

République Algérienne Démocratique et Populaire  
MINISTRE DE L'ENSEIGNEMENT SUPERIEUR ET DE  
LA RECHERCHE SCIENTIFIQUE



UNIVERSITE M'HAMED BOUGARA- BOUMERDES  
FACULTE DES HYDROCARBURES ET DE LA CHIMIE



Département : Transport et Equipements des Hydrocarbures  
LABORATOIRE DE RECHERCHE SUR LA FIABILITE DES  
EQUIPEMENTS PETROLIERS ET MATERIAUX

## THESE

*Présenté par :*

*Mr. BOUZID RACHID*

EN VUE DE L'OBTENTION DU TITRE DE

## DOCTORAT EN GENIE MECANIQUE

Option : Fiabilité et maintenance industrielle

## THEME

**ANALYSE DES PROPRIETES ET CARACTERISTIQUES  
DES ACIERS DES TUBES ET LEURS INFLUENCES SUR  
LA FIABILITE DES GAZODUCS**

*Soutenu devant le jury :*

Dr. ZERIZER Abdellatif	Professeur	UMBB	Président
Dr. NOUVEAU Corinne	MC	ENSAM – Cluny (France)	Examinatrice
Dr. KHENFER Khadidja	MC A	USTHB	Examinatrice
Dr. KHALDI Khaled	MC A	UMBB	Examineur
Dr. CHERFIA Abdelhakim	MC A	U. Constantine	Examineur
Dr. BOUALI Elahmoune	MC A	UMBB	Rapporteur

Boumerdès 2010

## THEME

### الخلاصة:

تحسين وثوقية هياكل نقل الغاز الطبيعي يعتبر أحد الأهداف الرئيسية لمصممي خطوط الأنابيب ، نظرا لاهتمامها الجيد بمصالح وسلامة الناس والممتلكات، وكذلك وفرة وأداء خطوط أنابيب بالإضافة إلى الاقتصاد في نقل الهيدروكربونات عبر شبكة الأنابيب. و لا يمكن تحقيق هذا الهدف دون القيام بتحليل خصائص وسمات مادة الفولاذ التي صنعت منها هذه الأنابيب وتأثيرها على وثوقية هذه الخطوط..

كسر الأنابيب يتم حتى أثناء فترة الاختبار وقبل تشغيلها. وهذا يعكس الحقيقة التالية وهي أن هذه الحمولات والخصائص الفيزيائية والكيميائية للمواد وكافة البرامترات الأخرى المستخدمة في حساب الإسقاط، ما هي إلا متغيرات عشوائية (مخاطر). وهكذا فإن شروط تصنيع وتشغيل خطوط أنابيب نقل الهيدروكربونات على امتداد كل العمر المتوقع ليست معروفة تماما: لذا تم وضع التصميم في عالم غامض وغير مؤكد ولكن ممكن نمذجته عن طريق استخدام احتمال عشوائي كالمخطر مثلا.

في هذا السياق، تم وضع هذا العمل في إطار الربط بين الأساليب الميكانيكية والاحتمالية بهدف دراسة إمكانية بقاء هذه الأنابيب في الخدمة أكثر، مما يسمح في إقرار قوانين عند التعرض إلى تصميم خطوط أنابيب غازية محددة مكان استعمال رموز احتمالية، حيث بدلا من عوامل السلامة التي تقدم قيم ثابتة ، يستخدم قيم تقليدية ذات احتمالات القطع. ذات الدراسات تساهم في طرق البحث الأكثر ملاءمة لأداء خدمة الأنابيب التي تأخذ بعين الاعتبار مختلف المصادر غير المؤكدة.

## **Résumé :**

Améliorer la fiabilité des ouvrages de transport de gaz naturel est un objectif primordial des concepteurs des pipelines, puisqu'il intéresse la sûreté des biens et des personnes, la disponibilité et la performance des pipelines et l'économie du transport des hydrocarbures par canalisation. Un tel objectif ne peut être atteint sans l'analyse des propriétés et caractéristiques des aciers des tubes et leur influence sur la fiabilité des pipelines.

Les conduites se rompent même durant la période d'essais avant la mise en exploitation. Cela s'explique par le fait que les charges et les caractéristiques physico-chimiques des matériaux et tous les autres paramètres utilisés dans le calcul de projection, sont des grandeurs aléatoires (aléas). Ainsi, les conditions de réalisation et de fonctionnement des canalisations de transport des hydrocarbures, tout au long de la durée de vie espérée, ne sont pas parfaitement connues : la conception est placée dans un univers imprécis et incertain mais modélisable par un aléa probabiliste.

Dans ce contexte, ce travail se place dans le cadre de couplage entre les méthodes de la mécanique et celles des probabilités dont l'objectif est d'étudier la tenue en service des canalisations de transport des hydrocarbures. Ce qui permettra donc d'apporter une contribution au passage de la conception des codes de construction déterministe des gazoducs à celui des codes probabilistes, où à la place des facteurs de sécurité présentant des valeurs fixes, on utilisera une valeur conventionnelle de probabilité de rupture.

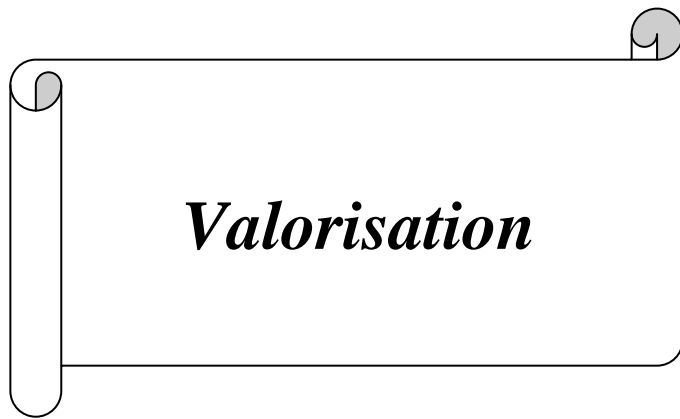
De telles études contribuent dans la recherche des méthodes les mieux appropriées relatives à la tenue en service des canalisations qui tiennent compte des différentes sources d'incertitudes.

## **Abstract:**

Improving the reliability of natural gas transportation structures is a primary objective of pipelines designers, since it concerns safety of people and goods, availability and performance of pipelines and the economy of oil transport by pipelines. Such a goal cannot be achieved without analyzing pipe steel properties and characteristics and their influence on the reliability of pipelines.

Pipes may break even during the period of testing before in service operation. This reflects the fact that the loads and the physico-chemical properties of materials and all other parameters used in the calculation at the conception stage, are random variables (transient). Thus the manufacture and operation conditions of hydrocarbons pipelines are not fully known throughout the life expectancy: the design is placed in a vague and uncertain universe but modelable using a random probability. In this context, this work takes place in the context of coupling between the mechanical and probability methods whose objective is to study the operating performance of hydrocarbon transport pipelines. This will therefore contribute to bring about a contribution to the passage from the building of deterministic design codes to that of probabilistic codes of pipelines construction, where conventional value of failure probability are used instead of safety factors with fixed values.

Such studies contribute to the research of most appropriate methods for the serviceability of pipelines that take into account different uncertainty sources.



## **PUBLICATIONS INTERNATIONALES**

- 1- N.Abdelbaki , N. Fenineche, E.Bouali, R.Bouzid, M. Gaceb  
**Study of life and mechanical properties of welded joints of big diameter pipe-lines**  
*Welding in the world, Vol 49, spi, pp 542-528 (2005)*
- 2- R.Bouzid, E.Bouali, M.Gaceb  
Analysis of cracks evaluation standards in welded joints of pipelines  
*Welding in the world, Vol 49, spi, pp 492-495 (2005)*
- 3- M.Gaceb , E.Bouali, R.Bouzid  
Welded joints in canalisations subjected to dynamic loads  
*Welding in the world, Vol 49, spi, pp 530-534 (2005)*
- 4- E.Bouali, N.Abdelbaki , R.Bouzid, M. Gaceb  
Semi-probabilistic approach to the sizing of hydrocarbons canalisation  
*Journal of Engineering and Applied Sciences, Vol 2, pp 256-262 (2007)*
- 5- N.Abdelbaki, E.Bouali, R.Bouzid, M. Gaceb  
Reliability of an unstable pipeline used for natural gas transportation  
*Journal of Engineering and Applied Sciences, Vol 2, pp 263-270 (2007)*
- 6- N.Abdelbaki, E.Bouali, M. Gaceb, R. Bouzid  
Influence of properties of large pipes on the reliability of pipelines  
*Mechanika, Vol 69, pp 19-23 (2008)*

## **COMMUNICATIONS INTERNATIONALES**

- 1- R.Bouzid, E.Bouali, M.Gaceb, N. Abdelbaki  
Fiabilité paramétrique des tubes destinés à la construction de gazoducs  
*2th International Symposium on Hydrocarbons & Chemistry (ISHC2), Ghardaia, Algiers, March the 21rd to 23th, 2004*
- 2- N.Abdelbaki, R.Bouzid, E.Bouali, M. Gaceb  
Statistical approach to the analysis of the strength of pipes used in gazoducs.  
*16th International Congress of Chemical and Process Engineering, 22- 26 August 2004, Prague (Tchéquie)*
- 3- N.Abdelbaki, R.Bouzid, E.Bouali, M. Gaceb  
A mecano-fiabilistic approach to the determinative of performance of big diameter tubes with helicoidal welding  
*17th International Congress of Chemical and Process Engineering, 27- 31 August 2006, Prague (Tchéquie)*
- 4- R.Bouzid, E.Bouali, M. Gaceb  
Working safety of big diameter conducts.  
*17th International Congress of Chemical and Process Engineering, 27- 31 August 2006, Prague (Tchéquie)*

- 5- R.Bouzid, E.Bouali, M. Gaceb  
Analyse tendancielle et différentielle des interactions entre le procédé de soudage d'assemblage de gros tubes et son environnement  
*18ème Congrès Français de Mécanique, 27- 31 Août 2007, Grenoble (France)*
- 6- N.Abdelbaki , E.Bouali, R.Bouzid, M. Gaceb  
Approche probabiliste au contrôle et suivi de soudures des conduites  
*18ème Congrès Français de Mécanique, 27- 31 Août 2007, Grenoble (France)*
- 7- R.Bouzid, E.Bouali, M. Gaceb  
Factors affecting the properties of large welded pipes  
*18th International Congress of Chemical and Process Engineering, 24- 28 August 2008, Prague (Tchéquie)*
- 8- N.Abdelbaki , E.Bouali, R.Bouzid, M. Gaceb  
Influential factors of the mechanical characteristics of welding in large diameter steel pipes  
*18th International Congress of Chemical and Process Engineering, 24- 28 August 2008, Prague (Tchéquie)*
- 9- R.Bouzid, E.Bouali  
Reliability approach to evaluation severity of defects in pipes weld and their consequences  
*13th European Conference on Applications of surface and Interface Analysis, 18- 23 October 2009, Antalya (Turkey)*
- 10- R.Bouzid, E.Bouali, M.Gaceb, N. Abdelbaki (acceptée)  
Natural frequencies and forms free oscillations of gazoducs  
*5th International Symposium on Hydrocarbons & Chemistry (ISHC5), Sidi Fredj, Algiers, March the 23rd to 25th, 2010*
- 11- R.Bouzid, E.Bouali, M.Gaceb, N. Abdelbaki (acceptée)  
Analysis of factors encouraging gazoducs ruptures  
*19th International Congress of Chemical and Process Engineering, 28 August- 1 September 2010, Prague (Tchéquie)*



Introduction	12
<b>Chapitre I : Propriétés et comportement des aciers des tubes</b>	
<b>§1. Facteurs influents sur les propriétés des tubes soudés</b>	16
1.1- Facteurs déterminant la fiabilité des aciers des tubes	16
1.2 - Facteurs métallurgiques déterminant les propriétés des tubes	18
1.3- Influence du traitement thermique sur les propriétés des aciers des tubes	27
1.4 – Influence du formage des tubes sur leurs propriétés mécaniques	27
1.5 – Conclusion	28
<b>§2. Analyse tendancielle des améliorations des aciers des tubes</b>	29
2.1-Evolution des dimensions des tubes et des conduites	29
2.2-Evolution des caractéristiques mécaniques des tubes	29
2.3-Evolution de la composition chimique des aciers des tubes	30
2.4- Conclusion	31
<b>§3. Caractérisation expérimentale du comportement mécanique des aciers des Tubes</b>	32
3.1- But des essais	32
3.2- Processus expérimental	32
3.3- Résultats et discussions	33
3.4- Conclusion	36
<b>§4. Caractérisation des propriétés mécaniques de l'acier X52</b>	36
<b>Chapitre II : Propriétés et comportement mécanique des joints de soudure des gros tubes.</b>	
<b>§1. Facteurs influents sur les caractéristiques mécaniques des soudures des gros tubes en acier</b>	42
1.1 – Introduction	42
1.2- Méthodologie et conditions expérimentales	43
1.3- Résultats et discussions	44
1.4 – Conclusion	56
<b>§2. Durée de vie et propriétés mécaniques des joints de soudure</b>	56
2.1- Introduction	56
2.2- Conditions de soudage et de préparation des éprouvettes	57
2.3- Résultats	60
2.4- Conclusion	65
<b>§3. Réalités et perspectives du soudage en construction des pipelines</b>	65
3.1- Introduction	65
3.2- Interaction : " Soudage-Tubes "	65
3.3- Réalités et perspectives du soudage en construction des pipelines	67
3.4 – Conclusion	68



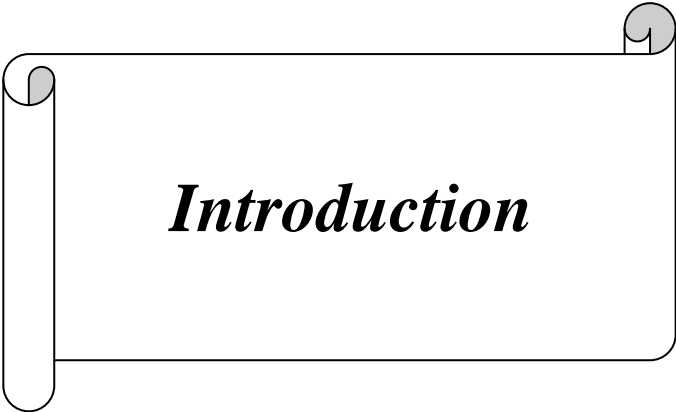
*Sommaire*

***Chapitre III : Contrôle et suivi des joints de soudure circonférentielles des conduites***

<b>§1. Approche probabiliste au contrôle et suivi des joints de soudure des Conduites</b>	70
1.1-Fiabilité d'un joint de soudure vis-à-vis du degré de défectuosité	70
1.2-Qualité des résultats d'inspections	71
1.3-Conclusion	72
<b>§2. Analyse des normes d'évaluations des défauts dans les joints de soudure des conduites</b>	72
2.1- Introduction	72
2.2- Méthode d'analyse	73
2.3- Résultats et discussions	73
2.4- Conclusion	75
<b>§3. Approche fiabiliste à l'évaluation des degrés de sévérité des défauts de soudure des conduites et leurs conséquences</b>	76
3.1- Introduction	76
3.2-Approche fiabiliste	76
3.3-Détermination de la probabilité de défaillance d'une soudure	78
3.4-Résultats et discussions	79
3.5-Conclusion	80
<b>Chapitre IV : Fiabilité des tubes et des conduites.</b>	
<b>§1. Problèmes fondamentaux relatifs à l'étude de la fiabilité des tubes</b>	82
<b>§2. Coefficient d'homogénéité du matériau, facteur d'échelle et fonction de non rupture des tubes</b>	86
2.1- Approche théorique	86
2.2- Conclusion	89
<b>§3. Fiabilité des tubes et leur influence sur celle des conduites</b>	89
3.1- Approche théorique	89
3.2- Résultats et discussions	92
3.3- Conclusion	94
<b>§4.Fiabilité d'une conduite posée sur des sols faibles</b>	95
4.1 – Introduction	95
4.2- Cas des tronçons de conduite aériens posés avec ancrages	95
4.2.1-Particularités des régimes de travail des conduites posées dans des zones Marécageuses	95
4.2.2 - Définition des régimes de travail des parois des tubes	96
4.2.3 - Description du modèle mécanique	96
4.2.4 - Approche fiabilo-systémique	97
4.2.5 - Contrôle de fiabilité en exploitation	98
4.3- Cas des tronçons de conduites enterrées	100
4.3.1- Phénomène des tassements non - stabilisés des sols	100
4.3.2- Description du modèle mécanique	101
4.3.3- Scénario de défaillance	102

## *Sommaire*

4.3.4- Densité de distribution des temps entre défaillances	102
4.3.5- Démarche d'optimisation basée sur le risque	103
4.4 – Résultats et discussions	105
4.4.1- Cas des tronçons aériens	105
4.4.2- Cas d'un tronçon enterré	107
4.5 – Conclusion	109
Conclusion générale	111
Bibliographie	112



## **Introduction**

L'accroissement des puissances des gazoducs a fait ressortir au premier plan les questions de leur fiabilité et sûreté écologique. Les violations, même de courte durée, dans le fonctionnement de tels gazoducs et encore plus les avaries conduisent à de grandes pertes économiques et écologiques. La rupture des tubes est la cause la plus fréquente des arrêts, courts et longs, des pipelines. Les ruptures conduisent à d'importantes pertes en quantité de gaz et provoquent de sérieux dégâts. C'est pourquoi, la fiabilité de la partie linéaire des gazoducs représente la condition préalable pour leur economicité, vu que c'est d'elle que dépend l'alimentation fiable et continue des consommateurs en gaz naturel. Leur sûreté et en particulier la protection de l'environnement d'un danger potentiel provoqué par des explosions ou par le feu, sont des conditions obligatoires. Parmi les causes de rupture, on peut citer : les défauts de fabrication des tubes qui renferment les imperfections des cordons de soudure d'usine, des joints de soudure des tubes effectués aux stations de double-jointing et sur le tracé, endommagement des tubes durant le transport et la construction, surcharge des conduites due à différents types d'écart par rapport à l'exigence du projet, surcharge des tubes due à des surcharges imprévues, corrosion, violation des régimes d'exploitation de la conduite et autres.

Comme la rupture des conduites se produit quand la capacité portante s'avère insuffisante pour vaincre les efforts auxquels elles sont sollicitées, alors la résistance est ainsi assurée par le choix des caractéristiques physico-chimiques du métal du tube, leurs dimensions (diamètre et épaisseur) et par la variation des grandeurs des efforts sollicitant les parois des tubes. C'est pourquoi, le problème de la résistance des conduites inclut des tâches complexes liées à la détermination des efforts agissant sur les éléments constructifs de la conduite, à la détermination des caractéristiques physico-chimiques, à la capacité portante du matériau de construction et sa variation et enfin à la méthode utilisée pour évaluer l'approche à un état limite durant lequel est dépassée totalement la résistance de la construction et se produit sa rupture. Il faut donc définir la méthode à utiliser pour évaluer la résistance nécessaire et suffisante de la capacité portante assurant la non rupture de la conduite durant toute la période de son exploitation. On établit par analyse de la construction, quel est le point de l'élément où apparaissent les plus grandes contraintes, la valeur trouvée est comparée ensuite avec la limite d'élasticité du matériau des tubes. Cependant, cela ne veut pas dire que nous avons obtenu la résolution qui garantit la non rupture de la conduite. Les conduites se rompent même durant la période d'essais avant la mise en exploitation. Cela s'explique par le fait que les charges et les caractéristiques physico-chimiques des matériaux et tous les autres paramètres utilisés dans le calcul de projection sont des grandeurs aléatoires (aléas).

Ainsi, les conditions de réalisation et de fonctionnement des canalisations de transport des hydrocarbures, tout au long de leur durée de vie espérée, ne sont pas parfaitement connues : la conception est placée dans un univers imprécis et incertain mais modélisable par un aléa probabiliste. Dans ce contexte, ce travail se place dans le cadre de couplage entre les méthodes de la mécanique et celles des probabilités dans l'objectif d'étudier la tenue en service des canalisations de transport des hydrocarbures. Cette approche s'appuie tout d'abord sur une connaissance statistique des variables de base qui rentrent dans la modélisation mécanique : connaissance des propriétés des matériaux, des actions, de la géométrie et des liaisons. L'analyse de la fiabilité des canalisations, en s'appuyant sur un scénario de défaillance combinant l'évaluation des sollicitations et des résistances, sont des fonctions des variables de base. Ce dernier s'exprime par une fonction de performance, qui traduit l'équilibre entre leur résistance et les sollicitations prévues.

L'analyse, des propriétés et des caractéristiques des aciers des tubes et leur influence sur la fiabilité des gazoducs, est une contribution dans la recherche de méthodes mieux appropriées

pour étudier la tenue en service des gazoducs et qui tiennent compte des sources d'incertitude tels que :

- la variation des propriétés des matériaux
- les caractéristiques mécaniques des éprouvettes testées en laboratoire
- la différence entre la résistance des éprouvettes et celle du matériau des conduites dues aux effets de taille, de géométrie et d'environnement.

Il est connu, que le coût des tubes représente plus de 60 % du coût de construction d'une conduite destinée au transport d'hydrocarbures sur une longue distance. C'est pourquoi, la qualité des aciers des tubes et par conséquent la fiabilité de la conduite est la condition fondamentale pour assurer un bon investissement. Les données statistiques sur les défaillances des pipelines en exploitation montrent que leur majorité est liée à la corrosion, à la mauvaise qualité des joints de soudure et à la qualité des aciers des tubes. La résistance fonctionnelle d'une conduite est influencée par les propriétés des matériaux des tubes, par le facteur d'échelle, l'allure des concentrateurs de contraintes, ainsi que par le milieu dans lequel travaillent les tubes. C'est pourquoi, la résistance fonctionnelle des tubes est déterminée par un ensemble de facteurs d'ordre métallurgique, technologique et fonctionnel. Dans cette étude, on considère l'influence de ces facteurs sur les propriétés des tubes de gros diamètres.

Le transport par pipelines s'impose depuis le début du siècle dernier, reconnu comme le moyen le plus sûr et économique. Il se développe davantage suite à l'accroissement continu du besoin mondial en énergie et l'apparition de nouveaux consommateurs d'hydrocarbures sur le marché [38]. La partie conduite d'un pipeline est une construction mécano-soudée, ainsi la soudabilité des aciers des tubes a des répercussions sur le coût de réalisation et sur la fiabilité de la conduite [97]. Il faut noter qu'il s'agit de centaines de kilomètres de soudures réalisées sur les chantiers de construction de conduites. Ainsi, toute modification importante au niveau de la composition de l'acier ou des dimensions des tubes nécessite de nouvelles mesures technique, technologique et beaucoup de précautions afin d'obtenir des joints de soudure fiables. Le développement du réseau mondial des canalisations de transports des hydrocarbures doit suivre l'accroissement du besoin énergétique mondial. La préoccupation primordiale du constructeur doit être la définition des assemblages soudés qui permettent de faire passer les efforts avec un maximum de sécurité. Il faut réaliser la soudure au moindre coût, tout en prenant en considération l'accroissement de la quantité du métal à déposer en fonction de l'augmentation des dimensions des conduites, l'emploi de nouveaux aciers à composition chimique de plus en plus complexe et les conditions difficiles d'exécution des soudures d'assemblage des tubes sur chantier [64].

Les modifications les plus importantes de la structure et des propriétés du métal de base résultant de l'échauffement et du refroidissement dans la zone adjacente au cordon sont : la diminution de la plasticité, de la résilience et de l'accroissement de la tendance à la formation des fissures à froid et à chaud [61]. La particularité caractéristique des aciers des tubes des conduites magistrales est la tendance à la formation de fissures à froid lors du soudage. Ces fissures se forment le plus souvent sur la partie adjacente au cordon de soudure à des températures inférieures à 300 °C. Avec l'augmentation de l'épaisseur des parois, la tendance à la fissuration à froid augmente et cela nécessite l'augmentation de la température de préchauffage. L'augmentation de cette dernière est dans ce cas fonction de la composition chimique, de la catégorie de résistance et de l'épaisseur des parois des tubes.

La caractérisation mécanique des aciers des tubes est l'une des nécessités les plus impérieuses pour leur assurer une utilisation rationnelle. Les grandeurs mécaniques comme les limites d'élasticité, de résistance, la striction, la résilience et autres ont beaucoup d'utilité pour la construction et l'exploitation des conduites. Pour l'obtention des tôles d'aciers

nécessaire pour la fabrication des tubes, le matériau de départ subit les transformations de laminage à chaud qui s'achèvent par les transformations par le laminage à froid. Il s'agit du laminage contrôlé dans lequel les conditions opératoires doivent permettre d'obtenir les meilleures caractéristiques. Les propriétés mécaniques des aciers des tubes ne dépendent pas uniquement de leur composition chimique, mais aussi de leur historique thermique et mécanique [57].

Le comportement mécanique des aciers des tubes traduit essentiellement leur réponse aux sollicitations imposées compte tenu de leurs structures internes et leurs évolutions au cours de la déformation plastique. La réponse des aciers à des sollicitations imposées se traduit par la déformation de la texture. Après laminage l'acier se trouve sous forme d'agrégat polycristallin dont la distribution des orientations n'est pas aléatoire et présente des directions préférentielles appelées textures cristallographiques [68]. La présence de ces orientations préférentielles confère au matériau des propriétés mécaniques anisotropes. La variation de la réponse mécanique du matériau dans la tôle présente certaines symétries. Plus précisément, pour une même position du métal lorsque la sollicitation mécanique est transformée par une certaine transformation orthogonale, la réponse subit la même transformation. L'ensemble de ces transformations constitue un groupe des symétries matérielles [65]. Pour les aciers laminés ce groupe est engendré par les symétries par rapport à trois plans deux à deux orthogonaux, définissant un repère orthonormé  $(x_1, x_2, x_3)$  appelé repère privilégié du matériau orthotrope.

Le transport par canalisation des hydrocarbures doit tirer le meilleur parti possible des matériaux que la métallurgie moderne met en œuvre. L'efficacité maximum d'utilisation des matériaux est obtenue par l'emploi de la soudure comme mode d'assemblage. L'absence dans la soudure des défauts intolérables caractérise autre que l'aptitude de la soudure, celle de la technologie usitée, des matériaux de soudage, des équipements et de la qualification des soudeurs.

Cette étude a été structurée comme suit :

- Chapitre I : Propriétés et comportement des aciers des tubes.
- Chapitre II : Propriétés et comportement mécanique des joints de soudure des gros des tubes en acier.
- Chapitre III : Contrôle et suivi des joints de soudure circonférentielles des conduites.
- Chapitre IV : Fiabilité des tubes et des conduites



*Propriétés et comportement des aciers des tubes.*

- §1. Facteurs influents sur les propriétés des tubes soudés*
- §2. Analyse tendancielle des améliorations des aciers des tubes*
- §3. Caractérisation expérimentale du comportement mécanique des aciers*
- §4. Caractérisation des propriétés mécaniques de l'acier X52*



## § 1- FACTEURS INFLUENTS SUR LES PROPRIETES DES TUBES SOUDES

### 1.1- Facteurs déterminant la fiabilité des aciers des tubes

Les aciers des tubes sont soumis à des actions extérieures et intérieures. Les actions extérieures engendrent des contraintes et des déformations qui entraînent la modification des états physiques et mécaniques du matériau des tubes. Les actions internes donnent naissance à des contraintes internes, liées essentiellement à la distribution inégale des déformations dans le volume du matériau. Ces contraintes peuvent être thermiques, de phases ou structurelles. Ainsi la résistance des aciers des tubes aux actions extérieures et intérieures définit leur tenue à la déformation, à la rupture et la plasticité. Durant l'exploitation des pipelines, on a observé des ruptures ductiles et fragiles des aciers des tubes. Ces dernières se propagent à une vitesse proche de la vitesse du son. Elles sont brusques et peuvent causer beaucoup de dégâts. Par conséquent, pour assurer la fiabilité des conduites, l'acier des tubes doit posséder en plus d'une limite d'élasticité élevée, une bonne résistance à la rupture fragile. La fiabilité des aciers des tubes est donc déterminée par les divers défauts qui servent d'amorce aux fissures [NFA 36010, 1980]. L'action des entailles, des défauts internes (inclusions non métalliques, fissures et autres) rend irrégulière la distribution des contraintes en conditionnant leur concentration. Plus l'entaille est vive, plus son action sur les propriétés mécaniques du métal est forte. Or, cette action rend la résistance à la rupture fragile plus faible. Par conséquent, l'action d'une entaille doit être rapportée aux facteurs qui contribuent à la fragilisation de l'acier des tubes. D'autre part la baisse de la température rend le métal des tubes susceptible de rupture fragile (fragilité à froid) [93]. La courbe résilience en fonction de la température des aciers des tubes présente une transition graduelle de l'état ductile à l'état fragile, c'est-à-dire il existe un intervalle critique de température de fragilité (figure I.1). Cet intervalle de température délimite la transition des cassures ductiles fibreuses aux cassures cristallines fragiles aux basses plasticité et ductilité. Plus la température de transition est élevée, plus l'aptitude de l'acier à la rupture fragile est forte.

Ainsi la température de service des conduites influe sur la fiabilité des aciers des tubes. Cette température doit être plus élevée que la température de transition, le mieux aux températures auxquelles la rupture est complètement ductile. D'autre part, plus la réserve thermique de ductilité (par rapport à la température ordinaire 20 °C) est élevée plus la sensibilité du métal des tubes aux variations de température, à l'augmentation de la vitesse de déformation, aux concentrateurs de contrainte est faible. Enfin les aciers des tubes sont également l'objet d'une destruction graduelle sous l'action d'autres phénomènes et processus, dont la corrosion et la fatigue. La résistance à ces formes de destruction détermine la longévité des tubes dans les conditions appropriées de leur service. La limite de fatigue dépend en majeure partie des concentrations de contraintes et de l'effet de corrosion.

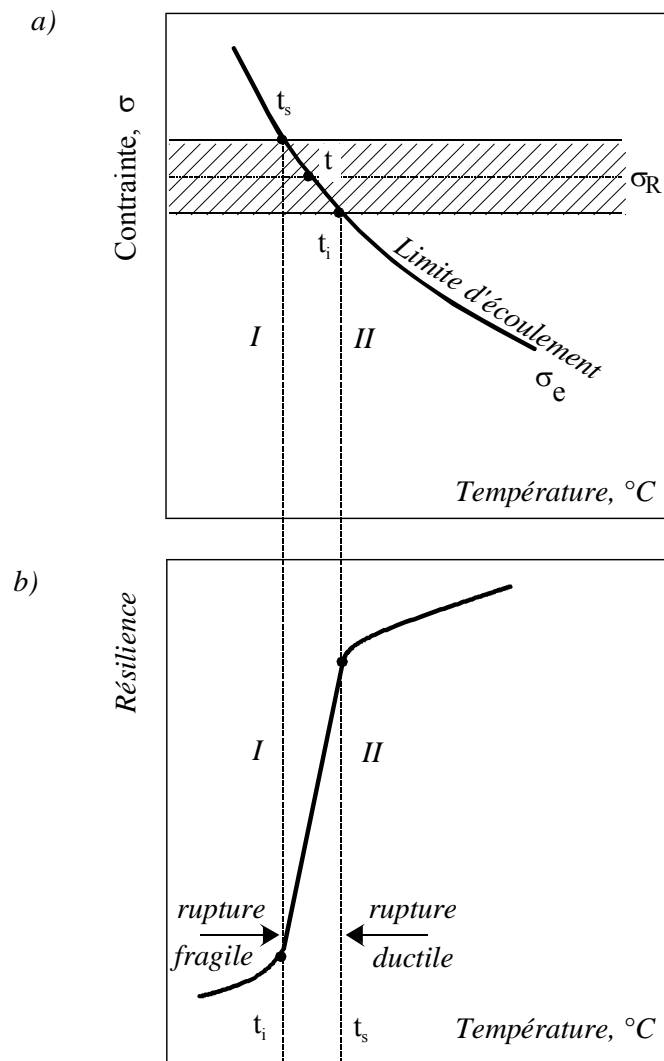


Fig I.1: Schéma de la rupture fragile et de la rupture ductile d'un acier en fonction de la température d'essai.

a) Sollicitation statique

b) Sollicitation dynamique

I- Rupture fragile

II- Rupture ductile

$t_i$ ,  $t_s$  - les frontières supérieure et inférieure de l'intervalle critique de température de fragilité

**1.2 - Facteurs métallurgiques déterminant les propriétés des tubes** [BAIN E. C et al, 1968]

La recherche de la fragilité et de la sécurité des pipelines a conduit à l'apparition sur le marché d'un nombre relativement important d'aciers destinés à la fabrication des tubes de gros diamètres (tableau I.1). Les préoccupations essentielles à l'introduction d'éléments d'alliage dans les aciers des tubes (tableau I.2) sont liées à l'augmentation des caractéristiques de traction ( $R_e, R_m$ ), à une mise en œuvre des matériaux la plus aisée possible (soudage) et à des conditions d'emploi sévères (pression de service élevée, environnement corrosif).

**Tableau I.1: Caractéristiques mécaniques des aciers des tubes selon les standards américains API Spécification 5L et 5LS**

Spécification du produit Niveau	Type	$\sigma_{0,2}$ MPa	$\sigma_R$ MPa
1	A25	172	310
	A	207	331
	B	241	414
	X42	290	414
	X46	317	434
	X52	359	455
	X56	386	490
	X60	414	517
	X65	448	531
	X70	483	565

		Min	Max	Min	Max
		B	241	448	414
2	X42	290	496	414	758
	X46	317	524	434	758
	X52	359	531	455	758
	X56	386	544	490	758
	X60	414	565	517	758
	X65	448	600	531	758
	X70	483	621	565	758
	X80	552	690	621	827

**Tableau I.2: Composition chimique des aciers des tubes.**

N° tubes	Méthode de traitement des tubes	Teneur massique en éléments %												Fabricant des tubes		
		C	Mn	P	S	Si	Cu	Ni	Cr	V	Nb	N	Al			Mo
1	normalisation	0,19	1,65	0,03	0,025	0,5	0,2	0,1	0,1	(V+Nb+Ti)=0,16					MANNESMAN (Allemagne)	
2	Régulation de la température de recuit	0,13	1,65	0,03	0,015	0,5	-	-	-	0,08	0,08	-	-	-	France et Allemagne	
3	Régulation de la température de recuit	0,18	1,6	0,025	0,005	0,5	0,2	0,1	0,25	0,08	0,05	-	-	-	MANNESMAN (Allemagne)	
4	Régulation de la température de recuit	0,12	1,65	0,02	0,015	0,5	-	-	-	0,08	0,06	-	-	0,3	MANNESMAN (Allemagne)	
5	normalisation	0,19	1,65	0,03	0,03	0,5	0,2	0,1	0,1	(V+Nb+Ti)=0,16		-	-	-	ITALCIDER (Italie)	
6	Régulation de la température de recuit	0,1	1,75	0,025	0,012	0,2 0,45	-	0,35	-	(V+Nb+Ti)=0,12		-	-	0,35	ITALCIDER (Italie)	
7	Régulation de la température de recuit	0,12	1,65	0,02	0,015	0,5	-	-	-	0,08	0,06	-	-	0,3	ITALCIDER (Italie)- Japon	
8	Traitement thermique	0,06	1,4 2,0	-	-	-	-	-	-	-	0,03 0,06	-	-	0,2 0,4	ITALCIDER (Italie)- Japon	
9	Traitement thermique	0,12	1,65	0,025	0,01	0,2 0,4	-	0,3	-	(V+Nb+Ti)=0,16		-	-	0,3	NIPPONSTIL (Japon)	KORP
10	Traitement thermique	0,12	1,65	0,018	0,01	0,35	-	-	-	(V+Nb+Ti)=0,16		-	-	0,2	KAVASAKISTIL (Japon)	
11	Trempe et revenu	0,13	1,33 1,37	0,011 0,014	0,002	0,26 0,27	-	0,01	-	0,02	0,01	0,007	0,02 0,026		NIPPONSTIL (Japon)	KORP
12	Traitement thermomécanique	0,08	1,42	0,012 0,015	0,003	0,27	-	0,3	-	0,08	0,04	0,008	0,027		NIPPONSTIL (Japon)	KORP

On distingue les éléments d'addition à effet durcissant la ferrite. Les éléments les plus efficaces sont ceux que l'on cherche à diminuer pour des raisons de soudabilité (carbone) ou d'amélioration des caractéristiques de résilience (phosphore, carbone, ...etc) (figure I.2). Afin de ne pas rendre l'acier sensible au vieillissement et de détériorer ainsi les propriétés de résilience, l'azote est toujours présent sous une forme de combinaison. Par contre, le manganèse est le seul élément d'addition qui soit alors favorable, mais avec un effet durcissant très limité.

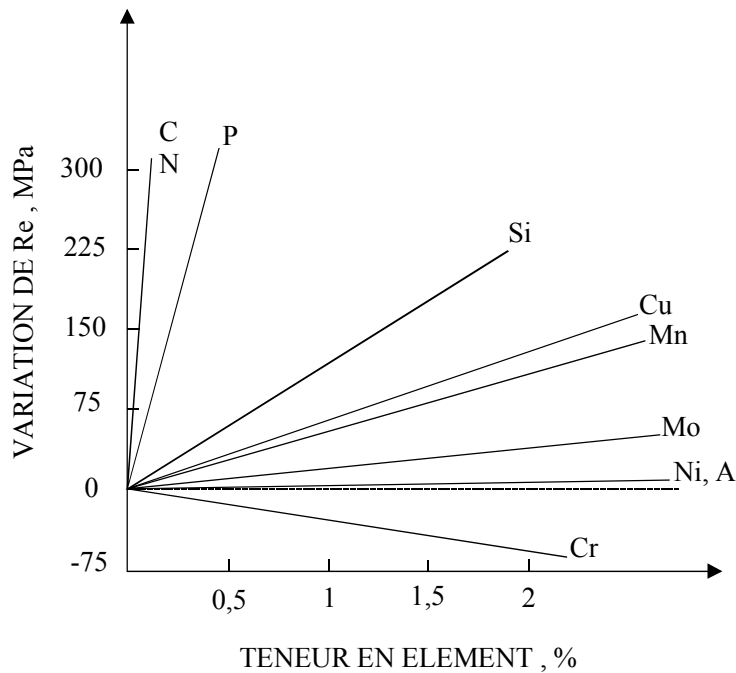


Fig I.2a: Durcissement par solution solide [PICKERING F.B. , 1975]

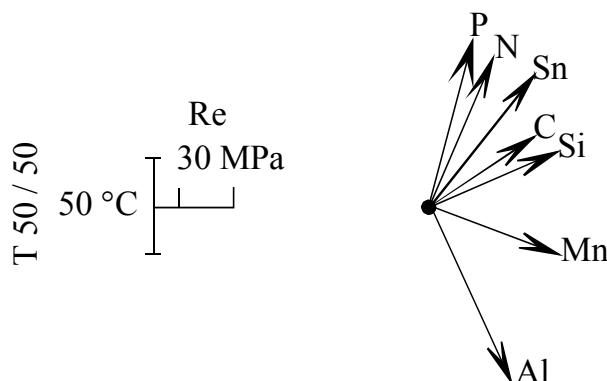


Fig I.2b: Influence des éléments sur Re et T 50 / 50 d'après F.B Pickering [PICKERING F.B. , 1975]

L'une des méthodes d'obtention d'une combinaison de haute résistance, de bonne ductilité et soudabilité des aciers est l'affinement du grain ferritique. L'augmentation des caractéristiques de traction et en particulier la limite d'élasticité  $R_e$  par l'affinement du grain ferritique était souvent démontrée (figure I.3).

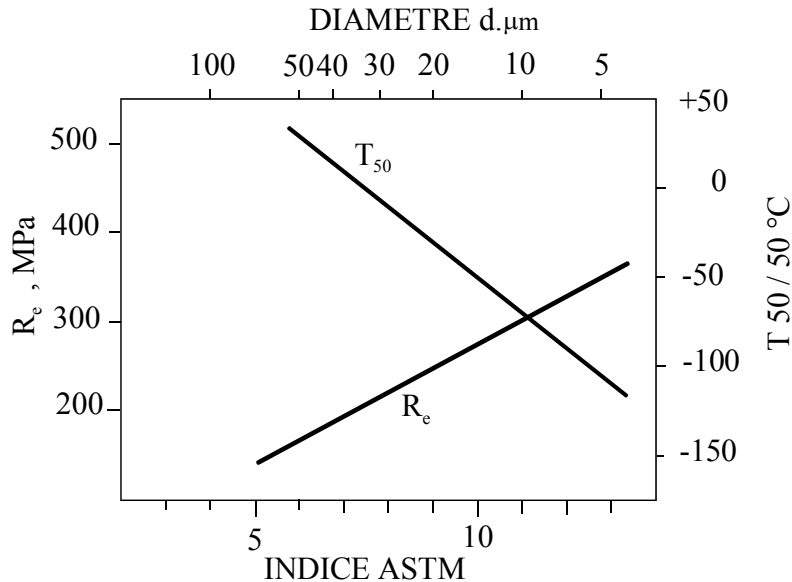
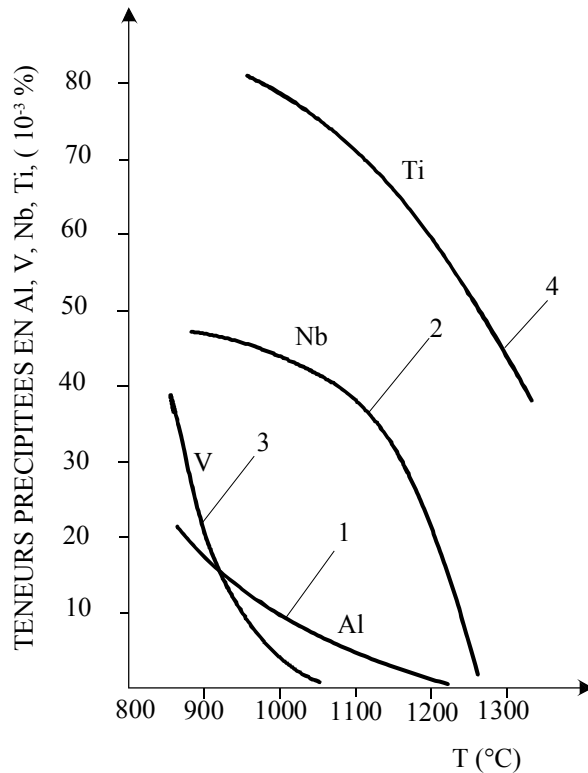


Fig.I.3: Influence de la taille du grain  $\alpha$  sur  $R_e$  et  $T_{50/50}$

(Acier : 0,1 % C – 0,5 % Mn – 0,2 % Si – 0,006 % N), d'après K. J. Irvine

L'intérêt du grain fin dans les aciers des tubes à structure ferrite-perlite est donc double, d'où l'intérêt porté à l'addition d'éléments permettant l'affinage du grain ferritique [47], donc du grain austénitique de départ. L'affinage du grain est réalisé par l'addition d'éléments formant de fins précipités, lesquels par leur interaction avec des joints de grains austénitiques, empêchent le développement de ces derniers [41]. Les facteurs qui interviennent dans le processus d'affinage du grain sont: les éléments d'alliages susceptibles de former des précipités fins. Les plus utilisés sont Al, Nb, Ti (tableau I.2) formant des nitrures ou des carbonitrures, agissant suivant leurs teneurs ainsi que les teneurs en N et C et le traitement thermique réalisé.

On note, que l'ensemble de ces facteurs en tenant compte des phénomènes de mise en solution, de précipitation et de coalescence déterminera pour un acier le degré d'affinage du grain. L'aluminium est l'élément le plus utilisé et le plus simple dans la mesure où il ne forme qu'un nitrure  $\text{AlN}$ . La mise en solution s'effectue dans un domaine de température 900 °C / 1250 °C, naturellement fonction de N et Al (figure I.4).



N°	C	N	Al	Nb	V	Ti	Réf
1		10.8	<u>26</u>				[PONT G. <i>et al</i> , 1970]
2	195	7	46	<u>43</u>			[BERNARD G. <i>et al</i> , 1980]
3	230	7	13		<u>90</u>		[BERNARD G. <i>et al</i> , 1980]
4	160	6	60			<u>80</u>	[CIVALLERO M. <i>et al</i> , 1971]

Fig. I.4: Mise en solution des éléments dispersoïdes

La précipitation, sous forme de fins nitrures, se produit soit au cours du laminage, soit au cours du chauffage avant normalisation dans le domaine [600 – 700 °C] [21]. Du fait des processus de diffusion qui conduisent à la coalescence des précipités de AlN, puis à leur mise en solution (figure I.5) [42], le grain austénitique ne variera plus alors qu'en fonction des paramètres température et temps [25].

Dans le cas du niobium, les précipités formés sont des carbonitrures Nb (C<sub>x</sub>, N<sub>y</sub>) dont les teneurs en C et N dépendent de la composition et de la température. La précipitation au refroidissement coïncide avec la transformation  $\gamma$ - $\alpha$ , tandis que la précipitation au cours du chauffage s'effectue dans le domaine [600 – 700 °C] [21]. Le niobium peut exercer comme l'aluminium un effet marquant sur l'affinage du grain, et la taille critique des particules est d'environ 300 Å comme pour AlN. Enfin, on constate que l'addition simultanée de Al et Nb est légèrement plus efficace que celle de Al seul [21] et [26].

Le titane forme deux composés. D'une part, TiN qui est un précipité extrêmement stable, pratiquement insoluble dans l'austénite [49], et d'autre part un carbure TiC.

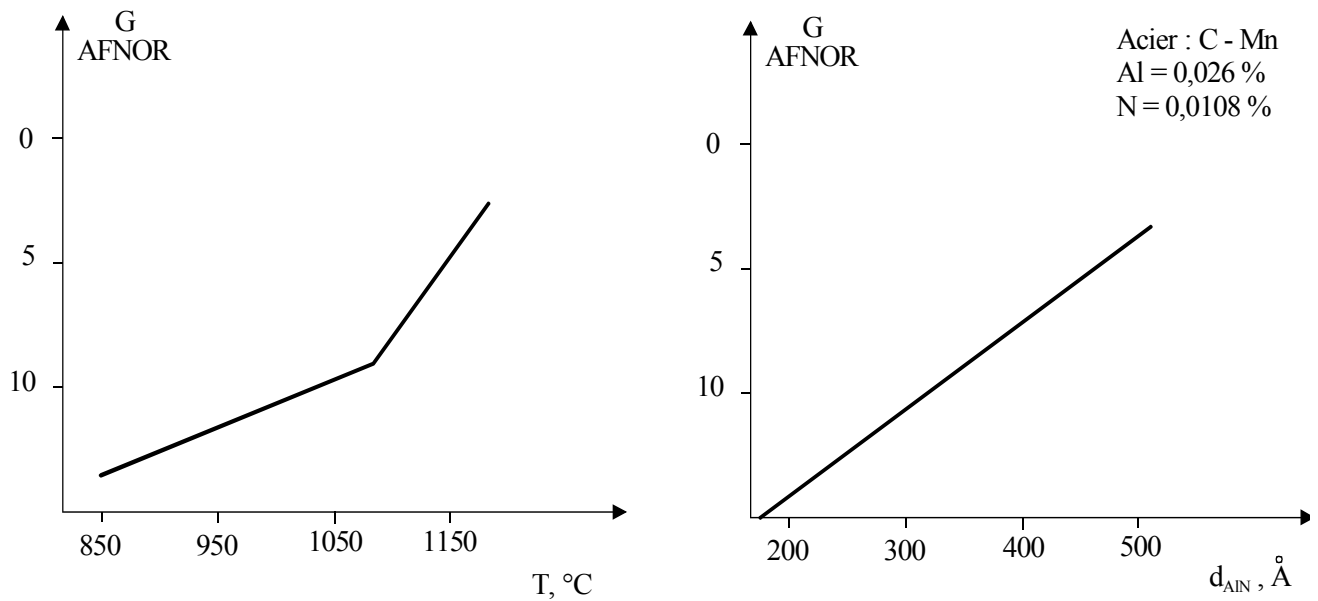


Fig I.5 : Evolution du grain avec la température et la taille des précipités de AlN [41]

Le titane non piégé par l'azote forme un carbo-nitride riche en carbone de diamètre environ 200 Å, qui se dissout dans l'austénite jusqu'à 1300 °C environ (figure I.4). Ce "carbure" est responsable du contrôle de la croissance du grain  $\gamma$ .

L'addition d'un (ou plusieurs) élément (s) tel que Al, Nb, Ti afin d'affiner le grain et d'améliorer les caractéristiques des aciers des tubes est donc indispensable. Le choix de ces éléments et de leur teneur est fonction des facteurs tel que: teneur en azote (élaboration au convertisseur ou au four électrique), du type de traitement thermique et des caractéristiques recherchées.

Certains éléments formant les carbonitrides fins présentent, outre l'effet sur le grain, un rôle important de durcissement par précipitation dans la ferrite. Les plus utilisés dans la composition chimique des aciers des tubes sont Nb, Ti, V (tableau I.2). L'efficacité durcissante de ces précipités dépend des teneurs en éléments et du traitement thermique. Pour le Niobium, dans le cas d'une normalisation à température voisine de 900 °C, l'accroissement des caractéristiques de traction est faible et l'augmentation de la température de transition également. Si le traitement est effectué à haute température après dissolution de Nb (C, N), soit d'environ 1250 °C, les variations deviennent importantes ~ 100 MPa et 60 °C [21]. Après une opération de trempe et revenu, l'effet du Nb après austénitisation à haute température est encore accentué.

Le vanadium est très employé en tant qu'élément durcissant par précipitation au cours d'un traitement classique. Les carbonitrides de V sont mis totalement en solution à des températures nettement plus basses (figure I.4). Le durcissement se faisant par l'intermédiaire de V (C, N), la présence d'autres éléments métalliques formant nitrides ou carbures peut interférer. La teneur en azote libre est déterminante, surtout à l'état normalisé pour lequel le durcissement est dû à des nitrides de vanadium (figure I.6) [8]. A l'état trempé revenu, le durcissement par le carbo-nitride est important. L'accroissement des caractéristiques de traction peut atteindre 80 MPa pour V = 0,08 % à l'état normalisé. Ceci se traduit par une



légère augmentation de la température de transition de résilience [92]. Le Nb et le Ti jouent un rôle particulier pendant (et après) une déformation à chaud, essentiellement le laminage. En effet, ces deux éléments ont pour propriétés de retarder la cristallisation de l'austénite lorsqu'ils sont ajoutés en faible quantité ( $\sim 0,030\%$ ).

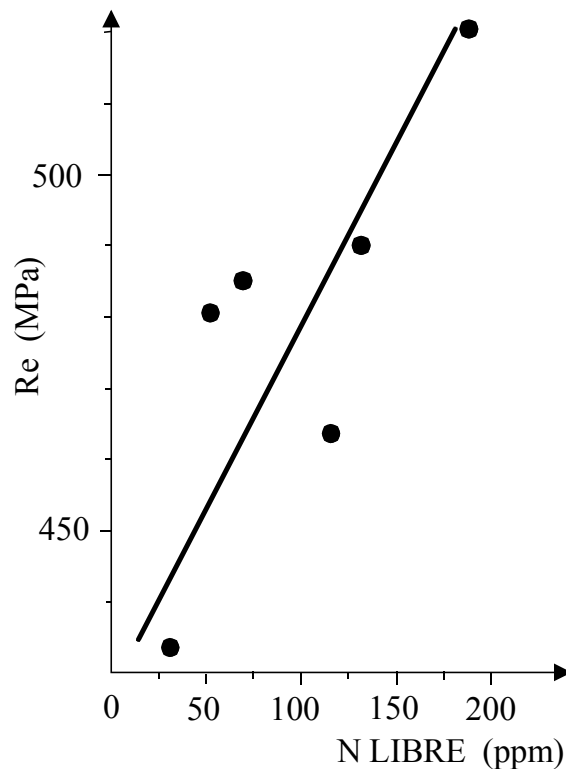


Fig I.6: Evolution de Re avec la teneur en N libre à l'austénitisation. Etat normalisé Acier C – Mn – V. [8]

L'addition de Nb (ou Ti) a pour effet de conduire [95] : d'une part, à une structure à grains extrêmement fins et déformés jusqu'à  $G = 14$ ; d'autre part, à une certaine précipitation durcissante de carbonitrides se formant au cours et après la déformation, précipitation encore plus complète dans le cas des trains à bandes (au cours du bobinage). Globalement, le paramètre qui reflète le mieux l'influence du laminage sur le grain, donc sur les caractéristiques de traction, est la température de fin de laminage (figure I.7) [19]. Dans les aciers des tubes, on utilise aussi la combinaison Nb – V. Le niobium exerce alors un rôle d'affinant lié au cycle de laminage et également un effet de durcissement de précipitation, alors que le vanadium ne fait qu'ajouter au durcissement de précipitation. Un élément d'addition qui apparaît également dans certains aciers des tubes est le molybdène, lequel exerce un double rôle: il conduit à l'apparition de structures aciculaires à propriétés mécaniques plus élevées et exerce un effet synergétique avec le V et le Nb dans le durcissement par précipitation des carbonitrides.

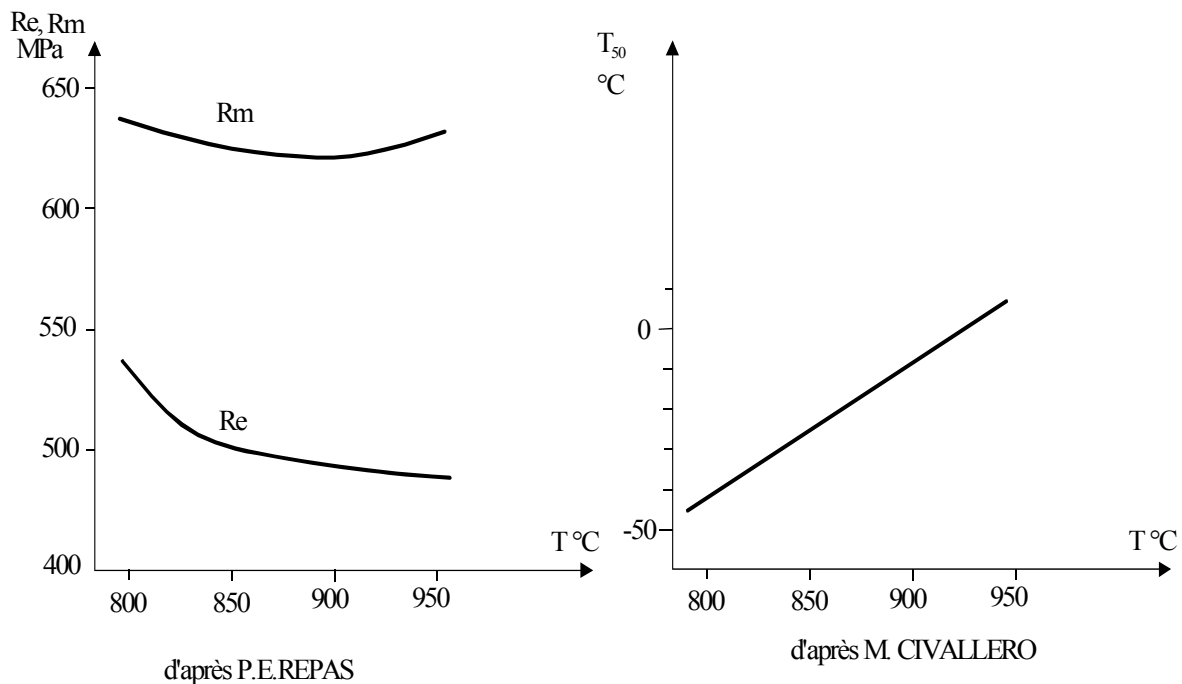


Fig I.7: Influence de la température de fin de laminage sur les caractéristiques mécaniques

La trempabilité d'un acier est son aptitude à accroître sa dureté sous l'effet de la trempe. La pénétration de trempe est déterminée par la vitesse critique de refroidissement. Elle est d'autant plus élevée que la vitesse critique de trempe est plus faible, c'est-à-dire la stabilité de l'austénite surfusionnée est plus faible. Elle est fortement accrue par le manganèse, le chrome, le molybdène et les petites additions de bore (0,003 à 0,005%). Elle est fortement augmentée par l'addition simultanée de plusieurs éléments d'alliage.

Le rôle des éléments gammagènes (Mn, Ni) diminue notablement les températures de transformation et déplacent les diagrammes en refroidissement continu vers les vitesses lentes. Le manganèse en particulier a un rôle très important sur la vitesse critique matensitique. L'effet premier des éléments carburigènes (Cr, Mo) est d'augmenter la trempabilité et tout particulièrement pour le molybdène d'accroître la stabilité du domaine bainitique, en retardant la germination de la ferrite. De plus, ces éléments forment au cours du revenu des carbures mixtes avec le fer. Lesquels ont pour effet de modifier sensiblement la cinétique de l'adoucissement dans le cas du molybdène [87] (figure I.8). L'addition de ces éléments, éventuellement allié au vanadium permet de diminuer notablement la teneur en carbone. Le bore ajouté en quantité très faible (0,001 à 0,005%) augmente la trempabilité de façon importante, surtout pour les aciers à basse teneur en carbone [60] et au niveau du nez de la ferrite (figure I.9).

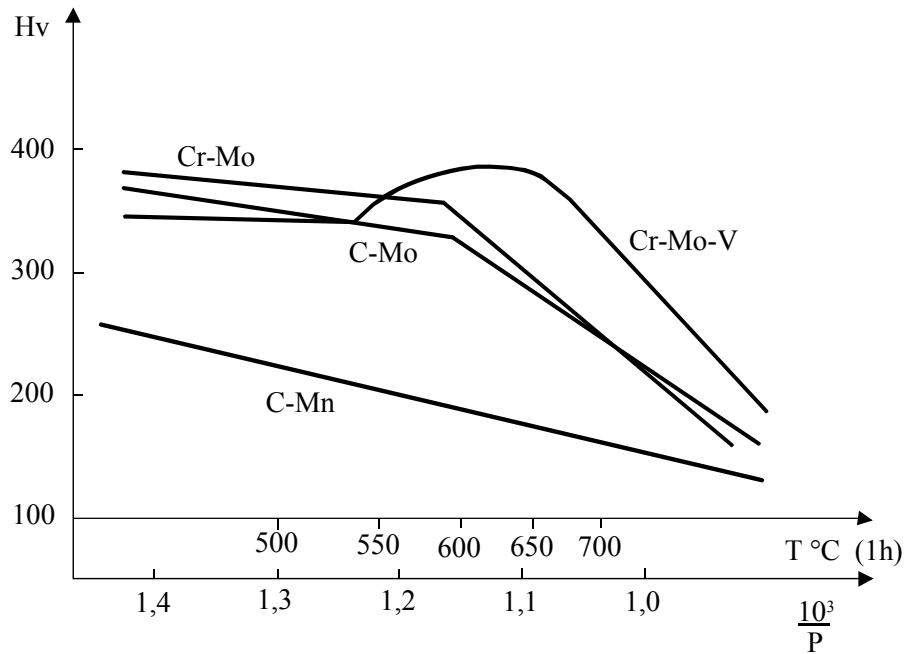


Fig. I.8: Influence de Cr-Mo-V sur l'adoucissement au revenu [87]  
 H : énergie d'activation  
 P : paramètre de revenu

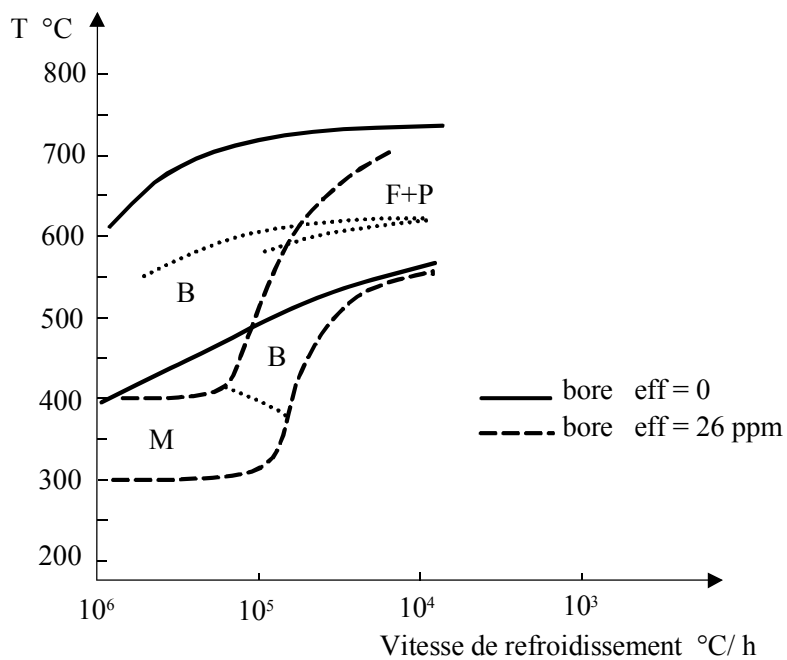


Fig. I.9 : Influence du bore sur la trempabilité

### **1.3- Influence du traitement thermique sur les propriétés des aciers des tubes**

Les principaux modes de traitements thermiques qui modifient de diverses manières les propriétés des aciers sont : le recuit, la normalisation, la trempe, le revenu et le vieillissement [55].

La normalisation provoque la recristallisation de l'acier et affine donc la structure à gros grains obtenue par coulée ou laminage. La normalisation des aciers des tubes après le laminage à chaud renforce leur résistance à la rupture fragile, ce qui est caractérisé par la baisse du seuil de rupture à froid et l'augmentation de la quantité de travail absorbé par la progression d'une fissure. La normalisation suivie de recuit d'adoucissement (600 à 650 °C) est appliquée souvent au lieu du recuit complet pour corriger la structure des aciers.

Sous l'effet de la trempe, les aciers des tubes ont l'aptitude d'accroître leur dureté. La trempe n'est pas un traitement thermique définitif. Pour diminuer la fragilité, les contraintes qu'elle produit et pour obtenir des propriétés mécaniques imposées, l'acier trempé subit le revenu. Pendant la trempe, le refroidissement peut produire des défauts tels que tapures, déformations, gauchissement et contraintes de traction résiduelles élevées dans les couches superficielles. Les méthodes modernes de refroidissement prévoient l'emploi des mélanges d'eau et d'air amené sous pression par des tuyères. En modifiant la projection d'eau dans le mélange, ainsi que sa pression, on peut obtenir des vitesses de refroidissement variées, depuis celle qui correspond à l'air jusqu'à des valeurs dépassant sensiblement la vitesse de refroidissement dans l'eau.

Le revenu supprime les contraintes internes dues à la trempe. Cette suppression des contraintes est d'autant plus élevée que la température de revenu est plus élevée. L'affaiblissement des contraintes internes est le plus intense lorsque le maintien atteint 15 à 30 mn à 550 °C. Après un maintien de 1 h 30 mn, les contraintes décroissent jusqu'à une valeur minimale susceptible d'être obtenue par le revenu à la température considérée. Après un revenu à 500 ou 650 °C, les aciers susceptibles de fragilité de revenu réversible sont refroidis rapidement. Le revenu à haute température (500 à 680 °C) donne aux aciers des tubes la structure de sorbite de revenu. Il crée un meilleur rapport entre la résistance et la ductilité de l'acier. La trempe suivie de revenu à haute température améliore, par rapport à l'état normalisé ou recuit, les limites de rupture et d'élasticité, la striction et surtout la résilience [9].

Les propriétés mécaniques des tôles et des tubes dépendent des paramètres du régime de laminage et celui du traitement thermique. L'expérience confirme qu'il est possible de combiner les opérations de déformation plastique à chaud et de traitement thermique. L'influence la plus favorable sur les caractéristiques de plasticité et sur l'abaissement de la tendance de l'acier à la rupture fragile s'avère le traitement thermique à haute température. Ce traitement prévoit un refroidissement brusque, directement après la fin des déformations à chaud ou après un maintien règlementé lors d'un recuit.

### **1.4 – Influence du formage des tubes sur leurs propriétés mécaniques**

Durant le formage des tubes, les tôles sont soumises à une série de compression et d'extension. Les propriétés mécaniques des tubes sont donc différentes de celles des tôles. La limite d'élasticité dépend directement du traitement par l'effet de Bauschinger. Leur influence simultanément donne le signe positif ou négatif du changement des propriétés. La majorité des aciers des tubes de classe ferrito-perlitique ont une "dent d'écoulement" sur la courbe contrainte-déformation obtenue par l'essai de traction des éprouvettes standards (figure I.10) et par conséquent ces aciers sont très sensibles à l'effet de Bauschinger. L'avantage d'utiliser des aciers de classe Mn-Mo-Nb est la régularité et la continuité de l'allure de la courbe contrainte-déformation et l'augmentation de la limite d'élasticité, c'est-à-dire la tôle peut avoir une limite d'élasticité inférieure à la limite d'élasticité normative de l'acier. D'autre part, la

résilience dépend aussi des cycles de déformation durant le formage des tubes. Les propriétés mécaniques des tôles varient sensiblement en fonction des moyens de production (pour une même composition chimique de l'acier). Les variations ultérieures se produisent durant la fabrication des tubes.

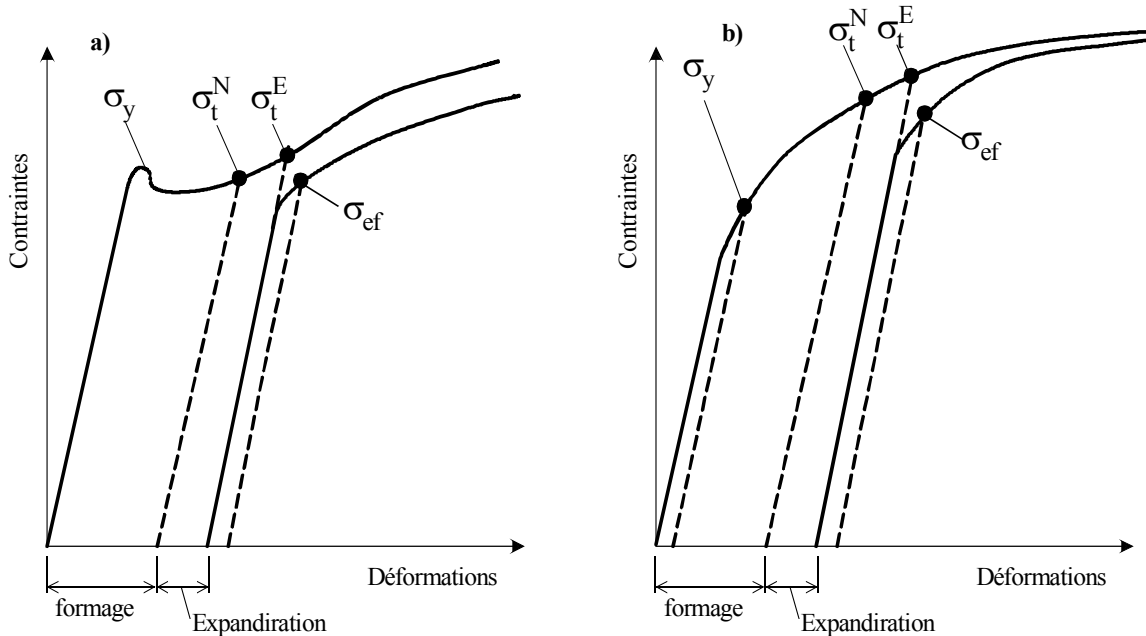


Fig I.10: Courbe d'élasticité pour diverses classes d'aciers des tubes

a) acier à basse perlite

b) acier avec ferrite aciculaire (Mn-Mo-Nb)

$\sigma_y$  : limite d'écoulement de la tôle

$\sigma_t^N$  : limite d'écoulement réelle d'un tube non expansifié

$\sigma_t^E$  : limite réelle d'écoulement d'un tube expansifié

$\sigma_{ef}$  : limite d'écoulement effective d'un tube expansifié

$\sigma_t^E - \sigma_{ef}$  : perte de la valeur de la limite d'écoulement à cause de l'effet de Bauschinger.

## 1.5 – Conclusion

On observe actuellement un accroissement général des exigences sur les caractéristiques métallurgiques et mécaniques des tubes destinés à la construction des pipelines. Telle que l'augmentation du niveau de résilience pour accroître la garantie de tenue à la rupture fragile, la diminution des températures d'essai de résilience pour une utilisation dans les conditions climatiques sévères et la diminution de la valeur du carbone équivalent pour garantir de meilleures conditions de mise en œuvre. Sur le plan théorique pour l'élaboration de nouveaux aciers des tubes, on part de la possibilité de gérer les propriétés des aciers par l'affinage maximal de leur structure et superstructure dans le laminage contrôlé suivi d'un refroidissement accéléré et commandé. A cela, s'ajoute l'amélioration de la technologie et le développement des tubes en acier amélioré par traitement thermique. Ainsi l'amélioration des propriétés mécaniques des tubes et de leur indice économique nécessite la résolution d'un ensemble de problème, y compris la réduction des dépenses en éléments d'alliages rares.

## § 2- ANALYSE TENDANCIELLE DES AMELIORATIONS DES ACIERS DES TUBES

### **2.1-Evolution des dimensions des tubes et des conduites**

L'amélioration de l'efficacité du transport par canalisation est possible par l'accroissement de la capacité de transport en augmentant les diamètres des conduites, la pression de service, par le refroidissement du gaz transporté, la diminution de la rugosité de la surface interne des tubes et enfin par l'amélioration de la fiabilité de fonctionnement. De nombreuses études montrent que les facteurs ayant une influence maximale sur la capacité portante des gazoducs sont par ordre décroissant : le diamètre, la pression de service, les distances entre les stations de compression, les taux de compression et la température moyenne du gaz transporté. Alors, ce n'est pas par hasard que ces trente dernières années, on était témoin de la construction des gazoducs magistraux de grands diamètres de plus de 1420 mm et le passage de la pression de service de 7,5 MPa à 100 MPa et même 120 MPa. La dépense spécifique en métal des tubes diminue avec l'accroissement du diamètre à la puissance 0,6 et est proportionnelle à l'augmentation de la limite de rupture des aciers selon le matériau. Si l'on considère qu'actuellement on atteint le diamètre limite des gazoducs (1420 mm), alors la tendance principale pour réaliser une économie de métal est l'amélioration des propriétés mécaniques des aciers des tubes. L'augmentation des caractéristiques de résistance de l'acier seule, permet de garder le niveau actuel des épaisseurs des tubes et éviter les problèmes liés au soudage et au montage de la conduite sur le tracé. D'autre part, l'augmentation de la capacité de transport des gazoducs est réalisable par l'augmentation de la fiabilité structurelle des tubes et leurs joints de soudure. Le passage à la construction des gazoducs pour des pressions plus élevées est réalisable par la conception des tubes à construction spéciale : tubes à parois épaisses, à multicouches et à bandage.

Il ressort cependant, qu'avec l'organisation de la production en masse des aciers modernes de laminage contrôlé pour la fabrication des tubes, l'intérêt des tubes de construction spéciale a brusquement chuté. Il semble que dans l'avenir proche, il ne faut pas s'attendre à des constructions nouvelles de tubes, vu que les paramètres réels des pipelines sont déjà proches de leur valeur optimale. Cependant, le développement de la production des tubes sera déterminé par les indices technico-économiques du transport par canalisation des hydrocarbures et aussi par les réserves de gaz et de pétrole qui sont loin d'être inépuisables.

### **2.2-Evolution des caractéristiques mécaniques des tubes**

Le développement des transports à grande distance de quantités importantes d'hydrocarbures a nécessité l'emploi des tubes de grands diamètres, exploités à des pressions plus élevées. Pour éviter d'atteindre des épaisseurs difficiles à souder et faire des économies d'acier, on a eu recours à de nouvelles nuances à caractéristiques mécaniques améliorées. C'est ainsi qu'on a vu apparaître les grades X60, X65, X70, X80 et même X100. Les aciers des tubes peuvent être divisés en deux groupes : aciers au carbone faiblement alliés et aciers à faible teneur en carbone faiblement alliés. Dans le premier groupe on trouve les aciers ferrito-perlitique X42 à X52 (selon API) renfermant jusqu'à 0,3 % C, 1,6 % Mn, 0,7 % Si. Dans le deuxième groupe on trouve les aciers ferrito-perlitiques faiblement alliés à basse teneur en carbone X56, X50, X65, X70 renfermant 0,12 % C, 0,45 % Si, 0,25 % S, 1,9 % Mn, 0,1 % V, 0,1Nb, 0,015 % Al. Pour les conduites de diamètre supérieur à 1020 mm, destinées à fonctionner sous des pressions élevées, on utilise généralement des tubes en acier de laminage contrôlé. Les propriétés mécaniques des structures ferrito-perlitique peuvent être modifiées, entre autres par

l'affinement des grains ferritiques. C'est le seul procédé qui permet d'améliorer à la fois les caractéristiques de traction  $R_e$  et/ou  $R$  et la température de transition  $T_K$ . L'objectif est l'obtention d'une structure ferrito-perlitique à grains fin des produits plats laminés. Ces dernières années le laminage contrôlé a été complété par le refroidissement accéléré par arrosage à l'eau afin d'améliorer les caractéristiques mécaniques des tôles. Cela a permis d'accroître la résistance de l'acier de laminage contrôlé, jusqu'à 700 MPa, sans modifier pratiquement la ténacité à la rupture et la tenue au froid. A des vitesses de refroidissement suffisamment élevées, les éléments perlitiques de la structure sont remplacés par une structure bénitique. Dans les aciers ferritiques, de telles vitesses font augmenter la quantité de bénite à basse teneur en carbone. Les meilleures améliorations des propriétés mécaniques sont réalisables dans les aciers de classe bénitique à teneur en carbone particulièrement basse. De tels aciers ont une grande perspective pour l'emploi dans la fabrication des tubes pour la réalisation des gazoducs de grands diamètres et haute pression de service. Des études récentes montrent l'efficacité de l'emploi de l'acier bénitique de composition chimique : 0,03 %C, 0,15 % Si, 1,90 % Mn, 0,04 Ni, 0,02 % Ti, dans la fabrication des tubes de dimensions 1420 x 18,7 mm. De tels tubes ont une ténacité élevée à la rupture ductile, à des températures proches de  $-30^\circ\text{C}$ , avec une tenue au froid suffisante et des limites de résistance à la rupture  $\sigma_R = 644\text{ MPa}$  et à l'écoulement  $\sigma_{0,2} = 600\text{ MPa}$  : [British steel, 1995].

### **2.3-Evolution de la composition chimique des aciers des tubes**

Le carbone est un élément d'insertion et fait accroître la teneur en perlite. S'il fait augmenter la résistance des aciers, fait diminuer sa ductilité et dégrade leur soudabilité. Le manganèse agit à la fois par durcissement de solution, augmentation de la quantité de perlite, affinement du grain ferritique, par conséquent, il améliore la ductilité de l'acier dans les limites déterminées. Ses effets positifs sont amplifiés par l'insertion dans l'acier des éléments comme le titane ou le niobium qui dans des concentrations déterminées améliorent la résistance et la ductilité. Comme élément de substitution, le phosphore provoque un durcissement de solution accompagné d'une très forte fragilisation. L'azote est un élément d'insertion, exerçant une influence néfaste sur la température de transition. Cet effet est neutralisé par la présence d'aluminium, qui en se combinant avec l'azote forme un nitrure. Mais, d'autre part la précipitation sous forme de nitrures fins, qui se produit au cours du laminage, ou bien au cours du chauffage avant normalisation dans le domaine des températures allant de  $600^\circ\text{C}$  à  $700^\circ\text{C}$ , affine par la suite les grains qui y sont issus. La réduction de la teneur en soufre dans les aciers de laminage contrôlé de 0,05 à 0,004% fait augmenter la résilience, selon Charpy, pratiquement de deux fois. Le Niobium, le Vanadium et le Titane forment des précipités durcissant mais affinent également le grain. Ces deux effets s'ajoutent pour améliorer les propriétés de résistance de l'acier, mais ils ont des effets antagonistes en ce qui concerne la température de transition  $T_K$ . L'utilisation du Vanadium fait augmenter la résistance des aciers faiblement alliés et améliore leur soudabilité. Par contre, le Niobium est un modificateur d'acier qui améliore le travail de l'acier durant la production et améliore la soudabilité. Les effets les plus favorables du Niobium apparaissent à de faibles teneurs (0,02 à 0,03%), particulièrement lorsqu'il est combiné à l'Aluminium (au voisinage de 0,02%). Dans ce cas, il fait augmenter les caractéristiques de résistance de l'acier sans dégrader sa ductilité. L'Aluminium à la différence des modificateurs comme le Titane, le Niobium et le Vanadium, ne forment pas de carbides. Les nitrides d'Aluminium contribuent à l'accroissement du grain austénitique et conduit à la formation d'une structure secondaire à grains fins. La désoxydation par l'Aluminium abaisse la température de transition à l'état fragile, augmente la résistance et améliore la soudabilité des aciers. L'avantage principal de la désoxydation est que dans ce cas le coût de l'acier n'augmente pratiquement pas. Dans la

composition chimique des aciers des tubes, on trouve aussi les métaux rares dont l'influence sur les propriétés des aciers est peu étudiée. Mais, leur influence positive sur la forme des inclusions non métalliques et sur la soudabilité des aciers est sans doute. Le Nickel affine le grain et améliore la température de transition  $T_K$  de la résilience. Le Chrome a une action bénéfique sur la résistance à la corrosion et c'est aussi un élément de substitution qui adoucit la ferrite dans laquelle il entre en solution, mais augmente la quantité de perlite. Le Molybdène a une influence favorable après revenu à basses températures ( $\leq 600^\circ\text{C}$ ). Il améliore la limite d'élasticité et la température de transition. L'un des problèmes les plus importants pour l'intégrité des gazoducs, est la résistance à la fissuration par hydrogène. C'est pourquoi, les efforts doivent être faits vers la réduction de la teneur en soufre dans les aciers des tubes et au contrôle de la morphologie des inclusions résiduelles [Recent developments and Futures trends, 2000].

## 2.4- Conclusion

Au delà de la soudabilité locale ou métallurgique, la recherche de nouveaux aciers pour les conduites doit être entreprise par d'autres aspects qui intègrent le procédé de soudage et son environnement (figure I.12).

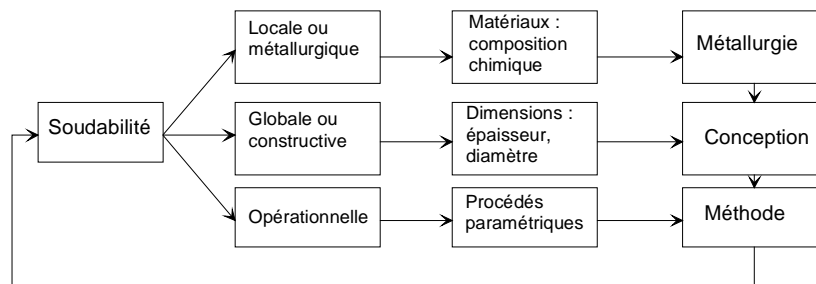


Figure I.12: Schéma des interactions entre le procédé de soudage des tubes et son environnement

## **§ 3 - CARACTERISATION EXPERIMENTALE DU COMPORTEMENT MECANIQUE DES ACIERS DES TUBES**



### **3.1- But des essais :**

Le but des essais est l'évaluation des caractéristiques mécaniques de l'acier des tubes X52 suivant l'orientation des sollicitations en fonction de la valeur de l'angle entre la direction de la traction simple et la direction de laminage (figure I.13). L'acier considéré a pour composition chimique:

Carbone : 0.127 %

Silicium : 0.18 %

Manganèse : 0.96 %

Phosphore : 0.02 %

Soufre : 0.012 %

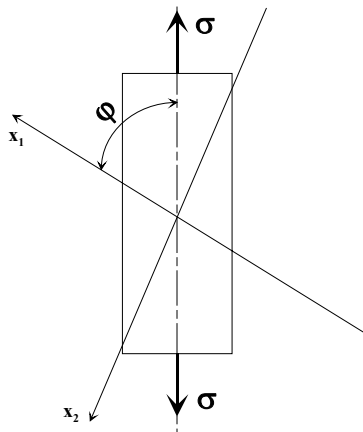


Fig. I.13 : Schéma d'essai de traction « hors axe »

### **3.2- Processus expérimental**

#### **a) Essais de traction hors –axes :**

Pour obtenir des résultats conduisant à des spécifications réalistes des lois de comportement mécanique de l'acier des tubes X52 à partir d'éprouvettes prélevées suivant différentes directions dans la tôle, on utilise le dispositif proposé par MOUSSY.F, et FRANCIOCI P. [76], ainsi que les dimensions des échantillons présentés sur la figure I.14.

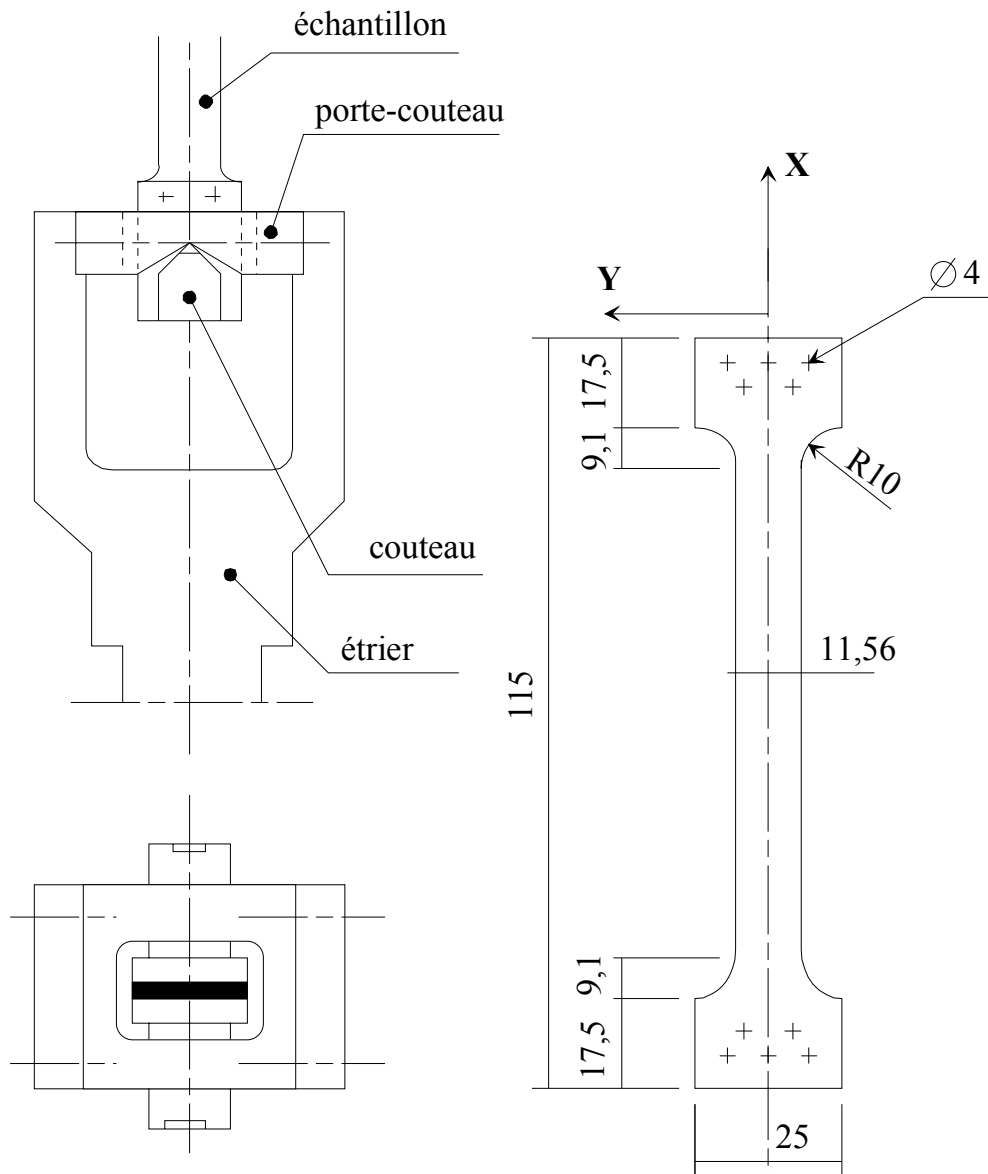


Fig. I14: Schéma du dispositif d'essai utilisé [76]

b- Essai à la flexion par chocs :

Les éprouvettes d'essais ont été prélevées à partir des tôles en acier X52 d'une manière analogue à celles destinées aux essais de traction hors – axes. Les éprouvettes sont de sections carrées (10 x 10 mm) dont certaines comportent des entailles en V et d'autres en U. Les éprouvettes sont rompues à différentes températures à l'aide d'une masse pendule qui vient frapper à l'opposé de l'entaille. Pour chaque température, on relève l'énergie de rupture.

**3.3- Résultats et discussions**

Les essais de traction hors – axes ont permis de déterminer les frontières des limites d'élasticité, d'écoulement et de résistance, ainsi que la déformation longitudinale relative et la striction à partir des éprouvettes prélevées des tôles en acier X52. Ces dernières sont destinées pour la fabrication des tubes de gros diamètre pour la réalisation des gazoducs. Les frontières

d'élasticité et d'écoulement ont été trouvées relativement à des déformations plastiques de 0,05 et 0,2 % et la limite de rupture a été déterminée selon la valeur maximale d'effort de traction, rapportée à la section initiale de l'éprouvette ( Figure I.15 et I.16).

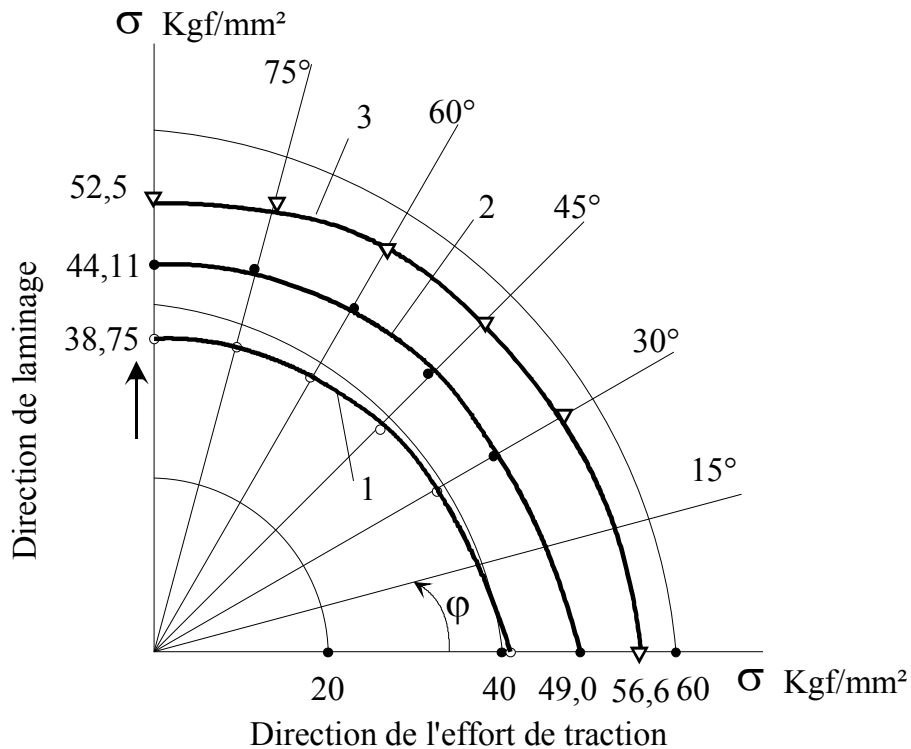


Fig I.15. Frontières des états Limites :

- 1-  $\sigma_{0,05}$  d'élasticité
- 2-  $\sigma_{0,2}$  d'écoulement
- 3-  $\sigma_R$  de rupture
- $\varphi$  - angle entre la direction transversale et la direction des échantillons prélevés dans la tôle

Les valeurs des limites élastiques  $\sigma_{0,05}$ , d'écoulement  $\sigma_{0,2}$  et de résistance  $\sigma_R$ , ainsi que les valeurs de l'allongement relatif  $\epsilon$ , de la striction et de la résilience de l'acier considéré X52, obtenues par les essais correspondants dans les directions de laminage et la direction transversale (perpendiculaire à la direction de laminage) sont présentées dans le tableau I.3.

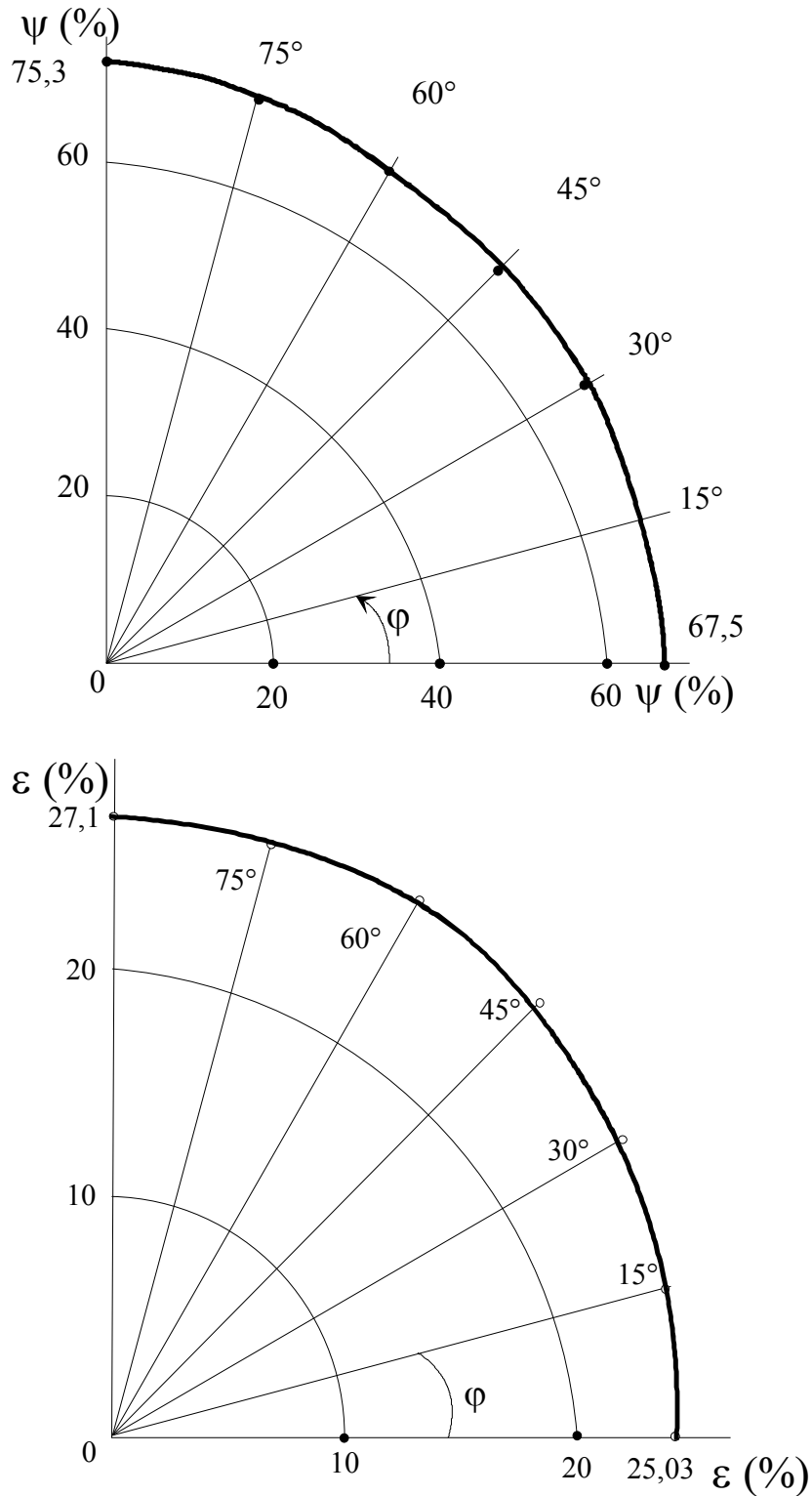


Fig I.16. Dépendance de la striction  $\Psi$  ( $\varphi$ ) et de l'allongement relation  $\varepsilon$  ( $\varphi$ ) en fonction de l'angle entre la direction transversale et la direction de prélèvement des éprouvettes.

Dans tableau ci-dessous, les valeurs indiquées sous forme fractionnelle représentent :

- aux numérateurs sont portées les valeurs correspondant à la direction de laminage
- aux dénominateurs sont portées les valeurs correspondant à la direction transversale.

Tableau I.3

Caractéristiques	Valeurs
Limite d'élasticité $\sigma_{0,05}$ (Kgf / mm <sup>2</sup> )	38.75 / 41.6
Limite d'écoulement $\sigma_{0,2}$ (Kgf / mm <sup>2</sup> )	44.11 / 49.0
Limite de résistance $\sigma_R$ (Kgf / mm <sup>2</sup> )	52.5 / 56.6
Striction relative $\psi$ (%)	75.2 / 67.5
Allongement relatif $\varepsilon$ (%)	27.1 / 25.03
Résilience a (t = 20°) Kgf.m / cm <sup>2</sup>	10.2 / 23.1
Résilience a (t = 60°) Kgf.m / cm <sup>2</sup>	7.6 / 12.1

### **3.4- Conclusion**

Il a été expérimentalement établi que les caractéristiques mécaniques de l'acier X52 dépendent de l'angle  $\varphi$  de coupe de l'échantillon, l'angle d'inclinaison de l'échantillon étant coupé suivant la direction de laminage. Par conséquent l'angle  $\varphi$  exerce une influence majeure sur la capacité portante des gros tubes.

### **§4- CARACTERISATION DES PROPRIETES MECANIQUES DE L'ACIER X52**

On présente dans ce paragraphe les données statistiques d'essai sur des éprouvettes prélevées sur des tubes en X52 (406 x 7,14 mm), fabriqués à ANABIB (Réghaia).

L'acier X52 produit par EPE-ALFASID-SPA, El -Hadjar - Annaba est utilisé pour la fabrication des tubes destinés à la construction des gazoducs.

Nous présentons ci-dessous les résultats d'essais (limite d'écoulement, limites de rupture et allongement) pour le premier échantillon de 30 éprouvettes prises au hasard dans un lot.

Echantillon N° 1

Limite d'écoulement (hbar)				Limite de rupture (hbar)		Allongement (%)	
N°	Xi	Xi²	W(x)	Xi	Xi²	Xi	Xi²
1	38.66	1494.60	0.017	44.48	1978.47	22.74	517.11
2	38.85	1509.32	0.050	45.44	2064.79	23.16	536.39
3	38.85	1509.32	0.083	46.58	2169.70	23.44	549.43
4	39.45	1556.30	0.117	47.32	2239.18	23.84	568.35
5	39.45	1556.30	0.150	47.82	2286.75	24.19	585.16
6	39.66	1572.92	0.183	47.82	2286.75	24.49	599.76
7	39.71	1576.88	0.217	48.22	2325.17	24.91	620.51
8	39.99	1599.20	0.250	48.59	2360.99	25.22	636.05
9	40.09	1607.21	0.283	48.79	2380.46	25.54	652.29
10	40.34	1627.32	0.317	48.79	2380.46	25.54	652.29
11	40.78	1663.01	0.350	49.25	2425.56	25.71	661.00
12	40.78	1663.01	0.383	49.65	2465.12	25.71	661.00
13	40.78	1663.01	0.417	49.65	2465.12	25.98	674.96
14	41.11	1690.03	0.450	50.41	2541.17	26.31	692.22
15	41.58	1728.90	0.483	50.75	2575.56	26.31	692.22
16	41.91	1756.45	0.517	51.14	2615.30	26.50	702.25
17	42.29	1788.44	0.550	51.14	2615.30	26.50	702.25
18	42.29	1788.44	0.583	51.54	2656.37	26.50	702.25
19	42.66	1819.88	0.617	51.73	2675.99	26.86	721.46
20	42.87	1837.84	0.650	52.75	2782.56	26.86	721.46
21	43.14	1861.06	0.683	53.00	2809.00	26.86	721.46
22	43.40	1883.56	0.717	53.41	2852.63	27.35	748.02
23	43.69	1908.82	0.750	53.69	2882.62	27.54	758.45
24	43.72	1911.44	0.783	53.98	2913.84	27.84	775.07
25	44.19	1952.76	0.817	54.36	2955.01	27.84	775.07
26	44.42	1973.14	0.850	54.74	2996.47	28.49	811.68
27	44.86	2012.42	0.883	55.32	3060.30	28.49	811.68
28	45.34	2055.72	0.917	55.68	3100.26	28.86	832.90
29	45.86	2103.14	0.950	56.49	3191.12	28.86	832.90
30	46.58	2169.70	0.983	57.56	3313.15	29.15	849.72
Σ	1257.30	52840.11		1530.09	78365.20	787.59	20765.35

<b>mx =</b>	41.91
<b>s²=</b>	5.057462
<b>s =</b>	2.24888
<b>k.s =</b>	2.266871
<b>v =</b>	0.054089

<b>mx =</b>	51.00
<b>s²=</b>	11.241953
<b>s =</b>	3.3529021
<b>k.s =</b>	3.3797254
<b>v =</b>	0.0662652

<b>mx =</b>	26.25
<b>s²=</b>	3.060167
<b>s =</b>	1.749333
<b>k.s =</b>	1.763328
<b>v =</b>	0.067167

Un tracé sur la feuille de papier quadrillé de probabilité normale de la fonction empirique de la distribution normale de la limite de résistance et son ajustement à l'intérieur des limites inférieures et supérieures de confiance, qui représente le 90 % du domaine de confiance de la distribution de la limite de résistance est montré sur les figures I.17 et I.18.

Les points A et B sont déterminés à partir de la formule  $\bar{x} = \frac{\sum_{i=1}^n x_i}{n}$  et  $\hat{x}_p = \bar{x} + u_p S$  :

- Le point A pour une probabilité  $P = 0,5$
- Le point B pour une probabilité  $P = 0,999$

Ce même calcul de moyennes, d'écartes quadratiques moyens et de coefficients de variance a été fait pour les 22 échantillons restant.

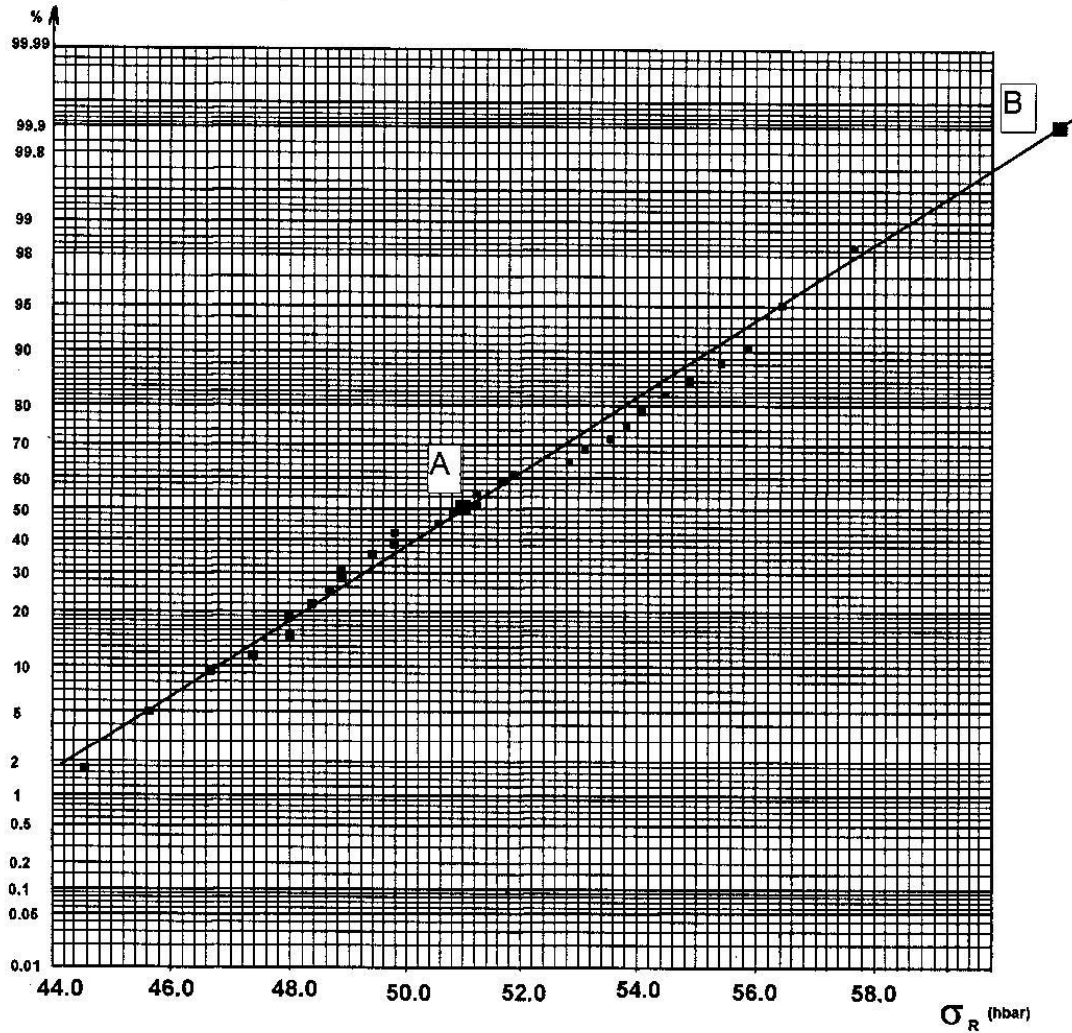


Fig II 7: Le graphe de la fonction empirique de la limite de résistance de l'acier X52 sur l'abaque des probabilités normales

(Feuille de papier quadrillé de probabilité normale (ISO 5479:1997))

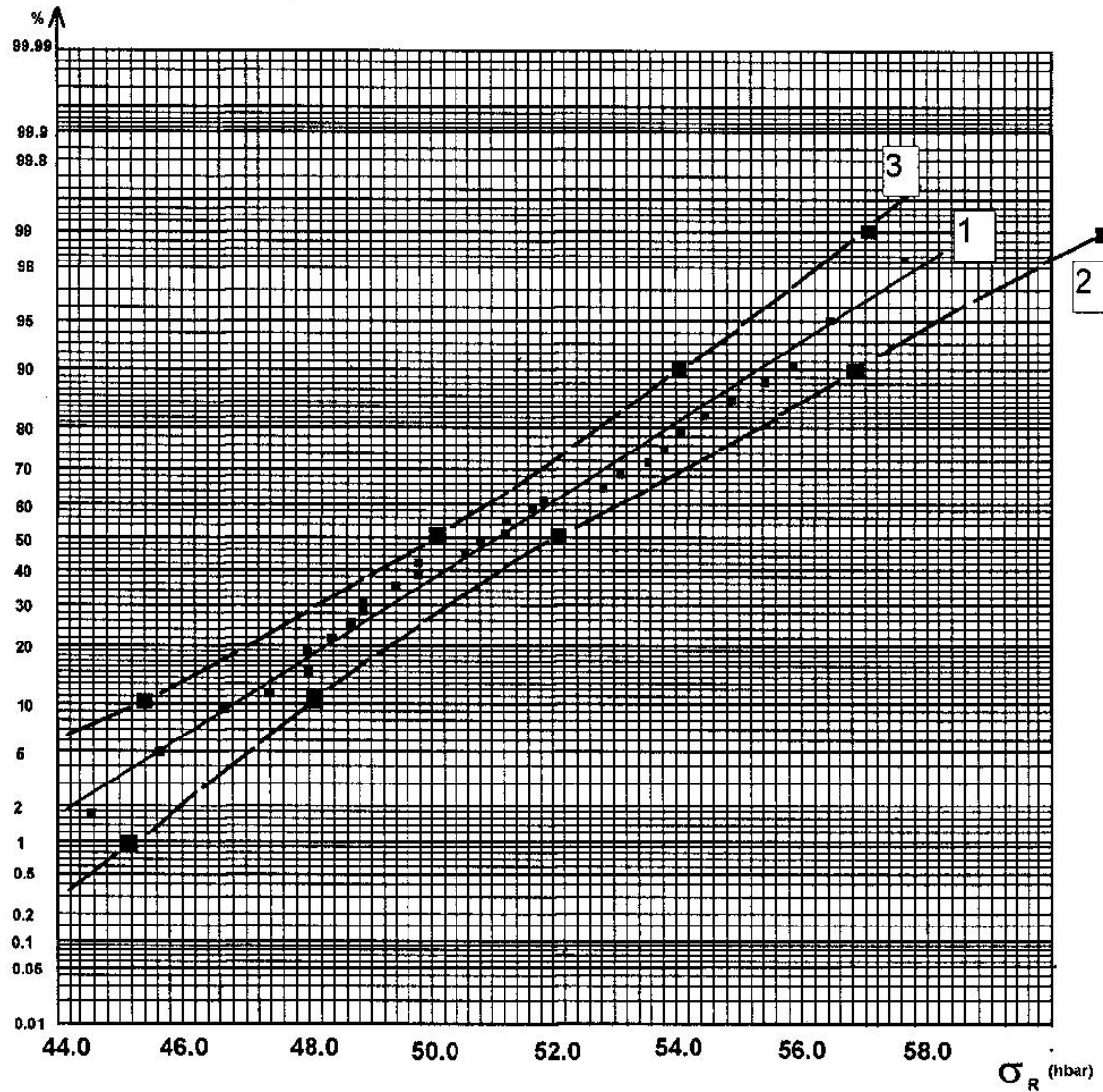


Fig. I18 : le 90% du domaine de confiance de la distribution de la limite de résistance des éprouvettes de la probabilité normale.

- 1- fonction empirique de distribution
- 2- limite droite du domaine de confiance
- 3- limite gauche du domaine de confiance

(Feuille de papier quadrillé de probabilité normale (ISO 5479:1997))

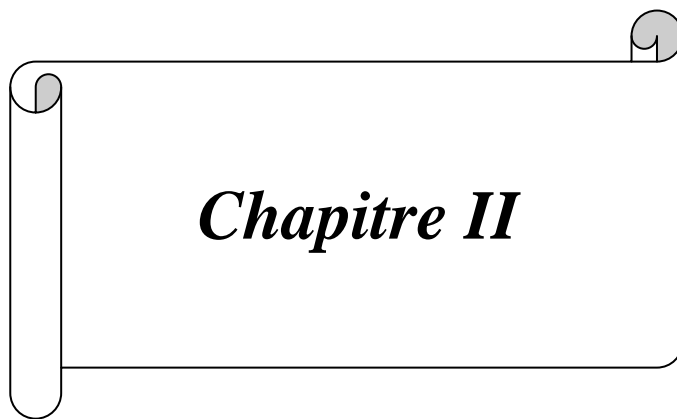


Nous présentons dans le tableau ci-dessous des moyennes des 22 échantillons.

**Tableau des moyennes**

N° Echantillon	Moyenne Limite d'écoulement		Moyenne Limite de rupture		Moyenne Allongement	
	Xi	Xi <sup>2</sup>	Xi	Xi <sup>2</sup>	Xi	Xi <sup>2</sup>
1	41.91	1756.45	51.00	2601.00	26.25	689.06
2	41.79	1746.40	48.16	2319.39	27.75	770.06
3	41.79	1746.40	49.58	2458.18	25.00	625.00
4	43.20	1866.24	51.00	2601.00	23.75	564.06
5	45.25	2047.56	53.87	2901.98	23.75	564.06
6	41.91	1756.45	48.80	2381.44	25.00	625.00
7	44.20	1953.64	50.32	2532.10	25.00	625.00
8	44.71	1998.98	51.69	2671.86	23.75	564.06
9	45.25	2047.56	53.87	2901.98	25.00	625.00
10	46.80	2190.24	55.19	3045.94	23.75	564.06
11	44.01	1936.88	55.19	3045.94	25.00	625.00
12	46.80	2190.24	55.19	3045.94	23.25	540.56
13	43.41	1884.43	51.00	2601.00	26.25	689.06
14	44.01	1936.88	54.44	2963.71	23.75	564.06
15	43.81	1919.32	53.15	2824.92	23.25	540.56
16	46.62	2173.42	57.55	3312.00	25.00	625.00
17	45.56	2075.71	53.72	2885.84	27.75	770.06
18	43.61	1901.83	51.67	2669.79	23.50	552.25
19	42.16	1777.47	50.32	2532.10	27.50	756.25
20	44.96	2021.40	53.01	2810.06	27.50	756.25
21	47.50	2256.25	57.28	3281.00	22.50	506.25
22	41.25	1701.56	51.00	2601.00	27.75	770.06
<b>Σ</b>	<b>970.51</b>	<b>42885.33</b>	<b>1157</b>	<b>60988.15</b>	<b>552.00</b>	<b>13910.75</b>

<b>mx =</b>	44.11	<b>mx =</b>	52.59	<b>mx =</b>	25.09
<b>s<sup>2</sup>=</b>	3.43625	<b>s<sup>2</sup>=</b>	6.68893	<b>s<sup>2</sup>=</b>	2.88420
<b>s =</b>	1.85371	<b>s =</b>	2.58630	<b>s =</b>	1.69829
<b>k.s =</b>	1.86854	<b>k.s =</b>	2.60699	<b>k.s =</b>	1.71188
<b>v =</b>	0.04236	<b>v =</b>	0.04957	<b>v =</b>	0.06823



## *Chapitre II*

*Propriétés et comportement mécanique des joints de soudure des gros tubes en acier.*

- §1. Facteurs influents sur les caractéristiques mécaniques des soudures des gros tubes en acier*
- §2. Durée de vie et propriétés mécaniques des joints de soudure*
- §3. Réalités et perspectives du soudage en construction des pipelines*

## **§1-FACTEURS INFLUENT SUR LES CARACTERISTIQUES MECANIQUES DES SOUDURES DES GROS TUBES EN ACIER**

### **1.1 – Introduction**

Les joints de soudure de gros tubes doivent avoir des propriétés élevées afin d'assurer un fonctionnement fiable et sûr des conduites. L'hétérogénéité des propriétés d'un joint de soudure résulte entre autres de la vitesse de refroidissement qui diffère d'un secteur à l'autre de la zone affectée thermiquement. Lors du soudage, le métal chauffé rapidement jusqu'à la température de fusion, se refroidit ensuite jusqu'à la température du milieu ambiant. Le flux de chaleur se propage dans le métal, créant des macros et micro hétérogénéités de la composition chimique, de l'état de phase, de la structure et des propriétés mécaniques du métal du cordon de soudure, de la zone affectée thermiquement (ZAT) [3]. Le chauffage et le refroidissement non uniforme donnent naissance à des déformations élastoplastiques et des contraintes de soudage dont les valeurs sont fonction des propriétés physiques de l'acier, des régimes de soudage, de la rigidité de la construction et d'autres facteurs [28], [33]. Les réactions du métal de base au processus de soudage caractérisent sa soudabilité. La pratique montre, que lors de l'évaluation de la soudabilité d'un acier, l'un des facteurs fondamentaux est la réaction du métal de base à l'action thermique du processus du soudage.

L'opération de soudage engendre un chauffage local très rapide jusqu'à une température comprise entre la température initiale du métal et la température de fusion de celui-ci. Ce chauffage et suivi de refroidissement dont la cinétique dépend essentiellement des conditions opératoires tels que les paramètres de soudage, la géométrie du joint, le procédé de soudage et son rendement thermique. Un tel cycle thermique provoque des transformations structurales qui dépendent de la température maximale atteinte et des conditions de refroidissement du métal au point considéré. Au voisinage d'une soudure d'acier des tubes, on distingue [44] :

- La région du métal de base où la température maximale atteinte reste inférieure à environ 600 °C, sans modification structurale
- Une zone où la température maximale atteinte est comprise entre 600 °C et  $AC_1$ . Dans cette zone des modifications métallurgiques peuvent déjà avoir lieu, précipitation et coalescence en présence d'éléments dispersoïdes, légère globulisation de la perlite
- Une zone de température maximale comprise entre  $AC_1$  et  $AC_3$ . Le franchissement du point  $AC_1$  conduit à des modifications structurales importantes et l'on pénètre alors dans la zone affectée par la chaleur ou ZAT,
- Une zone où la température est comprise entre  $AC_3$  et 1200 °C des structures semblables à des structures de normalisation et des structures plus grossières y apparaîtront successivement.
- La zone adjacente au cordon de soudure où la température maximale atteinte est très élevée (supérieure à 1200 °C). Dans cette région, le grossissement très important du grain austénitique confère au métal une forte trempabilité qui conduit, après refroidissement, à des structures aciculaires très grossières, voire à des structures de trempe pour les refroidissements les plus rapides. Cette zone est la source de la plupart des problèmes soulevés pour le soudage des aciers. C'est là en effet que les propriétés mécaniques du métal sont les plus modifiées. L'étude du caractère des modifications des propriétés mécaniques de la zone adjacente au cordon dans un large diapason de vitesses de refroidissement et de la tendance de la ZAT à la déconsolidation, permet de trouver les vitesses de refroidissement optimales lors du soudage. Celles-ci assurent les propriétés mécaniques les plus élevées de la zone adjacente du joint de soudure. Elles présentent un aspect fondamental de la mise au point de nouvelles nuances, ou l'évolution des nuances existantes, d'aciers pour les tubes.

### **1.2- Méthodologie et conditions expérimentales**

Les propriétés de la ZAT dans les secteurs de surchauffe et de déconsolidation caractérisent complètement la réaction du métal de base au cycle thermique de soudage. Les propriétés mécaniques des secteurs de la ZAT sont déterminées par les essais sur éprouvettes traitées selon le régime correspondant au régime de soudage dans les secteurs de surchauffe et de déconsolidation de la ZAT figure II1. Ces essais permettent d'évaluer le caractère de variation des propriétés mécaniques en fonction de la vitesse de refroidissement des secteurs isolés de la ZAT. Une telle méthodologie d'étude permet d'étudier l'influence des éléments d'alliage sur la soudabilité des aciers des tubes, de déterminer les teneurs limites de ces éléments (du point de vue soudabilité) et les vitesses les plus rationnelles de refroidissement de la zone adjacente au cordon lors du soudage. L'influence du carbone sur les variations des propriétés de la ZAT est étudiée pour les aciers des tubes dont la composition chimique est donnée aux tableaux II1 et II2.

Tableau II1 : Composition chimique des aciers des tubes à diverses teneurs en carbone

N°	C%	Mn%	P%	S%	Si%	V%	Nb%
1	0.13	1.64	0.03	0.05	0.05	0.08	0.005
2	0.18	1.60	0.03	0.05	0.05	-	0.006
3	0.23	1.61	0.04	0.05	0.05	0.02	0.005
4	0.26	1.60	0.04	0.05	0.05	0.02	0.005

Tableau II2: Composition chimique des aciers des tubes à diverses teneurs en Mn.

N°	C%	Mn%	P%	S%	Si%	V%
5	0.22	1.0	0.04	0.01	0.35	0.08
6	0.22	1.3	0.04	0.01	0.35	0.08
7	0.22	1.6	0.04	0.01	0.35	0.08
8	0.22	1.9	0.04	0.01	0.35	0.08

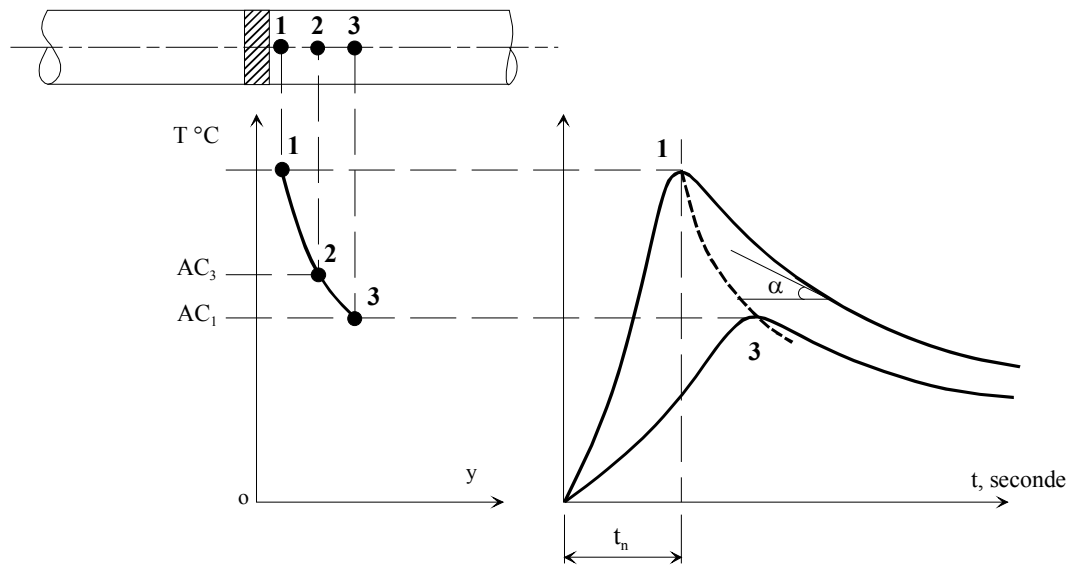


Fig II.1: Cycle thermique de soudage pour les secteurs de surchauffe 1 et de déconsolidation

$$V_r = \frac{\partial T}{\partial t} = \text{tg } \alpha$$

### 1.3- Résultats et discussions

L'accroissement de la teneur en carbone augmente la résistance et diminue la plasticité du métal de base (figures II.2, II.3, II.4, II.5, II.6 et II.7). Dans les secteurs de surchauffe de la zone adjacente, pour des faibles vitesses de refroidissement (0,15 °C/s), on observe un abaissement de la résistance et une augmentation de la plasticité par rapport aux propriétés à l'état initial (à la place de la structure bainitique initiale se forme une structure de désagrégation perlitique). Avec l'accroissement de la vitesse de refroidissement s'améliore la résistance de la zone adjacente et sa plasticité diminue. Plus la teneur en carbone est élevée, plus ces variations sont importantes. Pour les aciers dont la teneur en carbone est de 0.23 à 0.26 %, lors des vitesses de refroidissement supérieures à 40 °C/s, la résistance de la zone adjacente s'abaisse brusquement résultant d'une forte fragilisation du métal de base suite au phénomène de trempe. Dans la zone adjacente apparaît la martensite et la dureté devient supérieure à 450 HV. Pour les aciers à teneur en carbone inférieure à 23 %, les propriétés de résistance et de plasticité de la zone adjacente sont suffisamment élevées dans tous les diapasons, rencontrés en pratique, de la vitesse de refroidissement. L'influence de la teneur en carbone sur les variations des secteurs de la déconsolidation est montrée sur le figure II.8 et II.9.

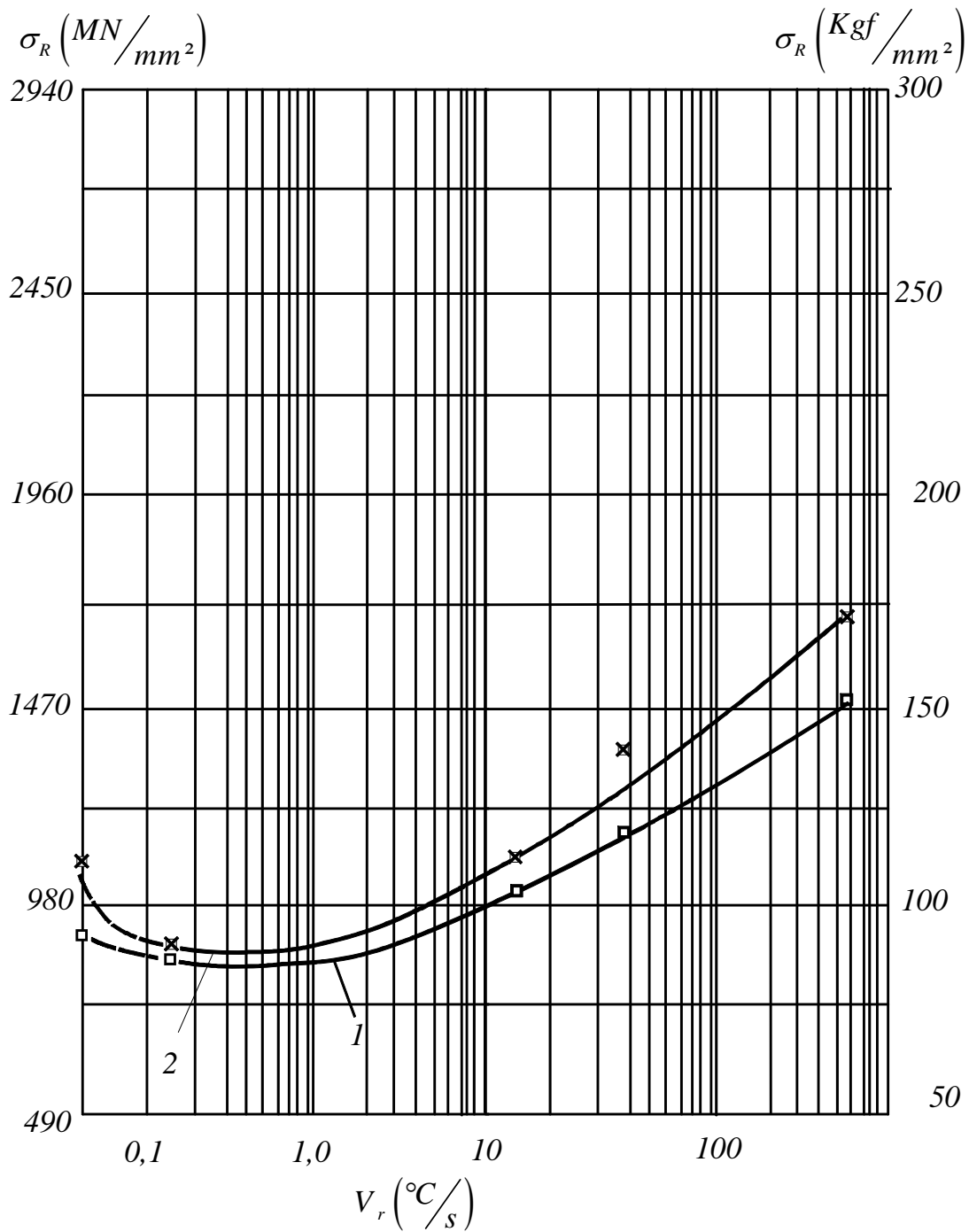


Fig II.2: Modification de la résistance de la zone adjacente au cordon de soudure en fonction de la vitesse de refroidissement et la teneur en carbone des aciers et tubes considérés

- 1 pour 0,13 % de Carbone
- 2 pour 0,18 % de Carbone

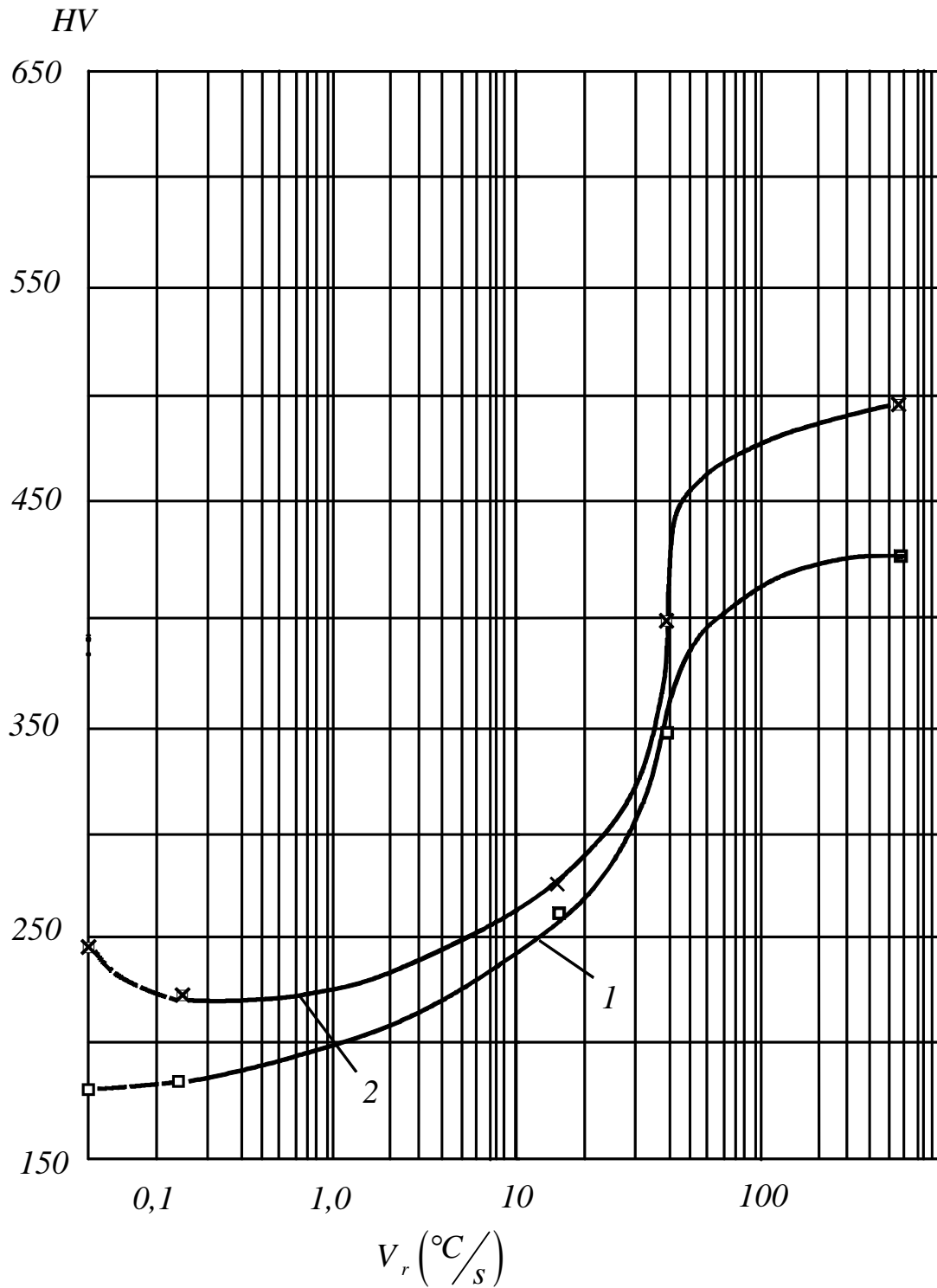


Fig II.3: Modification de la dureté de la zone adjacente au cordon de soudure en fonction de la vitesse de refroidissement et la teneur en carbone des aciers et tubes considérés

- 1 pour 0,13 % de Carbone
- 2 pour 0,18 % de Carbone

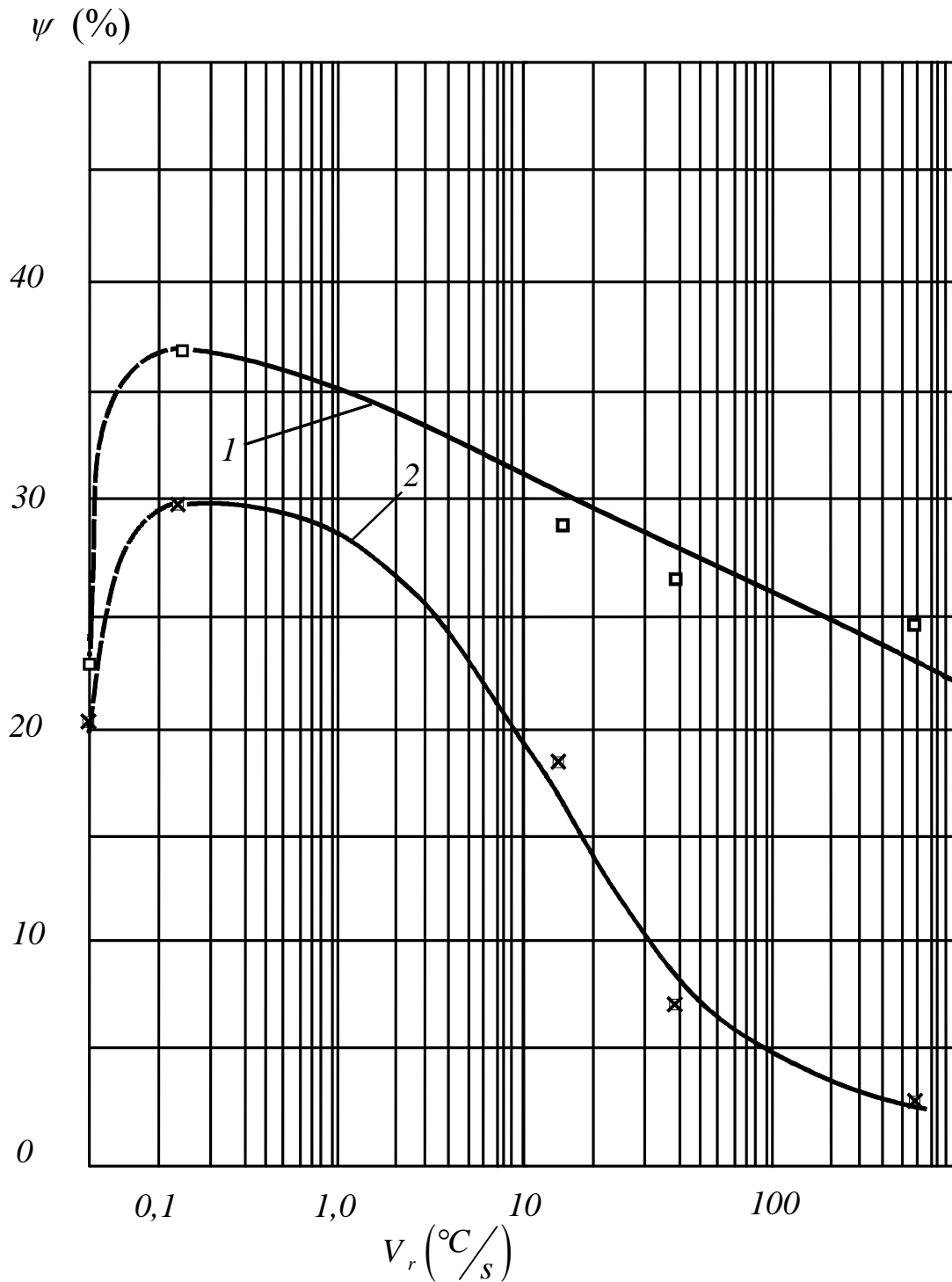


Fig II.4: Modification de la plasticité de la zone adjacente au cordon de soudure en fonction de la vitesse de refroidissement et la teneur en carbone des aciers et tubes considérés

- 1 pour 0,13 % de Carbone
- 2 pour 0,18 % de Carbone



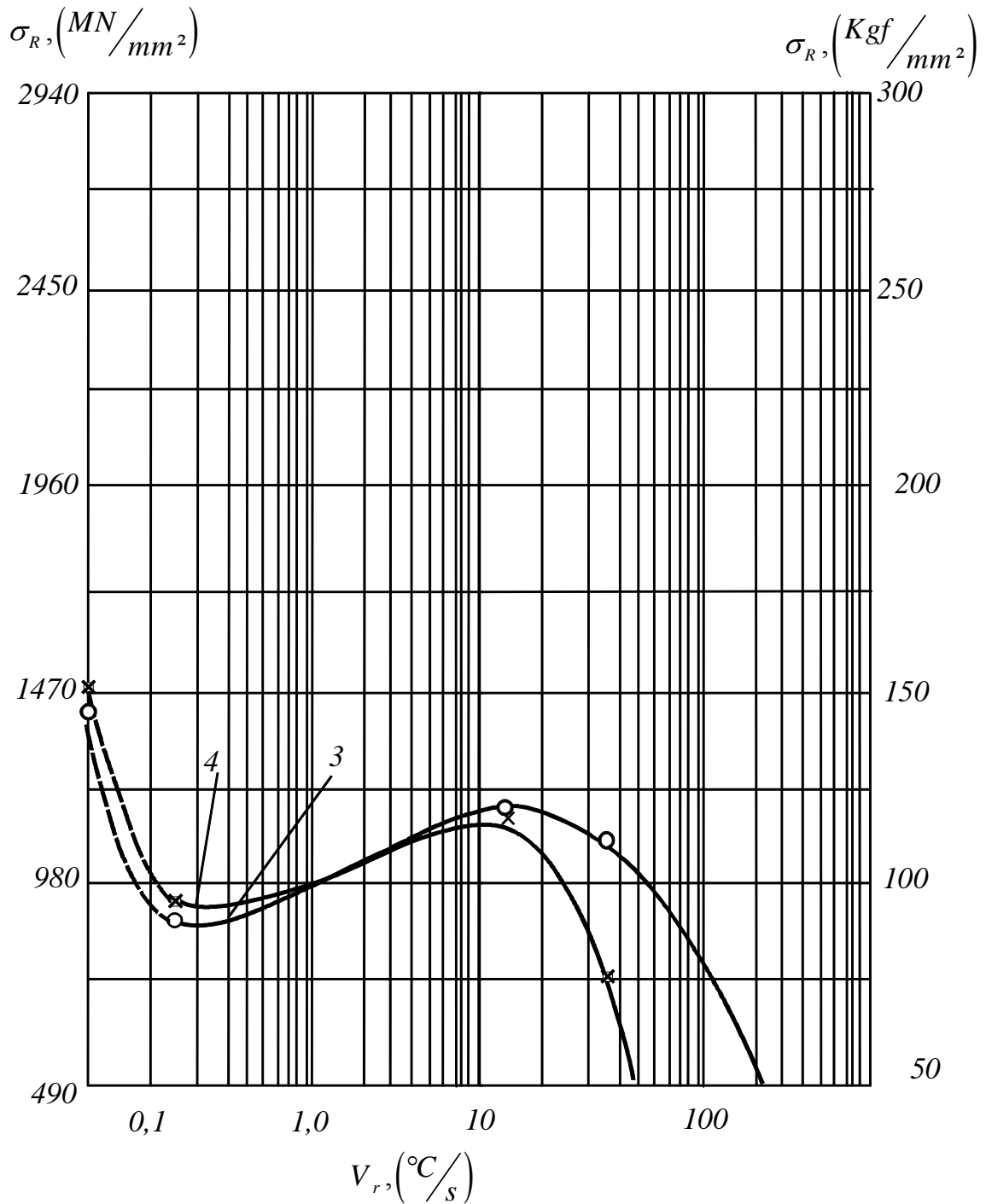


Fig II.5: Modification de la résistance de la zone adjacente au cordon de soudure en fonction de la vitesse de refroidissement et la teneur en carbone des aciers et tubes considérés

- 3 pour 0,23 % de Carbone
- 4 pour 0,26 % de Carbone

HV

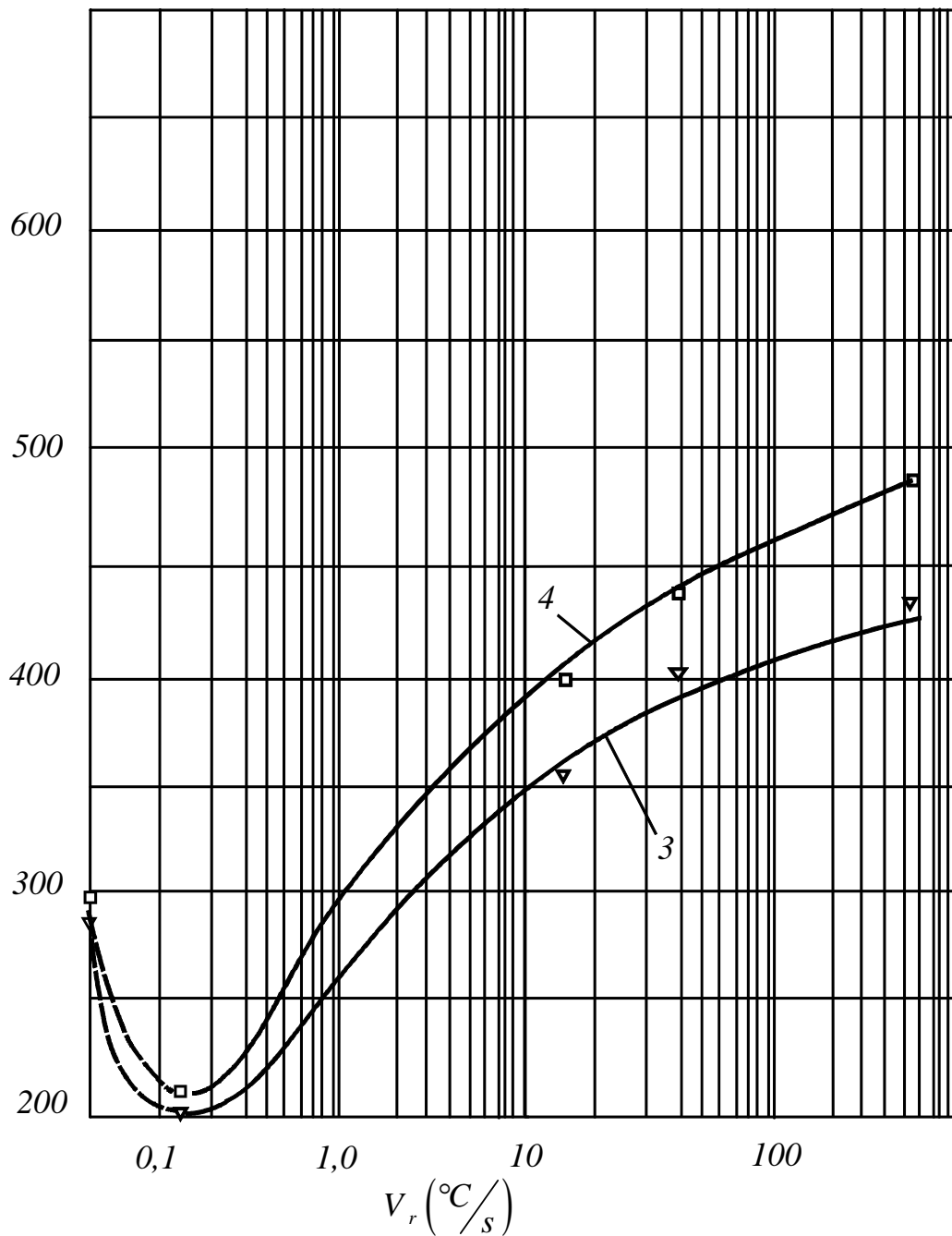


Fig II.6: Modification de la dureté de la zone adjacente au cordon de soudure en fonction de la vitesse de refroidissement et la teneur en carbone des aciers et tubes considérés

- 3 pour 0,23 % de Carbone
- 4 pour 0,26 % de Carbone

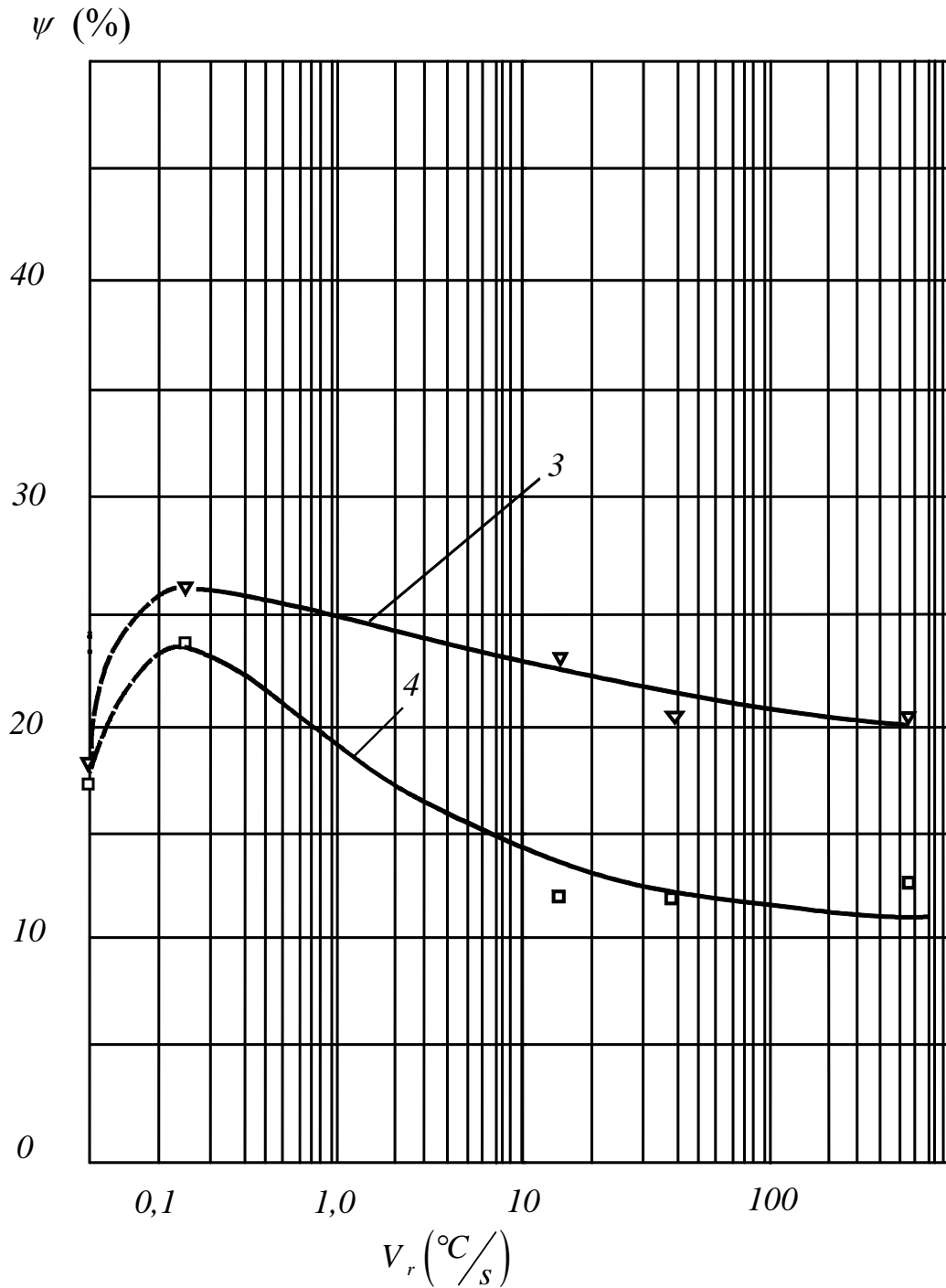


Fig II.7: Modification de la plasticité de la zone adjacente au cordon de soudure en fonction de la vitesse de refroidissement et la teneur en carbone des aciers et tubes considérés

- 3 pour 0,23 % de Carbone
- 4 pour 0,26 % de Carbone

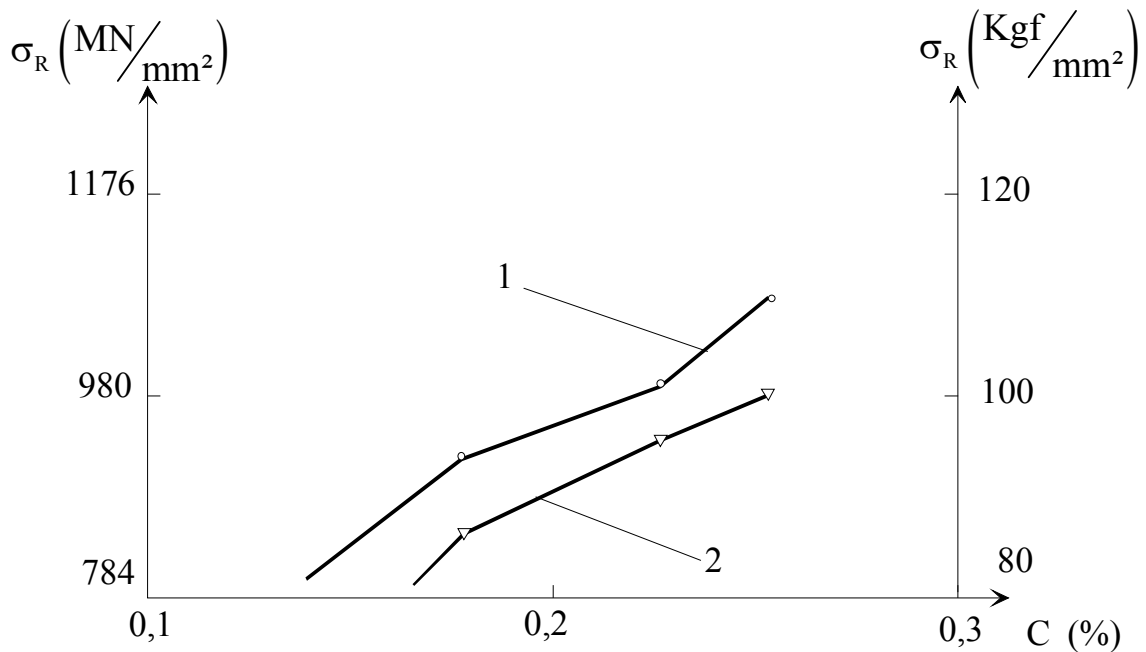


Fig II8: Modification de la résistance de la ZAT sur les secteurs de deconsolidation en fonction de la teneur en carbone de l'acier des tubes

- 1- Etat initial
- 2- Après revenu

L'augmentation de la teneur en carbone de 0.18 à 0.26 % augmente la résistance de la structure bainitique initiale. Inversement dans la ZAT se produit la deconsolidation qui augmente avec la teneur en carbone.

L'influence du manganèse sur les propriétés mécaniques de la zone adjacente (zone de surchauffe) est représentée sur la figure II.10, II.11 et II.12. L'influence du manganèse est liée à son impact sur la trempabilité (réduction de la vitesse critique de la trempe) et la susceptibilité à l'accroissement du grain d'austénite.

A des faibles vitesses de refroidissement, l'amélioration de la résistance est d'autant plus élevée que la teneur en manganèse est grande. A de grandes vitesses de refroidissement, pour toutes les teneurs en manganèse dans la ZAT, on a la structure martensitique. Cet élément n'influe pas sur les propriétés de résistance.

A des teneurs en manganèse de 1.0 à 1.3 %, il n'y a pas d'influence importante sur la plasticité, mais à des teneurs en manganèse de 1.6 à 1.9 % la plasticité s'abaisse brusquement, ce qui s'explique par une structure grossière.

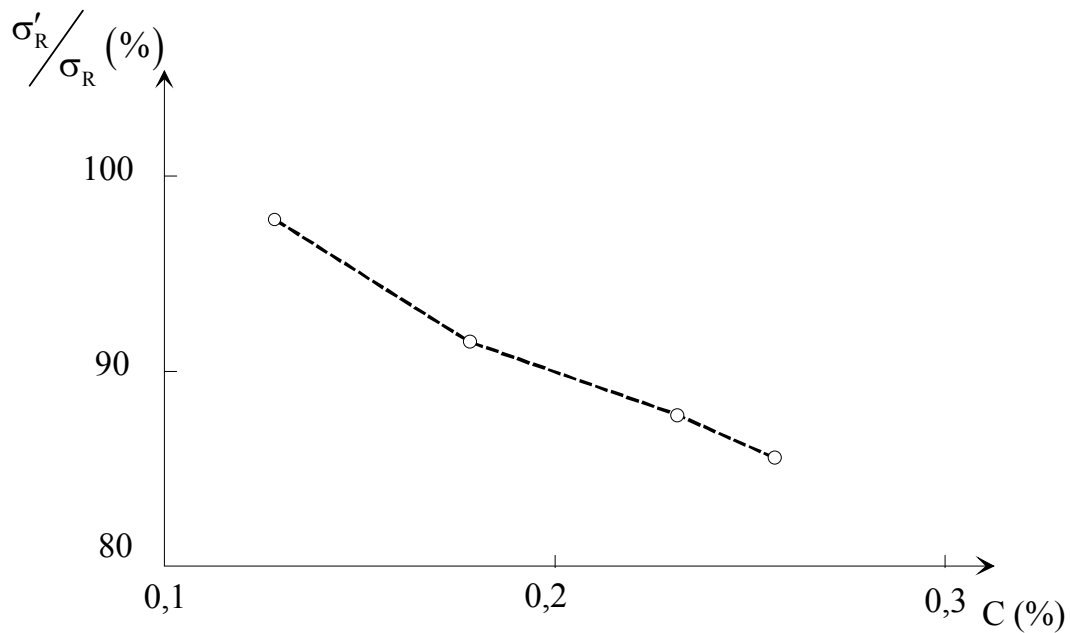


Fig II9 : Modification de la résistance de la ZAT sur les secteurs de déconsolidation en fonction de la teneur en carbone de l'acier des tubes

- $\sigma_R$  limite de résistance à l'état initial
- $\sigma'_R$  limite de résistance après revenu

L'étude des secteurs de déconsolidation de la ZAT montre qu'avec l'accroissement de la teneur en manganèse de 1.0 à 1.9 %, sous l'action du cycle thermique, augmente la susceptibilité de l'acier au revenu et la résistance des secteurs de la déconsolidation correspondant s'abaisse (figure II.10).

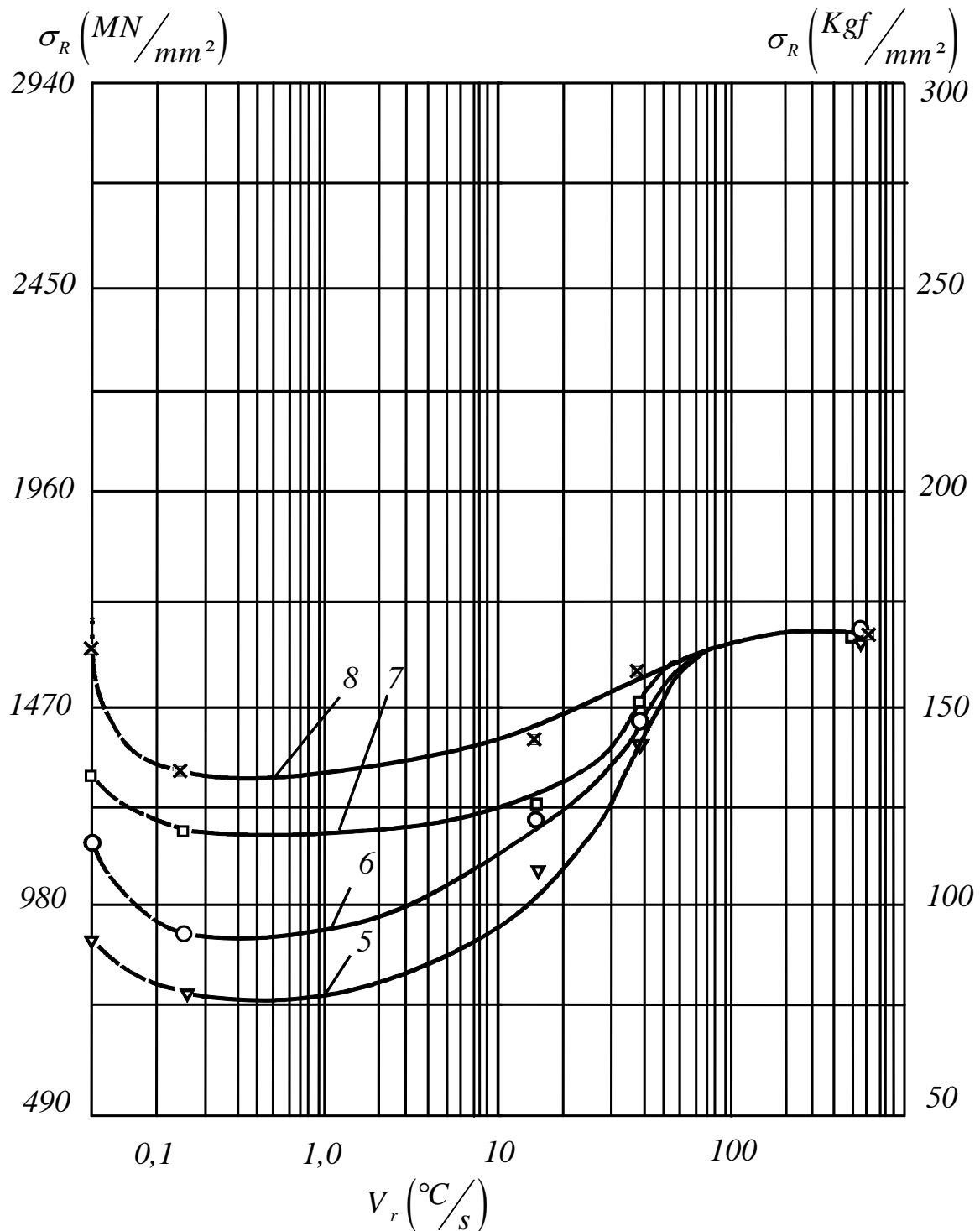


Fig II.10: Modification de la résistance de la zone adjacente en fonction de la vitesse de refroidissement pour différentes teneurs en Mn

- 5 – 1% de Mn
- 6 – 1,3 % Mn
- 7 – 1,6 % Mn
- 8 – 1,9 % Mn

HV

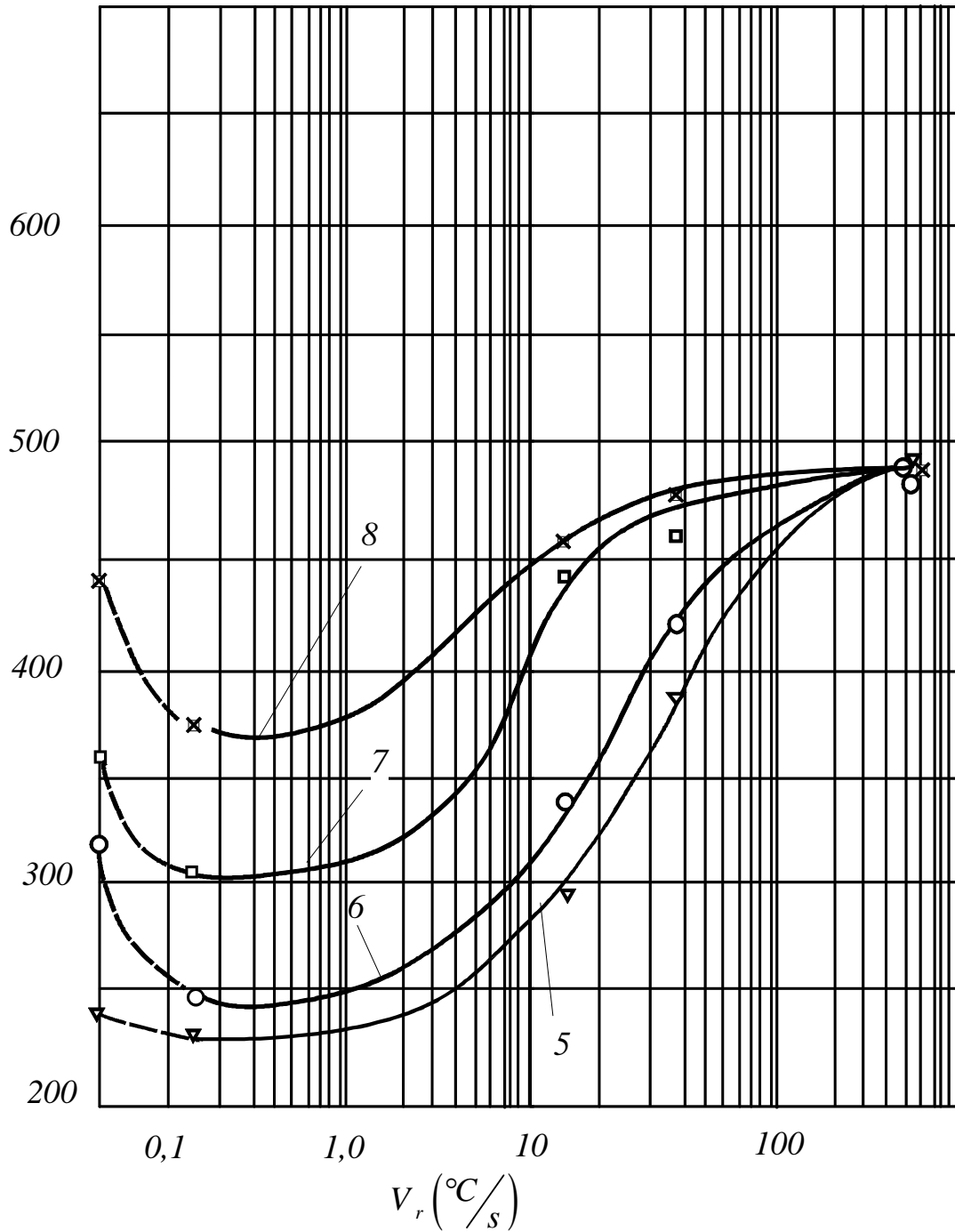


Fig II.11: Modification de la dureté de la zone adjacente en fonction de la vitesse de refroidissement pour différents teneurs en Mn

- 5 – 1% de Mn
- 6 – 1,3 % Mn
- 7 – 1,6 % Mn
- 8 – 1,9 % Mn

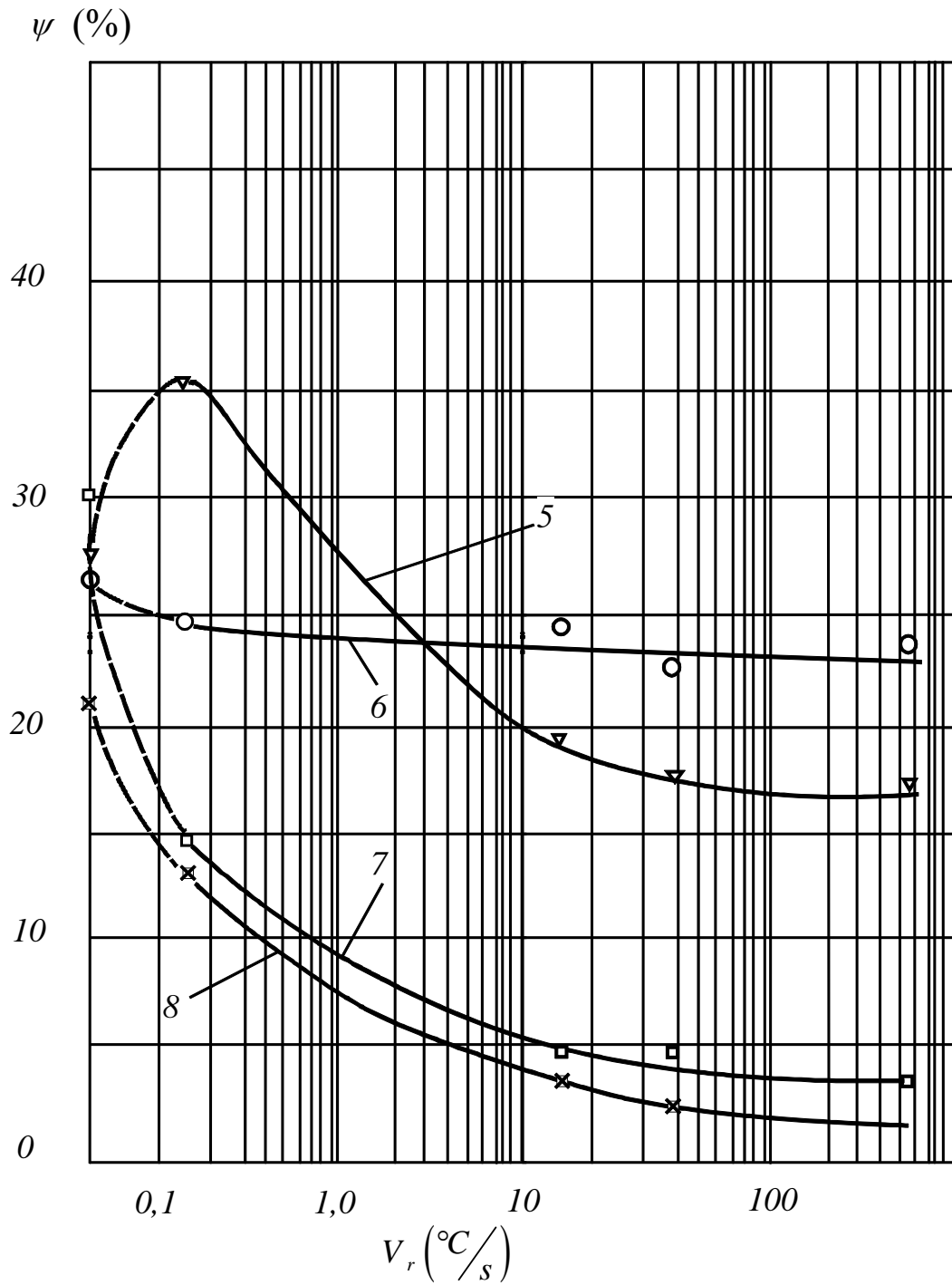


Fig II.12: Modification de la plasticité de la zone adjacente en fonction de la vitesse de refroidissement pour différentes teneurs en Mn

- 5 – 1% de Mn
- 6 – 1,3 % Mn
- 7 – 1,6 % Mn
- 8 – 1,9 % Mn



## **1.4 – Conclusion**

Les influences du carbone et du manganèse sur le caractère de changement des propriétés mécaniques dans la zone de deconsolidation sont différentes. A des valeurs élevées de l'énergie absorbée (faibles vitesses de refroidissement), on observe une deconsolidation, qui diminue avec l'accroissement de la teneur en alliage. En même temps, l'augmentation d'alliage diminue la plasticité pour des vitesses de refroidissement moyennes. Cela limite la teneur en carbone de 0.24 à 0.25 % et la teneur en manganèse de 1.5 à 1.6 % pour assurer une bonne soudabilité. En particulier pour la structure de la ZAT, une diminution de la teneur en carbone améliore les caractéristiques de résilience. La technique du laminage contrôlé et les additions de Nb et V permettent de baisser notablement le carbone et d'améliorer la soudabilité des aciers des gros tubes.

## **§2- DUREE DE VIE ET PROPRIETES MECANQUES DES JOINTS DE SOUDURE**

### **2.1- Introduction**

Les tubes sont les principaux éléments constructifs des pipelines. Leur qualité, les propriétés du métal et des joints de soudure déterminent à un degré important les défaillances possibles, les arrêts et les avaries des pipelines. C'est pourquoi, il est nécessaire de déterminer les exigences aux joints de soudure des tubes en fonction des paramètres de service des conduites afin d'éviter leur rupture. Les joints de soudure des tubes sont sollicités par des charges statiques et dynamiques complexes [34], qui se manifestent durant le transport des tubes, la réalisation et l'exploitation des conduites. Le processus de soudage des tubes de grands diamètres est caractérisé par un grand volume de métal fondu et une large zone affectée thermiquement du métal de base. La température au voisinage des joints de soudure passe de la température de fusion au cordon à la température ambiante aux zones adjacentes. Dans la zone du métal de base soumise à cette variation de température se produisent des changements importants de structure et des propriétés du métal. C'est pourquoi, on juge important d'étudier cette zone. Dans laquelle, s'abaisse la plasticité et la résilience du métal par conséquent la probabilité de formation des fissures à chaud et froid croit. La création d'une hétérogénéité mécanique dans cette zone fait diminuer la capacité de travail des joints de soudure et la fiabilité des conduites diminue. C'est dans ce contexte que ce travail englobe deux parties, à savoir :

- L'étude de la distribution de la dureté et de la variation de la résilience en fonction de la distribution de la température dans la zone affectée thermiquement des tubes.
- L'étude de l'influence de la forme des cordons de soudure et le régime de charge de la conduite sur la durée de vie des joints de soudure des tubes de grands diamètres.

Les essais mécaniques caractérisant le comportement des matériaux sollicités par des charges, permettent de déterminer les valeurs numériques de la résistance, de la plasticité, de la ductilité des matériaux ou des constructions dans les différentes conditions de leurs services. Pour la détermination des caractéristiques mécaniques, on fait des essais sur des éprouvettes préparées spécialement avec une forme et des dimensions standards. Les propriétés mécaniques des matériaux dépendent de la composition chimique, des structures macroscopiques et microscopiques et des facteurs métallurgiques. Elles varient, en grande partie, en fonction des régimes utilisés et moyens de fabrication des éléments, c'est à dire du caractère du processus technologique, en particulier, l'utilisation du soudage conduit à des variations importantes des propriétés mécaniques [43].

## 2.2- Conditions de soudage et de préparation des éprouvettes [66, 71, 101]

Une fois la soudure exécutée, on découpe de part et d'autre du joint de soudure un cerceau de tube (50 cm de largeur). Ce dernier sera finalement débité en éprouvettes qui subiront les essais mécaniques. Les tubes utilisés sont en acier X52 et X60, dont la composition chimique est donnée dans le tableau II.3 et les dimensions dans le tableau II.4.

Tableau II.3 . Composition chimique du métal de base.

Nuances	Carbone	Manganèse	Phosphore	Soufre	Titane	Niobium
	(Max,en %)	(Max,en %)	(Max,en %)	(Max,en %)	(Max,en %)	(Max,en %)
X52	0,28	1,25	0,04	0,05	-	-
X60	0,26	1,35	0,04	0,05	0,03	0,005

Tableau II.4. Dimensions des tubes

Diamètre nominal		Diamètre intérieur		Epaisseur	
En pouce	mm	En pouce	mm	En pouce	mm
40"	1016,0	39,12"	993,7	0,438"	11,13
		39,00"	990,0	0,500"	12,70
		38,50"	977,6	0,750"	19,05

Le soudage des tubes est manuel. Il est exécuté à l'aide d'électrodes à enrobage cellulosique de type Fleetwelt 5P et Shiel d'arc 85P. Ce type d'électrodes contient des matières cellulosiques organiques et des silicates naturels, qui ont pour effet un apport d'hydrogène qui peut atteindre 15 cm<sup>3</sup> / 100g de métal fondu. La nature cellulosique de ces électrodes permet d'obtenir une bonne pénétration. Ce genre d'électrodes convient parfaitement pour les soudures descendantes qu'on a utilisées dans ce travail.

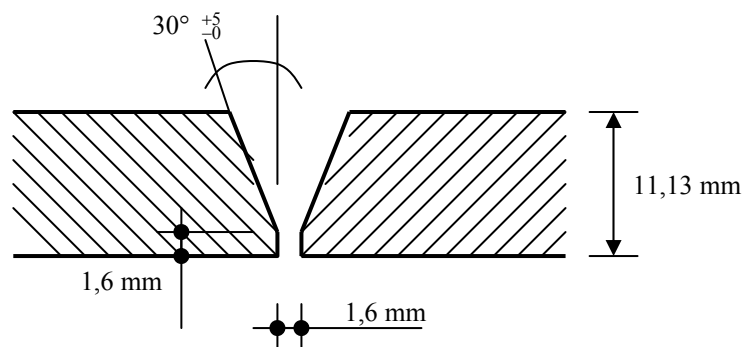
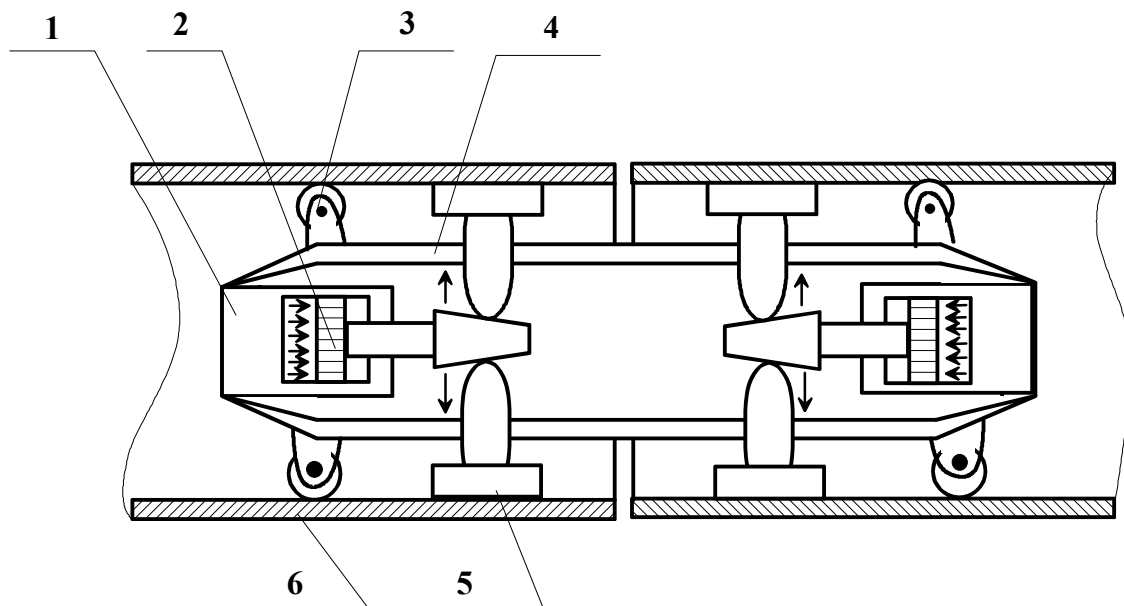


Fig II.13 : Préparation des extrémités

## Chapitre II : Propriétés et comportement mécanique des joints de soudure des gros tubes en acier

Pour l'alimentation de l'arc électrique, on utilise le courant continu qui permet une parfaite stabilité de l'arc électrique. Le soudage manuel des tubes est effectué sur des extrémités chanfreinées qui ne présentent aucun défaut de meurtrissures, d'irrégularité du talon du chanfrein ou d'oxydation superficielle du chanfrein (figure II.13).

Avant de procéder à l'immobilisation relative des tubes à unir (clamsage) on fait disparaître complètement l'humidité de l'extrémité du tube en pratiquant le préchauffage à 100°C dans notre cas. Pendant l'exécution de la soudure les tubes sont immobilisés l'un par rapport à l'autre au moyen de clamps intérieurs. Ces derniers constitués d'un collier de serrage portant deux rangées de segments de 24 éléments par rangée (figure II.14). L'appareil reste dans le tube jusqu'à ce que la quantité de métal déposée lors de la première passe de soudure soit suffisante pour que sa résistance permette l'enlèvement du clamps. On a utilisé le procédé de la soudure descendante qui fait appel à un courant d'assez fort ampérage, ce qui permet d'avoir une température de fusion assez élevée et une liaison plus intime entre les métaux à souder. L'exécution des joints soudés est faite en huit passes successives à savoir : passes de fond, passes chaude, passes de bourage et passes de finition. Les caractéristiques de la soudure de chaque type de passe sont données dans les tableaux II.5, II.6 et II.7.



- 1 - Cylindre
- 2 - Piston
- 3 - Galet de guidage
- 4 - Corps du clamps
- 5 - Sabot
- 6 - Tube

III4: Clamps intérieurs

Fig

Tableau II.5. Caractéristiques de la soudure de la première passe

Nombre de soudeurs	4
Type d'électrode	Fleetweld $\varnothing$ 5/32"
Nature du courant	Continu
Intensité	( 140 à 170 ) A
Tension d'amorçage	( 60 à 80 ) V
Tension de soudage	( 23 à 30 ) V
Polarité	Positive

Tableau II.6. Caractéristiques de la deuxième passe

Nombre de soudeur	2
Type d'électrode	Shiel d'arc 85P $\varnothing$ 5/32"
Nature du courant	Continu
Intensité	( 170 à 190 ) A
Polarité	Positive

Tableau II.7. Caractéristiques des passes de bourage

Nombre de soudeur	2
Nombre de passe	4 à 6
Type d'électrode	Shiel d'arc 85P $\varnothing$ 5/32"
Intensité	( 170 à 190 ) A
Polarité	Positive
Mode de nettoyage des passes	Brosse électrique

Préalablement, on vérifie l'absence des défauts internes dans les joints de soudure par les méthodes de contrôle non destructifs, la géométrie des joints et la précision de l'assemblage réalisé. Pour obtenir des valeurs de la durée de vie des joints en fonction des régimes de charge, les éprouvettes sont soumises à l'essai dynamique. Le vieillissement thermodynamique des joints soudés est réalisé suivant le régime : traction avec déformation résiduelle de  $10 \pm 5\%$ , échauffement jusqu'à  $250\text{ }^{\circ}\text{C}$ , le maintien à cette température durant une heure suivi du refroidissement dans le four. Une série d'éprouvettes est soumise à l'essai de dureté Vickers afin de déterminer le degré d'hétérogénéité mécanique. Les valeurs de la résilience KCU sont obtenues par le traitement des résultats d'essais d'éprouvettes sur le mouton-pendule. Les températures d'essai d'éprouvettes sont prises dans l'intervalle limité par les températures correspondant aux ruptures ductiles et fragiles. La température d'essai des éprouvettes est assurée par le refroidissement dans l'azote liquide. Une fois la température désirée de l'éprouvette stabilisée, on l'introduit dans la chambre du pendule.

### **2.3- Résultats :**

- I. La courbe de dureté selon Vickers à la charge sur l'indicateur de 0,2 KN (Fig II.15) du joint de soudure permet de distinguer deux zones qui en les comparant au métal de base, on trouve que l'une est tendre tandis que l'autre est dure. L'augmentation de la résistance du métal des couches dures et la diminution de la résistance des couches tendres constituent jusqu'à 20% de la résistance initiale. Le coefficient de la non-homogénéité mécanique de la couche tendre est de 1,24 et pour la couche dure de 1,52.
- II. Les variations de la résilience des joints de soudure et du métal de base du tube à l'état de réception et après vieillissement sont représentées sur la figure II.16. La courbe 3 de la résilience du métal de la couche tendre occupe une position intermédiaire entre la courbe 1 correspondant au métal de base à l'état de réception et la courbe 2 correspondant à l'état après vieillissement mécanique. Cela témoigne directement du vieillissement dans la zone adjacente du cordon de soudure. La comparaison des courbes 4 (joint à l'état de réception) et 5 (après vieillissement du joint) montre la tendance du métal du cordon au vieillissement mécanique.
- III. La durée de vie des joints, exprimée en nombre de cycle de charge jusqu'à l'apparition des fissures (fig II.17a et b) diminue suivant le type d'acier à des différents degrés, et en général, elle tend à diminuer en fonction de la configuration du joint de soudure et de l'augmentation de l'amplitude de la charge.

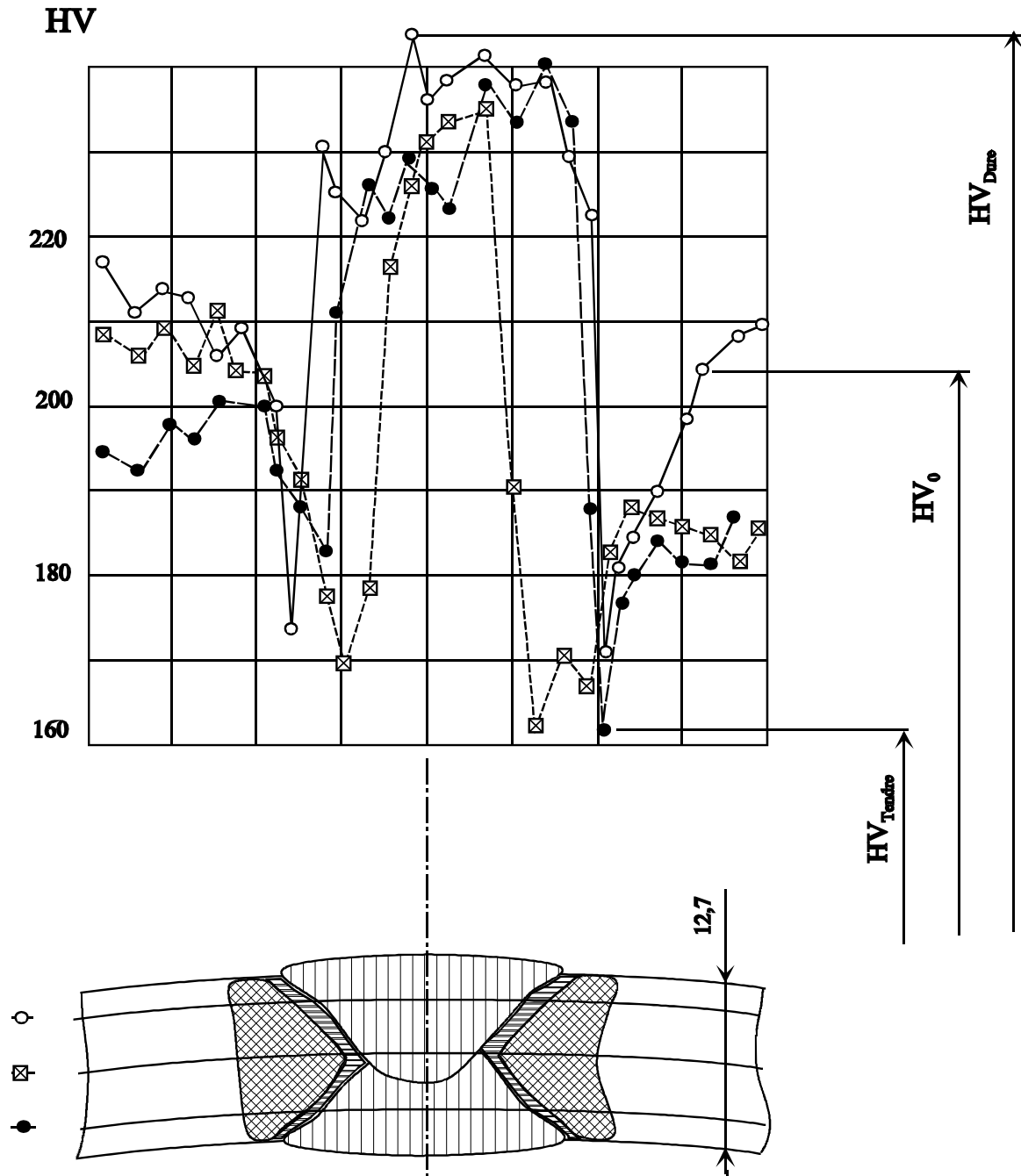


Fig II15: Distribution de la dureté dans différentes zones du joint de soudure des tubes 1016,0x12,7mm (acier X52)

KCU, MJ/ m<sup>2</sup>

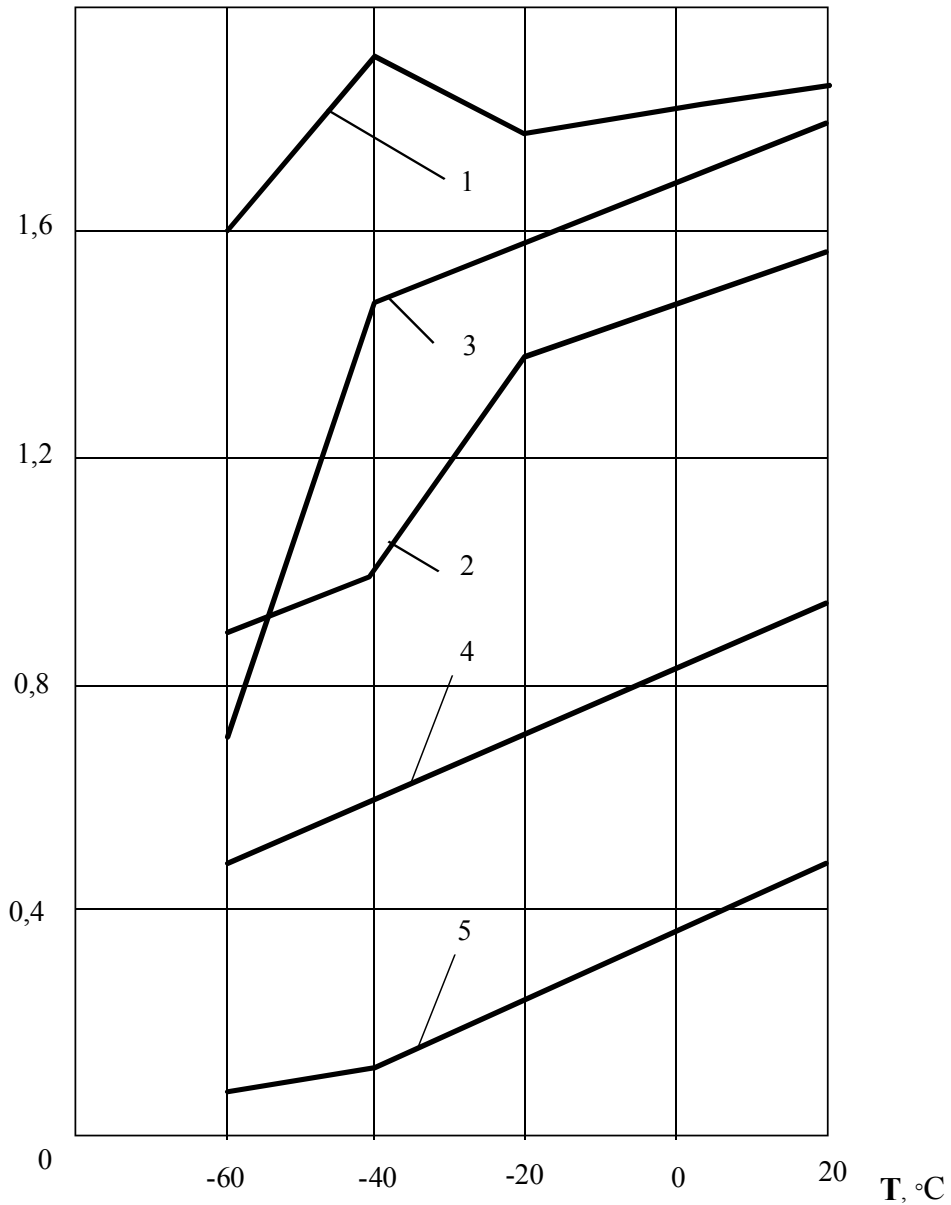


Fig II16: Distribution de la ténacité en fonction de la température dans différentes zones du joint de soudure des tubes 1016,0x12,7 (acier X52)

- 1- Métal de base
- 2- Après vieillissement mécanique
- 3- Métal de la couche tendre
- 4- Joint à l'état de réception
- 5- Après vieillissement du joint

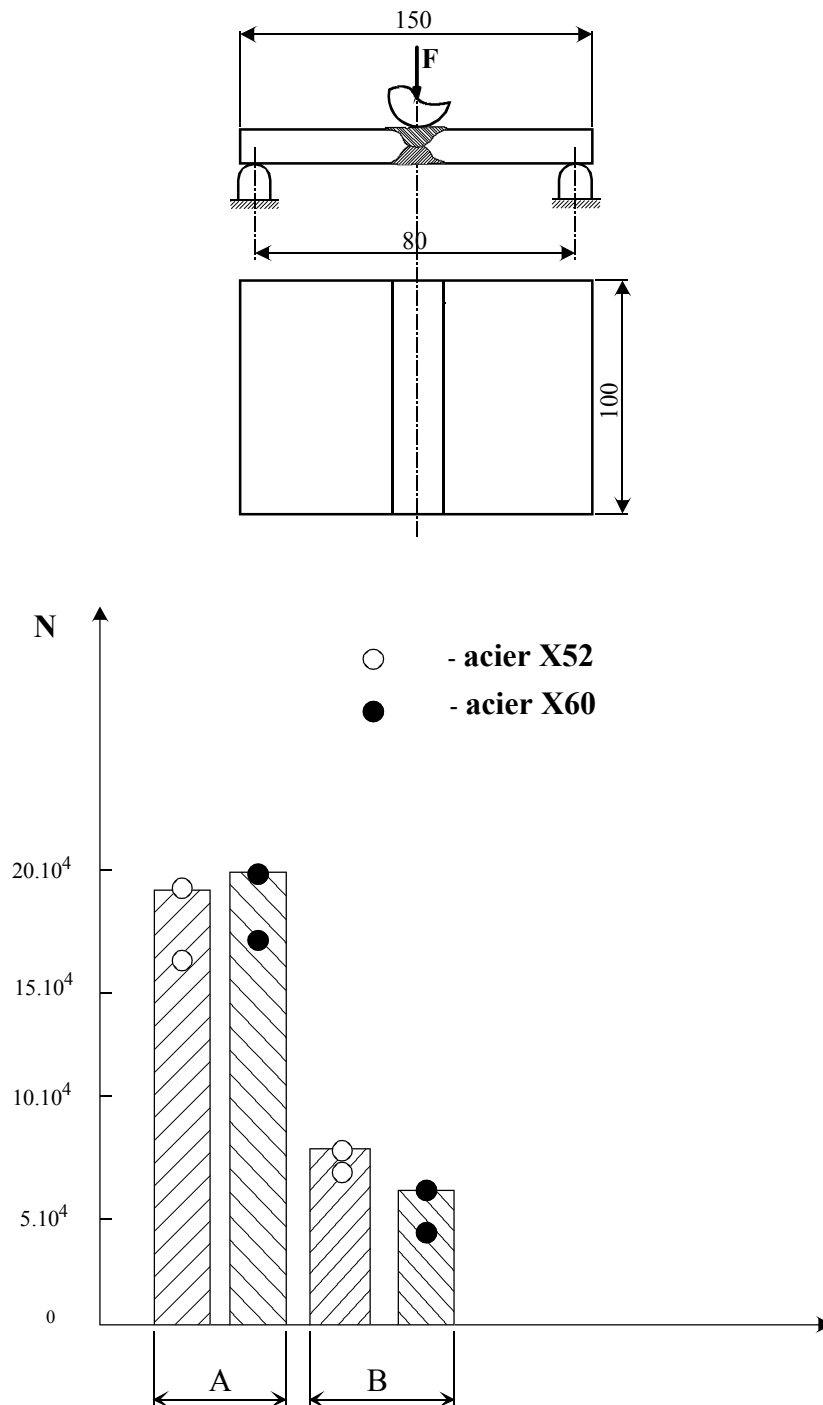


Fig II17a: Durée de vie d'éprouvettes prélevées des joints de soudure des tubes en fonction de la forme du cordon et du régime des charges

A ( $F_{min} = 0.5 F_T$ ,  $F_{max} = 0.8 F_T$ ) ; B ( $F_{min} = 0.5 F_T$ ,  $F_{max} = 0.95 F_T$ )

$F_T$  Correspond au moment de la proportionnalité sur le diagramme charge – flèche en essai statique des éprouvettes



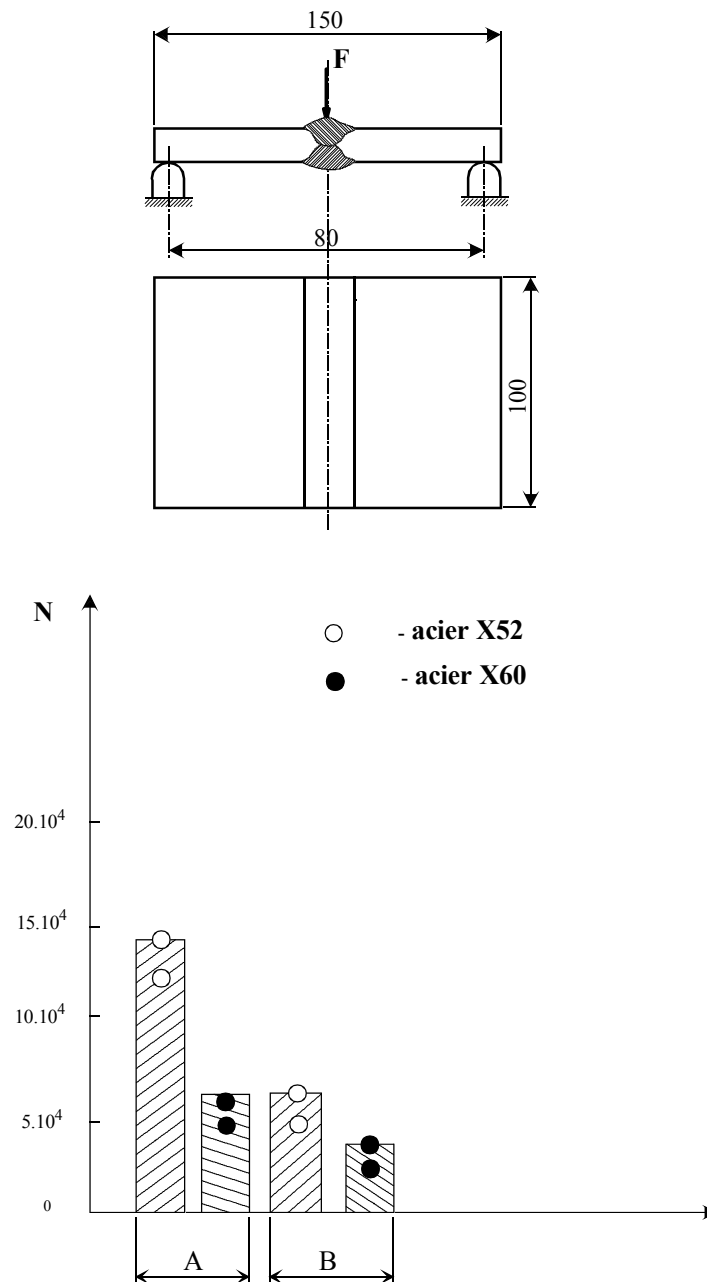


Fig II17b: Durée de vie d'éprouvettes prélevées des joints de soudure des tubes en fonction de la forme du cordon et du régime des charges

A ( $F_{\min} = 0.5 F_T$ ,  $F_{\max} = 0.8 F_T$ ) ; B ( $F_{\min} = 0.5 F_T$ ,  $F_{\max} = 0.95 F_T$ )

$F_T$  Correspond au moment de la proportionnalité sur le diagramme charge – flèche en essai statique des éprouvettes

## **2.4- Conclusion :**

La comparaison du processus de soudage et la formation des cordons des joints soudés des tubes de grands diamètres sont caractérisées par l'hétérogénéité mécanique et la forme variable spécifique des sections transversales des cordons de soudure des tubes. La non homogénéité des propriétés mécaniques des joints soudés des tubes s'amplifie davantage par l'échauffement répété aux endroits d'intersection des cordons de soudure réalisés en chantier de construction du pipeline et des cordons réalisés en usine de fabrication des tubes. La capacité de travail des joints soudés des tubes diminue encore plus par l'hétérogénéité mécanique, puisque dans cette zone s'ajoute les concentrations de contraintes et de déformation lors de la mise en charge du joint.

## **§3- REALITES ET PERSPECTIVES DU SOUDAGE EN CONSTRUCTION DES PIPELINES**

### **3.1- Introduction**

Les pipelines traversent les déserts, les montagnes, les zones marécageuses, les rivières et les mers. Cela se traduit par des déformations et des contraintes qui créent des conditions complexes et sévères de travail des joints de soudure des tubes dont la capacité portante dépend de l'hétérogénéité des propriétés mécaniques des différentes zones du joint, de la qualité du cordon et autres. La capacité portante des joints de soudure de tubes diminue davantage en présence de la concentration des contraintes et des déformations qui dépendent à leur tour de l'existence des défauts technologiques d'assemblage et de la forme du cordon. D'autre part, se posent les problèmes de soudabilité des aciers, de composition chimique de plus en plus complexe auxquelles s'ajoutent les tendances actuelles à l'emploi des tubes de gros diamètres et de fortes épaisseurs. C'est ainsi que les efforts doivent être dirigés vers l'industrialisation, la mécanisation et l'automatisation des processus de soudage sur chantier. Pour que ces efforts soient fructueux, il faut prendre en compte les progrès de l'industrie sidérurgique, les besoins des constructeurs et les exigences des exploitants. La partie conduite d'un pipeline est une construction mécano-soudée. Ainsi la soudabilité des aciers des tubes a des répercussions sur le coût de réalisation et sur la fiabilité de la conduite.

### **3.2- Interaction : " Soudage-Tubes "**

Sur chaque kilomètre de conduite de diamètre 1420 mm, la longueur des soudures exécutées en usine est de 2 Km et celle de leur assemblage est de 0,4 Km. C'est pourquoi, il n'est pas toujours possible d'assurer une stabilité et bonne qualité des joints de soudure. Il y a toujours la possibilité qu'une partie des défauts des joints, non détectés par les contrôles, constitue un danger potentiel pour l'intégrité de la conduite. Les joints de soudure sont sollicités par des chargements complexes durant le transport, le bardage des tubes, la construction et l'exploitation de la conduite. D'autre part, la demande croissante en tubes impose des vitesses de soudage qui atteignent plus de 180 m/h en usine et l'emploi de soudage à multi arcs sous flux. Les modifications les plus importantes de la structure et des propriétés du métal de base résultant de l'échauffement et du refroidissement dans la zone adjacente au cordon sont : la diminution de la plasticité, de la résilience et l'accroissement de la tendance à la formation des fissures à froid et à chaud. Les matériaux de soudage et les processus de thermo-déformations ayant lieu lors du soudage des tubes provoquent l'hétérogénéité des propriétés mécaniques de la ZAT où plus de 85% des ruptures des oléoducs sont observées. La capacité portante des

joint dépend de l'hétérogénéité des propriétés mécaniques, de la qualité de la forme du cordon, de l'épaisseur relative des sous couches. A cette hétérogénéité s'ajoutent les concentrations de contraintes et de déformations qui réduisent davantage la capacité portante des joints de soudures [62]. Ces concentrations dépendent de la présence des défauts technologiques, des formes insatisfaisantes des cordons et d'assemblages incorrects des tubes. Notons que presque 20% des défaillances enregistrées lors des essais hydrauliques sont des ruines des joints de soudure circulaires, exécutées sur les chantiers de construction des conduites. Les valeurs et le caractère des contraintes qui agissent dans la section transversale d'un joint de soudure d'une conduite, sont déterminés par les variations de la température des parois des tubes, l'existence des contraintes de flexion et la valeur courante de la pression intérieure. Dans les gazoducs de diamètre inférieur ou égal à 1020 mm, les variations de la température des parois des tubes sont déterminées par la température du sol à la profondeur de pose de la conduite. Dans ce cas, le sol absorbe plus vite la chaleur du gaz comprimé à la sortie des stations de compression. Dans le cas des conduites de diamètre supérieur à 1020 mm, l'action du sol est insuffisante et la température des parois des tubes est déterminée par le régime de fonctionnement du système de refroidissement du gaz à la sortie des stations de compression. Les contraintes dues aux variations de la température des parois des tubes, ajoutées aux contraintes résiduelles peuvent conduire sur certains tronçons de conduite à l'accumulation des déformations plastiques dans les soudures circulaires de tubes de mauvaise qualité et provoquer la rupture. De telles ruptures sont observées sur presque toutes les conduites en service à partir de la dixième année d'exploitation, jusqu'à la trentième année et plus particulièrement dans les régions froides, d'où l'importance de la qualité des cordons de soudure des tubes, de la technologie, du régime de soudage mis en place et aussi des propriétés de plasticité du métal du cordon. D'autre part, la condition d'égale résistance de la soudure est satisfaite par les choix judicieux de la technologie de soudage, du matériel de soudage et des régimes de préchauffage. La soudabilité en construction des pipelines doit être considérée sous deux aspects : le premier aspect est caractérisé par la soudabilité lors de la réalisation de la conduite et, est lié aux opérations technologiques et techniques, à l'aide desquelles sont exécutés les joints de soudure en respectant certaines normes. Le deuxième est caractérisé par le comportement des joints de soudure en service. Ainsi, la soudabilité aspect en construction des pipelines est une caractéristique complexe, qui reflète la réaction de l'acier des tubes au processus de soudage. Elle dépend de la technologie de réalisation de la construction et détermine donc l'aptitude d'un matériau étudié pour la réalisation d'une conduite destinée à fonctionner dans des conditions données. Les matériaux des tubes sont en général des aciers améliorés par traitement thermique, dont la soudabilité est évaluée par un ensemble d'indices, les plus importants sont : la réaction de l'acier au cycle thermique de soudage, la ténacité des joints de soudure à la formation de fissures à froid et la ténacité à la rupture fragile. L'action du cycle thermique du soudage est accompagnée par des modifications de la structure et des propriétés du métal soudé. La chute importante des températures maximales conduit à l'apparition, dans la ZAT, des hétérogénéités structurales et mécaniques. L'échauffement dû au soudage conduit au développement des processus qui font équilibrer la structure et modifier les propriétés mécaniques. En même temps, se déroulent des processus de grossissement du grain, de ségrégation d'éléments additifs et leur redistribution par diffusion entre les diverses phases. La position de la partie où il y a plus de changement de résistance dans la ZAT est déterminée par la composition chimique et la classe structurale de l'acier amélioré par traitement thermique. Pour les aciers des tubes à structure ferrito-perlétique, cette partie coïncide avec la partie de recristallisation incomplète du métal de base. Les paramètres du cycle thermique de soudage ayant une influence importante sur le degré de modification de la structure et des propriétés du métal de base sont, pour la partie adjacente du cordon de soudure : la température maximale d'échauffement, la vitesse d'échauffement, le

temps durant lequel le métal reste à la température d'accroissement intensif de grain lors de l'échauffement et le refroidissement, ainsi que le temps sommaire d'échauffement et de refroidissement, la vitesse de refroidissement du métal dans l'intervalle de température de faible stabilité de l'austénite. Les éléments additifs qui rentrent dans la composition chimique des aciers des tubes (Mo, Nb, Ti), durant le soudage s'associent avec le carbone et donnent des carbures du type  $F_3C$ ,  $Mn_3C$ ,  $Mo_2C$ ,  $TiC$ ,  $VC$  et  $NbC$ . Le premier type de carbures se diffère du deuxième type par leur dissolution plus difficile dans l'austénite et leur faible influence sur le degré de changement de résistance. Il faut noter que les éléments additifs Mn, Cr, Mo, V et la vitesse de refroidissement lors du soudage ont aussi une influence sur la ténacité à la rupture fragile des joints de soudure. Suivant le cycle de soudage, avec l'augmentation de la vitesse d'échauffement varie la cinétique de formation d'austénite de l'acier lors du soudage. La zone de température de formation d'austénite s'élargie et se déplace dans la zone des hautes températures. Cette tendance dépend de la composition chimique de l'acier. On note que la technologie de soudage des aciers à structure ferrito-perlétique est basée sur la vitesse de refroidissement admissible dans l'intervalle des températures de faible stabilité de l'austénite. Ce paramètre détermine l'énergie et les régimes électriques de soudage des tubes d'une épaisseur donnée. La particularité caractéristique des aciers des tubes des conduites magistrales est la tendance à la formation de fissures à froid lors du soudage. Ces fissures se forment le plus souvent sur la partie adjacente au cordon de soudure à des températures inférieures à 300 °C. Avec l'augmentation de l'épaisseur des parois, la tendance à la fissuration à froid augmente et cela nécessite l'augmentation de la température de préchauffage. L'augmentation de cette dernière est dans ce cas fonction de la composition chimique, de la catégorie de résistance et de l'épaisseur des parois des tubes.

### **3.3- Réalités et perspectives du soudage en construction des pipelines**

Le développement des techniques et technologies de soudage en construction des pipelines a pour objectif primordial la mise au point des méthodes avancées assurant plus de productivité et de qualité des joints de soudure des tubes. On utilise actuellement le procédé de soudage à l'arc électrique. Les électrodes utilisées se différencient par leurs particularités technologiques, le type et l'épaisseur de l'enrobage, la composition chimique de l'âme et de l'enrobage, le caractère de laitiers, les propriétés mécaniques du métal du cordon et le moyen d'adhérence de l'enrobage à l'âme de l'électrode. La matière composant l'enrobage assure trois fonctions : métallurgique, électrique et physique. En construction des pipelines, on utilise plus particulièrement les électrodes à enrobage cellulosique pour la soudure dite : méthode descendante. Ces électrodes permettent d'obtenir une bonne pénétration. Les électrodes à enrobage rutile se distinguent par leur aptitude à réaliser des soudures par la technique montante sur des tubes de petits diamètres. Enfin les électrodes basiques présentent de meilleures qualités mécaniques et notamment la résilience. Il existe des tentatives d'emploi, en construction des pipelines d'autres procédés comme le soudage par faisceaux d'électrons, par laser, par friction et par explosion. Le soudage par faisceaux d'électrons, permet pratiquement de réaliser des joints de soudure des tubes, quelque soit l'épaisseur des parois et le diamètre des tubes. Le soudage par faisceaux d'électrons se réalise sous vide. Les expériences montrent que le volume nécessaire de la chambre à vide est d'environ  $1,6m^3$  pour assembler deux tubes de diamètre 1420 mm. Le temps global pour réaliser un joint de soudure des tubes de diamètre 1420 mm est de l'ordre de 15 à 20 minutes. D'autre part, ce procédé contribue à la purification du métal du cordon et provoque de faibles modifications structurales de la ZAT. Il améliore les propriétés de résistance et de plasticité des joints de soudure. Par rapport au procédé de soudage à l'arc électrique, il a l'avantage de réduire considérablement le volume de métal déposé, la largeur de la ZAT et les déformations. Le procédé de soudage par laser est

relativement récent, mais les succès de la technique et la technologie du laser permettent actuellement de souder les éléments de grande épaisseur en acier. A l'échelle de laboratoire, ce procédé est déjà essayé sur les tubes de grand diamètre (1420 mm). Les propriétés mécaniques des joints de soudure réalisés sont meilleures que celles du métal de base. Mais à l'échelle de construction sur chantier se pose actuellement le problème de traitement des bords des tubes. Le soudage par friction est caractérisé par une productivité élevée, une énergie de soudage relativement très faible, une qualité meilleure et plus stable des joints de soudure et une préparation simple des bords des tubes. La zone affectée est très étroite et la grosseur des grains y est plus petite que dans le métal de base et les caractéristiques mécaniques du joint soudé par friction sont supérieures à celles du métal de base. Malgré qu'actuellement, il existe des schémas élaborés du soudage par friction, qui ne nécessitent pas la rotation des tubes à sonder. Ils prévoient la rotation d'un troisième corps placé entre les tubes à souder, l'utilisation de ce procédé pour l'assemblage des tubes de grands diamètres nécessite la création d'un équipement mobile et spécialisé qui peut concurrencer les méthodes futures du soudage. Enfin, le soudage par explosion a déjà trouvé sa place dans la réparation des conduites. Les efforts dans les domaines de mécanisation et automatisation des processus de soudage, doivent conduire à la création d'équipements de soudage d'un niveau élevé d'automatisation et à l'apparition sur les traces des constructions des pipeline des ensembles robotisés qui exécutent le processus de soudage selon un programme donné. Le plus intéressant est la création de systèmes robotiques automatisés avec des liaisons inverses qui, durant le processus de soudage sélectionnent les régimes correspondant à toutes les modifications des conditions initiales et qui peuvent aussi changer le régime du soudage en fonction des défauts détectés afin d'éviter leur apparition sur la partie restante du joint.

### **3.4 - Conclusion**

Le soudage est l'un des processus d'avant-garde dans les technologies de construction des pipelines. C'est un facteur déterminant du coût de construction, de la fiabilité d'exploitation des conduites et du progrès général de la construction des pipelines de nouvelle génération. Pour répondre aux besoins des utilisateurs des pipelines, le développement des sciences techniques est axé sur la perfection de la technologie et des équipements de travaux de soudage et sur la mise en œuvre de nouvelles méthodes de soudage plus perfectionnées, productives et assurant une meilleure qualité de joint de soudure.



## ***Chapitre III***

*Contrôle et suivi des joints de soudures circonférentielles des conduites.*

- §1. Approche probabiliste au contrôle et suivi des joints de soudure des conduites*
- §2. Analyse des normes d'évaluations des défauts dans les joints de soudure des conduite*
- §3. Approche fiabiliste à l'évaluation des degrés de sévérité des défauts de soudure des conduites et leurs conséquences*

## §1- APPROCHE PROBABILISTE AU CONTROLE ET SUIVI DES JOINTS DE SOUDURE DE CONDUITES

### 1.1-Fiabilité d'un joint de soudure vis-à-vis du degré de déféctuosité

Les résultats des inspections in situ servent, entre autres, au contrôle et à la prévision de la fiabilité des conduites en exploitation. Il devient alors nécessaire de définir préalablement la fiabilité des joints de soudures contrôlés, en tenant compte des diverses déféctuosités qui peuvent y exister ou se manifester et des charges qui les sollicitent. On décrit l'état d'un joint de soudure sollicité par un vecteur chargement  $\vec{s}$  à un instant donné par une équation de la forme :

$$\vec{u} = H[\vec{s}] \quad (3.1)$$

Où  $\vec{s}$  : représente les charges extérieures sollicitant les tubes : pression intérieure, poids des tubes, actions du milieu ambiant.

et  $\vec{u}$  : l'effort intérieur dans le joint de soudure.

Les vecteurs d'état  $\vec{u}$  et de chargement  $\vec{s}$  sont des éléments des espaces U et S correspondant à chaque réalisation du processus  $\vec{u}(t)$  qui lui correspond à une trajectoire dans l'espace U. L'opérateur H définit le schéma et la méthode de calcul envisagés. Les conditions d'utilisation et les exigences sécuritaires relatives au joint de soudure forment le vecteur qualité  $\vec{q}$ , élément de l'espace qualité Q. Le vecteur qualité  $\vec{q}$  est lié au vecteur chargement  $\vec{u}$  par un certain opérateur M :

$$\vec{q} = M[\vec{u}] \quad (3.2)$$

L'ensemble des valeurs admissibles du vecteur  $\vec{q}$  forme dans l'espace qualité le domaine D dont la frontière F n'appartient pas au domaine des valeurs admissibles du vecteur qualité  $\vec{q}$ . La frontière F correspond à une surface  $\Sigma$  dans l'espace Q dite surface limite. Les différents joints de cette surface correspondent à différents états physiques du joint de soudure. Si à l'instant  $t=t_0$  le vecteur qualité  $\vec{q}$  se trouve à l'intérieur du domaine D, alors la première intersection du processus  $\vec{q}(t)$  et de la surface  $\Sigma$  à l'extérieur du domaine D correspond à une défaillance du joint de soudure. Dans ce cas la fiabilité du joint de soudure est estimée par la probabilité de séjour du vecteur qualité  $\vec{q}$  dans le domaine des valeurs admissibles D, dans l'intervalle  $[t_0, t]$  :

$$P(t) = P\{\vec{q}(\tau) \in D; \tau \in [t_0, t]\} \quad (3.3)$$

Pour évaluer l'état courant d'un joint de soudure et faire une prévision de son état futur, un nombre déterminé de paramètres d'état est défini par les résultats de contrôles non destructifs. Si d'après les résultats de la dernière inspection réalisée au moment  $t_c$ , on a :  $\vec{q}(t_c) \in D(t_c)$ ,

alors la fiabilité prévisionnelle du joint de soudure pour le prochain intervalle  $[t_c, t]$  est donnée par l'expression :

$$P(t|T_k) = P\left\{\bar{q}(\tau|T_k) \in D(T_k); \tau \in [t_c, t]\right\} \quad (3.4)$$

Où  $T_k$  : est le volume d'informations sur les différents états, du joint de soudure, cumulés durant l'intervalle  $[t_0, t_c]$ .

On note, que les opérations de remise en état d'un joint de soudure défectueux sont interprétées comme le retour préventif du vecteur qualité dans le domaine D.

### 1.2- Qualité des résultats d'inspections

La qualité des résultats d'inspections dépend de l'aptitude de la technique de détection des fissures utilisée dans des conditions opératoires données. Une approche probabiliste au problème considéré consiste à estimer en premier lieu l'un des indicateurs suivants : La probabilité conditionnelle  $P(D|a)$  de détection de fissure de taille donnée « a », localisée préalablement à un endroit de mesure ou la probabilité  $P_D(a)$  de détection d'une fissure de taille supérieure ou égale à une valeur donnée « a ». La probabilité  $P(D|a)$  est évaluée à partir des résultats des tests de contrôle appliqués à une population de joints de soudure de longueur unitaire de référence :

$$\hat{P}(D|a) = \frac{\text{Nbre de succès}}{\text{Nbre total d'essais}} = \frac{n_1}{n_1 + n_2 + n_3 + n_4} \quad (3.5)$$

-  $n_1$  représente le nombre de vraie fissures détectées ;  $n_2$  le nombre de fissures existantes de la classe considérée non détectées ;  $n_3$  le nombre de fausses détections et  $n_4$  le nombre d'absences de fissures sur le cordon de soudure.

La relation entre les probabilités  $P_D(a)$  et  $P(D|a)$  peut être déterminée en utilisant la formule de Bayes :

$$P_D(a) = \left[ \int_a^\infty P(D|a) f(a) da \right] [1 - F(a)]^{-1} \quad (3.6)$$

Où  $f(a) = F'(a)$  : est la densité de distribution des probabilités des tailles des fissures

Pour une classe de fissures détectables par la technique considérée avec une grande certitude, les valeurs des deux indicateurs  $P_D(a)$  et  $P(D|a)$  sont très proches. Dans ce cas, en général la différence entre les valeurs de  $P_D(a)$  et  $P(D|a)$  dépend du type de la fonction  $f(a)$ .

Pour évaluer la qualité des résultats d'inspections, on recherche aussi les indicateurs donnés par la proportion des bonnes détections et les proportions de fissures manquées. On peut montrer que l'espérance mathématique  $\xi(a)$  du nombre de fissures manquées par les tests de



contrôle des fissures de taille « a » et l'espérance mathématique  $\mu(a')$  du volume total de fissures dont la taille dépasse la valeur « a » sont liées par l'équation :

$$\xi(a) = \mu(a') [1 - P_D(a)] \quad (3.7)$$

De l'expression (3.5), on déduit que l'évaluation statistique de l'indicateur  $P_D(a)$  est donnée par la formule :

$$\hat{P}_D(a) = \frac{n_1}{n_1 + n_2} \quad (3.8)$$

La probabilité de manquer dans les tests de contrôle k fissures de taille dépassant la valeur « a » est donnée par la loi de Poisson [DACUNHA D. *et al.* 1994]

$$Q_k(a') = \frac{\xi^k(a)}{k!} \exp[-\xi(a)], \quad k=1,2,\dots \quad (3.9)$$

De l'expression (3.8), on déduit que la fonction risque définie comme la probabilité de manquer une fissure de taille dépassant la valeur « a » est égale à :

$$H(a') = 1 - \exp(-\xi(a)) \quad (3.10)$$

Ainsi l'estimation statistique du risque est donnée par la formule :

$$\hat{H}(a') = 1 - \exp(-n_2) \quad (3.11)$$

### **1.3-Conclusion**

Le contrôle non destructif est une composante importante du maintien de l'intégrité des conduites en service. L'introduction des méthodes probabilistes permet de cerner de plus près certains problèmes liés au contrôle non destructif et contribue grandement au progrès de la fiabilité des conduites de transport des hydrocarbures.

## **§2- ANALYSE DES NORMES D'EVALUATION DES DEFAUTS DANS LES JOINTS DE SOUDURE DES CONDUITES**

### **2.1- Introduction**

L'efficacité du contrôle est déterminée en grande partie par les normes de contrôle usitées. Ces documents sont fondés sur la base des indices technologiques tenant compte de la pratique des travaux de soudage et de l'exploitation des joints soudés, ainsi que de l'expérience acquise et des moyens existants de contrôle non-destructif. Cela justifie les grandes et diverses quantités de normes et règles de contrôle existant dans les différents pays et firmes. La nécessité d'améliorer le contenu des catalogues normatifs afin d'atteindre une formulation claire, une objectivité des critères d'évaluation reflétant en soi

avec la plus grande fidélité la capacité de travail des joints de soudure nécessite l'analyse et la généralisation des expériences en tenant compte des différents standards et normes .

### **2.2- Méthode d'analyse :**

Elle consiste en la comparaison et la généralisation des différents critères d'évaluation des défauts des joints soudés pour différents standards et normes.

Pour cela, on a analysé 21 catalogues normatifs qui règlementent les défauts tolérés et les normes de contrôle de joints soudés. Ces catalogues sont issus de six pays, neuf documents sont spécialités dans la construction des pipelines (7 à 16).

### **2.3- Résultats et discussions :**

Selon la structure des catalogues normatifs, on distingue trois groupes de normes et standards : concret, général et codé. Les catalogues concrets (10, 17 à 20) sont caractérisés par leur volume et la précision de formulation, et englobe toutes les variantes possibles des joints soudés, des défauts, des méthodes de soudage et de contrôle. Les catalogues généraux [12,13] sont caractérisés par le type de formulation : grand, petit, toléré à un niveau limité etc... Une telle formulation ne peut satisfaire les utilisateurs qui ont besoin des chiffres concrets pour chaque type de défauts. Les catalogues codés (16,18), pour chaque classe de joints soudés qui sont cinq, règlementent la qualité tolérée des joints soudés par un nombre de deux chiffres dans lequel le premier chiffre correspond à la dimension tolérée du défaut et le deuxième chiffre désigne la fréquence des défauts. Il faut noter que selon leurs dimensions, les défauts des joints soudés, sont dans ces normes divisés en cinq classes et selon leur fréquence en cinq groupes. L'élaboration et la mise au point d'un système codé est en général compliqué, mais un tel système a une formulation claire et est perspectif pour les constructeurs.

La majorité des catalogues considérés prévoit la division des joints soudés en classe ou catégorie de qualité. Par exemple la norme internationale (4) adoptée par 23 pays prévoit quatre catégories de qualité de joints soudés en fonction des exigences émises et des risques que peut provoquer la rupture appartenant à une catégorie donnée de joints de soudure. C'est en fonction de la catégorie ou de la classe des joints soudés que dans la majorité des pays, on désigne la norme et la règle de contrôle et avant tout le volume de contrôle. Selon le volume de contrôle, les normes considérées peuvent être divisées en sept sortes :

- Contrôle de 100% des joints soudés (13, 20).
- Contrôle de 100% des passages et autres joints importants, le reste des joints des parties linéaire est contrôlé en volume de : 5% selon la norme,
- Le volume de contrôle est désigné en formation de la catégorie ou de la classe de la construction (14).
- Le volume de contrôle dépend du niveau de la qualité exigée normalement ou tolérée minimalement, déterminant l'aptitude des joints soudés à l'exploitation (5)
- Le volume de contrôle varie durant le processus de travail en fonction du niveau détecté de la qualité des joints (contrôle flexible). Ce type de contrôle n'a de sens seulement que lors du contrôle opératif, exécuté directement après le soudage.
- Dans les normes on prévoit la combinaison de quelques types de contrôle différents (à 100%, échantillonnaire, ponctuel, selon l'exigence de l'utilisateur (20).

- Combinaison des différentes méthodes de contrôle en fonction de la méthode de soudage, de l'importance de la construction.

Dans les normes internationales considérées dans cette analyse, on trouve une différenciation profonde selon tous, les types de défauts de joints soudés. Dans ces normes sont introduits certains défauts liés à l'utilisation des différentes méthodes de soudage et au développement de leur technologie. Les plus dangereux défauts sont les défauts de fissuration. Les causes les plus fréquentes de rupture des joints soudés dans les pipelines sont : la pénétration incomplète, les caniveaux et les fissures.

**Les fissures** : Aucun des catalogues normatifs analysés ne tolère les fissures des joints soudés.

**Les pénétrations incomplètes** : Elles sont conventionnées dans tous les documents considérés : Aux USA (19), on admet un manque de pénétration de profondeur de 20 % de l'épaisseur des parois du tube, mais pas plus de 0,8 mm de profondeur. Dans d'autres documents, on précise la longueur tolérée des défauts, qui varie selon les catalogues de 5 à 25mm; la longueur sommaire des défauts tolérés sur 300 mm de cordon de soudure varie de 20 à 25 mm. Dans certains cas, ces normes règlementent la distance entre les défauts ; la distance tolérée se situe entre 150 mm et dix fois la longueur du défaut. La longueur sommaire de tous les défauts sur les extrémités de la soudure est limitée à 4 % du périmètre du cordon de soudure.

**Les Caniveaux** : Ils sont règlementés dans tous les catalogues normatifs considérés selon la profondeur. La profondeur tolérée est de 0,5 à 1,0 mm ou de 5 à 12,5% de l'épaisseur des tubes. Dans certains cas les caniveaux sont règlementés selon leur parcours dont la profondeur tolérée peut atteindre 25 à 50 mm, ou 8 % du périmètre du raccord en embout. Dans d'autres normes, les caniveaux sont différenciés en caniveaux internes et externes. Les caniveaux sont en général des défauts externes, détectables lors du contrôle visuel. Dans le cas où ces défauts sont déterminés à partir d'un film, alors les normes (8, 9) prévoient l'utilisation des plaques spéciales à gorge qui permettent d'évaluer les profondeurs du caniveau sur le film.

**Les pores** : Dans certaines normes, la dimension maximale toléré d'un pore dépend de l'épaisseur du tube et de sa catégorie. Dans d'autres normes, elle est limitée à un chiffre. Parfois on tolère la dimension admissible de pores indépendamment du fait comment et où ces pores sont situés (21). La dimension maximale admissible des pores selon les différents catalogues normatifs varie de 1,5 à 6 mm. Pour les épaisseurs de 8 à 16 mm, la dimension maximale du défaut est indiquée dans des catalogues normatifs étudiés prévoyant une différenciation détaillée des pores selon les dimensions, la forme et la disposition relative des pores. On distingue les pores sphériques, allongés, en chaîne, en amas et pore cylindre complet (6). Dans les normes (7, 19), on distingue les pores gros, moyens et fins. La densité de distribution des pores est déterminée différemment dans les différentes normes considérées : par la distance entre les pores, par le nombre de pores par unité de longueur du cordon de soudure, par la densité de distribution selon un étalon, par la surface de projection des pores rapportée à la surface de projection du cordon de soudure ou par des formulations générales de type : " pores tolérés dans les limites raisonnables". La disposition sur une ligne d'un groupe de pores dont la distance entre eux est supérieure à la dimension maximale des pores, mais inférieure au triple de la dimension maximale est dite "chaîne". Les normes (17, 18) règlementent sévèrement la longueur de chaque groupe dans la chaîne, qui dans le diapason des épaisseurs de 12,7 à 19 mm, est désigné en fonction de l'épaisseur du tube. Cependant la longueur sommaire de la chaîne sur une partie du cordon de soudure égale à 12

fois l'épaisseur de la paroi du tube ne doit pas dépasser l'épaisseur du tube, c'est à dire elle ne doit pas dépasser 1/12 de la longueur du cordon de soudure (environ 8%). La partie de la longueur du cordon auquel les normes rapportent la somme tolérée de défaut est de : 100 mm dans [9]; 300 à 305mm dans (7 à 8); 152 dans (17, 18, 20) dix fois l'épaisseur du tube dans (14). Dans plusieurs normes le diapason des pores dans les amas est limité de 0,5 à 2mm. Dans les standards (17, 18, 20), les dimensions des pores dans les amas en fonction de l'épaisseur varient de 2,3 à 4 mm. Dans certaines normes, on donne la limite inférieure, c'est à dire les dimensions minimales des pores, qu'il faut tenir compte lors de l'évaluation de la qualité. Cette limite est de 0,5mm à 0,8mm. Dans certaines normes, les amas sont tolérés selon un étalon, selon le nombre de pores dans les amas ou selon la longueur qui est de 10 à 30% de la longueur du cordon de soudure.

Dans les différentes normes, les dimensions tolérables des inclusions de laitiers se diffèrent sensiblement: la longueur oscille entre 1,6 et 30 mm, la largeur de 1,5 à 3,2 mm et la longueur sommaire sur 300 mm de 10 à 64 mm. Les soufflures allongées, selon différents standards, se diffèrent aussi selon la longueur : de 3 à 51 mm et selon la largeur : de 1 à 1,6 mm et selon les longueurs sommaires sur 300mm de cordon. Toutes les normes prévoient une valeur qui est de 50 à 51 mm. Une série des normes considérées donne suffisamment de critères généraux de déféctuosité des cordons de soudure selon les inclusions de laitiers. Elles tolèrent certaines inclusions de longueur générale inférieure à 100 mm sur 150 mm de cordon. Pour les inclusions de laitiers particulièrement grosses, la longueur et la longueur sommaire des défauts sont données l'une en fonction de l'autre : pour une longueur représentant 10 % de l'épaisseur de la paroi des tubes ne dépassant pas 3 mm, la longueur sommaire est tolérée jusqu'à 30 % de la longueur du cordon. Si la longueur constitue 20 % de l'épaisseur du tube et ne dépasse pas 5 mm alors la longueur sommaire est tolérée jusqu'à 20 % de la longueur du cordon.

La majorité des normes considérées prévoit une différenciation détaillée des inclusions de laitier en distinguant les rondes, les allongées, en chaîne, en amas et en chaînes parallèles. A ces défauts certains standards ajoutent les défauts comme l'affaiblissement des bords et les couches des revêtements du cordon, le renforcement excessif du cordon, les traces de l'électrode sur le métal du tube et l'excès des bords. A la différence de ce qu'il a été considéré plus haut, les tolérances de ces défauts dans les différents standards diffèrent peu.

## **2.4- Conclusion**

Le volume de contrôle et les défauts tolérés des joints de soudure dans la majorité des normes et standards sont désignés en fonction de la catégorie et de la classe de la construction. Les défauts de fissuration sont sévèrement limités dans toutes les normes. Une différenciation plus globale de la profondeur des défauts et du manque de pénétration en fonction des parois des tubes s'avère nécessaire. La capacité portante limite des joints de soudure selon les pores est déterminée par la distance entre les défauts dans la majorité des standards. Les critères d'évaluation de la capacité portante limite des joints soudés selon les défauts sont exprimés subjectivement dans chacun des standards considérés et la différenciation des défauts n'est pas unique. Il est cependant nécessaire de mettre au point un système objectif d'évaluation de la qualité des joints soudés, comme le système codé dans lequel on peut utiliser la combinaison de différents critères d'évaluation des défauts des joints soudés.

### §3- APPROCHE FIABILISTE A L'EVALUATION DES DEGRES DE SEVERITE DES DEFAUTS DE SOUDURE DES CONDUITES ET LEURS CONSEQUENCES

#### 3.1- Introduction :

La rupture d'une conduite de transport est un évènement catastrophique qui mène aux dommages d'environnement sérieux et à de grandes pertes. Par conséquent, le contrôle de la qualité des soudures d'assemblages lors de la réalisation d'une conduite est une mesure indispensable pour assurer sa fiabilité et son intégrité durant la période d'exploitation. Les principaux défauts qu'on peut rencontrer dans les soudures d'assemblages des tubes dans une conduite sont les inclusions gazeuses, les inclusions de laitier, les défauts de pénétration, les fissurations, les sillons et les retassures de cratère et autres. Leurs dimensions critiques sont fixées par les normes relatives aux soudages des conduites [82]. Les contrôles non destructifs, utilisés dans la construction des pipelines, sont le contrôle radiographique aux rayons gamma et le contrôle par ressuges [46]. Le but de ces contrôles est de détecter les défauts qui peuvent avoir un effet néfaste sur le comportement des assemblages et de fournir des données concrètes permettant de juger la qualité des joints. L'élaboration de critères précis d'acceptation des défauts, compte tenu des facteurs qui conditionnent leur importance, a fait l'objet de nombreuses études [31]. Les règlements de construction des pipelines se contentent de fournir des indications générales, qui, confrontées avec les facteurs intervenant dans l'influence des défauts, permettent de préciser la nature et les dimensions acceptables de ceux-ci [82]. En dehors des recommandations données par ces règlements, c'est à dire par catégorie des défauts qui ne sont pas considérés comme critiques, on suggère une approche fiabiliste à l'évaluation de leur degré de sévérité. L'approche nécessite la connaissance préalable de la qualité, de l'épaisseur des tubes, du mode opératoire de soudage utilisé sur chantier, de la distribution des valeurs et du type de contraintes en service. Aussi, l'emplacement de la conduite en fonction de la densité de population et en particulier les passages critiques tels que les traversées des routes et des voies ferrées ...etc. Ainsi, on considère que le risque d'atteindre un état limite ultime peut être déterminé par la géométrie de la soudure, les sollicitations, les propriétés du matériau utilisé et les défauts présents dans la soudure.

#### 3.2-Approche fiabiliste

On considère que les contraintes dans la soudure et sa résistance, sont des variables aléatoires indépendantes dont les densités de distribution sont respectivement  $f_S(.)$  et  $f_R(.)$ . La probabilité de non rupture d'une soudure est définie par l'expression : voir [30]

$$P = P_r\{R > S\} = P_r\{H > 0\} \quad (3.12)$$

Où  $H = R - S$  est la réserve de résistance de la soudure

La probabilité de défaillance d'une soudure est définie comme :

$$1 - P = P_r\{H \leq 0\} \quad (3.13)$$

La fiabilité initiale d'une soudure, après être soumise au contrôle non destructif, est donnée par l'expression : voir [96].

$$P = 1 - q P_r \{H \leq 0\} \quad (3.14)$$

Où  $q$  désigne le seuil de réception des soudures d'assemblage des tubes

Il est désirable que le niveau de fiabilité initiale soit le même pour toutes les soudures contrôlées, indépendamment du type ou du caractère des défauts. Dans ce cas, de l'expression (3.14), on obtient :

$$1 - P = q_1 P_r \{H_1 \leq 0\} = q_2 P_r \{H_2 \leq 0\} = \dots = q_i P_r \{H_i \leq 0\} = q_{i+1} P_r \{H_{i+1} \leq 0\} = \dots = \text{Cte} \quad (3.15)$$

Où  $q_i$  représentent les seuils de réception de qualité de la soudure ayant la réserve de résistance  $H_i$  d'une soudure ayant le  $i$ -ème type de défaut.

De la condition (3.15) s'ensuit que pour assurer le même niveau de fiabilité des soudures, le seuil  $q_{i+1}$  de réception relatif au  $(i+1)$ ème type de défaut par rapport à une valeur connue de  $q_i$  relative à un défaut  $i$  est:

$$q_{i+1} = \frac{q_i P_r \{H_i \leq 0\}}{P_r \{H_{i+1} \leq 0\}} \quad (3.16)$$

D'autre part, il faut déterminer  $q_i$  de façon à assurer un équilibre économique entre les dépenses de contrôle et de réparation de la soudure, ainsi que les pertes probables résultant de l'acceptation d'une soudure défectueuse.

La dépense sommaire relative aux contrôles et à l'élimination des défauts est donnée par l'expression.

$$D = C + \frac{u}{q_i} \quad (3.17)$$

Où :

$D$  représentent les dépenses sommairess

$C$  le coût d'élimination de défaut du  $i$  - ème type d'un joint de soudure

Et  $u$  le coût de contrôle d'une soudure

La condition d'équilibre économique entre le coût de contrôle, l'élimination de défauts d'un joint de soudure et les pertes supplémentaires résultant de la réception d'une soudure :

$$A = C + \frac{u}{q_i} \quad (3.18)$$

Où  $A$  est la perte probable résultant de l'acceptation d'une soudure défectueuse.

$$A = \bar{A} P_r \{H \leq 0\} \quad (3.19)$$

et  $\bar{A}$  l'espérance mathématique des pertes résultant de la défaillance d'une soudure dans la conduite.

Ainsi de l'expression (3.18), en tenant compte de l'expression (3.19), on obtient l'expression du seuil de réception  $q_i$  :

$$q_i = \frac{u}{A-C} \quad (3.20)$$

### **3.3-Détermination de la probabilité de défaillance d'une soudure**

Il est connu, que la majorité des ruptures des joints de soudure, d'assemblages des tubes dans les conduites de transport des hydrocarbures, est provoquée par les contraintes longitudinales de tension résultant de la pression interne, de la variation de la température du milieu ambiant et de la forme curviligne des tronçons de conduite :

$$\sigma_1 = 0,15 \frac{PD_{in}}{\delta} - \alpha E \Delta t \pm \frac{ED_{ex}}{2\rho} \quad (3.21)$$

Où

- P est la pression intérieure
- $D_{ex}$ ,  $D_{in}$  les diamètres extérieur et intérieur des tubes
- $\delta$  l'épaisseur des parois des tubes
- $\alpha$  le coefficient de dilatation thermique du matériau des tubes
- E le module d'élasticité longitudinale des matériaux des tubes
- $\Delta t$  la variation de la température des parois des tubes
- $\rho$  le Rayon de courbure du tronçon de la conduite
- et  $\sigma_1$  la contrainte longitudinale

L'importance de l'influence d'un défaut sur la réserve de résistance sous des sollicitations statiques est caractérisée par l'importance de la réduction de la section résistante qu'il provoque. Ainsi la condition de défaillance d'une soudure est donnée par l'expression :

$$\sigma_1 \geq \sigma_R \quad (3.22)$$

Où  $\sigma_R$  est la limite de résistance du matériau de la soudure

D'autre part, la diminution de la résistance d'une soudure résultant de l'existence d'un défaut est donnée par l'expression [79] :

$$(\sigma_R)_1 \square \sigma_R \left( 1 - k \frac{F_d}{F} \right) \quad (3.23)$$

- Où  $(\sigma_R)_1$  est la limite de résistance d'un joint défectueux
- K le coefficient d'influence du défaut
- $F_d$  l'aire du défaut dans le cordon suivant la section normale à l'axe du tube.
- et F l'aire du cordon circulaire dans la section normale à l'axe du tube

En prenant en compte les expressions (3.21) à (3.23), la probabilité de défaillance de la soudure est donnée par l'expression :

$$P_r \{H \leq 0\} = P_r \left\{ \sigma_R \left( 1 - k \frac{F_d}{F} \right) - 0,15 \frac{P D_{in}}{\delta} + \alpha E \Delta t \pm \frac{E D_{ex}}{2\rho} \leq 0 \right\} \quad (3.24)$$

### 3.4-Résultats et discussions

L'expression (3.10) montre que la probabilité de défaillance dépend de cinq arguments aléatoires :  $\sigma_R, \frac{F_d}{F}, P, \Delta t, \rho$ . Ceci permet d'assimiler la fonction  $P_r \{H \leq 0\}$  à une distribution proche de la distribution normale. L'espérance mathématique et la variance de cette distribution sont obtenues par décomposition en série de Taylor au voisinage de l'espérance mathématique. En tenant compte seulement du premier membre de la décomposition, on a :

$$\bar{H} = f \left( \bar{\sigma}_R, \frac{\bar{F}_d}{F}, \bar{P}, \Delta \bar{t}, \bar{\rho} \right) = \bar{\sigma}_R \left( 1 - k \frac{\bar{F}_d}{F} \right) - 0,15 \frac{\bar{P} D_{in}}{\delta} + \alpha E \Delta \bar{t} \pm \frac{E D_{ex}}{2\bar{\rho}} \quad (3.25)$$

$$D_H = \left( \frac{\partial f}{\partial \sigma_R} \right)_m^2 D_{\sigma_R} + \left( \frac{\partial f}{\partial \frac{F_d}{F}} \right)_m^2 D_{\frac{F_d}{F}} + \left( \frac{\partial f}{\partial P} \right)_m^2 D_P + \left( \frac{\partial f}{\partial (\Delta t)} \right)_m^2 D_{\Delta t} + \left( \frac{\partial f}{\partial \rho} \right)_m^2 D_\rho \quad (3.26)$$

Où  $\bar{\sigma}_R, \frac{\bar{F}_d}{F}, \bar{P}, \Delta \bar{t}, \bar{\rho}$  : représentent les espérances mathématiques des variables aléatoires correspondantes

m -indice, qui montre que dans les expressions mentionnées, il faut remplacer les variables par leurs espérances mathématiques

En déterminant les paramètres de la fonction (3.24), on trouve à partir de la table de loi de distribution normale la valeur de la probabilité recherchée. Par la relation (3.19), on fixe les pertes probables dues à l'acceptation d'un joint défectueux, puis on évalue par la formule (3.20) le seuil limite de la qualité d'entrée et par la suite le seuil d'acceptation de la qualité de la soudure.

Des éprouvettes destinées à l'essai de traction ont été prélevées du métal de base et du métal fondu des joints de soudure des tubes en acier X52 de composition chimique 0,127 %C, 0,96 %Mn, 0,18 %Si, 0,02 %P, 0,012 %S. Les tubes sont de dimensions 406 x 7,14. Les résultats des essais de traction sont présentés dans le tableau III.1. On a considéré comme objet d'étude, un tronçon de conduite sollicité à une pression de service de  $74,5 \pm 3$  Kgf / cm<sup>2</sup>, et à l'action d'une variation de température  $\Delta \bar{t} = -20 \pm 10$  °C, et de rayon de courbure  $\bar{\rho} = 2500 \pm 40$  m,

$$\frac{\bar{F}_d}{F} = 0,03 \pm 0,003.$$



Tableau III.1

Caractéristiques mécaniques	Limite de résistance moyenne	Coefficient de variance
Métal de base	$5,259 \cdot 10^4 \text{ N/cm}^2$	0,0495
Métal fondu	$5,950 \cdot 10^4 \text{ N/cm}^2$	0,0420

Pour un coefficient d'influence  $k=6$ , on a déterminé à l'aide de l'expression (3.25) la réserve de résistance moyenne  $\bar{H}$  et après le calcul des dérivées partielles de la fonction (3.24) par rapport à tous les arguments aléatoires et en portant les résultats obtenus dans l'expression (3.26), on trouve la variance  $D_H$ . Les résultats obtenus ont permis de déterminer la probabilité de défaillance  $P_r \{H \leq 0\} = 0,055$ . D'autre part, pour  $\frac{A}{u} = 65$  et  $\frac{C}{u} = 3$ , on déduit de l'expression (3.20) la valeur du seuil de réception  $q = 0,016$ . En portant cette dernière valeur dans l'expression (3.14), on trouve la fiabilité initiale  $P = 1 - 0,016 \cdot 0,055 = 0,999$ , ce qui correspond à une probabilité initiale de rupture  $P_r = 1 - P = 0,001$ .

### **3.5-Conclusion**

- 1- Pour les tubes en acier X52 considérés, les résultats d'essais de traction montrent que la résistance des soudures est de 12 % supérieure à celle du métal de base.
- 2- Les résultats de contrôle des éprouvettes préparées en gardant la surépaisseur de soudure sur les deux côtés de l'éprouvette, montrent que cette surépaisseur constitue un renforcement de 14% de l'épaisseur des tubes.
- 3- L'approche fiabiliste à l'analyse de l'influence des hétérogénéités accidentelles et aléatoires dans les soudures d'assemblage des tubes est un outil d'aide à la décision qui tient compte des spécifications des conditions concrètes de réalisation d'une conduite.



## ***Chapitre IV***

*Fiabilité des tubes et des conduites.*

- §1. Problèmes fondamentaux relatifs à l'étude de la fiabilité des tubes*
- §2. Coefficient d'homogénéité du matériau, facteur d'échelle et fonction de non rupture des tubes*
- §3. Fiabilité des tubes et leurs influences sur celle des conduites*
- §4. Fiabilité d'une conduite posée sur un sol faible*

## §1. PROBLEMES FONDAMENTAUX RELATIFS A L'ETUDE DE LA FIABILITE DES TUBES.

Pour la résolution du problème de détermination des caractéristiques de la fiabilité des éléments constructifs d'une conduite, on dispose de différentes méthodes mathématiques et physico-statistiques [40, 52, 54, 67]. Dans ce travail, seront considérées les approches physico-statistique et fonctionnelles. L'approche physico-statistique à la détermination des caractéristiques de fiabilité des éléments constructifs d'une conduite se base sur deux conceptions : *La première* conception est l'utilisation des méthodes physico-statistiques pour l'analyse des processus conduisant à la défaillance des éléments constructifs d'une conduite. L'analyse de ces processus permet d'obtenir les modèles mathématiques nécessaires pour les modèles fonctionnels de fiabilité. *La deuxième* conception est l'approche fonctionnelle à la détermination des caractéristiques de fiabilité des éléments constructifs d'une conduite. Dans ce cas, on utilise les informations sur les paramètres de la capacité portante des matériaux des tubes, sur les charges réelles et sur les paramètres technologiques des éléments de la conduite en général. A la différence des méthodes classiques de calcul de la fiabilité des systèmes utilisant le taux de pannes (caractéristique  $\lambda$ ) des éléments, les approches citées ci-dessus permettent d'obtenir les caractéristiques de fiabilité des éléments constructifs d'une conduite en tenant compte du caractère des actions extérieures, des propriétés déterministes et aléatoires des éléments, des facteurs technologiques, technico-économiques et autres. Les éléments constructifs d'une conduite en exploitation sont sollicités par un ensemble de facteurs externes et internes qui constituent son milieu ambiant. Sous l'action de l'ensemble de ces facteurs, dans les matériaux des éléments de la conduite se produisent des processus physico-chimiques (corrosion, vieillissement, déformation etc.), qui conduisent à la dégradation de l'état des éléments de la conduite jusqu'aux limites où l'élément ne répond plus aux normes exigées dans les documents techniques correspondants. Cette situation a conduit à l'idée de considérer le comportement de la conduite comme un processus aléatoire et les états limites comme des sauts de variations aléatoires hors du domaine des états tolérables. En effet, en utilisant la même approche (chap III. §4) l'état de la conduite à chaque moment  $t$  peut être décrit par un vecteur  $\bar{u}$ , de l'espace des états possibles  $U$  des éléments de la conduite. Chaque réalisation du processus  $\mathbf{u}(t)$  correspond à une certaine trajectoire dans l'espace d'états  $U$ . L'action des facteurs perturbateurs sur le comportement de la conduite constitue aussi un processus vectoriel  $\mathbf{s}(t)$ , ici  $\bar{s}$  est le vecteur d'actions de l'espace correspondant des actions  $S$ . Dans une telle approche, l'équation d'état d'une conduite a la forme générale suivante :

$$\bar{u} = A[\bar{s}] \quad (4.1)$$

où  $A$  est un opérateur déterminé par les schémas et les méthodes de calcul. Pour un processus de chargement (charges) connu, l'opérateur  $A$  donne les valeurs du processus  $\mathbf{u}(t)$  de changement de l'état de la conduite. Les conditions initiales sont prises en considération dans l'opérateur  $A$ .

Les conditions techniques d'exploitation de la conduite, les exigences d'efficacité, d'économicité et de sûreté ajoutent des limitations aux paramètres d'état de la conduite. Ces dernières forment le vecteur  $\mathbf{v}$  de l'espace qualité  $V$ . Chaque trajectoire  $\mathbf{u}(t)$  dans l'espace  $U$  correspond à une trajectoire  $\mathbf{v}(t)$  dans l'espace  $V$ . Le lien entre le vecteur d'état et le vecteur qualité a la forme :

$$\bar{v} = B[\bar{u}] \quad (4.2)$$

Ici, l'opérateur B, comme l'opérateur A dans l'équation (4.1) est considéré comme connu. L'ensemble des valeurs du vecteur  $\bar{v}$  toléré par les conditions techniques d'exploitation, forme dans l'espace qualité  $V$  le domaine  $\Omega$ . On considère que cet ensemble est ouvert, c'est à dire sa frontière  $\partial\Omega$  n'appartient pas au domaine toléré (admissible). La frontière  $\partial\Omega$  correspond à la surface  $\Gamma$  dans l'espace  $V$ , qui est sa surface limite. Si à  $t = t_0$  le vecteur  $\bar{v}$  se trouve dans le domaine toléré, alors la première intersection du processus  $v(t)$  avec la surface limite  $\Gamma$  dans le domaine extérieur correspond à la manifestation d'une défaillance. La notion de défaillance a ici un sens plus large que celui dans la théorie systémique de fiabilité [36]. Dans le cas général, les différents points de la surface limite correspondent à des états différents de la conduite. La notion de qualité a aussi un sens plus large. Par exemple pour les éléments de la conduite tels que les tubes, qui doivent supporter de grandes charges sans rupture ni déformations importantes, la qualité dépend du rapport entre les niveaux de charges et des résistances des tubes. Quand la charge est exprimée avec précision par un seul paramètre  $s > 0$  et s'il est de même pour la résistance correspondante  $r > 0$ , l'espace  $V$  est unidimensionnel (mono dimensionnel). Les éléments de cet espace sont : soit le rapport  $\frac{r}{s}$ , soit la différence  $r - s$ . Dans les deux cas l'indice de qualité des tubes est la réserve de résistance. Dans le premier cas la condition de résistance a la forme  $\frac{r}{s} > 1$  et dans le deuxième cas  $r - s > 0$ .

Dans le deuxième cas le domaine admissible est donné par la relation :

$$\Omega = \{r, s : r - s > 0\} \quad (4.3)$$

A l'étape de projet, on dispose uniquement des informations statistiques, à priori sur les charges et la conduite ( par exemple les propriétés mécaniques des matériaux). C'est pourquoi, les processus  $s(t)$  et  $u(t)$  sont aléatoires. La trajectoire  $v(t)$  dans l'espace qualité  $V$  est aussi aléatoire et la première intersection de la surface  $\Gamma$  est un évènement aléatoire. La fonction fiabilité  $P(t)$  est la probabilité de fonctionnement sans défaillance sur l'intervalle  $[t_0, t]$  et est égale à la probabilité de séjour du vecteur  $v$  dans le domaine admissible durant cet intervalle :

$$P(t) = P\{v(r) \in \partial\Omega, \tau \in [t_0, t]\} \quad (4.4)$$

Les sorties des réalisations des processus aléatoires au delà des limites de certains domaines (en particulier quand les sorties sont des évènements rares) sont appelées sauts de variations [99]. La relation (4.4) signifie que pour calculer les indices de fiabilité, il est nécessaire de résoudre les problèmes de la théorie des sauts de variations des processus aléatoires. La pose complète des problèmes de la théorie de fiabilité inclue le choix du schéma de calcul, les modèles mathématiques pour la description des propriétés aléatoires des charges, des actions, des matériaux des éléments ainsi que le choix de l'espace qualité et le domaine admissible dans cet espace.

C'est dans cette large interprétation que les relations (4.1) et (4.2) entrent aussi dans le problème posé. L'approche la plus générale, malgré qu'elle soit moins économique consiste à augmenter les dimensions de l'espace qualité. Dans ce cas, les états tolérés suivant les différents critères correspondent à des domaines différents de l'espace qualité. Les domaines peuvent contenir l'un ou l'autre ou bien les deux. L'intersection de tous les domaines

admissibles correspond au domaine de bon état de fonctionnement de la conduite. La sortie hors des limites de cette intersection correspond à une défaillance. En général, les modèles de la théorie systémique de fiabilité peuvent être traités comme un cas particulier de cette approche, si on se conditionne sur le choix du domaine  $\Omega$ . Ainsi, pour les éléments assemblés en série on a :  $\Omega = \Omega_1 \cap \Omega_2 \dots \cap \Omega_m$ , où  $\Omega_k$  est le k-ième élément. Si la probabilité de bon fonctionnement de la conduite est présentée conformément à (4.3), alors cela permet d'exprimer la probabilité du bon fonctionnement de la conduite P par le théorème du produit des probabilités des événements indépendants :

$$P = \prod_{k=1}^m P_k \quad (4.5)$$

où  $P_k$  est la probabilité de bon fonctionnement de l'élément k de la conduite.

Pour  $P_1 = P_2 = \dots = P_m = P_o$ , on a ;

$$P = P_o^m \quad (4.6)$$

Parmi les modèles fonctionnels dans la théorie de la fiabilité, le modèle fondamental est celui qu'on appelle « fiabilité paramétrique des éléments ». Dans les résultats de calcul de la fiabilité paramétrique on trouve avant tout la probabilité pour que les paramètres déterminant l'état de bon fonctionnement de l'élément, ne sortent pas au delà de la frontière du champs de tolérances [52]. Dans un tel calcul de fiabilité à l'étape de projection, on utilise comme paramètres : les contraintes, les déformations, les déplacements et les réserves de résistance dans les différentes sections des constructions mécaniques. Les modes fonctionnels pour la détermination des caractéristiques de fiabilité des éléments à la base d'étude de la physique de la défaillance sont actuellement peu utilisés. Les difficultés principales que présente l'utilisation des modèles fonctionnels pour la détermination des caractéristiques de la fiabilité des éléments sont : *premièrement* la complexité de tenir compte de l'influence d'un grand nombre de facteurs intérieurs et extérieurs sur les processus physico-chimiques, qui se produisent dans les matériaux des éléments et conduisant à la défaillance ; *deuxièmement* la grande diversité des matériaux de construction et des processus intérieurs, rend difficile l'élaboration des modèles mathématiques généralisés tenant compte de l'influence complexe des facteurs d'exploitation sur la naissance et le développement des défauts. Mais malgré les difficultés mentionnées, cette voie est une perspective.

**Modèle fonctionnel : « charge – capacité portante »** : Par capacité portante, on comprend la propriété de la construction de supporter les charges et résister à leur action. La probabilité de défaillance (rupture) de la construction  $P_r$  pour le modèle « charge - capacité portante » [54] est donnée par l'expression :

$$P_r = \{[R(t), S(t)] \in D\} = \iint_D f_{RS}(r, s) dr(t) ds(t) \quad (4.7)$$

où : la densité bidimensionnelle  $f_{RS}(r, s)$  de tomber dans le domaine D est donnée par l'inégalité :

$$\begin{cases} 0 \leq r(t) < \infty \\ 0 \leq r(t) \leq s(t) < \infty \end{cases} \quad (4.8)$$

$r(t)$  et  $s(t)$  sont les fonctions aléatoires qui correspondent respectivement de la capacité portante et la charge. La forme des expressions analytiques pour la détermination de la probabilité de rupture  $P_r(t)$  et d'autres caractéristiques de la fiabilité des éléments de la construction dépend du type des fonctions aléatoires  $R(t)$  et  $S(t)$ , des lois de distribution des grandeurs aléatoires  $R$  et  $S$  dans les sections du processus aléatoire et du caractère des liens de corrélation entre  $R$  et  $S$ .

Pour des grandeurs aléatoires  $R$  et  $S$  sont considérées comme indépendantes, la probabilité de rupture d'un élément de la conduite  $P_r$  peut être exprimée par la formule :

$$P_r = \iint_D f_{RS}(r,s) dr ds = \int_0^\infty f_R(r) \left[ \int_0^\infty f_S(s) ds \right] dr \quad (4.9)$$

La capacité portante des éléments constructifs des conduites est une grandeur aléatoire [2]. A l'étape de projection, il n'est pas possible d'influer sur les indéterminations des paramètres des éléments constructifs d'une conduite. On peut seulement les prendre en compte lors de l'analyse du travail des éléments. C'est pourquoi, lors du calcul de fiabilité l'une des tâches fondamentale est l'estimation des charges et de la capacité portante en tenant compte des indéterminations. L'indétermination des paramètres, caractérisant le travail des éléments constructifs d'une conduite est justifiée par celles des données initiales, qui sont de trois types : le premier type est lié au manque d'informations précises sur les paramètres des conditions de travail des éléments en question ; le deuxième type est justifié par l'incertitude des caractéristiques données de la conduite à projeter et de ses éléments (indétermination des contraintes, de la résistance, de la charge, des dimensions....), et enfin le troisième type est justifié par le caractère aléatoire des conditions de fonctionnement de la conduite. Ces indéterminations peuvent être décrites par les méthodes probabilistes [99]. L'indétermination des paramètres de calcul peut être estimée par les méthodes de la statistique mathématique [11]. Lors de la projection des conduites, le degré de l'indétermination des informations est défini principalement par les circonstances suivantes : les paramètres de résistance et de déformation des tubes sont déterminés à la base des essais sur des éprouvettes standard, utilisées ensuite pour toute la masse des tubes. Ainsi le degré de confiance de ce passage est déterminé par la constance des caractéristiques suivant tout le volume des masses des tubes (son homogénéité) et par la qualité et la précision des déterminations expérimentales des paramètres géométriques des tubes, qui ont un caractère aléatoire. Les actions des forces sur les tubes durant l'exploitation ont aussi un caractère aléatoire. Lors des calculs de fiabilité, on a affaire à deux types de grandeurs : *des grandeurs aléatoires*, dont les caractéristiques sont données en terme de probabilité et *des grandeurs indéterminées* dont on connaît seulement le diapason des valeurs possibles. Le premier groupe renferme les grandeurs qui peuvent être mesurées avec des erreurs importantes ou à partir des échantillons, par exemple la résistance des tubes à la pression intérieure. Lors d'un manque du nombre nécessaire d'observations ou d'une précision insuffisante sur les mesures, ces grandeurs peuvent passer de la catégorie des grandeurs aléatoires aux grandeurs indéterminées, pour lesquelles on ne peut que citer le diapason des valeurs. Pour les grandeurs du deuxième type, il est nécessaire de recourir aux

critères mini-maximaux, c'est à dire calculer les indices de fiabilité pour les cas les plus défavorables.

## § 2 – COEFFICIENT D'HOMOGENEITE DU MATERIAU, FACTEUR D'ECHELLE ET FONCTION DE NON RUPTURE DES TUBES

### 2.1- Approche théorique

Les probabilités de non rupture du tube  $P^t$  et de l'éprouvette  $P$  sont liées par la relation déduite de l'expression [94]:

$$\bar{P}^t = 1 - [1 - \bar{P}]^{\frac{V_t}{V_e}} \quad (4.10)$$

Où  $V_t$  est le volume du matériau des tubes et  $V_e$  celui des éprouvettes d'essai

L'espérance mathématique de la limite de résistance d'un tube (pour  $P^* = 0.5^{\frac{V_t}{V_e}}$ ) est :

$$\bar{R}^t = \bar{R} \cdot k_e \quad (4.11)$$

Où  $\bar{R}$  est l'espérance mathématique de la limite de résistance de l'acier selon les essais sur éprouvettes.

$k_e = 1 - t_{P^*} V_{\sigma_R}$  le coefficient d'échelle,  $t_{P^*}$  est déterminé à partir de l'équation :

$$0.5 + \Phi(t_{P^*}) = P^* = (0.5)^{\frac{V_t}{V_e}} \quad (4.12)$$

Où  $\Phi(\cdot)$  est la fonction de Gauss-Laplace

Le coefficient d'homogénéité des propriétés du matériau du tube est :  $k_h = 1 - k_T^\infty V_{\sigma_R}^e$

où  $k_T^\infty$  est la limite tolérée unilatérale pour un ensemble général ( $n = \infty$ ). La limite tolérée  $k_T^\infty$  est obtenue à partir de l'expression :

$$\Phi(k_T^\infty) = P(T) - 0.5 \quad (4.13)$$

Où :  $P(T)$  est la probabilité de non rupture de l'éprouvette.

Pour les paramètres de distribution de la résistance du matériau des tubes trouvés selon un échantillon  $n$ ,  $k_T^\infty$  doit être corrigée par la relation donnée par [27] :

$$k_T^n = k_T^\infty \left( 1 + \frac{t_q}{\sqrt{n}} - \frac{5 t_q^2 + 10}{12 n} \right) \quad (4.14)$$

Où  $t_q$  est le paramètre indiquant que  $k_T^n$  est déterminé par l'expression (4.14) avec une probabilité de confiance  $q$ . La valeur  $t_q$  est déterminée à partir de l'expression suivante :

$$\frac{1}{\sqrt{2\pi}} \int_{t_q}^{\infty} e^{-\frac{t^2}{2}} dt = 1 - q \quad (4.15)$$

Pour assurer donc la résistance des tubes avec une probabilité donnée de non rupture, les contraintes dans leur paroi ne doivent pas dépasser la valeur déterminée par l'expression:

$$R^t = k_h k_e R \quad (4.16)$$

Pour clarifier l'influence des propriétés des tubes sur la sécurité d'exploitation, on considère l'état des contraintes dans les tubes, et en utilisant l'hypothèse de l'énergie potentielle spécifique, la contrainte équivalente est donnée par l'expression donnée par [35] :

$$C_{eq} = \sqrt{C_c^2 + C_1^2 - C_1 C_c} \quad (4.17)$$

$$\text{Où } C_c = \frac{P_s D}{2\delta}, \quad (4.18)$$

$$C_1 = \mu \frac{P_s D}{2\delta} - \alpha l \Delta T \quad (4.19)$$

$P_s$  est la pression intérieure du tube

$D$  le diamètre du tube

$\delta$  l'épaisseur du tube

$\mu$  le coefficient de Poisson de l'acier des tubes

$\alpha$  le coefficient de dilatation thermique

$l$  la longueur du tube considéré

et  $\Delta T$  la variation de la température des parois des tubes par rapport à la température initiale de pose de la conduite.

La résolution de l'équation (4.17) par rapport à  $C_c$  en tenant compte des expressions (4.18) et (4.19) donne:

$$C_c = \frac{-(1-2\mu)E\alpha\Delta t + \sqrt{4(1-\mu+\mu^2)C_{eq}^2 - 3(E\alpha\Delta t)^2}}{2(1-\mu+\mu^2)} \quad (4.20)$$

En tenant compte de l'expression (4.16), le tube atteint sa limite de résistance lorsque  $C_{eq} = R^t = k_h k_e R$ . Ainsi de l'équation (4.20), on peut déterminer la limite de la contrainte circonférentielle  $C_c^{lim}$  correspondante:

$$C_c^{lim} = \frac{-0.4 E\alpha\Delta t + \sqrt{3.16 \sigma_t^2 - 3(E\alpha\Delta t)^2}}{1.58}$$

$$C_c^{lim} = -0.25 E\alpha\Delta t + \sqrt{1.26 \sigma_t^2 - 1.2 (E\alpha\Delta t)^2} \quad (4.21)$$



Soit  $H = P_1 - P$  la fonction de non rupture des tubes, où  $P_1$  la pression correspondant à la limite de résistance des tubes et  $P$  la pression courante dans la conduite déterminée en tenant compte des expressions (4.18), (4.20) et 4.21).

Ainsi la fonction de non rupture peut être mise sous la forme:

$$H = \frac{2C_c^{\text{lim}}\delta}{D_{\text{in}}} - P \quad (4.22)$$

Les paramètres de calcul entrant dans l'expression (4.22) sont des grandeurs aléatoires indépendantes entre elles. Les écarts des grandeurs  $R, D_{\text{in}}, \delta$  et  $P$  sont effectivement petits par rapport à leur espérance mathématique, alors la linéarisation de la fonction  $H$  après décomposition en série de Taylor au voisinage des espérances mathématiques des grandeurs aléatoires  $R, D_{\text{in}}, \delta$  et  $P$  est justifiée.

$$H \cong \frac{2\bar{C}_c^{\text{lim}}\bar{\delta}}{\bar{D}_{\text{in}}} + \frac{2\bar{\delta}}{\bar{D}_{\text{in}}}(C_c^{\text{lim}} - \bar{C}_c^{\text{lim}}) + \frac{2\bar{C}_c^{\text{lim}}}{\bar{D}_{\text{in}}}(\delta - \bar{\delta}) - \frac{2\bar{C}_c^{\text{lim}}\bar{\delta}}{\bar{D}_{\text{in}}^2}(D_{\text{in}} - \bar{D}_{\text{in}}) - P \quad (4.23)$$

Pour  $k_e = 0.85$ ,  $k_h = 1 - k_T^\infty V_{\sigma_R}$  et  $V_{\sigma_R} = 0,049$  et pour différentes valeurs de  $P(T)$ , les valeurs du coefficient d'homogénéité sont présentées dans les tableaux IV.1 et VI.2 qui se rapportent à des tubes de diamètre 1200 mm, de longueur moyenne 12 m et dont les caractéristiques de résistance du métal des tubes, déterminées par les essais sur éprouvettes sont  $\bar{R} = 5,259.10^4 \text{ N/cm}^2$ . Les contraintes circonférentielles limites dans les parois des tubes ne doivent pas dépasser les valeurs données dans l'expression (4.16) :

$$C_c^{\text{lim}} = k_h k_e \bar{R} \quad (4.24)$$

Où  $k_h$  est le coefficient d'homogénéité,  $k_e$  est le coefficient d'échelle et  $\bar{R}$  est l'espérance mathématique de la limite de résistance de l'acier selon les essais sur éprouvettes.

Tableau VI.1

$P(T)$	$k_T^\infty$	$V_{\sigma_R}$	$k_h$
0,95	1,00	0,049	0,951
0,99	2,33	0,049	0,885
0,999	3,10	0,049	0,848
0,9999	3,72	0,049	0,817

De même :

Tableau VI.2

P(T)	$k_h$	$k_e$	$C_c^{lim} \text{ N/cm}^2$
0,95	0,951	0,85	$4,25 \cdot 10^4$
0,99	0,885	0,85	$3,95 \cdot 10^4$
0,999	0,848	0,85	$3,79 \cdot 10^4$
0,9999	0,817	0,85	$3,65 \cdot 10^4$

## 2.2- Conclusion :

L'examen des états de contraintes dans le corps des tubes et dans les soudures doit être fait en tenant compte des dispersions des caractéristiques du matériau et de la configuration des tubes ; c'est pourquoi les gros tubes de production industrielle dans une conduite sont loin d'être des tubes homogènes parfaits.

## **§3- FIABILITE DES TUBES ET LEURS INFLUENCES SUR CELLE DES CONDUITES**

### 3.1 - Approche théorique :

La probabilité de bon fonctionnement des tubes pour des contraintes aléatoires de charge et de résistance s'exprime par la relation [6] :

$$P = \text{Pr ob} \{R(t) > S(t)\} \quad (4.25)$$

Où :  $R(t)$  est la la capacité portante des tubes  
et  $S(t)$  la charge sollicitant les tubes

La charge et la capacité de résistance des éléments d'une conduite sont déterminées par un ensemble de facteurs perturbateurs, leur distribution est considérée comme normale. Connaissant leurs espérances mathématiques  $m_S$  et  $m_R$  et leurs écarts quadratiques moyens  $\sigma_S$  et  $\sigma_R$ , la probabilité de bon fonctionnement s'exprime par la relation [99] :

$$P = \Phi \left[ \frac{m_R - m_S}{\sqrt{\sigma_R^2 + \sigma_S^2}} \right] \quad (4.26)$$

L'introduction de la fonction de non-rupture :  $H = R - S$ , a facilité le calcul de la probabilité P. La formule (4.23) prend alors la forme [6]:

$$P = \int_0^{\infty} f_H(x) dx \quad (4.27)$$

où  $f_H(x)$  est la densité de distribution de la grandeur aléatoire H, qui est la composition des grandeurs aléatoires R et S.

Pour des distributions normales de R et S, les valeurs de  $\bar{H}$  et  $\sigma_H$  peuvent être calculées par les formules :

$$\bar{H} = \bar{R} - \bar{S} \quad \text{et} \quad \sigma_H^2 = \sigma_R^2 + \sigma_S^2 \quad (4.28)$$

où  $\bar{R}$  et  $\bar{S}$  sont les valeurs moyennes des grandeurs aléatoires R et S.  
et  $\sigma_R^2$  et  $\sigma_S^2$  les variances de R et S.

La grandeur inverse du coefficient de variance  $V_H$  de la grandeur aléatoire H est appelée, caractéristique de sécurité [98] :

$$\gamma = \frac{1}{V_H} = \frac{\bar{H}}{\sigma_H} = \frac{\bar{R} - \bar{S}}{\sqrt{\sigma_R^2 + \sigma_S^2}} \quad (4.29)$$

En introduisant les coefficients de variance de la charge  $V_H$  et de la capacité portante  $V_R$ , l'expression (4.29), peut être écrite sous la forme :

$$\gamma = \frac{\bar{\eta} - 1}{V_R \sqrt{\bar{\eta}^2 + k^2}} \quad (4.30)$$

Avec ;

$$\bar{\eta} = \frac{\bar{R}}{\bar{S}} \quad ; \quad k = \frac{V_S}{V_R} \quad (4.31)$$

Selon le matériau du tube, le lien entre les grandeurs  $\gamma$ ,  $V_S$  et  $V_R$  permet de donner un fondement au choix des valeurs des coefficients normatifs de surcharges  $k_S$  et d'homogénéité du matériau  $k_R$  :

$$k_S = 1 + \gamma V_S \quad , \quad k_R = 1 - \gamma V_R \quad (4.32)$$

Les coefficients cités sont choisis en partant des distributions empiriques pour les facteurs correspondants et à partir de l'expérience acquise dans la projection de constructions. On peut utiliser aussi le coefficient de réserve de résistance  $\eta_R$ , déterminant une fiabilité donnée P, qui est défini comme le rapport de la plus petite valeur de la capacité de résistance  $R_{\min}$  à la plus grande charge  $S_{\max}$  [52] :

$$\eta_R = \frac{R_{\min}}{S_{\max}} \geq 1 \quad (4.33)$$

Dans l'approche statistique les grandeurs de calcul  $S_{\max}$  et  $R_{\min}$  peuvent être présentées sous la forme [99] :

$$S_{\max} = \bar{S} + \alpha_S \sigma_S, \quad R_{\min} = \bar{R} - \alpha_R \sigma_R \quad (4.34)$$

où  $\alpha_S$  et  $\alpha_R$  sont les écarts des grandeurs  $S_{\max}$  et  $R_{\min}$  par rapport à leurs valeurs moyennes  $\bar{S}$  et  $\bar{R}$ , exprimés en pourcentage des écarts quadratiques moyens  $\sigma_S$  et  $\sigma_R$ .

Pour une loi normale de distribution des variables aléatoires  $S$  et  $R$ , les grandeurs  $\alpha_S$  et  $\alpha_R$  qui sont les quantiles de la probabilité de confiance  $P^*$ , sont déterminées lors du choix des valeurs de calcul  $S_{\max}$  et  $R_{\min}$ . Ainsi, la réserve de résistance peut être formulée comme suit :

$$\eta_R = \frac{\bar{R} - \alpha_R \sigma_R}{\bar{S} + \alpha_S \sigma_S} = \bar{\eta} k_1 \quad (4.35)$$

où

$$k_1 = \frac{1 - \alpha_R v_R}{1 + \alpha_S v_S} \quad (4.36)$$

Le coefficient de réserve de la capacité portante  $\bar{\eta}_R^t$  est donné par l'expression:

$$\bar{\eta}_R^t = \frac{1}{k_c} \cdot \frac{\bar{R}^t}{\bar{C}_{eq}} = \frac{\bar{\eta}_R}{k_c} \quad (4.37)$$

Où  $k_c$  est le coefficient de concentration des contraintes

et  $\bar{C}_{eq}$  l'espérance mathématique des contraintes équivalentes dans les parois des tubes.

L'expression (4.37) peut être mise sous la forme :

$$\bar{\eta}_R^t = \frac{m}{k_c} \cdot \bar{\eta}_e^t \quad (4.38)$$

où  $m = \frac{\bar{R}^t}{\bar{R}_e^t}$

$\bar{\eta}_e^t = \frac{\bar{R}_e^t}{\bar{C}_{eq}}$  représente le coefficient de réserve de résistance selon la limite inférieure d'écoulement du matériau des tubes.

Il est important pour l'analyse de présenter la dépendance de la caractéristique de sûreté de fonctionnement des tubes  $\gamma_t$  en fonction du coefficient de réserve  $\bar{\eta}_e^t$ . En tenant compte des expressions (4.17) et (4.23) et de la théorie de résistance selon l'énergie potentielle spécifique l'expression (4.30) prend la forme :

$$\gamma_t = \frac{\bar{\eta}_e^t \cdot k_c - \sqrt{1 - \mu + \mu^2 + \beta^2 (1 - 2\mu)\beta}}{\sqrt{\bar{\eta}_e^t k_c (V_R^2 + V_\delta^2 + V_{D_m}^2) + V_p^2 [1 - \mu + \mu^2 + \beta^2 (1 - 2\mu)\beta]}} \quad (4.39)$$

Où  $V_X$  est le coefficient de variance de l'indice X.

$$\beta = \frac{\sigma_t}{\sigma_c}$$

Un tube commence à se rompre, si dans le joint de soudure la tension normale est de :

$$k_c C_c = R^t \quad (4.40)$$

Si on veut assurer un même niveau de fiabilité sur un tronçon de conduite, il est nécessaire de satisfaire la condition suivante :

$$\gamma_t(\bar{\eta}_e^t) \geq \gamma_{ad}[P(T)] \quad (4.41)$$

Où  $\gamma_t(\bar{\eta}_e^t)$  caractérise la sûreté correspondant à une valeur donnée du facteur de sûreté  $\bar{\eta}_e^t$ ,  $P(T)$  correspond à un niveau de fiabilité du tronçon considéré et  $\gamma_{ad}[P(T)]$  caractéristique de sûreté correspondant à un niveau de fiabilité  $P(T)$ .

Pour un coefficient donné de concentration de contrainte dans les joints de soudure, la valeur du coefficient de réserve de la capacité portante des tubes doit satisfaire à la condition suivante:

$$\bar{\eta}_e^t \geq \bar{\eta}_{ad} \quad (4.42)$$

Où  $\bar{\eta}_{ad}$  représente la réserve de capacité portante correspondant à une valeur donnée de la caractéristique de sûreté  $\gamma_{ad}[P(T)]$ .

### **3.2- Résultats et discussions :**

La dépendance de la caractéristique de sûreté  $\gamma$  et la probabilité de rupture des tubes  $P_r$  en fonction du coefficient de réserve  $\bar{\eta}_e^t$  pour un tube de dimensions 1220 x 12 mm, en acier X52 supposé sans soudure est représentée sur la figure IV.1.

L'influence des joints de soudure sur la fiabilité des tubes présentés sur la figure IV.2.

Tableau IV.3

Valeurs moyennes (espérances mathématiques des grandeurs de calcul)	Ecart quadratique des grandeurs de calcul	Coefficients de variation des grandeurs de calcul
$\bar{R}^t = 5,259 \cdot 10^4 \text{ N/cm}^2$	$\sigma_R = 0,0258 \cdot 10^4 \text{ N/cm}^2$	$V_R = 0,0495$
$\bar{\delta} = 11,89 \text{ mm}$	$\sigma_\delta = 0,2135 \text{ mm}$	$V_\delta = 0,01795$
$\bar{D}_{in} = 1196 \text{ mm}$	$\sigma_{D_{in}} = 2,343 \text{ mm}$	$V_{D_{in}} = 0,00196$
$\bar{P}_s = 75 \text{ Kgf/Cm}^2$	$\sigma_{P_s} = \pm 4 \text{ Kgf/Cm}^2$	$V_{P_s} = 0,0053$

Le choix de la valeur du coefficient  $\bar{\eta}_e^t$  doit être fait selon la condition sous laquelle le niveau des concentrations des contraintes ne dépasse pas la valeur  $[k_c].C_N$ , pour assurer un niveau de fiabilité donné.

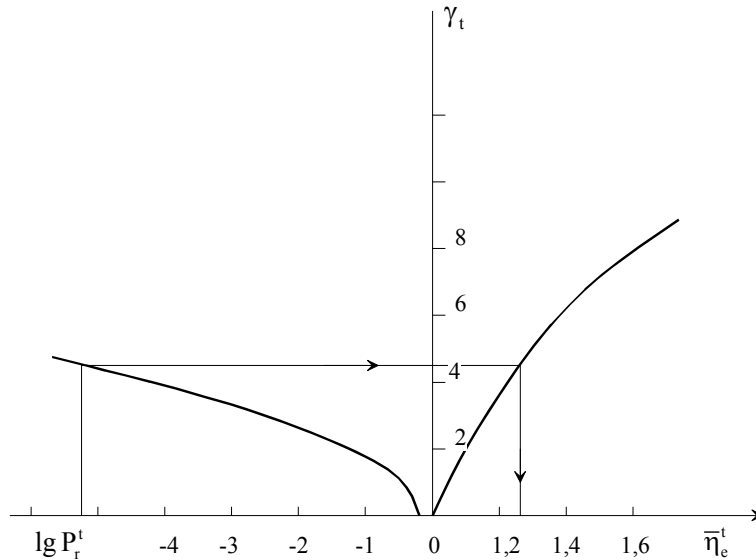


Fig IV.1: Dépendance de la caractéristique de sûreté  $\gamma_t$  et de la Probabilité de rupture  $P_r^t$ , en fonction du coefficient de réserve  $\bar{\eta}_e^t$  pour un tube supposé sans joints de soudure et  $\beta=0,3$

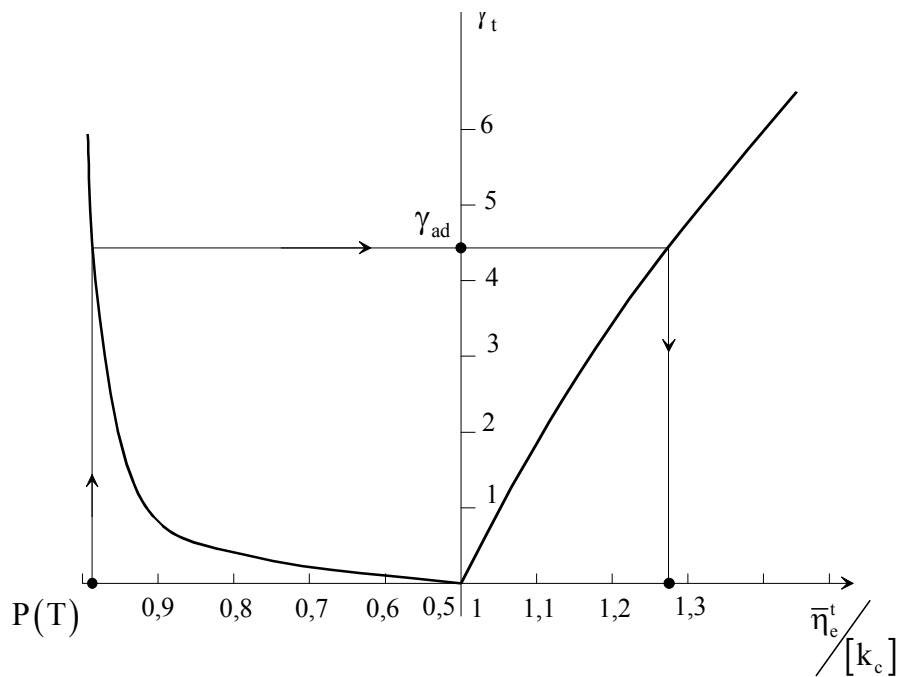


Fig IV.2 : Dépendance de la fonction fiabilité  $P(T)$  et la caractéristique de sûreté  $\gamma_t$ , du Coefficient de réserve  $\bar{\eta}_e^t$  pour un tube à soudure longitudinale et  $\beta=0,3$

## Chapitre IV : Fiabilité des tubes et des conduites

La pression d'essai doit correspondre à la détection de tous les défauts dont le coefficient de concentration de contraintes est supérieur aux valeurs admissibles correspondantes aux valeurs choisies de  $\bar{\eta}_c^t$ . Autrement dit, la pression d'essai de réception de la conduite doit être égale au produit de  $\bar{\eta}_c^t$  par la pression de service.

Les valeurs estimées des coefficients admissibles de concentration de contraintes pour différents tronçons de conduite sont données dans le tableau IV.4. Ces résultats montrent que la valeur moyenne de  $\bar{\eta}_c^t$  pour les deux tronçons considérés est de 1,3 pour  $k_c$  variant de 1,41 à 1,45.

Tableau IV.4 : Valeurs estimées du coefficient admissible de concentration de contraintes (D = 1220 mm)

Fiabilité du tronçon P(T)	Longueur du tronçon en Km	Coef. de concentration de contraintes admissibles	Coefficient admissible de concentration de contraintes pour différentes valeurs de $\bar{\eta}_c^t$					
			1	1,1	1,2	1,3	1,4	1,5
0,99	100	$[k_c]$	1,12	1,23	1,34	1,45	1,56	1,68
	130	$[k_c]$	1,11	1,22	1,33	1,45	1,56	1,67
0,999	100	$[k_c]$	1,09	1,20	1,30	1,41	1,52	1,63
	130	$[k_c]$	1,08	1,19	1,31	1,41	1,52	1,63

### 3.3- Conclusion

Pour mener l'analyse de l'influence des propriétés des tubes sur leur fiabilité dans les conduites, un modèle mathématique a été élaboré, donnant explicitement la dépendance de la fiabilité des tubes en fonction des coefficients de variance de la limite de résistance, de l'épaisseur, du diamètre des tubes, de la charge qui les sollicite et du coefficient de réserve de résistance. Les hypothèses avancées ont été confirmées par les résultats du traitement statistique des données de mesures et d'essais mécaniques effectués sur des éprouvettes prélevées sur des tubes en acier X52.

Les résultats de l'analyse de l'influence des propriétés des tubes en acier X52 (dimensions 1220 x 12 mm) sur leur fiabilité dans les conduites montrent que le facteur le plus influent est la concentration de contrainte dans les soudures et qu'il détermine la valeur nécessaire du coefficient de réserve de résistance correspondant à un niveau de fiabilité donné de la conduite.

## §4- FIABILITE DES CONDUITE POSEES SUR DES SOLS FAIBLE

### 4.1 - Introduction

La construction des conduites sur des sols faibles posent d'énormes difficultés et nécessite l'utilisation de schémas technologiques spécifiques, ainsi que des techniques de constructions spéciales. Une fois la conduite réalisée, il est important de suivre le comportement de celle-ci en exploitation. L'état d'une conduite est déterminé par les paramètres tel que : la position géométrique de l'axe principal des tubes dans l'espace, les températures des parois des tubes et le milieu ambiant, la pression intérieure, les efforts extérieurs sollicitant les parois des tubes, les caractéristiques physico-mécaniques des sols et leur distribution le long de l'axe principal de la conduite. Durant l'exploitation, la conduite travaille en régime non stabilisé et certains régimes conduisent à un état critique et même à la rupture de la conduite. De tels cas sont observés dans les tronçons des conduites posées sur des sols marécageux. Il n'existe pas actuellement une théorie générale qui répond à toutes les questions relatives aux instabilités des régimes de travail des parois des conduites posées sur pareil sol. Ainsi pour l'étude de l'impact des ces instabilités sur l'aptitude de fonctionnement des conduites, les méthodes fiabilistes s'avèrent fructueuses.

### 4.2-Cas des tronçons de conduite aériens posés avec ancrages

#### 4.2.1- Particularités des régimes de travail des conduites posées dans des zones marécageuses

Les zones marécageuses sont caractérisées par la faible résistance du sol aux mouvements de la conduite, qui permet d'importants déplacements longitudinaux et transversaux des tubes, donnant naissance à des contraintes de flexion très élevées dans les parois des tubes. Ces dernières peuvent dépasser la limite de la capacité portante des tubes et ainsi conduire à la rupture du tronçon. La stabilité des conduites dans ce cas nécessite l'application des charges extérieures concentrées ou réparties sur les limites d'une petite aire de la surface latérale de certains tubes du tronçon. Autrement dit, on utilise les renforcements par ancrage pour les tronçons des conduites posées sur les sols marécageux (figure IV.3). Ainsi un tronçon de conduite renforcé par des ancrages disposés suffisamment loin l'un de l'autre est assimilable à une poutre élastique (figure IV.4) où la flèche  $f$  est fonction des dimensions du tronçon, et du fléchissement local de la conduite.

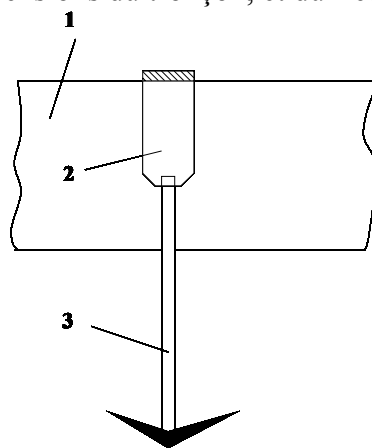


Fig IV.3 : Ancrage de la conduite

- 1 – Conduite
- 2– Collier d'ancrage
- 3 – Tige d'ancrage



#### 4.2.2 – Définition des régimes de travail des parois des tubes

Un tronçon de conduite posé sur un sol marécageux est sollicité à des charges supplémentaires, qui sont fonction de la valeur courante de la flèche (figure IV.4). On choisit comme référence un pique de charge supplémentaire défini par une valeur déterminée de la flèche désignée par  $f_{piq}$ . On distingue deux cas possibles :

- 1<sup>er</sup> cas  $f < f_{piq}$  la surcharge a peu d'influence sur la possibilité de rupture du tronçon
- 2<sup>ème</sup> cas  $f \geq f_{piq}$  la surcharge supplémentaire est un des facteurs dominant qui influe sur la probabilité de rupture du tronçon.

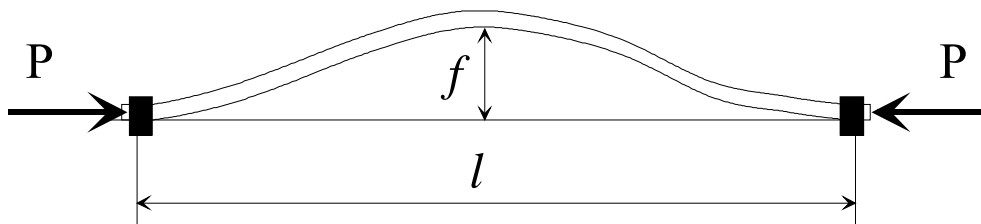


Fig IV4 : Flexion locale de la conduite entre deux ancrages

Le premier cas ( $f < f_{piq}$ ) définit le régime de travail  $S_1$  des parois des tubes et le second cas ( $f \geq f_{piq}$ ) le deuxième régime de travail  $S_2$ . Le régime d'indisponibilité du tronçon à cause d'une réparation est désigné par  $S_3$ .

#### 4.2.3 – Description du modèle mécanique

La définition du modèle stochastique de la fiabilité du tronçon en question est nécessaire pour déterminer  $f_{piq}$  pour des conditions concrètes données de conception et d'exploitation. Il contient les variables aléatoires d'entrées du problème. La fonction de performance  $G(\{X\})$  dépend des réalisations des variables aléatoires  $\{X\}$  dont certaines sont fonction de la flèche  $f$ . Cette fonction est issue du critère de défaillance défini par le dépassement de la contrainte équivalente  $C_{eq}$  dans les sections dangereuses du tronçon, la limite de rupture des tubes étant  $\bar{R}^t$ . La probabilité de défaillance est alors définie par [73] :

$$P_f = \text{Prob} \{ G(\{X\}) \leq 0 \} \quad (4.43)$$

En analysant la fiabilité mécanique d'un tronçon pour des conditions concrètes de construction et d'exploitation, et en se basant sur le modèle (4.43), on détermine la valeur de la flèche  $f$  par les méthodes de calcul de la RDM et de la mécanique des sols [22, 102].

#### 4.2.4 – Approche fiabilo-systémique

Le tronçon étudié est assimilé à un système à multiples régimes de fonctionnement [5, 24]. Le graphe de transition d'un régime à un autre est présenté sur la figure VI.5. Les durées de fonctionnement du tronçon  $\{\tau_1^i\}$  et  $\{\tau_2^i\}$  correspondant respectivement aux régimes  $S_1$  et  $S_2$  sont des variables aléatoires, de fonctions de distribution  $F_1(\tau_1)$  et  $F_2(\tau_2)$ . Les temps de bon fonctionnement entre les défaillances  $\xi_1$  et  $\xi_2$  en régimes  $S_1$  et  $S_2$  obéissent à des lois de distributions exponentielles de paramètres respectifs  $\lambda_1$  et  $\lambda_2$ .

Il est évident, que le passage du régime  $S_1$  au régime  $S_2$  n'est possible que pour  $\tau_1 < \xi_1$ . Cela correspond à une probabilité de transition  $q_{12}$  donnée par l'expression donnée par [7] :

$$\begin{aligned} q_{12} &= \text{Pr ob} \{ \tau_1 < \xi_1 \} = \lambda_1 \int_0^{\infty} e^{-\lambda_1 t} F_1(t) dt = \lambda_1 \mathfrak{F} [ F_1(t) ]_{S=\lambda_1} \\ &= \lambda_1 F_2^*(\lambda_1) \end{aligned} \quad (4.44)$$

De même, le passage du régime  $S_2$  au régime  $S_1$ , n'est possible qu'après une remise en état de la conduite, et par analogie au cas précédent on a :

$$q_{21} = \text{Pr ob} \{ \tau_2 < \xi_2 \} = \lambda_2 F_2^*(\lambda_2) \quad (4.45)$$

Les autres probabilités de transition d'état de la conduite sont :

$$q_{13} = 1 - q_{12}, \quad q_{23} = 1 - q_{21}, \quad q_{31} = 1 \quad (4.46)$$

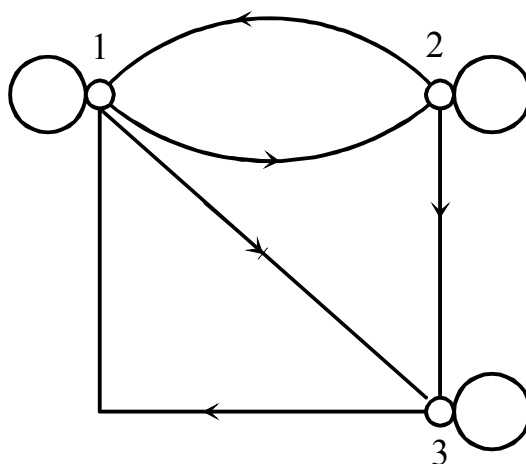


Fig IV.5 : Graphe de transition pour un tronçon posé sur un sol marécageux

Pour un certain intervalle de temps  $t$ , les probabilités de transition sont données par les expressions :

$$\begin{cases} Q_{12}(t) = \int_0^t e^{-\lambda_1 U} dF_1(U), & Q_{21}(t) = \int_0^t e^{-\lambda_2 U} dF_2(U) \\ Q_{13}(t) = 1 - Q_{12}(t), & Q_{23}(t) = 1 - Q_{21}(t) \end{cases} \quad (4.47)$$

Les temps de séjour dans les états  $S_1$  et  $S_2$  désignés par  $\theta_1 = \min(\tau_1, \xi_1)$  et  $\theta_2 = \min(\tau_2, \xi_2)$  sont des variables aléatoires, dont les fonctions de distribution sont :

$$\begin{cases} F_{\theta_1}(t) = 1 - e^{-\lambda_1 t} [1 - F_1(t)] \\ F_{\theta_2}(t) = 1 - e^{-\lambda_2 t} [1 - F_2(t)] \end{cases} \quad (4.48)$$

Les valeurs moyennes sont données par les expressions suivantes :

$$\begin{cases} M\theta_1 = \int_0^{\infty} e^{-\lambda_1 t} [1 - F_1(t)] dt = \frac{1}{\lambda_1} - F_1^*(\lambda_1) \\ M\theta_2 = \frac{1}{\lambda_2} - F_2^*(\lambda_2) \end{cases} \quad (4.49)$$

D'autre part, à condition qu'au moment initial le tronçon se trouvait à l'état  $S_1$ , le temps de bon fonctionnement  $M\vartheta_1$ . Le temps moyen de bon fonctionnement est  $M\vartheta_2$ , à condition qu'au moment initial le tronçon se trouvait à l'état  $S_2$ . Ces deux valeurs peuvent être déterminées à partir du système d'équations suivant :

$$\begin{cases} M\vartheta_1 = M\theta_1 + q_{12} M\vartheta_2 \\ M\vartheta_2 = M\theta_2 + q_{21} M\vartheta_1 \end{cases} \quad (4.50)$$

Juste après la réparation et la mise en service, le tronçon considéré se retrouve de nouveau au régime  $S_1$  et le temps moyen entre les défaillances est donné par l'expression :

$$M\vartheta_1 = \frac{M\theta_1 + q_{12} M\theta_2}{1 - q_{12} q_{21}} \quad (4.51)$$

#### **4.2.5 – Contrôle de fiabilité en exploitation**

Le contrôle de fiabilité a pour but d'estimer les probabilités de transitions possibles de l'état d'un tronçon de conduite en exploitation. Les résultats d'un tel contrôle constituent une base de décision sur les mesures techniques à prendre pour assurer le niveau de sûreté de fonctionnement exigé de la conduite. On donne ci-dessous la description d'une méthodologie spécifique au problème considéré. Elle consiste à diviser la durée envisagée de service  $T$  en  $k$  intervalles de façon à ce que le tronçon se trouvant au début de l'intervalle  $t_i$  à l'état  $S_i$ , passe à la fin de cet intervalle directement dans l'un des  $n$  intervalles possibles  $S_j$ . Le modèle des transitions possibles d'un état à un autre, pour une durée  $T$  est présenté graphiquement sur la figure IV.6. Les flèches indiquent les changements possibles de l'état du tronçon. En

désignant par  $Q_{ij}(k)$  la possibilité de passage durant le temps  $t_k$  de l'état  $S_i$  à l'état  $S_j$ , alors les probabilités de transition d'un état à l'autre :  $Q_{i0}(t_k), \dots, Q_{in}(t_k)$  satisfont à la condition:

$$\sum_{j=0}^n Q_{ij}(t_k) = 1 \quad (4.52)$$

La probabilité de passage de l'état  $S_i$  à l'état  $S_j$  durant une période de temps  $T$  peut être calculée par l'expression :

$$Q_{ij}(T) = 1 - \prod_{k=1}^N [1 - Q_{ij}(t_k)] \quad (4.53)$$

Pour une intensité constante des distributions des probabilités, l'expression (4.48) prend la forme :

$$Q_{ij}(T) = 1 - [1 - q_{ij}]^N \quad (4.54)$$

En considérant les changements d'état possibles du tronçon considéré sur tous les intervalles et en prenant le dernier des  $N$  états considérés, celui qui correspond à l'état  $S_2$  et en utilisant les théorèmes fondamentaux de la théorie des probabilités, on obtient l'expression qui permet d'estimer la fiabilité de tronçon à la fin de la période  $T$  :

$$P_R = 1 - q_{12} (1 - q_{23})^{N-1} \sum_{k=0}^{N-1} \left( \frac{1 - q_{12} - 2q_{13}}{1 - q_{23}} \right) \quad (4.55)$$

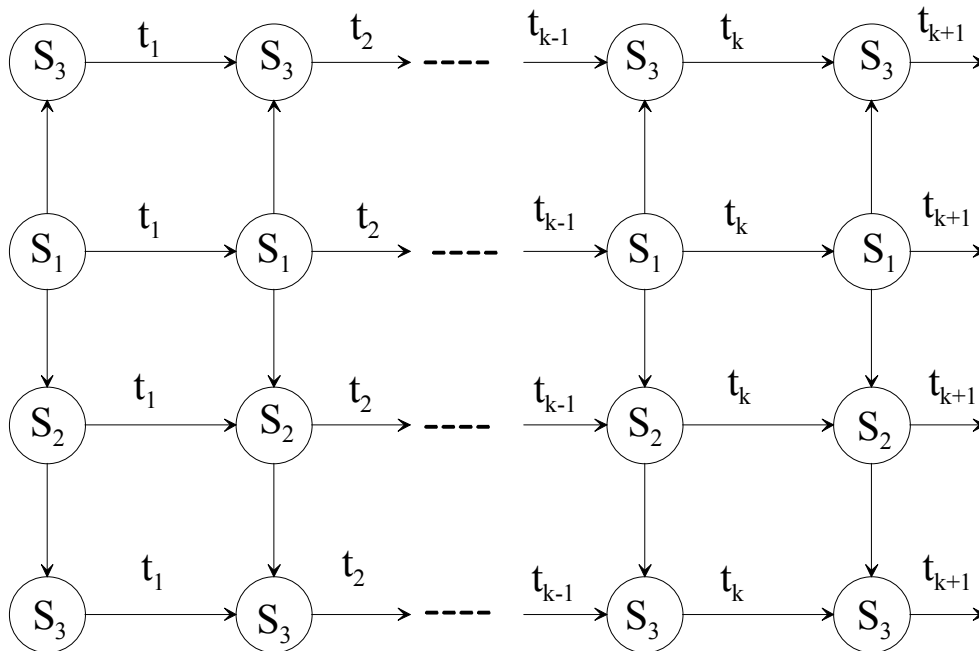


Fig IV.6 : Graphe des transitions possibles d'états d'un tronçon posé dans un terrain marécageux

### **4.3-Cas des tronçons de conduites enterrées**

La fiabilité des tubes de conduites enterrées est déterminée par l'état des contraintes dans leurs parois, qui varient en fonction de la pression intérieure, de la température des parois des tubes, des fléchissements des tronçons de la conduite et des variations des caractéristiques physico - mécaniques des sols sur lesquels est posée la conduite. Les liaisons entre l'état des contraintes dans les tubes et les paramètres cités précédemment sont tellement importantes que même une certaine variation de l'un des deux conduit au changement de l'état de contraintes dans les parois des tubes. Cela peut conduire à un niveau critique de fiabilité et même à la rupture des tubes dont les conséquences sont désastreuses. Les caractéristiques physico – mécaniques des sols varient généralement le long du tracé de la conduite. Si les tronçons posés sur des sols à faible déformabilité occupent pratiquement une position stable dans le plan vertical, le déplacement des tronçons posés sur des sols faibles conduit aux fléchissements de la conduite, et certaines sections des tubes peuvent devenir le maillon faible de la conduite [18]. En mécanique des sols le déplacement dans le plan vertical, vers le bas est dit tassement. L'affaissement du sol portant un tronçon de conduite se produit généralement progressivement, et peut durer parfois des dizaines d'années [45]. Ainsi se pose la question suivante : comment influe quantitativement l'état non stabilisé des tassements sur la fiabilité même de la conduite?

Le maintien à un niveau très faible du risque de défaillance des conduites nécessite de porter une attention particulière à la variabilité des caractéristiques des tubes et des sols. La recherche d'une démarche permettant d'apporter un diagnostic sur le maintien du niveau de sécurité de la conduite est plus que nécessaire et fait l'objet de cette communication.

#### **4.3.1-Phénomène des tassements non - stabilisés des sols**

Lorsqu'on applique une charge, on observe un tassement initial du sol sous l'effet de l'augmentation des tenseurs des contraintes effectives. Ensuite, le tassement va évoluer dans le temps et atteindre sa valeur finale, lorsque la surpression interstitielle aura totalement disparue [85]. Le processus de formation des tassements non – stabilisés ou bien le processus des variations de leurs valeurs dans le temps sous l'action des charges est un processus non stationnaire. Le poids des tubes appliqué à un sol saturé en eau, est supporté au moment de la pose, en partie par la phase solide et en partie par la phase liquide, qui de ce fait voit sa pression augmenter. Il en résulte une mise en mouvement de l'eau qui ne s'arrête que lorsque toute l'eau en excès est dissipée et la pression revenue à la valeur hydrostatique initiale. Le passage de l'état non – drainé à l'état drainé nécessite un délai, relié à la vitesse d'écoulement de l'eau à travers le sol [39]. La détermination des tassements sous l'effet d'un chargement nécessite, en principe, la connaissance des propriétés mécaniques des sols par l'intermédiaire de sa loi de comportement. Malheureusement, on ne connaît pas en général cette loi de comportement du sol. Il existe pour cela des méthodes de simulation ou la méthode indirecte, où on se donne une loi de comportement approchée. Les méthodes les plus intéressantes lorsqu'on se tente de la connaissance du comportement le long d'un chemin sont la méthode oedométrique et la méthode triaxiale [16].

### 4.3.2- Description de modèle mécanique

La charge  $S$  et la résistance  $R$  des matériaux des tubes sont déterminées par un ensemble de facteurs perturbateurs. Leur distribution est considérée normale de valeur moyenne  $\bar{R}$  et  $\bar{S}$  et d'écart type  $\sigma_R$  et  $\sigma_S$ . L'expression (4.43) de la probabilité de défaillance  $P_f$  est alors égale à la probabilité d'occurrence de l'évènement ( $R < S$ ), soit [12] :

$$P_f = \{R < S\} = \frac{1}{2} \Phi \left[ \frac{\bar{\eta}_{0,2} - 1}{\frac{1}{\theta} (V_R \bar{\eta}_{0,2})^2 + V_S^2} \right] \quad (4.56)$$

Où  $\theta = \frac{\bar{R}_{0,2}}{\bar{R}}$  ,  $\bar{\eta}_{0,2} = \frac{\bar{R}_{0,2}}{\bar{S}}$  ,  $V_R = \frac{\sigma_R}{\bar{R}}$  et  $V_S = \frac{\sigma_S}{\bar{S}}$

La contrainte équivalente aux contraintes réellement appliquées dans les sections dangereuses I-I et II-II (figure IV.7) est déterminée par le critère de Von Mises [80]. Les facteurs de forces  $P_0, Q, M_0$  sont déterminés en fonction des dimensions des tubes, de la pression à l'intérieur des tubes, des caractéristiques physico – mécaniques des sols suivant la méthodologie de [102].

Le tronçon suspect  $l$  est posé dans un sol d'indice de consistance  $B$  et de viscosité dynamique  $\eta_D$ . Le poids spécifique de l'unité de longueur des tubes  $q_t$  est considéré supérieur à celui du sol  $q_s$ . En fonction de l'indice de consistance du sol  $B$ , le tassement peut se produire grâce au phénomène d'infiltration ( $B \leq 0,8$ ) ou par le déplacement des tubes dans le sol ( $B > 0,8$ ) [45]. Le tassement du sol est une fonction  $f = f(q_t, q_s, D, \eta_D t)$ , provoquant le fléchissement du tronçon  $l$ , qui se trouve tendu sous l'action des autres tronçon  $l_1$  et  $l_2$ . A chaque valeur de tassement, correspondent des valeurs bien déterminées des contraintes réelles dans les parois des tubes et une valeur de la probabilité de défaillance des tubes.

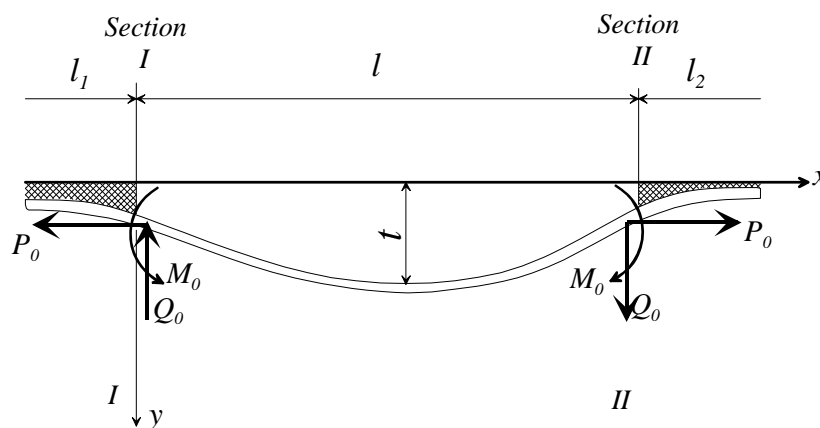


Fig IV.7. Schéma de calcul d'un tronçon suspect

### **4.3.3- Scénario de défaillance**

Il est donné par l'expression :  $R^t - S_{eq}(P, Q, M_f) < 0$  et devrait être étudié aux points des sections dangereuses I et II :

- Le premier scénario  $R^t - \max S_{eq} < 0$  dans la section I
- Le deuxième scénario  $R^t - \max S_{eq} < 0$  dans la section II

Cela revient à composer deux scénarios en série.

### **4.3.4- Densité de distribution des temps entre défaillances**

Les moments, d'apparition de nouveaux tassements du sol portant le tronçon suspect, forment un flux aléatoire de renouvellement. Le processus de renouvellement, dans ce cas, est caractérisé par la fonction des temps jusqu'à la détection du premier tassement jugé grave  $F_1(t)$ , ainsi que par la fonction de distribution des temps entre les  $i - ieme$  et  $(i + 1) ieme$  tassements dangereux  $F(t)$ , de densité de distribution  $f_1(t)$  et  $f(t)$  respectivement. La probabilité de défaillance  $P_f$  du tronçon  $l$  (figure IV.7) est fonction du nombre de manifestations d'affaissements dangereux.

La densité de distribution des temps entre les défaillances du tronçon  $l$  est dans ce cas donnée par l'expression [5].

$$\omega_1(t) = \sum_{m=1}^{\infty} f_n(t) P_f P_R^{m-1} \quad (4.57)$$

Où  $f_n(t)$  est la densité de distribution des temps jusqu'à la manifestation du  $n-ieme$  tassement dangereux déterminé par la formule de récurrence :

$$f_{n-1}(t) = \int_0^t f_n(t-\tau) f(\tau) d\tau \quad (4.58)$$

Pour développer la démarche d'optimisation considérée ci-dessous, on détermine la transformée de Laplace de l'expression (4.57), en tenant compte des transformées :

$$\omega_1^*(\alpha) = \int_0^{\infty} e^{-\alpha t} \omega_1(t) dt, \quad f_1^*(\alpha) = \int_0^{\infty} e^{-\alpha t} f_1(t) dt, \quad f^*(\alpha) = \int_0^{\infty} e^{-\alpha t} f(t) dt$$

Alors la transformée de l'expression (4.57) prend la forme:

$$\omega_1^*(\alpha) = \sum_{m=1}^{\infty} f_1^*(\alpha) \cdot f^{*m-1}(\alpha) \cdot P_f \cdot P_R^{m-1} \quad (4.59)$$

Cette dernière expression peut être présentée sous la forme :

$$\omega_1^*(\alpha) = \frac{f_1^*(\alpha)}{[1 - P_R f^*(\alpha)]} P_f \quad (4.60)$$

#### **4.3.5- Démarche d'optimisation basée sur le risque**

Dans le cas du problème considéré, la meilleure décision est celle qui correspond à la plus grande espérance d'utilité économique et les conséquences associées au risque sont mesurées dans l'échelle d'utilité des résultats. Le concept d'utilité permet de prendre en compte la dispersion de la distribution de probabilité des résultats, c'est-à-dire le risque. Le coût d'investissement peut être représenté par une distribution de probabilité, et il est rationnel de prendre en compte l'espérance de gain ou d'utilité pour évaluer la décision optimale. Les valeurs de la probabilité  $P_f$  liées aux conséquences des défaillances des tubes, sont établies à partir d'un modèle englobant l'incertitude sur les propriétés physico – mécanique des aciers des tubes, sur des dimensions géométriques des tubes, sur les caractéristiques physico – mécanique des sols.

Les résultats possibles d'une inspection de tassement d'un tronçon suspect d'une conduite sont des variables aléatoires qui vont entraîner des prises de décision. La meilleure des décisions consiste à choisir une stratégie qui maximise l'espérance de l'utilité qu'on exprime dans notre cas en fonction du coût total  $C_T$  d'un Km de conduite [22].

$$C_T = C_0 + C_k + C_p + U \quad (4.61)$$

Où  $C_0$  est le coût de construction d'un km de conduite sur un sol habituel peu déformable

$C_k$  le coût des mesures spéciales par km de longueur pour le tronçon suspect

$C_p$  le perte due au coût mort à  $C_k$ , cas où les mesures prises ne serviront à rien.

et  $U$  le coût espéré des défaillances sur un délai déterminé d'exploitation de la conduite

Le coût espéré des défaillances correspondant à la durée de servie de la conduite est donné par l'expression :

$$U = C_U \omega_m(t) \quad (4.62)$$

Où  $C_U$  est le coût moyen d'une défaillance sur le tronçon suspect

et  $\omega_m(t)$  la densité de distribution des probabilités des temps jusqu'à la  $m$ -ième défaillance

La transformée de la place de l'expression (4.62) est de la forme :

$$C_U \omega_m^*(\alpha) \quad (4.63)$$

Où  $\omega_m^*(\alpha)$  est la transformée de  $\omega_m(t)$

L'expression (4.63), après certaines transformations élémentaires, peut s'écrire sous la forme :



$$U^* = C_U \omega_1^*(\alpha) [1 - \omega^*(\alpha)]^{-1} \quad (4.64)$$

Où

$$\omega^*(\alpha) = P_f \cdot f^*(\alpha) [1 - P_R f^*(\alpha)]^{-1} \quad (4.65)$$

En tenant compte des expressions (4.65) et (4.70), on met l'expression (4.67) sous la forme

$$U^* = C_U P_f H^*(\alpha) \quad (4.66)$$

Où

$$H^*(\alpha) = f^*(\alpha) [1 - f^*(\alpha)]^{-1} \quad (4.67)$$

Pour une loi de distribution exponentielle des temps entre les défaillances causées par les tassements :  $f(t) = \lambda e^{-\lambda t}$ , les transformations inverses des expressions (4.67) et (4.62) donnent :

$$H(t) = \lambda \quad \text{et} \quad U = C_U \lambda P_f \quad (4.68)$$

Soit  $\Delta t$ , l'intervalle de temps entre la mise en service de la conduite et le moment d'apparition des défaillances causées par les affaissements pour une durée de service prévue de  $h$  années, on a :

$$C_p = C_k E_N \sum_{\Delta t=1}^h (1 + E_N)^{\Delta t - 1} \quad (4.69)$$

Et de l'expression (4.68), on a dans ce cas :

$$U = \sum_{\Delta t=1}^h \frac{C_U}{(1 + E_N)^{\Delta t}} \lambda P_f \quad (4.70)$$

En tenant compte des expressions (4.61), (4.69) et (4.70), la démarche d'optimisation dans le cas du problème en question, consiste à déterminer la probabilité  $P_R$  qui correspond à la valeur minimale de la grandeur  $M$  donnée par l'expression :

$$M = \left[ 1 + \sum_{\Delta t=1}^h E_N (1 + E_N)^{\Delta t - 1} \right] + \sum_{\Delta t=1}^h \frac{G}{(1 + E_N)^{\Delta t}} \lambda P_f \quad (4.71)$$

Où

$$\begin{cases} M = \frac{C_T - C_0}{C_k} \\ G = \frac{C_U}{C_k} \end{cases} \quad (4.72)$$

#### **4.4 – Résultats et discussions**

##### **4.4.1- Cas des tronçons aériens**

Pour évaluer la précision de la fiabilité des estimations des paramètres  $\lambda_1$  et  $\lambda_2$ , on utilise les notions d'intervalle de confiance et de probabilité de confiance. Le nombre de données statistiques disponibles recueillies à partir des rapports de suivi des conduites posées dans les terrains marécageux s'avère très réduit, et le recours à la méthode bootstrap permet de construire de nouveaux échantillons de données [32]. Les intervalles de confiance des paramètres  $\lambda_1$  et  $\lambda_2$  sont déduits ensuite par l'utilisation des statistiques descriptives. Les résultats des estimations sont donnés dans le tableau IV.3.

Tableau IV.3

Diamètre [mm]	Intervalle de confiance [ $10^{-3}$ 1/an ]			
	$\lambda_1^{\text{inf}}$	$\lambda_1^{\text{sup}}$	$\lambda_2^{\text{inf}}$	$\lambda_2^{\text{sup}}$
1020	16,10	17,60	28,20	32,70
1220	21,90	23,80	33,90	36,50
1420	39,80	41,70	51,50	56,60

##### Etude d'un cas concret de tronçons aériens :

Les observations du comportement de 180 tronçons de conduites aériens posés avec ancrages dans des terrains marécageux, durant dix années d'exploitation ont donné les résultats suivants :

- Le nombre de tronçons se trouvant encore à l'état  $S_2$  est de 135.
- Le nombre de tronçons dont l'état à transiter à  $S_3$  est de 36.
- Le nombre de défaillances et réparations d'urgence est de 9

On veut déterminer sur combien de tronçons, il y a encore la possibilité de changement d'état jusqu'à la fin d'une certaine durée d'exploitation donnée T. Après analyse des données, l'intervalle  $t_k$  est pris égal à 3 mois et en utilisant l'approche exposée au point (4.2.5), les résultats d'estimation des probabilités de transitions d'états des tronçons en fonction de la durée T sont présentés sur les figures IV.8 et IV.9.

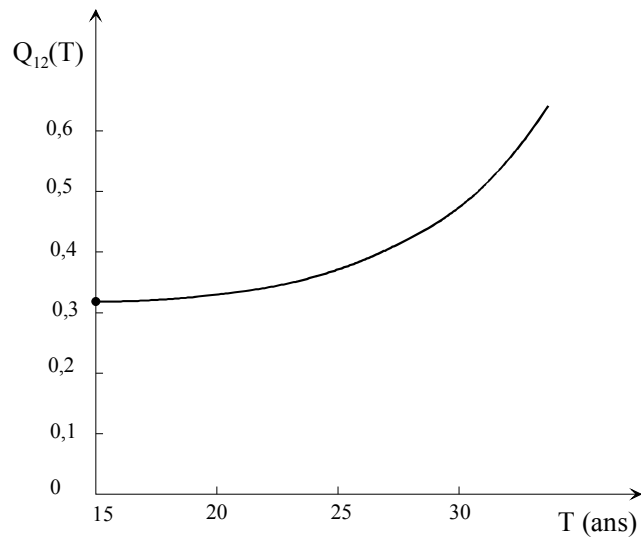


Fig IV8: Probabilité de transition de  $S_1$  à  $S_2$

Notons par exemple que jusqu'à la fin de  $T = 15$  ans, le nombre espéré de transitions de l'état  $S_1$  à  $S_2$  est estimé à 64, et de  $S_2$  à  $S_3$  de 14. Ces données sont nécessaires pour la planification d'avance des interventions nécessaires pour les réparations des tronçons.

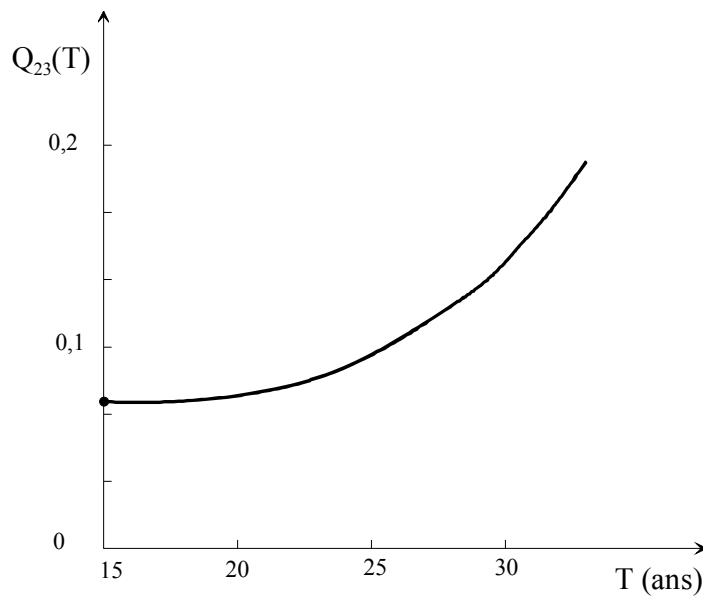


Fig IV9: Probabilité de transition de  $S_2$  à  $S_3$

**4.4.2- Cas d'un tronçon enterré**

On considère un tronçon de conduite de 100 m de longueur, soumis à une pression intérieure de 50 bars, avec  $\Delta t = 50^\circ\text{C}$ ,  $\lambda = 10^{-7} \text{ 1/Km.h}$ . Le tronçon est initialement rectiligne posé sur un sol faible inondé périodiquement. Les données de départ sont mentionnées dans les tableaux IV.4, IV.5 et IV.6.

L'usage pour l'étude de la distribution normale est justifié pour la variable de résistance R et pour des raisons de simplification, la variable aléatoire de chargement S est présentée par une distribution normale. Le tronçon considéré est sollicité par des chargements qui modifient sa forme. En fonction du niveau de tassement, on considère un nombre fini de piques des contraintes dans les sections dangereuses (figure IV.7). Pour chaque pique (i), de contraintes l'état de sécurité est défini par le domaine de sécurité  $R^i > S$ . Les résultats de calcul de la dynamique des variations de la fiabilité de résistance du tronçon considéré en fonction de l'évolution des tassements sont présentés sur la figure IV.10. Ces résultats montrent pour des valeurs estimées des affaissements dépassants les 190 cm, il est nécessaire d'utiliser des mesures constructives.

Les résultats de calcul d'optimisation sont présentés graphiquement sur la figure IV.11. Ces résultats montrent que le niveau de fiabilité est déterminé à partir de l'expression (4.72) pour  $M_{\min} = 3,2$  et  $G = 1,2$ . Ces mesures doivent en principe limiter les valeurs des tassements f à des valeurs inférieures à 160 cm.

Tableau IV.4: Caractéristiques géométriques des tubes

D [mm]	F Cm <sup>2</sup>	I Cm <sup>4</sup>	W Cm <sup>3</sup>	δ (mm)
1020	442	5,6.10 <sup>6</sup>	1090	14

Tableau IV.5: Caractéristiques mécaniques de l'acier des tubes considérés:

$\bar{R}$ N/cm <sup>2</sup>	$\bar{R}_{0,2}$ N/cm <sup>2</sup>	$V_{\bar{R}}$	$k_k$	$k_c$	$\alpha$ 1/°C	E N/cm <sup>2</sup>	$\mu$	$q_t$ Kgf/m
2,29.10 <sup>4</sup>	4,41.10 <sup>4</sup>	0,049	0,84	0,85	11.10 <sup>-6</sup>	2,1.10 <sup>4</sup>	0,3	452

Tableau IV.6 : Caractéristiques du sol

$\gamma_s$ N/cm <sup>3</sup>	$k_0$ N/cm <sup>3</sup>	$K_U$ N/cm <sup>3</sup>	$\nu$ cm <sup>2</sup> /s	$\eta_D$ N.s/cm <sup>2</sup>	C N/cm <sup>2</sup>
0,019	5	1,5	2,06.10 <sup>3</sup>	4.10 <sup>8</sup>	1,5

$\gamma_s$  poids spécifique du sol,  $k_0$  module de résistance du sol à la compression et  $K_U$  module de résistance du sol au cisaillement

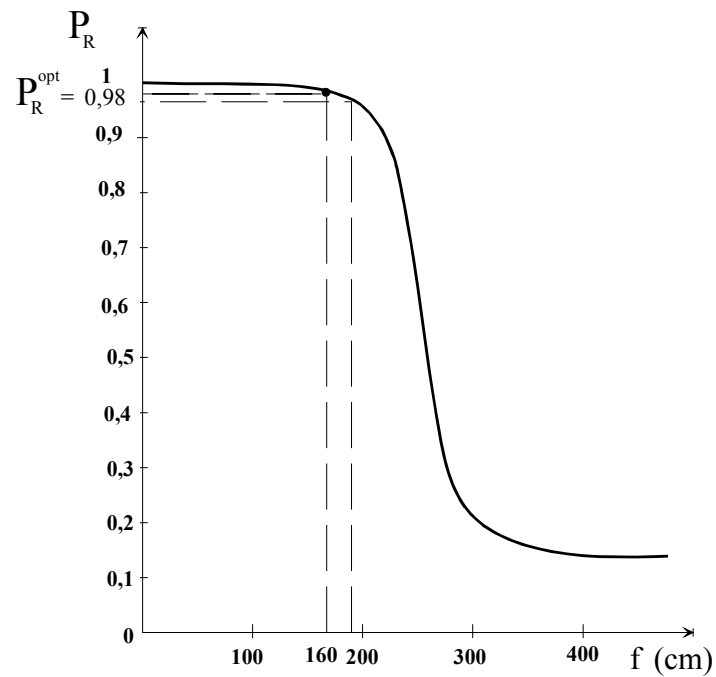


Fig IV10– Dynamique des variations de la fiabilité de résistance du tronçon considéré en fonction de l'évolution des affaissements.

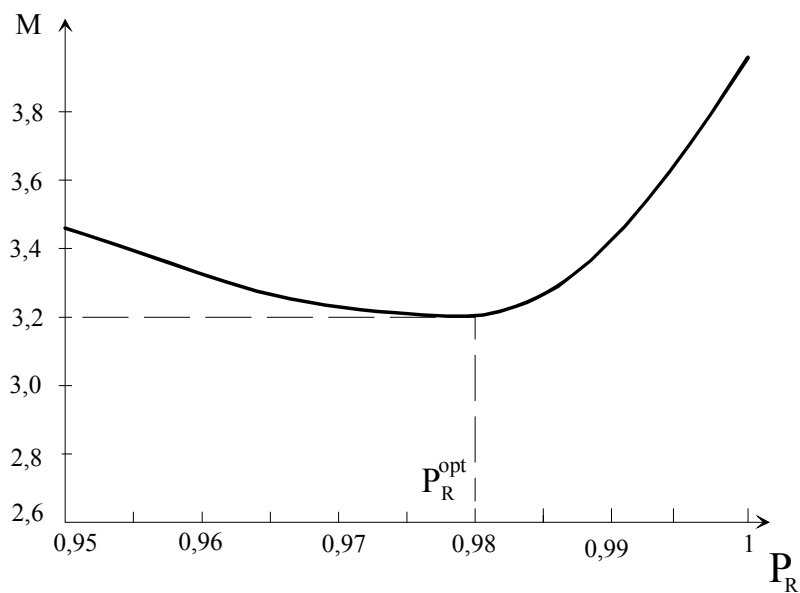
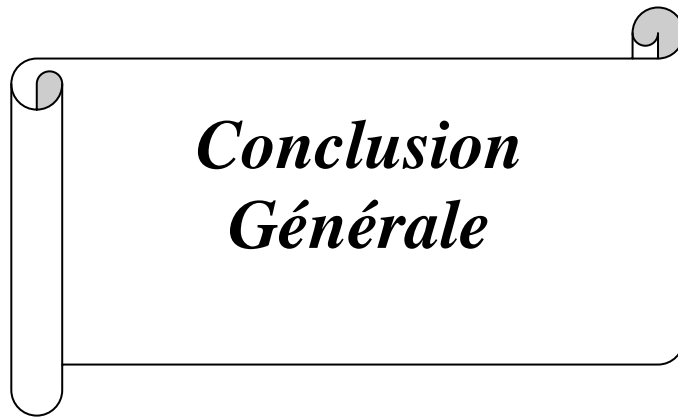


Fig IV11: Dépendance du critère des coûts  $M$  en fonction de  $P_R$  pour  $G= 1,2$

#### **4.5 - Conclusion**

Le couplage des approches de la théorie de fiabilité des systèmes et les méthodes d'analyse fiabiliste des structures mécaniques permet de tenir compte des incertitudes lors de la conception, de la vérification et de la maintenance des constructions. Lorsqu'un évènement nouveau intervient, il permet d'évaluer la fiabilité prévisionnelle en fonction de cet évènement, qui doit être par conséquent intégré dans l'analyse fiabiliste.

Le coût des observations et des mesures régulières des paramètres influant sur l'état de contraintes dans les parois des tubes des conduites ne représente rien par rapport aux dépenses et coût engendrés par la rupture soudaine de la conduite. D'autre part le suivi de l'état de stabilisation de la conduite diminue sensiblement les dépenses d'exploitation. Les mesures des caractéristiques d'un tronçon d'une conduite, comme sa position dans le plan vertical, la température des parois des tubes durant le processus d'exploitation est réalisable. Les conduites destinées au transport des hydrocarbures doivent être conçues et dimensionnées de façon à atteindre les objectifs de sécurité et de durabilité souhaités. Ces objectifs ne sont pas systématiquement atteints par le simple respect des règles et des normes existantes. Les méthodes fiabilistes permettent de mieux faire et les questions relatives à l'interaction sol – tubes doivent occuper une place importante.



***Conclusion  
Générale***

**Conclusion générale**

- 1- Les progrès dans l'industrie sidérurgique ont abouti au développement des aciers des tubes à haute résistance obtenus par laminage contrôlé. En particulier, les teneurs en carbone ont diminué, la résistance et la ténacité ont été améliorées. Dans ce développement la soudabilité est un enjeu décisif. La fiabilité des gros tubes destinés à la construction des pipelines est déterminée par leur résistance fonctionnelle, qui à son tour est déterminée par un ensemble de facteurs d'ordre métallurgique, technologique et fonctionnel dont on a consacré la mise au point de leur influence sur les propriétés des gros tubes. Le niveau d'automatisation du processus de production des tubes et leur contrôle à chaque opération jouent un rôle important dans l'amélioration de la fiabilité des tubes. Toutefois, quelque soit le perfectionnement de la technologie de production et de contrôle, le facteur déterminant dans la fiabilité des tubes d'un gazoduc reste l'homogénéité de la composition chimique, de la structure et de la stabilité des propriétés des aciers des tubes.
  
- 2- La réalisation des joints de soudures d'assemblage des tubes sur chantier se fait en plusieurs phases. Les matériaux de soudage et les processus des thermo déformations qui se produisent durant le soudage provoquent l'hétérogénéité mécanique des propriétés dans la ZAT, auxquelles s'ajoute la forme variable de la section transversale des cordons de soudure.
  
- 3- L'exécution des centaines de kilomètres de cordons de soudure dans les conditions du tracé de la conduite ne permet pas toujours d'assurer la stabilité de leur qualité et un contrôle fiable. Une partie des défauts de soudure peut rester non détectée. La fiabilité des conduites est liée à l'existence d'hétérogénéités mécaniques dans la ZAT et aux concentrateurs de contraintes.
  
- 4- Une démarche probabiliste est proposée, permettant de résoudre un vaste problème décisionnel, au cours de la construction et de la réalisation ensuite pendant l'exploitation du gazoduc. La prise de décision dans ce cas dépend de l'information disponible, son analyse en terme de fiabilité et finalement une prise de risque, soit au niveau de la sûreté, soit au niveau technico-économique.



**Références bibliographiques**

- [1] ABDELBAKI N. et autres," Statistical approach to the analysis of the strength of pipes used in gazoducs".CHISA, Prague 2004
- [2] ALEXANDROV A. V., "Fiabilité des systèmes d'alimentation en gaz".Ed. Nedra, Moscou, 1976.
- [3] ANSELOT D., " Soudage longitudinal des tubes à grandes vitesses par procédé automatique sous flux ". Soudage et techniques connexes, Novembre 1981. Supplément, N°4 April 1977 USA, 1999
- [4] BAIN E. C., PAXTON H. W, " Les éléments d'addition dans les aciers". Dunod, Paris 1968
- [5] BARLOW R., PROCHAN F., " Mathematical Theory of Reliability ", 1964
- [6] BARATTA A., CASCIATI F., AUGUSTI G., "Probability Methods in Structural Engineering". Chapman and Hall, London, New-York 1988.
- [7] BENJAMIN J. R., CORNELL C.A., "Probability, Statistics and Decisions for Civil Engineers". Marc Graw Hill, New-york 1970
- [8] BEGUINOT J., PALENGAT R., BLONDEAU R., DOLLET J.," Influence de l'état de précipitation du vanadium sur les caractéristiques mécaniques d'aciers calmés à l'aluminium". Journées des aciers spéciaux, saint-Etienne 1978
- [9] BERNARD G., BRUYERE R., GRUMBACH M., " Evaluation des aciers à haute Résistance pour l'utilisation en chaudronnerie". Revue de métallurgie, CIT, Avril 1980.
- [10] BONNET C., " Relation structure – résilience dans les soudures d'acier doux et faiblement alliés brute de solidification". Soudage et techniques connexes, Juillet 1981
- [11] BOROVKOV A., "Statistique mathématique ". Ed. Mir, 1987.
- [12] BOUZID R. et autres," Approche physico – statistique à l'étude de la fiabilité des gazoducs". 23<sup>èmes</sup> journées de printemps , FIAP Jean MONNET, Paris Mai 2004
- [13] BOX G.E.P., Hunter W.G, Hunter J.S., "Statistics for experimenters". John Wiley and Sons –1978
- [14] BRAND A., FLAVENOT J.F., TOURNIER R.C., " Données technologiques sur la fatigue ". Publication, CETIM – 1992
- [15] British Steel Tubes and Pipes, Corby, Northants, UK.1995
- [16] CASSAN M., " Les essais in situ en mécanique des sols". Eyrolles – Paris 1978.

## Références bibliographiques

- [17] CESCOTTO S., GROBER H., CHARLIER R., HABRAHEN A, "Computational Methods for Prediction Matrial". Precessing Defects – Elsevier Publisher, BV – 1987- p 57
- [18] CHEUK C.Y., TAKE W.A., BOLTON M.D, OLIVEIRA J.R.M.C., " Soil restraint on buckling oil and gas pipeline hurried in lumpy clay fill" . Engineering structures – 29, 2007.
- [19] CIVALLERO M., PARRINI C., " Laminage contrôlé d'aciers à dispersoides pour la production de tôles moyennes de forte résistance et ténacité élevée". CIT du CSD, N° 9, 1971.
- [20] CLAUDE B., JEAN PAUL B., " La fatigue des matériaux et des structures ". Ed. HERMES – Paris 1977.
- [21] CONSTANT A., GRUMBACH M., SANG G., " Etude des transformation de l'austénite et de l'évolution des propriétés dans les aciers à dispersoides". Revue de métallurgie, Novembre 1970.
- [22] CORDARY D., " Mécanique des sols ". Tcn et doc, Lavoisier 1994
- [23] COX D. , HINKLEY D. V., " Theoretical statistics ". Imperial college, London, Chapman and Hall, 1974.
- [24] COX D., " Renewal theory ". John Wiley and Sons, New-York 1963
- [25] CREUSOT-LOIRE, " Etude de l'influence de l'aluminium". Journées d'information CECA, Luxembourg, 14 Juin 1971
- [26] C.S.M, " Etude de l'influence du niobium". Journées d'information CECA-Luxembourg, 14 juin 1971
- [27] DACUMHA D., DUFLO M. "Probabilité et statistiques". Ed. Masson, 1994, p-166
- [28] DAWES G, " British Welding Journal ". N° 15, Novembre 1968.
- [29] DERRO P., "Méthode d'évaluation des dimensions des défauts admissibles dans les assemblages soudés ". Rapport IRSID, EM 3156 – 1997
- [30] DITLEVSEN O., MADSEN H.O., "Structural Reliability Methods". John Wiley and Sons, 1996.
- [31] DUBRESSON O., "Récents développements du contrôle non destructif des assemblages soudés". Soudage et techniques annexes, P-201 à 214 – Mai – Juin 1982
- [32] EFRON B., " Bootstrap methods: anoder look at the jacknife ". ann. Statist, 7, 1-26, 1973

## Références bibliographiques

- [33] EFTEKAR R., LUNDIN C.R. " Welding research". supplement, N°4 April 1977.
- [34] FAZZINI P.G., BELMONT J.C., CHAPETTI J.C., OTEGI J.L. ," Fatigue assessment of a double suble submerged arc welded gas pipeline" . International Journal of fatigue 28, 2005.
- [35] FEODOSSIEV V., " Résistance des Matériaux ". Ed Mr, Moscou 1976.
- [36] FRIDMAN B., " Déformation et rupture des matériaux ". Moscou, Machinostroinia 1974.
- [37] GENOD J.V., " Fundamentals pipe-line engineering ". Ed. Technip – 1984.
- [38] GIRAUD A., BOY X. , " Géopolitique du Pétrole et du Gaz". Ed. Technip. 1987.
- [39] GIROUS J .P, " Tassement et stabilité des fondations Superficielles". P.U .G de Grenoble , France 1975.
- [40] GIULIANO A., ABARATTA A., CASCIATI F, "Probabilistic methods in structural engineering". London, New york, Chapman and Hall, 1988.
- [41] GLADMAN T., " Proccedings of the royal society". Vol 294, 1966.
- [42] GLADMAN T., DULIEU D., MAGWOR I. D., " Structure property relation ships in High strength microalloyed steels". Microalloying75, Washington Octobre 1975.
- [43] GRANJON .H; "Bases métallurgiques en soudage". Eyrolles – 1989.
- [44] GRANJON H., MURRY G. "Bases métallurgiques des modes opératoires de soudage", Soudage et techniques connexes, septembre 1984.
- [45] HOLTZ R., KOWAS W., " Introduction à la géotechnique". Ed. L. P. M, Tech et Dec – 1994.
- [46] HOOKER A.V., "Essais non- destructifs". Institut International de la soudure, Doc.IIS – XV – 359 – 74, 1974.
- [47] HOO Y., SAN Y., QUIXIANG C, HAITAO J. and LIHONG Z., "Precipitation bihaviors of X70 acicular ferrite pipeline steel". Materialsscience and engineering, December 2006.
- [48] INAGAKI M., "Bul. Jap. Inst. Metals". 1982, 21, N 11, 853-859.
- [50] IRVINE K. J., " Strong structural iron and steel". Feb. 1971.
- [49] IRVINE K. J., PICKERING F. B., GLADMAN T., " Grain-redined C-Mn steels". JISI Vol 205, 1967.

## Références bibliographiques

- [51] IRWIN G. R., "In encyclopedia of physics". V I, Springer-Verlag, Heidelberg, 1958.
- [52] KAPUR K., LAMBERSON L. R., " Reability in Engineering Design ". John Wiley and Sons, 1980.
- [53] KRAUSZ A.S., ZHIVEN X.W. and KRAUSZ K., " On the constitute law of environment assisted fatigue: The physical meaning of the Paris type equations ". Z. Metallkde – 83-5 - 1992.
- [54] KUDZUS A., "Reliability estimation of reinforced concrete structure". Vilnius moskslas publishers, 1985.
- [55] LAFRANCE M., LEBON A., " Aciers soudables à haute résistance, caractéristiques normalisées, micro alliés, bruts de laminage contrôlé". Aciers spéciaux N° 41, Mars 1978.
- [56] LAPOINTE A., et TAGAVAI H., "L'Industrie des Hydrocarbures Défis et Opportunités". Ed. Technip, 1995.
- [57] LEMAITRE J., CHABOCHE J.L., " Mécanique des matériaux solides". Ed. Dunod 1985.
- [58] LEMAITRE J., CHABOCHE J. L., " Mécanique des matériaux ". Ed. Dunod, 2<sup>ème</sup> ed. 1980.
- [59] LEMAITRE J., " Fatigue des matériaux et des structures ". Collection UTC. Ed. Melorme – 1980.
- [60] LEWELLYM D. T., COOK W. T., " Metallurgy of boron-tread low-alloy steel". Metals technology, Dec 1974.
- [61] LINERT G.E., "Welding Metallurgy of Carbon and Alloy Steel". AWS, New-York, 1997.
- [62] LOSTBERG I., "Stress concentration factors at circumferential welds in tubular". J. Marine Structure N° 11, 1998.
- [63] LOSTBERG I., HOLTH P.A., "Stress concentration factors at welds in tubular sections and pipeline". DMAO, 2007.
- [64] Macro- economy and Sectoral Value Added by the Production and Application of Welding Technology. Rheinisch-Westfälisches – Institut für Wirtschaftsforschung, Essen 2001 (in German)
- [65] MACHETO P., ENGEL J.J, PERNOT M., RENELLE R., "Comportement anisotropique des tôles des métaux et alliages de structure CFC en déformation par traction". coll. Int. CNRS – Ed. par Bochler – 1985 – p157
- [66] MANFRED .A et autres; " Construction métallique ". volume 10 – 2001.
- [67] MARKCOVICI C., LIEGERON J. C. " Utilisation des techniques de fiabilité en

## Références bibliographiques

- mécanique". Ed. Lavoisier – Technique et documentation, 1974.
- [68] MASSON C., PANIERE P., PENELLE R., PERNOT M., "Texture de laminage et recristallisation des tôles minces". Revue Mett. 70 – 1973 – p271
- [69] MASUBICHI K. " Analysis of welded structure". Pergamon press, volume 33 1980.
- [70] MAYNIER Ph., MARTIN P. F., BASTIEN P., SEBILLE J., " Etablissement d'une équivalence entre le temps et la température d'austénitisation". Revue de métallurgie N° 12,
- [71] Mécano-soudage, Conception. CTIM – 1989
- [72] MEDSEN H.O., SORENSEN J.D., OLESEN R.1989 "Optimal inspections planning for fatigue damage of offshore structures". (Proceeding ICOSSAR-98), San-Francisco.
- [73] MELCHERS R. E., " Structural Reliability Analysis and Prediction ". Ed. by Wiley and Sons, 2<sup>nd</sup> edn 1999.
- [74] MESSEGER C., " L'Arc électrique en construction soudée, état actuel et perspectives". Soudage et techniques connexes, Janvier 1983
- [75] MEYER L., "Etudes métallurgique sur l'effet de titane dans les aciers de construction".
- [76] MOUSSY F., FRANCIOSI P., "Physique et mécanique de la mise en forme des métaux". IRSID – Paris 1990 - p.230
- [77] MORI P., PROCCACIA H., " Fiabilité des structures des installations industrielles". Ed. Eyrolles, Paris- 1996.
- [78] MURAKAMI Y., " Metal fatigue : Effect of small defects and non-metallic inclusions ". Ed. By Elsevier – 2002.
- [79] N B N 212, "Calcul des contraintes dans les assemblages soudés soumis à une sollicitation Statique". Institut Belge de Normalisation ( IBN), 1970.
- [80] NEVOLDSEM I.E., SORENSEN J.D.,"Reliability based on optimization in structural engineering". Structural Safety Elsevier – N° 15 ,1995.
- [81] NFA 36010, " Choix des qualités des aciers pour construction métallique ou chaudronnerie vis-à-vis de rupture fragile". Mai 1980.
- [82] Norme API 1104
- [83] NORTH T., " Pipeline and energy plant". Piping conference W I of Canada, Calgary November 1980.
- [84] ONORM B-77, "Gazoducs en tube d'acier pour des pressions supérieures à 16 bars". Standards Autrichien. 1977.

## Références bibliographiques

- [85] PEIGNAUD M., " Consolidation sans charge variable, tassement et pression interstitielle". Annales de l' I I B TP , série sols et fondations , N° 85, 1972.
- [86] PICKERING F. B., " High strength, low alloy steels- A decade of progress". Microalloying 75, Washinton Octobre 1975.
- [87] PONT G., MAYNIER Ph., DOLLET J., BASTIEN P.," Contribution à l'étude de l'influence du molybdène sur l'énergie d'activation de l'adoucissement au revenu". Revue de métallurgie N°10, 1970.
- [88] PROCACCIA H., MORITHAT P.," Fiabilité des structures des installations industrielles". Ed Eyrolles, 1996.
- [89] REED R., GOEL P., "Better Standards for pipeline welds". weld. Des. And Fabr., 1981, 54, N 9, 68-71.
- [90] Recent Developments and Futures trends : "Weldability of Components Made of Metallic Material". Killing, R, der praktiker, 9-2000 (in German)
- [91] REPAS P. E., " Control of strength and toughness in hot rolled low carbon manganese molybdenum columbium steels". Microalloying 75, Washington 1975.
- [92] SAGE A. M., " Effects of some variations in composition on mechanical properties of controlled rolled and normalized vanadium steel 12 mm plates". Metals technology, July 1976.
- [93] SAN YONG SHIN, BYOUNGCHUL H., SANGHO K., SUNGHAX L., "Fracture toughness analysis in transition temperature region of API X70 pipeline steel". Materials Science and Engineering, A429, 2006.
- [94] SEVERSEV N., " Théorie de Similitude Statique en Fiabilité ". Ed Naouka, Moscou 1976.
- [95] SHANMUMGAM S.,MISTRA R.D.K, HARTMANN J., JANSTO S.G., "Microstrucrure of high strength niobium-containing pipeline steel". Materials Science and Engineering, A441, 2006.
- [96] SHEIDER J., "Introduction to Safety and Reliability of structures". International Association for Bridge and Structural Engineering, (IABSE) – 1997.
- [97] TIRATSOO J.N.H., "Pipeline Pigging Technology". 2<sup>nd</sup> Ed. 1992.
- [98] USHAKOV I., " Handbook of Reliability Engineering ". Wiley, Chichester, Ed 1994.
- [99] VENTSEL H., " Théorie des Probabilités ". Ed Mir Moscou 1976.
- [100] VIGIER M., "Méthodes d'assurance qualité – fiabilité et d'expérimentation". Ed Maloine S.A.1982.
- [101] WILLIAM .E et autres; " Le soudage méthodes et pratiques courantes ". Guerin – 1989.

## Références bibliographiques

- [102] YEN B. C., TOFANI G. D., " Geometrical asserment of soil stress on pipeline croating ".  
Pip Ind- N° 5, 1985.

### Liste des standards et normes

- 1 . Reed Richard P. Goel : Better Standards for pipeline welds."weld. Des. And Fabr.", 1981, 54, N 9, 68-71.
- 2 . Inagaki Michio. "Bul. Jap. Inst. Metals", 1982, 21, N 11, 853-859.
- 3 . Recommandations on determination of defect height. IIW Doc. N VF-115-79, 1979.
- 4 . " Joints Soudés, Catalogue des exigences d'exploitation ", Standard ISO 3041-75.
- 5 . Cahier de charge pour soudure avec électrodes des alliages dont la limite d'écoulement est de 355 N/mm<sup>2</sup>, travaillant sous charges statiques. Document MIC IIW-XV-521-82.
- 6 . Classification des défauts dans les codons de soudure fabriqué par fusion. Document MIC IIW-340-69.
- 7 . API-1104 . Standard sur le soudage des pipelines, 1980, USA.
- 8 . ZI84-MI983 Système de gazoducs, standards Canada, 1983.
- 9 . ZI83-MI982 Conduites du système de transport du pétrole, Standards Canada, 1982.
10. BS 4515 : 1969 "Soudage des conduites en acier au carbone", Complété en 1974 et 1976, Standards Britanique.
11. ONORM B-77, "Gazoducs en tube d'acier pour des pressions supérieures à 16 bars",1977, Standards Autrichien.
12. DIN 85641 " Soudage des conduites en acier. Production, méthodes d'essai des joints soudés", Standards RFA.
13. DIN 8563/3 – assurance de la qualité des travaux de soudure. Assemblage de pièces par soudure par fusion. Standards RFA
14. TGL 190-354/01. Gazoducs. Recommandations générales sur mise en place des conduites. Standards DDR. 1988.
15. TGL 11776/1, Classe de qualité des joints de soudure, soudage des aciers. Standards Allemagne de l'ouest, 1980.
16. TGL 10646/1, Contrôle non destructif, classification et évaluation des défauts de joints de soudure par radiogramme. Standards Allemagne de l'ouest, 1971.
17. ASME PBV-1, Chaudières énergétiques, règles de projection, standards USA- 1980
18. ASME BPV-VIII/1, Récipients sous pression, standards USA-1980
19. ANSI / ASME B 31.3-1980, Conduites des usines, standards USA-1980
20. ANSI / ASME B 31.1-1980, Normes et règles de projection, vérification, contrôle et exigences aux matériaux des systèmes de conduites, standards USA-1980
21. BS 3351-71, Système de conduite des raffineries, standards Grande Bretagne-1971