

Ministère de l'Enseignement Supérieur et de la Recherche Scientifique

Université Mentouri Constantine
Faculté des Sciences de l'Ingénieur
Département de Génie Mécanique



Mémoire
En vue de l'obtention du Diplôme de Magister
En Génie Mécanique
Option : Mécanique des Surfaces et des Matériaux

Thème

**Calcul du facteur de concentration de contraintes
dans les jonctions tubulaires soudées
soumises à des chargements combinés**

Présenté par :
Bellagh kamel

Président : Pr. S.Meziani
Rapporteur : Dr A. Fouathia
Examineurs: Pr.A.Bouchoucha
Dr A.Achour

Université Mentouri Constantine
Université Mentouri Constantine
Université Mentouri Constantine
Université Mentouri Constantine

Remerciements

Tout d'abord, je tiens à remercier vivement et à la fois le chef de département de génie mécanique Monsieur S.Benisaad et le directeur du laboratoire de mécanique S .Meziani Pour La confiance qu'il m'ont témoigné en m'accueillant dans leur laboratoire au sein de leur équipe et de m'avoir fournis tout les moyens nécessaires au bon déroulement de mon travail

Je remercie également et énormément, Monsieur A, Fouathia pour avoir dirigé ce travail. J'ai eu grand plaisir à travailler avec lui pendant toute la période de préparation de mon mémoire et j'aimerais le remercier tout particulièrement pour toute l'aide qu'il m'a apporté au quotidien, son attention constante, sa compréhension, ses conseils et sa disponibilité,

J'exprime ma reconnaissance à Monsieur le professeur S.Meziani de m'avoir fait l'honneur de présider le jury .de ma thèse

Ma reconnaissance va aussi à Monsieur le professeur A.Bouchoucha Et Monsieur le Dr A.Achour de m'avoir fait l'honneur de faire partie du jury.

J'adresse mes remerciements les plus sincères à Monsieur Bessaih Rachid, Monsieur A Benmedour et Monsieur Gaci Mounir pour leurs conseils, leurs aides, leurs sympathies et leurs amitiés.

Résumé :

La rupture par fatigue, provoquée par les concentrations de contraintes dans les jonctions tubulaires soudées, est observée dans les plateformes offshore soumises à des chargements cycliques en milieux marins corrosifs. Par conséquent, il est nécessaire de pouvoir évaluer avec précision l'intensité des concentrations de contraintes pour traiter correctement le problème d'endommagement par fatigue, et aboutir à des jonctions tubulaires fiables. Les concentrations de contraintes dans les structures offshore se produisent habituellement aux intersections des joints tubulaires. Dans certaines jonctions, la concentration de contraintes peut induire une contrainte maximale à l'intersection 30 fois supérieure à la contrainte nominale, et augmenter ainsi le risque de rupture par fatigue dans les jonctions tubulaires. Ce travail a pour objectif d'étudier la répartition des contraintes et des points « chauds » dans les jonctions tubulaires soudées, soumises à un chargement combiné de traction et de flexion rotative, (flexion dans le plan, flexion hors plan et traction).simulant mieux le chargement réel.

Mots-clés : Concentrations de contraintes ; noeuds, structures offshore ; Méthode d'éléments finis ; Jonctions tubulaires, soudées.

Abstract:

Fatigue cracking caused by stress concentrations in tubular joints has been observed in some fixed platforms installed in hostile offshore environments. Consequently, the ability to assess the magnitude of the stress concentration is prerequisite to dealing with the fatigue damage problem of tubular joints, and to lead to reliable tubular joints.

The stress concentrations in offshore structures usually occur at the intersections of tubular members. For some joints, the stress concentration can produce a maximum stress at the intersection as high as thirty times the nominal stress acting in the members, and thus increase the risk of fatigue crack in the tubular joints.

This work aims to study the distribution of the constraints and this article aims to study the distribution of the constraints and the "hot-spot" points in the welded tubular joints subjected to a combined loading of traction and rotational bending (inflection in the plan, inflection except plan and traction), to simulate the real loading better.

Key words: hot spot, concentration, stress, traction, bending, tubular, joint, weld

ملخص

الهدف الأساسي لهذا العمل هو دراسة توزيع الإجهادات قرب اللحام عن طريق عامل تركيز الإجهادات k_t في بنية أنبوبية على شكل حرف T معرضة لقوى بسيطة : جذب، ثني في المستوي و ثني خارج المستوي بالإضافة إلى الازدواجية : جذب/ثني في المستوي و جذب/ثني خارج المستوي، وهذا من أجل معرفة موقع النقاط الساخنة والمناطق ذات التركيز العالي في الإجهادات باستعمال طريقة العناصر المحدودة.

الكلمات المفتاحية : نقطة ساخنة، إجهاد، تركيز، جذب، ثني، أنبوبي، عقدة.

SOMMAIRE

Notations	1
Introduction	3
Chapitre I : Jonctions tubulaires soudées	5
I.1.Introduction.....	5
I.2.Terminologie	5
I.2.1.Points remarquables de la jonction tubulaire.....	6
I.3 Notations	6
I.4 Classification des nœuds d'assemblages	7
I.4.1Nœuds de géométrie simple.....	7
I.4.1.1Nœuds de types T et Y.....	7
I.4.1.2 Nœuds en X	8
I.4.1.3 Nœuds en N, K, et KT	8
I.4.2 Nœuds de géométrie complexe	10
I.4.3 Noeuds avec recouvrement	11
I.4.4 Nœuds avec plusieurs piquages de tubes	12
I.4.5 Nœuds avec raidisseurs.....	13
I.5 Dispositions constructives générales des noeuds	15
I.6 Conditions géométriques dans la constitution d'un nœud	16
I.7 Conditions relatives à la préparation des bords des tubes	17
I.8. Dimensionnement des assemblages uni plans (X, T, K)	19
I.9 Dimensionnement des assemblages multi plans	20
I.10 Technique d'assemblage de tubes	20
I.10.1 Assemblage par soudage traditionnel.	20
I.10.2 Assemblage par pré perçage	21
I.10.3 Amélioration du pied du cordon de soudure.....	22
I.10.3.1 Refusion du pied du cordon de soudure	22
Chapitre II : Concentration de contraintes	24
II.1. Introduction	24
II.2. Mode déchargement	24
II.3. Contrainte locale.....	25
II.4 Définition de la contrainte de dimensionnement et du C.C.C Pour un chargement donné.....	26
II.4.1 Influence de la contrainte géométrique sur la valeur de la contrainte de dimensionnement(σ_G)	26
II.4.2 Facteur de concentration de contraintes	27
II.4.3.Facteur de concentration total au point i	28
II.5 Méthode d'évaluation du C.C.C (k_t)	28
II.5.1 Formules paramétriques	29
II.5.1.1 Equations de KUANG (1975 - 1977)	30
II.5.1.2 Equations de WORDSWORTH/SMEDLY.(1978-1988)	30
II.5.1.3. Equation D'EUG (1985)	30
II.5.1.4 Equations de EFTHYMIYOU (1985-1988).....	30
II.5.1.5 Equations de HELIER, CONNOLLY DOVE (1990)	31
II.5.1.6 Equations de LLOYD'S REGISTER (1991)	31
II.5.1.7 Cas des raidisseurs.....	31
II.5.1.8 Validité de la contrainte de dimensionnement	31
II.5.1.9 Inconvénients des formules paramétriques	32
II.5.2 Méthode numérique.....	32

II.5.2.1 Programme de calcul	33
II. 5.2.2 Différentes étapes d'analyse par la MEF	33
II.6 Méthodes Expérimentales	37
II.6.1 Mesure au moyen des jauges expérimentales.....	37
II.6.2 Position des jauges	39
II.6.3 Mesure des contraintes et déformations.	40
II.6.4 Formule approchée de Smeldy	41
II.7 Interprétation des résultats.....	41
II.18 Conclusion	42
Chapitre III : Modélisation de la structure étudiée	44
III.1 Objectif	44
III.2 Méthodologie	44
III.3 Géométrie de la structure étudiée.....	44
III.4 Paramètres de la structure tubulaire soudée.	45
III.5 Caractéristiques du matériau de la structure	45
III.6 Chargement appliqué à la structure.....	46
III.7 Conditions aux limites	47
III.8 Distribution des contraintes	47
III.8.1 Contraintes au voisinage du pied du cordon de soudure.....	48
III.8.2 Contraintes de dimensionnement pour un chargement donné	48
III.8.3 Points Chauds	49
III.9 Code de calcul Utilisé	50
III.9.1Présentation générale de Comsol Multiphysics	50
III.9.2 Bibliothèque des modèles	51
III.9.3Utilisation de Comsol multiphysics	51
III.9.4 Etapes du processus de modélisation	52
III.9.5 Modélisation d'une structure tubulaire soudée en T	54
III.9.5.1 La géométrie	54
III.9.5.2 Définition des propriétés physiques intervenant dans les E.D.P.....	55
III.9.5.3 Définition des conditions aux limites.....	55
III.9.5.4 Choix d'un maillage	56
III.9.6 Résolution numérique	58
III.9.7 Visualisation des résultats	58
III.9.8 Conclusion	59
Chapitre IV Résultats et discussions	60
IV.1 Introduction.....	60
IV.2 Chargement simple	60
IV.2.1Traction	60
IV 2.1.1Distrubution des contraintes	60
IV.2.1.2 Contraintes dans la jonction.....	61
IV.2.2 Flexion hors du plan	63
IV.2.2.1Contraintes à la jonction	63
IV.2.3 Flexion dans le plan.	65
IV.2.3.1.Contraintes à la jonction	66
IV.2.4 Comparaison des résultats	68
IV.3 Chargements combinés	68
IV.3.1Combinaison FDP- FHDP	68
IV.4 Discussions et recommandations :	70
IV.4.1.1En cas de traction	70
IV.4.1.2 En cas de flexion dans le plan.....	71
IV.4.1.3 En cas de flexion hors du plan	71
Conclusion	73

Références Bibliographiques	74
ANNEXE A Tableaux F.C.C (jonctions en T et en Y)	76
ANNEXE B Formules paramétriques pour nœuds de types T et Y.....	82
ANNEXE C Normes pour tubes en acier de structures Offshores	87

NOTATIONS

- σ_G : Contrainte géométrique de dimensionnement
- σ_{nom} : la contrainte nominale
- σ_N : Contrainte Nominale
- σ_M, σ_{max} : Contrainte principale maximale
- (σ_L) : Contrainte locale
- $\sigma_{nom\ br}$ Contrainte nominale totale dans la diagonale
- $\sigma_{nom\ ch}$ Contrainte nominale totale dans la membrure.
- σ_{nom_diag} : la contrainte nominale totale dans la diagonale,
- σ_{nom_memb} : la contrainte nominale totale dans la membrure
- A** : Point de Quartier
- Q** : Point d'arçon
- C.C.C** : coefficient de concentration de contrainte
- F.C.C** : Facteur de concentration de contrainte
- K_t** : Facteur de concentration de contrainte
- CCCR** : coefficient de concentration de contrainte dans les raidisseurs
- S.C.F** : Stress Concentration Factor (Facteur de Concentration des Contraintes)
- S.N.C.F** : Stress Nominal Concentration Factor (Facteur de Concentration des Contraintes Nominales)
- S-N** : Stress number of cycle
- CCD** : coefficient de concentration de déformation au point chaud
- N_x**: Effort normal
- M_y** Moment fléchissant dans le plan
- M_z** : Moment fléchissant hors du plan
- Ch.** : Chord (Membrure)
- Br.** : Brace (Entretoise)
- Sad.** : saddle (Point d'Arçon)
- Cro.** : Crown (Point de Quartier)
- FDP** : Flexion Dans le Plan
- FHDP** : Flexion Hors Du Plan
- IPB** : In Plane Bending (Flexion Dans le Plans)
- OPB** : Out of Plane Bending (Flexion Hors Du Plans)

Φ_i :Angle de positionnement

ρ :rayon au pied de cordon

Ψ :l'angle de raccordement

Q_r est un facteur de réduction égal à 0.625

f : facteur correspondant au chargements : axial, flexion dans le plan ou flexion hors du plan, valant respectivement : 1 ; 0.66 et 1.5

E : module de Young du matériau

ν : Coefficient de Poisson

ϵ_n : déformation nominale

ϵ_1 et ϵ_2 : contraintes de déformation

x : longueur du pied du cordon de soudure coté membrure

TIG : Tungstène Inerte Gaz.

ZAT : Zone affectée thermiquement

HV : dureté Vickers

MEF : méthode des éléments finis

CIDECT : Comité International pour le Développement et l'Etude de la Construction Tubulaire

Eurocode 3: Code de normalisation Européenne pour le calcul des structures en acier

(DnV): Det norske Veritas(laboratoire de recherche)

(EPR) : Exxon Production Research (laboratoire de recherche)

(LR): Lloyd Register of shipping

INTRODUCTION

Les assemblages tubulaires soudés sont très utilisés en construction métallique dans les ponts modernes, les tours et les ouvrages en mer tels que les plates-formes pétrolières Offshore de type Jacket destinées à l'exploitation des réserves d'hydrocarbures en milieu marin. Ils sont classés selon leur forme en T, Y, X, K, DT, DY, DK

L'assemblage soudé des membrures avec les montants et diagonales forme un nœud caractérisé par une rigidité variable, une distribution non uniforme des contraintes et un comportement tridimensionnel complexe, tout ceci pouvant s'avérer défavorable si l'assemblage est mal conçu ou mal réalisé et peut conduire à des ruptures de fatigue qui résultent des chargements cycliques auxquels est soumise la structure.

les plates-formes Offshore sont soumises au cours de leur durée de service (20 à 30 ans) à des actions environnementales variées ; la houle, les courants, le vent et les tempêtes particulièrement sévères. subissant ainsi l'action combinée de plusieurs sollicitations notamment la traction. la flexion dans le plan et la flexion hors du plan, ces sollicitations engendrent aux jonctions des tubes des points chauds ou zones de forte concentrations de contraintes. Dans certaines jonctions, la concentration de contraintes peut induire une contrainte maximale à l'intersection 30 fois supérieure à la contrainte nominale Conduisant inévitablement à un endommagement par fatigue de ces structures.

Outre le problème de sécurité qu'elles posent, ces ruptures par fatigue provoquent des pertes d'exploitation importantes pour l'utilisateur et entraînent des coûts de réparation et de reconception très élevés pour le constructeur.

Il est donc nécessaire de pouvoir évaluer avec précision l'intensité des concentrations de contraintes pour traiter correctement le problème d'endommagement par fatigue, et aboutir à des jonctions tubulaires fiables, de même qu'il faudra apporter une attention particulière à la conception et à la réalisation des assemblages mécano-soudés

Jusqu'à présent, la recherche dans le domaine de la fatigue des nœuds tubulaires soudés a été menée essentiellement menée par l'industrie pétrolière offshore.

Cette étude aborde les phénomènes de fatigue dans les nœuds des assemblages tubulaires soudés en T des structures métalliques marines soumises aux sollicitations aléatoires dues aux éléments naturels (houle, vent, courant, ...)

Elle a pour objectif d'étudier la répartition des contraintes et localisation des points « chauds » (hot-spot stresses) aux endroits critiques du point de vue de la fatigue dans les jonctions tubulaires

soudées soumises à un chargement statique suivant la traction, la flexion dans le plan, la flexion hors du plan et la combinaison : traction/flexion dans le plan et traction/flexion hors du plan simulant mieux le chargement réel, Elle consiste donc à trouver un outil de simulation numérique permettant d'étudier et de prévoir le comportement de structures tubulaires soudées, par une modélisation simple et précise de la structure grâce à un code de calcul basé sur la méthode des éléments finis qui permettra de calculer la concentration de contraintes au voisinage du cordon de soudure. Une formulation mixte garantira l'équilibre des efforts localement au niveau des jonctions et globalement, sur l'ensemble de la structure.

1.2 Organisation du travail

Cette étude se compose de quatre chapitres :

Le premier chapitre présente une introduction générale sur les jonctions tubulaires soudées : définitions, notations, paramètres des jonctions, le type des nœuds, leur classifications leurs dispositions constructives et la technique d'assemblage..

Le deuxième chapitre, aborde le phénomène de concentrations de contraintes dans les structures tubulaires soudées à savoir : le facteur de concentration de contrainte, les différentes méthodes de calcul du facteur de concentration de contraintes mettant en évidence les différentes formules paramétriques, les étapes de calcul par la méthode des éléments finis suivi de la méthode expérimentale et enfin un comparatif entre les différentes méthodes .

Le troisième chapitre commence par la présentation de la structure tubulaire (en forme de T) étudiée, ses différents paramètres , les caractéristiques des matériaux de la structure , la localisation des points chauds ; suivit de la présentation du code de calcul "Comsol multiphysics" utilisé pour la discrétisation du problème avec indication des différentes étapes de la modélisation de la structure tubulaire soudée en forme de T.(géométrie, maillage, conditions aux limites, calcul).et enfin une brève conclusion

Le quatrième chapitre regroupe les différents résultats de la simulation numérique obtenus, leur analyse, la comparaison avec ceux obtenus par les formules paramétriques et calculs numériques de certains chercheurs et ce, sur une structure analogue avec les mêmes paramètres dimensionnels et caractéristiques mécaniques. Le tout sera finalisé par une conclusion générale.

Chapitre I

Jonctions tubulaires soudées

Chapitre I

Jonctions tubulaires soudées

I.1 Introduction

Les jonctions tubulaires soudées sont généralement rencontrées dans les ouvrages en mer, principalement les plates-formes pétrolières de forage et de production, figure I.1 .Leur rôle principal est la fixation des éléments de la structure entre eux et éventuellement au fond de la mer, si celui-ci ne dépasse pas les 300 m. Dans le cas contraire elles peuvent être soit flottantes soit mobiles et dans tout les cas elles doivent résister aux contraintes du milieu marin (marées, tempêtes, houle, courants, vents) et de la corrosion liée à cet environnement, ainsi qu'au risque sismique.



Fig. I.1 – Structure tubulaire de plate- forme offshore.

I.2 Terminologie

La figure I.2 rappelle les termes usuels rencontrés dans un nœud simple d'assemblage de tubes.

[1]

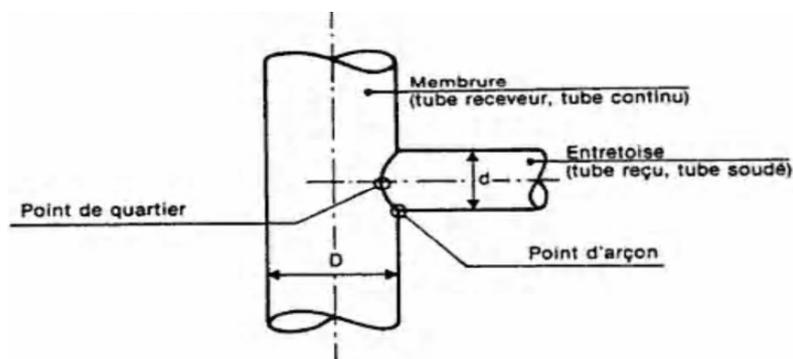


Fig.I.2. Piquage d'une entretroise sur une membrure.

- **La membrure (ou manchon) :** C'est le tube principale auquel sont assemblés par soudage les tubes secondaires avec ou sans près -perçage
- **L'entretoise (ou traverse):** C'est le tube secondaire relié par soudage à la membrure ; sa section et sa longueur sont inférieures à celles de la membrure. Cette dernière peut recevoir plusieurs entretoises qui peuvent être de même diamètre, et de positions diverses.

I.2.1 Points remarquables de la jonction tubulaire

Les points de quartier et d'arçon sont des points géométriques remarquables, dans les zones de jonction des assemblages tubulaires simples de structures marines, où les chargements usuels font volontiers apparaître des concentrations de contraintes.

- **le point d'arçon** se trouve dans le plan contenant la membrure et l'entretoise.
- **le point de quartier** se trouve dans le plan perpendiculaire au plan contenant la membrure et l'entretoise

I.3 Paramètres géométriques

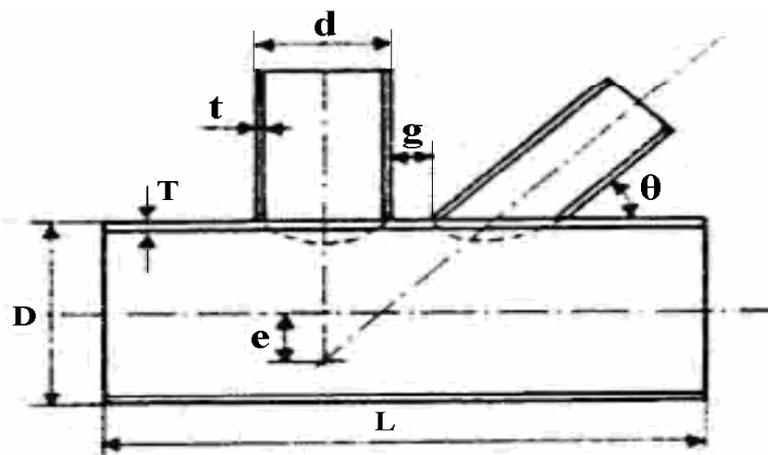


Fig.I.3.Exemple de nœud tubulaire

Les paramètres de jonctions (Figure I.3) choisis pour réaliser les simulations numériques sont [2]:

Paramètres adimensionnels de la jonction

β : rapport des diamètres $\beta = d / D$

γ : paramètre définissant la "minceur" de la paroi de la membrure. $\gamma = D / 2T$

τ : rapport des épaisseurs $\tau = t / T$

ξ : écartement relatif $\xi = g / D$

Points principaux

C : point d'arçon

S point de quartier

C_T : talon du point d'arçon (pour $\varphi = 0$)

C_H : orteil du point d'arçon (pour $\varphi = \pi$)

Dimensions de la membrure.

D : diamètre extérieur de la membrure.

T : épaisseur de la membrure.

L : longueur de la membrure.

Dimensions de l'Entretoise

d : diamètres extérieur de l'entretoise(dans le cas de plusieurs entretoises, elles sont repérées par un indice)

t : épaisseur de l'entretoise (inférieur ou égale à l'épaisseur de la membrure.)

l : longueur de l'entretoise strictement inférieur à la longueur de la membrure.

g : écartement des entretoises

θ : angle d' inclinaison de l'entretoise

φ : angle définissant l'intersection

α : élancement de la membrure. **$\alpha = 2 L / D$**

e : excentrement (positif selon la figure 2.2, négatif dans le cas contraire).

Remarque

La longueur L intervient dans le calcul du coefficient de concentration de contrainte donné par les formules paramétriques relatives aux noeuds d'assemblage en T ou en Y avec l'entretoise chargée axialement.

L'introduction du paramètre $\alpha = 2L/D$ dans les formules paramétriques provient avant tout de considérations expérimentales. La façon dont on choisit L dans une structure réelle n'a jamais été explicitée clairement. L'influence de ce paramètre est toutefois faible dans le calcul du coefficient de concentration de contrainte (CCC) par les formules paramétriques.

I.4 Classification des noeuds d'assemblages de tubes

I.4.1 Noeuds de géométrie simple

I.4.1.1 Noeuds de types T et Y

Ces noeuds comportent une seule entretoise perpendiculaire à la membrure, ou inclinée.

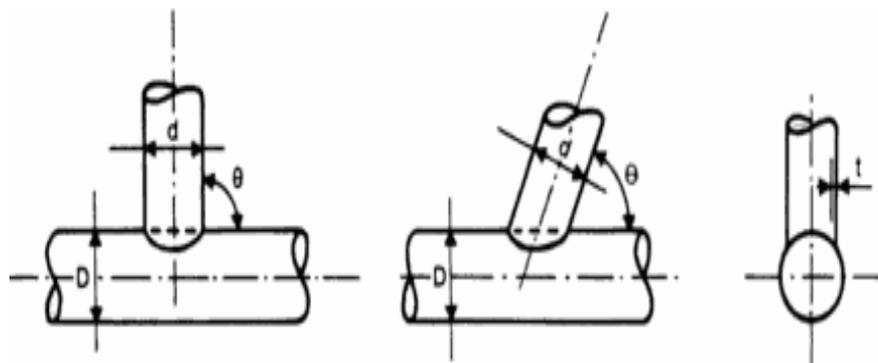


Fig. I.4. Noeuds en T et en Y

Il existe une limite inférieure pour l'angle θ

I.4.1.2 Nœuds en X

Les nœuds en X sont constitués de deux entretoises coaxiales de part et d'autre de la membrure.

Cas particulier $\theta = 90^\circ$

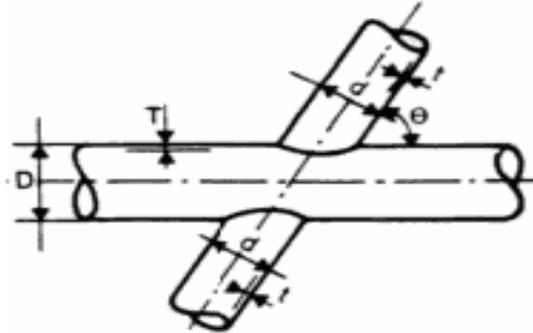


Fig.I.5 nœuds en X

I.4.1.3 Nœuds en N, K et KT

Ces nœuds comportent deux (ou trois) entretoises soudées sur la membrure.

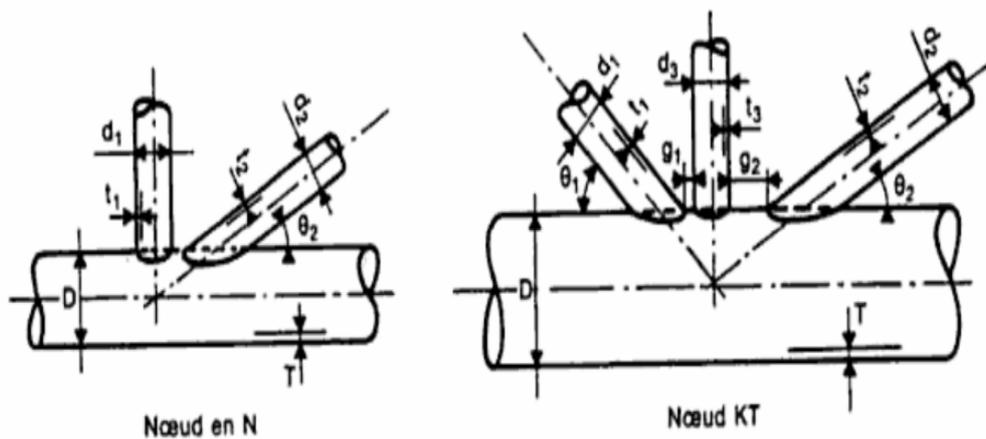


Fig. I.6. Nœuds en N, K et KT

a) Excentrement

Trois cas peuvent se présenter selon les schémas ci-dessous

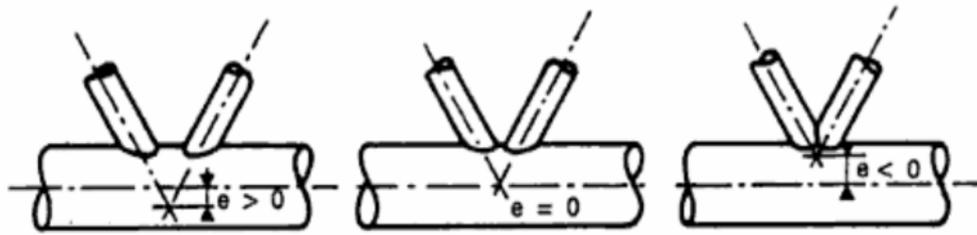


Fig. I.7. Excentrement

Le noeud à recouvrement est considéré comme un noeud complexe. D'une manière générale, la règle de la convergence des lignes d'épure est à respecter. Toutefois, pour des raisons constructives, cette convergence n'est pas toujours possible, ni préférable.

b) Espacement, recouvrement

On dit qu'il y a recouvrement lorsque deux entretoises se rencontrent avant d'accoster la membrure; dans le cas contraire, il y a espacement.

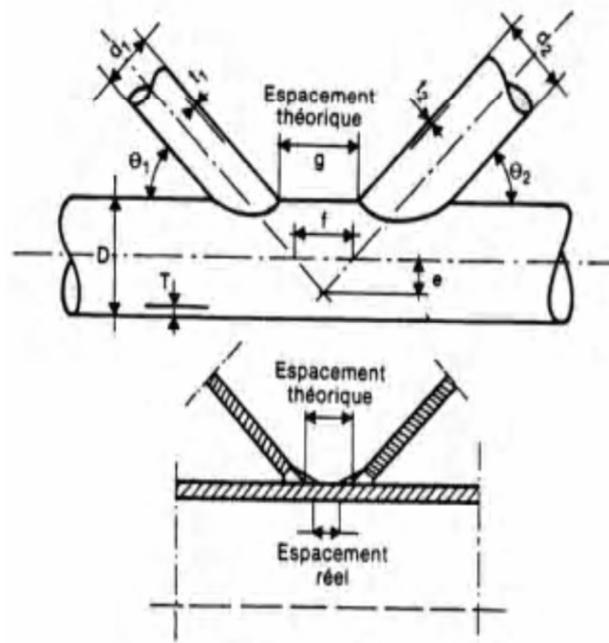


Fig. I.8. Espacement, recouvrement

- Les noeuds en K avec recouvrement sont classés parmi les noeuds complexes, du fait de la difficulté particulière d'évaluation de la valeur de la concentration de contrainte ainsi que de la position de celle-ci.
- Quelque soit le signe de l'excentrement, la distance entre axes, mesurée sur l'axe de la membrure vaut:

$$f = e(1/\operatorname{tg} \theta_1 + 1/\operatorname{tg} \theta_2) \quad (\text{I.1})$$

Les noeuds avec recouvrement sont souvent utilisés dans le but de

- respecter les contraintes géométriques imposées au noeud (autres piquages, etc.) ;
- profiter du fait que la résistance statique d'un noeud avec recouvrement est plus grande que celle d'un noeud équivalent sans recouvrement ;
- réduire l'excentrement des charges appliquées dans les entretoises;
- réduire les concentrations de contraintes dans le noeud.

c) Valeurs usuelles des paramètres géométriques

Le tableau 2.1 donne les valeurs des paramètres géométriques que l'on rencontre communément pour les noeuds non raidis d'ouvrages pétroliers en mer. Il est conseillé d'adopter des valeurs qui tombent dans la gamme des valeurs types.

Paramètres	Valeurs types	Valeurs Min.	Valeurs Max.
$\beta = \frac{d}{D}$	0.4 à 0.8	0.2	1.0
$\gamma = \frac{D}{2T}$	12 à 20	10	30
$\tau = \frac{t}{T}$	0.3 à 0.7	0.2	1.0
$\theta^{(*)}$	40 à 90	30	90
$\xi = \frac{g}{D}$	Négative à + 0.5	Négative	1.0

Tableau I.1. Valeurs limites des paramètres géométriques

- (*) — Pour le cas d'un noeud K, N ou KT, l'inclinaison entre deux membrures doit être
- supérieure à 15° quand il s'agit de deux entretoises,
 - supérieure à 30° quand il s'agit d'une entretoise et de la membrure.

I.4.2 Noeuds de géométrie complexe

En ce qui concerne les noeuds de géométrie complexe, il n'existe pas de méthode de calcul simple permettant, comme dans les noeuds de géométrie simple, de déterminer les coefficients de concentration de contraintes ou la résistance statique.

Dans le cas des noeuds de géométrie complexe, les seules méthodes qui permettent d'analyser l'état local des contraintes sont

- les méthodes numériques : méthode des éléments finis, par exemple;
- les méthodes expérimentales :

- Mesures sur modèles acryliques ou en résine époxyde (soit par des techniques d'extensométrie, soit par des techniques de photoélasticimétrie),
- Mesures sur modèles en acier; les déformations sont étudiées généralement par des techniques d'extensométrie.

On distingue dans les noeuds de géométrie complexe, trois grandes catégories :

- les noeuds à recouvrement,
- les noeuds pour lesquels il existe plusieurs piquages de tubes sur une même membrure, situés dans un ou plusieurs plans,
- les noeuds avec raidisseurs.

Pour les noeuds de géométrie simple et pour certains cas d'application des charges, on est en mesure de calculer, à l'aide de formules paramétriques simples, le coefficient de concentration de contrainte; de plus, la géométrie et le mode de sollicitation sont tels qu'il est possible de situer, avec une précision suffisante, la position du point chaud.

Il n'en est généralement pas de même dans les noeuds de géométrie complexe.

La remarque précédente est également valable pour l'évaluation de la résistance statique.

I.4.3 Noeuds avec recouvrement

On appelle noeud avec recouvrement un noeud pour lequel deux entretoises, au moins, se coupent avant d'accoster la membrure principale.

Actuellement, il n'existe pas de formules paramétriques pour le calcul du coefficient de concentration de contrainte dans les noeuds en K avec recouvrement. La position du point chaud varie de façon considérable, selon l'entretoise sollicitée. En général, lorsque l'entretoise discontinue est chargée axialement, le point chaud apparaît au sommet du recouvrement ; lorsque l'entretoise continue est chargée axialement, le point chaud se trouve quelque part sur la zone de jonction membrure-entretoise, mais très rarement aux points de quartier ou d'arçon.

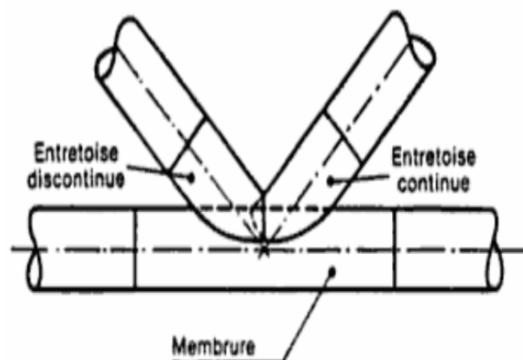


Fig. I.9. Noeud avec recouvrement (entretoises et membrure dans un même plan)

Le recouvrement peut avoir lieu lorsque les entretoises et la membrure sont dans un même plan (fig. I.9), ou lorsque les entretoises et la membrure sont dans des plans différents (fig. I 10).

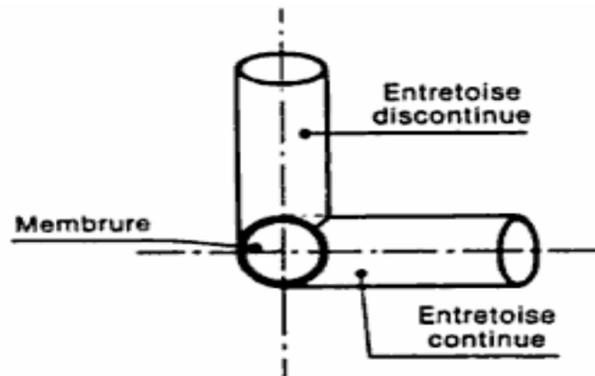
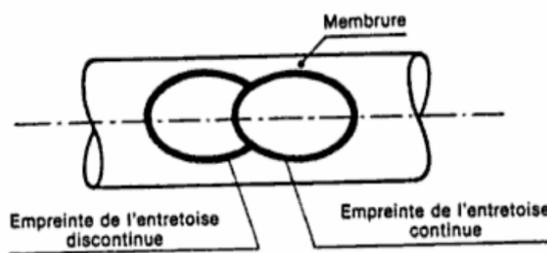


Fig. I .10. Noeud avec recouvrement (entretoises et membrure dans des plans différents)

Le recouvrement permet que la section soudée, commune des entretoises qui se recouvrent, résiste à une partie de l'effort tranchant transmis par les entretoises. Ainsi, la section de la membrure n'a pas à résister à l'effort tranchant total ; les déformations dues à l'effort tranchant dans la paroi de la membrure sont ainsi limitées.

Le recouvrement d'un tube sur l'autre améliore la rigidité de flexion de la paroi de la membrure. Ce raidissage local de la paroi de la membrure est dû à la présence d'une zone de liaison continue entretoises- membrure (fig.I.11).

Les deux remarques précédentes montrent l'intérêt pratique de ce type de noeud (en K avec recouvrement) et expliquent les raisons pour lesquelles on y a constaté des concentrations de contraintes moins élevées que dans les noeuds en K sans recouvrement.



FigI.11. Présence d'une zone de liaison continue entretoises- membrure

I.4.4 Noeuds avec plusieurs piquages de tube.

Un exemple de tels noeuds est montré à la figure I.12.

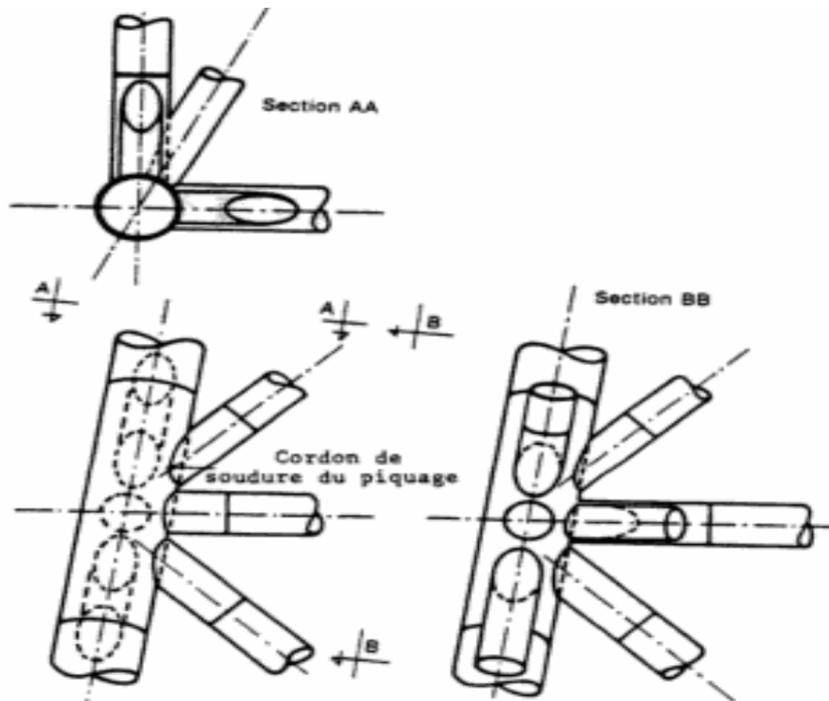


Fig. I.12. Noeuds avec plusieurs piquages de tubes

Contrairement au cas des noeuds simples, la définition d'un coefficient de concentration de contrainte appliquée au cas des noeuds avec plusieurs piquages de tubes est ambiguë.

— Cas d'une sollicitation simple (effort axial ou moments fléchissants)

A défaut d'autres définitions clairement précisées pour chaque cordon de soudure étudié en fatigue, attachant une entretoise à la membrure (piquage), on peut adopter par convention un coefficient de concentration de contrainte relatif à une sollicitation simple.

— Cas de sollicitations complexes (présence simultanée d'un effort axial et de moments fléchissants)

Dans le cas de sollicitations complexes, on ne peut pas donner une définition du coefficient de concentration de contrainte.

La variation de contrainte de dimensionnement est alors évaluée à partir de la superposition des concentrations de contrainte relatives à chaque sollicitation simple s'exerçant sur l'entretoise assemblée au noeud par le cordon de soudure étudié.

I.4.5 Noeuds avec raidisseurs

Les concentrations de contraintes sur certains noeuds sont parfois si importantes que cela nécessite une forte épaisseur des tubes afin d'obtenir la durée de vie requise. Compte tenu de problèmes liés aux fortes épaisseurs, beaucoup de bureaux d'études se sont orientés vers l'utilisation du raidissage, qui permet soit de réduire l'épaisseur des tubes (en particulier la membrure).

L'idée qui conduit à raidir la paroi d'une membrure faisant partie d'un noeud d'assemblage de tubes, est de vouloir augmenter la rigidité à la flexion de cette paroi sous l'effet de l'action de poinçonnement de l'entretoise (fig.I.13).

Il existe généralement deux types de raidissage, soit par raidisseurs annulaires (extérieurs ou intérieurs), soit par raidisseurs longitudinaux

L'efficacité d'un raidissage dépend :

— à la fois du type de chargement et de la position des raidisseurs, ainsi que du type de raidisseurs

— de l'inertie des raidisseurs et de leur nombre.

Les raidisseurs longitudinaux ont surtout pour effet de diminuer la valeur de la concentration des contraintes due à une sollicitation "simple" axiale ou de flexion dans le plan ; et les raidisseurs annulaires celui de diminuer la valeur de la concentration de contraintes due à une sollicitation simple axiale ou de flexion hors du plan. Cependant, elle rend plus difficile la localisation a priori du point chaud.

De préférence, on maintiendra la continuité des raidisseurs annulaires; les raidisseurs longitudinaux seront alors discontinus. Les raidisseurs longitudinaux seront soudés sur les raidisseurs annulaires de façon à rétablir la continuité. Le raidisseur annulaire peut être constitué de plusieurs tronçons comme indiqué sur la section AA de la figure I.13.

L'usage de raidisseurs, par les cordons de soudure qu'ils comportent, crée inévitablement de nouvelles zones de concentration de contraintes.

Si l'on n'y prend garde, l'amélioration réelle qu'ils apportent aux concentrations de contraintes des intersections de tubes peut être contrebalancée par les nouveaux risques qu'ils créent ainsi. Sauf cas particuliers qui nécessitent des études spéciales, les dispositions constructives faisant appel à un raidissage extérieur ne sont pas recommandées pour les ouvrages pétroliers en mer.

En construction tubulaire autre que marine, l'usage de tubes de faible diamètre interdit l'usage de raidisseurs intérieurs.

Le fait de raidir la membrure continue du noeud a permis d'accroître notablement la résistance au poinçonnement. Pour le mode de raidissage extérieur, les raidisseurs viennent également se fixer sur les entretoises. L'effort transmis à la membrure par les entretoises transite par l'intermédiaire des raidisseurs extérieurs et vient, de ce fait, créer des concentrations de contraintes localisées à la jonction raidisseur-entretoise.

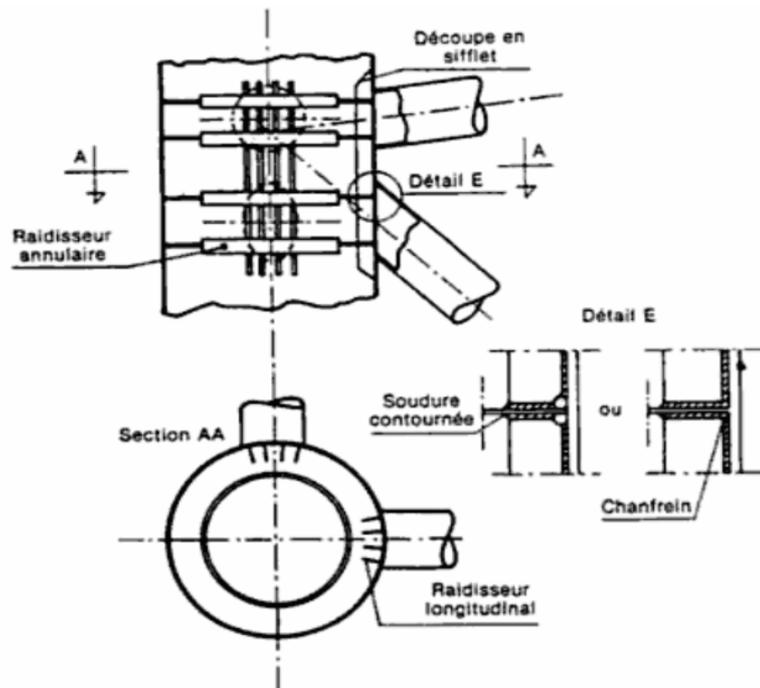


Fig.I.13. Noeuds avec raidisseurs

- **Zones critiques de concentrations de contraintes**

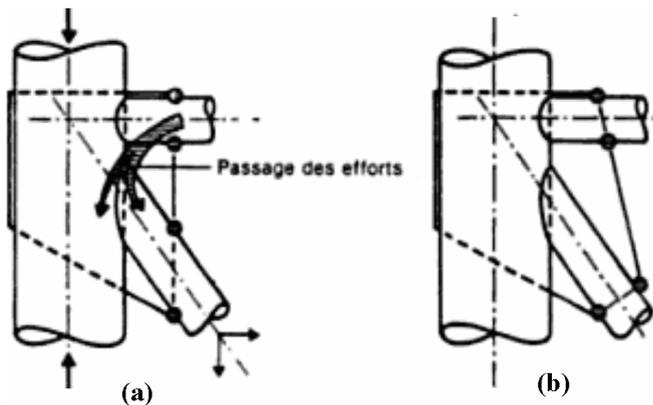


Fig. I.14. Zones critiques de concentrations de contraintes

Pour ce mode de raidissage par l'extérieur, si l'on augmente de façon importante la résistance au poinçonnement, on n'améliore pas la résistance à la fatigue. On a même constaté que la résistance à la fatigue avait tendance à diminuer fortement, du fait de l'apparition prématurée de fissures de fatigue dans les zones critiques de concentrations de contraintes (fig. 1.14).

Des essais expérimentaux ont montré la possibilité d'avoir des fissures de fatigue au niveau des cordons de soudure attachant ces raidisseurs. En règle générale, sur les structures fixes, les raidisseurs intérieurs sont impossibles à inspecter et à réparer sur une structure en service.

I.5 Dispositions constructives générales des noeuds

Un certain nombre de conditions est lié à la géométrie et à la préparation des noeuds et cordons

de soudures. En particulier, le profil de la soudure au voisinage des pieds des cordons de soudure. La durée de vie à la fatigue est en partie conditionnée par la forme locale réelle du congé de raccordement entre la soudure et la paroi, soit de la membrure, soit de l'entretoise. Une bonne réalisation de ce détail a pour effet d'augmenter la durée d'amorçage à la fissuration.

La résistance à la fatigue d'un noeud d'un ouvrage en mer est très fortement influencée par les conditions de préparation, de fabrication et de parachèvement des tubes à assembler d'une part, et de contrôle des cordons de soudure d'autre part.

Ce chapitre ne vise que la définition d'un certain nombre de conditions relatives :

- à la découpe des tubes et au chanfreinage des bords,
- à l'accostage et au pointage des tubes,
- à la géométrie et aux dimensions du cordon de soudure.

Il existe d'autres conditions très importantes qui peuvent jouer un rôle non négligeable dans l'amélioration des conditions de réalisation des cordons de soudures, à savoir :

- le choix des nuances et qualités d'acier, associé au choix des procédés de soudage et des paramètres de soudage,
- la qualification des soudeurs,
- le contrôle de la qualité et l'inspection.

I.6 Conditions géométriques dans la constitution d'un noeud

On notera que pour des raisons d'amélioration de la résistance statique et en fatigue d'un noeud, on est amené à augmenter l'épaisseur du manchon du noeud. Lorsqu'on aboutit ainsi à des épaisseurs importantes, on est conduit, pour éviter des problèmes de fabrication, à prendre pour le manchon un acier de limite d'élasticité plus grande, ce qui introduit une amélioration de la résistance statique uniquement.

a) Pour les noeuds en K avec recouvrement :

— Le dimensionnement du recouvrement (c'est-à-dire du cordon de soudure entre deux entretoises) sera tel, qu'il puisse résister au moins à 50 % de la composante perpendiculaire à l'axe de la membrure de l'effort axial N (fig.I.15).

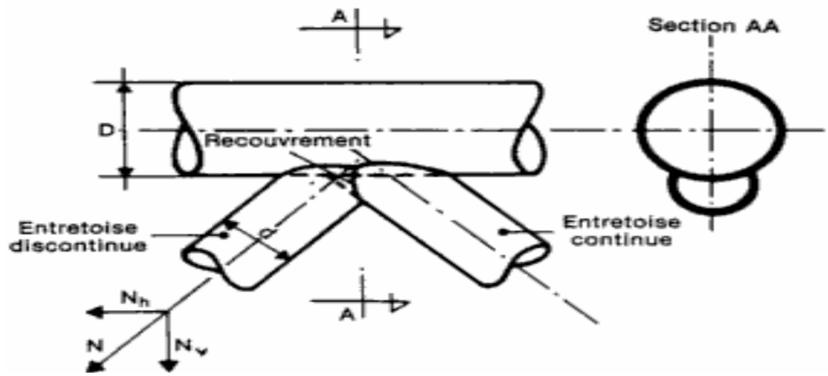


Fig.I.15 dimensionnement du recouvrement

— L'entretroise la plus épaisse, ou la plus sollicitée, est soudée de façon continue sur ta membrure (c'est l'entretroise continue); en aucun cas, l'épaisseur de cette entretroise ne doit dépasser l'épaisseur de la membrure. Généralement, pour les ouvrages pétroliers en mer, les tubes ont le même diamètre extérieur;

I.7 Conditions relatives à la préparation des bords des tubes et au profil du cordon de soudure

Les règles données à la figure I.16. Correspondent au cas où il n'est pas possible de reprendre à l'envers les joints soudés.

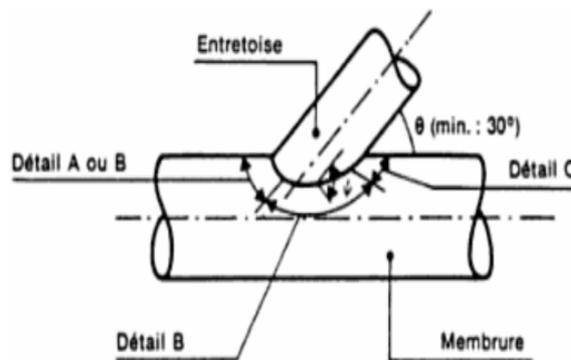


Fig.I.16 Préparation et profil des cordons de soudure

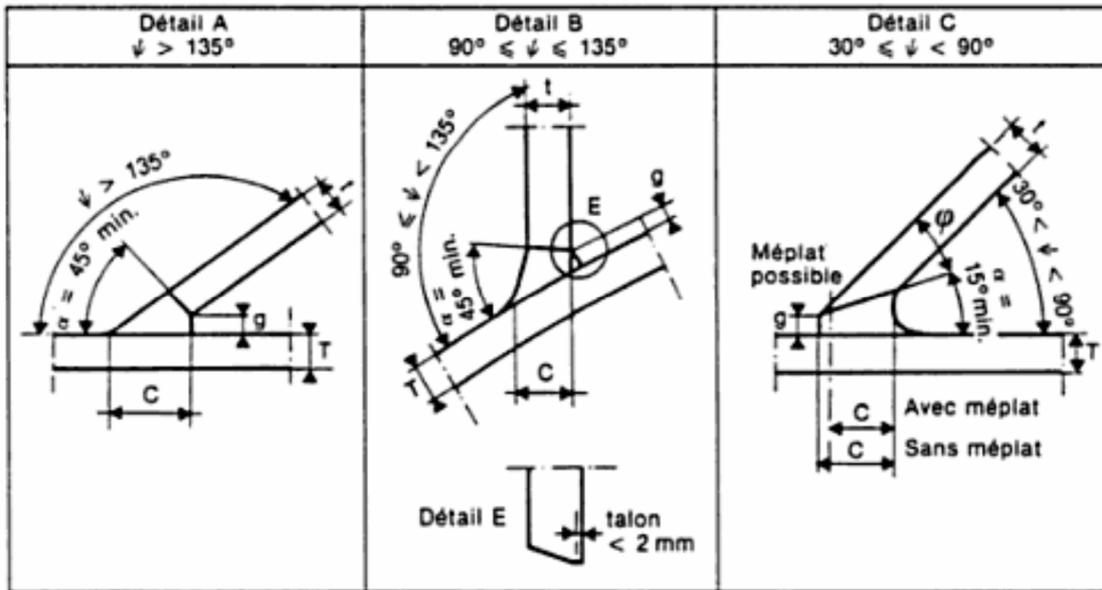


Fig.I.17. Règles de préparation et profil des cordons de soudures

Détail	Inclinaison	Min.C
A	$\psi > 135^\circ$	$Min \begin{cases} 1.75t \\ t / \sin \psi \end{cases}$
B	$90^\circ \leq \psi \leq 135^\circ$	1.25 t
C	$50^\circ \leq \psi \leq 90^\circ$	1.25 t
	$35^\circ \leq \psi \leq 50^\circ$	1.50 t
	$30^\circ \leq \psi \leq 35^\circ$	1.75 t

Tableau 1.2

Angle d'ouverture α	Ecartement g (mm)
$\alpha < 45^\circ$	3.0 à 6.5
$45^\circ \leq \alpha \leq 90^\circ$	1.5 à 5.0
$\alpha > 90^\circ$	0.0 à 5.0

Tableau I.3

Le tube venant se fixer sur une membrure doit respecter une certaine distance d'accostage (g) définie au tableau I.2 de la figure I.17. Cette distance est assurée par calage et pointage.

La distance de la racine au pied du cordon de soudure est donnée dans le tableau I.3 de la figure I.17 en fonction de l'angle ψ

La tolérance sur l'angle du chanfrein (φ), ($\varphi = \psi - \alpha$) est de $+5^\circ$ si la saignée se referme, en raison des conditions de retrait différentiel consécutif à l'opération de soudage, on peut rouvrir la saignée par gougeage à l'arc, en respectant les conditions de sillon de la figure I.18.

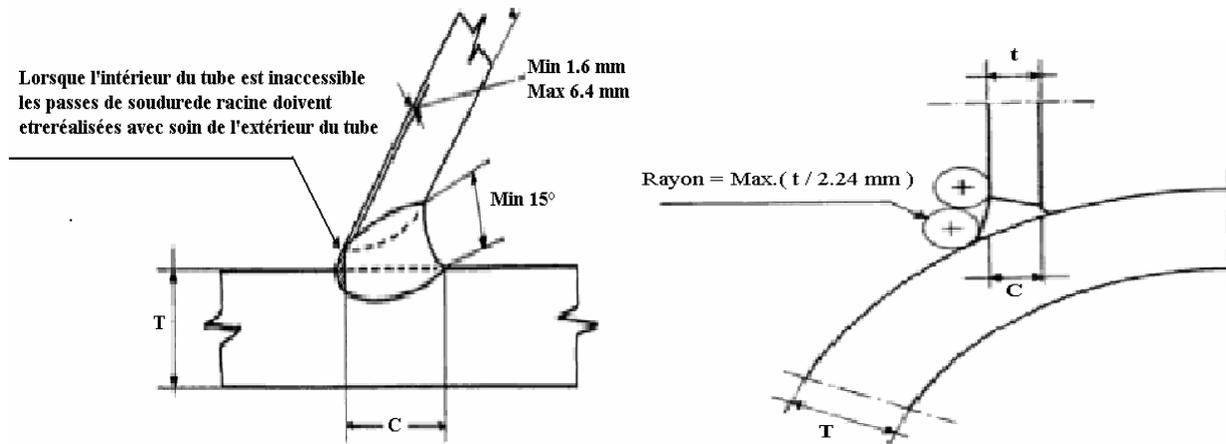


Fig.I.18. Conditions de sillon.

L'intersection de deux (ou plusieurs) tubes forme un noeud d'assemblage de tubes pour lequel les concentrations de contraintes se produisent dans la zone de l'intersection; ces dernières sont fortement influencées par la géométrie locale du cordon de soudure. On comprend alors l'intérêt qu'il y a lieu d'accorder au soin avec lequel on réalise le cordon de soudure situé à l'intersection des tubes.

Si les pièces sont relativement épaisses, les points de soudure pour le pointage seront exécutés avec une électrode de plus petit diamètre que celles employées pour les passes de soudage, afin d'être sûr de leur pénétration à fond de saignée. Les dimensions de ces points seront suffisantes (20 mm par exemple), pour qu'ils ne risquent pas de se rompre sous l'effet des déformations des pièces pendant le soudage.

I.8 Dimensionnement des assemblages uni plans (X, T, K)

Actuellement, les méthodes de dimensionnement des assemblages tubulaires se basent sur des formules semi empiriques. La plupart de ces formules de dimensionnement ont été développées par le CIDECT. Les formules de calcul de la résistance des assemblages en X, T et K sont basées sur une compression de la diagonale mais peuvent également être utilisées lorsque celle-ci est en traction. Deux critères déterminent en général la charge de ruine:

- La plastification de la membrure ;
- La rupture par poinçonnement de la membrure.

Ces deux critères doivent impérativement être vérifiés

I.9. Dimensionnement des assemblages multi plans

Actuellement, il n'existe pas de modèle purement analytique qui donne des résultats correspondant exactement aux expérimentations. Pour les assemblages simples il y a souvent une bonne concordance avec les résultats d'essais tout en restant proche du modèle purement analytique. Pour des assemblages plus complexes, l'influence de tous les paramètres ne peut pas être prise en compte dans les modèles analytiques. Pour ce type d'assemblage, les formules sont donc généralement empiriques. Le dimensionnement traditionnel des joints soudés contre la fatigue est fait selon des codes tel que l'Eurocode 3

I.10 Technique d'assemblage de tubes

I.10.1 Assemblage par soudage traditionnelle

Traditionnellement, l'assemblage de tubes est réalisé par soudage[3], ce qui nécessite des opérations de préparations complexes, telles que les découpes d'extrémités des tubes secondaires (dites en « gueule de loup »), la confection de gabarits de positionnement, le repérage et le positionnement des éléments. Ainsi, vu le coût en main d'oeuvre que demandent ces différentes opérations, le choix des profilés tubulaires est parfois écarté pour des raisons économiques.



Figure I.19 : Technique d'assemblage traditionnelle

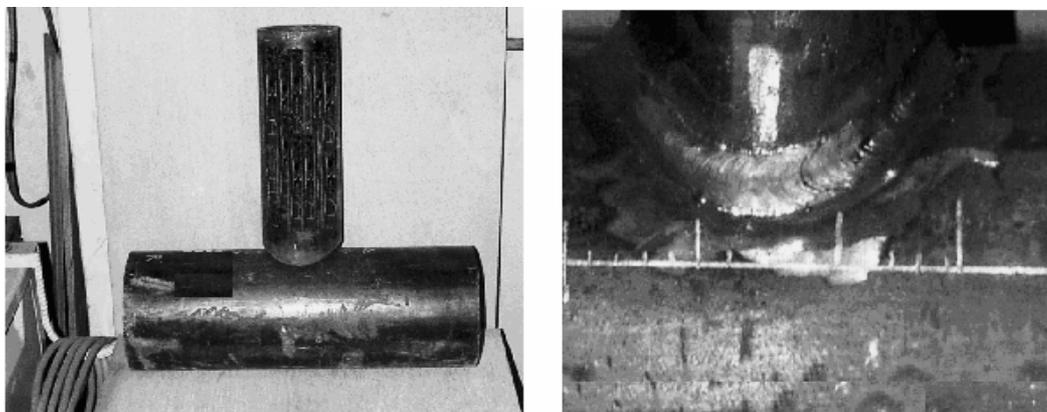


Figure I.20 : Positions avant et après soudage d'un tube en T



Fig.I.21 Soudage d'éléments tubulaires

I.10.2 Assemblage par pré-perçage

Dans le but de pallier les inconvénients actuels des assemblages tubulaires, une nouvelle méthode d'assemblages par pré-perçage de la membrure a vu le jour, permettant de simplifier les opérations traditionnelles. Cette technique consiste en une découpe des éléments principaux (membrures d'une poutre treillis par exemple), pour y imbriquer directement les éléments secondaires. Un cordon de soudure est ensuite réalisé comme dans la technique classique[3].

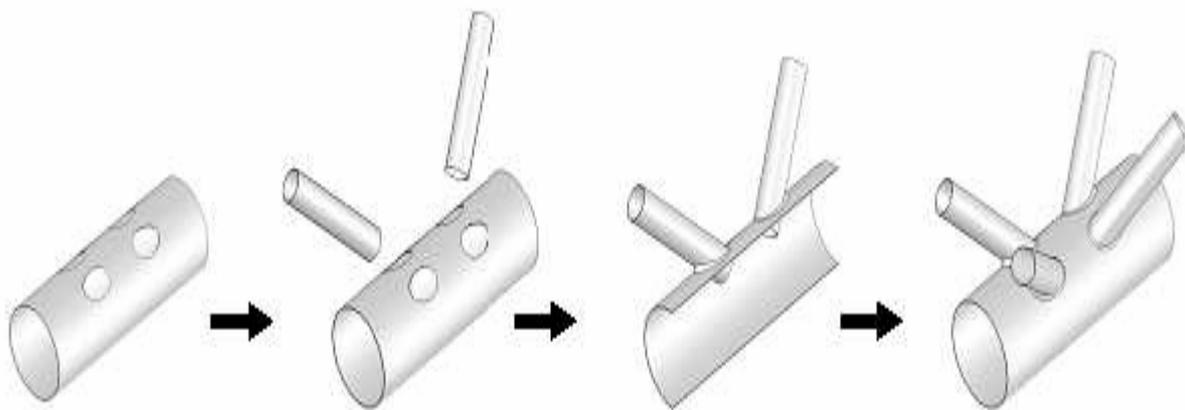


Figure I.22 : Technique d'assemblage par pré-perçage de la membrure

Cette nouvelle technique possède toute une série d'avantages par rapport à la méthode classique au point de vue de la préparation des tubes, du montage en atelier et de la galvanisation. Elle permet une diminution du coût total des structures tubulaires.

(*) : CIDECT : Comité International pour le Développement et l'Etude de la Construction Tubulaire

I.10.3 Amélioration du pied du cordon de soudure par l'emploi de procédés de soudage appropriés

L'utilisation d'électrodes spéciales permet d'assurer une transition progressive de la géométrie de raccordement au pied du cordon de soudure et ainsi, de réduire la valeur de la concentration totale. On utilise communément deux techniques :

- l'emploi d'électrodes à coulabilité améliorée,
- la réalisation d'une passe supplémentaire avec des électrodes à coulabilité améliorée.

Ces deux techniques ont été utilisées principalement au Japon. La première technique (utilisation d'électrodes à coulabilité améliorée) ne demande aucun travail supplémentaire après le soudage. C'est le choix de l'électrode, avec un enrobage convenable, qui permet d'obtenir un raccordement géométrique très progressif entre le cordon et la paroi au moins pour un soudage à plat. Ceci est dû à une bonne coulabilité du métal d'apport.

La deuxième technique consiste en l'exécution d'une passe supplémentaire, avec une électrode à coulabilité améliorée. Elle ne doit pas être confondue avec le beurrage.

Il est peu probable que les bons résultats obtenus pour un soudage en position horizontale ou à plat soient valables pour toutes les positions de soudage.

I.10.3.1 Refusion du pied du cordon de soudure

a) Refusion TIG

Il s'agit de refondre le pied des cordons d'angle pour conférer au raccordement entre le métal fondu et le métal de base une forme plus douce que celle correspondant à l'état brut de soudage[1]. La technique consiste en une refusion des zones de raccordement de la soudure à l'aide d'une torche TIG. Il en résulte à la fois une diminution de la concentration locale par aplanissement du profil du cordon au raccordement et l'élimination par fusion des défauts au pied du cordon de soudure.

Un nettoyage de surface permet l'élimination de la calamine, du laitier et des autres impuretés susceptibles de provoquer de petites entailles ou des caniveaux au droit des nouveaux raccordements. Il est conseillé de procéder à des essais préalables pour déterminer le débit optimal de gaz de protection ; on obtient ainsi un arc stable (un arc instable peut amener des défauts, tels que des trous dans le cordon, ou l'oxydation des électrodes).

Les meilleurs résultats sont obtenus lorsque la passe de parachèvement TIG est exécutée sans fil d'apport et lorsque l'apport calorifique est d'au moins 10 kJ/cm.

Un arc stable répandu, couvrant une grande surface, est nécessaire pour que la soudure soit refondue sur une zone assez large et pour obtenir des profils satisfaisants. L'amélioration dépend de la position de la torche, les meilleurs résultats étant obtenus lorsque l'arc est dirigé vers le métal de base à une distance du raccordement comprise entre 0,5 et 1,5 mm.

L'amélioration dépend de la géométrie du noeud. Par ailleurs, il est certain que l'amélioration augmente avec la valeur de la limite d'élasticité du métal de base.

La refusion TIG provoque dans certains aciers une augmentation de la dureté dans la zone affectée thermiquement (ZAT) : des duretés de l'ordre de 400 HV sont souvent obtenues. Certains règlements n'autorisent pas, dans les structures marines, des duretés supérieures à 250 HV. Une seconde passe à 3 ou 4 mm de la première provoque un revenu de la zone martensitique formée par la première passe et peut ramener la dureté au pied du cordon à un niveau acceptable.

b) Refusion plasma

Les avantages par rapport au procédé TIG sont les suivants ;

- la dureté de la zone affectée thermiquement (ZAT) est moins élevée, du fait de l'apport énergétique plus important
- la zone refondue au pied du cordon de soudure est plus large, ce qui conduit à un meilleur profil. Le résultat de l'opération est moins sensible à la position de la torche par rapport au pied du cordon
- la vitesse d'exécution est plus grande grâce à l'apport énergétique plus important
- l'entretien des électrodes est très limité

D'après les résultats publiés, les améliorations de la résistance à la fatigue sont légèrement plus importantes.

On encourt de par cette technique le risque d'une augmentation défavorable de la dureté de l'acier dans la zone soudée, mais moins importante que dans le cas d'une refusion TIG.

La refusion plasma utilise une torche et trois électrode différentes de celles utilisées pour la refusion TIG

Le taux d'apport énergétique est de l'ordre de 50 à 100 % plus élevé pour la refusion plasma que pour la refusion TIG.

c) Autres techniques d'amélioration

D'autres techniques d'amélioration ou de parachèvement ci-après sont à considérer :

- l'écricquage du pied du cordon de soudure par meulage ou fraisage sur une profondeur de 0.5 à 0.8mm afin d'éliminer les amorces de fissures, les inclusions de laitier, les micro fissures. cette technique permet d'abaisser le coefficient de concentration de contrainte local
- la mise en contrainte de compression de la zone du pied du cordon de soudure par précontrainte superficielle martelage ou grenailage de précontrainte
- le traitement thermique de détensionnement permet la relaxation des contraintes de traction introduites par le procédé de soudage dans le cordon de soudure.

Chapitre II

Concentrations de contraintes

Chapitre II

Concentrations de contraintes

II.1 Introduction

Le phénomène de concentration de contraintes survient lorsque la section d'une pièce varie de manière brutale : trou (perçage), rainure, épaulement, gorge, fond de fissure ... Selon la théorie de Volkersen, il y a une concentration de contrainte aux bord des joints de soudure qui augmente avec la longueur du joint. Les concentrations de contraintes dans les structures offshore se produisent habituellement aux intersections des joints tubulaires. Les approches actuelles de calcul des structures sous actions répétées tiennent compte de l'influence que peut avoir la concentration des contraintes sur l'apparition et l'évolution du phénomène de fatigue. Or les assemblages tubulaires qui, pour des raisons constructives, font apparaître nécessairement des discontinuités géométriques, sont le siège de concentrations de contraintes se localisant principalement dans les zones voisines des cordons de soudure. C'est dans ces zones que se situent les risques d'amorçage, puis de propagation, de fissures de fatigue.

II.2 Mode de chargement

Le mode de chargement est très influent sur la résistance en fatigue d'une soudure. La comparaison de résultats obtenus soit en traction, soit en flexion, fait apparaître un effet du gradient de contrainte au voisinage du pied du cordon, qui se traduit par des durées de vie différentes en fatigue avec la même amplitude de contrainte appliquée. Similairement, la position des appuis par rapport au point d'application de la force est un facteur qui influence la nature des contraintes en proximité du cordon. Ces contraintes peuvent être de traction ou de flexion ou bi axiale dans les zones de concentration

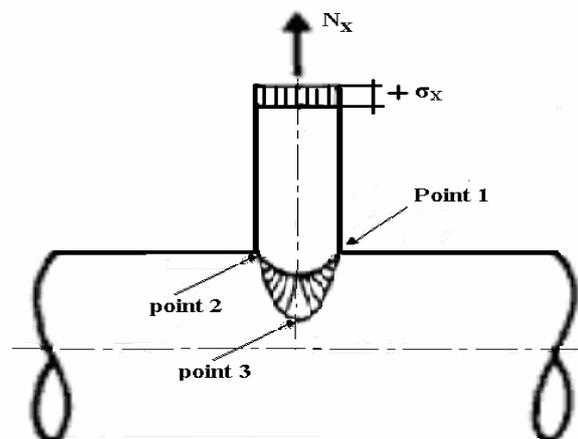


Fig.II.1 définitions des points de rupture en fatigue dans un assemblage en T soumis à une traction et une flexion

La vérification de la résistance statique des assemblages de tubes soudés suppose :

- la détermination ou la prévision des sollicitations maximales qui s'exerceront sur un assemblage donné durant la vie de la structure;
- l'existence de formules de résistance statique ultime qui permettent de vérifier que ces sollicitations maximales ne provoqueront pas la ruine de l'assemblage.

La détermination ou la prévision des sollicitations maximales nécessite :

- La prise en compte de toutes les catégories de chargements (poids propre, charge d'exploitation, charges dues à l'environnement, etc.);
- La définition des cas de charges qui feront l'objet de la vérification. peuvent concerner des conditions normales ou des conditions particulières dues aux valeurs extrêmes que peuvent prendre les différentes variables climatiques ou océanographiques. Ils concernent aussi les conditions temporaires rencontrées durant les premières phases de la vie de la structure (fabrication, lancement, remorquage).
- Un modèle de calcul des sollicitations à partir des actions.

Suivant un repère lié à l'entretoise, les sollicitations nominales prises en compte dans le calcul final de la contrainte de dimensionnement et qui vont être appliquées sur chaque entretoise sont alors :

- l'effort normal N_x (traction),
- le moment fléchissant M_y : flexion dans le plan (fdp),
- le moment fléchissant M_z : flexion hors du plan (fhdp).

Les autres sollicitations M_x , N_y et N_z sont négligées.

On calcul pour chacune des sollicitations retenues (N_x , M_y et M_z), les contraintes nominales rapportées à la section du tube, compte tenu du module d'inertie élastique du tube et de sa section, soit σ_{FY} , σ_{FZ} et σ_{Ax}

II.3 Contrainte locale

La valeur de la contrainte locale (σ_L) au pied du cordon de soudure dépend de la forme du cordon de soudure, du profil du raccordement entre ce cordon et la paroi extérieure soit de la membrure soit de l'entretoise et, éventuellement, d'effets très locaux d'entaille.

Cette contrainte locale est très difficile à déterminer soit expérimentalement, soit par le calcul ; de plus cette contrainte est de par sa nature même une grandeur aléatoire. Aussi, a-t-on écarté l'idée de vouloir définir la contrainte de dimensionnement par cette contrainte locale.

Il est évident que la valeur de cette contrainte locale conditionne dans une certaine mesure la durée de vie en fatigue du noeud. Cette contrainte locale influe en particulier sur la durée d'amorçage.

Etant donné le caractère aléatoire de l'influence des effets locaux sur la valeur de la contrainte locale, on adopte comme contrainte de dimensionnement σ_G qui ne dépend que de la géométrie du noeud et de son chargement ; c'est cette contrainte qui a servi de base l'établissement des courbes S-N.

II.4 Définition de la contrainte de dimensionnement et du coefficient de concentration de contrainte pour un chargement donné

Pour un chargement donné, la contrainte de dimensionnement (σ_G) correspond à la contrainte maximale au pied du cordon de soudure, soit du côté de la membrure soit du côté de l'entretoise. Elle ne prend en compte que l'effet de la géométrie globale du noeud.

$$\sigma_G = \sigma_{\max} \quad (\text{II.1})$$

σ_{\max} Correspond à la contrainte principale maximale, calculée au sens global, relative à une jonction membrure-entretoise.

Dans le cas d'une sollicitation simple, cette contrainte de dimensionnement (σ_G) est le produit de la contrainte nominale (σ_{nom}), obtenue selon la résistance des matériaux classique par le coefficient (facteur) de concentration de contrainte géométrique (CCC) ou k_t

$$\text{Soit :} \quad \sigma_G = \sigma_{\max} = \sigma_{nom} \cdot k_t \quad (\text{II.2})$$

σ_{nom} : Contrainte nominale appliquée sur l'entretoise

k_t : Facteur de concentration de contraintes

Par convention, la contrainte nominale est la contrainte appliquée au tube soudé (entretoise); ainsi toute contrainte nominale est associée à une jonction entretoise membrure. Par conséquent, le coefficient de concentration de contrainte sera associé à son tour à cette jonction.

Le point où σ_{\max} est atteint, est appelé le "point chaud" du noeud pour le chargement concerné. Ce point est mobile en fonction de la géométrie de l'assemblage et du chargement qui lui est appliqué.

II.4.1 Influence des paramètres géométriques sur la valeur de la contrainte de dimensionnement (σ_G)

Le durée de vie d'un noeud varie en sens inverse de la contrainte géométrique, ce qui amène à chercher à réduire cette contrainte.

Il y a deux façons de réduire la valeur de la contrainte de dimensionnement.

- en réduisant la valeur du CCC du noeud
- en réduisant la valeur de la contrainte nominale dans l'entretoise.

Un examen de l'influence des paramètres géométriques sur la valeur du CCC et sur la valeur de la contrainte nominale permet de classer comme suit les modifications possibles de la géométrie du noeud, par ordre d'efficacité décroissante

- 1— réduction de γ ($\gamma = \frac{d}{2T}$) et τ ($\tau = \frac{t}{T}$) par augmentation de l'épaisseur de la membrure (T), ce qui conduit à un accroissement de la rigidité de la paroi de la membrure
- 2— augmentation de β ($\beta = \frac{d}{D}$) par augmentation du diamètre de l'entretoise (d);
- 3— augmentation de β et simultanément réduction de γ par diminution du diamètre de la membrure (D).

On rappelle au concepteur les difficultés techniques que pose l'utilisation de parois de forte épaisseur.

II.4.2 Facteur de concentration de contrainte

Le facteur de concentration de contrainte théorique ou indice de forme k_t [5] en général et dans un joint soudé en particulier est défini est comme étant le rapport de la contrainte statique maximale dans la zone de discontinuité (entaille, trou,...) à la contraint nominale dans la section nette Soit :

$$k_t = \frac{\sigma_{\max}}{\sigma_{nom}} \quad (\text{II.3})$$

σ_{\max} : est calculable par les méthodes numériques comme la méthode des éléments finis ou par les méthodes analytiques pour les géométries simples.

Elle est également mesurable par les techniques d'analyse de contraintes expérimentales comme la photo-élasticimétrie, l'extensométrie ou encore les méthodes thermiques.

σ_{nom} : est calculable à l'aide des formules de résistance des matériaux.

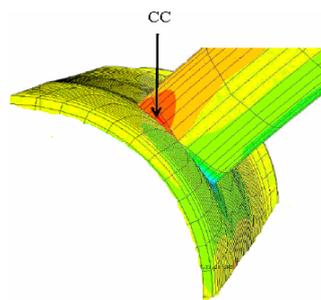


Fig.II.2 Représentation des concentrations de contraintes
Dans une structure tubulaire soudées

Le coefficient de concentration de contrainte dépend surtout du rayon au pied de cordon ρ de l'angle de raccordement ψ mais aussi de la géométrie du joint soudé et du mode de chargement.

Divers formules de calcul du coefficient de concentration de contrainte sont proposées dans la littérature. Certaines formules simplifiées ne prennent pas en compte l'ensemble des paramètres

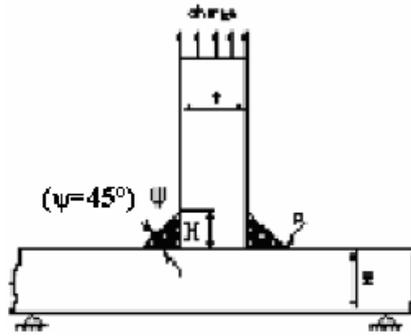


Fig.II.3. Représentation des caractéristiques du cordon de soudure
Dans la zone de concentration de contraintes

II.4.3 facteur de concentration total au point i.

Le facteur de concentration total peut être déterminé par des paramètres géométriques donnés et par une répartition donnée des contraintes entre les différents tubes. Un rapport des contraintes dues aux charges axiales et à la flexion dans le plan de la diagonale et la membrure doit être admis; Le facteur de concentration de contrainte total est donné en fonction du pourcentage des contraintes dans un tube, que nous choisissons comme la diagonale. Le rapport des contraintes dans la diagonale peut donc s'exprimer comme :

$$\frac{\sigma_{nom_br}}{\sigma_{total}} = \frac{\sigma_{nom_br}}{\sigma_{nom_br} + \sigma_{nom_ch}} \quad (II.4)$$

σ_{nom_br} contrainte nominale totale dans la diagonale tendue

σ_{nom_ch} contrainte nominale totale dans la membrure.

D'une manière générale, la contrainte nominale totale dans le joint σ_{total} . A l'aide de la relation suivante:

$$\sigma_{total} = \sigma_{nom_memb} + \sigma_{nom_diag} \quad (II.5)$$

σ_{nom_memb} : la contrainte nominale totale dans la membrure,

σ_{nom_diag} : la contrainte nominale totale dans la diagonale,

σ_{total} correspond à la superposition de la contrainte axiale et de celle de flexion

II.5 Méthodes d'évaluation du coefficient de concentration de contraintes k_t

Les trois méthodes couramment utilisées pour la détermination du coefficient de concentration de contrainte k_t sont les suivantes :

- **Les formules paramétriques** qui donnent la valeur du k_t en fonction des divers paramètres géométriques

- **La voie numérique** où l'on détermine le k_t d'un noeud à l'aide d'outils de calcul numérique, tels que la méthode des éléments finis.
- **La voie expérimentale** où le k_t est déterminé au moyen de mesurée de déformations effectuées au laboratoire sur un « modèle » (quelle que soit l'échelle).

II.5.1 Formules paramétriques

Les formules paramétriques ont été établies par lissage des valeurs du CCC en fonction des paramètres géométriques du noeud, ces valeurs du CCC résultent d'analyses expérimentales, ou numériques par la méthode des éléments finis. Les formules paramétriques fournissent donc des valeurs du CCC, en fonction de divers paramètres géométriques. [1].

Beale et Toprac [6] ont présenté un ensemble d'équations paramétriques pour les nœuds en T avec chargement axial. Les f.c.c proposés étaient en fonction des paramètres β , γ et τ , en se basant sur des essais effectués sur des éprouvettes tubulaires T en acier.

Une recherche numérique sur les concentrations de contraintes dans les nœuds tubulaires en T, Y et K a été effectuée par Reber [7] et concerne l'étude de la charge limite de ces. La plupart des résultats concernent les nœuds en T chargés axialement.

Une méthodologie numérique a été employée. Elle est basée sur une solution analytique des coques cylindriques, suivant les équations de Donnell [8] est rapportée par une formule paramétrique en fonction des paramètres β , γ et τ pour les nœuds en K.

Une technique numérique a été employée par Visser [9] afin de dériver les équations paramétriques pour les concentrations de contraintes dans les noeuds en T et K, utilisant des éléments finis de type coque.

Une formule similaire est proposée et ceci pour le calcul du f.c.c avec trois conditions de chargement (traction, flexion dans le plan et flexion hors du plan) :

$$FCC_{\text{membrure}} = f \times \alpha \times (1.8 \times \tau \times \sin \theta \sqrt{\gamma}) \quad (\text{II.6})$$

f est un facteur correspondant au chargements : axial, flexion dans le plan ou flexion hors du plan, valant respectivement : 1 ; 0.66 et 1.5

Le point le plus chaud sous charges combinées est calculé comme suit :

$$S_{\text{plpc}} = FCC_{\text{tr}} \times \sigma_{\text{tr}} + \sqrt{(FCC_{\text{fdp}} \times \sigma_{\text{fdp}})^2 + (FCC_{\text{fhdp}} \times \sigma_{\text{fhdp}})^2} \quad (\text{II.7})$$

Au pied du cordon de soudure sur le côté de l'entretoise et pour toutes les conditions de chargement :

$$FCC_{\text{entretoise}} = 1 + 0.6Q_r (1 + \sqrt{\tau/\beta} \times FCC_{\text{membrure}}) \quad (\text{II.8})$$

Q_r est un facteur de réduction égal à 0.625.

Les équations ci-dessus ont été adoptées par l'American Welding Society [10] (Société Américaine de Soudure) et l'American Petroleum Institute [11] (Institut Américain du Pétrole) pour les structures tubulaires et elles représentent l'ensemble d'équations le plus compact pour déterminer les facteurs de concentration des contraintes. Kuang et Al. [12] ont présenté des équations paramétriques pour les noeuds en T, Y, K et KT, basés sur un programme d'éléments finis utilisant des éléments coques, développé par Johnson et Clough [13] pour l'analyse des coques minces. Aucune modélisation particulière de la soudure n'a été employée. Ces équations s'écrivent sous la forme suivante :

$$FCC = K \times \gamma^{m_1} \times \beta^{m_2} \times \tau^{m_3} \times \xi^{m_4} \times \sin^n \theta \quad (II.9)$$

K et les exposants m_1 , m_2 , m_3 , m_4 sont des constantes, dépendants des conditions de chargement et de l'emplacement du f.c.c.

II.5.1.1 Equations de KUANG (1975 - 1977)

Les équations de Kuang (annexe B) [12] couvrent les noeuds de configuration en T/Y, K et KT. Elles sont basées sur un ajustement des bases de données des noeuds examinés, et n'indiquent pas l'emplacement du point chaud autour de la périphérie, mais simplement la partie où il est situé soit côté membrure ou côté entretoise. Les équations de Kuang sont fréquemment utilisées dans la conception à la fatigue des noeuds tubulaires en mer.

II.5.1.2 Equations de WORDSWORTH/SMEDLEY (1978 – 1981)

Les équations de Wordsworth/Smedley (W/S) (annexe B) [14] ont été dérivées en utilisant des résultats d'essais basés sur des noeuds tubulaires en acryliques sans cordon de soudure. Les équations couvrant les configurations en T/Y et X ont été publiées par Wordsworth/Smedley en 1978, et les configurations en K et KT ont été couvertes par Wordsworth en 1981.

II.5.1.3 Equations d'UEG (1985)

Les équations UEG (annexe B) [14].proposées en 1985, sont basées sur les équations de W/S et Wordsworth avec un facteur de modification appliqué à la configuration avec une valeur élevée de β ($\beta > 0.6$) ou une valeur élevée de γ ($\gamma > 20$). Ces facteurs de modification sont basés sur des comparaisons faites à partir d'études à la fatigue et à des charges statiques, ils s'appliquent à toutes les configurations et sont conçus pour donner un ensemble des caractéristiques des équations

I.6.1.4 Equations de EFTHYMIIOU (1985 -1988)

En 1985, Efthymiou et Durkin (annexe B) [15] ont édité une série d'équations paramétriques couvrant les noeuds en T/Y et K. Plus de 150 configurations ont été analysés par l'intermédiaire du

programme d'éléments finis de PMBSHELL en utilisant des éléments coques tridimensionnels.

Les résultats ont été vérifiés par le programme SATE pour les noeuds de configuration en T et 2 K. les f.c.c du point chaud ont été basées sur les contraintes principales maximales linéairement extrapolés au pied du cordon de soudure.

En 1988, Efthymiou a édité un ensemble complet d'équations paramétriques couvrant les configurations des noeuds en T/Y, X, K et KT .

II.5.1.5 Equations de CONNOLLY ET DOVER (1990) HELLIER

Les équations de Hellier, Connolly et Dover (HCD, annexe B) [16] ont été éditées en 1990 et ont été principalement développées pour améliorer les évaluations en mécanique de rupture de la durée de vie d'un noeud plutôt que pour la conception des noeuds tubulaires.

En conséquence, le programme global inclus non seulement les évaluations des contraintes du point chaud, mais la modélisation de la distribution des contraintes autour de la jonction membrure-entretoise et les proportions de pliage dues aux contraintes axiales par épaisseur du membre.

Les équations du f.c.c couvrant les configurations en T/Y seulement ont un intervalle de validité pour le paramètre β limité à $\beta \leq 0.8$. Enfin, ces expressions sont actuellement limitées dans leur application, cependant, le travail de certains auteurs est axé sur les noeuds avec $\beta = 1$ et pour les configurations en X et K.

II.5.1.6 Equations de Lloyd's Register Of Shipping (LLOYD'S)(1991)

Les équations de Lloyd Register (LR, annexe B) [17] ont été développées comme des équations convenables à partir de la base de données de dérivation de f.c.c de LR, en réduisant au minimum la différence de pourcentage entre les valeurs mesurées du f.c.c. L'objectif de ces équations était d'utiliser des fonctions d'influence dans la mesure du possible de sorte que l'expression pour une entretoise sur un nœud en K serait celle pour un nœud en Y.

II.5.1.7 Cas de raidissage

Il existe une méthode fondée sur l'utilisation des formules paramétriques pour évaluer le coefficient de concentration de noeuds raidis simples.

Certains auteurs proposent d'estimer le CCCR à partir des formules paramétriques en modifiant le

paramètre $\tau = \frac{t}{T}$ pour tenir compte de l'effet d'apport local de matière et le paramètre $\gamma = \frac{D}{2T}$ pour

tenir compte de l'effet d'augmentation locale d'inertie de la membrure

II.5.1.8 Validité des formules paramétriques

Ces formules sont rassemblées en Annexe B avec leurs limites de validité annoncées par les

auteurs et leurs domaines d'application.

Trois types de charges simples sont couverts séparément par ces formules, à savoir, la charge axiale, la flexion dans le plan et la flexion hors du plan. Du point de vue de la géométrie, les formules DnV traitent les noeuds en T seulement, tandis que les formules EPR comprennent les noeuds en T, Y, K, N et KT, et les formules Lloyd's recouvrent les noeuds en T, Y, X, K, N et KT.

II.5.1.9 Inconvénient des formules paramétriques

L'inconvénient majeur des formules paramétriques est de ne fournir, pour un chargement simple donné, que la valeur de la contrainte géométrique au point chaud. La distribution des contraintes le long du cordon de soudure reste inconnue. Les analyses expérimentales et les calculs numériques par éléments finis montrent que le point chaud se situe près du point de quartier pour un chargement axial ou de flexion hors du plan, et près du point d'arçon pour un chargement de flexion dans le plan.

II.5.2 Méthode numérique

Les calculs analytiques sont de moins en moins utilisés. Parmi toutes les méthodes d'analyse numérique utilisées en calcul des structures, la méthode des éléments finis (MEF) est la plus communément mise en oeuvre, ceci grâce à la diversité et la fiabilité d'utilisation de la méthode. Elle permet d'obtenir les contraintes principales maximales en "peaux" du tube. La contrainte principale maximale est appelée contrainte géométrique maximale et est représentative d'une géométrie et d'un chargement donné; néanmoins, tout calcul par la MEF implique une certaine expérience de la part de l'utilisateur.

Les calculs numériques sont basés sur l'hypothèse d'un comportement élastique linéaire (hypothèse admise pour le calcul des valeurs du CCC).

Le progrès des méthodes numériques et l'augmentation des performances des ordinateurs permettent, grâce à des simulations de plus en plus détaillées, de prédire le comportement des systèmes complexes ou les propriétés de nouveaux matériaux, de simuler des phénomènes naturels.

L'industrie utilise de plus en plus Les codes de calcul pour la simulation des phénomènes physiques présent dans de nombreux domaines de l'industrie. Ces phénomènes physiques sont représentés par des équations dont la complexité peut aller de la simple équation linéaire à des systèmes couplés d'équations aux dérivées partielles non linéaires. Comme pour la géométrie, plusieurs modélisations de précisions différentes peuvent décrire le même phénomène. L'un des rôles de ces codes est de définir ces modèles et d'en évaluer la précision pour raccourcir le cycle de développement des nouveaux produits.

Deux possibilités s'offrent au concepteur :

- La première consiste à utiliser les outils de calculs numériques comme la méthode des éléments finis pour trouver une valeur de k_t numérique et ensuite faire le calcul classique de fatigue.
- La seconde est une approche globale permettant de calculer la cartographie de la durée de vie en fatigue, en incluant des paramètres comme la concentration de contraintes et les sollicitations multiaxiales. Cette deuxième démarche est plus compliquée, mais elle permet de faire un seul calcul pour évaluer la résistance à la fatigue [18].

II.5.2.1 Programme de calcul

Dans la pratique, il existe plusieurs programmes de calcul d'éléments finis destinés à résoudre les problèmes de coques en milieu élastique linéaire : ces programmes diffèrent principalement par [19]:

- a- La géométrie globale des éléments finis utilisés (éléments plats, courbes, tridimensionnels). On précise que les éléments finis du type "coques minces" donnent en générales d'excellents résultats.
- b- Les formulations relatives aux champs de déplacements, ou de déformation, ou encore de contraintes, supposés dans les éléments ou à leurs frontières.
- c- La technique adoptée afin de résoudre le problème de singularité à l'intersection de deux coques.
- d- La méthode de résolution générale adoptée : minimum de l'énergie potentielle, minimum de l'énergie complémentaire, et les différentes méthodes hybrides.

II.5.2.2 Différentes étapes d'analyse par la méthode des éléments finis

Une analyse générale effectuée à l'aide de la méthode des éléments finis peut se décomposer en quatre grandes étapes :

- le choix de la géométrie et du maillage,
- la définition du modèle mathématique,
- la résolution du problème discrétisé,
- l'analyse et le post-traitement des résultats.

Chacune des étapes peut également être décomposée en une série de processus

Elémentaire.

- Caractéristiques des matériaux :

Le modèle de comportement choisi nous indique alors les différentes caractéristiques physiques ou mécaniques à préciser. Par exemple pour un modèle mécanique élastique on devra fournir le module d'Young et le coefficient de Poisson du matériau.

- Conditions aux limites et chargement :

La définition des conditions aux limites et des chargements imposés à l'élément étudié est essentielle à la résolution de tout problème aux éléments finis.

Par exemple, pour un problème mécanique, les conditions aux limites pourront être des déplacements bloqués et les chargements des forces imposées (poids propre, force ponctuelle). Pour un problème thermique, les conditions aux limites pourraient des températures imposées et les chargements des sources de chaleur.

Après avoir déterminé ces conditions aux limites, on isole de la structure le noeud à étudier. Ce noeud est modélisé en éléments finis ; aux extrémités du noeud ainsi isolé du reste de la structure, on applique les conditions aux limites calculées précédemment.

- **Cas de conditions aux limites mal connues**

Dans la mesure où les conditions aux limites sont mal connues, par exemple au stade du pré dimensionnement, il y a lieu de prêter une attention particulière à la longueur de tronçon de membrure retenue dans les noeuds en T, K et KT.

Pour déterminer la concentration de contrainte à la Jonction d'une entretoise et d'une membrure, les longueurs des tubes au-delà de la jonction sont déterminées de façon à ce que le CCC calculé ne soit pas affecté par les conditions aux limites, au sens de l'application de St Venant ; on recommande de prendre les longueurs minimales suivantes :

- Pour la membrure principale, une longueur au moins supérieure à 1,5 fois le diamètre de cette membrure, à partir des sections droites passant par le point d'arçon
- Pour l'entretoise, une longueur au moins supérieure à 2 fois son diamètre.

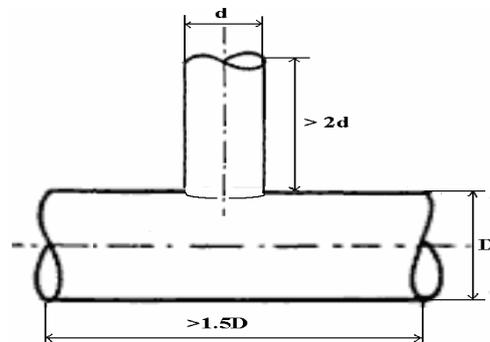


Fig. II.4 Conditions aux limites

-Maillage

Un **maillage** est la discrétisation spatiale d'un milieu continu, ou aussi, une modélisation géométrique d'un domaine par des éléments proportionnés finis et bien définis. Il est composé d'un réseau d'éléments finis et des conditions aux limites appliquées à ce réseau. Une variété d'outils sont fournis pour la génération et d'édition du maillage

La finesse du maillage dépend également, pour une bonne part, de la formulation utilisée (champ de déplacement, champ de contraintes, ou hybride), permettant d'assurer au mieux la continuité du déplacements, pentes et courbures aux frontières de l'élément.

Dans le cas des nœuds tubulaires, les mailles les plus petites se trouvent au voisinage de l'intersection des tubes. Comme il est souvent délicat de prévoir le point le plus sollicité, surtout dans le cas de sollicitations complexes, on crée, dans la mesure du possible, des mailles de dimension sensiblement égales autour de l'intersection pour pouvoir calculer le champ de contraintes à distance égale de l'intersection (ce champ de contraintes est calculé aux centres de gravité des éléments ou aux points de Gauss) [20].

Exemple de maillage triangulaire

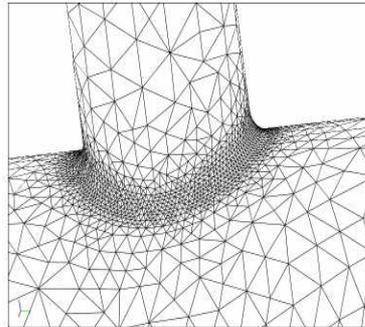


Fig.II.5 maillage d'une structure tubulaire soudée

Le maillage est plus resserré autour de la zone d'intérêt

-Discrétisation du Problème:

La structure est séparée en morceaux appelés éléments, le résultat se nomme maillage. Lors de la discrétisation on voit apparaître des points particuliers situés aux intersections des éléments nommés nœuds. La résolution analytique des problèmes ne peut se faire que dans un nombre de cas limite et généralement sous de fortes hypothèses.

On peut simplifier les équations du problème en le discrétisant c'est à dire en vérifiant des équations en un nombre limité de points. On obtient alors un système d'équations linéaires dont la taille dépend de la finesse de la discrétisation,

La solution du problème discrétisé est une solution approchée du problème réel.

Les méthodes généralement utilisées sont:

- La méthode des différences finies.
- La méthode des équations intégrales aux frontières.
- La méthode des éléments finis.

- Résolution :

La résolution est dans la majorité des cas gérée par des opérateurs Elle peut être linéaire (élasticité, thermique stationnaire,) ou non linéaire (plasticité, viscoélasticité, thermique transitoire.

La concentration de contrainte est estimée partir de la valeur de la contrainte principale maximale. Les programmes de calcul informatiques doivent donc fournir les valeurs de contraintes principales sur les peaux intérieures et extérieures des tubes.

De préférence, les contraintes principales seront calculées au centre de gravité de l'élément fini, ce qui permet de n'avoir qu'une valeur moyenne de tenseur de contraintes par élément fini. La valeur de σ_G sera évaluée de la manière suivante :

- Pour la membrure : la valeur de la contrainte principale maximale sera extrapolée ou interpolée au pied du cordon de soudure.
- Pour l'entretoise : la valeur de la contrainte principale maximale sera également extrapolée ou interpolée au pied du cordon de soudure

–**Post-traitement :**

La résolution des problèmes **thermiques** donne accès à la **température** aux nœuds de la géométrie. La résolution des problèmes **mécaniques** donne quant à elle la valeur du **déplacement** aux nœuds de la géométrie. Il convient alors d'exploiter ce déplacement pour déduire les autres résultats attendus (déformations, contraintes,)

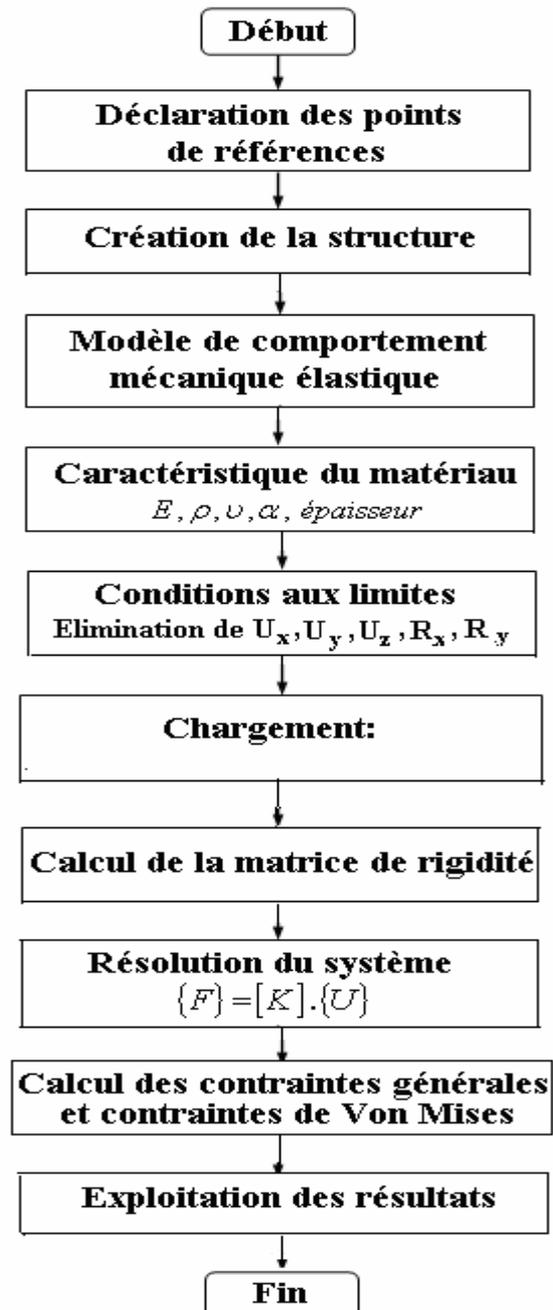


Figure II.6 – Organigramme des différentes étapes de calcul
Par la méthode des éléments finis.

II.6 Méthode expérimentale

L'analyse expérimentale des modèles des nœuds tubulaires doit être confiée à un laboratoire spécialisé possédant une expérience nécessaire pour ce type d'essai. Le choix et la vérification des conditions aux limites sont deux éléments essentiels pour obtenir des résultats valables. Actuellement, ces analyses expérimentales restent d'un coût élevé, ce qui limite leur utilisation à des activités de recherche.

II.6.1 Mesure au moyen de jauges expérimentales

La méthode expérimentale généralement suivie consiste à appliquer sur le modèle de nœud à étudier, des charges simples. Pour chacune de ces charges, on détermine la position et la valeur de la contrainte au point chaud, à partir des informations fournies par des jauges d'extensométrie placées au voisinage du cordon de soudure [1].

Le modèle étudié peut être soit en acier, ou en un autre matériau (acrylique, polycarbonate) possédant des caractéristiques mécaniques de comportement qui permettent la mesure de forts gradients de déformation pour un état élastique linéaire. La détermination des contraintes autour du pied du cordon de soudure est obtenue par extrapolation linéaire des valeurs de la contrainte principale maximale σ_1 sur la paroi extérieure de chaque tube.

Pour une détermination précise de la position du point chaud, il est nécessaire d'explorer plusieurs endroits autour du cordon de soudure, coté entretoise et coté membrure.

La détermination du coefficient de concentration de contrainte (CCC) au point chaud à partir des mesures indiquées par les jauges d'extensométrie nécessite la connaissance des deux déformations ε_1 et ε_2 . La valeur de la contrainte maximale est donnée par la formule :

$$\sigma_1 = \frac{E}{(1-\nu^2)} (\varepsilon_1 + \nu \varepsilon_2) \quad (\text{II.10})$$

E est le module de Young du matériau ν et le coefficient de Poisson. Si les mesures de ε_1 et ε_2 ne sont pas effectuées aux mêmes points, les valeurs correspondant aux points A_1 et B_1 peuvent être établies par une interpolation des valeurs de ε_1 et ε_2 .

Au cas où l'on ne possède aucune information sur la valeur de ε_2 , on peut prendre en première approximation :

$$\text{CCC} = 1,15 \text{ CCD} \quad (\text{II.11})$$

Le CCD étant le coefficient de concentration de déformation au point chaud. IL est déterminé de manière analogue au CCC, par l'extrapolation linéaire des valeurs de ε_1 aux points A_1 et B_1 . Le coefficient de concentration de déformation s'écrit :

$$CCD = \frac{\varepsilon_G}{\varepsilon_n} \quad (\text{II.12})$$

Ou $\varepsilon_n = \frac{\sigma}{E}$ est la valeur de la déformation nominale et ε_G est la valeur de ε_l extrapolée au point chaud.

La méthode d'extrapolation, qui s'est établie pour les cas où le point chaud se trouve soit au point d'arçon, soit au point de quartier du joint, peut être étendue au cas où le point chaud se trouve entre ces deux positions.

Si la position du point chaud et les orientations des contraintes principales sont connues d'avance, on peut se contenter de coller les jauges d'extensométrie sur une ligne aboutissant à ce point chaud.

Dans le cas contraire, on peut explorer les valeurs des déformations principales sur les lignes de l'entretoise et de la membrure aboutissant aux points de quartier et d'arçon et si nécessaire, en quelques points intermédiaires de l'intersection membrure-entretoise.

Généralement, l'écart est faible entre la plus grande valeur de contrainte obtenue soit au point de quartier soit au point d'arçon et la valeur de la contrainte au point chaud qui se situe au point intermédiaire sur le cordon.

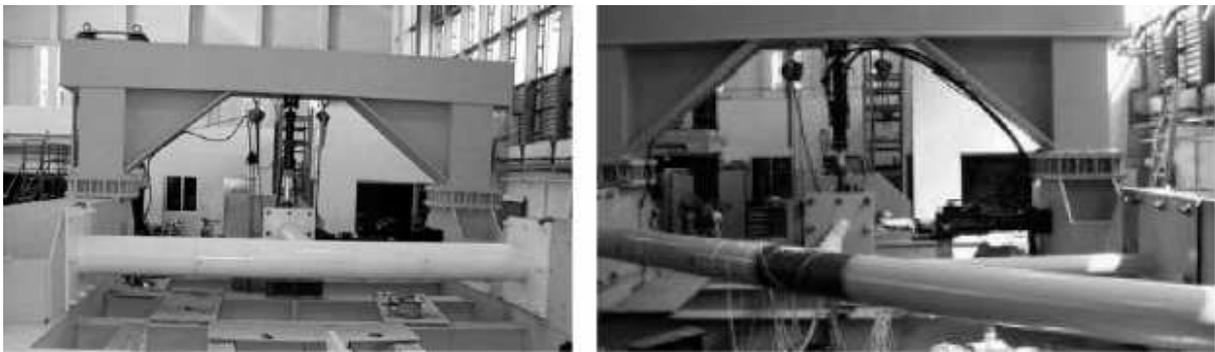


Fig.II.7.a - Essai sur structure tubulaire en T [21]

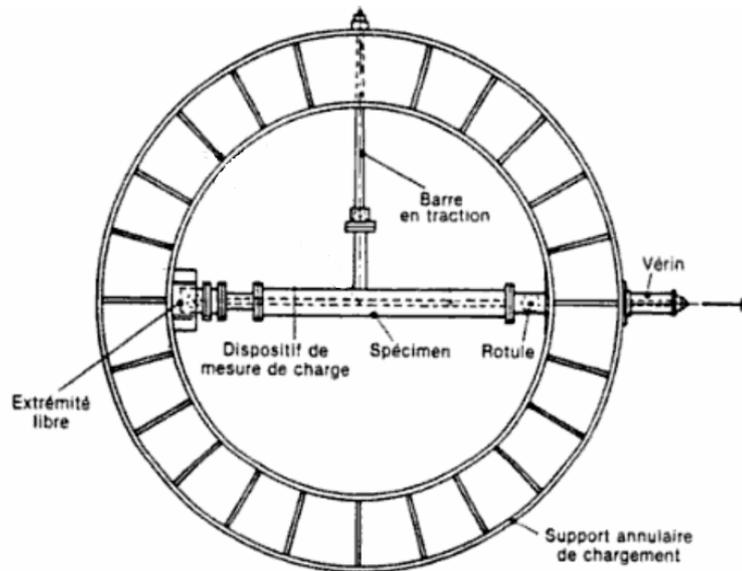


Fig.II.7.b. Exemple de dispositif expérimental (noeud T)

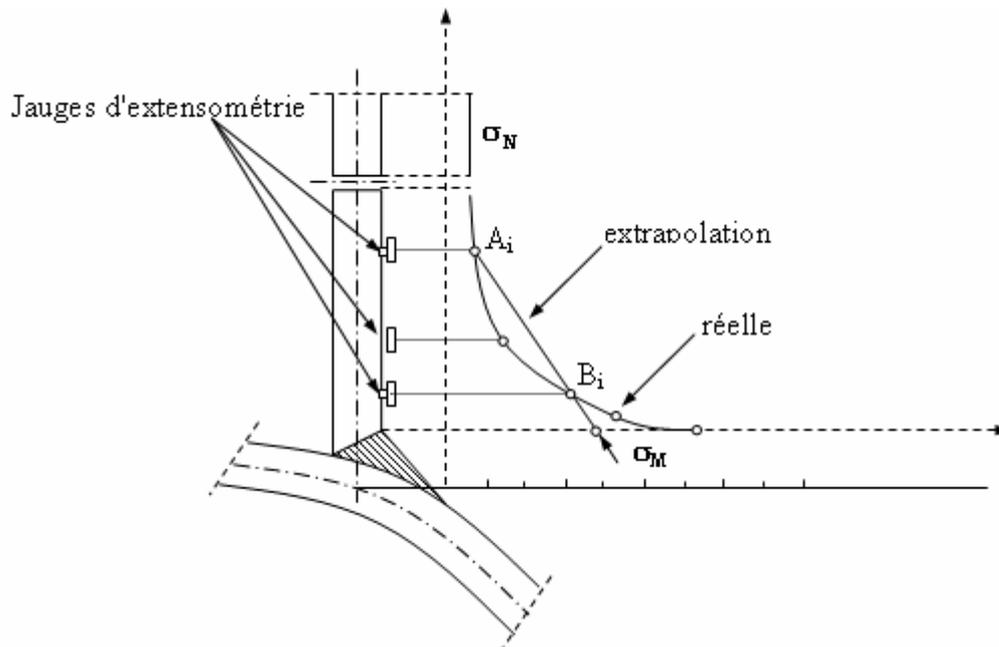


Fig.II.8– Schématisation des contraintes nominales

La figure II.8 définit précisément l'opération d'extrapolation qu'il y a lieu de mener au voisinage du cordon de soudure, afin d'obtenir la valeur de la contrainte géométrique $\sigma_G = \sigma_M$ à partir de la droite passant par les points A_i et B_i . Etant donné que pour certaines géométries et certaines charges, le point chaud ne se situe pas nécessairement sur les lignes de localisation [21].

II.6.2 Position des Jauges

En raison de l'augmentation et de la variation rapide de la contrainte au voisinage du pied du

cordon de soudure, résultant de la géométrie locale de la soudure, on recommande de placer les jauges de contraintes en dehors de cette région d'entaille. La distance maximale de cette région locale d'entaille vaut : $0.2\sqrt{rt}$ (mais pas plus petit que 4 mm)

Un deuxième ensemble de jauges, permettant l'extrapolation linéaire au pied du cordon de soudure, est localisé selon l'emplacement autour de la jonction membrure-entretoise, figure II.8. [22]

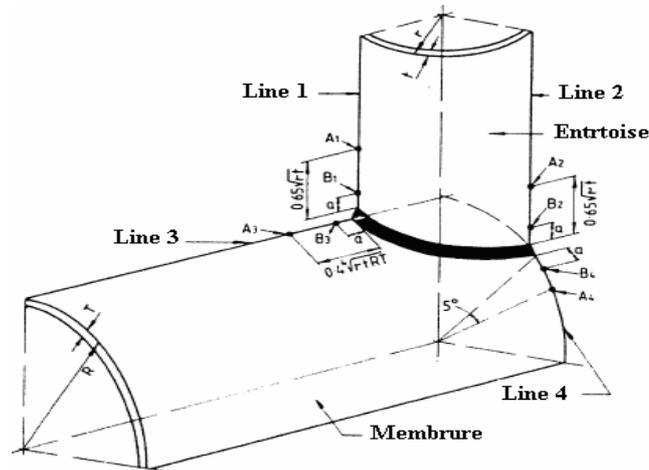


Fig.II.9 – Localisation des points chauds expérimentalement

$$- a = 0.2\sqrt{rt} \text{ mais pas plus petit que } 4\text{mm} \quad (\text{II.13})$$

$$- x = 0.65\sqrt{rt} \quad (\text{II.14})$$

$$- y = 0.4\sqrt{rtRT} \quad (\text{II.15})$$

Il convient de noter que ces relations ne donnent pas de précision pour l'emplacement des jauges sur la membrure entre le point d'arçon et le point de quartier. Dans le cas d'une extrapolation non linéaire un troisième ensemble de jauges est exigé et placé équidistant du second ensemble de jauges (par exemple entretoise = $1.10\sqrt{rt}$).

II.6.3 Mesure des contraintes et des déformations

Les déformations sont mesurées sur des modèles physiques (figure II.10) à l'aide de jauges de déformation. La contrainte maximale principale suivant les déformations mesurées est donnée par l'équation suivante :

$$\sigma_{\max}, \sigma_{\min} = \frac{E}{2} \left[\frac{\epsilon_a + \epsilon_c}{1-\nu} \pm \frac{\sqrt{2}}{1+\nu} \sqrt{(\epsilon_b + \epsilon_a)^2 + (\epsilon_b + \epsilon_c)^2} \right] \quad (\text{II.16})$$

E : Module de Young

ν : Coefficient de Poisson

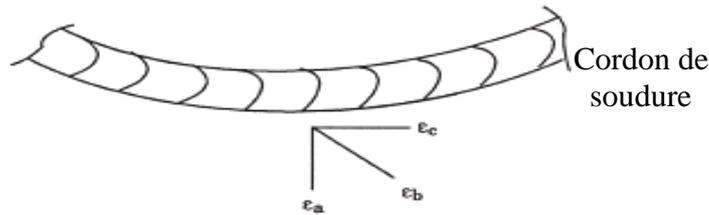


Fig.II.10 – Méthode de mesure des déformations

Pour l'angle de la contrainte maximale principale (a)

$$\tan 2a = \frac{2\varepsilon_b - \varepsilon_a - \varepsilon_c}{\varepsilon_c - \varepsilon_a} \quad (\text{II.17})$$

Il existe trois manières d'utiliser les résultats des jauges pour calculer le f.c.c ou le **f.c.c.n**:

- a) Extrapolation des contraintes maximales principales.
- b) Extrapolation des déformations perpendiculaires au cordon de soudure.
- c) Conversion du facteur de concentration des déformations calculé dans la méthode
- b) en une contrainte bi axiale en utilisant :

$$\text{SCF} = \frac{\text{SNCF} + \nu \text{SNCF}_{90}}{1 - \nu^2} \quad (\text{II.18})$$

SNCF_{90} : facteur de concentration des déformations nominales à partir des plus proches jauges jusqu'au cordon de soudure ou la jonction.

II.6.4 Formule approchée de Smedley

En utilisant une structure tubulaire en T et X en acrylique, **Smedley** [14] a produit un facteur de correction pour les cordons de soudure basé sur la longueur du pied du cordon côté membrure.

$$\text{F.C.C}_{\text{cordon}} = \frac{\text{F.C.C}_{\text{sans cordon}}}{3 \sqrt{1 + \frac{x}{T}}} \quad (\text{II.19})$$

x : longueur du pied du cordon de soudure coté membrure

Tout en étant spécifiquement conçu pour l'évaluation du **f.c.c** côté membrure sur les noeuds à 90°, **Smedley** [14] a également considéré que cette expression est acceptable pour les noeuds à 90° côté entretoise. Cependant, pour les entretoises inclinées ce facteur n'était pas applicable.

II.7. Interprétation des résultats.

La concentration des contraintes est estimée à partir des valeurs des contraintes principales maximales calculées au centre de gravité de chacun des éléments finis considérés. Les programmes de

calcul donnent directement les valeurs au centre de gravité.

La distribution des contraintes le long du cordon de soudure reste inconnue. Les résultats des analyses expérimentales et les calculs numériques par éléments finis dans le cadre des travaux du L.M.S [23] (Laboratoire de Mécanique des Solides de l'école polytechnique, France) montrent que le point chaud se situe près du point de quartier pour un chargement axial ou de flexion hors plan, et près du point d'arçon pour un chargement de flexion dans le plan.

Ces résultats montrent aussi que la contrainte est approximativement perpendiculaire au cordon de soudure au voisinage du point d'arçon et du point de quartier.

Par ailleurs, Il existe le long du cordon de soudure et de part et d'autre du point chaud, une zone où la valeur de σ_M (σ_G) varie peu par rapport à sa valeur au point chaud.

L'étendue de cette zone étant fonction de la géométrie du noeud et du chargement, il n'existe pas de méthode simple et générale apte à prendre en compte la distribution des contraintes le long du cordon de soudure. C'est pourquoi la méthode proposée suppose que σ_G a la même valeur, sous chargement Simple, en tout point de la jonction entretoise membrure.

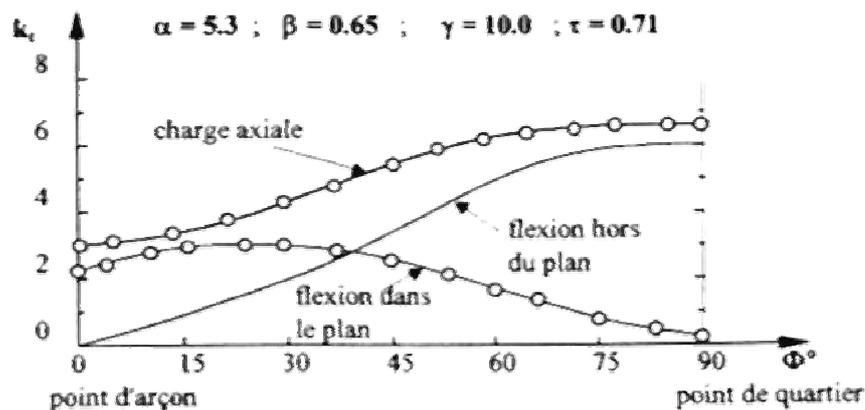


Fig.II.11 - Courbes des facteurs de concentration des contraintes

II.8 Conclusion

Les formules sont le moyen le moins onéreux pour obtenir les CCC, mais leur emploi est considérablement limité par leur manque de généralité et par l'impossibilité de situer la position exacte du point chaud.

Actuellement, il n'existe pas de modèle purement analytique qui donne des résultats correspondant exactement aux expérimentations. Les modèles utilisés donnent une bonne approximation sur le comportement des assemblages uni plans et l'influence des paramètres, mais ils doivent être complétés par des résultats expérimentaux pour fournir des expressions de la résistance ultime : ils conduisent donc à des formules semi empiriques. Pour les assemblages simples il y a

souvent une bonne concordance avec les résultats d'essai tout en restant proche du modèle purement analytique. Pour des assemblages plus complexes, l'influence de tous les paramètres ne peut pas être prise en compte dans les modèles analytiques. Pour ce type d'assemblage, les formules sont donc généralement empiriques.

Une étude comparative entre les formules paramétriques et les résultats d'essais ou résultats donnés par les analyses par la méthode des éléments finis, conduit à la constatation suivante :

Des écarts entre les valeurs du CCC par rapport aux résultats d'essais et aux résultats éléments finis de l'ordre de $\pm 2,0$ sont possibles et ceci pour les valeurs des paramètres géométriques qui respectent les limites de validité des formules paramétriques [1] :

$$CCC_{\text{formule}} = CCC_{\text{essai}} \pm 2,0 \quad (\text{II.20})$$

Par contre, dehors des limites de validité, on a :

$$CCC_{\text{formule}} = CCC_{\text{essai}} \pm 4,0 \quad (\text{II.21})$$

L'utilisation des formules paramétriques en dehors des limites de validité pour lesquelles elles ont été établies, peut entraîner des erreurs importantes.

Comme pour l'interprétation des résultats d'essais, c'est la méthode de la contrainte au point chaud qui est utilisée. C'est la meilleure solution pour tenir compte de manière adéquate de la complexité dans la distribution des contraintes dans les joints tubulaires et du comportement observé en fatigue. Les valeurs de contrainte aux points chauds peuvent être déterminées à l'aide de modèles MEF en utilisant des codes de calculs comme ABAQUS ou COMSOL MULTIPHYSICS. Pour cela, les soudures ont été incluses dans les modèles MEF des noeuds soudés afin d'examiner les effets de la géométrie et du chargement au point chaud dans les noeuds en K.

Chapitre III

Modélisation de la Structure étudiée

Chapitre III

Modélisation de la structure tubulaire étudiée

III.1 Objectif

Ce travail est axé principalement sur :

- le calcul des facteurs de concentration des contraintes k_t , dans les joints tubulaires en T, et la comparaison des valeurs obtenues aux solutions théoriques existantes dans la bibliographie
- L'étude de l'influence du mode de chargement (traction, flexion) sur les valeurs de k_t .

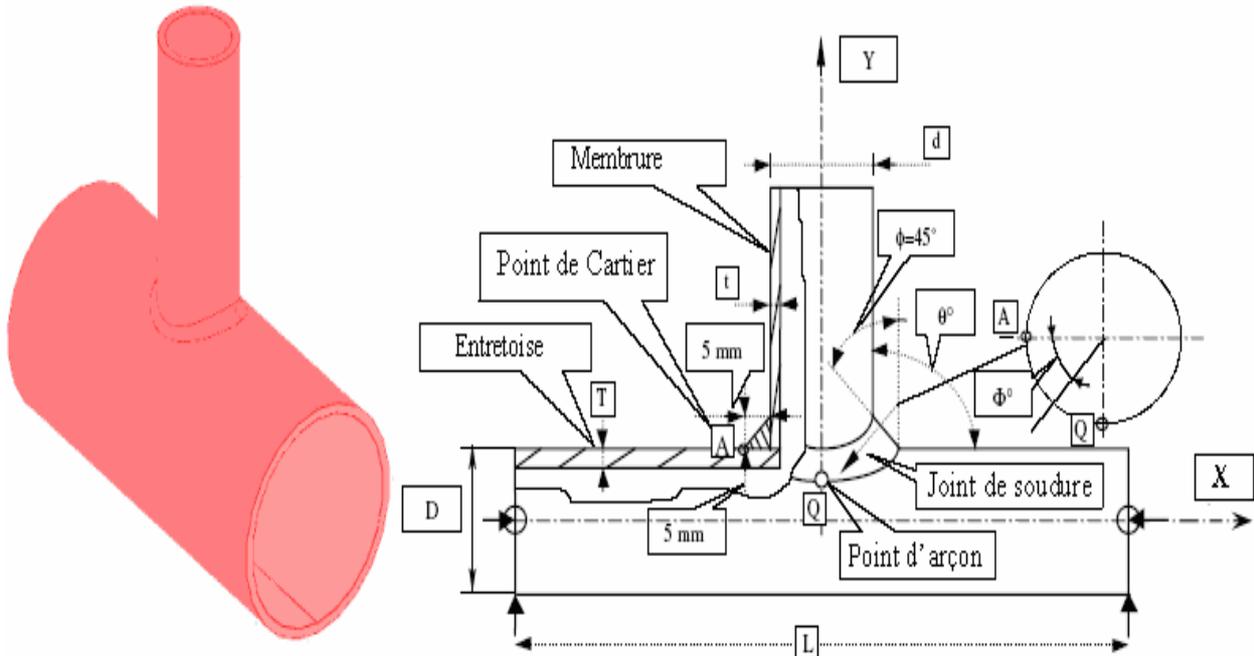
III. 2 Méthodologie

Le calcul dans le domaine élastique des joints tubulaires en acier s'appuie sur l'étude de la distribution des contraintes au voisinage du cordon de soudure situé sur la membrure et l'entretoise pour une sollicitation de la structure appliquée à l'extrémité supérieure de l'entretoise. Cette sollicitation génère dans chaque élément fini constituant le cordon de soudure une répartition de contraintes géométriques unique qui lui est propre. L'ensemble des contraintes géométriques maximales prélevées une à une sur chaque élément fini définit la distribution des contraintes au voisinage du cordon de soudure.

Cette distribution des contraintes est donnée généralement par les facteurs de concentration des contraintes en calculant le rapport de chaque contrainte géométrique maximale de chacun des éléments finis, par la contrainte nominale maximale mesurée sur l'entretoise. Parmi toutes les méthodes existantes, la méthode des éléments finis paraît la mieux appropriée, car elle prend en compte toutes les complexités et discontinuités géométriques de la structure.

III.3 Géométrie de la structure étudiée

La structure étudiée est une structure tubulaire soudée en forme de T que l'on rencontre souvent dans les plates formes marine offshore. Elle est composée d'un tube secondaire (entretoise) de diamètre d et de longueur l relié à un tube principal (membrure) de diamètre D et de longueur L par un cordon de soudure. Sa géométrie est représentée par les figures III.1 a et III.1 b



a) Vue spatiale

b) Vue frontale en coupe partielle

figures III.1 a et III.1 b – Géométrie de la structure étudiée

III.4 Paramètres de la structure tubulaire soudée en T étudiée

Les Paramètres utilisés pour l'analyse de cette structure sont consignés dans le tableau III.1 suivant:[21]

L = 4130 mm	d = 406 mm
D = 508 mm	t = 9.5 mm
T = 12.7 mm	d/D = 0.8
L/D = 16.25	t/T = 0.75
R/T = 20	Soudure : 5 mm x 5 mm

Tableau III.1– Paramètres de la structure en T étudiée

III.5 Caractéristiques du matériau de la structure choisie

Il n'existe pas de norme particulière couvrant l'aspect spécifique de l'usage pour la construction pétrolière en mer des tubes en acier. On trouvera citées en Annexe B, les aciers non alliés définis par des normes françaises pouvant être utilisés pour la construction des assemblages tubulaires de plates formes marines

La structure étudiée est constituée d'un acier ordinaire dont caractéristiques mécaniques sont [21]:

- Module d'élasticité : $E = 207 \text{ GPa}$.

- Coefficient de Poisson : $\nu = 0.3$
- Limite d'élasticité : $R_e = 235 \text{ MPa}$.
- Résistance maximale : $R_m = 360 \text{ MPa}$.
- Masse volumique : $\rho = 7.8 \cdot 10^{-6} \text{ Kg/mm}^3$
- coefficient de dilatation linéaire : $\alpha = 1.2 \cdot 10^{-6}$

III.6 Chargement appliqué à la structure

Les sollicitations prises en compte dans le calcul d'un nœud et qui vont être appliquées sur chaque entretoise sont alors :

- l'effort normal N_x (traction), - le
 - moment fléchissant M_y : flexion dans le plan (fdp),
 - le moment fléchissant M_z : flexion hors du plan (fhdp). Les
- autres sollicitations sont négligées

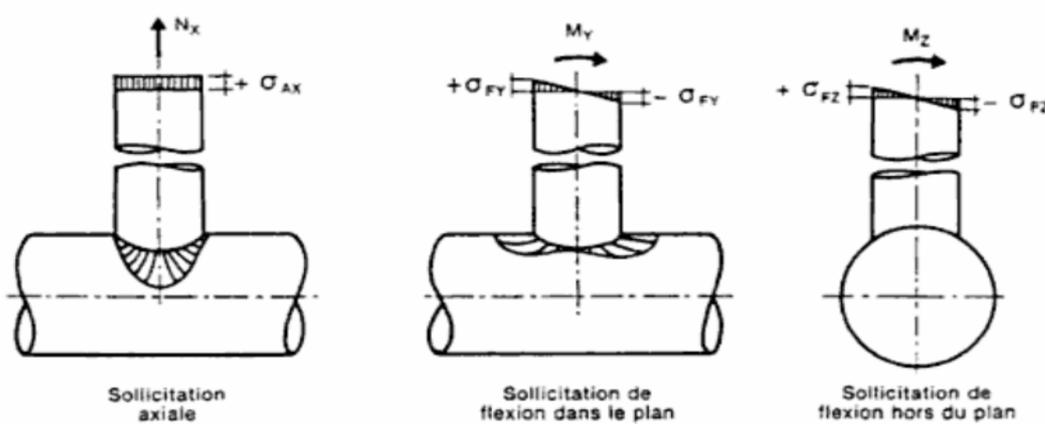


Fig. III.2 Sollicitations prises en compte dans les formules de résistance statique

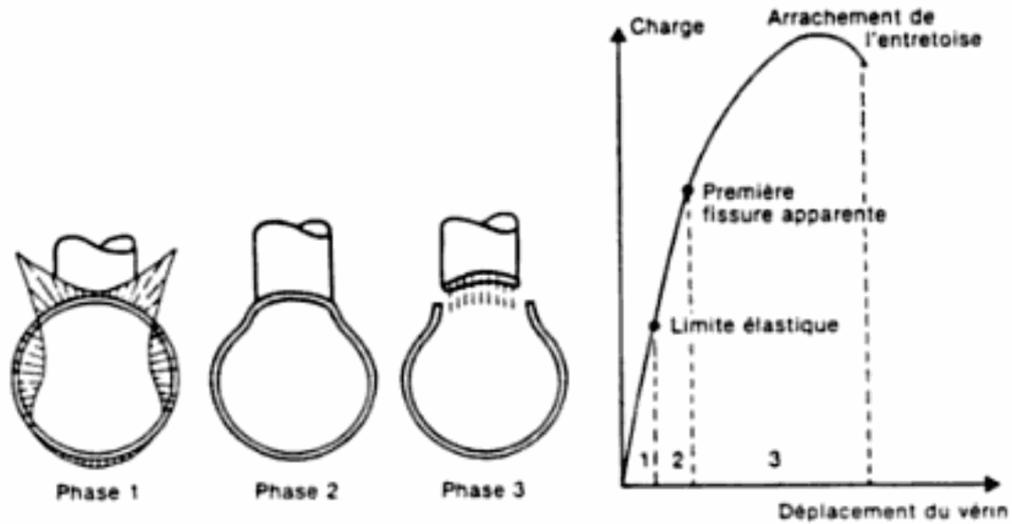


Fig. III.3. Noeud T soumis à un chargement de traction

III.7 Conditions aux limites

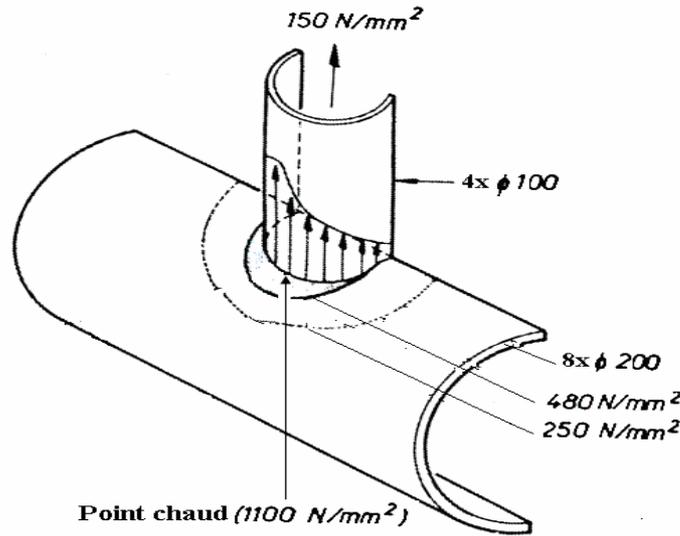
Pour une structure fixe les déplacements d'ensemble sont nuls. On considère le blocage de toutes les translations (U_x , U_y et U_z) et des rotations suivant les axes X et Y (R_x et R_y).

On ne tien pas compte des composantes du cisaillement transversal et du moment de torsion qui sont habituellement négligées puisque ces charges n'induisent pas une flexion dans la peau de la membrure. Cependant dans certains cas particuliers, leurs effets doivent être évalués. . La traction axiale, la flexion dans le plan et la flexion hors du plan sont normalement des critères suffisant pour le de calcul de dimensionnement des jonctions tubulaires

III.8 distribution des contraintes

Comme la structure métallique considérée présente des discontinuités géométriques, alors les contraintes ne sont pas uniformes le long de la surface reliant l'entretoise à la membrure ; la figure III.4 montre la distribution des contraintes dans un nœud d'une structure tubulaire en T avec des discontinuités à proximité de la jonction membrure-entretoise.

Il n'existe pas de méthode simple et générale qui prend en compte la distribution des contraintes le long du cordon de soudure. Parmi toutes les méthodes existantes, la méthode des éléments finis paraît la mieux appropriée. Elle prend en compte toutes les complexités et discontinuités géométriques de la structure et permet d'apporter des éléments de réponse concernant la localisation des points chauds, au voisinage du point d'arçon et du point de quartier [23].



Figures III.4 - Distribution des contraintes dans une jonction tubulaire en T

II.8.1 contraintes au voisinage du pied du cordon de soudure

D'après les jauges de contraintes [24], l'allure générale de l'évolution de la contrainte principale maximale à l'intersection de l'entretoise et de la membrure, plus exactement au voisinage du pied de cordon de soudure, est donnée par la figure ci-dessous

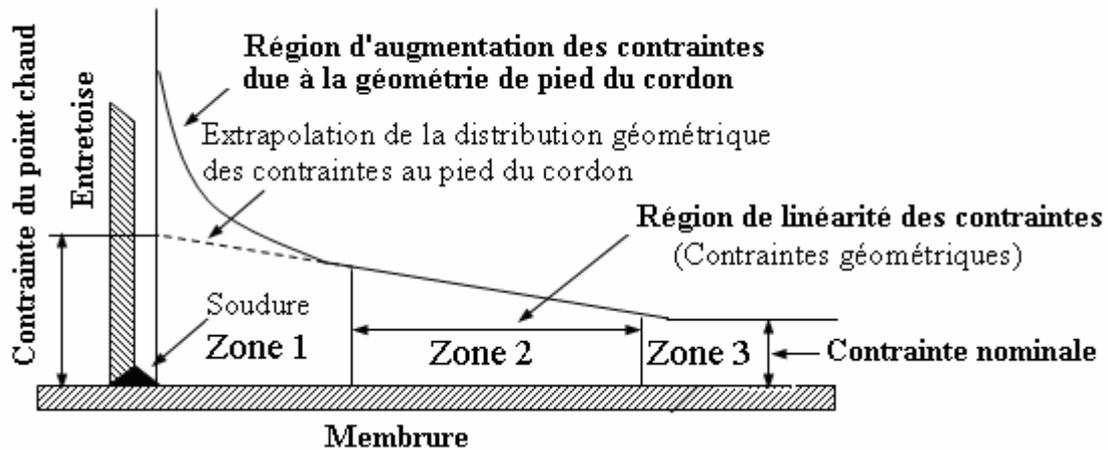


Figure III.5 Répartition des contraintes au voisinage du pied de cordon de soudure

III.8.2 Contrainte de dimensionnement pour un chargement donné

Pour un chargement donné, la contrainte de dimensionnement σ_G correspond à la contrainte maximale σ_{max} au pied du cordon de soudure, soit du côté de la membrure soit du côté de l'entretoise. Elle ne prend en compte que l'effet de la géométrie globale du noeud. [1]

Dans le cas d'une sollicitation simple cette contrainte σ_G est le produit de la contrainte nominale σ_n obtenue selon la résistance des matériaux classiques par le coefficient de concentration de contrainte géométrique

$$\sigma_G = \sigma_{\max} \cdot K_t \quad (\text{III.1})$$

Par convention, la contrainte nominale est la contrainte appliquée au tube soudé (entretoise); ainsi toute contrainte nominale est associée à une jonction entretoise-membrure. Par conséquent, le coefficient de concentration de contraintes sera associé à son tour à cette jonction.

III.8.3. Points chauds

Le point où la concentration des contraintes est maximale σ_{\max} est appelé "point chaud" du nœud pour le chargement concerné [1]. Ce point est mobile en fonction de la géométrie de l'assemblage et du chargement qui lui est appliqué. Dans les nœuds de géométrie symétrique et symétriquement chargés, il existe au moins une paire de points chauds par chargement. Ces points chauds se trouvent généralement sur la peau extérieure de la membrure. Selon le chargement, le point chaud se trouve au voisinage du point d'arçon, ou au voisinage du point de quartier. Dans un nœud de géométrie complexe avec plusieurs piquages de tubes, il y aura autant de contraintes nominales que de tubes soudés (entretoises). La figure IV.4 et le tableau III.2 donnent la Localisation du point chaud selon le type de chargement.

Eléments	Chargement de l'entretoise		
	Charge axiale	Flexion dans le plan	Flexion hors plan
Membrure	O	O	O
Entretoise	X	+	X

Tableau III.2- Localisation des points chauds suivant le type de chargement

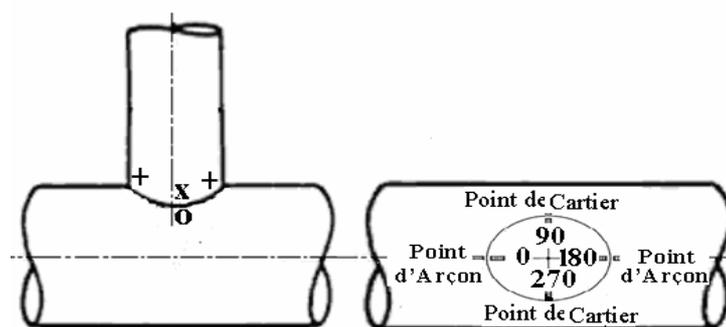


Figure III.6 - Localisation des points chauds suivant le type de chargement

Dans le cas d'un chargement complexe, la position du point chaud est plus ou moins difficile à déterminer selon la méthode d'analyse adoptée. Dans un nœud de géométrie complexe, par exemple, avec plusieurs piquages de tubes, il y aura autant de contraintes nominales que de tubes soudés (entretoises).

Les figures III.7 et III.8 illustrent d'une manière schématique la contrainte de

dimensionnellement (ou contrainte géométrique), au pied du cordon de soudure d'une jonction entretoise membrure, dans le cas d'un noeud en T sous charge axiale dans l'entretoise. La distribution des contraintes qui en résultent autour du cordon du côté de la membrure et du côté de l'entretoise est indiquée dans la figure III.9

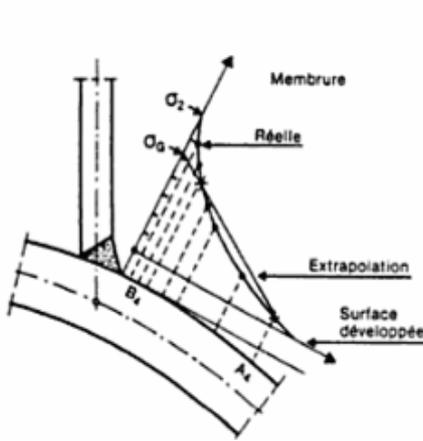


Fig.III.7

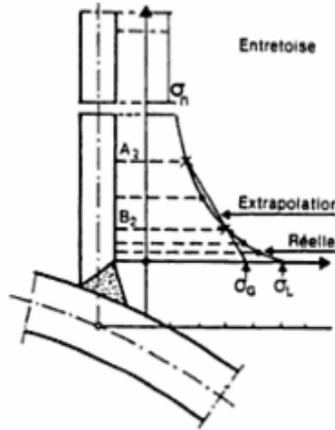


Fig.III.8

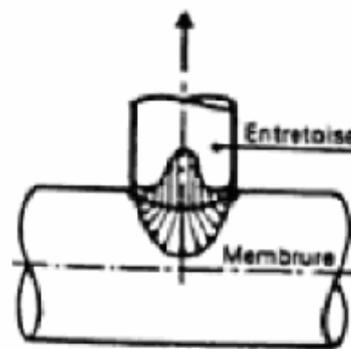


Fig.III.9

III.9 Code de calcul utilisé

Dans cette étude nous avons utilisé le code de calcul de structures Comsol multiphysics 3.5a qui est un logiciel de calcul mettant en œuvre la méthode des éléments finis afin de résoudre des modèles discrétisés. Il est généralement utilisé pour la résolution des équations aux dérivées partielles. COMSOL a été créée en 1986 à Stockholm en Suède et n'a cessé de grandir pour compter aujourd'hui des bureaux au Danemark, en Finlande, Norvège, Allemagne, France, au Royaume-Uni et deux aux Etats-Unis. Il s'agit d'un programme informatique qui permet de modéliser et de simuler [25].

III.9.1 Présentation Générale de COMSOL

Le logiciel Comsol, anciennement appelé FEMLab, (Première version 1999) - qui signifie Finite Elements Modeling Laboratory-, est avant tout un logiciel avancé pour la modélisation, la simulation et la résolution d'une grande variété de phénomènes physiques basés sur les équations différentielles partielles (EDP), n'exige pas la connaissance détaillée des mathématiques ou de l'analyse numérique. En effet, il permet d'établir beaucoup de modèles utiles simplement en définissant les quantités physiques appropriées plutôt que de définir les équations directement. Comsol est doté d'une interface graphique conviviale et possède des possibilités optimisées de visualisation et de post-traitement des solutions qui font de lui un outil complet et polyvalent.

La dernière version COMSOL Multiphysics, 3.5 a., offre des solveurs d'un très haut niveau de performance capables de traiter des problèmes de taille très importante avec des temps de résolution optimaux ; l'un de ses principaux avantages est sa capacité de coupler et de résoudre arbitrairement des équations dans des domaines aussi variés que la mécanique des structures, l'électromagnétisme,

la dynamique des fluides et la chimie, tout ceci dans le même modèle et simultanément. D'autres caractéristiques font de COMSOL Multiphysics, un environnement inégalé de modélisation pour la recherche, la conception et l'éducation.

COMSOL Multiphysics, 3.5a, utilise une discrétisation par la méthode des éléments finis, avec un maillage automatique de la géométrie. En triangles ou tétraèdres. Son langage de programmation est basé sur Matlab (Logiciel développé et commercialisé par la société américaine The MathWorks.). Il peut ainsi :

- Rapidement mener des études de faisabilité
- Optimiser la conception
- Procéder à des essais en variant paramètres et géométries
- Réduire les coûts de prototypage

III.9.2 Bibliothèque de modèles

COMSOL facilite la modélisation et permet d'obtenir des résultats plus rapides grâce à l'intégration d'une bibliothèque de modèles directement accessibles et modifiables par l'utilisateur. Afin d'aider à la création de nouveaux modèles

III.9.3 Utilisation de COMSOL Multiphysics

COMSOL utilise des techniques de résolution numérique très avancées pour la modélisation, la simulation et la visualisation des applications de tous les champs de la physique, de la technologie, et des mathématiques appliquées. Il est applicable dans tous les domaines de la science et de l'ingénierie. Un pré conditionneur multi grille optimise les routines de calcul, entraînant une réduction du temps de calcul et de la mémoire nécessaire. Combiné avec la technologie 64-bit, COMSOL traite des problèmes de plusieurs dizaines de millions de degrés de liberté. Par exemple, le calcul du champ électrique d'un réflecteur radar réclame 20 millions de degrés de liberté

Dans le domaine de la mécanique le code COMSOL est un outil puissant devenu partie intégrante des méthodes de conception. Il permet de traiter des problèmes d'élasticité linéaire en statique et dynamique, des problèmes non linéaires (élasto-visco-plasticité), la rupture... lors de la conception, il permet d'asseoir le bien-fondé des concepts retenus pour s'assurer d'un dimensionnement correct, aussi bien dans les situations normales que perturbées; il aide à trouver les solutions en cas de défaillance

Ainsi, avec les nouvelles techniques de maillage structuré, l'utilisateur choisit des éléments quadrilatère, hexaèdre ou prisme pour optimiser la discrétisation d'une géométrie donnée. Ces options de maillage améliorent la précision du calcul et réduisent le temps d'exécution. Un modèle peut même combiner plusieurs types de mailles pour parvenir aux résultats par le chemin le plus économe en ressources informatiques

III.9.4 Etapes du processus de modélisation

- Définition de la géométrie, en précisant le physique
- Sélection des propriétés du matériau
- Sélection des conditions initiales et conditions aux limites
- Maillage,
- Résolution du problème
- Post-traitement des résultats.

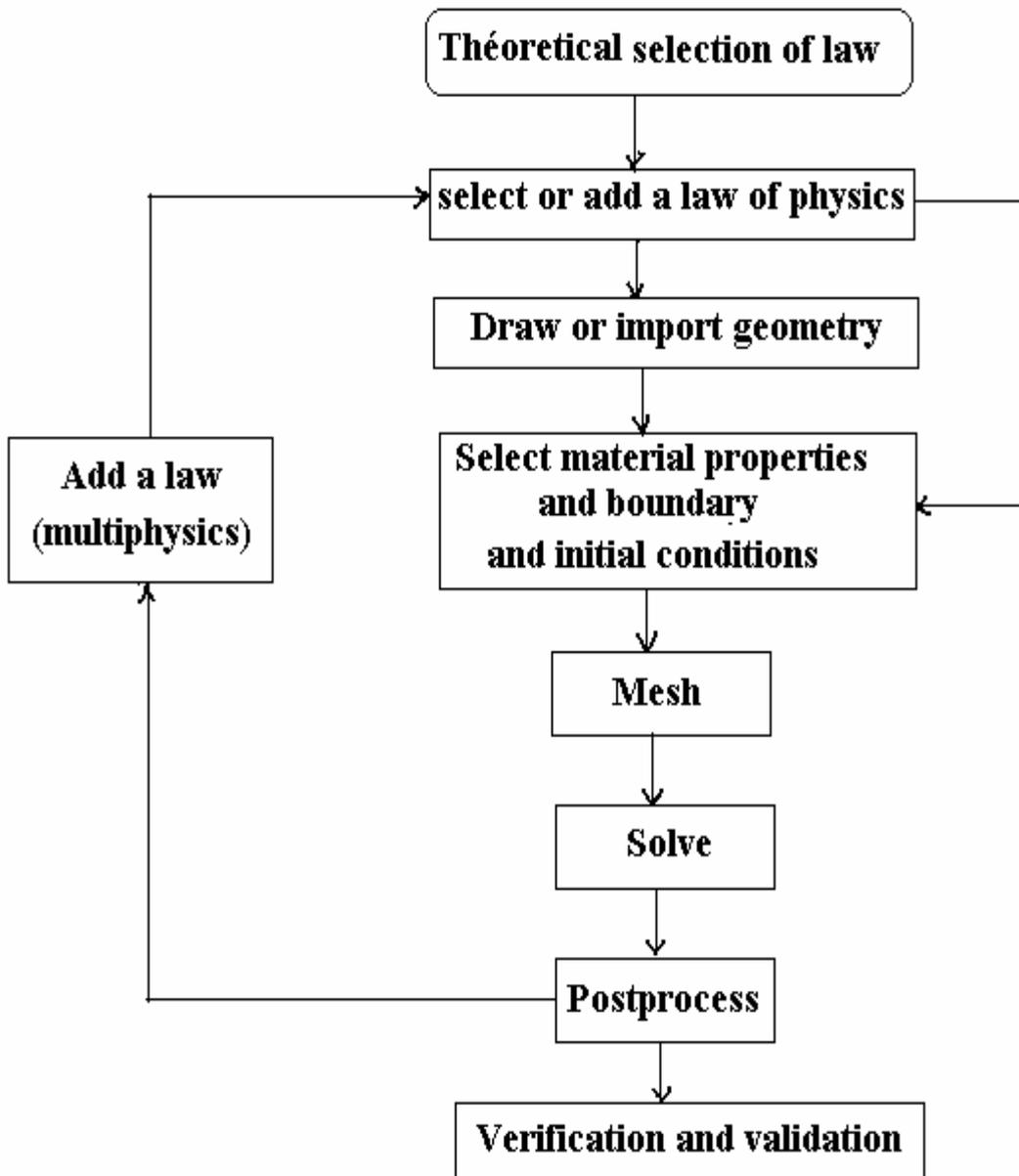


Fig.III.7 Organigramme du processus de modélisation de COMSOL Multiphysics

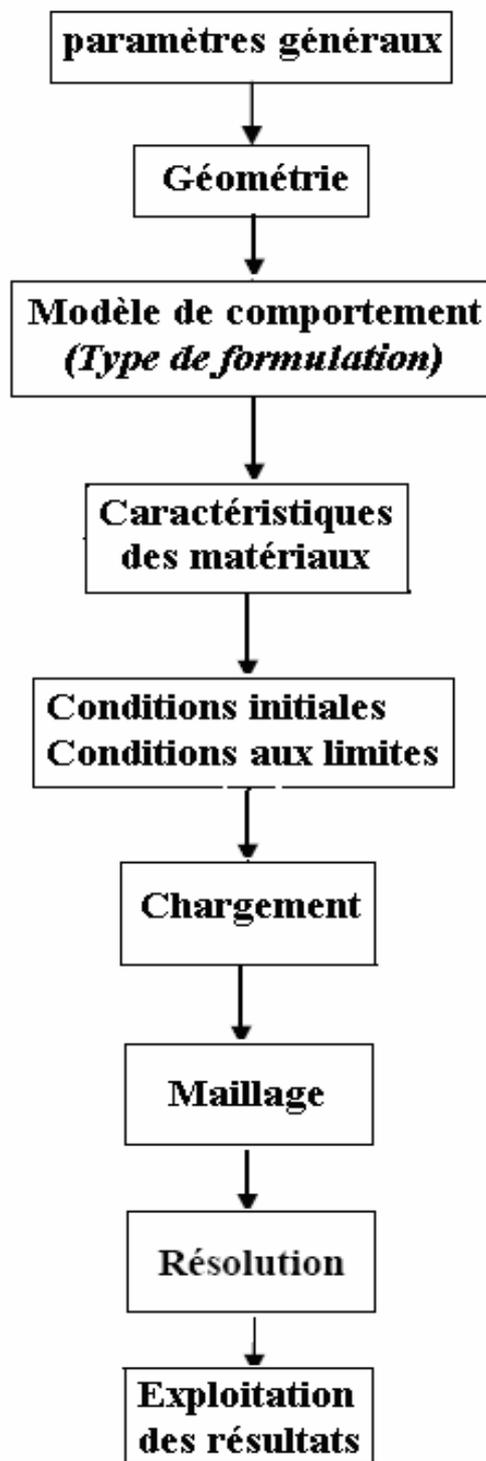


Fig.II.8 – Organigramme général pour la résolution d'un problème avec
Comsol Multiphysics

III.9.5 Modélisation d'une structure tubulaire soudée en T

La première étape de Calcul en éléments finis, consiste à concevoir une représentation de la structure et des phénomènes physiques qui s'y déroulent. Il s'agit de la conception d'un modèle ou modélisation géométrique d'un domaine qui repose sur un découpage de l'espace selon un maillage constitué d'un réseau d'éléments finis, bien définis et les conditions aux limites appliquées à ce réseau.

La structure est séparée en morceaux appelés éléments, le résultat se nomme maillage. Le **maillage** est donc la discrétisation spatiale du domaine d'analyse de manière à pouvoir ultérieurement associer une formulation en éléments finis au support géométrique. Lors de la discrétisation on voit apparaître des points particuliers situés aux intersections des éléments nommés nœuds. La solution du problème discrétisée est une solution approchée du problème réel. Le maillage découle d'une série de processus élémentaires à savoir :

- La Construction des points
- La Construction des lignes à partir des points
- La Construction des surfaces à partir des lignes

III.9.5.1 La géométrie

La géométrie du problème est dessinée Avec Femlab ou Comsol Multiphysics, à l'aide des outils de dessin intégrés à ce logiciel. Ces derniers sont limités à des formes simples (rectangles et cercles en 2D, parallélépipède, cylindre et sphère en 3D). Les objets plus complexes sont dessinés en assemblant les formes simples précédemment citées à l'aide des opérateurs (union, intersection ou différence). Pour notre cas il s'agit d'une géométrie 3D dessinée dans Solid-wroks 2009 et importée dans Comsol Multiphysics, la géométrie en question est représentée dans la figure III.9 (mode de visualisation du logiciel COMSOL Multiphysics 3.5.a).

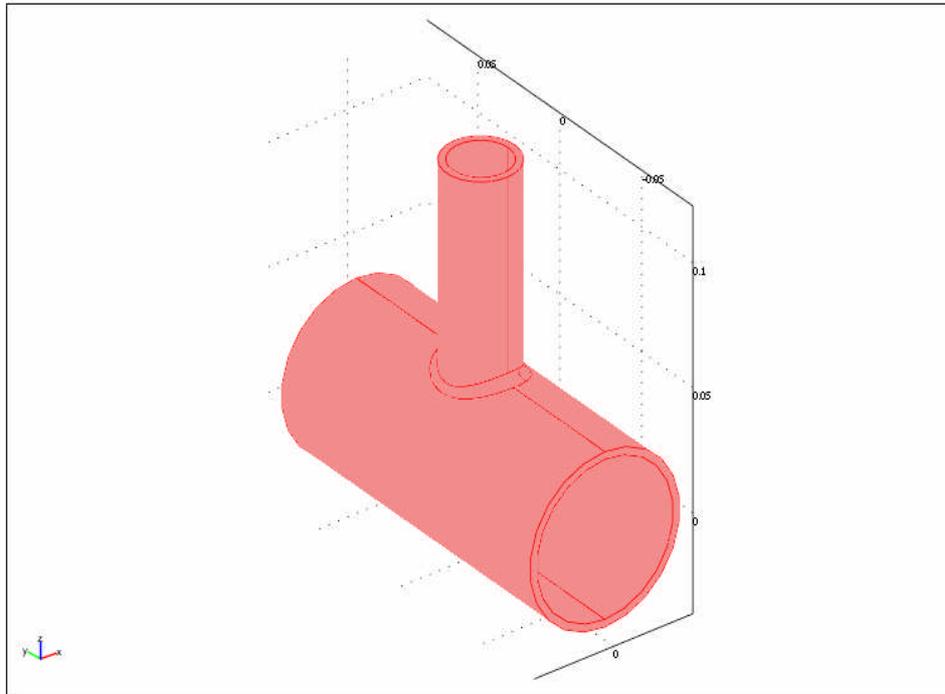


Figure III.9 : Géométrie utilisée pour la simulation

III.9.5.2 Définition des propriétés physiques intervenant dans les équations aux dérivées partielles

Pour chaque sous domaine considéré, il faut fixer les valeurs des constantes ou variables qui interviennent dans les équations (par exemple la masse volumique, la viscosité...). Ces variables peuvent être une fonction de l'espace, du temps ou d'autres variables calculées. Comsol multiphysics n'utilise pas d'unités spécifiques. Afin d'éviter les erreurs, il vaut mieux travailler dans le système d'unités international.

III.9.5.3 Définition des conditions aux limites

On définit les conditions aux limites sur chaque frontière du domaine dessiné. Les conditions aux limites sont prises en charge par Comsol multiphysics et diffèrent selon le modèle choisi. Dans notre cas, il s'agit d'un blocage de toutes les translations (U_x , U_y et U_z) et des rotations suivant les axes X et Y (R_x et R_y).

On ne tient pas compte des composantes du cisaillement transversal et du moment de torsion qui sont habituellement négligés puisque ces charges n'induisent pas une flexion dans la peau de la membrure. Cependant dans certains cas particuliers, leurs effets doivent être évalués. La traction axiale, la flexion dans le plan et la flexion hors du plan sont normalement des critères suffisants pour le calcul de dimensionnement des jonctions tubulaires

III.9.5.4 choix d'un maillage

Dans tout calcul par la méthode des éléments finis le maillage est un point délicat. Bien que le coût du calcul augmente parallèlement avec le nombre d'éléments, le maillage ne saurait être trop grossier car la précision des résultats est directement fonction de la dimension des éléments. La finesse du maillage dépend également, pour une bonne part, de la formulation utilisée (champs de déplacement, champs de contraintes, ou hybride), permettant d'assurer au mieux la continuité des déplacements, pentes et courbures aux frontières de l'élément et permet d'obtenir des résultats plus précis.[1]

Comsol multiphysics propose neuf types de maillages de différentes finesses, de l'extrêmement fin à l'extrêmement grossier. Il suffit de modifier les paramètres pour l'améliorer. Le maillage peut être affiné, selon la complexité de la géométrie du problème, sur un sous domaine, une frontière ou autour d'un point particulier.

Le maillage utilisé pour discrétiser la géométrie étudiée est de type lagrangien et les mailles sont de forme triangulaire (voir figure III.10).

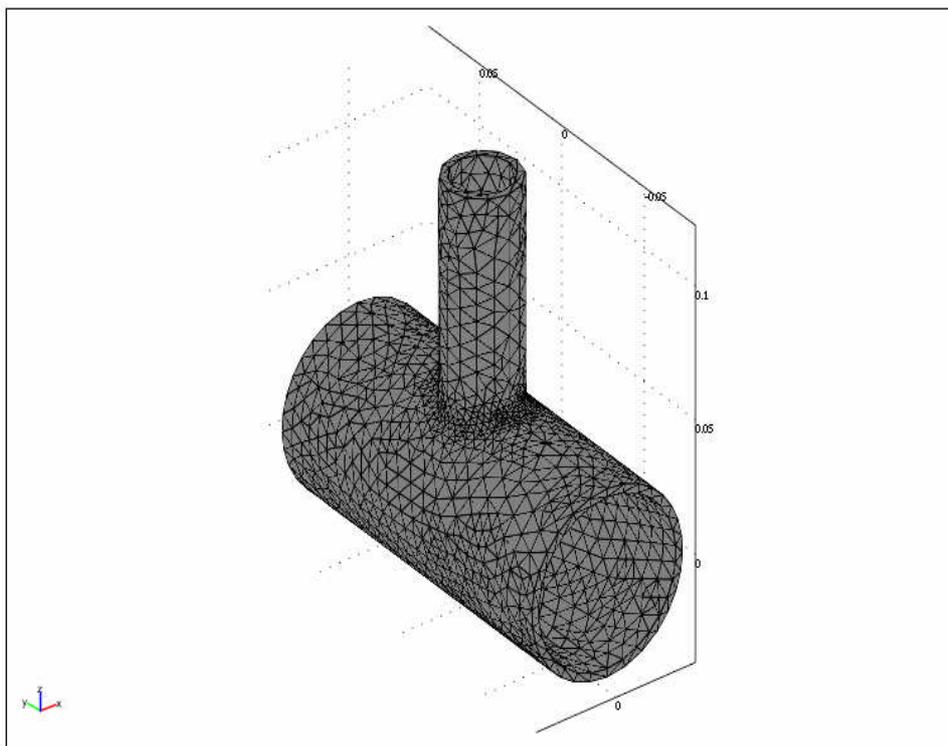


Figure III.10 Maillage grossier dans le cordon de soudure

A afin d'affiner les mailles dans la partie qui subit la majorité des déformations et des phénomènes thermiques importantes et augmenté ainsi la précision des calcul on affiné les mailles dans la jonction soudé.

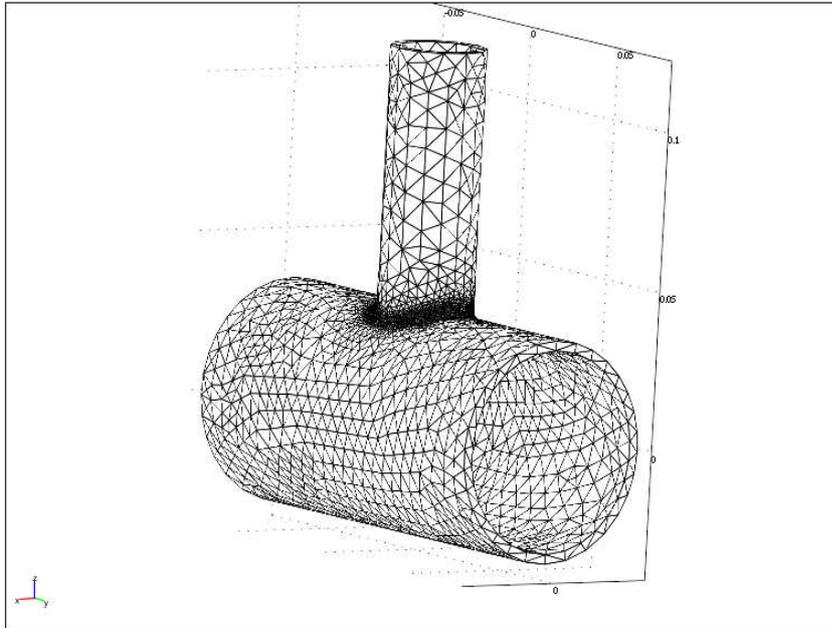


Fig.III.11 : a. Maillage affiné de la géométrie dans le cordon de soudure

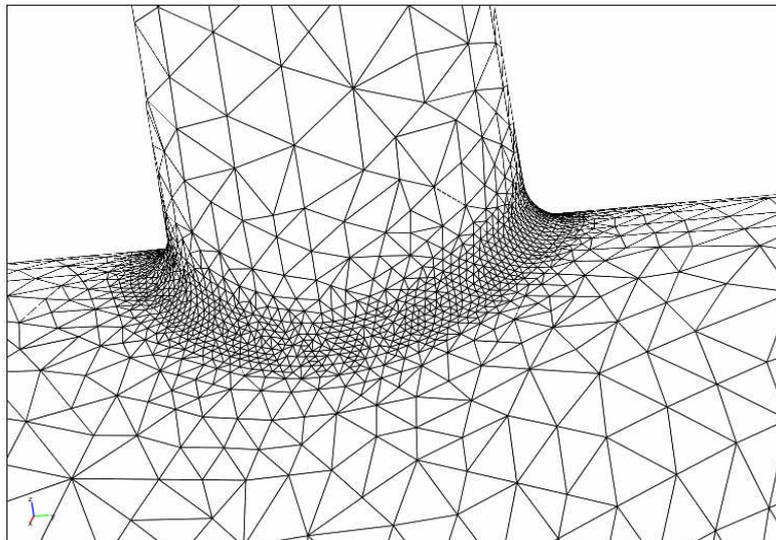


Fig.III.12 : b. zoom sur le cordon de soudure (maillage très fin)

Le cordon de soudure est divisé en n éléments finis identiques autour de l'axe z . De la même manière l'angle $\Phi=360^\circ$ tout autour du cordon de soudure fermé est divisé par le même nombre d'éléments n afin d'obtenir la position angulaire Φ_i du premier élément. En conséquence, chaque élément i du cordon de soudure est repéré par son angle de positionnement Φ_i autour de l'axe z . [21]

Soit : $\Phi_i=360^\circ/n$ (III.2)

et $\Phi_{i+1} = \Phi_i + \Phi_1$ (III.3)

avec $1 \leq i \leq n-1$

Dans notre cas on a divisé le cordon de soudure en 80 éléments identiques ($n=80$) correspondant à un pas de $4,5^\circ$

Vu la symétrie de la structure notre étude portera uniquement sur les éléments situés entre le point d'arçon ($\Phi = 0$) et le point de quartier ($\Phi = 90$), figure III.13.

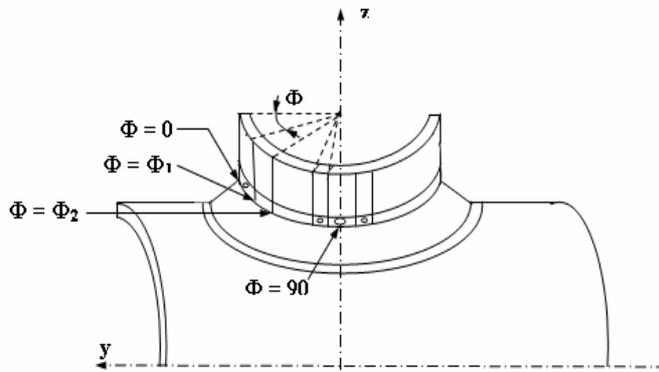


Fig.III.13- Angle de positionnement Φ_i

III.9.6 Résolution numérique

La résolution est dans la majorité des cas gérée par des opérateurs Elle peut être linéaire (élasticité, thermique stationnaire,) ou non linéaire (plasticité, viscoélasticité, thermique transitoire,). Dans ce dernier cas, la résolution est approchée à l'aide de méthodes numériques (résolution explicite, implicite, semi implicite,).

La résolution est d'autant plus longue que le nombre de noeuds du problème est élevé. Sa vitesse dépend également du type de solveurs choisis. On peut choisir la ou les variables que l'on souhaite résoudre, dans le cas d'un problème multi physique que l'on peut découpler. Le jeu de données à créer pour la résolution numérique complète comprend le modèle de comportement, les propriétés physiques, émissivités et conductivité du matériau, et les conditions aux limites imposées sur le maillage.

La résolution des problèmes **thermiques** donne accès à la **température** aux nœuds de la géométrie.

La résolution des problèmes **mécaniques** donne quant à elle la valeur du **déplacement** aux nœuds de la géométrie. Il convient alors d'exploiter ce déplacement pour déduire les autres résultats attendus (déformations, contraintes, etc.) .

III.9.7 Visualisation des résultats

Comsol multiphysics trace les variables obtenues par la simulation. Il dispose de différents types de représentation : iso contours, champs de vecteurs, courbes d'iso valeurs, etc.

III.9.8 Conclusion

Les codes de calcul sont des outils puissants au service de l'industrie et de la recherche. Ils sont devenus partie intégrante des méthodes de conception. Il est remarquable de noter le rôle fédérateur que joue cette discipline à travers la diversité des sciences et techniques et des acteurs en présence: industriels, exploitants, chercheurs, théoriciens, expérimentateurs. Le Calcul Scientifique autorise une réelle synergie dirigée vers la résolution d'un problème concret d'intérêt commun et se situe à l'intersection de plusieurs points d'intérêt : besoin de résultats de l'industriel, besoin de savoir des théoriciens, besoin d'avancer des chercheurs. Le lien qu'il assure entre monde réel et théories est absolument essentiel. Il est à la fois source de progrès technique et économique.

Chapitre IV

Résultats et discussions

Chapitre IV

Résultats et discussions

IV.1. Introduction

L'analyse de la distribution des contraintes le long du cordon de soudure, tant par la voie expérimentale que numérique (Méthode des Eléments Finis), a montré que le point le plus chaud se situe au voisinage du point de quartier, donc à $\Phi = 90^\circ$ pour une sollicitation de la structure en traction et à $\Phi = 0^\circ$ pour une sollicitation en flexion hors du plan.

Cette même analyse a permis de situer le point le plus chaud au voisinage du point d'arçon, pour une sollicitation de la même structure en flexion dans le plan [16].

IV.2. chargement simple

IV.2.1. Traction

IV.2.1.1. distribution des contraintes

Les contraintes considérées dans cette étude seront calculées au centre de gravité de chacun des éléments finis, de manière à n'avoir qu'une valeur moyenne du tenseur de contraintes par élément fini considéré. Il s'agit des contraintes de Von Mises.

D'après les résultats de la simulation du chargement de la structure tubulaire soudée en traction nous pouvons relever l'existence de deux zones dans l'entretoise :

- **zone 1** où les contraintes diminuent brusquement, est située au dessus du cordon de soudure et au voisinage immédiat de ce dernier,
- **zone 2** dans la quelle les contraintes diminuent progressivement, tout en ayant une petite variation par endroit pour atteindre des valeurs pratiquement constantes à l'extrémité supérieure de l'entretoise, figure IV.1

σ_N est la contrainte nominale mesurée dans la zone 2.

σ_{N1} , σ_{N2} : contraintes nominales prélevées à la limite de la zone "**chaude**" situées au prolongement, au dessus des deux points chauds afférents aux deux points de quartier à une hauteur voisine de $(D+d)/2$ depuis le point d'arçon.

σ_{max} est choisie comme la plus grande des valeurs de $\sigma_{N,1}$ et $\sigma_{N,2}$

Soit:
$$\sigma_{max} = \sup (\sigma_{N1} , \sigma_{N2}) \quad (IV.1)$$

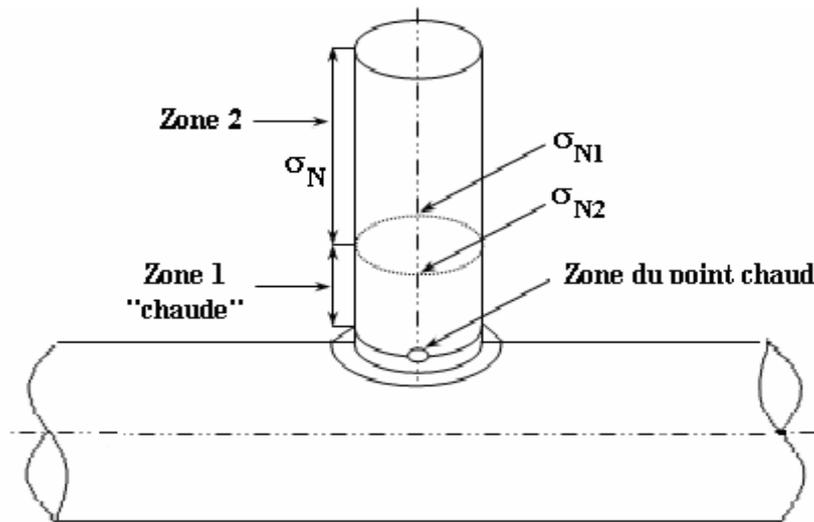


Figure IV.1 – Zones des répartitions des contraintes

Sur la figure IV.2 qui représente l'évolution de la contrainte de Von Mises le long de la périphérie de l'entretoise, on constate la présence des deux zones déjà expliquées :

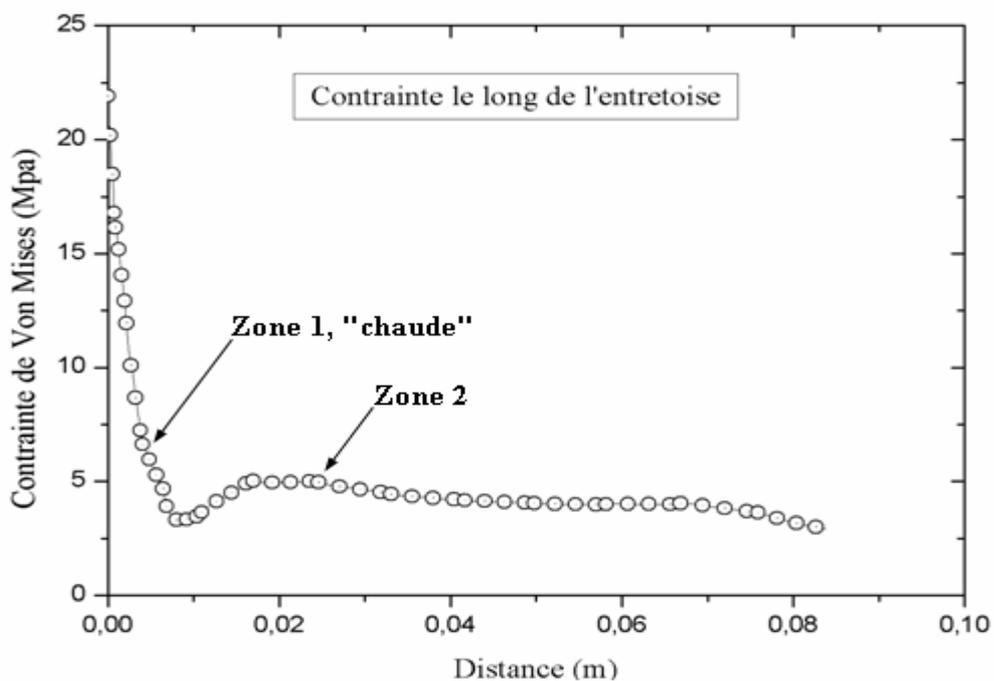


Figure IV.2 – Distribution des contraintes sur l'entretoise

En appliquant une force de traction sur l'entretoise, la structure subit une déformation dont la forme générale est représentée sur la figure IV.3, on voit bien que la déformation en grande partie est située au milieu de la membrure juste au dessous de l'entretoise, cette dernière subit aussi une déformation mais de moindre proportion par rapport à la membrure. La déformation de cette dernière est surtout longitudinale.

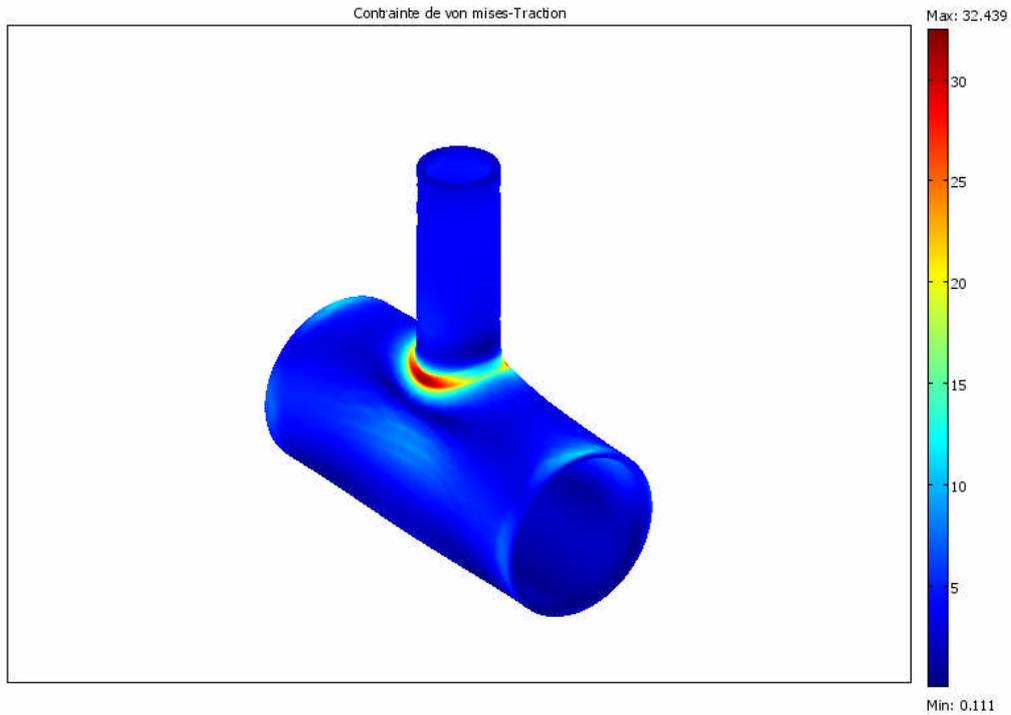


Figure IV.3 – Champ de contraintes dans la structure avec déformée

IV.2.1.2. Contraintes dans la jonction

Dans le cas de la traction, la concentration des contraintes autour de la jonction est répartie de façon symétrique et ceci en deux points, elle est en grande partie visible au voisinage des deux points de quartier ce qui favorise l'apparition du point chaud dans ces deux points. sur la figure IV.4 on peut voir cette concentration de contrainte. La valeur maximale du point chaud est de 32.4 Mpa et la valeur minimale est de 0.11 Mpa.

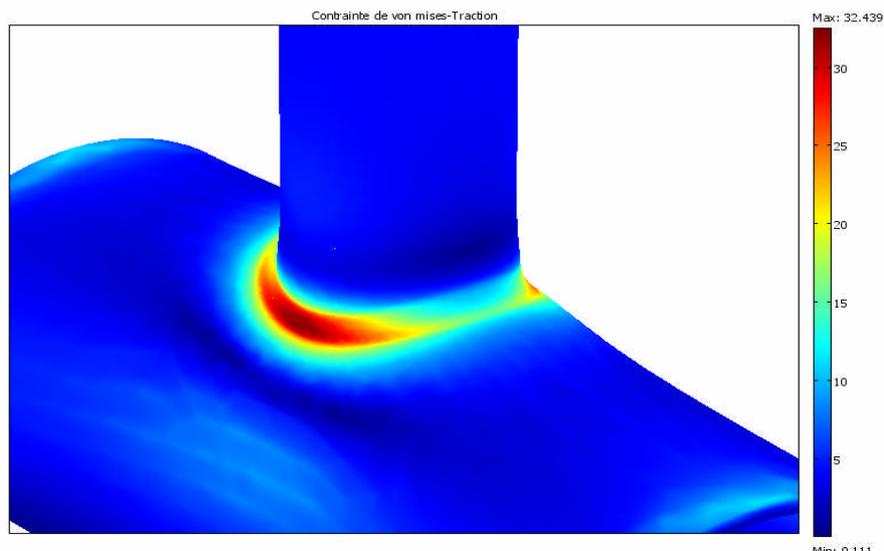


Figure IV.4 - Concentration des contraintes dans le cordon de soudure

Pour des raisons de symétrie, on considérera uniquement la moitié de notre structure soudée, donc l'étude se portera sur la portion située entre le point d'arçon ($\Phi = 0^\circ$) et le point de quartier ($\Phi = 90^\circ$).

Les figures, IV.5a et IV.5b montrent la répartition du facteur d'intensité de contraintes k_t dans la structure. On voit bien que la concentration augmente de façon progressive à partir du point d'arçon jusqu'à atteindre la valeur maximale au point de quartier ($k_t = 6.4$).

Sur la figure IV.5b on voit mieux l'évolution du facteur de concentration des contraintes en fonction de l'angle de positionnement Φ_i entre les deux points d'Arçon et de Cartier; ceci explique l'augmentation de la concentration.

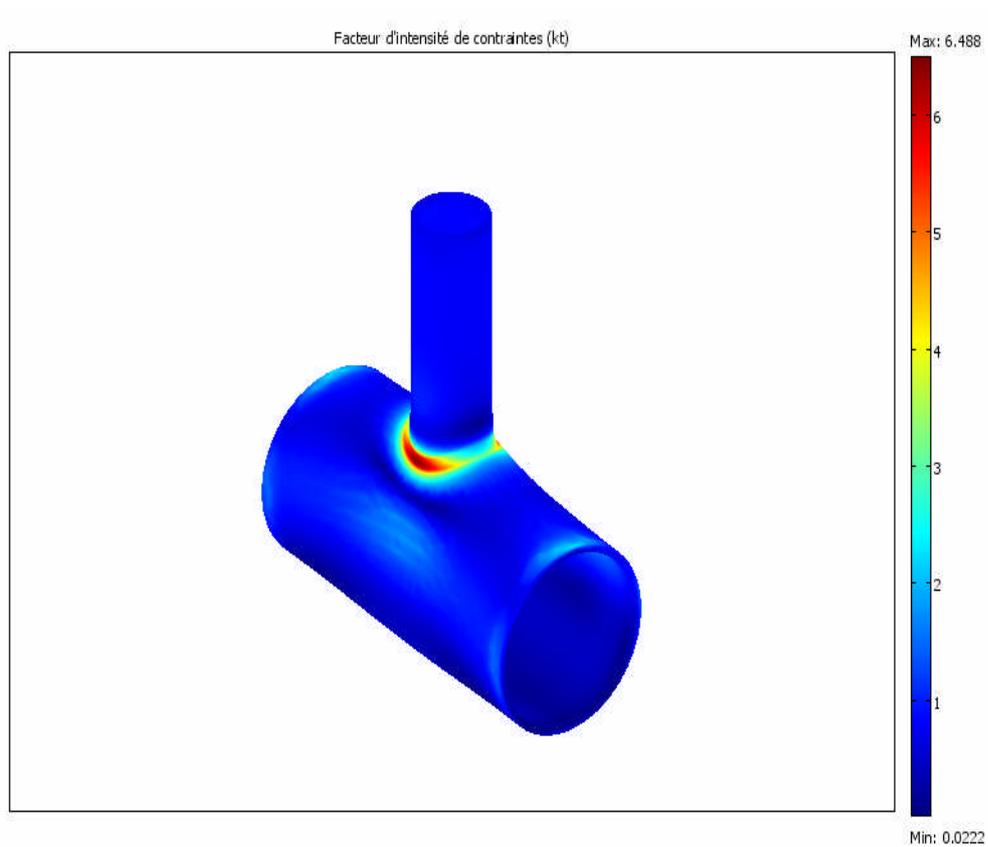


Figure IV5 a – Facteur d'intensité des contraintes en traction

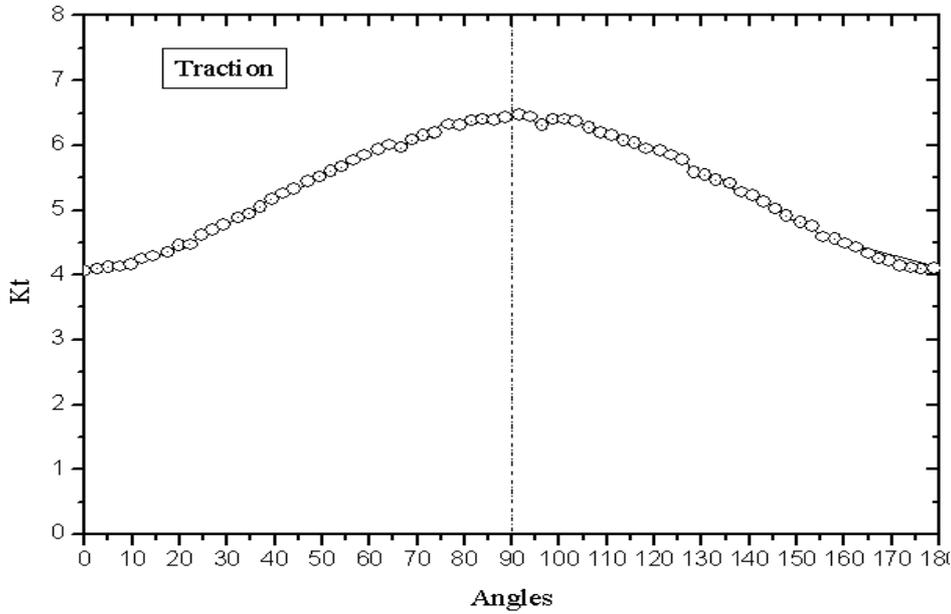


Figure IV.5b - Variation de k_t en fonction de Φ_i

IV.2.2 Flexion hors du plan

Dans ce cas, la structure sera sollicitée en flexion hors du plan cette sollicitation va engendrer une déformation transversale qui va se localiser surtout sur la membrure, avec une partie qui va subir une traction et l'autre une compression, figure IV.6.

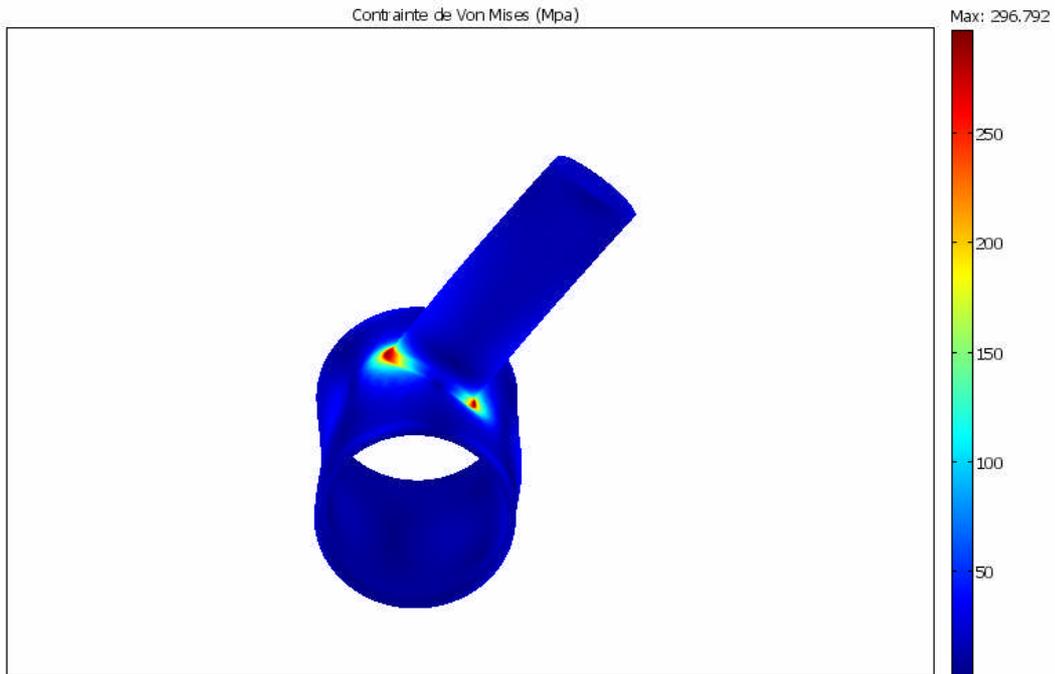


Figure IV.6 - Concentration des contraintes en flexion hors du plan

IV.2.2.1 Contraintes à la jonction

Dans ce cas de chargement, on peut distinguer une similitude dans la répartition de la concentration des contraintes avec la traction, c'est-à-dire que la concentration se situe aux deux points de quartier, voir figure IV.7. La concentration évolue de la même manière que dans le cas de la

traction, sauf que les valeurs sont inférieures par rapport à celles de la traction, ici aussi pour des raisons de symétrie on ne considérera que la portion située entre le point d'arçon et le point de quartier.

La valeur minimale est toujours située au point d'arçon à l'angle $\Phi = 0^\circ$; tandis que la valeur maximale est au point de quartier ($\Phi = 90^\circ$), et elle est de l'ordre de 296.7 Mpa.

On notera que dans le cas de la fhdp, la valeur de la contrainte du point chaud est plus grande que celle de la traction.

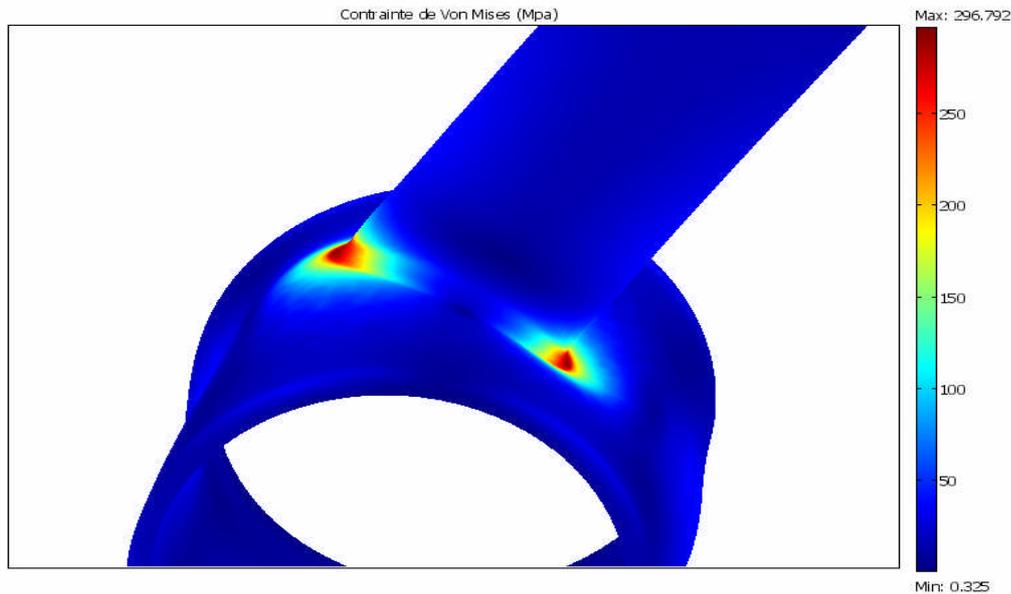


Figure .IV.7 Répartition de contrainte dans la jonction soudée

La figure IV8a représente la répartition du facteur d'intensité de contrainte k_t dans toute la structure tubulaire. La courbe de la figure IV8b qui représente l'évolution du facteur d'intensité de contrainte (F.C.C) en fonction de l'angle de positionnement Φ_i , reprend la même allure que la courbe de traction. La concentration augmente de façon progressive à partir du point d'arçon jusqu'à atteindre la valeur maximale au point de quartier qui est de l'ordre de 7.8 Mpa.

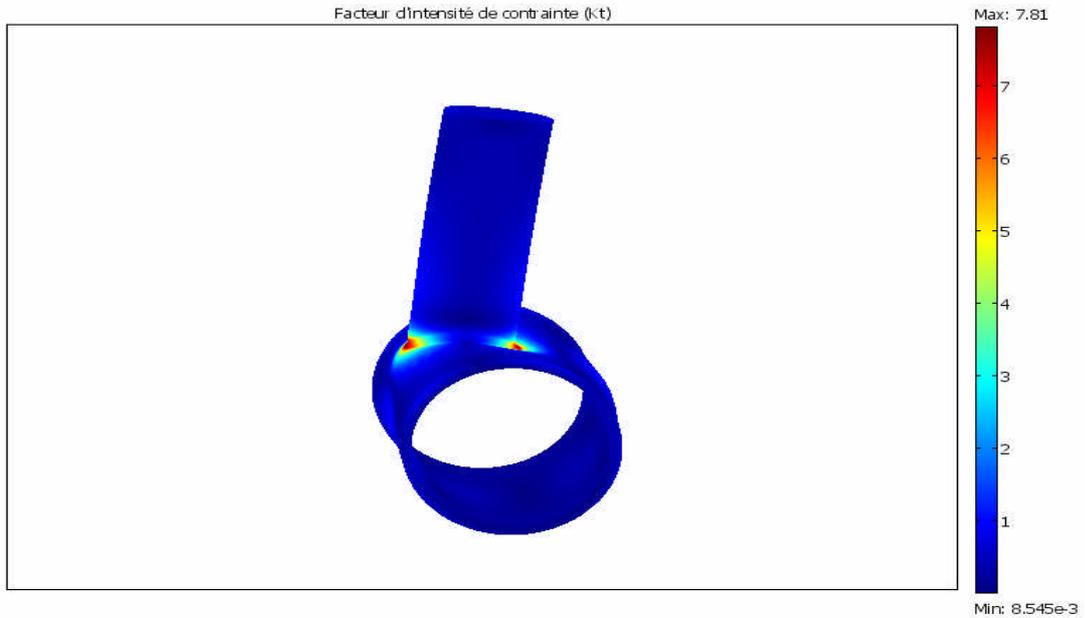


Figure IV8a – Facteur d’intensité des contraintes en traction

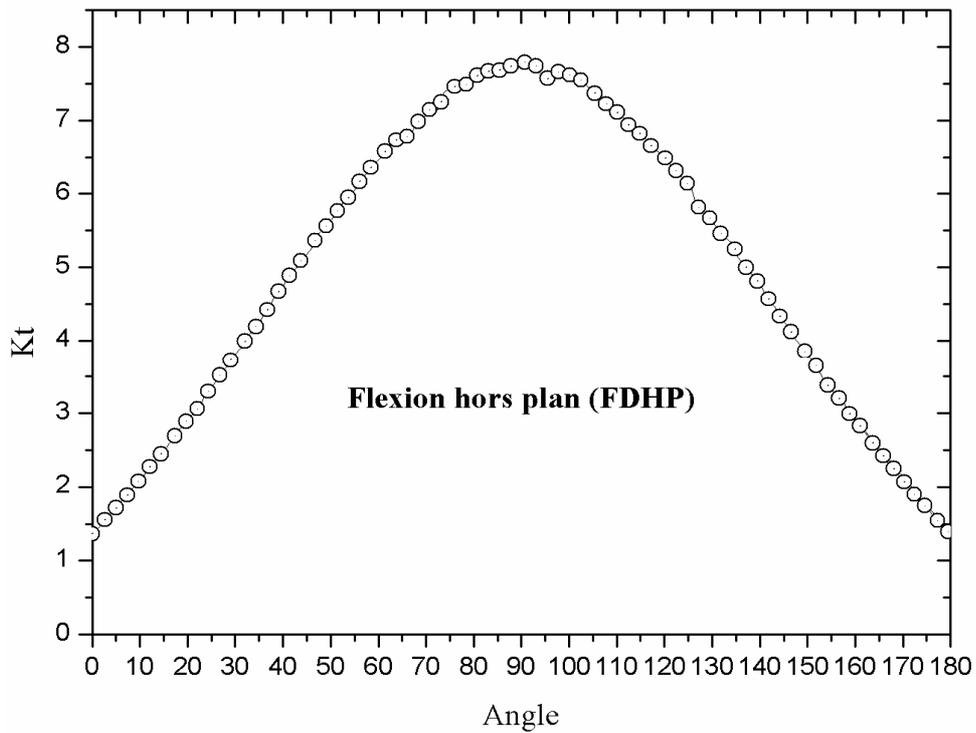


Figure IV.8b - Courbe de variation de k_t en fonction de Φ_i

IV.2.3. Flexion dans le plan

Dans ce cas On applique une flexion dans le plan de la membrure créant ainsi une déformation faite par la compression d'un côté et la traction de l'autre. On note que la plus grande partie de la déformation se situe sur la membrure au voisinage de la jonction entre les deux tubes ; l'entretoise subit elle aussi une déformation mais à moindre échelle, figure IV.9

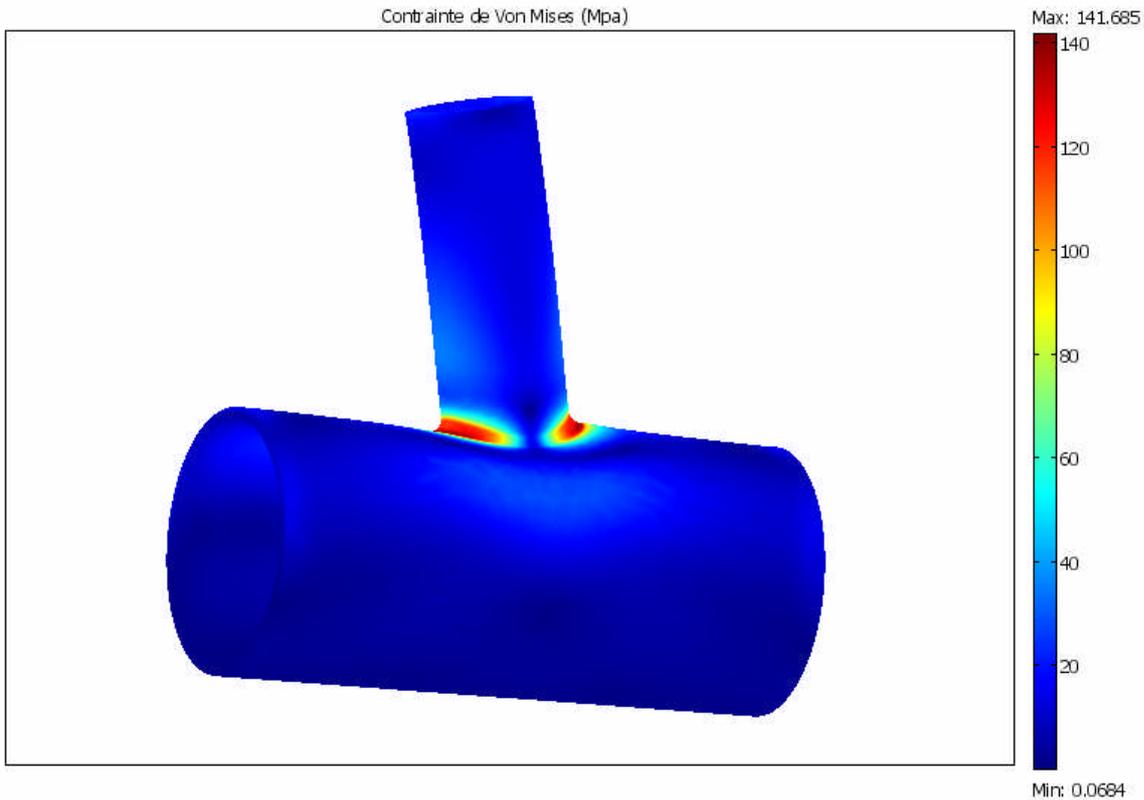


Figure IV.9 Répartition des contraintes dans la structure

IV.2.3.1. Contraintes à la jonction

D'après la figure IV.10 qui représente la répartition de contraintes dans la structure (cas de la FDP), Contrairement aux deux cas précédents de chargements, la concentration des contraintes n'est plus située tout près du point de quartier mais elle est déviée vers le point d'arçon. Elle est de l'ordre de 141.6 Mpa.

Dans les deux cas précédents on distingue la présence de deux points chauds ; dans le cas de la fdp on remarque aussi la même chose. La symétrie dans la répartition de la concentration existe toujours.

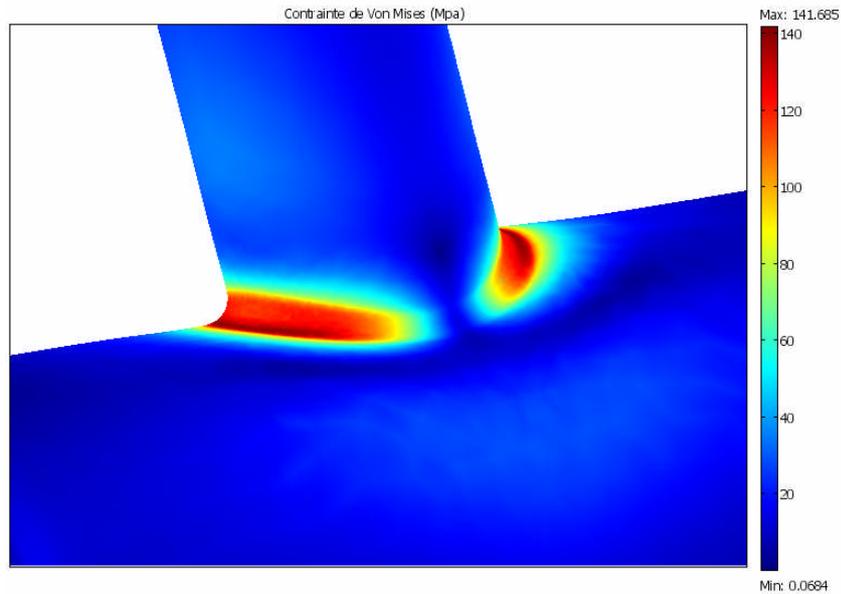


Figure IV.10 - Concentration des contraintes en flexion dans le plan

La concentration dans ce cas, évolue progressivement à partir du point d'arçon qui à une valeur maximale ($k_t = 5.06$) à un angle $\Phi = 90^\circ$ puis commence à diminuer jusqu'au point de quartier. On note ici que le point chaud n'est plus situé au point de quartier comme les deux autres cas, mais au point d'arçon. Voir figure IV.11

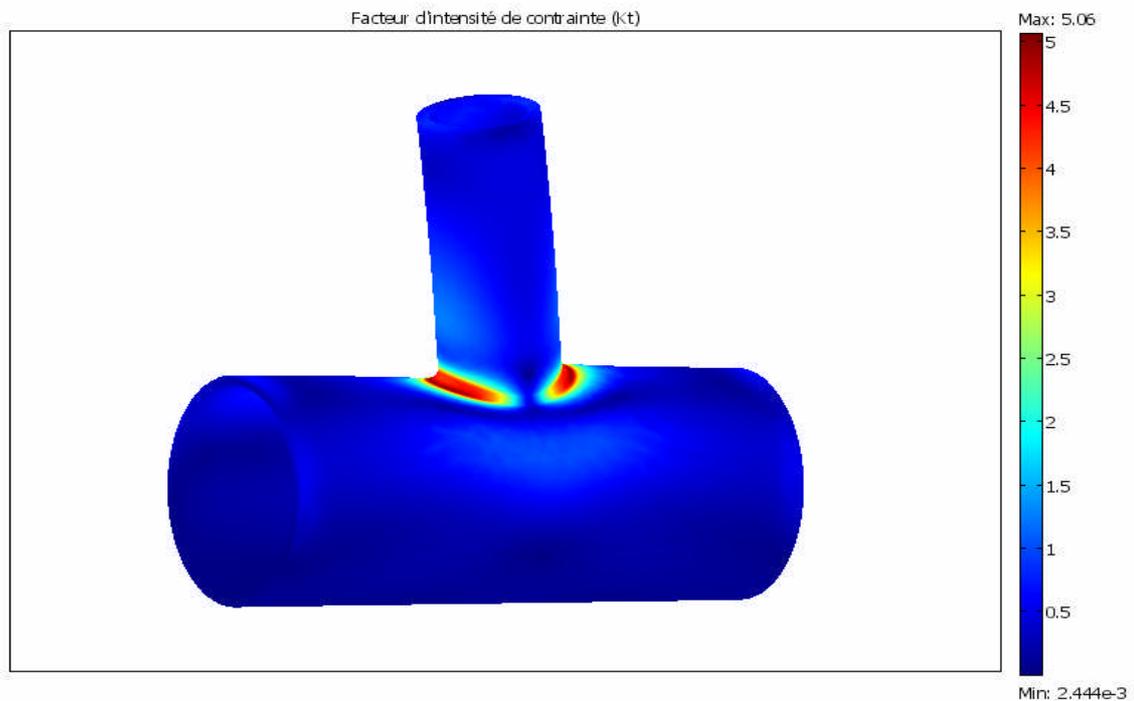


Figure IV.11 – Facteur d'intensité des contraintes en traction

De la même façon que dans le cas des deux autres chargements on trace la courbe représentant l'évolution du facteur d'intensité de contrainte en fonction de Φ_i , mais cette fois ci l'allure de la courbe est totalement différente des deux autres. Mais on peut constater l'aspect de symétrie de cette courbe.

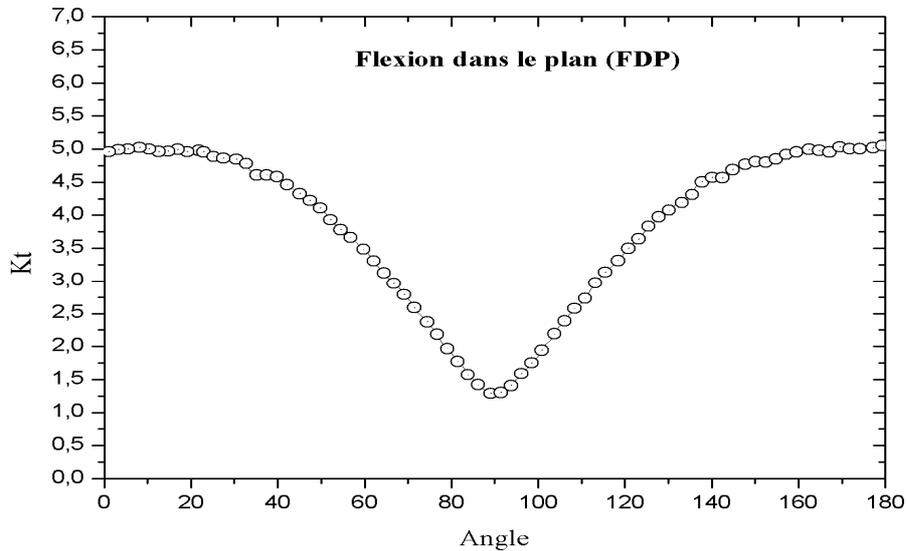


Figure IV.12 - Courbe de variation de k_t en fonction de Φ_i
Sollicitation de la structure en fdp

IV.2.4. Comparaison des résultats

Dans le tableau IV.1 nous avons comparé, les résultats obtenus par nos calculs et ceux obtenus par les formules paramétriques et calcul numérique de différents chercheurs [21],[12], sur une structure qui représente les mêmes dimensions.

Cas de charges	Kuang & al.	Gibstein	Hel. & al	F.E.M	Nos calculs
TRACTION	9.6	11.2	6.7	8.6	6.48
F.D.P	3.3	3.4	2.8	3.2	5.06
F.H.D.P	8.6	11.3	6.1	9.1	7.81

Tableau IV.1 - Comparaison des résultats

Nous constatons que les résultats obtenus par nos calculs sont les plus proches de ceux obtenus en particulier par Hel. & al et en général, par les autres chercheurs, pour les mêmes sollicitations.

IV.3. Chargement combiné

IV.3.1. Combinaison traction-FHDP-FDP

On applique un chargement combiné d'une traction, une flexion hors du plan et une flexion dans le plan avec la même charge de 4 Mpa .On remarque que la concentration des contraintes à la jonction entre la membrure et l'entretoise se situe au voisinage des deux points de quartier.Vue la combinaison des charges, la membrure est excessivement déformée.

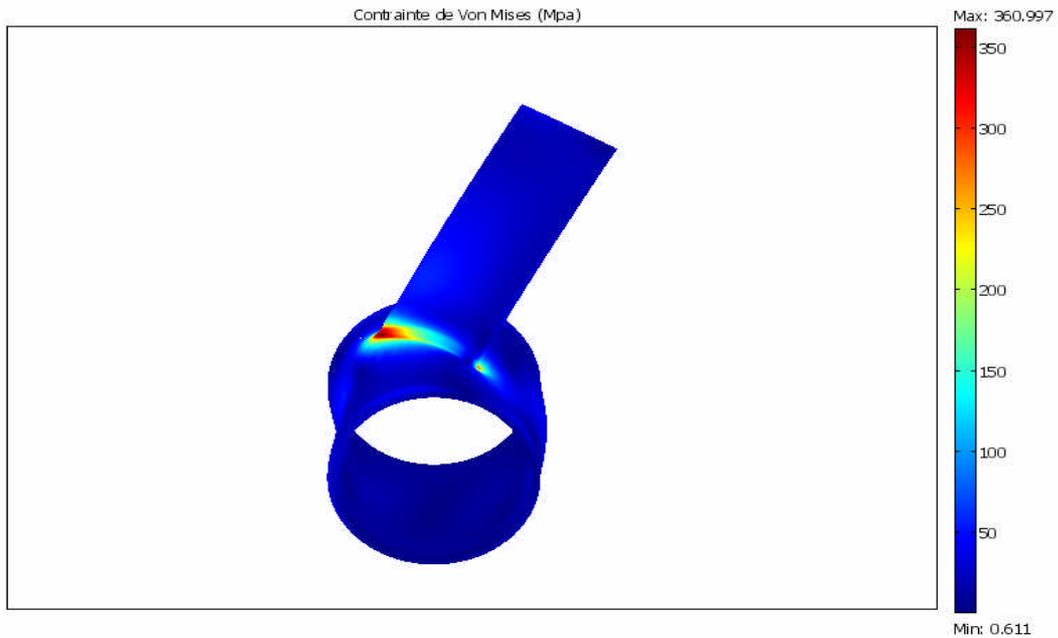


Figure IV.13 - Concentration des contraintes en traction-fhdp-fdp

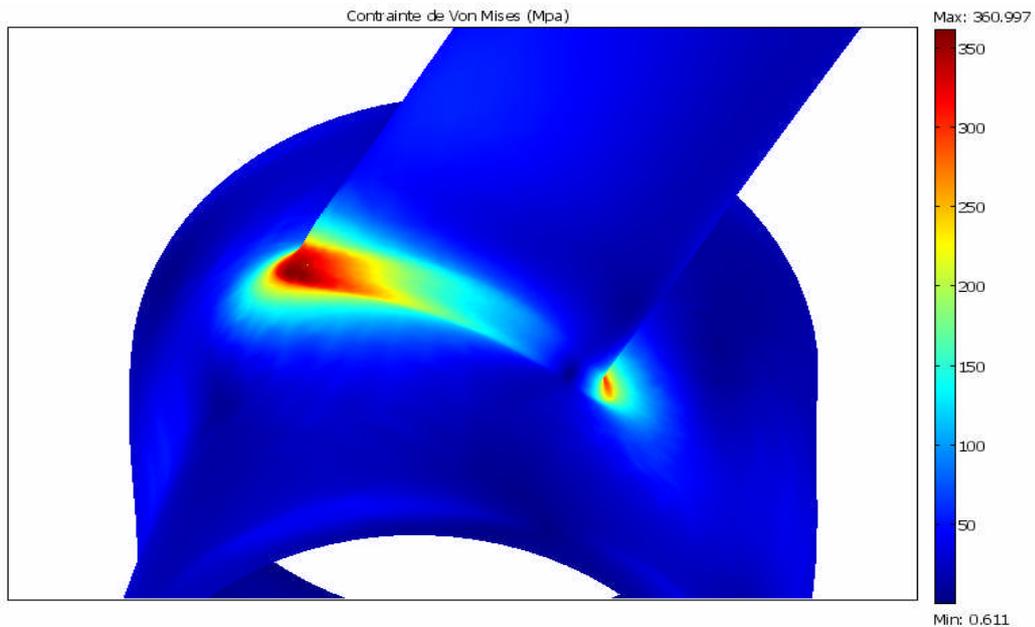


Figure IV.14 répartition de contrainte dans la jonction soudé

Cette concentration des contraintes n'est pas symétrique. Elle part d'une valeur maximale 6.3 au point de quartier d'angle $\Phi = 0^\circ$ et commence à augmenter jusqu'à atteindre la valeur de 10.3 au point d'angle $\Phi = 72^\circ$; ensuite les contraintes vont diminuer progressivement jusqu'à atteindre la valeur de $k_t = 3.6$ au point d'angle $\Phi = 143^\circ$; à partir de ce point elle augmentent jusqu'à la valeur 6.3 de k_t au deuxième point de quartier à l' angle $\Phi = 180^\circ$.

Le graphique représentant l'évolution du facteur de concentration des contraintes k_t en fonction de l'angle de positionnement Φ_i , est indiqué sur la figure IV.15.

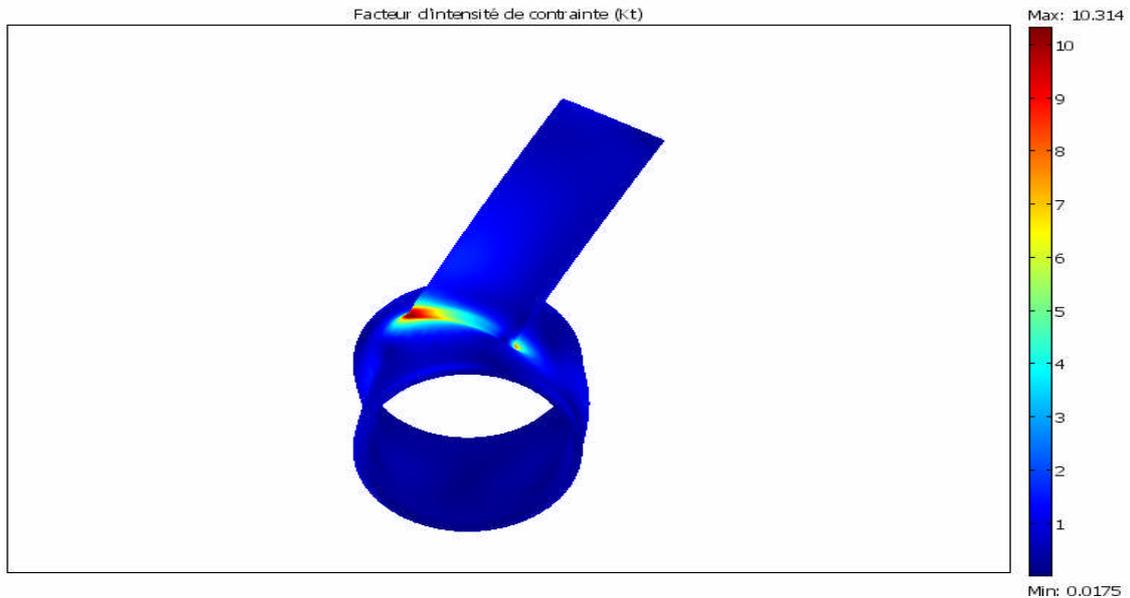


Figure IV.15 – Facteur d'intensité des contraintes en traction

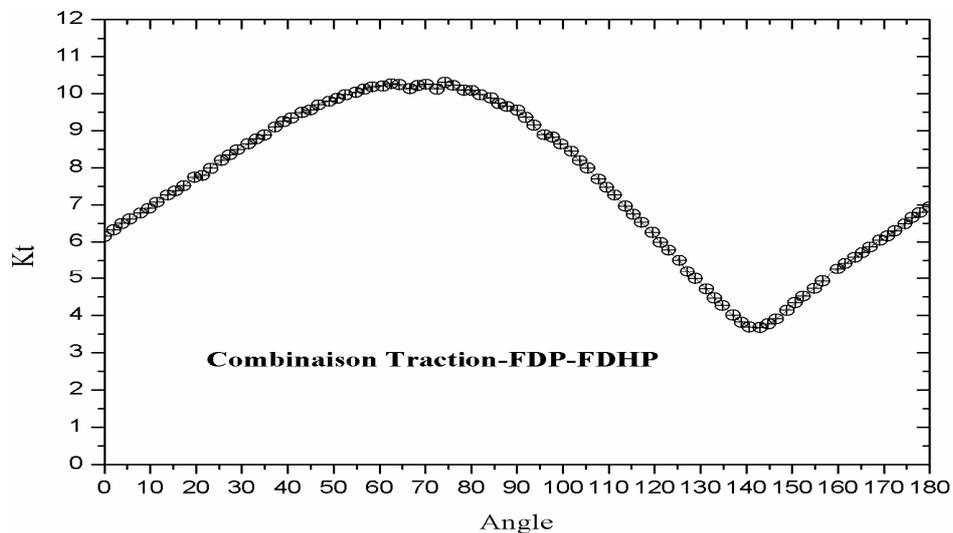


Figure IV.16 - Courbe de variation de k_t en fonction de Φ_i

Combinaison traction-FHDP-FDP

IV.4. Discussions et recommandations

IV.4.1.1. En cas de traction

Les contraintes dominantes à la jonction membrure-entretoise dans une structure tubulaire en T sous une sollicitation axiale sont produites par flexion, due à la déformation globale de la membrure. Toute modification sur ces contraintes aura une influence importante sur les valeurs du f.c.c. et la réduction de la déformation de la membrure

La meilleure façon de réduire la déformation de la membrure est d'ajouter un raidisseur à l'endroit où la membrure se déforme. Des recherches ont prouvé qu'avec cette méthode on peut réduire la valeur maximale du point chaud jusqu'à 40 %. A la suite de ses recherches, Baker jardine [24] est

arrivé à réduire la valeur maximale du point chaud de 5.25 à 3.15.en utilisant ce principe.

IV.4.1.2. En cas de flexion dans le plan

Dans le cas d'une flexion dans le plan, les contraintes à la jonction membrure-entretoise sont produites par la flexion locale de la membrure.

En agissant de la même manière que dans le cas de la traction, c'est-à-dire en ajoutant un raidisseur dans la membrure, on peut obtenir une légère réduction de la valeur maximale de k_t toutefois, cette valeur reste faible vu le sens de déformation de la membrure.

IV.4.1.3. En cas de flexion hors du plan

La flexion hors du plan se rapproche de celle de la traction où la déformation globale est le paramètre principal générant les contraintes à la jonction membrure-entretoise.

Comme dans le cas de la traction, toute réduction de la déformation globale a pour conséquence la réduction des valeurs du f.c.c.

Avec le même principe de raidissage que la traction, les valeurs maximales de k_t peuvent être réduites jusqu'à 30 %.

Le calcul des facteurs de concentration des contraintes permet d'apporter des éléments d'information sur la distribution des contraintes dans la structure étudiée en fonction du type de sollicitations.

Vue la complexité due à de nombreux paramètres et en particulier à la géométrie de la courbe d'intersection, il n'existe pas de méthode assez simple permettant de prendre en compte la distribution des contraintes au voisinage du cordon de soudure, seule la méthode des éléments finis permet d'y apporter des éléments de réponse.

Certains travaux de recherches, en l'occurrence ceux menés par le **C.T.I.C.M** [26] (Centre Technique Industriel de la Construction Métallique, France), ont établis la variation du facteur de concentration des contraintes en fonction de chaque paramètre géométrique, comme étant une fonction de type exponentielle.

Des travaux menés sur des éprouvettes cylindriques entaillées sollicitées en traction, ont permis de prendre en compte l'évolution logarithmique de la distribution des contraintes.

Il n'en demeure pas moins que cette possibilité se trouve être exclue sur les structures tubulaires, sauf en traction [27].

En conséquence, l'expression du facteur de concentration de contraintes reste donnée par le rapport de la contraintes maximale σ_{\max} au point le plus chaud, sur la contrainte nominale σ_{nom} au voisinage du cordon de soudure, tant du côté de l'entretoise que de celui de la membrure. On considère pour chaque élément fini de la structure, et pour chacune des sollicitations, les contraintes de Von

Mises, afin d'obtenir les facteurs de concentrations des contraintes respectifs . Les contraintes prises en compte sont des contraintes dites de "peau" pour les éléments coques minces [28].

Cependant, nous pouvons signaler l'existence d'une zone de symétrie, entre le point d'arçon et le point de quartier ; dans cette zone, les facteurs de concentration des contraintes sont identiques, et on constate qu'ils augmentent au fur et à mesure qu'on avance du point d'arçon au point de quartier. Le point chaud change de position en fonction de la géométrie du nœud et de la nature de la sollicitation.

Conclusion

Les intersections des jonctions tubulaires soudées représentent des discontinuités structurales et des contraintes résiduelles conduisant à des zones de fortes concentrations de contraintes au voisinage des cordons de soudure. Ces zones sont caractérisées par le facteur de concentration des contraintes k_t . La valeur de la contrainte admissible dans l'assemblage vis-à-vis de la fatigue s'en trouve diminué par rapport aux caractéristiques du métal de base.

Les chargements répétés dans le temps (houle, courant, marées, vents) donnent lieu à un grand nombre de cycles de contraintes d'amplitudes variables. La combinaison de ces cycles de chargements et des zones de fortes concentrations de contraintes conduit inévitablement à un endommagement par fatigue de ces structures ; surtout s'il existe des défauts de soudage. Les conditions de soudage, le type de joint soudé et la géométrie de la soudure conditionnent la tenue en fatigue des assemblages. Il importe donc, pour le dimensionnement en fatigue de ces structures, de connaître l'emplacement des points où la contrainte est maximale (points chauds).

Les formules sont le moyen le moins onéreux pour obtenir les CCC, mais leur emploi est considérablement limité par leur manque de généralité et par l'impossibilité de situer la position exacte du point chaud.

L'utilisation du code calcul Comsol multiphysics basé sur la méthode des éléments finis permet d'étudier et de prévoir le comportement de la structure tubulaire soudée en forme de T. Une modélisation simple et précise de ce logiciel. Permet de calculer la concentration de contraintes (les facteurs de concentration de contraintes) au voisinage du cordon de soudure et également de localiser les points chauds ou zones de fortes concentrations de contraintes. Vue la complexité et la discontinuité géométrique des nœuds tubulaires, Cette méthode paraît la mieux adaptée,

Cette étude nous a permis de montrer que les points chauds sont en général situés au points de quartier : traction, flexion hors du plan et la combinaison traction/flexion hors du plan avec des valeurs des facteurs de concentration des contraintes qui peuvent atteindre respectivement : (8.99, 10.36, 13.98) et qui sont satisfaisant par rapport aux celles trouvées par d'autres chercheurs (9.62, 10.45, 18.0), sinon au voisinage : flexion dans le plan et la combinaison : traction/flexion dans le plan avec comme valeurs respectivement : (4.94 à 58.5°, 11.01 à 72°) et qui se rapprochent eux aussi des valeurs obtenus par les recherches : (3.11 à 45°, 9.8 à 67.5°), à partir de ces valeurs on constate que les contraintes maximales dans les points chauds varient aussi selon le type de chargement. Le code de calcul utilisé à permet d'aboutir à des résultats cohérents et conformes à ceux de la littérature.

Références bibliographiques

- [1] "Guides Pratiques sur les Ouvrages en mer", ARSEM Assemblages Tubulaires Soudés (EDITIONS TECHNIP), Pierre Willm, (oct. 1985).
- [2] F.Ghanameh, D.Thevenet, A.Zeghloul "Concentration de contraintes dans les jonctions tubulaire de type T, Y et K" 17^{ème} congré de mécanique-Troys septembre 2005-
- [3] Fathi GHANAMEH : "Fiabilité des jonctions tubulaires soudées des plateformes offshore" (2002-2005)
- [4] P. HAGELSTEIN- B. ERNOTTE "Etude paramétrique d'assemblages soudés multi plans de tubes ronds : comparaisons des modes percés et non percés- CRIG – Liège"
- [5] N. RECHO, "Rupture Par Fissuration Des Structures", EDITIONS HERMES (1995).
- [6] BEAL L, TOPRAC AA, "Analysis of in Plane T, Y and K Welded Tubular Connections", Welding Research Council Bulletin 125, (Oct.1967).
- [7] REBER JB, "Ultimate Strength Design of Tubular Joints", Offshore Technology Conference, OTC 1664, Houston, Texas (1972).
- [8] S. A. KARAMANOS, A. ROMEIJN, J. WARDENER, "Stress Concentrations in Tubular Gap K-Joint: Mechanics and Fatigue Design", Engng, struct. vol.22 , 4-14, 2000.
- [9] VISSER W, "On the structural design of tubular joints", Offshore Technology Conference, OTC 2117, Houston, Texas (1974).
- [10] American Welding Society, "Structural Welding Code-Steel", 14th edn, ANSI/AWS, Miami (1994).
- [11] American Petroleum Institute, "Recommended Practice for planning, Designing and constructing Fixed Offshore Platforms", 1st edn, API RP2a-LRFD, Washigton DC (1993).
- [12] KUANG JG, POTVIN AB, LEICK RD, KAHLICH JL, "Stress Concentration in Tubular Joints", j. Soc, Petroleum Engineers 1977, (Aug. 1977).
- [13] JOHNSON CP, CLOUGH RW, "A Finite Element Approximation for the Analysis of Thin Shells", International Journal of Solids and Structures (1968).
- [14] SMEDLEY G. P, "Peak strains at tubular joints", I Mech. E, (Sep. 1977).
- [15] Efthymiou M. "Development of SCF formula and generalised influence functions for use in fatigue analysis". In: Proceedings of the Conference on Recent Developments in Tubular Joints Technology, Surrey (UK) 1988.

- [16] HELLIER A. K, CONNOLLY M. P. and DOVER W. D, "Stress Concentration Factors for Tubular Y and T Joints", Int J Fatigue 12 No 1 (1990).
- [17] Lloyd's register of shipping. "Stress Concentration Factors for Simple Tubular Joints", HSE BOOKS, OTH 354 (1997).
- [18]"Concentration de Contraintes", Techniques de l'Ingénieur, Volume BM5
- [19] N. RECHO, "Formulation des Eléments Finis Plaques et Coques et Les Problèmes Relatifs à Leur Utilisation", Rapport PACEM/CTICM, n° 10-002-15, (Août 1984).
- [20] R. H. GALLAGHER, "Introduction aux Eléments Finis", EDITIONS PLURALIS, Version Française (1976).
- [21] Shao Yong-Bo "Geometrical effect on the stress distribution along weld toe for tubular T- and K-joints under axial loading"
Science direct Journal of Constructional Steel Research 63 (2007) 1351–1360
- [22] A. N'Diaye, S. Hariri, G. Pluvinage and Z. Azari . "Stress concentration factor analysis for welded, notched tubular T-joints under combined axial, bending and dynamic loading"
International Journal of Fatigue, Volume 31, Issue 2, February 2009, Pages 367-374
- [23] M.M.K. Lee, D. Bowness. Estimation of stress intensity factor solutions for weld toe cracks in offshore tubular joint“. International Journal of Fatigue 24 (2002) 861–875
- [24] B. JARDINE, "Fatigue Life Enhancement of Tubular Joints by Grout Injection", HSE BOOKS, OTH 92 368 (1993).
- [25] CEE 504: Finite Element Methods in Structural Mechanics Winter 2009
Using COMSOL Multiphysics to solve structural mechanics problems.
- [26]Rapport CNEXO-CTICM, "Calcul Statique des Assemblages Tubulaires, Concentration des Contraintes dans les Assemblages Tubulaires".
- [27] H. GOUAIR, Z. AZARI, L. TOTH, G. PLUVINAGE, "Modélisation de la Transition Rupture Fragile Ductile sur des Eprouvettes de Révolution, Entailles", Revue Française de Mécanique, n°1 (1995),67-73.
- [28] E. CHANG and W.D. DOVER, "Stress Concentration Factor Parametric Equations for Tubular X and DT Joints", Int. J. Fatigue, vol. 18,363-387, 1996
- [29] A.N'DIAYE, "Concentration des contraintes dans des structures tubulaires" Thèse de doctorat (Mars 201) Université de Metz.
- [30] Base de choix des aciers en construction métallique tome I. OTUA, 1970

ANNEXE A

F.C.C pour noeuds de types T et Y
selon la géométrie

Joint Ref.	Paper Ref.	Steel / Acrylic	Joint Geometry						Axial						OPB				IPB			
			D mm	τ	β	γ	α	θ	Ch. sad.	Ch. cro.	Ch. side	Br. sad.	Br. cro.	Br. side	Ch. sad.	Ch. side	Br. sad.	Br. side	Ch. cro.	Ch. side	Br. cro.	Br. side
T17	UKOSRPI[1]	Steel	168	1.00	1./20°	13.3	10.5	90°	6.2	4.9	6.3	4.5	2.0	4.5	-	-	-	-	2.8	2.8	1.3	1.7
T18	UKOSRPI[1]	Steel	168	0.71	1./15°	13.3	10.5	90°	2.5	3.6	3.7	2.9	1.7	3.3	-	-	-	-	2.2	2.2	1.4	1.7
T19	UKOSRPI[1]	Steel	168	0.86	0.53	13.4	10.5	90°	11.4	5.2	11.4	6.5	0.3	6.5	-	-	-	-	2.5	2.5	1.7	2.1
T20	UKOSRPI[1]	Steel	168	0.51	0.53	13.3	10.0	90°	6.5	2.8	6.5	4.9	0.4	4.9	-	-	-	-	1.7	1.7	2.3	2.4
T21/1	UKOSRPI[1]	Steel	457	1.00	1./0°	14.3	14.0	90°	-	-	-	-	-	-	4.2	4.2	5.7	5.7	-	-	-	-
T21/2	UKOSRPI[1]	Steel	457	1.00	1./0°	14.3	14.0	90°	-	-	-	-	-	-	5.3	5.3	5.2	5.2	-	-	-	-
T21/3	UKOSRPI[1]	Steel	457	1.00	1./0°	14.3	14.0	90°	-	-	-	-	-	-	5.1	5.1	6.2	6.2	-	-	-	-
T22/1	UKOSRPI[1]	Steel	457	0.56	1./0°	14.3	14.0	90°	-	-	-	-	-	-	3.3	3.3	4.2	4.2	-	-	-	-
T22/2	UKOSRPI[1]	Steel	457	0.56	1./0°	14.3	14.0	90°	-	-	-	-	-	-	2.8	2.8	3.6	3.6	-	-	-	-
T22/3	UKOSRPI[1]	Steel	457	0.56	1./0°	14.3	14.0	90°	-	-	-	-	-	-	2.8	3.0	3.6	3.6	-	-	-	-
T23/1	UKOSRPI[1]	Steel	457	0.39	0.25	14.3	14.0	90°	-	-	-	-	-	-	2.2	2.2	2.0	2.0	-	-	-	-
T23/2	UKOSRPI[1]	Steel	457	0.39	0.25	14.3	14.0	90°	-	-	-	-	-	-	2.8	2.8	2.3	2.3	-	-	-	-
T23/3	UKOSRPI[1]	Steel	457	0.39	0.25	14.3	14.0	90°	-	-	-	-	-	-	2.5	2.5	1.9	1.9	-	-	-	-

Tableau A1 : F.C.C des jonctions tubulaires soudées en T et en Y

Joint Ref.	Paper Ref.	Steel/ Acrylic	Joint Geometry						Axial						OPB				IPB			
			D mm	τ	β	γ	α	θ	Ch. sad.	Ch. cro.	Ch. side	Br. sad.	Br. cro.	Br. side	Ch. sad.	Ch. side	Br. sad.	Br. side	Ch. cro.	Ch. side	Br. cro.	Br. side
T24/1	UKOSRPI[1]	Steel	457	0.28	0.25	14.3	14.0	90°	-	-	-	-	-	-	1.8	1.8	1.7	1.7	-	-	-	-
T24/2	UKOSRPI[1]	Steel	457	0.28	0.25	14.3	14.0	90°	-	-	-	-	-	-	1.6	1.6	1.7	1.7	-	-	-	-
T24/3	UKOSRPI[1]	Steel	457	0.28	0.25	14.3	14.0	90°	-	-	-	-	-	-	1.7	1.7	1.8	1.8	-	-	-	-
T25/1	UKOSRPI[1]	Steel	457	1.00	1.70°	14.3	14.0	90°	-	-	-	-	-	-	5.1	5.1	4.5	4.5	-	-	-	-
T25/2	UKOSRPI[1]	Steel	457	1.00	1.70°	14.3	14.0	90°	-	-	-	-	-	-	6.0	6.0	5.0	5.0	-	-	-	-
T25/3	UKOSRPI[1]	Steel	457	1.00	1.70°	14.3	14.0	90°	-	-	-	-	-	-	3.5	3.5	4.9	4.9	-	-	-	-
T37	UKOSRPI[1]	Steel	457	1.00	1.70°	14.3	10.7	90°	1.2	7.9	8.0	4.9	2.5	5.1	-	-	-	-	3.3	3.4	1.6	2.1
T38	UKOSRPI[1]	Steel	457	0.55	1.70°	14.3	10.7	90°	0.4	3.8	3.8	4.0	1.4	4.4	-	-	-	-	2.0	2.0	1.8	2.3
T39	UKOSRPI[1]	Steel	457	0.40	0.25	14.3	10.2	90°	4.2	2.4	4.2	3.0	0.8	4.4	-	-	-	-	0.8	1.0	1.3	1.5
T40	UKOSRPI[1]	Steel	457	0.28	0.25	14.4	10.2	90°	-	-	-	4.2	1.9	4.4	-	-	-	-	-	-	1.9	1.9
T41	UKOSRPI[1]	Steel	914	1.00	0.50	14.4	5.0	90°	12.0	6.2	12.0	7.6	1.2	7.6	-	-	-	-	4.2	4.9	1.9	2.6
T42	UKOSRPI[1]	Steel	914	0.28	0.50	14.4	5.0	90°	3.3	1.8	3.3	4.6	2.1	4.6	-	-	-	-	1.3	1.3	2.3	2.3
T43	UKOSRPI[1]	Steel	914	0.47	0.24	14.4	5.0	90°	4.8	2.9	4.8	3.7	0.8	3.7	-	-	-	-	1.5	1.5	1.6	1.6
T44	UKOSRPI[1]	Steel	914	0.25	0.24	14.4	5.0	90°	2.6	1.7	2.6	3.6	1.8	3.7	-	-	-	-	1.0	1.0	1.9	2.0

Tableau A 2 : F.C.C des jonctions tubulaires soudées en T et en Y

Joint Ref.	Paper Ref.	Steel / Acrylic	Joint Geometry						Axial						OPB				IPB			
			D mm	τ	β	γ	α	θ	Ch. sad.	Ch. cro.	Ch. side	Br. sad.	Br. cro.	Br. side	Ch. sad.	Ch. side	Br. sad.	Br. side	Ch. cro.	Ch. side	Br. cro.	Br. side
T701/1	UKOSRPI(1)	Steel	168	1.00	1./20°	13.4	17.1	90°	-	-	-	-	-	-	10.3	10.3	4.5	4.5	-	-	-	-
T701/2	UKOSRPI(1)	Steel	168	1.00	1./20°	13.4	17.1	90°	-	-	-	-	-	-	10.3	10.3	4.2	4.2	-	-	-	-
T701/3	UKOSRPI(1)	Steel	168	1.00	1./20°	13.4	17.1	90°	-	-	-	-	-	-	9.9	9.9	4.4	4.4	-	-	-	-
T702/1	UKOSRPI(1)	Steel	168	0.71	1./20°	13.4	17.1	90°	-	-	-	-	-	-	6.3	6.3	3.8	3.8	-	-	-	-
T702/2	UKOSRPI(1)	Steel	168	0.71	1./20°	13.4	17.1	90°	-	-	-	-	-	-	6.1	6.1	3.4	3.4	-	-	-	-
T702/3	UKOSRPI(1)	Steel	168	0.71	1./20°	13.4	17.1	90°	-	-	-	-	-	-	6.7	6.7	3.8	3.8	-	-	-	-
T703/1	UKOSRPI(1)	Steel	168	0.86	0.53	13.4	17.1	90°	-	-	-	-	-	-	8.0	8.0	-	-	-	-	-	-
T703/2	UKOSRPI(1)	Steel	168	0.86	0.53	13.4	17.1	90°	-	-	-	-	-	-	7.7	7.7	-	-	-	-	-	-
T703/3	UKOSRPI(1)	Steel	168	0.86	0.53	13.4	17.1	90°	-	-	-	-	-	-	8.4	8.4	-	-	-	-	-	-
T704/1	UKOSRPI(1)	Steel	168	0.51	0.53	13.4	17.1	90°	-	-	-	-	-	-	5.4	5.4	-	-	-	-	-	-
T704/2	UKOSRPI(1)	Steel	168	0.51	0.53	13.4	17.1	90°	-	-	-	-	-	-	5.0	5.0	-	-	-	-	-	-
T704/3	UKOSRPI(1)	Steel	168	0.51	0.53	13.4	17.1	90°	-	-	-	-	-	-	5.4	5.4	-	-	-	-	-	-

Tableau A 3 : F.C.C des jonctions tubulaires soudées en T et en Y

Joint Ref.	Paper Ref.	Steel/Acrylic	Joint Geometry						Axial						OPB				IPB			
			D mm	τ	β	γ	α	θ	Ch. sad.	Ch. cro.	Ch. side	Br. sad.	Br. cro.	Br. side	Ch. sad.	Ch. side	Br. sad.	Br. side	Ch. cro.	Ch. side	Br. cro.	Br. side
T705/1	UKOSRPI(1)	Steel	168	1.00	1./20°	13.4	17.1	90°	-	-	-	-	-	-	9.9	9.9	3.9	3.9	-	-	-	-
T705/2	UKOSRPI(1)	Steel	168	1.00	1./20°	13.4	17.1	90°	-	-	-	-	-	-	9.2	9.2	-	-	-	-	-	-
T705/3	UKOSRPI(1)	Steel	168	1.00	1./20°	13.4	17.1	90°	-	-	-	-	-	-	9.4	9.4	-	-	-	-	-	-
TG1	UKOSRPI(1)	Acrylic	152	0.52	0.50	12.0	13.5	90°	5.9	3.3	5.9	6.3	1.9	6.3	4.9	4.9	5.4	5.4	1.8	1.8	2.0	2.0
TG5	UKOSRPI(1)	Acrylic	152	0.52	1./0°	12.0	14.0	90°	0.7	5.6	5.6	-	2.3	2.3	0.4	0.4	-	-	1.8	1.9	1.4	1.4
T201	UKOSRP II(2)	Steel	914	0.50	0.50	14.3	5.0	90°	6.0	2.9	6.0	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	
T202	UKOSRP II(2)	Steel	914	0.50	0.50	14.3	5.0	90°	6.1	3.2	6.1	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	
T203	UKOSRP II(2)	Steel	914	0.50	0.50	14.3	5.0	90°	6.1	2.9	6.1	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	
T204C	UKOSRP II(2)	Steel	914	0.50	0.50	14.3	5.0	90°	5.7	2.8	5.7	5.7	1.6	5.7	4.4	4.4	4.5	4.5	2.0	2.0	1.9	2.3
T205	UKOSRP II(2)	Steel	914	0.50	0.50	14.3	5.0	90°	6.3	3.0	6.3	6.4	2.7	6.4	-	-	-	-	-	-	-	
T206	UKOSRP II(2)	Steel	914	0.50	0.50	14.3	5.0	90°	6.7	3.2	6.7	5.3	1.7	5.3	-	-	-	-	-	-	-	
T207	UKOSRP II(2)	Steel	914	0.50	0.50	14.3	5.0	90°	6.5	3.6	6.5	5.6	2.6	5.6	-	-	-	-	-	-	-	
T208	UKOSRP II(2)	Steel	914	0.50	0.50	14.3	5.0	90°	5.6	3.0	5.6	5.5	2.5	5.5	-	-	-	-	-	-	-	
T209	UKOSRP II(2)	Steel	914	0.50	0.50	14.3	5.0	90°	5.5	2.8	5.5	5.9	2.2	5.9	-	-	-	-	-	-	-	

Tableau A 4 : F.C.C des jonctions tubulaires soudées en T et en Y

Joint Ref.	Paper Ref.	Steel/ Acrylic	Joint Geometry						Axial						OPB				IPB			
			D mm	τ	β	γ	α	θ	Ch. sad.	Ch. cro.	Ch. side	Br. sad.	Br. cro.	Br. side	Ch. sad.	Ch. side	Br. sad.	Br. side	Ch. cro.	Ch. side	Br. cro.	Br. side
T210	UKOSRP II(2)	Steel	914	0.50	0.50	14.3	5.0	90°	5.5	2.9	5.5	6.7	2.3	6.7	-	-	-	-	-	-	-	-
T211C	UKOSRP II(2)	Steel	914	0.50	0.50	14.3	5.0	90°	6.5	3.1	6.5	5.8	2.0	5.8	5.8	5.8	4.9	4.9	2.2	2.2	2.4	2.4
T212	UKOSRP II(2)	Steel	914	0.50	0.50	14.3	5.0	90°	6.6	3.0	6.6	5.8	2.0	5.8	-	-	-	-	-	-	-	-
T213	UKOSRP II(2)	Steel	914	0.50	0.50	14.3	5.0	90°	6.7	3.1	6.7	5.9	2.0	5.9	-	-	-	-	-	-	-	-
T214	UKOSRP II(2)	Steel	914	0.50	0.50	14.3	5.0	90°	5.9	2.9	5.9	6.1	2.2	6.1	-	-	-	-	-	-	-	-
T215	UKOSRP II(2)	Steel	914	0.50	0.50	14.3	5.0	90°	5.6	2.9	5.6	4.9	1.8	4.9	-	-	-	-	-	-	-	-
T216	UKOSRP II(2)	Steel	1830	0.50	0.50	12.0	4.3	90°	5.1	3.3	5.1	4.8	2.1	4.8	-	-	-	-	-	-	-	-
T217C	UKOSRP II(2)	Steel	1830	0.50	0.50	12.0	4.3	90°	5.0	3.3	5.0	5.6	2.4	5.6	-	-	-	-	2.0	2.0	2.0	2.0
T218	UKOSRP II(2)	Steel	1830	0.50	0.50	12.0	4.3	90°	5.1	3.0	5.1	5.2	2.3	5.2	-	-	-	-	-	-	-	-
T219	UKOSRP II(2)	Steel	1830	0.50	0.50	12.0	4.3	90°	4.7	2.9	4.7	5.0	2.1	5.0	-	-	-	-	-	-	-	-
T223	UKOSRP II(2)	Steel	914	1.00	0.50	28.6	5.0	90°	24.2	9.0	24.2	14.0	2.2	14.0	22.0	22.0	13.4	13.4	5.9	6.3	2.8	3.6
5.3.2(i) I	UKOSRP II(2)	Acrylic	150	0.51	1./0°	11.9	10.0	90°	1.0	3.0	3.0	2.1	1.8	2.1	0.6	1.8	3.4	3.4	1.5	1.5	1.5	1.6
5.3.2(i) E	UKOSRP II(2)	Acrylic	150	0.51	1./30°	11.9	10.0	90°	1.3	3.0	3.0	1.6	1.9	2.9	3.7	3.7	2.4	2.4	1.5	1.5	1.5	1.6
5.3.2(ii) I	UKOSRP II(2)	Acrylic	150	0.99	1./0°	11.9	10.0	90°	1.8	5.8	5.8	3.3	1.9	3.8	2.0	3.1	4.8	4.8	2.5	2.8	1.1	1.9

Tableau A 5 : F.C.C des jonctions tubulaires soudées en T et en Y

Joint Ref.	Paper Ref.	Steel / Acrylic	Joint Geometry						Axial						OPB				IPB			
			D mm	τ	β	γ	α	θ	Ch. sad.	Ch. cro.	Ch. side	Br. sad.	Br. cro.	Br. side	Ch. sad.	Ch. side	Br. sad.	Br. side	Ch. cro.	Ch. side	Br. cro.	Br. side
5.3.2(ii) E	UKOSRP II[2]	Acrylic	150	0.99	1./30°	11.9	10.0	90°	4.6	5.8	5.8	5.0	1.8	5.0	7.8	7.8	7.6	7.6	2.5	2.6	1.1	1.7
5.3.2(iii) I	UKOSRP II[2]	Acrylic	150	0.98	1./0°	23.5	10.0	90°	0.9	5.8	5.8	6.6	1.7	6.6	4.2	4.2	8.5	8.5	3.3	3.3	1.4	2.6
5.3.2(iii) E	UKOSRP II[2]	Acrylic	150	0.98	1./30°	23.5	10.0	90°	11.0	6.0	11.0	3.7	1.8	5.6	17.2	17.2	4.8	4.8	3.4	3.4	1.6	2.9
5.3.3(i)	UKOSRP II[2]	Acrylic	150	0.81	0.92	11.9	10.0	90°	3.2	4.3	5.0	3.2	1.8	3.2	6.1	6.1	5.8	5.8	2.2	2.2	1.3	2.1
5.3.3(ii)	UKOSRP II[2]	Acrylic	150	0.79	0.91	23.4	10.0	90°	11.2	4.5	11.2	8.7	1.6	8.7	14.1	14.1	9.6	9.6	3.0	3.0	1.7	2.9
1.1	JISSP[3]	Steel	508	1.05	0.80	20.3	6.2	45°	8.3	4.7	8.3	-	1.7	-	7.9	7.9	4.0	4.0	-	-	-	-
1.3	JISSP[3]	Steel	508	0.99	0.80	20.3	6.2	90°	11.4	5.4	11.4	8.2	-	8.2	-	-	7.3	7.3	4.6	4.6	2.4	2.4
1.4	JISSP[3]	Steel	508	1.02	1./10°	20.3	6.2	90°	6.0	7.3	7.3	6.7	2.1	6.7	7.0	7.0	5.6	5.6	3.7	3.7	1.8	1.8
1.5	JISSP[3]	Steel	508	0.98	0.80	31.8	6.2	90°	29.0	-	29.0	-	1.0	-	18.5	18.5	10.6	10.6	6.7	6.7	3.9	3.9
1.6	JISSP[3]	Steel	508	1.01	1./10°	31.8	6.2	90°	9.5	-	9.5	5.2	2.2	5.2	9.4	9.4	6.0	6.0	4.6	4.6	2.0	2.0
1.7	JISSP[3]	Steel	508	0.91	0.80	31.8	6.2	45°	10.4	4.7	10.4	6.1	2.4	6.1	10.9	10.9	6.2	6.2	3.3	3.3	2.4	2.4
1.8	JISSP[3]	Steel	508	1.00	1./10°	31.8	6.2	45°	6.2	3.1	6.2	3.3	1.6	3.3	7.2	7.2	3.4	3.4	4.7	4.7	2.7	2.7
1.9	JISSP[3]	Steel	508	0.94	0.40	20.3	6.2	45°	9.9	2.7	9.9	5.0	-	5.0	6.2	6.2	3.6	3.6	3.1	3.1	2.1	2.1
1.13	JISSP[3]	Steel	508	1.07	0.80	20.3	6.2	90°	13.0	4.8	13.0	6.8	2.2	6.8	12.2	12.2	6.5	6.5	3.9	3.9	-	-

Tableau A 6 : F.C.C des jonctions tubulaires soudées en T et en Y

ANNEXE B

C.C.C dans les noeuds tubulaires soudés en T et en Y

Formules paramétriques

de

Kuang, Effthymiou, Lloyd's, DnV

B-1 Formules de KUANG

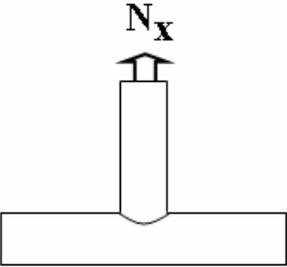
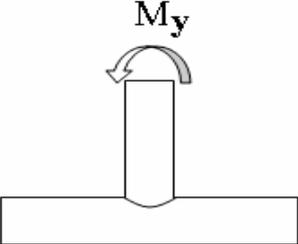
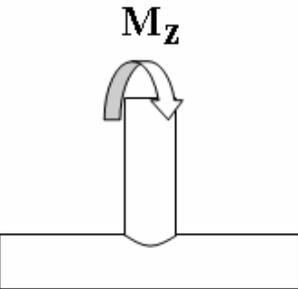
Géométrie et sollicitations	facteur de concentration de contraintes f.c.c	Limites de validité
 <p data-bbox="209 640 486 674">sollicitations axiales</p>	<p data-bbox="810 338 963 371">Membrure</p> $f.c.c = 1.981 \gamma^{0.808} \tau^{1.333} \exp(-1.2\beta^3) \alpha^{0.057} \sin^{1.694} \theta$	$8.333 \leq \gamma \leq 33.3$ $0.20 \leq \tau \leq 0.80$
	<p data-bbox="831 539 975 573">Entretoise</p> $f.c.c = 3.751 \gamma^{0.55} \tau \exp(-1.35\beta^3) \alpha^{0.12} \sin^{1.94} \theta$	$0.30 \leq \beta \leq 0.80$ $6.667 \leq \alpha \leq 40$ $0^\circ \leq \theta \leq 90^\circ$
 <p data-bbox="209 1059 486 1093">flexion dans le plan</p>	<p data-bbox="810 779 963 813">Membrure</p> $f.c.c = 0.702 \gamma^{0.60} \tau^{0.86} \beta^{-0.04} \sin^{0.57} \theta$	$0.30 \leq \beta \leq 0.55$ $0.55 \leq \beta \leq 0.75$
	<p data-bbox="815 987 959 1021">Entretoise</p> $f.c.c = 1.301 \gamma^{0.23} \tau^{0.38} \beta^{-0.38} \sin^{0.21} \theta$	
 <p data-bbox="220 1536 475 1570">flexion hors plan</p>	<p data-bbox="810 1200 963 1234">Membrure</p> $f.c.c = 1.024 \gamma^{1.014} \tau^{0.889} \beta^{0.787} \sin^{1.557} \theta$ $f.c.c = 0.462 \gamma^{1.014} \tau^{0.889} \beta^{-0.619} \sin^{1.557} \theta$	$0.30 \leq \beta \leq 0.55$ $0.55 \leq \beta \leq 0.75$
	<p data-bbox="815 1473 959 1507">Entretoise</p> $f.c.c = 1.522 \gamma^{0.852} \tau^{0.543} \beta^{0.801} \sin^{2.033} \theta$ $f.c.c = 0.796 \gamma^{0.852} \tau^{0.543} \beta^{-0.281} \sin^{2.033} \theta$	

Tableau B1 - Formules paramétriques pour les nœuds en T et enY

B-2 Formules de EFTHYMIOU

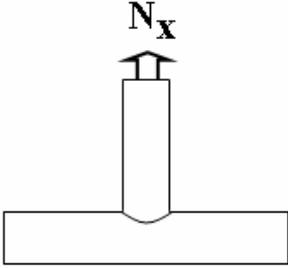
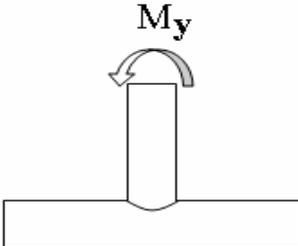
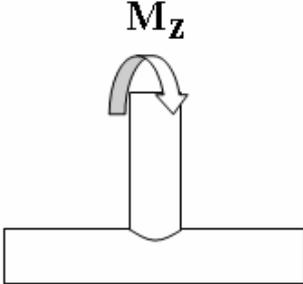
Géométrie et sollicitations	facteur de concentration de contraintes f.c.c	Limites de validité
 <p>sollicitations axiales</p>	<p>Membrane</p> $f.c.c = \gamma^{0.2} \tau \{2.65 + 5(\beta - 0.65)^2\} + \tau \beta (0.5C\alpha - 3) \sin \theta$	<p>C=0.5 extrémités fixées</p> <p>C=1 extrémités goupillées</p>
	<p>entretoise</p> $f.c.c = 3 + \gamma^{1.2} \{0.12 \exp(-4\beta) + 0.01 \beta^2 - 0.045\} + \tau \beta (0.2C\alpha - 1.2) \sin \theta$	
 <p>flexion dans le plan</p>	<p>Membrane</p> $f.c.c = 1.45\beta \tau^{0.85} \gamma^{(1-0.68\beta)} \sin^{0.7} \theta$	<p>$8 \leq \gamma \leq 32$</p> <p>$0.2 \leq \tau \leq 1.0$</p> <p>$0.20 \leq \beta \leq 1.0$</p> <p>$4 \leq \alpha \leq 40$</p> <p>$20^\circ \leq \theta \leq 90^\circ$</p>
	<p>Entretoise</p> $f.c.c = 1 + 0.65\beta \tau^{0.4} \gamma^{(1.09-0.77\beta)} \sin^{(0.06\gamma-1.16)} \theta$	
 <p>flexion hors plan</p>	<p>Membrane</p> $f.c.c = \gamma \tau \beta (1.7 - 1.05\beta^3) \sin^{1.6} \theta$	
	<p>Entretoise</p> $f.c.c = \tau^{(-0.54)} \gamma^{(-0.05)} (0.99 - 0.74\beta + 0.08\beta^4) f.c.c_{\text{membrane}}$	

Tableau B2 - Formules paramétriques pour les nœuds en T et en Y

B-3 Formules de LLOYD'S

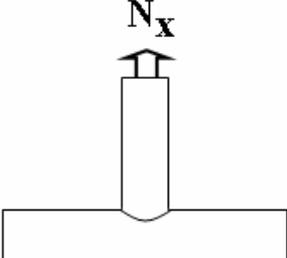
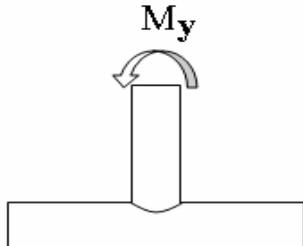
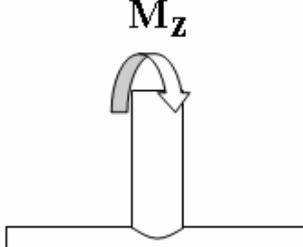
Géométrie et sollicitations	facteur de concentration de contraintes f.c.c	Limites de validité
 sollicitations axiales	Membrane $f.c.c = \beta(6.78 - 6.42\beta^{0.5})\gamma\tau \sin^{(1.7+0.7\beta^3)} \theta$	$0.25 \leq \tau \leq 1.0$ $10 \leq \gamma \leq 35$ $0.13 \leq \beta \leq 1.0$ $4 \leq \alpha$ $30^\circ \leq \theta \leq 90^\circ$
	Entretoise $f.c.c = 1.0 + 0.63 \times f.c.c_{\text{membrane}}$	
 flexion dans le plan	Membrane $f.c.c = 1.22\gamma^{0.8}\beta\gamma^{(1-0.68\beta)} \sin^{(1-\beta^3)} \theta$	
	Entretoise $f.c.c = 1 + \tau^{0.2}\gamma\beta(0.26 - 0.21\beta)\sin^{1.5} \theta$	
 flexion hors plan	Membrane $f.c.c = \gamma \tau \beta(1.4 - \beta^5)\sin^{1.7} \theta$	
	Entretoise $f.c.c = 1 + \tau^{0.6}\gamma^{1.3}\beta(0.27 - 0.2\beta^5)\sin^{1.7} \theta$	

Tableau B3 - Formules paramétriques pour les nœuds en T et en Y

B-4 Formules de Det norske Veritas (DnV)

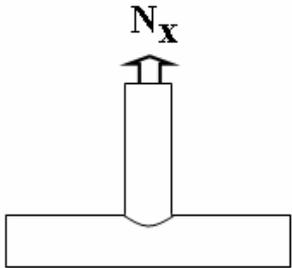
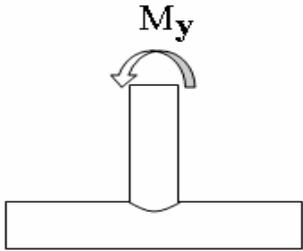
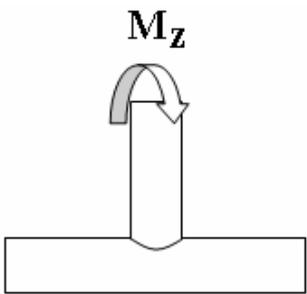
Géométrie et sollicitations	facteur de concentration de contraintes f.c.c	Limites de validité
 <p>sollicitations axiales</p>	<p>Membrure</p> $f.c.c = (1.44 - 3.72(\beta - 0.47)^2) \gamma^{0.87} \tau^{1.37} \alpha^{0.06} \sin^{1.694} \theta$	<p>membrure</p> <p>$0.4 \leq \tau \leq 1.0$</p> <p>$10 \leq \gamma \leq 30$</p> <p>$0.255 \leq \beta \leq 0.9$</p> <p>$7.0 \leq \alpha \leq 40.0$</p> <p>$0^\circ \leq \theta \leq 90^\circ$</p>
	<p>Entretoise</p> $f.c.c = (1.00 - 1.78(\beta - 0.5)^2) \gamma^{0.76} \tau^{0.57} \alpha^{0.12} \sin^{1.94} \theta$	
 <p>flexion dans le plan</p>	<p>Membrure</p> $f.c.c = (1.65 - 1.1(\beta - 0.42)^2) \gamma^{0.38} \tau^{1.05} \sin^{0.57} \theta$	<p>entretoise</p> <p>$0.47 \leq \tau \leq 1.0$</p> <p>$10 \leq \gamma \leq 30$</p> <p>$0.3 \leq \beta \leq 0.9$</p> <p>$7.0 \leq \alpha \leq 16.0$</p> <p>$0^\circ \leq \theta \leq 90^\circ$</p>
	<p>Entretoise</p> $f.c.c = (0.95 - 0.65(\beta - 0.41)^2) \gamma^{0.39} \tau^{0.29} \sin^{0.21} \theta$	
 <p>flexion hors plan</p>	<p>Membrure</p> $f.c.c = (1.01 - 3.36(\beta - 0.64)^2) \gamma^{0.95} \tau^{1.18} \sin^{1.557} \theta$	<p>$7.0 \leq \alpha \leq 16.0$</p> <p>$0^\circ \leq \theta \leq 90^\circ$</p>
	<p>Entretoise</p> $f.c.c = (0.76 - 1.92(\beta - 0.72)^2) \gamma^{0.89} \tau^{0.47} \sin^{2.033} \theta$	

Tableau B4 - Formules paramétriques pour les nœuds en T et en Y

Charges	Charge axiale	Flexion dans le plan	Flexion hors plan
Type de Joint			
T	EPR DnV Lloyd's	EPR DnV Lloyd's	EPR DnV Lloyd's
Y	EPR Uoyd's	EPR Lloyd's	EPR Lloyd's
X	Lloyd's	Lloyd's	Lloyd's
K,N	EPR Lloyd's	EPR Lloyd's	Lloyd's
KT	EPR Lloyd's	Lloyd's	Lloyd's

Tableau B5. Domaine d'application des formules EPR, DnV, Lloyd'

Paramètres	EPR	DnV		Lloyd's
		Membrure	Entretoise	
α	6.67-40		7-16	8-40
β	0.3-0.8	0.225-0.9	0.3-0.9	0.13-1.0
γ	8.33-33.3		10-30	
τ	0.2-0.8	0.4-0.8	0.47-1.0	0.25-1.0
θ	0.-$\pi/2$		$\pi/2$	
ζ	0.01-1.0		$\pi/6$- $\pi/2$	

Tableau B6. Limites de validité des formules paramétriques

Les trois groupes de formules paramétriques conduisent au même ordre de grandeur du CCC.

Cependant, les formules du Lloyd's couvrent une gamme plus étendue de géométrie et de chargement.

On notera que l'utilisation de ces formules en dehors des limites de validité pour lesquelles elles ont été établies par leurs auteurs risque d'entraîner des erreurs importantes.

ANNEXE C

Normes concernant les tubes en acier
pouvant être utilisés pour la construction
de plates formes offshore

CHOIX DES QUALITES D'ACIER DE LA STRUCTURE METALLIQUE SOUDEE

Les normes NF analysées dans l'Annexe B sont les suivantes :

- NF A 49-211 : Tubes en acier - Tubes sans soudure à extrémités lisses en aciers non alliés pour canalisations de transport de fluides à température élevée (Dimensions - Conditions techniques de livraison).
- NF A 49-213 : Tubes en acier - Tubes sans soudure en aciers non alliés et alliés au Mo et au Cr-Mo utilisés aux températures élevées (Dimensions avec tolérances normales - Conditions techniques de livraison).
- NF A 49-240 : Tubes en acier - Tubes soudés longitudinalement sans fusion à extrémités lisses pour appareils à pression et tuyauteries utilisés aux basses températures (Dimensions - Conditions techniques de livraison).
- NF A 49-252 : Tubes en acier - Tubes soudés de diamètres 168,3 mm à 1220 mm en aciers non alliés, utilisés aux températures moyennement élevées (Dimensions - Conditions techniques de livraison).
- NF A 49-253 : Tubes en acier - Tubes soudés longitudinalement par fusion en aciers non alliés et alliés ferritiques utilisés aux températures élevées (Dimensions - Conditions techniques de livraison).
- NF A 49-400 : Tubes en acier - Tubes soudés longitudinalement sans fusion; $17,2 < D < 406,4$ mm, en aciers non alliés pour canalisations de transport de fluides sous pression (Dimensions - Conditions techniques de livraison).
- NF A 49-411 : Tubes en acier - Tubes sans soudure à hautes performances $60,3 < D < 406,4$ mm, en aciers non alliés pour soudage bout à bout pour canalisations de transport de fluides sous pression (Dimensions - Conditions techniques de livraison).
- NF A 49-501 : Tubes en acier - Profils creux finis à chaud pour construction (Dimensions - Conditions techniques de livraison).
- NF A 49-541 : Tubes en acier - Profils creux finis à froid pour construction (Dimensions - Conditions techniques de livraison).

**ACIERS NON ALLIÉS DÉFINIS PAR DES NORMES FRANÇAISES DE TUBES
POUVANT ÊTRE UTILISÉS POUR LA CONSTRUCTION DE PLATES-FORMES MARINES**

TABLEAU 1: Aciers avec $R_{p0,2}$ min garantie $< 300 \text{ N/mm}^2$

Température d'essai °C	Valeurs de $R_{p0,2}$ N/mm ²	Garanties de résilience en J/cm ²				Qualités	Normes de référence
		Long		Travers			
		may.	ind.	may.	ind.		
<u>- 45°C</u>	220 235 275	35 " " " "	28 " " " "			TU 37 b, " 42 " " 48 "	NF A 49-211 TSS Ø 10,2 à 610
	290	40	32			TU E 290 b,	NF A 49-411 TSS Ø 60,3 à 406,4
	240	35	28			TU 42 BT	NF A 49-230 TSS Ø 13,5 à 406,4
	240	35	28			TS 42 BT	NF A 49-240 TS-ERW Ø 13,5 à 406,4
<p><u>Nota</u> : (1) la NF A 49-410 qui offre les mêmes garanties de résilience que la NF A 49-211 sera vraisemblablement annulée. Elle n'a donc pas volontairement été notée sur ce tableau.</p> <p>(2) TSS = tubes sans soudure TS = tubes soudés</p> <p>(3) les chiffres figurant après l'énoncé des normes correspondent à la date de dernière édition.</p>							

**ACIERS NON ALLIÉS DÉFINIS PAR DES NORMES FRANÇAISES DE TUBES
POUVANT ÊTRE UTILISÉS POUR LA CONSTRUCTION DE PLATES-FORMES MARINES**

TABLEAU 1: Aciers avec $R_{p0,2}$ min garantie ≤ 300 N/mm²

Température d'essai °C	Valeurs de $R_{p0,2}$ N/mm ²	Garanties de résilience en J/cm ²				Qualités	Normes de référence
		Long		Travers			
		moy.	ind.	moy.	ind.		
<u>- 20° C</u>	220	35	28			TU 37 b ₁	NF A 49-211
	235	"	"			" 42 "	
	275	"	"			" 48 "	
	290	40	32			TU E 290 b ₁	NF A 49-411
	235	35	26			TS ou TU E24.4	NF A 49-501 TS finis à chaud et TSS ○ 21,3-1220 □ 90 - 350 ▭ 50.25-400, 300
	255	35	26			" " " E26.4	
	295	50	37			" " " E30.4	
	235	35	26			TS E 24.4	NF A 49-541 TS finis à froid ○ 21,3-1620 □ 22 - 140 ▭ 35.20-180, 100
	275	35	26			TS E 28.4	

**ACIERS NON ALLIÉS DÉFINIS PAR DES NORMES FRANÇAISES DE TUBES
POUVANT ÊTRE UTILISÉS POUR LA CONSTRUCTION DE PLATES-FORMES MARINES**

TABLEAU 1: Aciers avec $R_{p0.2}$ min garantie $< 300 \text{ N/mm}^2$

Température d'essai °C	Valeurs de $R_{p0.2}$ N/mm ²	Garanties de résilience en J/cm ²				Qualités	Normes de référence
		Long		Travers			
		may.	ind.	may.	ind.		
0°C	220 235 275	35 " "	28 " "			TU 37 b ₁ " 42 b ₁ " 48 b ₁	NF A 49-211
	295	35	28			TU E 290 b ₁	NF A 49-411
	235 255 295	35 " "	26 " "			TS ou TU E 24.3 " " " E 26.3 " " " E 30.3	NF A 49-501
	235 275	35 "	26 "			TS E 24.3 " E 28.3	NF A 49-541
	220 250 290	70 " "	50 " "	35 " "	28 " "	TS E 220 " E 250 " E 290	NF A 49-400-TS ERW Ø 17,2-406,4
	220 250 290			35 " "	28 " "	TS E 220 b " E 250 b " E 290 b	NFA 49-401-TS. SAW Ø 406,4-1220
	225 245 285	35 35 50		20 24 26		TS 37 CP " 42 CP " 48 CP	NF A 49-252 - TS emploi: + < 350 °C ERW. Ø 168,3-406,4 SAW. Ø 168,3-1220
	225 245 285	35 35 50	26 26 38	20 24 26	15 18 20	TS 37 CP " 42 CP " 48 CP	NF A 49-253-TS emploi: + > 350 °C SAW: Ø 457-1220
	220 235 275	40 40 50	30 30 35			TU 37 c " 42 c " 48 c	NF A 49-213 TSS Ø 17,2-610