour les joints soudés au milieu de l'assemblage ( $L = 2l$ ) l'équation (6) revient sous la forme de l'équation (5).

### **2.2.3. Influence du désalignement dans une enceinte cylindrique sous pression.**

Pour le désalignement des joints soudés des enceintes cylindriques et les tubes sous pression interne, une analyse bidimensionnelle faite par James et al (1971) conduit à :

$$K_t = 1 + \frac{3e}{t(1-\nu^2)} \quad (7)$$

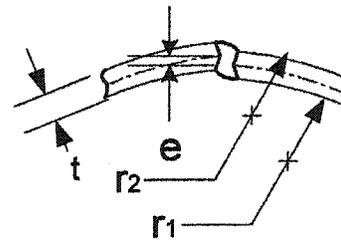
où  $\nu$  est le coefficient de Poisson

Le coefficient de Poisson est introduit dans l'équation en se basant sur le fait que les contraintes nominales sont bidimensionnelles mais les contraintes de flexion induites par le désalignement sont unidirectionnelles. Dans le cas de l'aluminium et l'acier  $(1-\nu^2)$  est approximativement égal 1, ce qui ramène l'équation (7) à l'équation (5).

Ferreira et Branco (1991) ont analysé l'effet de désalignement des soudures longitudinales des enceintes cylindriques sous pression selon une méthode basée sur les principes de mécanique de rupture. Les contraintes du côté extérieur  $\sigma_e$  et intérieur  $\sigma_i$  du cylindre ont été calculées par les équations

$$\sigma_e = \frac{2pr_1^2}{r_2^2 - r_1^2}$$

$$\sigma_i = \frac{p(r_1^2 + r_2^2)}{r_2^2 - r_1^2}$$



Pour déterminer les contraintes locales, les contraintes  $\sigma_i$  et  $\sigma_e$  ont été multipliées par les facteurs de concentration de contraintes tel que déterminés par Maddox.

#### 2.2.4. Joint bout à bout de deux plaques planes d'épaisseurs inégales

Il est généralement considéré que la différence du niveau des axes des centres de deux plaques d'épaisseurs inégales (figure # 2.2 b) comme un désalignement entre deux plaques d'épaisseurs égales (Gurney, T.R. 1978). Ainsi l'équation (5) peut être utilisée pour déterminer  $K_t$  avec  $e = \frac{1}{2}(t_2 - t_1)$  et  $t = t_1$  l'épaisseur de la plaque la plus mince. Donc l'équation (5) devient

$$K_t = 1 + \frac{3}{2} \left( \frac{t_2}{t_1} - 1 \right) \quad (8)$$

En réalité, si la charge appliquée est en tension, les deux plaques cherchent à s'aligner. Ainsi, le moment de flexion dû au désalignement est fonction des contraintes appliquées et la déflexion latérale du joint n'est pas une constante. En plus, la restriction imposée sur les plaques est fonction de leurs dimensions incluant les longueurs et les conditions d'attachement aux extrémités. Ainsi, Maddox (1985) a suggéré une forme générale qui prend en considération les conditions aux frontières.

$$K_t = 1 + \frac{6e}{t_1} \left( \frac{t_1^n}{t_1^n + t_2^n} \right) \quad (9)$$

Une approximation à  $n = 1.5$  est raisonnable si la charge appliquée est loin du joint.

En pratique, si la différence d'épaisseur est plus que 25 % ( $t_2/t_1 \geq 1.25$ ), l'épaisseur de la pièce la plus épaisse sera réduite pour accommoder le joint de soudure. Mais il est important de noter que telle mesure ne réduit pas le moment de flexion dû au désalignement des axes du centre des plaques.

Ferreira et Branco (1991) notent une légère augmentation de la résistance en fatigue avec le changement du rapport  $t_2/t_1$  de 2 à 1.25. Lorsque  $t_2/t_1$  est 1.25, il y a une légère amélioration de la résistance en fatigue pour un niveau de désalignement de 10 %.

### **2.2.5. Joint bout à bout de deux plaques d'épaisseurs différentes dans une enceinte sous pression**

En plus des études des joints bout à bout des plaques planes, les comportements des soudures axiales et circonférentielles avec un changement d'épaisseur des enceintes sous

pression interne ont été considérés. L'équation (9) a été considérée comme une bonne approximation avec les valeurs de  $n$  suivantes :

$n = 1.5$  pour les soudures circonférentielles;

$n = 0.6$  pour les soudures longitudinales (axiales);

$e$  est la distance entre les deux axes du centre des plaques résultant de la différence d'épaisseurs et du désalignement.

### 2.2.6. Influence de l'angularité sur un joint entre deux plaques planes

Burk et Lawrence (1977) estiment que la vie en propagation des joints soudés peut être obtenue par la superposition élastique des facteurs d'intensité des contraintes axiales et les contraintes de flexion. Ils considèrent aussi que les contraintes de flexion augmentent linéairement avec l'angle  $\alpha$ .

Maddox (1985) a repris et détaillé le travail de Burk et Lawrence (1977). Maddox considère que, comme pour le désalignement axial, une simple analyse de l'effet d'angularité (illustré à la figure # 2.2 d) et schématisé au tableau # 2.1) peut être effectuée en supposant que le moment de flexion ne change pas malgré la possibilité d'alignement du joint sous l'effet de la charge en traction. Dans ce cas, la contrainte de flexion dépend des conditions de fixation des extrémités.

Si la fixation est une fixation rotule, le moment de flexion de chaque côté du joint (la largeur de la soudure est négligeable) est  $PY$ . La contrainte de flexion correspondante est :

$$\sigma_B = \frac{6PY}{bt^2}$$

En terme de contrainte axiale

$$\sigma_A = \frac{P}{Bt} \quad , \quad \sigma_B = 6\sigma_A \frac{Y}{t}$$

Ainsi

$$K_t = 1 + \frac{6Y}{t} \quad (10)$$

Exprimé en fonction de l'angle  $\alpha$  (en radians) entre les deux plaques et de la distance entre les extrémités L (figure # 2.2d et tableau # 2.1).

$$K_t = 1 + \frac{3}{2}\alpha \frac{L}{t} \quad (11)$$

Si les extrémités sont bridées, la contrainte de flexion sur le joint est réduite à moitié, ainsi :

$$K_t = 1 + \frac{3Y}{t} \quad (12)$$

ou

$$K_t = 1 + \frac{3}{4}\alpha \frac{L}{t} \quad (13)$$

En pratique, un redressement significatif peut avoir lieu sous l'effet de la tension appliquée sur un joint avec angularité, et il est possible d'obtenir un alignement partiel. Ainsi la contrainte de flexion diminue avec l'augmentation de la charge. Un facteur de correction a été obtenu à partir de la solution de l'équation différentielle de déflexion des plaques.

Extrémités rotules :

$$k = \frac{\tanh \beta}{\beta} \quad (14)$$

$$\beta = \frac{L}{t} \sqrt{\frac{3\sigma_A}{E}}$$

E est le module d'Young

$$K_t = 1 + \frac{3}{2} \alpha \frac{L \tanh \beta}{t \beta} \quad (15)$$

Dans les cas où les extrémités sont bridées,  $\beta/2$  est utilisé à la place de  $\beta$ . Ainsi l'équation de  $K_t$  devient

Extrémités bridées :

$$K_t = 1 + \frac{3}{4} \alpha \frac{L \tanh \beta/2}{t \beta/2}$$

i.e

$$K_t = 1 + \frac{3}{2} \alpha \frac{L \tanh \beta/2}{t \beta} \quad (16)$$

L'effet de la correction par la fonction tanh est illustrée à la figure # 2.3 pour une valeur particulière  $\alpha=2.5^\circ$  et  $\sigma_A = 100$  et  $300 \text{ N/mm}^2$  (plaques en acier). Pour une faible valeur de  $L/t$  ( $< 10$ ),  $\frac{\tanh \beta}{\beta}$  et  $\frac{\tanh \beta/2}{\beta/2}$  sont toutes les deux proches de 1, par conséquent elles ont peu d'influence. Mais leur influence est significative dans le cas où le rapport  $L/t$  est élevé. Pour  $L/t$  au-dessus de 100,  $\frac{\tanh \beta}{\beta}$  et  $\frac{\tanh \beta/2}{\beta}$  tendent tous les deux vers  $1/\beta$ , ainsi  $K_t$  est indépendant de  $L/t$  et des conditions de fixation.

i.e si  $L/t \rightarrow \infty$

$$K_t = 1 + \frac{3}{2} \alpha \sqrt{\frac{E}{3\sigma_A}}$$

Une indication de l'influence de la correction par la fonction tanh est donnée à la figure # 2.4. Les valeurs corrigées et non corrigées de  $K_t$  sont présentées en fonction de l'angle de désalignement  $\alpha$  pour différentes valeurs de  $L/t$  et  $\sigma_A$  sur des plaques en acier, dont les extrémités sont bridées. Puisque  $L/t$  et  $\sigma_A$  sont des constantes, toutes les courbes qui relient  $K_t$  à  $\alpha$  sont linéaires. Les courbes montrent l'influence de l'augmentation de la contrainte axiale appliquée sur la réduction de  $K_t$ ; cette influence devient significative quand le rapport  $L/t$  est plus grand que dix.

Les équations de Maddox (1985) et Burk et Lawrence (1977) s'appliquent uniquement lorsque la charge axiale est en tension, où le redressement du joint réduit la contrainte de flexion. Lorsque la charge est en compression, la déflexion augmente sous l'effet de la charge.

Andrews (1996) a étudié l'effet des contraintes axiales en compression et les équations qui déterminent les contraintes de flexion sur les joints avec angularité. De plus, il a étudié l'effet du niveau de la contrainte axiale maximale sur la contrainte de flexion. Dans cette étude, des analyses par éléments finis et par la théorie des poutres ont été utilisées. Ce travail complète les travaux effectués préalablement par Maddox (1985) et Burk et Lawrence (1977) qui déterminent les contraintes de flexion dues à l'angularité lorsque la charge appliquée est en tension ( $R > 0$ ).

Si la charge appliquée est en compression,  $K_t$  est déterminé comme suit :

$$K_t = 1 + \frac{3}{4} \alpha \frac{L}{t} \left[ \frac{\tan \beta / 2}{\beta / 2} \right] \quad \text{Pour une fixation rotule} \quad (17)$$

$$K_t = 1 + \frac{3}{2} \alpha \frac{L}{t} \left[ \frac{\tan \beta}{\beta} \right] \quad \text{Pour les extrémités bridées} \quad (18)$$

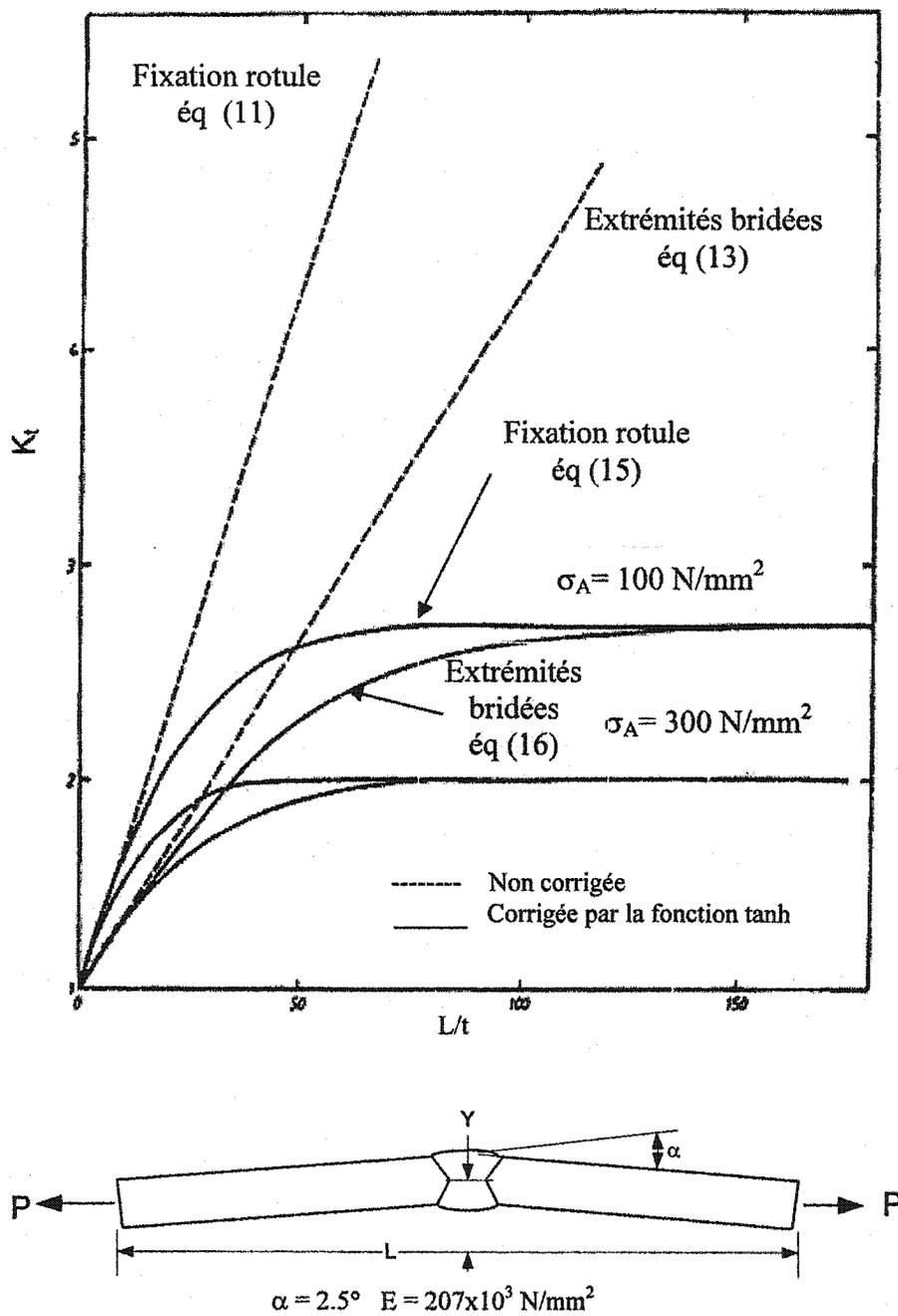


Figure # 2.3. Illustration de la correction de  $K_t$  due à une angularité par la fonction tanh. Maddox (1985).

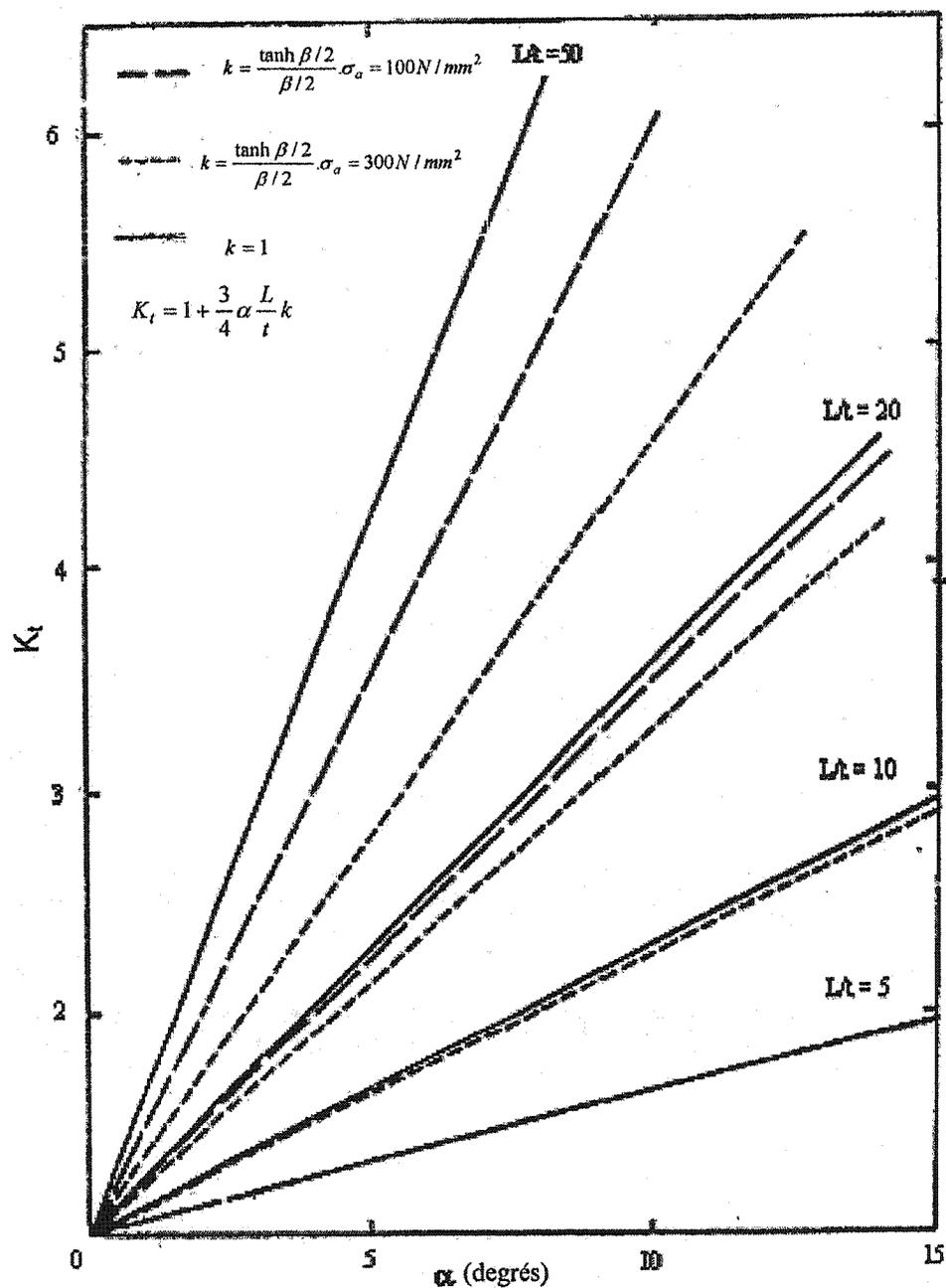


Figure # 2.4. Effet de la correction de  $K_t$  par la fonction tanh des joints avec angularité en considérant les extrémités bridées. Plaques en acier ( $E = 207 \times 10^3 \text{ N/mm}^2$ ). Maddox (1985).

### 2.2.7. Influence de l'angularité sur les joints des enceintes cylindriques sous pression

L'angularité est une caractéristique des soudures des cylindres et elle est difficile à éviter. Pour l'analyse des contraintes de flexion résultant de l'angularité sur des enceintes cylindriques, Maddox (1985) utilise l'équation proposée par May et al (1971):

$$K_t = 1 + \frac{3L^2}{2Dt} \left( 1 - \frac{L}{\pi D} \right) \quad (19)$$

Pour l'angularité simplifiée telle que présentée à la figure # 2.2 (f) et au tableau # 2.1, des faibles valeurs de L/D et en introduisant l'angle  $\alpha$ , l'équation (19) devient

$$K_t = 1 + \frac{3}{4} \alpha \frac{L}{t} \quad \text{qui est identique à l'équation (13) pour l'angularité entre des plaques}$$

planes dont les extrémités sont bridées.

En utilisant la hauteur  $Y = L^2/2D$  l'équation (19) peut être remplacée par

$$K_t = 1 + \frac{3Y}{t} \quad (20)$$

qui est identique à l'équation (12).

Les deux dernières équations sont basées sur des formes idéalisées (similaires à la forme présentée à la figure 2.2 f). Une telle représentation de l'angularité peut être non représentative des cas réels. Ceci était le cas des essais sur des tuyaux effectués par James et al (1971) où Y était généralement inférieur à  $L^2/2D$ . En utilisant une équation qui inclut Y et L, les résultats calculés étaient raisonnablement semblables aux valeurs mesurées par les jauges de déformation. En négligeant la largeur du joint cette équation est :

$$K_t = \left( 1 + \frac{2Y}{D} \right) \left( 1 - \frac{2Y^2}{L^2} \right) \pm \frac{3D \left( \frac{L^2}{2D^2} - \frac{L^3}{\pi D^3} - \frac{2Y}{D} + \frac{3YL}{\pi D^2} + \frac{YL^2}{D^3} \right)}{1 - \nu^2} \quad (21)$$

Les signes positifs et négatifs sont utilisés pour calculer  $K_t$  à l'extérieur ou à l'intérieur du tuyau respectivement.

Des calculs ont été effectués par James et al (1971) pour des tuyaux en acier selon les trois équations (19), (20) et (21), l'épaisseur du tuyau était de 13 mm et le diamètre nominal de 762 mm. James et al (1971) ont conclu que l'équation (19) donne des valeurs de  $K_t$  supérieures aux valeurs obtenues par l'équation (21). L'équation (20) sous-estime  $K_t$  si  $Y < L^2 / 4D$ , mais elle surestime  $K_t$  si  $Y > L^2 / 4D$ ;  $L^2 / 4D$  est la distance de la corde (de longueur  $L$ ) à la limite de la circonférence idéale du tuyau (figure # 2.5). Ces deux dernières conditions sont liées à la forme du tuyau où la déformation peut être vers l'intérieur ou vers l'extérieur de la forme idéale du tuyau. Lorsque la déformation est vers l'intérieur,  $K_t$  est maximum à l'extérieur et lorsque la déformation est vers l'extérieur,  $K_t$  est maximal à l'intérieur.

Pour des faibles valeurs de  $Y/D$ , en posant  $Y = L^2/2D$  et en considérant que le coefficient de Poisson  $\nu^2$  est négligeable, l'équation (21) peut être estimée par :

$$K_t = 1 \pm \frac{3L^2}{2Dt} \left( -1 + \frac{L}{\pi D} \right) \quad (22)$$

Lorsque la déformation est vers l'extérieur, l'équation (22) devient :

$$K_t = 1 + \frac{3L^2}{2Dt} \left( 1 - \frac{L}{\pi D} \right) \text{ qui est identique à l'équation (19).}$$

L'équation (21) peut être modifiée sans revenir à la forme idéale de l'angularité ( $Y = L^2/2D$ ) en introduisant  $\delta$ , la déviation de la forme parfaite au maximum de la déformation vers l'extérieur, telle qu'indiquée à la figure # 2.5. La déviation  $\delta$  est une valeur qui peut être mesurée lors de la vérification de la circularité de l'enceinte.

$\delta = Y - L^2/4D$  quand la déformation est vers l'extérieur

Où  $\delta = L^2/4D - Y$  quand la déformation est vers l'intérieur

Ainsi pour une faible valeur de  $Y/D$ , l'équation (21) devient :

$$K_t = 1 + \frac{6\delta}{t(1-\nu^2)} \quad (23)$$

Pour faire une comparaison globale entre l'équation (21) et l'équation (23), les valeurs de  $K_t$  calculées par les deux équations sont tracées en fonction de  $\delta/D$  pour différentes valeurs de  $D/t$  à la figure # 2.6.

James et al (1971) ont considéré le terme  $k$  de correction par la fonction  $\tanh$  pour tenir compte du redressement du joint sous l'effet de la charge (équation 14). Mais ils ont noté que certaines géométries typiques de tuyaux ont subi un léger changement de la géométrie au joint sous l'effet de la pression, ainsi la correction par le facteur  $k$  n'est pas requise. L'effet de la correction par la fonction  $\tanh$  dû à l'angularité dans les tuyaux et les enceintes sous pression est montré à la figure # 2.7 qui fait la comparaison entre les valeurs de  $K_t$  sans et avec la correction par  $k$  ( $k$  est calculé par l'équation 14 qui considère la fixation aux extrémités comme une rotule). Tel que présenté à la figure # 2.7, le facteur de correction devient important quand le rapport  $L/t$  est supérieur à dix. Dans le cas des tuyaux expérimentés par James et al (1971)  $L/t$  était approximativement de 6, d'où la faible influence du facteur de correction  $k$ . Akita et al (1971) ont introduit le coefficient de Poisson dans la définition de  $\beta$  pour les angularités des cylindres sous pression. Ainsi l'expression de  $\beta$  devient :

$$\beta = \frac{L}{t} \sqrt{\frac{3(1-\nu^2)\sigma_A}{E}}$$

De plus, ils constatent qu'il est plus raisonnable de considérer la condition « extrémités bridées » pour les tuyaux et les enceintes qui ont une faible valeur de  $D/t$ ; dans ce cas la correction par devient plus importante.

Ong et Hoon (1996) doutent de la validité des équations qui calculent les effets du désalignement et de l'angularité sur les joints soudés des enceintes sous pression. Ils ont trouvé des différences entre les contraintes calculées par les équations dérivées de la théorie des poutres et l'analyse par éléments finis. De plus ils suggèrent de calculer les

contraintes de flexion en terme de la variation du rayon autour de la circonférence par une série de Fourier. Cette méthode donne des valeurs plus proches à celles obtenues par éléments finis.

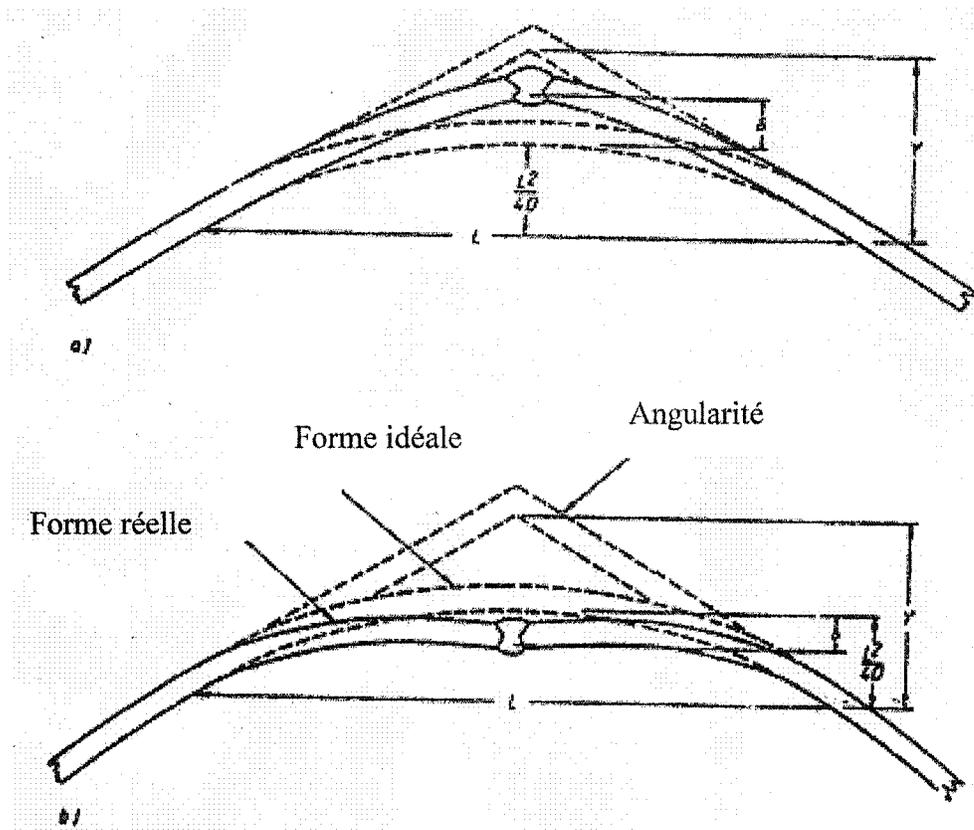


Figure # 2.5. Angularité dans les enceintes sous pression. Maddox (1985)

- a) déformation vers l'extérieur
- b) Déformation vers l'intérieur.

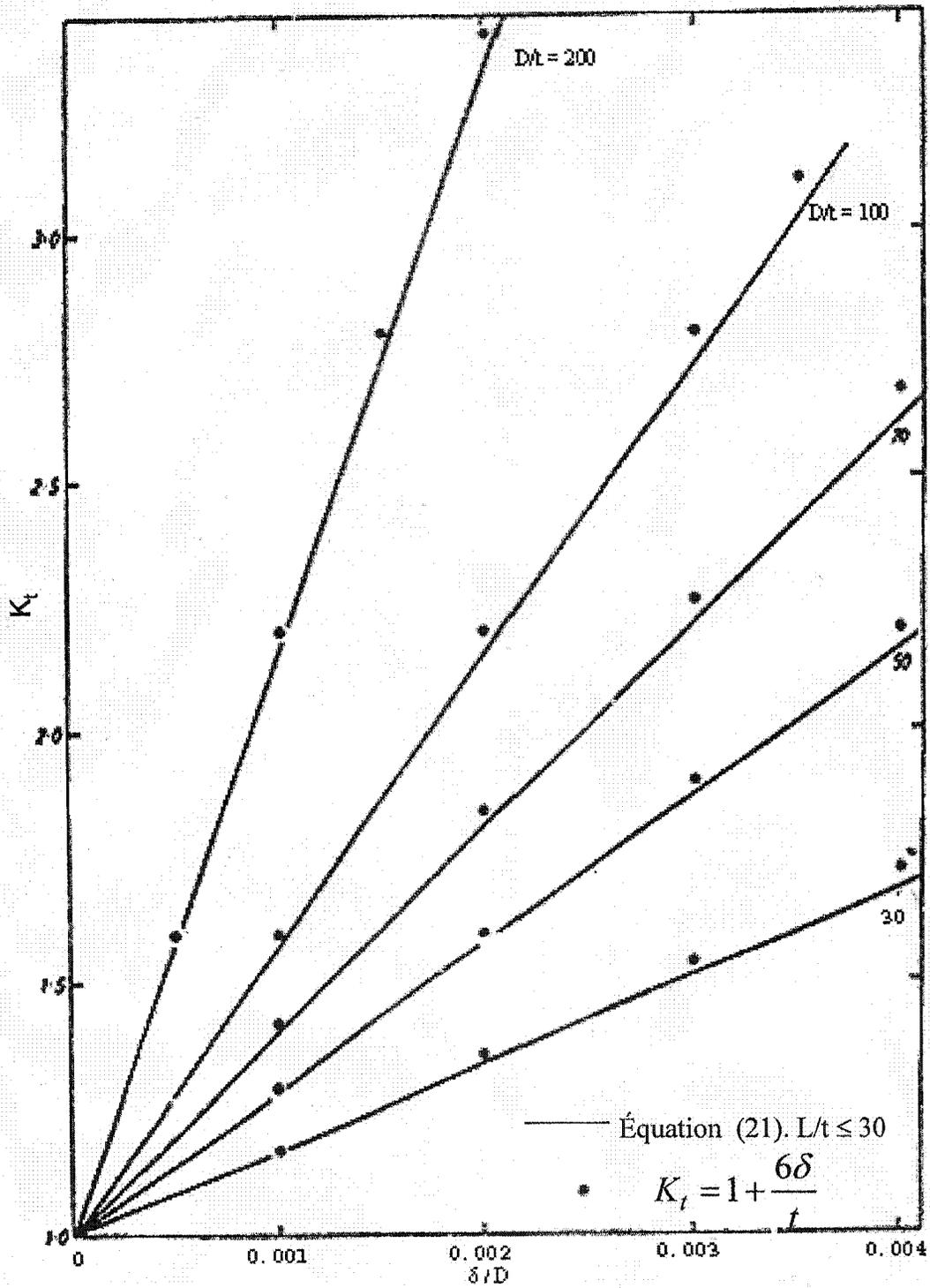


Figure # 2.6. Valeurs de  $K_t$  des angularités sur des enceintes cylindriques (comparaison des équations 21 et 23). Maddox (1985).

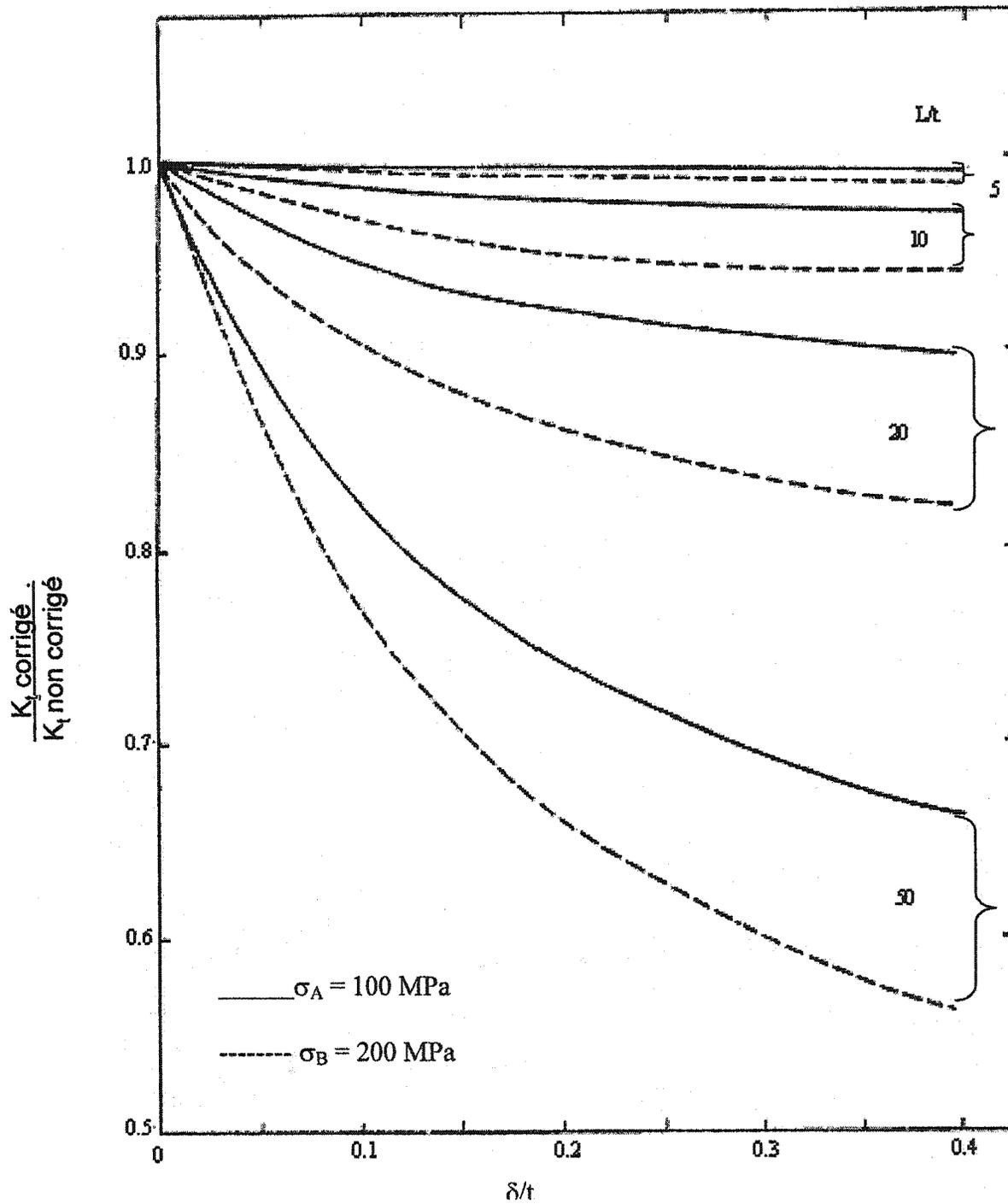


Figure # 2.7. Effet de la correction par la fonction tanh sur le facteur  $K_t$  dû à une angularité dans une enceinte sous pression ( $E = 207 \times 10^3 \text{ N/mm}^2$ ,  $\nu = 0.3$ ). Maddox (1985).

### 2.2.8. Désalignement et angularité combinés sur le même joint

Pour tous les cas étudiés précédemment, les contraintes appliquées sont dans le domaine élastique. Donc, les contraintes de flexion dues au désalignement et à l'angularité peuvent être additionnées ensemble pour déterminer la contrainte de flexion totale. Donc, dans le cas des plaques planes, on peut combiner l'équation (5) de désalignement axial et l'équation (10) ou (12) (extrémités bridées ou fixation rotule) avec une angularité limitée à quelques degrés (la valeur maximale de  $\alpha$  est fonction de la contrainte nominale totale qui doit rester dans le domaine élastique). Par exemple, si les extrémités sont bridées, les équations combinées donnent

$$K_t = 1 + \frac{3e}{t} + \frac{3Y}{t} = 1 + \frac{3(e+Y)}{t} \quad (24)$$

Y est défini à la figure # 2.2.(d).

D'après Maddox (1985), le même résultat est obtenu en simplifiant la solution déterminée par Petershagen et Zwick (1982)

$$K_t = 1 + \frac{3L}{4t} (3\sin\theta_2 - \sin\theta_1) \quad (25)$$

en substituant  $\sin\theta_1 = \frac{Y-e/2}{L/2}$  et  $\sin\theta_2 = \frac{Y+e/2}{L/2}$  où  $\theta_1$  et  $\theta_2$  sont définis à la figure # 2.2.(d).

Avec le facteur de correction k (redressement sous l'effet de la charge), l'équation (24) devient :

$$K_t = 1 + \frac{3e}{t} + \frac{3Y \tanh \beta/2}{t \beta/2} \quad (26)$$

Dans le cas des désalignements axiaux et des angularités des enceintes sous pression on combine les équations (7) et (23) :

$$K_t = 1 + \frac{3e}{t(1-\nu^2)} + \frac{6\delta}{t(1-\nu^2)} = 1 + \frac{3e}{t(1-\nu^2)} \left( \frac{e}{2} + \delta \right) \quad (27)$$

Où  $e$  et  $\delta$  sont définis au tableau # 2.1. Les valeurs de  $e/2$  et  $\delta$  sont les déviations du cercle idéal dues aux défauts géométriques (angularité et désalignement). Alors l'équation (27) peut être écrite sous la forme :

$$K_t = 1 + \frac{6d}{t(1-\nu^2)} \quad (28)$$

où  $d$  est la déviation totale du cercle idéal due au désalignement et à l'angularité. En introduisant la correction par fonction  $\tanh$  dans les cas des pièces avec des extrémités bridées, l'équation (27) devient :

$$K_t = 1 + \frac{3e}{t(1-\nu^2)} + \frac{6\delta}{t(1-\nu^2)} \frac{\tanh \beta/2}{\beta/2} \quad (29)$$

où

$$\beta = \frac{L}{t} \sqrt{\frac{3(1-\nu^2)\sigma_A}{E}}$$

Les différentes solutions de  $K_t$  sont présentées au tableau # 2.1.

### **2.3. Corrélations des durées de vie en fatigue des joints bout à bout avec défauts géométriques**

Un grand nombre d'investigations impliquant des essais en fatigue des joints désalignés ont été rapportés. La méthode pour vérifier la validité des équations mentionnées pour déterminer les contraintes de flexion dues au désalignement, consiste à analyser les données expérimentales en terme de contraintes cycliques nominales totales. Si les expressions de  $K_t$  sont valides, les résultats des essais des joints désalignés après correction (par les  $K_t$  respectifs) devraient être en accord avec les résultats des joints alignés. Aussi, les expressions de  $K_t$  peuvent être vérifiées en comparant les valeurs théoriques aux valeurs mesurées par des jauges de déformation installées proche du raccordement. Certaines investigations comprennent de telles comparaisons.

### 2.3.1 Désalignement des joints bout à bout

La comparaison des résistances en fatigue de joints soudés bout à bout, alignés et désalignés, en aluminium (Gurney, 1978) et en acier (Mclester, 1963), montre que l'équation (5) donne une estimation raisonnable de  $K_t$  (figure # 2.8). Sur cette base, l'équation (5) a été incluse dans les normes britanniques tels que le BSCP 118 (structural of aluminium), le BS 7608 (Fatigue design and assessment of steel structures) et le BS5400 (specification for steel, concrete and composite bridges, part 10, fatigue).

La figure # 2.9 présente tous les résultats recueillis par Maddox (1985) pour des échantillons en acier. Les résultats sont présentés en terme de contrainte nominale totale =  $K_t$  \* contrainte axiale, où la valeur de  $K_t$  est calculée à l'aide de l'équation (5). Des données expérimentales des joints alignés sont aussi incluses dans la figure # 2.9. Tous les échantillons sont des plaques laminées dont l'épaisseur varie entre 3 mm et 20 mm avec une soudure manuelle à l'électrode enrobée. Pour fins de comparaison, la figure inclut l'intervalle de confiance de 95 % qui limite les données des joints bout à bout alignés (soudés manuellement) publiés par Wylde et Maddox (1979).

Selon la figure # 2.9, tous les joints désalignés qui ont une durée de vie de plus de 2000 cycles, se trouvent à l'intérieur de la limite de confiance de 95 % de joints alignés. Les résultats des essais effectués sur les échantillons les plus minces (3 mm d'épaisseur), occupent la partie supérieure de l'intervalle de confiance et parfois sont au-dessus de la limite supérieure. Les résultats des essais de fatigue oligocyclique à déplacement contrôlé (échantillons alignés et avec désalignement) obtenus par Nishimaki (1969) sont au dessous de la limite de confiance. Pour compenser la chute de la charge correspondant à la propagation d'une fissure dans l'échantillon, Nishimaki a considéré la vie de l'échantillon comme étant le tiers de la vie totale obtenue durant l'essai. Les résultats obtenus par Nishimaki sont en contraste avec les résultats obtenus par les autres chercheurs. Les résultats des échantillons alignés de Nishimaki sont similaires aux

résultats des joints avec 20% de désalignement des autres chercheurs. Donc, il est possible de considérer que l'estimation de la durée de vie au tiers de la vie totale de l'échantillon est pessimiste.

Lida (1977) et Wylde (1979) ont instrumenté des échantillons dont l'épaisseur variait entre 8 mm et 20 mm et les ont expérimentés en fatigue. Les valeurs de  $K_t$  obtenues par les mesures des jauges de déformation sont comparées à la figure # 2.10 avec celles calculées en utilisant l'équation (5). La corrélation est raisonnable dans la plupart des cas à l'exception des résultats pour le désalignement de 40 % sur des échantillons de 8 mm (les plus minces expérimentés par Lida, 1977); dans ce cas l'équation (5) est conservatrice.

La figure # 2.11 montre les résultats des essais de fatigue obtenus par Wylde (1986). La partie "a" de cette figure montre les durées de vie en fonction des contraintes axiales. Ainsi, il est clair que la résistance en fatigue diminue avec l'augmentation du niveau de désalignement. La partie "b" montre les durées de vie en fonction de la contrainte nominale totale,  $K_t$  étant calculé par l'équation (5). Ainsi, tous les résultats sont dans l'intervalle de confiance de 95 %.

La figure # 2.12 montre les résultats des essais effectués à  $R = 0$  par Wylde (1979) sur des échantillons avec des rapports  $e/t$  variant entre 0.25 et 1 superposés aux lignes de prédiction de Ferreira et Branco (1991) selon l'équation (5) pour  $e/t = 0.05$ , 0.2 et 0.4. On observe que tous les points sont au-dessus de la ligne de prédiction  $e/t = 0.2$ . De plus, la majorité des points sont au-dessus de la ligne  $e/t = 0.05$  lorsque  $N < 10^5$  cycles, tandis qu'ils sont au-dessous de la ligne lorsque  $N > 10^5$ .

Les courbes S-N présentées par Guan Deqing (1995) pour des joints soudés de 4 mm d'épaisseur, avec 3.75 %, 7 %, 15 % et 27 % de désalignement, ne sont pas parallèles (figure # 2.13). L'écart entre les courbes se rétrécit quand le nombre de cycles diminue.

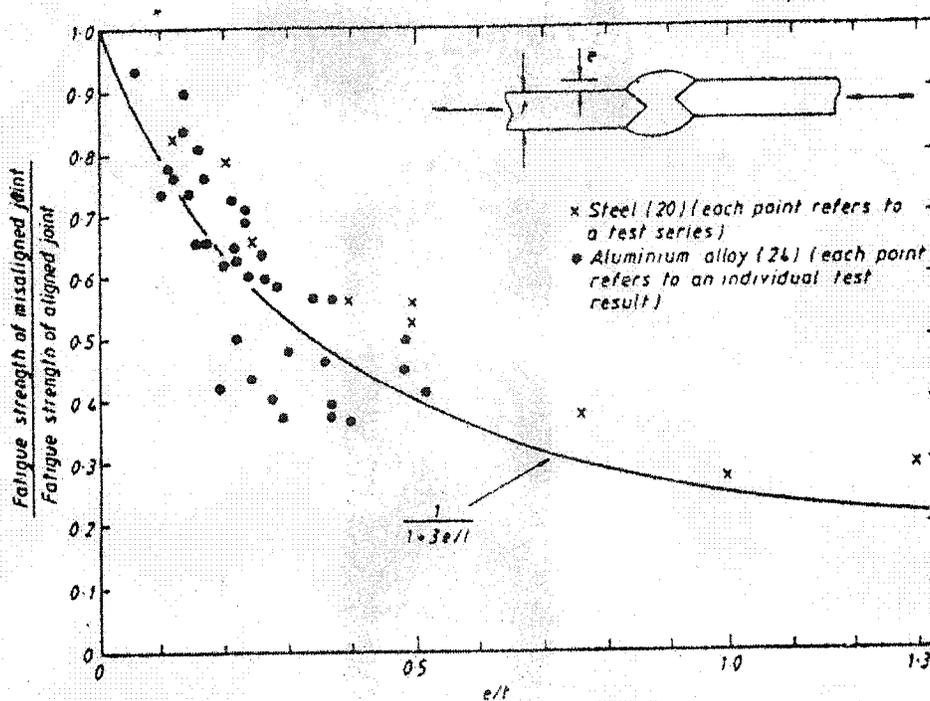


Figure # 2.8. Corrélation de la résistance en fatigue de joints soudés alignés et désalignés en aluminium et en acier. Maddox (1985).

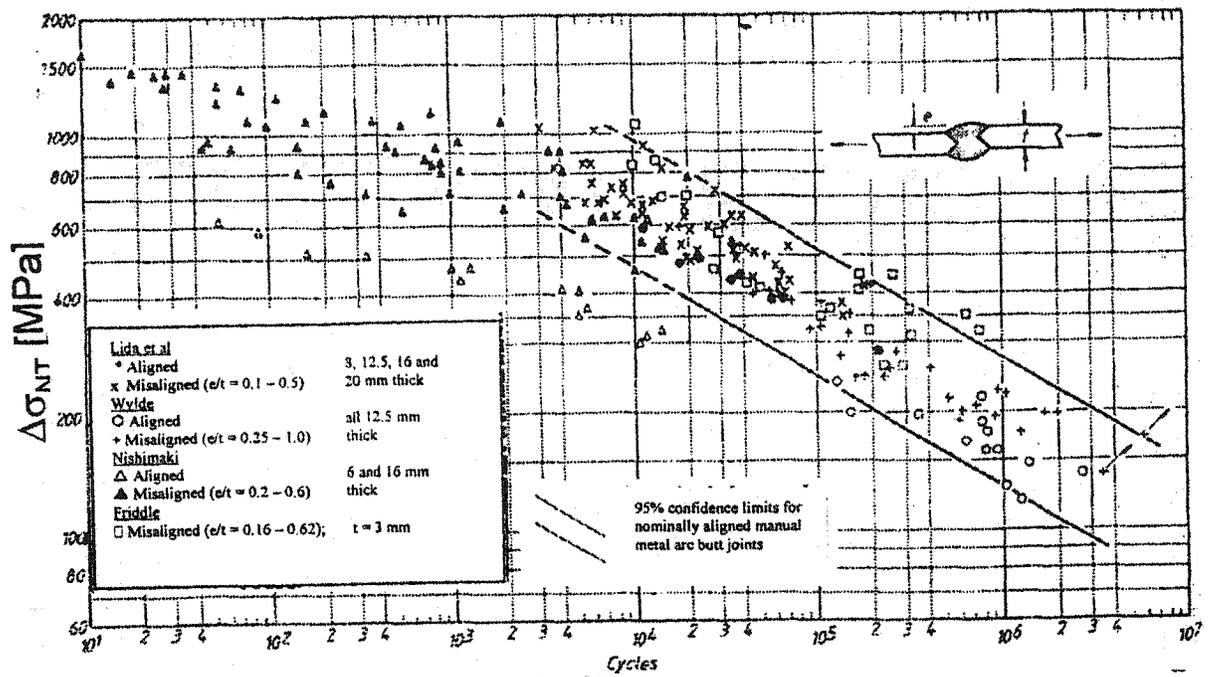


Figure # 2.9. Données des essais en fatigue de joints alignés et désalignés (Maddox 1985). Les essais ont été effectués sur des échantillons dont l'épaisseur varie entre 3 mm et 20 mm.

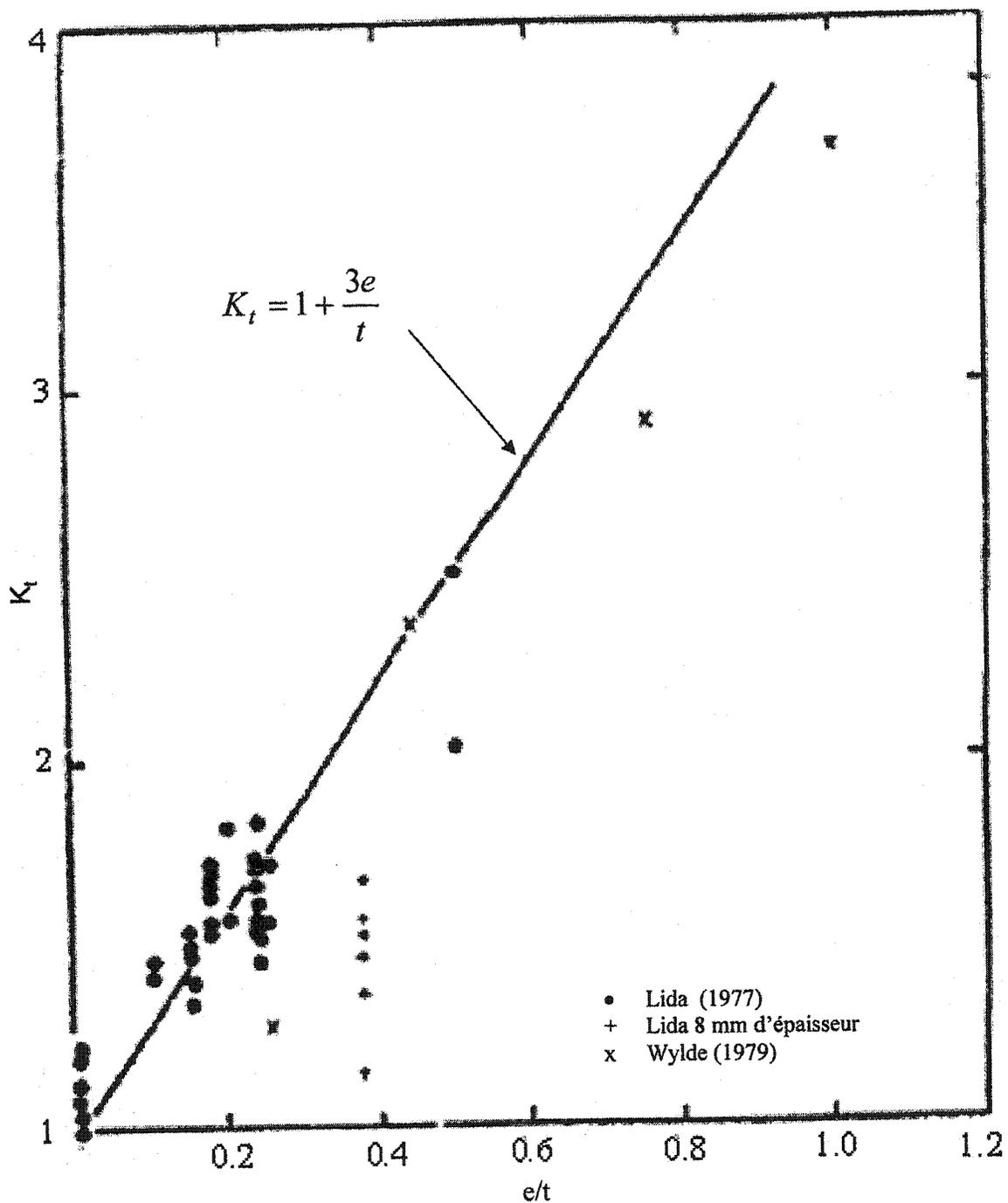


Figure # 2.10. Comparaison des valeurs de  $K_t$  calculées et mesurées par Lida et Wylde pour des joints soudés désalignés, Maddox (1985).

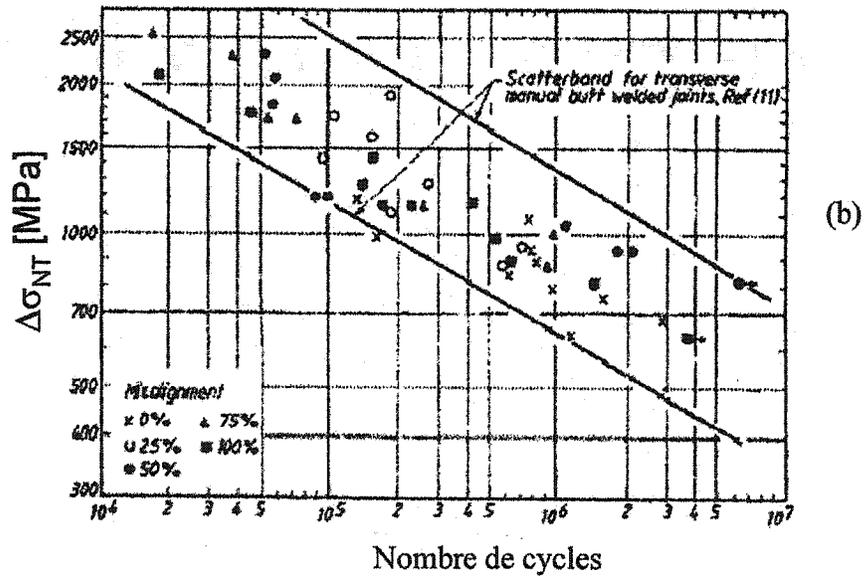
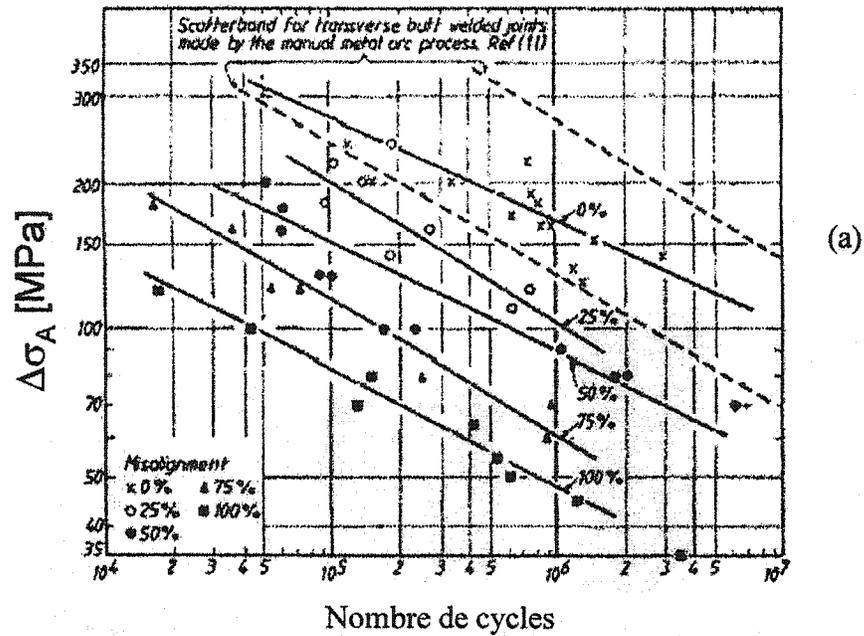


Figure # 2.11. Résultats des essais de fatigue des joints désalignés : a) nombre de cycles vs contrainte axiale appliquée, b) nombre de cycles vs  $K_t$  \* contrainte axiale. Wylde (1986).

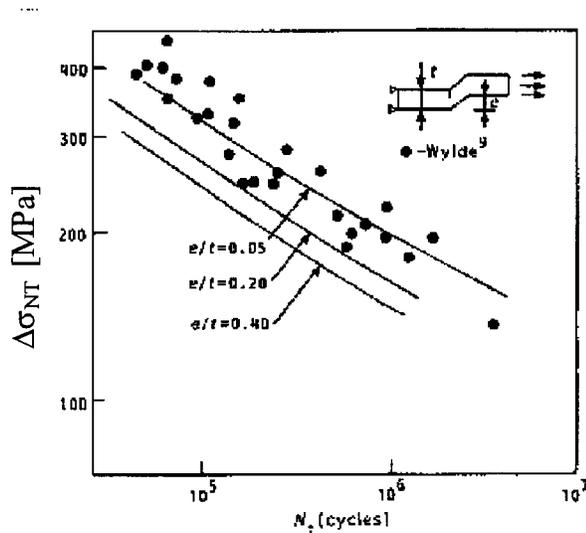


Figure # 2.12. Contrainte nominale totale en fonction du nombre de cycles; résultats expérimentaux obtenus par Wylde et lignes de prédiction de Ferreira et Branco. Ferreira et Branco (1991).

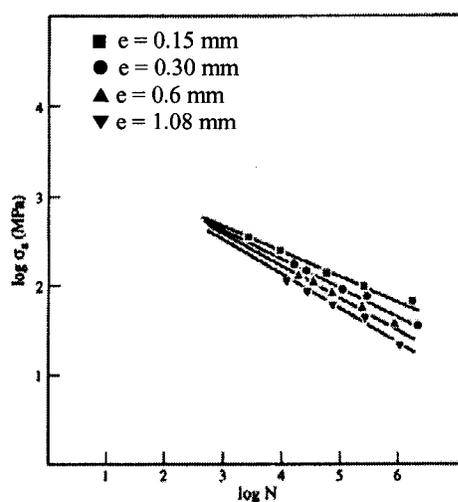


Figure # 2.13. Contrainte axiale en fonction du nombre de cycles pour quatre niveaux de désalignement sur des joints de 4 mm d'épaisseur. Guan Deqing (1995).

### 2.3.2. Désalignement axial entre deux plaques d'épaisseur différente

On ne trouve pas de données de fatigue pour des joints soudés entre des plaques d'épaisseur différente avec désalignement. Pour vérifier la validité de l'équation (8), Maddox (1985) a testé des échantillons usinés pour simuler des joints soudés entre deux plaques d'épaisseur différente avec et sans zone de transition inclinée (chanfrein). Les échantillons ont été expérimentés en appliquant une charge statique. Des jauges de déformation ont été installées pour mesurer les contraintes dans la région de discontinuité. Les essais montrent que les valeurs de  $K_t$  calculées en utilisant l'équation (8) sont raisonnables pour des faibles changements d'épaisseur (jusqu'à 25 %) mais pour des grands changements d'épaisseur l'équation (8) surestime  $K_t$  de façon importante. Pour le nombre limité des géométries considérées, l'équation (9) avec  $n = 1.5$  a été la plus proche des valeurs réelles de  $K_t$ . Les essais ont confirmé que l'introduction d'une zone de transition (chanfrein) n'affecte pas les contraintes de flexion au raccordement dans la plaque la plus mince, ni la valeur de  $K_t$ .

### 2.3.3 Angularité sur des joints bout à bout

Les résultats des essais de fatigue des joints soudés bout à bout réalisés par Lida et Lino (1977), Burk et Lawrence (1977) et Kuriyama (1971) ont été analysés par Maddox (1985) en fonction de  $K_t$  \* contrainte axiale appliquée et en utilisant l'équation (16) pour calculer  $K_t$ . Tous les échantillons étaient faits d'un acier de construction soudé manuellement à l'électrode enrobée. Les épaisseurs des échantillons variaient entre 9.5 mm et 22 mm. Les résultats sont représentés à la figure # 2.14 avec en référence les résultats des échantillons parfaitement alignés situés dans une limite de confiance de 95 %. La figure montre une bonne corrélation entre les résultats des échantillons parfaitement alignés et les joints avec angularités. Toutes les données des joints désalignés, même pour les échantillons expérimentés dans le domaine de fatigue

oligocyclique, sont à l'intérieur de l'intervalle de confiance de 95 %. La correction de  $K_t$  par la fonction tanh était faible pour les résultats obtenus par Burk et Lawrence (1977), mais elle était importante pour les résultats obtenus par les autres chercheurs, particulièrement lorsque les contraintes axiales appliquées étaient relativement élevées. Sans la correction, la majorité des résultats des auteurs japonais se situeraient au-dessus de la limite de confiance de 95 % des échantillons alignés.

Les réponses des jauges de déformation installées sur les échantillons expérimentés par Lida et Lino (1977) n'ont pas été rapportées. Il est impossible de faire la comparaison entre  $K_t$  mesuré et  $K_t$  calculé.

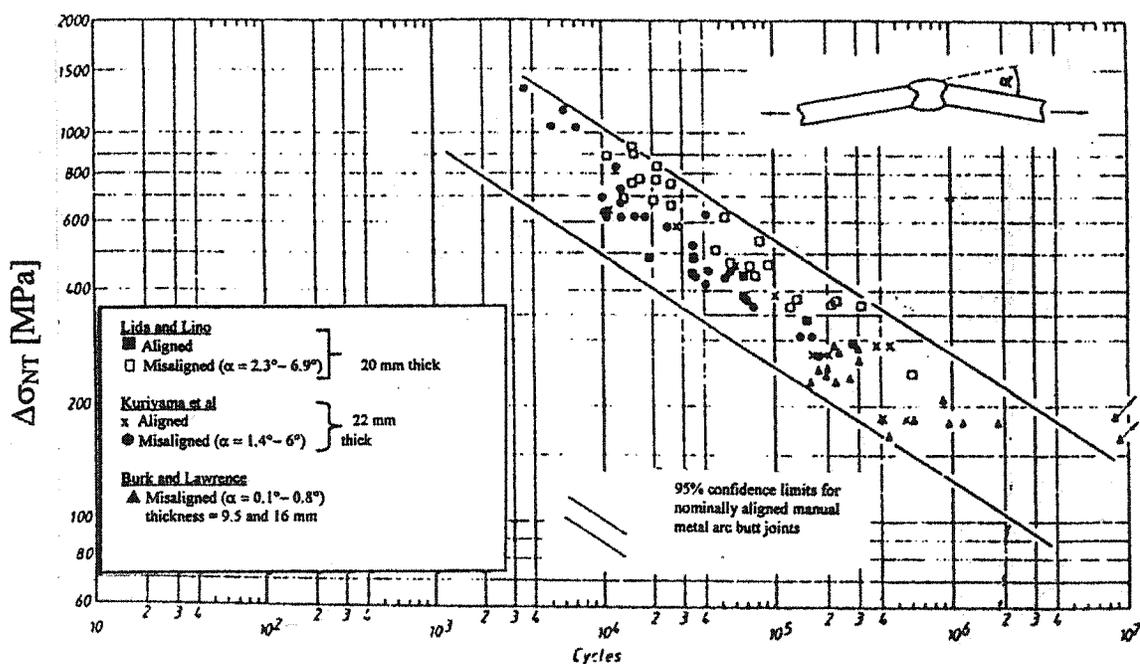


Figure # 2.14. Résultats des essais des joints soudés avec angularités tracés en fonction de  $K_t$  x contraintes axiales. Maddox (1985).

Durant les essais de fatigue de joints dont l'angularité variant entre  $0^\circ$  et  $0.9^\circ$ , Burk et Lawrence (1977) ont installé des jauges de déformation sur les deux faces de l'échantillon. La contrainte de flexion a été considérée comme étant la moitié de la différence des contraintes mesurées sur les deux côtés de l'échantillon. Les charges appliquées ont été déterminées pour qu'aucune jauge ne dépasse 300 MPa. Les valeurs de  $K_t$  mesurées par Burk et Lawrence (1977) correspondent bien avec les valeurs calculées par l'équation (16).

Les résultats de Burk et Lawrence (1977) montrent que les échantillons de 9.5 mm d'épaisseur ont une meilleure performance en fatigue que les échantillons de 16 mm d'épaisseur (figure # 2.15). Les auteurs ont attribué cet écart à la différence des contraintes résiduelles de soudage. D'un autre point de vue, cette différence peut être attribuée au gradient de contrainte de flexion et la non-linéarité géométrique qui sont plus grands dans le cas des pièces plus minces.

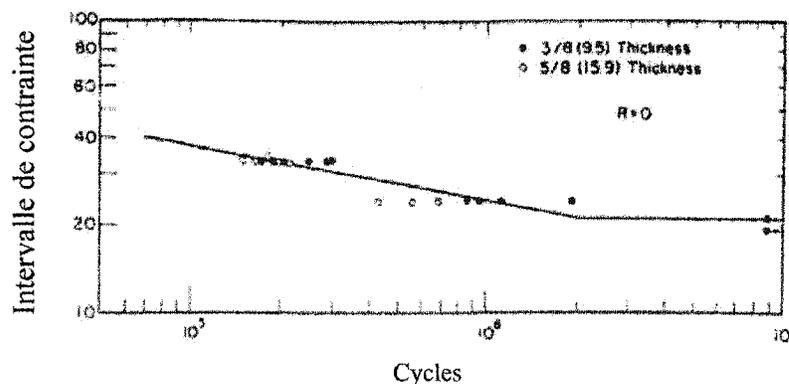


Figure # 2.15. Courbe S-N d'échantillons en acier A-36 soudés bout à bout. Burk et Lawrence (1977).

Pour l'angularité, Ferreira et Branco (1991) ont tracé en fonction de l'angle  $\alpha$ , les intervalles de contrainte  $\Delta\sigma_A$  et  $\Delta\sigma_{NT} = \Delta\sigma_A * K_t$  correspondant à  $2*10^6$  cycles en propagation à partir de  $a_i = 0.15$  mm.  $K_t$  est calculé tel que déterminé par Maddox (1985). Sur la figure # 2.16 on observe une réduction de la contrainte axiale et une augmentation de la contrainte nominale totale avec l'augmentation de l'angle entre les plaques.

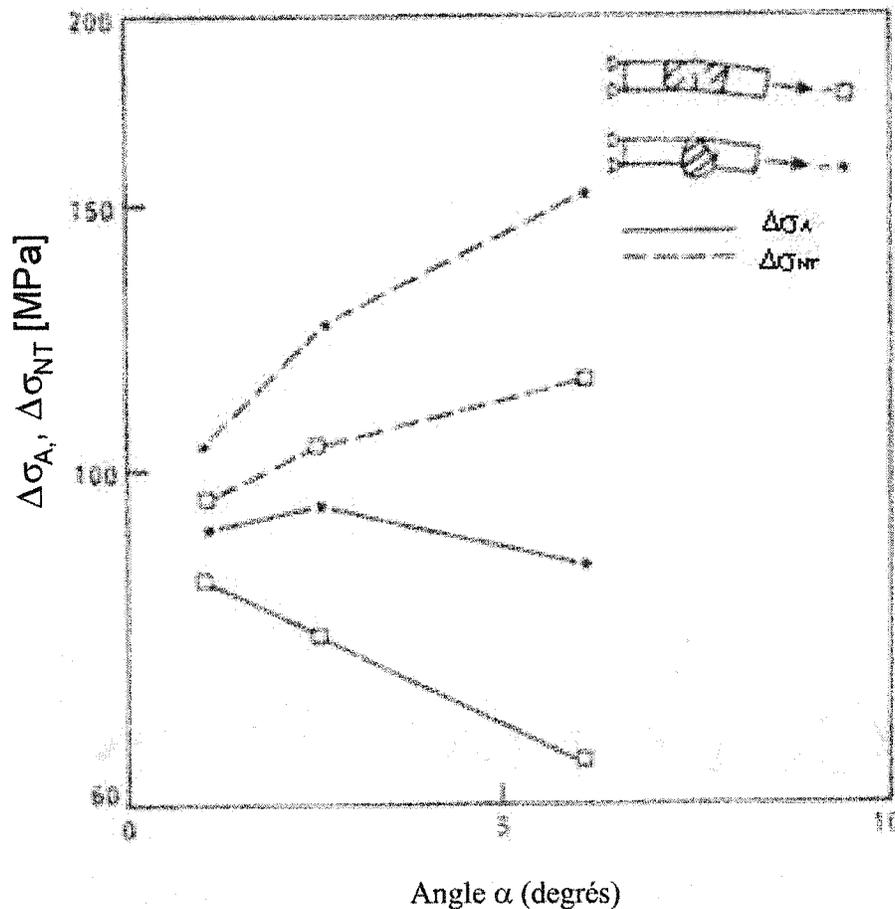


Figure 2.16. Résistance en fatigue à  $2*10^6$  cycles en fonction de l'angularité. Épaisseur  $t = 12$  mm et  $a_i = 0.15$  mm. Ferreira et Branco (1991).

### 2.3.4 Désalignement et angularité combinés dans un joint bout à bout

D'après Maddox (1985), Kuriyama et al (1971) et Petershagen et Zwick (1982) ont testé des joints bout à bout combinant un désalignement et une angularité. Les échantillons étaient fabriqués d'un acier de construction d'environ 22 mm d'épaisseur. Les échantillons expérimentés par Petershagen et Zwick (1982) ont été soudés à l'électrode enrobée et ou fabriqués par soudage vertical sous laitier, tandis que les échantillons expérimentés par Kuriyama ont été soudés manuellement à l'électrode enrobée. Les résultats sont représentés à la figure # 2.17 en fonction de  $K_t$  multiplié par la contrainte axiale. On remarque une corrélation raisonnable des résultats qui se situent tous dans l'intervalle de confiance de 95 % des joints alignés.

Dans le cas des résultats obtenus par Kuriyama et al,  $K_t$  a été calculé en utilisant l'équation (26); le facteur de correction par la fonction tanh a été important en général. Cependant, Petershagen et Zwick (1982) n'ont pas donné suffisamment de détails sur leurs résultats pour être en mesure de déterminer le facteur de correction par la fonction tanh; ainsi leurs résultats ont été analysés en utilisant l'équation (25). Le rapport  $L/t$  des échantillons expérimentés a été de 4 et la contrainte appliquée n'était pas élevée; la correction par la fonction tanh ne devrait pas être importante. De plus, Petershagen et Zwick (1982) ont mesuré la déformation par des jauges installées sur leurs échantillons et ils ont trouvé un bon accord entre les valeurs mesurées de  $K_t$  et les valeurs calculées par l'équation (25).

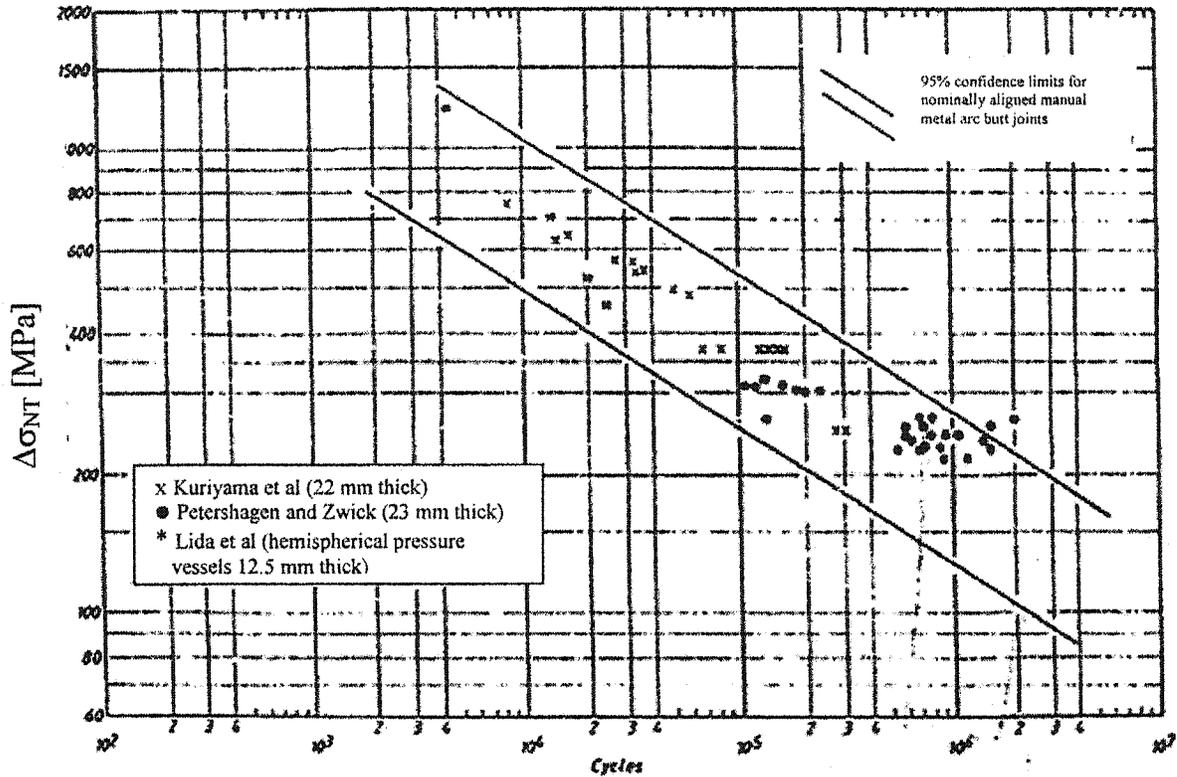


Figure # 2.17. Essais de fatigue de joints combinant désalignement et angularité. Les durées de vie sont représentées en fonction de  $K_t \times$  contrainte axiale. Maddox (1985).

### 2.3.5 Désalignements des tuyaux et des enceintes sous pression

Maddox (1985) rapporte que Lida et al (1977) ont inclus quatre essais sur des enceintes hémisphériques sous pression de un mètre de diamètre dans leur étude sur les désalignements. L'épaisseur des enceintes était 12.5 mm et elles étaient soudées manuellement à l'électrode enrobée. Les joints bout à bout de trois des enceintes avaient des désalignements et la quatrième avait un désalignement et une angularité

simultanément. Les résultats sont inclus dans la figure # 2.17 en terme de  $K_t$  multiplié par la contrainte axiale;  $K_t$  a été calculé en utilisant l'équation (26). Les données ne sont pas suffisantes pour déterminer le facteur de correction par la fonction tanh dans les cas des enceintes avec angularité. En particulier, la distance L (figure 2.2 f), sur laquelle l'angularité s'étend, n'était pas rapportée par Lida et al (1977).

#### **2.4. Récapitulation des résultats expérimentaux**

L'analyse des résultats rapportés à la section précédente indique que les équations utilisées pour déterminer  $K_t$  donnent une estimation raisonnable de la contrainte nominale totale, pour des défauts géométriques sous forme de désalignement et/ou d'angularité. Les résultats des essais en fatigue de joints avec désalignement analysés sur la base de  $K_t$  multiplié par la contrainte axiale confirment que l'influence principale des défauts géométriques sont les contraintes de flexion dues au désalignements (la qualité réduite de la géométrie des joints désalignés n'a pas d'influence).

La majorité des essais ont été effectués sur des plaques épaisses (10 mm à 20 mm). Les résistances en fatigue des joints désalignés de 3 mm d'épaisseur se situent dans la partie supérieure de l'intervalle de confiance de 95 % déterminé par Maddox; elles se situent même parfois au-dessus de la limite supérieure. L'effet de l'épaisseur apparaît aussi dans les résultats de Lida (1977) où les  $K_t$  mesurés par les jauges de déformation sur les échantillons les plus minces ont été nettement inférieurs à ceux calculés par l'équation (5).

Les procédés utilisés pour souder des échantillons épais (8 mm et plus) sont le soudage à l'électrode enrobée en plusieurs passes ou le soudage à l'arc submergé. Ces procédés sont connus comme étant des procédés à qualité réduite à cause de la contamination du joint par les produits de l'enrobage ou par le laitier dans le cas de l'arc submergé.

D'après Jakubzak et Glinka (1986), l'effet de désalignement sur la durée de vie d'un joint désaligné qui possède une discontinuité interne est fonction de l'importance de cette dernière. Ainsi, l'application des équations pour calculer l'effet de désalignement géométrique des joints soudés doit prendre en considération l'épaisseur du métal de base et le procédé de soudage utilisé.

Les équations de  $K_t$  sont applicables à des configurations géométriques et des chargements idéalisés similaires aux cas représentés à la figure 2.2. La validité de l'application de ces équations à des géométries complexes dépend des simplifications utilisées pour représenter la géométrie réelle du joint désaligné par la géométrie de la figure 2.2.

Les règles de conception en fatigue des joints soudés se basent sur les données des joints alignés exprimées en terme de la contrainte axiale. Cependant, il est possible que certains échantillons expérimentés n'étaient pas parfaitement alignés, ainsi les contraintes appliquées au raccordement sont supérieures aux contraintes axiales. Ceci est important, car cela influence à la fois les dispersions observées dans les résultats et le niveau de désalignement maximum acceptable. Si les courbes S-N de conception des joints bout à bout sont établies à partir des essais sur des joints qui ne sont pas parfaitement alignés, le même désalignement peut être acceptable en pratique sans pénaliser la conception.

## 2.5. Synthèse des formules de $K_t$ disponibles

Désalignement axial (équation 9).

$$K_t = 1 + \frac{6e}{t_1} \left( \frac{t_1^n}{t_1^n + t_2^n} \right)$$

où  $e$  est la dénivellation des axes des centres dans les cas du désalignement de deux plaques planes d'épaisseur égale ou différente. Tel que noté précédemment, des travaux supplémentaires sont nécessaires pour déterminer les valeurs de  $n$  pour différentes configurations, mais, à partir des données des essais disponibles pour le moment, une valeur de  $n = 1.5$  semble raisonnable pour les soudures de plaques planes. La même équation est proposée pour des joints circonférentiels des enceintes cylindriques sous pression avec une valeur de  $n = 0.6$ . Cependant, des essais expérimentaux supplémentaires pour confirmer ces données sont requis. La valeur la plus conservatrice à adopter est  $n = 0$ .

Angularité des plaques planes (équation 16).

$$K_t = 1 + \frac{3}{4} \alpha \frac{L}{t} \frac{\tanh \beta / 2}{\beta / 2}; \quad \beta = \frac{L}{t} \sqrt{\frac{3\sigma_A}{E}}$$

L'équation (15) qui considère la fixation rotule est plus conservatrice mais, en se basant sur l'analyse des données des essais expérimentaux, l'équation considérant les extrémités bridées semble plus réaliste. La correction par la fonction  $\tanh$  réduit  $K_t$  quand  $L/t > 10$ , ainsi en ignorant la correction par la fonction  $\tanh$  on obtient un  $K_t$  conservateur.

### Angularité dans les enceintes cylindriques sous pression (équation 29).

L'équation (16) est aussi applicable sur les enceintes sous pression. Alternativement, l'angularité est exprimée en terme de déviation de la forme circulaire idéale,  $\delta$

$$K_t = 1 + \frac{6\delta}{t} \quad (30)$$

La correction supplémentaire par  $k$  (équation 14) pour permettre de réduire  $K_t$  due à l'effet de redressement résultant de l'application de la charge peut être introduit pour donner  $K_t = 1 + \frac{6\delta}{t}k$  mais il devient nécessaire de distinguer entre la situation où les extrémités de l'assemblage soudé correspondent à une fixation rotule et celle où les extrémités sont bridées. Pour les enceintes cylindriques,  $k$  est donné par l'équation (14) pour la fixation par rotules et par l'équation (14) avec  $\beta/2$  à la place de  $\beta$  pour des extrémités bridées. Dans la plupart des circonstances, il semble que toute angularité est suffisamment localisée ce qui permet de supposer que  $k = 1$ .

Les équations précédentes peuvent être combinées pour considérer les désalignements et l'angularité simultanément (à condition que les contraintes appliquées restent dans le domaine élastique). En général

$$K_t = 1 + (K_t - 1)_{\text{désalignement}} + (K_t - 1)_{\text{angularité}} \quad (31).$$

Comme alternatif à l'utilisation des équations précédentes dans des situations où leurs utilisations sont douteuses, l'effet de désalignement peut être estimé par une analyse spéciale des contraintes, par éléments finis à titre d'exemple.

## **Chapitre 3. Méthodes expérimentales**

### **3.1. Investigation**

Afin de bien mettre en évidence l'effet de désalignement sur la résistance en fatigue des joints soudés, déterminer la validité des équations disponibles dans la littérature et bien mettre en évidence l'effet de laminage à froid des joints soudés, cette étude contiendra les volets suivants.

- 1- Résistance en fatigue des échantillons en métal de base (acier inoxydable 410 trempé et revenu) pour établir une courbe S-N de référence.
- 2- Résistance en fatigue des joints soudés bruts de soudage alignés, avec désalignement jusqu'à 50 % et avec angularité de 5°.
- 3- Instrumentation des échantillons du métal de base pour déterminer le module d'Young des échantillons.
- 4- Instrumentation des échantillons désalignés brut de soudage pour mesurer les déformations au raccordement.
- 5- Résistance en fatigue des joints soudés aplanis par laminage à froid qui ont été préalablement désalignés de 0 % à 50 % et avec angularité jusqu'à 5°.

Il faut noter que tous les échantillons utilisés dans le cadre de cette étude ont subi un traitement thermique de trempe et revenu. Le terme brut de soudage utilisé dans ce rapport est désigné aux échantillons qui n'ont pas été aplanis par laminage à froid.

### **3.2. Méthodologie**

En premier lieu, il faut déterminer la géométrie et la méthode de fixation de l'éprouvette lors des essais afin de générer des fissures semblables à celles qui se produisent sur des

pièces en service. Il est bien important d'éviter les cas de rupture ailleurs qu'aux endroits où la concentration de contrainte est la plus élevée, soit au raccordement du cordon de soudure. Il faut éviter l'amorçage aux stries de meulage et trouver un procédé qui ne laisse pas de marques sur les échantillons. Il faut avoir des échantillons les plus larges possibles tout en tenant compte de la largeur des mors de serrage. Les échantillons vont être retenus par des mors hydrauliques, dont la largeur est de 2 pouces (50.8 mm); la largeur des têtes des échantillons peut donc être de 2 pouces (50.8 mm) sur les extrémités. La largeur centrale du joint soudé a été fixée à 1 pouce (25.4 mm) avec un grand rayon de congé pour éviter l'effet de concentration de contrainte dû au changement de la géométrie proche des mors et ainsi causer la rupture loin du joint soudé (figure # 3.1). La longueur des échantillons est de 9 pouces (228 mm) entre les mors hydrauliques (pour éliminer l'effet de bridage des mors). Il faut noter que la géométrie de l'échantillon est bien importante pour que ce dernier soit représentatif des pièces moteur. Les essais en fatigue effectués par Merabtine (1988) sur des joints soudés en AISI 410 ne sont pas représentatifs. La largeur de l'échantillon était très étroite et la majorité des ruptures ont eu lieu au coin et certaines dans le rayon du congé entre la section de fixation et la section contrôlée.

Pour bien représenter les pièces en service, les échantillons doivent être préparés selon les mêmes étapes que les générateurs de gaz. Des plaques de 75 mm de largeur et 360 mm de longueur, vont être utilisées pour préparer les échantillons. Pour éviter d'avoir des stries de meulage, la préparation des soudures sera faite par meulage dans la direction longitudinale de l'échantillon avec un outil de faible rugosité. Les soudures vont être effectuées par le procédé TIG, sur une machine automatique en utilisant les paramètres de soudure des générateurs de gaz. Les échantillons seront trempés et revenus pour les mettre dans les mêmes conditions que les pièces en service. Ensuite, les plaques seront coupées aux dimensions semi-finales en utilisant le procédé laser. L'usinage des échantillons aux dimensions finales sera effectué sur une fraiseuse pour éliminer la zone thermiquement affectée lors de l'usinage au laser. Ensuite, on effectue

un grenailage au jet de sable. La pression appliquée durant cette opération doit être contrôlée en fonction de l'épaisseur du métal pour éviter la déformation sous l'effet de la pression. Les arêtes des échantillons doivent être bien arrondies avec un rayon de 15 % à 25 % de l'épaisseur.

Dans le but de bien identifier l'effet de chaque type de défaut géométrique, l'angularité et le désalignement doivent être introduits séparément avec des valeurs différentes tout en tenant compte de l'épaisseur des échantillons. Le rapport de désalignement doit varier de 0 à 50 % de l'épaisseur. L'angularité doit varier de 0 à 5 degrés. Il faut noter qu'en dehors de ces limites (de défauts géométriques), une pièce est inacceptable pour des raisons d'écoulement d'air et de bruit dans le moteur.

Des jauges de déformation doivent être fixées sur quelques échantillons afin d'évaluer l'estimation théorique des contraintes introduites par l'angularité et le désalignement. Les jauges doivent être placées à une distance supérieure au dixième de l'épaisseur de l'échantillon du joint soudé pour éviter de mesurer la concentration de contrainte locale à l'extrémité du raccordement.

Dans le but de mettre en évidence l'amélioration de la résistance en fatigue par aplanissement des joints soudés avec et sans défauts géométriques (désalignement et angularité), des essais de fatigue vont être effectués sur des échantillons préparés dans les mêmes conditions que les échantillons bruts de soudage, puis aplanis par laminage à la suite d'un traitement thermique de recuit complet après soudage. Ces échantillons devraient avoir avant l'opération d'aplanissement par laminage des niveaux de désalignement et d'angularité dans le même ordre que les échantillons bruts de soudage.

Les essais vont être effectués sur une machine servohydraulique d'une capacité de 200 kN. Dans le but de bien respecter la sensibilité de la machine (durant les essais en fatigue), la charge minimale à appliquer doit rester au-dessus de 2 % de la capacité

maximale de la machine. Les essais vont être effectués à un rapport de contrainte  $R = 0.1$  pour éviter de charger les échantillons en compression. L'acier inoxydable de type 410 trempé et revenu à  $560^{\circ}\text{C}$ , possède les propriétés mécaniques suivantes (Lampman 1996) : limite d'élasticité  $R_e$  entre 807 et 1055 MPa, résistance à la traction  $R_m$  entre 925 et 1085 MPa et limite d'endurance d'environ 450 MPa entre  $10^6$  et  $10^8$  cycles (ces valeurs varient avec la température). La durée de vie de générateur de gaz étant de 35000 cycles, les charges vont être appliquées pour avoir des nombres de cycles à la rupture qui balayent l'intervalle de  $10^4$  et  $10^5$  cycles.

### **3.3. Géométrie des échantillons**

Les dimensions de l'échantillon (figure # 3.1) ont été choisies en s'inspirant de la norme ASTM E-466 tout en essayant de garder la largeur de la section contrôlée la plus large possible, ce qui est préférable pour expérimenter des joints soudés. La géométrie de la section contrôlée a été comme suit:

- La largeur a été limitée à 1 pouce (25.4) mm pour respecter un rapport de  $\frac{1}{2}$  fois la largeur de la section entre les mors de serrage et éviter la rupture dans cette section.
- La longueur de la section contrôlée a été limitée à 3 pouces (76.2 mm) pour éviter d'avoir des vibrations qui peuvent interférer avec la charge appliquée.
- L'épaisseur des échantillons est de 1 mm et 3 mm, pour être représentatif de générateurs de gaz dont l'épaisseur varie entre 1 mm et 3 mm et déterminer s'il y a un effet d'épaisseur.

Le rayon de transition entre la zone de serrage et la section contrôlée a été établi à 230 mm (plus que 8 fois la largeur de la section contrôlée) pour éviter d'avoir un  $K_t$  qui augmente la contrainte dans la partie de jonction de la zone de serrage avec la section contrôlée. La position du joint soudé est établie au milieu de l'échantillon dans un intervalle de  $\pm 3$  mm. La surépaisseur du cordon a été contrôlée selon les spécifications de la compagnie (inférieure à 50 % de l'épaisseur de l'échantillon). Elle a été proche de

50 % et de 15 % de l'épaisseur des échantillons de 1 mm et 3 mm respectivement. Les coins des échantillons ont été soigneusement arrondis par une meule manuelle pour éliminer toute trace d'usinage et éviter la rupture à partir des coins. Le meulage a été fait selon la longueur de la pièce pour éviter toute concentration de contrainte normale à la direction d'application de la charge. Le fini de surface au coin est d'environ 8 Ra.

La longueur des échantillons est dans la direction du laminage, mais des métallographies effectuées dans les deux directions (direction du laminage et direction à 90°) n'ont pas révélé d'anisotropie morphologique.

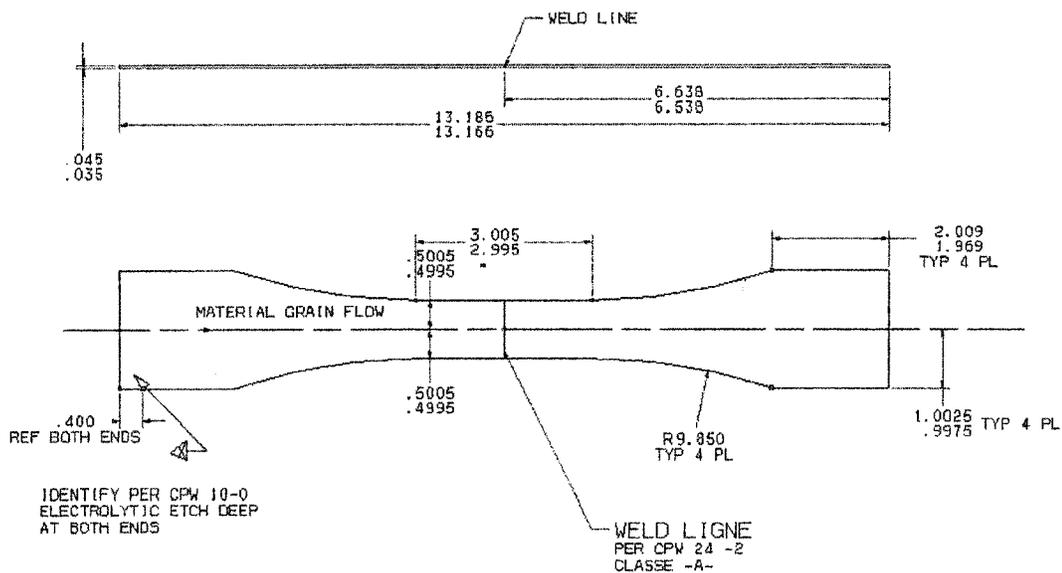


Figure # 3.1. Géométrie de l'échantillon (dimensions en pouce)

### **3.4. Etapes de fabrication**

Pour obtenir des échantillons représentatifs des générateurs de gaz, la fabrication des échantillons a été effectuée selon les étapes suivantes.

- 1- Cisaillement de plaques de 75 mm de largeur et 360 mm de longueur sur un ciseau pour le métal en feuille. La longueur des échantillons a été dans la direction du laminage.
- 2- Application de peinture protectrice et usinage au laser des échantillons en deux sections égales, soit 75 mm de largeur et 180 mm de longueur. La peinture protectrice est appliquée pour éviter que le métal fondu expulsé lors de l'usinage se trouve en contact direct avec le métal de base, ce qui peut laisser des marques sur ce dernier. L'usinage sur une machine laser a été effectué pour être représentatif des conditions de fabrication de générateur de gaz. La largeur de la zone thermiquement affectée est contrôlée par les spécifications de la compagnie.
- 3- Lavage des échantillons dans un bain d'ultrasons pour enlever la couche de peinture protectrice appliquée avant l'opération d'usinage au laser.
- 4- Meulage des extrémités coupées au laser pour enlever le métal fondu lors de l'usinage et la couche d'oxyde qui peut être formée lors du laminage afin d'éviter la contamination du joint soudé. La partie du métal fondu peut être enlevée à l'aide d'une meule industrielle normale (rugosité de 160), mais pour enlever la couche d'oxyde formée lors du laminage (qui est théoriquement très mince), il a fallu prendre une meule très fine (environ 500) afin d'éviter la présence des stries de meulage profondes sur la surface. De plus, le meulage a été effectué dans la direction parallèle à la charge appliquée pour ne pas avoir de stries de meulage dans la direction transversale.

- 5- Soudure sur une machine robotisée de type Liburdi laws 5000 (figure # 3.2). Les paramètres de soudage et la quantité de métal d'apport ont été ajustés en fonction de l'épaisseur de l'échantillon, pour assurer une pénétration complète et garder la surépaisseur du cordon inférieure à 50 % de l'épaisseur du métal de base. La fixation des deux sections de l'échantillon a été assurée à l'aide d'un gabarit spécial qui permet de garder les deux extrémités de l'échantillon en contact lors du soudage. Les différents niveaux de désalignement ont été obtenus en mettant des plaques métalliques sous une des deux parties des échantillons; la plaque a la même épaisseur que le niveau de désalignement voulu. La protection du joint est assurée par une injection d'Argon sur les deux faces de l'échantillon, sur la face supérieure par le gaz qui entoure l'électrode et sur la surface inférieure par le gaz guidé à travers le gabarit. Durant l'opération de soudage et même en gardant l'énergie de soudage constante, on a remarqué une différence sur la surépaisseur et la largeur des joints. Ceci est attribuable à l'échauffement du gabarit utilisé durant le soudage. L'échauffement du gabarit réduit la quantité de chaleur évacuée de l'échantillon.
- 6- Identification de l'échantillon sur les deux extrémités.
- 7- Inspection par le liquide pénétrant et une lumière fluorescente pour détecter la présence d'entailles ou de fissures sur la surface.
- 8- Inspection par rayons X pour détecter les fissures à l'intérieur du joint (fissuration à froid).
- 9- Recuit complet : austénitisation à une température au-dessus de  $A_3$  et refroidissement très lent pour éviter la formation de la martensite (uniquement pour les échantillons dont les joints vont être aplanis par laminage froid).

- 10- Aplanissement par laminage à froid des joints tel que décrit au chapitre 1 pour les générateurs de gaz (uniquement pour les échantillons dont les joints vont être aplanis par laminage à froid).
- 11- Austénitisation, trempe et revenu pour avoir une dureté entre 28.5 et 30 HRC.
- 12- Usinage de dégrossissement au laser; les dimensions des échantillons après cette opération sont d'environ 3 mm de plus que les dimensions finales.
- 13- Usinage final sur une fraiseuse afin de mettre les échantillons aux dimensions finales et d'enlever le métal affecté par la chaleur lors de l'usinage au laser.
- 14- Grenailage à faible pression pour éviter de déformer les échantillons sous l'effet de la pression. Le grenailage sert à simuler l'opération de préparation de peinture à la fin du procédé de fabrication d'un générateur de gaz.
- 15- Inspection dimensionnelle et vérification des niveaux de désalignement de chaque échantillon à l'aide d'un indicateur. Les hauteurs de plusieurs points sur la surface de l'échantillon sont enregistrées afin de mesurer les désalignements ou les angularités avec la plus grande exactitude possible. Pendant l'inspection, les extrémités de l'échantillon sont serrées de la même façon que sur la machine durant l'essai de fatigue.
- 16- Meulage des coins pour enlever les traces d'usinage et arrondir les coins. La première partie de cette opération est effectuée à l'aide d'une roue de faible rugosité et la deuxième partie a été effectuée à l'aide des papiers sablés de grade 200, 300, 400 et 600 successivement pour obtenir un fini de surface d'environ 8 Ra. Durant cette opération, il fallait s'assurer que la marche qui se trouve à la jonction entre le rayon d'épaulement et la section contrôlée soit complètement disparue. La zone

proche du raccordement a été particulièrement difficile à meuler. Dans cette partie, le meulage a été effectué par un outil de 3mm de diamètre pour s'assurer d'arrondir les coins sans modifier la géométrie du joint au raccordement.

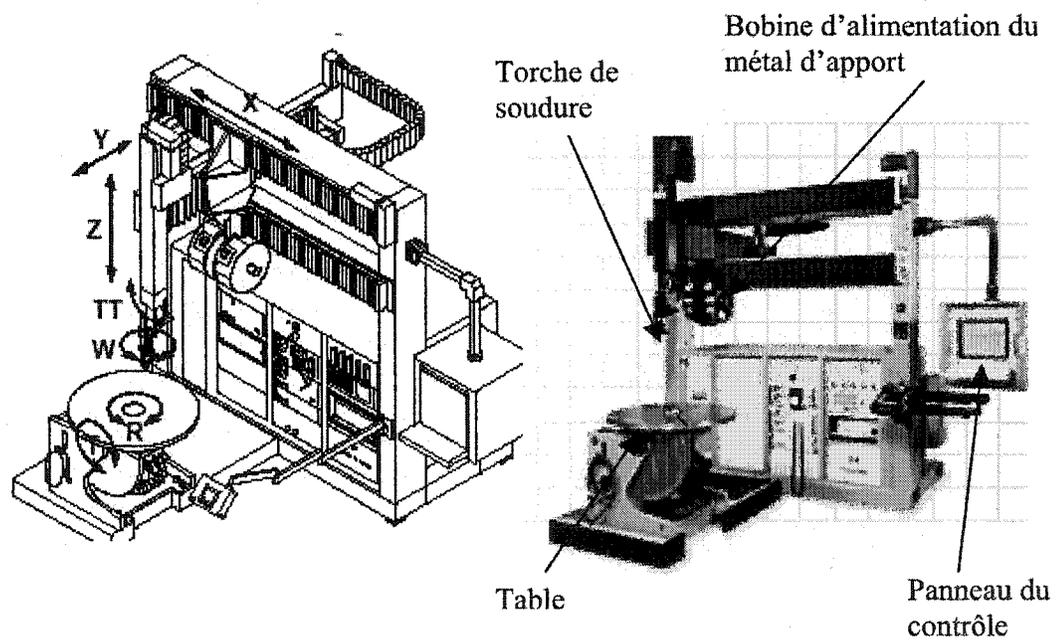


Figure # 3.2. Machine à souder de type Liburdi laws 5000

## Chapitre 4. Joints bruts de soudage; effets des désalignements

Tel que décrit dans le chapitre 2, les désalignements géométriques induisent des contraintes de flexion dans la zone du joint soudé. Afin de mettre en évidence l'effet de leur présence dans un joint soudé brut de soudage, des échantillons de 1 mm et 3 mm d'épaisseur ont été fabriqués et testés dans différentes conditions de désalignement.

### **4.1 Géométrie des désalignements**

La géométrie des désalignements des échantillons est présentée à la figure 4.1 (a). Trois niveaux de désalignement ont été visés, soit  $e/t = 0\%$ ,  $20\%$  et  $50\%$ . Comme il est impossible d'obtenir le niveau de désalignement exact (en particulier à  $0\%$  à cause de la déformation des échantillons sous l'effet de la chaleur induite par le soudage), les échantillons ont été placés dans des groupes où les désalignements varient de  $\pm 10\%$ .

Les échantillons soudés avec angularités ont été produits tels que présentés à la figure # 4.1 b). Mais après traitement thermique, les échantillons se sont déformés comme présenté à la figure # 4.2. Cette déformation se produit dans le four lors du traitement thermique et elle peut être expliquée par le fait qu'à la température d'austénitisation le poids de l'échantillon dépasse la capacité du métal. Ainsi une déformation plastique se produit sans qu'elle soit envisagée préalablement. Malgré la déformation des échantillons, la partie du centre (autour du joint) a gardé sa forme initiale et l'angularité est restée en place après traitement thermique.

Ce phénomène n'a pas été observé sur les échantillons désalignés, car la surface de contact de l'échantillon avec la surface du four est large comparativement aux joints avec angularité.

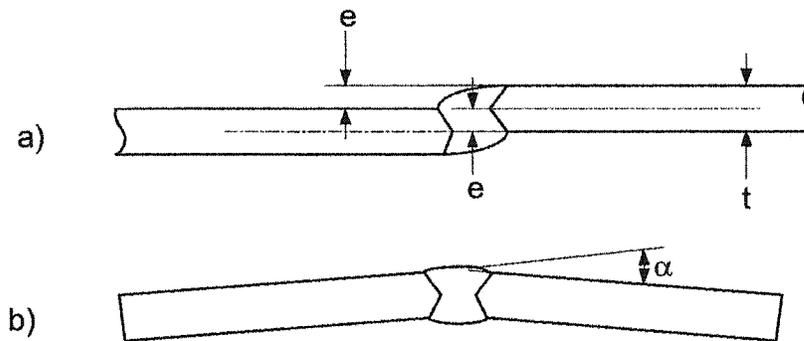


Figure # 4.1. Désalignement et angularité obtenus sur les échantillons (avant traitement thermique).

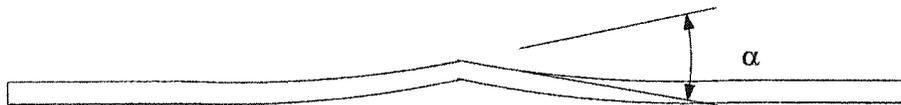


Figure # 4.2. Forme de l'échantillon avec angularité après traitement thermique.

#### 4.2 Grille d'essais.

Afin de bien déterminer l'effet de désalignement, des essais sur des échantillons du métal de base et sur des joints théoriquement bien alignés ont été faits pour établir des données S-N de référence. Neuf échantillons ont été soudés à chaque niveau de

désalignement et chaque épaisseur (1 mm et 3 mm) pour s'assurer qu'au moins six cas de rupture sont représentatifs (rupture au raccordement). Le tableau # 4.1 montre la matrice des échantillons expérimentés. Les résultats des essais sont présentés aux figures # 4.3 et 4.4

Tableau # 4.1. Grille des essais de fatigue des échantillons du métal de base et des joints bruts de soudage.

Épaisseur [mm] (in)	Nombre d'échantillons	Niveau de désalignement
3 (0.120)	6	Métal de base
	11	e/t = 0%
	8	e/t = 20%
	6	e/t = 50%
	8	Angularité 5°
1 (0.040)	9	Métal de base
	8	0%
	9	e/t = 20%
	6	e/t = 50%
	8	Angularité 5°

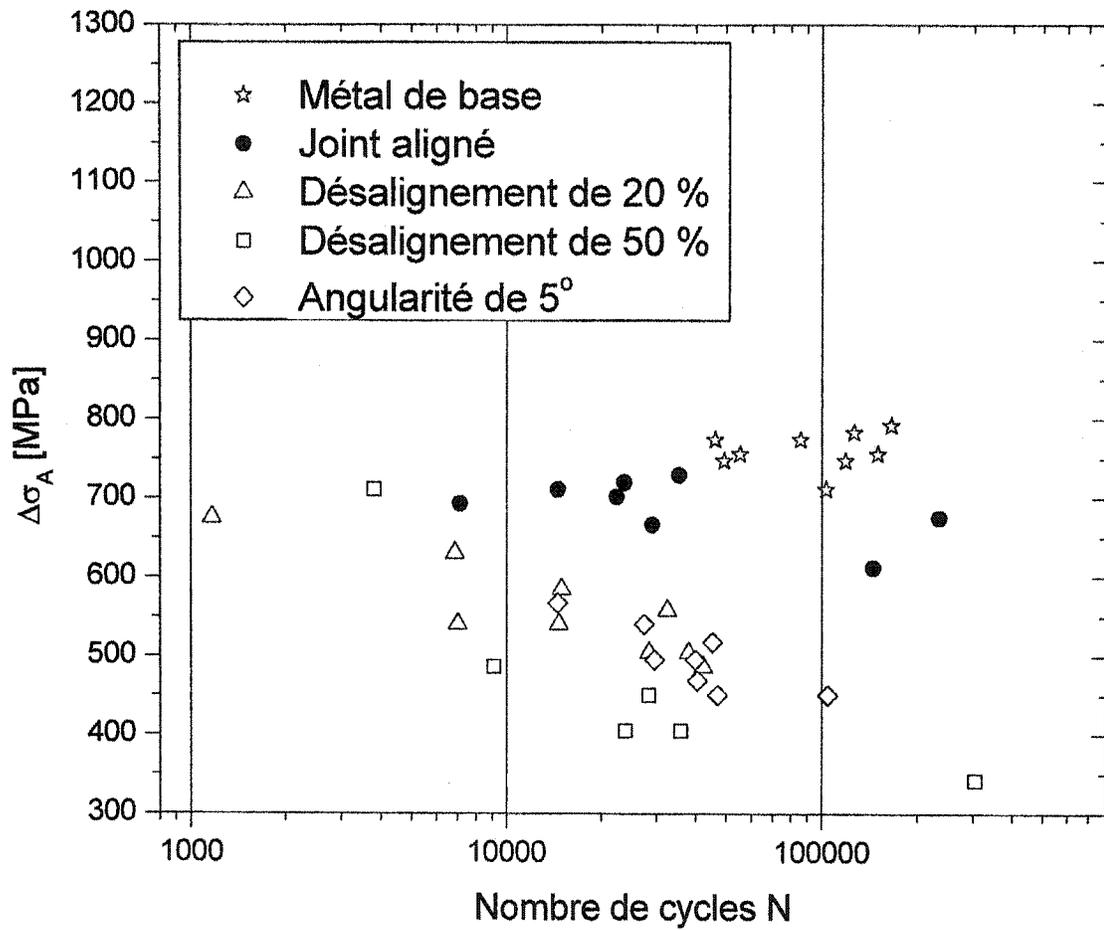


Figure # 4.3. Contrainte axiale en fonction de la durée de vie pour les échantillons de 1 mm d'épaisseur à l'état brut de soudage.

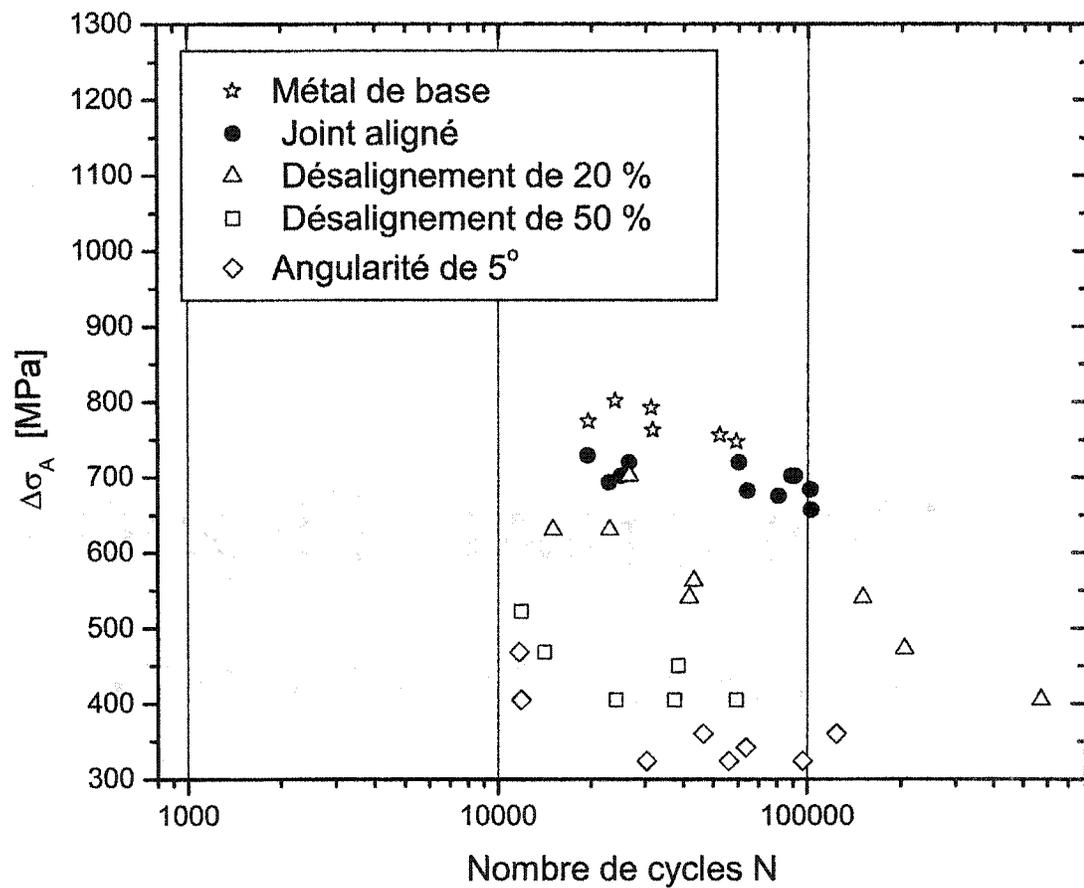


Figure # 4.4. Contrainte axiale en fonction de la durée de vie pour les échantillons de 3 mm d'épaisseur à l'état brut de soudage.

### 4.3 Corrections théoriques.

Pour évaluer la validité de l'application des équations présentées dans l'étude bibliographique, les facteurs de concentration de contraintes des échantillons désalignés et avec angularité expérimentés dans cette étude ont été calculés et multipliés par les contraintes axiales appliquées ( $\Delta\sigma_{NT} = K_t \times \Delta\sigma_A$ ). Les résultats sont présentés sur des graphiques  $\Delta\sigma_{NT}$ - N tout en gardant les résultats du métal de base et des joints alignés pour des fins de comparaison. Le niveau de contrainte de certains joints " alignés" a été corrigé car ils présentaient en fait un léger désalignement.

Pour les désalignements l'équation utilisée est :

$$K_t = 1 + \frac{3e}{t} \quad (\text{éq \# 5})$$

Pour l'angularité l'équation utilisée est :

$$K_t = 1 + \frac{3}{4} \alpha \frac{L \tanh \beta / 2}{t \beta / 2} \quad (\text{éq \# 16})$$

avec

$$\beta = \frac{L}{t} \sqrt{\frac{3\sigma_A}{E}}$$

et L = 228 mm (distance entre les mors inférieur et supérieur)

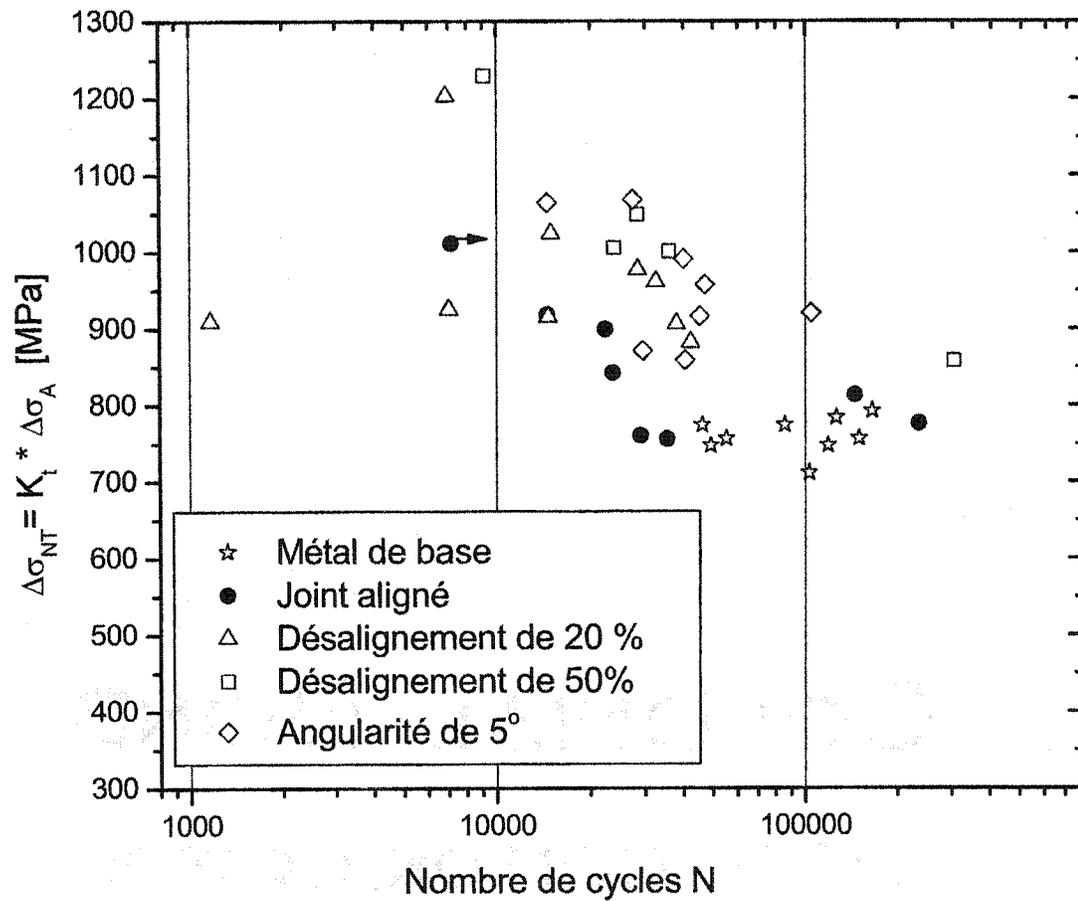


Figure # 4.5. Contrainte nominale totale en fonction de la durée de vie, pour les joints bruts de soudage de 1 mm d'épaisseur.

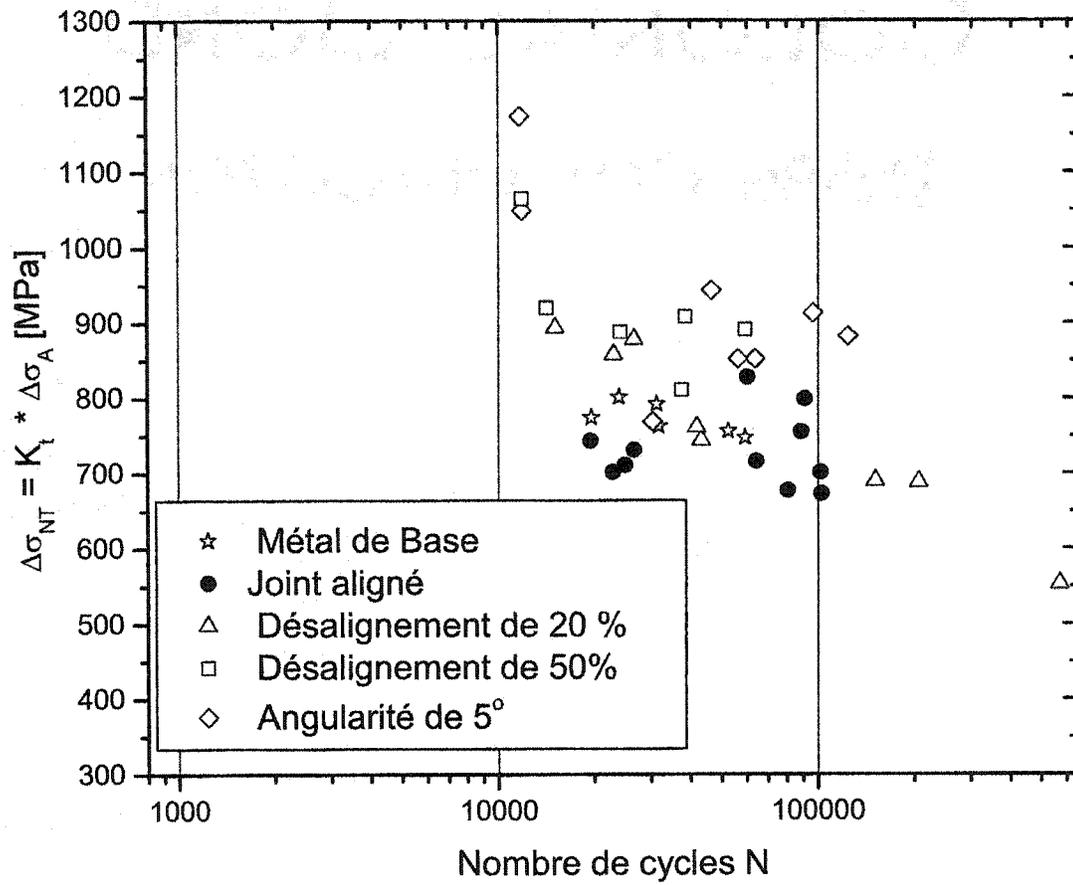


Figure # 4.6. Contrainte nominale totale en fonction de la durée de vie, pour les joints bruts de soudage de 3 mm d'épaisseur.

#### **4.4 Discussion**

Tous les cas de rupture des joints soudés ont eu lieu au raccordement. Pour 15 échantillons sur 67, l'initiation a eu lieu au coin de l'échantillon mais toujours au raccordement. Les durées de vie de ces échantillons sont du même ordre de grandeur que celles où l'initiation a eu lieu loin du coin. Ainsi, on peut considérer que la rupture des échantillons est représentative des pièces moteur.

Les résultats des essais montrent que la résistance à 35000 cycles des joints soudés bien alignés est d'environ 700 MPa, proche de la résistance du métal de base (environ 760 MPa pour le même nombre de cycles). Il faut noter que l'angle et le rayon au raccordement sont larges (comparativement à un joint soudé typique), ce qui est le résultat du respect de la norme déterminée par la compagnie qui limite la surépaisseur maximale du joint à 50 % de l'épaisseur du métal de base. Il faut mentionner aussi que certains échantillons considérés alignés présentent des désalignements allant jusqu'à 10 %.

D'après les résultats  $\Delta\sigma_A$ -N (figures # 4.3 et 4.4), il est évident que les désalignements affectent la résistance en fatigue des joints soudés. La réduction de la résistance en fatigue est fonction du niveau de désalignement. À 35000 cycles, la résistance en fatigue pour les désalignements de 50 % peut être aussi basse que 425 MPa soit 60 % de la résistance des joints alignés (56 % de la résistance du métal de base). Les contraintes de flexion dues au désalignement sont des contraintes en tension à deux raccordements opposés de part et d'autre du joint (figure 4.7, (a)). Il a été effectivement observé que la rupture s'initie à l'un des deux raccordements où les contraintes locales sont plus élevées.

L'angularité affecte aussi la résistance en fatigue de joints soudés. D'après les résultats  $\Delta\sigma_A-N$  des échantillons de 1 mm d'épaisseur (figure # 4.3), la résistance à 35000 cycles des joints avec angularité est d'environ 500 MPa (67% et 71% de la résistance du métal de base et des joints soudés alignés respectivement). Cette résistance est 325 MPa pour les joints de 3 mm d'épaisseur (43 % et 46 % de la résistance du métal de base et des joints alignés respectivement). Les contraintes de flexion en tension dues à l'angularité sont du même côté de l'échantillon; la rupture s'initie effectivement toujours du côté où les contraintes locales sont les plus élevées (figure # 4.7 (b)).

Le désalignement affecte aussi la surface de rupture de l'échantillon : la largeur de la fissure de fatigue augmente avec le niveau de désalignement à cause du gradient des contraintes de flexion dans l'épaisseur de l'échantillon. Ainsi, la fissure d'un échantillon désaligné est très large tandis que la fissure d'un échantillon aligné est semi-circulaire (figure 4.8).

Les résultats corrigés  $\Delta\sigma_{NT}-N$  (figures 4.5 et 4.6) montrent que les facteurs  $K_t$  obtenus en utilisant l'équation # 5 surestiment les contraintes de flexion. Plus le niveau de désalignement est élevé et plus l'épaisseur est faible, plus la surestimation est élevée. Ce phénomène peut être attribué au fait que l'équation utilisée ne tient pas compte de la non-linéarité géométrique due au redressement des joints désalignés sous l'effet de la charge. Malgré que l'équation # 16 tienne compte de la non-linéarité des joints avec angularité, elle peut ne pas être représentative des échantillons expérimentés (à cause de la déformation des échantillons après traitement thermique).

Bien que la littérature montre l'importance des gradients de contraintes de flexion sur la résistance en fatigue des échantillons minces (épaisseur inférieure à 8 mm), l'effet de l'épaisseur sur la résistance en fatigue des joints désalignés et avec angularité ne se manifeste pas clairement à partir des résultats des essais. L'épaisseur du joint soudé peut cependant jouer sur l'importance de la non-linéarité géométrique.

Pour mieux identifier la problématique de l'utilisation des formules de  $K_t$  disponibles dans la littérature et l'effet de la non-linéarité, la fixation des jauges de déformation au raccordement pourra être la solution. Ceci permettra de mesurer la déformation locale sous la jauge et de déterminer avec précision la valeur de  $K_t$ .

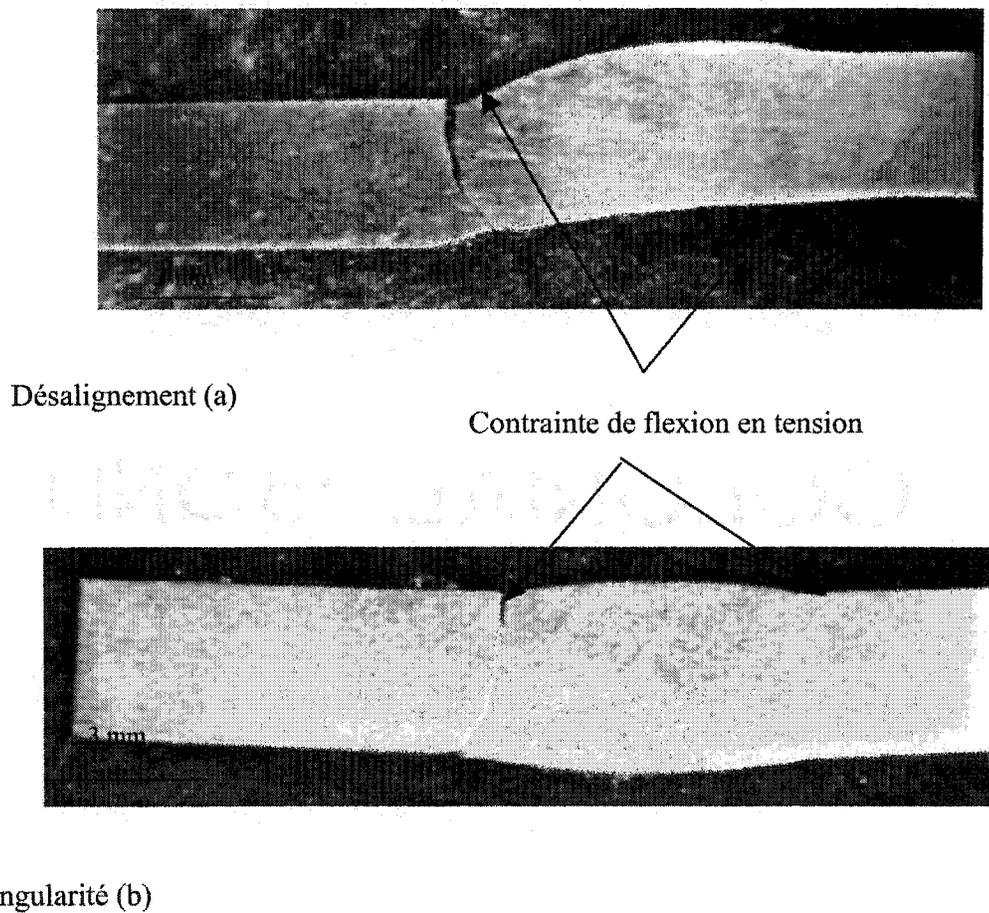


Figure # 4.7. Position des contraintes de flexion en tension; (a) sur un échantillon désaligné et (b) sur un échantillon avec angularité

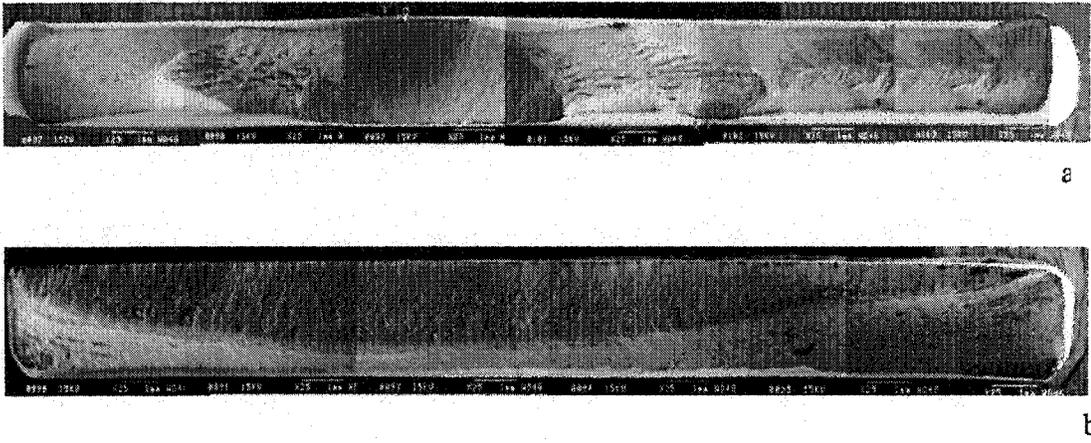


Figure # 4.8. Surface de rupture : a) échantillon aligné, b) échantillon désaligné de 50 %.

## Chapitre 5. Instrumentation des joints bruts de soudage

Afin de comparer les contraintes calculées par les formules de  $K_t$  disponibles dans la littérature et les contraintes nominales réelles sur les échantillons utilisés, des jauges de déformation ont été installées sur des échantillons du métal de base et des joints désalignés bruts de soudage. Les échantillons instrumentés ont la même géométrie et sont fabriqués exactement comme les échantillons de la partie précédente. Quatre jauges ont été collées sur chaque échantillon dans la direction de la contrainte nominale. Les jauges sont du type EA-06-015EH-120 de la marque Micro-Measurements (longueur utile = 0.015 po. = 0.38 mm). Le support de la jauge peut être coupé sans problème au ras de la partie utile. L'installation des jauges a été faite dans le laboratoire d'instrumentation de Pratt & Whitney Canada. Les réponses des jauges ont été mesurées à l'aide d'un amplificateur d'onde. Des résistances shunts  $R_s = 12 \text{ K}\Omega$  ont été installées en parallèle aux jauges afin de calibrer leurs déformations en suivant l'équation

$$\frac{\Delta R}{R} = \frac{-R}{R + R_{shunt}} \text{ où } R = 120\Omega \text{ est la résistance de la jauge (le facteur de jauge est 2.08).}$$

Avant le début de chaque essai, les résistances ont été activées et les signaux électriques correspondants ont été vérifiés à l'aide d'un voltmètre de précision. Ensuite les câbles qui sortent de l'amplificateur ont été branchés à l'ordinateur afin de procéder à l'acquisition des données.

Quatre essais ont été faits sur des échantillons du métal de base pour déterminer le module d'Young ; trois échantillons ont été instrumentés par des jauges de déformation du même type que les échantillons soudés, et un échantillon a été instrumenté d'un extensomètre.

## 5.1 Grille d'essais

Afin de cerner tous les cas de figures, au moins un échantillon a été instrumenté pour chaque niveau de désalignement et chaque épaisseur.

Tableau # 5.1. Matrice des essais des joints instrumentés.

Épaisseur [mm] (in)	Nombre d'échantillons	Désalignement
1mm (.040)	2	Métal de base
	1	e/t = 30 %
	3	e/t = 50 %
	2	Angularité 5°
3mm (.120)	2	Métal de base
	1	e/t = 1 %
	2	e/t = 15 %
	2	e/t = 50 %
	2	Angularité 5°

## 5.2 Position des jauges

Sur les échantillons du métal de base, les jauges ont été installées au milieu de l'échantillon, deux de chaque côté.

Sur les échantillons soudés avec désalignement, quatre jauges ont été installées sur les deux raccords du joint où les contraintes de tension sont maximales; deux du côté racine et deux du côté face de la soudure (figure 5.1(a)). Dans le cas des échantillons avec angularité, les jauges sont collées sur le même côté de l'échantillon, de part et d'autre du joint (figure 5.1 (b)). En utilisant deux jauges par raccordement, on s'assure qu'au moins une fonctionne durant l'essai. La distance entre le raccordement et la jauge est d'environ 1 mm et 2 mm dans le cas des joints de 1 mm et 3 mm d'épaisseur

respectivement. La distance entre le raccordement et la jauge a été déterminée pour éviter de mesurer les contraintes locales (causées par la concentration de contraintes au raccordement).

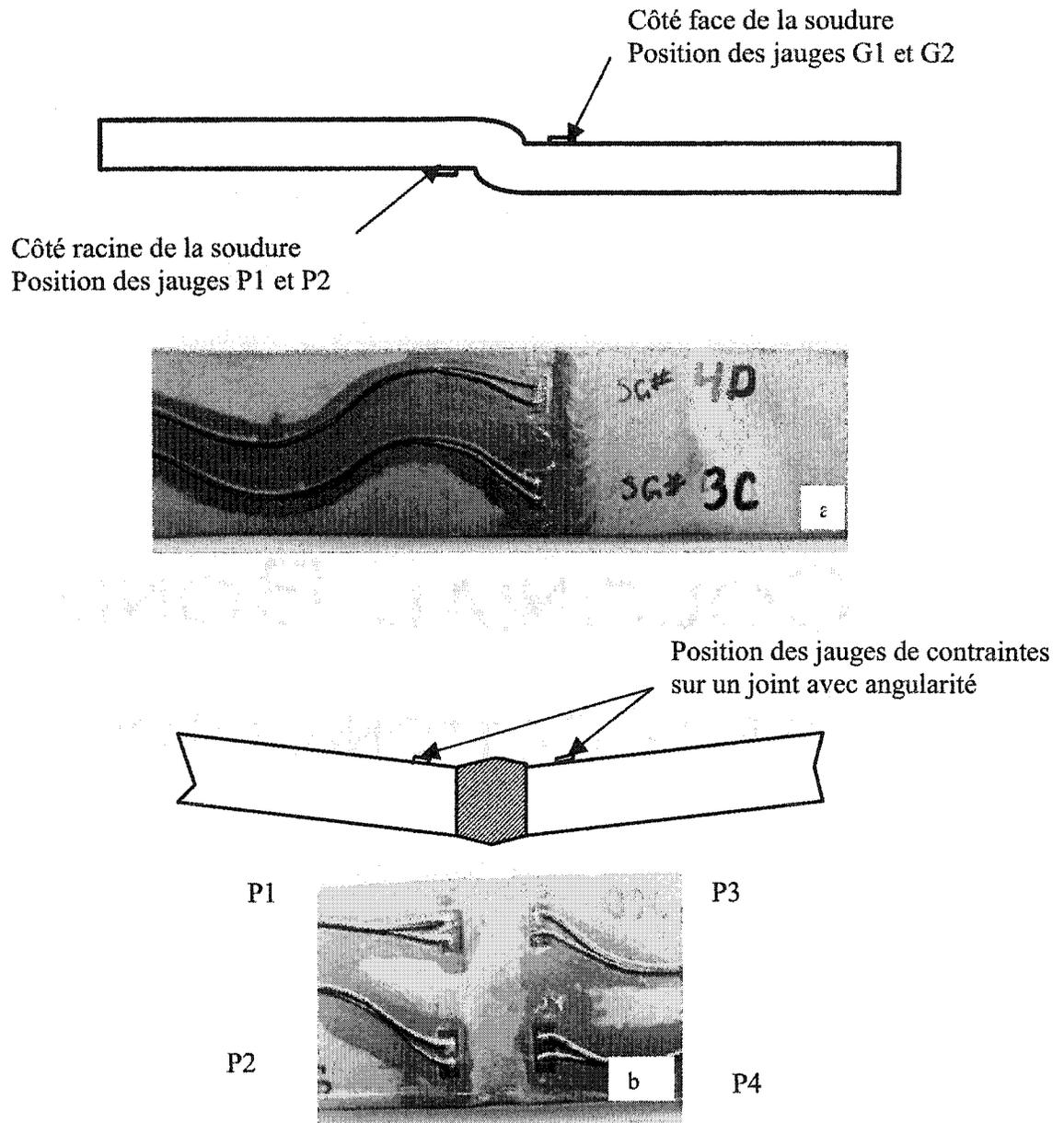


Figure # 5.1. Position des jauges sur les échantillons instrumentés. a) cas du désalignement, b) cas de l'angularité.

### 5.3 Enregistrement des jauges

Les essais de traction montrent que la limite d'élasticité est d'environ 600 MPa (figure 5.2). À cause de la présence d'ondulation sur les échantillons du métal de base, on observe une différence dans la réponse des jauges (figure 5.3). L'effet de l'ondulation donne un décalage entre les jauges fixées de chaque côté de l'échantillon mais les courbes des quatre jauges deviennent parallèles après le redressement de l'échantillon.

Une valeur du module d'Young de  $220 \pm 4$  GPa a été déterminée comme étant la moyenne de quatre essais effectués sur le métal de base.

Lors de chaque essai de fatigue, les déformations des quatre jauges ont été enregistrées durant les trois premiers cycles. Les tracés des déformations multipliées par le module d'Young versus la contrainte axiale appliquée sont présentées en annexe (page 124 et suivantes). Sur ces tracés, on peut observer ;

- une déformation plastique monotone lors du premier cycle quand la contrainte locale ( $E * \epsilon$ ) dépasse la limite d'élasticité de 600 MPa.
- une déformation cyclique élastique, mais non-linéaire en fonction de la contrainte appliquée; l'augmentation de la déformation locale n'est pas proportionnelle à la contrainte axiale appliquée à cause du redressement du joint sous l'effet de la charge.

Théoriquement, les quatre jauges de part et d'autre de l'échantillon devraient mesurer la même déformation. Cependant le niveau de désalignement peut varier d'une position à l'autre sur le même échantillon (différence de 1 % à 3 %). Cette variation peut faire une différence entre les lectures des jauges. Les écarts les plus importants (10 % - 20%) entre les enregistrements des deux côtés de l'échantillons (P1-P2 vs G1-G2) peuvent s'expliquer par le fait que le joint soit décentré par rapport à l'axe de chargement.

Le redressement du joint avec angularité sous l'effet de la charge cause une forte non-linéarité dans la réponse des jauges de déformation (annexe page 135 et plus). Lors d'un essai sur un échantillon de 3 mm d'épaisseur, un comparateur a été fixé sur la machine pour mesurer le redressement du joint sous l'effet de la charge. La charge a été appliquée par des incréments de 2 KN jusqu'à la charge maximale. Le redressement du joint a été enregistré après chaque incrément et il atteint une valeur maximale 1.5 mm, soit 50 % de l'épaisseur du joint (figure 5.4). Après retour à charge nulle, l'indicateur n'est pas retourné à la position de départ à cause d'une déformation plastique permanente qui se produit lors du chargement. Le redressement permanent est d'environ 10 % du redressement total.

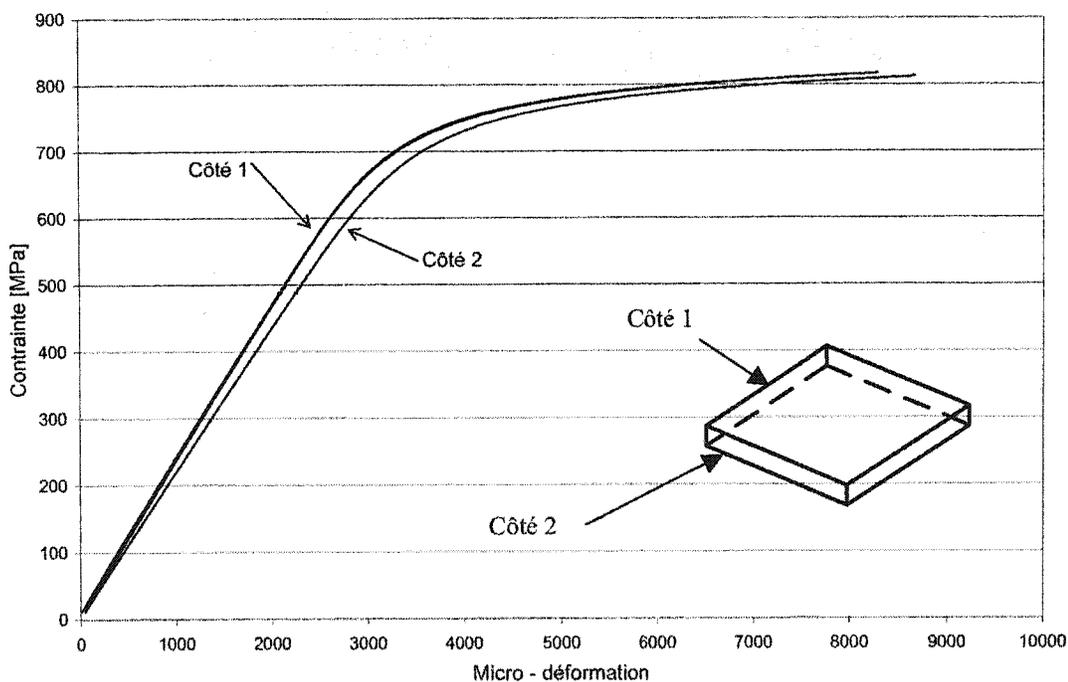


Figure 5.2. Essai de traction avec jauges de déformation (métal de base;  $t = 3$  mm).

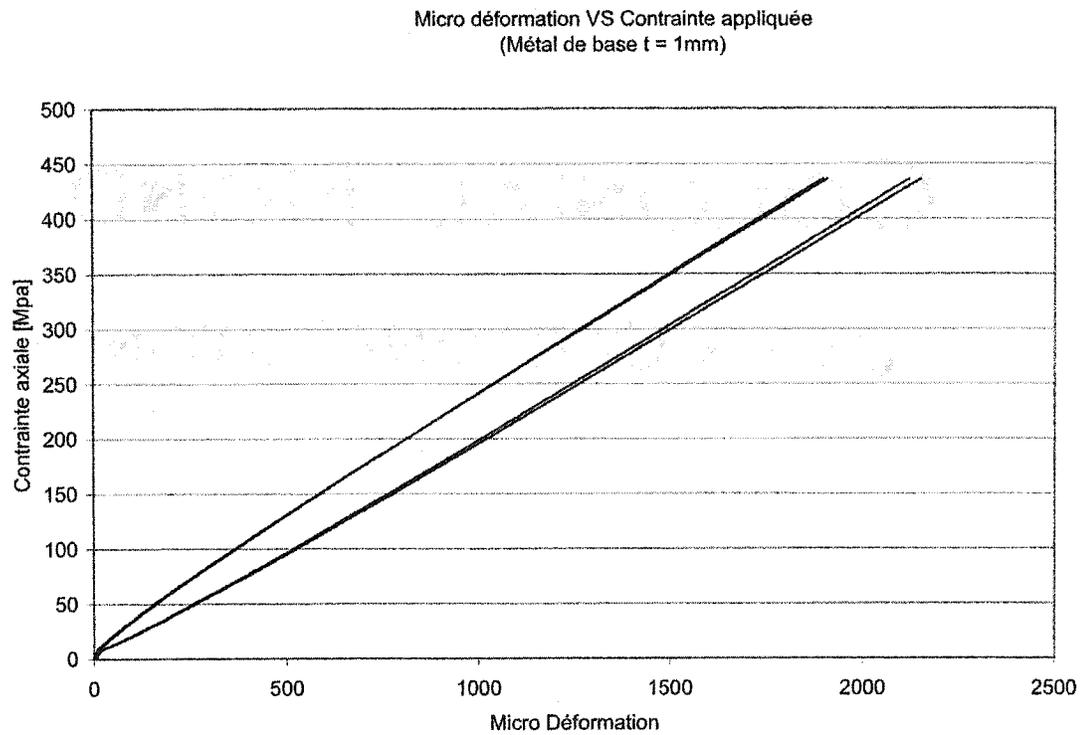


Figure # 5.3. Déformations mesurées par les jauges en fonction de la contrainte axiale appliquée sur un échantillon de métal de base de 1 mm. La figure montre la réponse des jauges des deux côtés de l'échantillon.

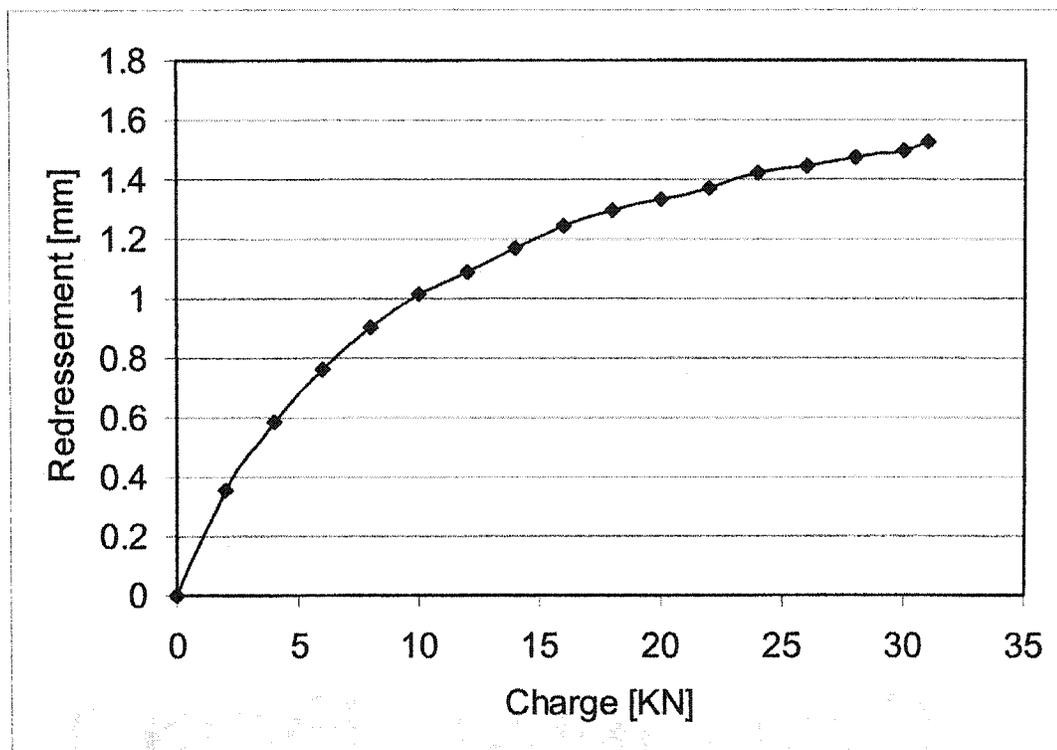


Figure # 5.4. Redressement d'un joint avec angularité en fonction de la charge appliquée (3 mm d'épaisseur).

#### 5.4. Correction $E \cdot \Delta \varepsilon - N$

Les résultats des essais des échantillons désalignés instrumentés ont été comparés aux résultats du métal de base et à ceux des joints soudés alignés sur la base de la contrainte nominale réelle au raccordement, i.e. l'amplitude de déformation cyclique mesurée par les jauges multipliée par le module d'Young (figures # 5.5 et 5.6). L'amplitude des contraintes des joints alignés (non instrumentés) a été corrigée par la formule de  $K_t$  disponible dans la littérature pour tenir compte des désalignements résiduels qui sont inévitables.

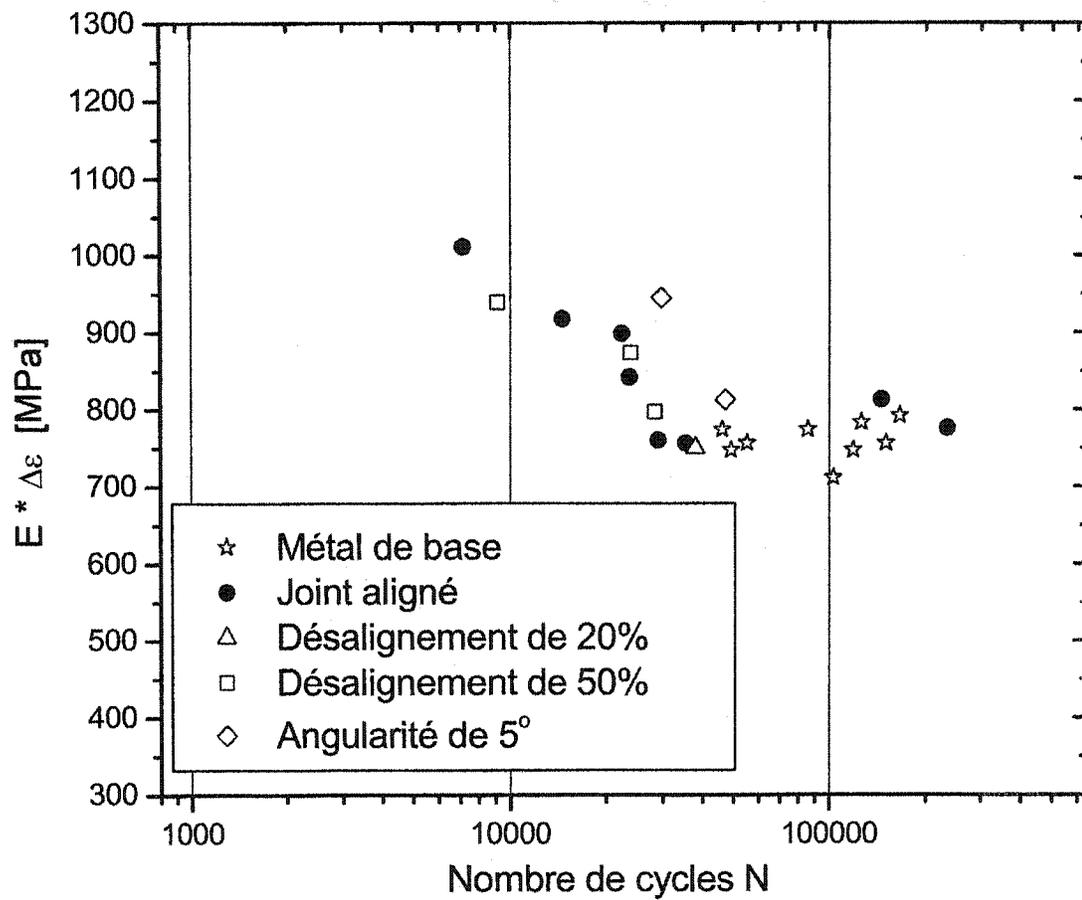


Figure # 5.5. Contrainte nominale mesurée au raccordement en fonction du nombre de cycles pour des échantillons de 1 mm d'épaisseur.

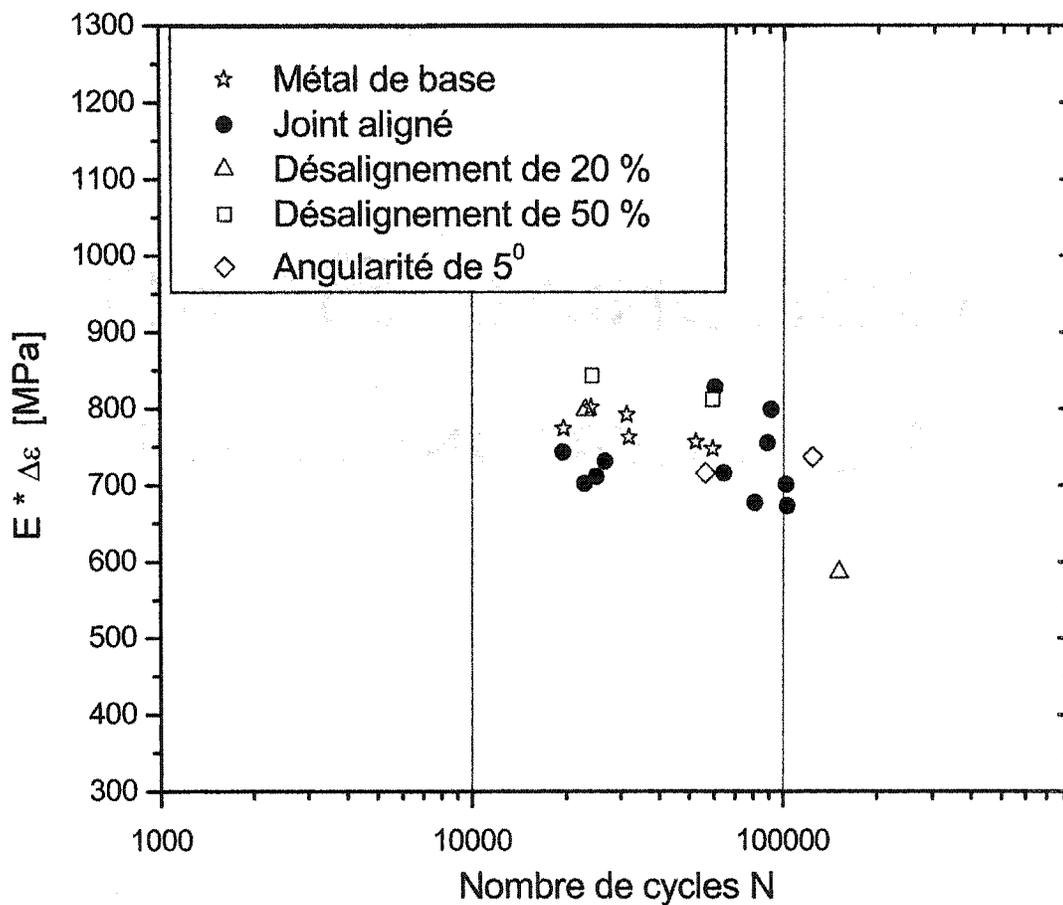


Figure # 5.6. Contrainte nominale mesurée au raccordement en fonction du nombre de cycles pour des échantillons de 3 mm d'épaisseur.

## 5.5 Discussion

Les données des essais des joints soudés désalignés tracées en fonction du module d'Young multiplié par la déformation locale, consolident bien avec les données du métal de base et celles des joints soudés alignés. La bonne corrélation des données des joints désalignés avec celle du métal de base et des joints alignés indique que l'effet principal des soudures ce sont les contraintes de flexion induites par le désalignement. La géométrie locale du joint n'a pas d'effet significatif dans cette étude, ce qui peut être attribué à la faible surépaisseur du joint.

Les tableaux # 5.2 à 5.4 montrent une comparaison entre les facteurs  $K_t$  calculés par les formules disponibles dans la littérature et mesurés par les jauges de déformation sur les échantillons instrumentés. Il est clair que les équations disponibles dans la littérature surestiment les valeurs de  $K_t$ . La surestimation des valeurs des  $K_t$  de la littérature est attribuable aux phénomènes suivants :

- la non-linéarité géométrique dans le cas des joints désalignés n'est pas négligeable; elle augmente quand le niveau de désalignement augmente et que l'épaisseur des plaques diminue. La valeur élevée de la charge nominale totale appliquée cause la rotation du joint désaligné. La faible rigidité de l'échantillon permet une déformation dans le métal de base proche du joint (figure # 5.7). Ce phénomène réduit le désalignement par rapport à la ligne droite qui relie les centres des mors de fixation. Ainsi, le niveau de désalignement effectif est inférieur au niveau de désalignement initial mesuré sur l'échantillon.
- pour les joints avec angularité, malgré que l'équation de la littérature prend en considération la non linéarité géométrique, elle n'est pas représentative de la géométrie des échantillons expérimentés. Le redressement du joint avec la charge appliquée (figure 5.4) induit une réponse fortement non-linéaire des jauges de déformation. La comparaison des pentes expérimentales  $P_0$  et  $P_{max}$  au début et à la

fin du chargement respectivement montre que les pentes  $P_0$  sont nettement supérieures aux pentes  $P_{\max}$  (tableau 5.4).

- la déformation cyclique est élastique. La déformation plastique au premier cycle peut néanmoins faire redresser un peu le joint et diminuer la valeur de  $K_t$  lors des chargements cycliques subséquente.

Ainsi, on peut constater que la contrainte de flexion due au désalignement ou à l'angularité est affectée respectivement par la rotation du joint ou par le redressement de l'échantillon. Ainsi, la faible rigidité de l'échantillon doit être prise en considération lors de l'estimation des contraintes de flexion due au désalignement ou à l'angularité. Donc, pour mieux déterminer l'effet du désalignement géométrique, il serait plus approprié de faire une analyse par éléments finis non linéaire pour calculer la réduction de la résistance en fatigue par rapport au métal de base ou aux joints soudés alignés.

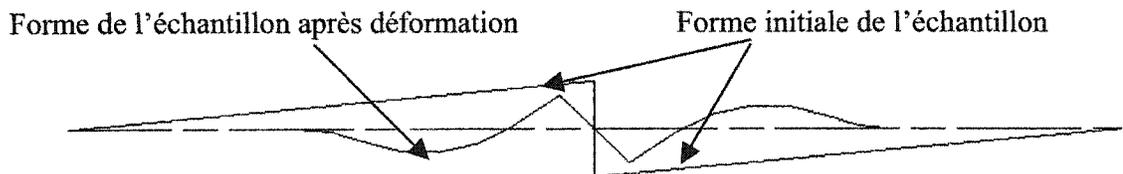


Figure # 5.7. Rotation du joint et déflexion dans le métal de base pour accommoder l'alignement de l'échantillon sous l'effet de la charge.

Tableau # 5.2. Comparaison entre  $K_t$  calculés par la formule disponible dans la littérature et mesurés par les jauges de déformation sur les échantillons de 1mm d'épaisseur. La jauge marquée indique le site d'amorçage.

Joints désalignés; épaisseur 1 mm			
1SB; 51%	1+3e/t	$P_0$	$E^* \Delta \varepsilon / \Delta \sigma_A$
P1	2.5		
P2	2.6	2.6	2.0
G1	2.5	1.9	1.9
G2	2.6	1.9	1.9

8SB; 44%	1+3e/t	$P_0$	$E^* \Delta \varepsilon / \Delta \sigma_A$
P1	2.4	2.00	1.9
P2	2.4	1.92	1.8
G1	2.4	2.26	1.8
G2	2.4	2.21	1.8

14SB; 49%	1+3e/t	$P_0$	$E^* \Delta \varepsilon / \Delta \sigma_A$
P1	2.50	2.61	2.16
P2	2.43	2.53	2.07
G1	2.50	1.99	1.94
G2	2.43	1.93	1.89

16SC; 30%	1+3e/t	$P_0$	$E^* \Delta \varepsilon / \Delta \sigma_A$
P1	1.86	1.47	1.46
P2	1.71	1.53	1.49
G1	1.86	1.84	1.51
G2	1.71		

$P_0$  est la pente expérimentale au début du chargement

Tableau # 5.3. Comparaison entre  $K_t$  calculés par la formule disponible dans la littérature et mesurés par les jauges de déformation sur les échantillons de 3 mm d'épaisseur. L'amorçage de l'échantillon avec 1 % de désalignement a eu lieu dans le métal de base.

Joints désalignés; épaisseur 3 mm			
2C; 40%	1+3e/t	$P_0$	$E^*\Delta\varepsilon/\Delta\sigma_A$
P1	2.2	1.8	1.8
P2	2.2	1.6	1.6
G1	2.2	2.1	2.0
G2	2.2	2.2	1.9

3C; 40%	1+3e/t	$P_0$	$E^*\Delta\varepsilon/\Delta\sigma_A$
P1	2.2	2.4	2.0
P2	2.1	2.4	2.1
G1	2.2	1.6	1.7
G2	2.1	1.7	1.8

11SN; 12%	1+3e/t	$P_0$	$E^*\Delta\varepsilon/\Delta\sigma_A$
P1	1.38	1.39	1.27
P2	1.34	1.42	1.29
G1	1.38	1.17	1.21
G2	1.34	1.15	1.18

3SM; 9%	1+3e/t	$P_0$	$E^*\Delta\varepsilon/\Delta\sigma_A$
P1	1.4	1.03	1.08
P2	1.35	1.18	1.23
G1	1.4	1.45	1.28
G2	1.35	1.45	1.28

1W3; 1%	1+3e/t	$P_0$	$E^*\Delta\varepsilon/\Delta\sigma_A$
G1L	0.95	1.12	0.99
G2L	0.95	1.21	1.06
G1R	1.05	1.17	1.04
G2R	1.05	1.26	1.12

$P_0$  est la pente expérimentale au début du chargement

Tableau # 5.4. Comparaison entre  $K_t$  calculés par la formule disponible dans la littérature et mesurés par les jauges de déformation sur les échantillons de 1 et 3 mm d'épaisseur.

Joints avec angularité de 5°; épaisseur 1 mm				
30SD	$K_t$	$P_0$	$P_{max}$	$E^* \Delta \varepsilon / \Delta \sigma_A$
P1	2.13	4.49	1.43	1.81
P2	2.13	4.60	1.49	1.87
P3	2.13	4.45	1.32	1.66
P4	2.13	4.27	1.28	1.60
11SD	$K_t$	$P_0$	$P_{max}$	$E^* \Delta \varepsilon / \Delta \sigma_A$
P1	1.76	3.42	1.26	1.54
P2	1.76	3.42	1.53	1.91
P3	1.76	3.27	1.46	1.82
P4	1.76	2.98	1.25	1.53

Joints avec angularité de 5°; épaisseur 3 mm				
24SP	$K_t$	$P_0$	$P_{max}$	$E^* \Delta \varepsilon / \Delta \sigma_A$
P1	2.63	3.82	1.84	2.27
P2	2.63	3.74	1.76	2.18
P3	2.63	3.65	1.73	2.14
P4	2.63	3.72	1.79	2.21
23SP	$K_t$	$P_0$	$P_{max}$	$E^* \Delta \varepsilon / \Delta \sigma_A$
P1	2.45	3.42	1.6	2.02
P2	2.45	3.67	1.75	1.94
P3	2.45	3.44	1.62	1.92
P4	2.45	3.49	1.70	2.08

$P_0$  est la pente expérimentale au début du chargement

$P_{max}$  est la pente expérimentale au maximum du chargement

$K_t$  est calculé par l'équation  $K_t = 1 + \frac{3}{4} \alpha \frac{L \tanh \beta / 2}{t \beta / 2}$  avec  $\beta = \frac{L}{t} \sqrt{\frac{3\sigma_A}{E}}$  (L = 228 mm)

## Chapitre 6. Amélioration de la résistance en fatigue par laminage des joints soudés

Pour éliminer les désalignements géométriques des joints et améliorer leur résistance en fatigue, une opération d'aplanissement par laminage à froid a été effectuée sur une machine conçue spécialement pour ce travail. L'opération d'aplanissement par laminage d'un échantillon prendra fin quand la hauteur du joint est pratiquement la même que l'épaisseur du métal de base. Sous l'effet de la pression exercée, le désalignement disparaît, que ce soit un désalignement axial ou une angularité. Ce procédé permet d'éliminer conjointement le désalignement et la géométrie du joint, de sorte qu'après l'opération de laminage, la géométrie du joint soudé est pratiquement disparue (figure 6.1).

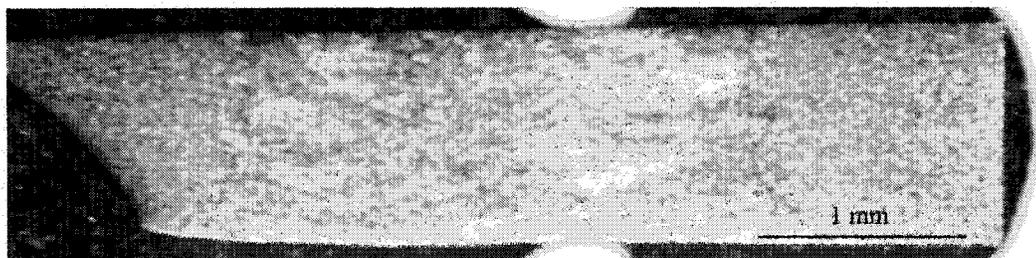


Figure # 6.1. Joint soudé laminé après traitement thermique de trempe et revenu.

## **6.1. Procédé de laminage**

Lors du laminage, l'échantillon est placé entre un support fixe et un rouleau relié à un cylindre hydraulique qui exerce une pression et qui se déplace tout le long du joint (figure # 1.7). Le laminage se fait par plusieurs passes successives de va et vient du rouleau sur la pièce pour éviter de déformer cette dernière dans la direction transversale. Le nombre de passes est fonction de la pression appliquée, qui est déterminée expérimentalement et dépend de l'épaisseur du métal en feuille. L'épaisseur finale du joint est approximativement la même que celle du métal de base (écart inférieur à .002" par excès). Ce procédé se caractérise par un coût d'opération très faible; la machine ne nécessite pas beaucoup d'entretien et ne demande pas beaucoup de qualification au niveau de la main-d'œuvre pour effectuer le travail.

## **6.2. Objectif**

L'objectif des essais des joints laminés est de déterminer l'amélioration de la résistance en fatigue. La géométrie globale des échantillons est la même que les échantillons bruts de soudage. Les niveaux du désalignement avant laminage sont les mêmes obtenus que ceux sur les joints bruts de soudage (0 %, 20 %, 50 % de désalignement et 5° angularité). Le processus de fabrication est pratiquement le même que celui des échantillons bruts de soudage, à l'exception d'une opération de recuit complet suivie par l'opération de laminage (voir étapes 9 et 10, section 3.4).

### 6.3. Grille des essais

Afin de mettre en évidence l'effet du laminage, une série de huit essais a été faite pour chaque niveau de désalignement (avant laminage). Le laminage des échantillons de 3 mm d'épaisseur avec 50 % de désalignement était difficile et dépasse la capacité de la machine.

Tableau # 6.1. Grille des essais des échantillons laminés.

Épaisseur [mm] (in)	Nombre d'échantillons	Niveau de désalignement avant laminage
3 (.120)	8	e/t = 0%
	8	e/t = 20%
	1	e/t = 50%
	8	5° angle
1 (.040)	8	e/t = 0%
	8	e/t = 20%
	8	e/t = 50%
	9	5° angle

### 6.4. Résultats

Afin de mettre en évidence l'effet de l'aplanissement par laminage, les résultats des essais de fatigue des échantillons du métal de base, des joints soudés alignés et des joints soudés aplanis par laminage ont été assemblés sur un graphe  $\Delta\sigma_A$ -N pour chaque épaisseur de plaque (figures # 6.2 et 6.3). Les figures montrent que les résultats des

essais des joints aplanis par laminage se confondent avec les résultats du métal de base; leur résistance est pratiquement la même soit environ 750 MPa pour une durée de vie de 35000 cycles. Aucune différence de résistance n'a pu être établie entre les différents niveaux de désalignement et d'angularité. La résistance des joints aplanis par laminage à froid est plus élevée que celle des joints soudés alignés bruts de soudage.

Plusieurs cas de rupture dans les échantillons soudés aplanis par laminage se trouvent dans le métal de base loin du joint. Dans certains cas de rupture au raccordement laminé, on observe une autre fissure dans le métal de base qui s'est propagée de deux à trois millimètres (figure # 6.4). Ceci indique que la résistance du métal de base est approximativement la même que celle du joint laminé (la vie en propagation est d'environ 5 % la vie totale de l'échantillon).

La micrographie du joint et de la zone thermiquement affectée montre que les grains dans la zone laminée sont plus petits que ceux qui se trouvent dans le métal de base (figure # 6.5). L'écroissage accumulé dans la zone laminée cause la réduction de la taille des grains lors de la recristallisation au cours du traitement thermique. Il faut noter que les échantillons ont subi une austénitisation complète, une trempe et un revenu après le laminage.

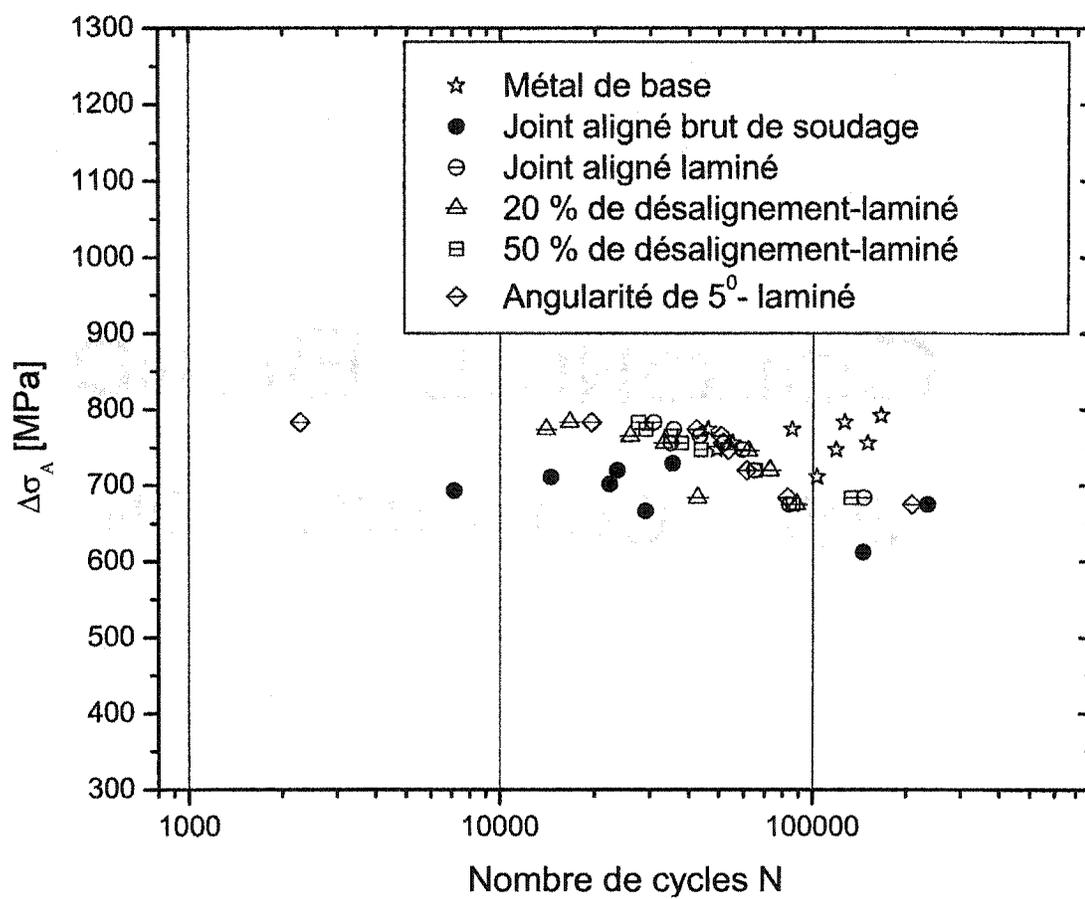


Figure # 6.2. Contrainte axiale en fonction de la durée de vie pour des joints soudés de 1 mm d'épaisseur aplanis par laminage à froid.

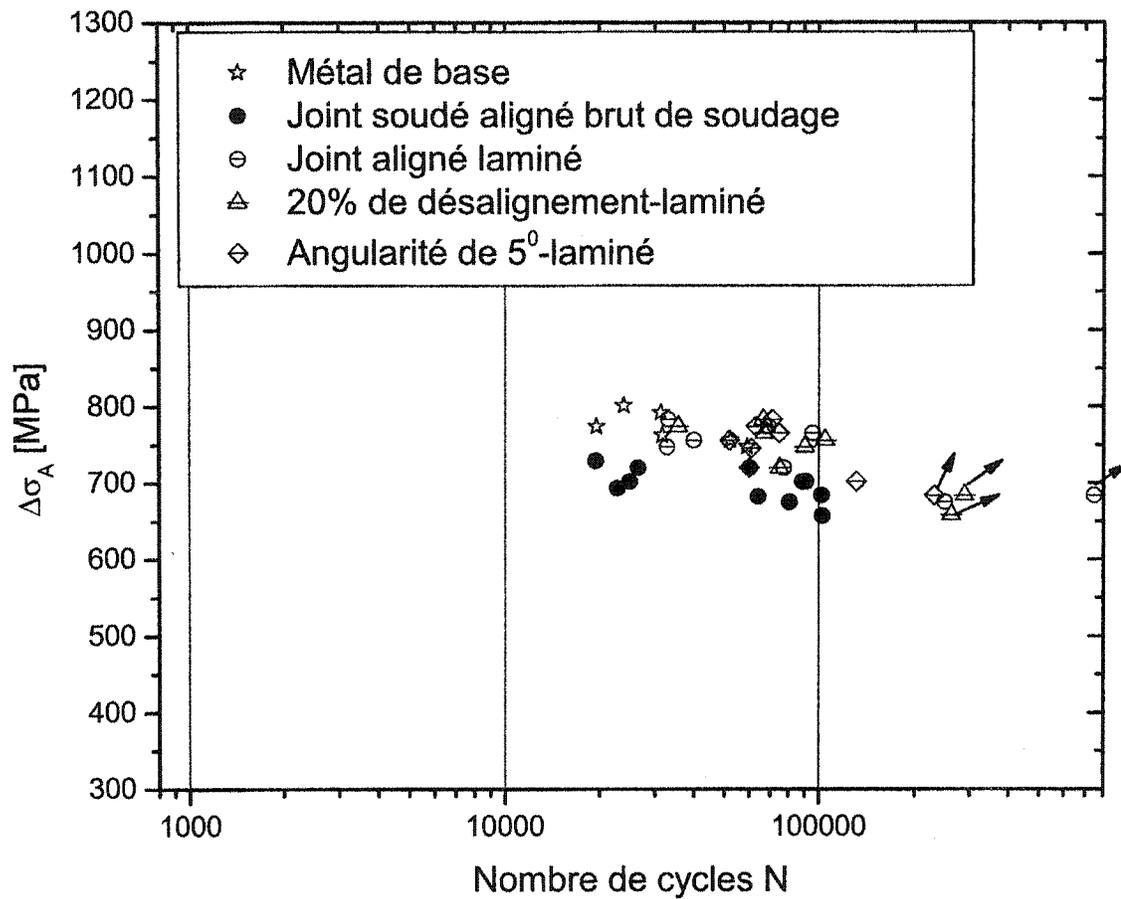


Figure # 6.3. Contrainte axiale en fonction de la durée de vie pour des joints soudés de 3 mm d'épaisseur aplanis par laminage à froid.

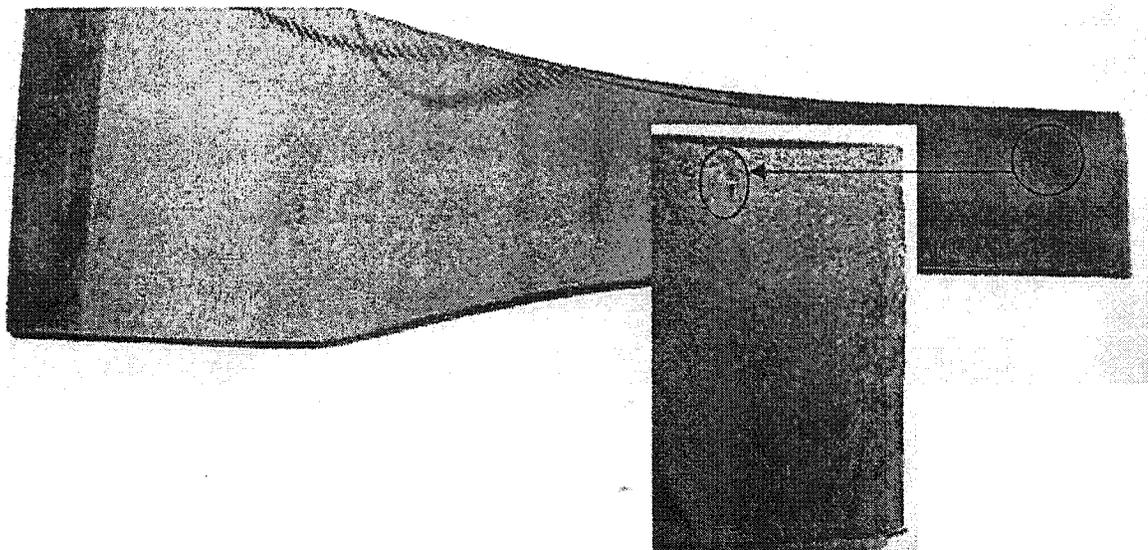


Figure # 6.4. Échantillon de 1 mm après laminage à froid présentant une rupture au niveau du joint et une fissure de 2 mm de longueur dans le métal de base.

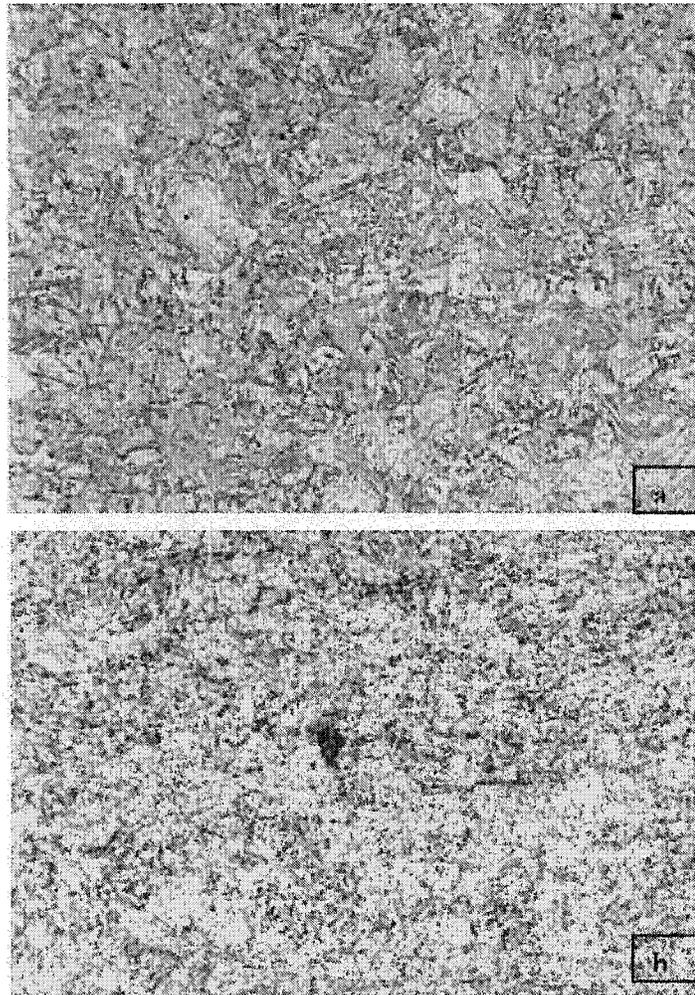


Figure # 6.5. (a) Micrographie dans le métal de base et (b) micrographie dans le joint laminé après traitement thermique de trempe et revenu (grossissement 175X).

## 6.5. Discussion

L'utilisation d'un procédé de laminage à froid a amélioré grandement la résistance en fatigue des joints soudés avec ou sans désalignement. Les résultats  $\Delta\sigma_A$ -N des joints soudés laminés (qui étaient désalignés avant le laminage) montrent une bonne consolidation avec celles du métal de base, ce qui nous permet de considérer que la résistance en fatigue des joints soudés laminés est équivalente à celle du métal de base. Cette amélioration est principalement due à l'élimination des concentrations de contraintes (changements géométriques dus à la géométrie du cordon et au désalignement du joint). Aucune différence de résistance n'a été constatée entre les différents niveaux de désalignements et d'angularité expérimentés.

L'amélioration de la résistance en fatigue causée par le laminage du joint n'est certainement pas due aux contraintes résiduelles de compression introduites lors du laminage. La limite d'élasticité de l'acier AISI 410 est négligeable à la température maximale d'austénitisation. Ainsi, les contraintes résiduelles sont complètement éliminées lors du traitement thermique de trempe et revenu ultérieur. Donc l'amélioration est due à l'élimination du joint, c'est-à-dire à l'élimination des concentrations de contraintes causées par le cordon et par le désalignement.

Souder sans ajustement préalable avec un niveau de désalignement acceptable ( $e/t < 50\%$ ) permet d'exécuter l'opération de soudage plus rapidement, ce qui représente une réduction du coût de fabrication. L'augmentation du niveau de désalignement tolérable permet de réduire le taux de rejet des pièces non conformes. De plus, le procédé de laminage représente des coûts négligeables en comparaison du coût global de la pièce. L'utilisation des joints soudés aplanis par laminage à froid nous permet de fabriquer une pièce proche de la forme finale et la déformer par une simple expansion à sa forme



## Chapitre 7. Conclusions

La rupture de la grande majorité des échantillons bruts de soudage (65/67) a eu lieu au raccordement des soudures. Des fissures de coin ont été observées sur 15 échantillons, mais ils n'ont pas une plus faible résistance en fatigue que les autres. Les échantillons utilisés sont représentatifs des conditions de rupture des pièces moteur.

Les essais de traction montrent que la limite d'élasticité des échantillons du métal de base (acier AISI 410 trempé et revenu) est d'environ 600 MPa et que son module d'Young est de 220 GPa. Les essais de fatigue effectués à  $R = 0.1$  dans le domaine de  $10^4$  à  $10^5$  cycles montrent une déformation plastique monotone au premier cycle, puis un comportement cyclique presque élastique à une amplitude de contrainte  $\Delta\sigma_A / 2$  de l'ordre de 380 MPa.

La résistance des joints soudés bout à bout bien alignés est de 92% de celle du métal de base. Ceci peut être attribué à la géométrie des joints expérimentés dans cette étude, qui se caractérise par une faible surépaisseur et un large rayon au raccordement.

Cependant, les désalignements réduisent considérablement la résistance en fatigue des joints soudés. Elle peut atteindre 56 % de la résistance du métal de base pour un niveau de désalignement de 50 %. L'angularité réduit aussi la résistance en fatigue des joints soudés. La résistance des joints de 1 mm d'épaisseur a été respectivement de 67 % et de 71 % des résistances des joints alignés et du métal de base. La résistance des joints de 3 mm d'épaisseur a été respectivement de 46 % et de 43 % des résistances des joints alignés et du métal de base.

Les équations disponibles dans la littérature pour calculer les facteurs de concentration de contraintes surestiment la réduction de résistance due aux désalignements ou

l'angularité. Plus le niveau de désalignement est élevé et plus l'épaisseur est faible, plus la surestimation est élevée (jusqu'à 30 %-35 % pour  $t = 1$  mm).

L'installation de jauges de déformation à 1 mm -2 mm du raccordement permet de mesurer directement la contrainte nominale totale qui inclut la contrainte de flexion due au désalignement ou à l'angularité. Les courbes de la contrainte axiale en fonction de la déformation locale multipliée par le module d'Young montrent une déformation plastique monotone au premier cycle puis un comportement cyclique élastique, mais non linéaire en fonction de la contrainte axiale appliquée. La déformation locale multipliée par le module d'Young permet de consolider les données des joints désalignés et avec angularité avec celles du métal de base et des joints soudés alignés.

Ainsi, on peut conclure que :

- la contrainte nominale totale au raccordement (contrainte axiale plus contrainte de flexion) permet de corréler les résistances des joints alignés et désalignés entre  $10^4$  et  $10^5$  cycles; la géométrie douce et uniforme des raccordements des joints testés dans cette étude n'induit pas de réduction additionnelle de résistance par rapport au métal de base.
- l'équation de  $K_t$  disponible dans la littérature n'est pas appropriée pour calculer la concentration des contraintes causées par le désalignement sur des joints minces, car elle ne tient pas compte de la non-linéarité géométrique ;
- malgré que l'équation utilisée pour calculer le facteur  $K_t$  dû à l'angularité tienne compte du redressement du joint sous l'effet de la charge, elle n'est pas représentative de la géométrie de l'échantillon expérimenté;
- en termes de contrainte nominale au raccordement, on constate peu de différence entre les résistances des joints de 1mm et 3 mm. La géométrie du joint forme une entaille douce où la vie en fatigue est dominée par la vie en initiation. L'épaisseur de l'échantillon se reflète cependant dans la non-linéarité géométrique; en termes de contrainte axiale appliquée, l'effet de l'angularité diminue avec l'épaisseur du joint.

L'aplanissement par laminage des joints soudés permet d'éliminer complètement la géométrie du joint ainsi que le désalignement et l'angularité. Les essais en fatigue des joints laminés montrent que leur résistance est approximativement la même que celle du métal de base. L'amélioration de la résistance en fatigue est observée pour tous les niveaux de désalignement et d'angularité des échantillons expérimentés (désalignement de 0 % à 50 % et angularité jusqu'à 5°). La rupture d'un grand nombre d'échantillons soudés laminés a eu lieu dans le métal de base.

L'utilisation du procédé d'aplanissement par laminage permet d'ouvrir les tolérances des niveaux de désalignements des joints soudés lors de l'opération de soudage ce qui augmente la productivité et réduit le taux de rejet de pièces soudées avec désalignement ou angularité. De plus, ce procédé se caractérise par de faibles coûts d'opération et d'entretien de la machine utilisée.

Pour poursuivre cette recherche dans le futur et être plus représentatif des générateurs de gaz en service, il est recommandé :

- de faire des essais de fatigue à amplitude variable, avec des petits cycles dynamiques (vibration) superposés au maximum de chaque grand cycle (pression interne); le niveau de contrainte appliquée n'excéderait pas la limite d'élasticité du métal de base
- de faire des essais de fatigue sur des joints soudés dont la surépaisseur du cordon atteint la surépaisseur maximale permise et dont les rayons et angles au raccordement ne sont pas uniformes (soudure manuelle).
- De faire des essais de fatigue à la température de service (400 °C).

## BIBLIOGRAPHIE

AKITA, Y., MAEDA, T., YADA, T. et SAKAI, K. (1971). Effect of welding distortion on brittle fracture initiation in pressure vessels, Practical applications of fracture mechanics to pressure vessel technology. Institute of Mechanical Engineering, C3.

ANDREWS, R.M. (1996). The stress magnification effect of angular misalignment at butt welds. The Welding Institute.

ANDREWS, R.M. (1996). The effect of misalignment on the fatigue strength of welded cruciform joints. Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures. 6, 755-768.

ASTM 466 (1996). Standard practice for conducting force controlled constant axial fatigue tests of metallic materials. American Society for Testing Materials.

BOCK, N. et ZEMAN, J.L. (1994). On bending stress at longitudinal weld joints of cylindrical shells due to peaking. International Journal of Pressure Vessels and Piping. 60, 103-106.

BS 5400. (1980). Steel concrete and composite bridges. Code of practice for fatigue, section 10. British Standard Institution. London.

BS 7608. (1993). Code of practice for fatigue design and assessment of steel structures. British Standard Institution. London.

BURK J.D. et LAWRENCE, F.V. (1977). Influence of bending stress on fatigue crack propagation life in butt joint welds. Welding Journal Research Supplement. 56, 61-66.

CARL, E.J. (2000). Fatigue strength-reduction factors for welds in pressure vessels and piping. Journal of Pressure Vessel Technology. 122, 279-304

CHAPETTI, M.D. et OTEGUI, J.L (1994). Importance of toe irregularity for fatigue resistance of automatic welds. International Journal of Fatigue, 17, 531-538.

FERREIRA, J.M. et BRANCO, C.M. (1991). Influence of misalignment on the fatigue strength of butt welds. International Journal of fatigue, 5, 405-409.

GUAN, D. (1995). A method of predicting the fatigue life for misaligned welded joints. International Journal of Fatigue. 18, 221-226

GURNEY, T.R. (1978). Fatigue of welded structures. Cambridge university press.

Gurney, T.R. (1997). Thickness effect in relative thin welded joints. The Welding Institute.

HARVEY, P.D. (1982). Stainless and heat-resistance steels. Engineering Properties of Steel. American Society for Metals.

HOU, C.Y. et CHARNG, J.J. (1997). Models for the estimation of weldment fatigue crack initiation life. International journal of fatigue. 19, 537-540

GRANJON, H. (1989). Trempe et fissuration à froid en soudage d'acier. Bases métallurgiques du soudage, La Soudure Autogène.

JAKUBCZAK, H. et GLINKA, G. (1986). Fatigue analysis of manufacturing defects in weldments. International Journal of Fatigue, 2, 51-57.

JAMES, D.P. EDWARDS, D.C. et CHRISTIAN, J.R. (1971). Fatigue considerations in the design of pipelines. Conference on. Improving welded product design. The Welding Institute, paper 8, 62-72

KURIYAMA, Y., SAIGA, Y., KAMIYAMA, T. et OHNO, T. (1971). Low cycle fatigue strength of butt welded joints with angular distortion. International Institute of Welding. XIII-621-71.

LAMBERT, S.B. et BURNS, D.J. (1993). A multiple crack model for fatigue in welded joints. International Journal of Fatigue. 4, 333-340

LAMPMAN, S. (1996). Fatigue and Fracture Properties of Stainless Steels. Fatigue and Fractures. American Society for Materials, handbook 19, page 712-732.

LAWRENCE, F.V. et MUNSE, W.H (May 1973). Fatigue crack propagation in butt welds containing penetration defects. Welding Journal Research Supplement. 52, 221-227-s

LAWRENCE, F.V. (May 1973). Estimation of fatigue crack propagation life in butt welds. Welding Journal Research Supplement. 52, 213-220-s

LAZZARIN, P. et LIVERI, P. (2001). Notch stress intensity factors and fatigue strength of aluminum and steel welded joints. International Journal of Fatigue. 23, 225-232

MADDOX, S.J. (1985). Fitness-For-Purpose assessment of misalignment in transverse butt welds subjected to fatigue loading. International Institute of Welding. XIII-1180-85.

MADDOX, S.J. (1987). The effect of plate thickness on the fatigue strength of fillet welded joints. The Welding Institute.

MADDOX, S.J. (1994). Fatigue Aspect of Pressure Vessel Design. Pressure Vessel Design: Concept and Principles. E & FN Spon.

MAY, M.J., DICK, J.A. et WALKER, E.F. (1970-1971). The significance and assessment of defects in pipeline steels. Journal of Scotland Iron and Steel institute. 78, 85-114

MERABATINE, A. (1988). Étude sur le comportement en fatigue des plaques minces avec et sans joints soudés. Mémoire de maîtrise, École Polytechnique de Montréal, Canada.

Nishimaki, K (1969). Fatigue strength of butt joints with misalignment. Report on research into the fatigue strength of high tensile steels by 95<sup>th</sup> research committee of the shipbuilding research association of Japan.

NGUYEN, N.T et WAHAB, M.A. (1996). The effect of undercut, misalignment and residual stress on the fatigue behavior of butt welded joints. Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures. 19, 769-778

ONG, L.S. (1994). Allowable shape deviation in a pressurized cylinder. Journal of Pressure Vessel Technology. 116, 274-277.

ONG L.S. et HOON, K.H. (1996). Bending stresses at longitudinal weld joints of pressurized cylindrical shells due to angular distortion. Journal of Pressure Vessel Technology. 118, 369-373.

PANG, H.L.J. (1994). Analysis of weld toe radius effects on fatigue weld toe cracks. International Journal of Pressure Vessel and Piping. 58, 171-177

TAILOR, D., BARRET, N. et LUCANO, G. (2001). Some new methods for predicting fatigue in welded joints. International Journal of Fatigue. 24, 509-518.

WASHKO, S.D. et AGGEN, G. (1990). Wrought stainless steels. Properties and selection, irons, steels, and high-performance alloys. American Society for Metal handbook ,1, 841-907

WYLDE, J.D. et MADDOX, S.J. (1979). Effect of misalignment on fatigue strength of transverse butt welded joints. Significance of Deviations from Design Shapes, Institute of Mechanical Engineering.

WYLDE, J.D. (1986). Application of fatigue design rules for welded steel joints. The Welding Institute. 298/1986

WYLDE, J.D. (1979). The effect of axial misalignment on the fatigue strength of transverse butt welded joints. The Welding Institute. 99/1979.

YUNG, J.Y et LAWRENCE , F.V. (1985). Analytical and graphical aids for the fatigue design of weldments. Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures. 8, 223-241.

## Annexe : Courbes contrainte-déformation

1-	Essai de traction avec extensomètre (Métal de base; $t = 1$ mm).....	124
2-	Contrainte axiale VS déformation locale; Métal de base; $t = 1$ mm.....	124
3-	Contrainte axiale VS déformation locale; $e/t = 50$ %; $t = 1$ mm.....	125
4-	Contrainte axiale VS déformation locale; $e/t = 50$ %; $t = 1$ mm.....	126
5-	Contrainte axiale VS déformation locale; $e/t = 50$ %; $t = 1$ mm.....	127
6-	Contrainte axiale VS déformation locale; $e/t = 30$ %; $t = 1$ mm.....	128
7-	Contrainte axiale VS déformation locale; $e/t = 50$ %; $t = 3$ mm.....	129
8-	Contrainte axiale VS déformation locale; $e/t = 50$ %; $t = 3$ mm.....	130
9-	Contrainte axiale VS déformation locale; $e/t = 12$ %; $t = 3$ mm.....	131
10-	Contrainte axiale VS déformation locale; $e/t = 9$ %; $t = 3$ mm.....	132
11-	Contrainte axiale VS déformation locale; $e/t = 1$ %; $t = 3$ mm.....	133
12-	Contrainte axiale VS déformation locale; angularité; $t = 1$ mm. ....	134
13-	Contrainte axiale VS déformation locale; angularité; $t = 1$ mm. ....	135
14-	Contrainte axiale VS déformation locale; angularité; $t = 3$ mm. ....	136
15-	Contrainte axiale VS déformation locale; angularité; $t = 3$ mm .....	137

