

الجمهورية الجزائرية الديمقراطية الشعبية

REPUBLIQUE ALGERIENNE DEMOCRATIQUE ET POPULAIRE

وزارة التعليم العالي والبحث العلمي

Ministère de l'Enseignement Supérieur et de la Recherche Scientifique

جامعة أبي بكر بلقايد - تلمسان

Université Aboubakr Belkaïd – Tlemcen –

Faculté de TECHNOLOGIE



THESE

Présentée pour l'obtention du **grade** de **DOCTORAT**

En :

Génie Mécanique

Par : **BENHAMEL Abdelhamid**

Etude du comportement en fatigue des joints soudés sur les aciers pour pipeline API 5L

Soutenu publiquement, le 23/04 /2026, devant le jury composé de :

Mr BENACHOUR Mustapha	Professeur	Univ. Tlemcen	Président
Mr HADJOUI Abdelhamid	Professeur	Univ. Tlemcen	Directeur de thèse
Mr HADJOUI Féthi	MCA	Univ. Tlemcen	Co-Directeur de thèse
Mr BOURDIM Mokhtar	Professeur	Centre universitaire Maghnia	Examineur 1
Mr BENMANSOUR Sid Ahmed	MCA	ESSA. Tlemcen	Examineur 2
Mr RAHOU Mohammed	Professeur	ESSA. Tlemcen	Examineur 3
Mr KARA-ALI Djamal	MCA	Univ. Tlemcen	Invité 1

Année universitaire 2025/2026

REMERCIEMENTS

En premier, je remercie ALLAH le tout puissant pour ces faveurs et ses bontés, Je tiens à remercier vivement mon directeur de thèse Professeur HADJOUI ABDELHAMID pour son appui scientifique et également mon co-directeur Docteur HADJOUI Féthi pour ses précieux aides et conseils son durant tout le long de mon travail et surtout avec sa longue expérience.

Je remercie le professeur BENACHOUR Mustapha d'avoir honorer et accepter d'être le président du jury ; ainsi que les examinateurs, Professeur BOURDIM Mokhtar, docteur BENMANSOUR Sid Ahmed et Professeur RAHOU Mohammed pour l'honneur qu'ils m'ont fait en acceptant d'expertiser mon travail ; sans oublier docteur KARA-ALI Djamal d'être parmi les membres de jury.

Je remercie aussi tous ceux qui ont participé de près ou de loin à la réalisation expérimentale de mon travail.

Ce travail n'aurait pu aboutir sans le soutien de toute ma famille que je remercie d'une façon exceptionnelle.

Enfin et surtout, je dois une dette de gratitude à ma famille pour leur amour inconditionnel, leurs encouragements et leur croyance en mes capacités. Leur soutien indéfectible a été la pierre angulaire de mes études, et je suis vraiment béni de les avoir à mes côtés.

Merci.

RÉSUMÉ

Cette thèse s'intéresse au comportement mécanique et à la tenue en fatigue des soudures réalisées sur les pipelines en acier API 5L X42. L'objectif principal est d'évaluer la capacité de ces soudures à supporter les sollicitations rencontrées en service et d'identifier les paramètres qui influencent l'initiation puis la propagation des fissures.

Trois volets ont été étudiés : les essais de traction, les essais de fatigue et la modélisation numérique sous Abaqus.

Dans un premier temps, des essais de traction ont été menés sur des éprouvettes prélevées dans deux tronçons de pipe l'un soudé et l'autre non soudé découpés perpendiculairement au joint. Les zones étudiées incluaient le métal de base, le métal d'apport et la zone affectée thermiquement. Ces essais ont permis de caractériser les propriétés mécaniques locales, de mettre en évidence l'influence du cycle thermique de soudage sur le comportement du matériau et de repérer les zones les plus vulnérables à une perte de performance. Le second volet a porté sur des essais de fatigue effectués sous différentes amplitudes de chargement afin de reproduire, de manière réaliste, les conditions de fonctionnement des pipelines.

Enfin, une simulation numérique a été réalisée à l'aide d'Abaqus pour reproduire la réponse en traction des joints soudés. Ce modèle numérique a contribué à identifier les zones sensibles, à estimer la durée de vie des soudures et à conforter les observations issues de l'expérimentation.

Les résultats obtenus démontrent que la combinaison d'essais mécaniques et de modélisation numérique constitue une approche pertinente pour évaluer la fiabilité des soudures dans les pipelines en acier API 5L et pour proposer des pistes d'amélioration des procédés de soudage.

***Mots clés :** pipeline, joints soudés, essai de traction, essai de fatigue, Abaqus, acier pour pipelines API 5L, simulation numérique.*

ABSTRACT

This thesis focuses on the mechanical behaviour and fatigue resistance of welds made on API 5L X42 steel pipelines. The main objective is to assess the ability of these welds to withstand the stresses encountered in service and to identify the parameters that influence crack initiation and propagation.

Three aspects were studied: tensile tests, fatigue tests and numerical modelling using Abaqus. Initially, tensile tests were conducted on test pieces taken from two pipe sections, one welded and the other unwelded, cut perpendicular to the joint. The areas studied included the base metal, the filler metal and the heat-affected zone. These tests made it possible to characterise the local mechanical properties, highlight the influence of the welding thermal cycle on the behaviour of the material and identify the area's most vulnerable to loss of performance. The second part involved fatigue tests carried out under different load amplitudes in order to realistically reproduce the operating conditions of pipelines.

Finally, a numerical simulation was performed using Abaqus to reproduce the tensile response of welded joints. This numerical model helped to identify sensitive areas, estimate the service life of welds, and confirm the observations made during the experiments.

The results obtained demonstrate that combining mechanical testing and numerical modelling is a relevant approach for assessing the reliability of welds in API 5L steel pipelines and for proposing ways to improve welding processes. Then, the experimental results were simulated using Abaqus. The simulations confirmed the validity of the experimental results, showing a good correlation between the observed and modelled data.

Keywords: *pipeline, welded joints, tensile testing, fatigue testing, Abaqus, API 5L pipeline steel, numerical simulation.*

المخلص

تفحص هذه الأطروحة السلوك الميكانيكي ومقاومة التعب للحامات المنفذة على أنابيب الصلب API 5L X42. الهدف الرئيسي هو تقييم قدرة هذه اللحامات على تحمل الضغوط التي تتعرض لها أثناء الخدمة وتحديد المعلمات التي تؤثر على بدء تشكل الشقوق وانتشارها. تمت دراسة ثلاثة جوانب: اختبارات الشد، واختبارات الإجهاد، والنمذجة الرقمية باستخدام Abaqus.

في البداية، أجريت اختبارات الشد على عينات مأخوذة من قطعتين من الأنابيب، إحداها ملحومة والأخرى غير ملحومة، مقطوعة بشكل عمودي على الوصلة. وشملت المناطق المدروسة المعدن الأساسي والمعدن المضاف والمنطقة المتأثرة حرارياً. وقد سمحت هذه الاختبارات بتحديد الخصائص الميكانيكية المحلية، وإبراز تأثير دورة اللحام الحرارية على سلوك المادة، وتحديد المناطق الأكثر عرضة لفقدان الأداء. أما الجزء الثاني فقد ركز على اختبارات التعب التي أجريت تحت ساعات تحميل مختلفة من أجل إعادة إنتاج ظروف تشغيل الأنابيب بشكل واقعي.

وختاماً، تم إجراء محاكاة رقمية باستخدام Abaqus لتكرار استجابة الشد للمفاصل الملحومة. ساعد هذا النموذج الرقمي في تحديد المناطق الحساسة وتقدير العمر الافتراضي للحامات وتأكيد الملاحظات الناتجة عن التجربة.

تُظهر النتائج التي تم الحصول عليها أن الجمع بين الاختبارات الميكانيكية والنمذجة الرقمية يمثل نهجاً مناسباً لتقييم موثوقية اللحامات في خطوط الأنابيب الفولاذية API 5L واقتراح سبل لتحسين عمليات اللحام.

الكلمات الرئيسية: خط أنابيب، مفاصل اللحام، اختبار الشد، اختبار الإجهاد، Abaqus، فولاذ خطوط الأنابيب API 5L، محاكاة عددية.

Liste des figures

Chapitre 1 : Matériaux de pipelines et procédés de soudage

Figure 1.1: Morceau du pipeline soudé.....	6
Figure 1.2: Soudage à l'arc avec électrode enrobée SMAW [14]	9
Figure 1.3: Assemblage de deux tubes d'aciers API 5L X42 par le procédé de soudage à l'arc avec électrodes enrobées SMAW [15]	10
Figure 1.4: Principe de fonctionnement du procédé GMAW [16]	11
Figure 1.5: Dépôt du flux du procédé S AW.....	12

Chapitre 2: Etude de fatigue des aciers des pipelines

Figure 2.1: Modes élémentaire de la rupture.....	19
Figure 2.2: Fissure en mode I – État de contrainte au voisinage de la pointe de fissure.....	20
Figure 2.3: Distribution des contraintes en pointe de fissure (Zone plastique) [3].....	24
Figure 2.4: Contours des zones plastiques en mode I.....	25
Figure 2.5: Variation du chargement appliquée en fonction du temps.....	26
Figure 2.6: Passage de propagation stable d'une fissure principale.....	27
Figure 2.7: Evolution de la longueur de fissure en fonction du nombre de cycle.....	29
Figure 2.8: Schématisation des stades de fissuration.....	30
Figure 2.9: Effet des surcharges sur la propagation des fissures de fatigue.....	33
Figure 2.10: Illustration des contraintes et de leur concentration au voisinage de l'entaille.....	34
Figure 2.11: Evolution de la croissance des fissures Amplitude/Facteur d'intensité des contraintes des aciers X42 et X70, avec 6,9 % H ₂ et N ₂ , pour un rapport de charge = 0,1 [17].....	40
Figure 2.12: Vitesse de propagation des fissures de l'acier API 5L X52 dans différents environnements gazeux [16].....	41
Figure 2.13: Vitesse de propagation des fissures de l'acier API 5L X52 dans différents environnements gazeux [16].	41
Figure 2.14: Taux de propagation des fissures dans un joint soudé en acier API 5L X60 [18].....	42
Figure 2.15: Vitesse de propagation des fissures de l'acier API 5L X80 sous hydrogène [19].....	43
Figure 2.16: Effet de l'orientation des fissures sur la vitesse de fissuration de l'acier API 5L X65 (Sens T-L et T-S) [19]	43
Figure 2.17: Vitesse de propagation des fissures : (a) acier de pipeline dans la direction TL, (b) zone fondue, en fonction du rapport de charge [26]	45
Figure 2.18: Influence du rapport de charge sur la durée de vie en fatigue des aciers de pipelines : (a) API 5L X60, (b) API 5L X70	46

Chapitre 3: Partie expérimentale

Figure 3.1: Microstructure of API X 42 [2].....	52
Figure 3.2: Tronçon du pipeline étudié.....	56
Figure 3.3: Géométrie de la section du joint soudé du pipeline.....	56
Figure 3.4: Fraiseuse universelle WEYRAUCH FR-U-1100	57
Figure 3.5: Découpage des éprouvettes brutes.....	58
Figure 3.6: Éprouvette brute.....	59
Figure 3.7: Dessin du brut des éprouvettes	59
Figure 3.8: Usinage des éprouvettes.....	59
Figure 3.9: Éprouvette brute.....	60
Figure 3.10: Dessins d'une éprouvette normalisée [1].....	60
Figure 3.11: Machine de traction CONTROLAB modèle H000 3- 600 KN.....	61
Figure 3.12: Éprouvette de traction avant la rupture dans la machine de traction.....	61
Figure 3.13: Logiciel pilote de la machine de traction.....	62
Figure 3.14: Etapes d'évolution de l'éprouvette durant la traction. [15].....	62
Figure 3.15: Éprouvettes soudées après la rupture	63
Figure 3.16: Courbes de charge déplacement pour les trois éprouvettes.....	63
Figure 3.17: Courbes contrainte-déformation des éprouvettes soudée et non soudée.....	65
Figure 3.18: Machine de fatigue.....	68
Figure 3.19: Interface de la machine de l'essai de fatigue.....	69
Figure 3.20: Boucle d'hystérésis de l'acier pour pipeline API5L-X42 - Epreuve plate 200*20*2 mm.....	69
Figure 3.21: Boucle d'hystérésis de l'acier pour pipeline API5L-X42 - Epreuve plate 200*20*3 mm.....	70
Figure 3.22: Boucle d'hystérésis du joint soudé (E6010-E7010) - Epaisseur 3 mm.....	70
Figure 3.23: Boucle d'hystérésis du joint soudé (E6010-E7010) - Epaisseur 2 mm.....	71
Figure 3.24: Courbes contraintes – temps pour différents R sur éprouvettes soudée en acier pour pipeline ..PI5L-X42.....	71
Figure 3.25: Courbes contraintes – temps pour différents R sur éprouvettes non soudée en acier pour pipeline API5L-X42.....	72
Figure 3.26: Courbes comparatives de dissipation d'énergie des matériaux en fatigue.....	72

Chapitre 4: Simulation

Figure 4.1: Module pièce (Part).....	81
Figure 4.2: Création de la géométrie de l'éprouvette.....	81
Figure 4.3: Module partition	82
Figure 4.4: Module propriété (Proprety).....	82
Figure 4.5: Propriétés élastiques.....	83

Figure 4.6: Propriétés plastiques.....	83
Figure 4.7: Création d'une section.....	84
Figure 4.8: Modification d'une section.....	84
Figure 4.9: Application des propriétés du matériau.....	85
Figure 4.10: Module assemblage (Assembly).....	85
Figure 4.11: Module étape de calcul (Step).....	86
Figure 4.12: Module charge (Load).....	86
Figure 4.13: Application des conditions aux limites à l'éprouvette.....	86
Figure 4.14: Module Application du chargement sur la poutre.....	86
Figure 4.15: Après application des forces.....	86
Figure 4.16: Maillage.....	86
Figure 4.17: Après application du maillage.....	86
Figure 4.18: Module tâche (Job).....	86
Figure 4.19: Module tâche soumise.....	86
Figure 4.20: Gestion des tâches (Manager Job).....	86
Figure 4.21: Lancement des tâches.....	86
Figure 4.22: Mode visualisation.....	92
Figure 4.23: Visualisation de déformations pour $\epsilon = 0$	92
Figure 4.24: Visualisation de déformations pour $\epsilon = 5$	93
Figure 4.25: Visualisation de déformations pour $\epsilon = 10$	93
Figure 4.26: Visualisation de déformations pour $\epsilon = 15$	93
Figure 4.27: Visualisation de déformations pour $\epsilon = 20$	94
Figure 4.28: Visualisation de déformations pour $\epsilon = 25$	94
Figure 4.29: Comportement d'édition.....	95
Figure 4.30: Modélisation des courbes réelles.....	95
Figure 4.31: Répartition des contraintes de Von-Mises après rupture.....	96
Figure 4.32: Répartition des contraintes plastiques après rupture.....	96
Figure 4.33: Histogramme des Contraintes maximales en fonction de l'allongement.....	86
Figure 4.34: Courbes rationnelle et conventionnelle du matériau de base X42.....	86
Figure 4.35: Courbes rationnelle et conventionnelle du matériau soudé.....	86

Liste des tableaux

Chapitre 3 : Partie expérimentale

Tableau 3.1 : Composition chimique (% pondéral) de l'acier API 5L X42.....	53
Tableau 3.2 : Caractéristiques mécaniques de l'acier API 5L X42.....	53
Tableau 3.3 : Analyse chimique des métaux d'apport E610 et E7010.....	54
Tableau 3.4 : Caractéristiques mécaniques des métaux d'apport E610 et E7010.....	54
Tableau 3.5 : Caractéristiques électriques du procédé du soudage.....	55

Nomenclature et symboles

SMAW	Soudage à l'arc à électrode enrobée Shielded Soudage à l'électrode enrobée
SAW	Submerged Arc Welding
TIG	Tungsten Inert Gas
MIG	Metal Inert Gas
DC-EN	Courant continu, électrode négative.
DC-EP	Courant continu, électrode positive
F(N)	Force appliquée (Newton).
σ (KPa)	Contrainte
ε	Déformation
ΔL	Allongement
σ_{true}	Contrainte réelle
ε_{true}	Déformation réelle
ε_{pl}	Déformation plastique
σ_{xx}	Contrainte normale selon X
σ_{yy}	Contrainte normale selon y
KI	Facteur intensité mode I
β	Facteur de correction
σ_{min}	Contrainte minimal
σ_{max}	Contrainte maximal
R	Rapport de charge
r_p	Rayon de la zone plastifiée
da/dN	Vitesse de fissuration
C,m	Constante dépend du matériau
f	Facteur de la contribution à la fermeture
α	Rapport contraintes déformation
a	Longueur de la fissure
a_0	Longueur initiale de la fissure
t	Epaisseur
API	American Petroleum Institute.
D_{RT}	Durée de vie
N	Nombre de cycles

Sommaire

Remerciements	i
Résumé	ii
Abstract	iii
المخلص	iv
Liste des figures	v
Liste des tableaux	vi
Nomenclature & symboles	viii
Sommaire	ix
Introduction générale	2
Chapitre 1 : Matériaux de pipeline et procédés de soudage	
Introduction	6
1. Matériaux pour pipelines (Normes et classifications)	7
1.1. Caractéristiques générales des aciers destinés aux pipelines	7
1.2. Les principales catégories d'aciers employés	7
1.2.1. Acier conforme à la norme API 5L X42	7
1.2.2. Acier API 5L X65	7
1.2.3. Acier API 5L X80	7
1.3. Défis liés à l'utilisation des aciers à haute résistance	8
2. Techniques de soudure pour pipelines (SMAW, GMAW, SAW)	8
2.1. Soudage à l'arc métallique protégé (SMAW)	9
2.1.1. Concept général	9
2.1.2. Application dans les pipelines	9
2.1.3. Avantages et limites	10
2.2. Le soudage à l'arc avec gaz (GMAW)	11
2.2.1. Concept général	11
2.2.2. Mise en œuvre pour les pipelines	11
2.2.3. Avantages et limites	12

2.3. Soudage à l'arc submergé (SAW)	12
2.3.1. Concept général	12
2.3.2. Utilisation du procédé SAW dans les pipelines	13
2.3.3. Avantages et limites	13
3. Comparaison métallurgique et mécanique des différents procédés étudiés	13
Conclusion	14
Références bibliographiques	15
Chapitre 2 : Etude de fatigue des aciers des pipelines	
Introduction	18
1. Facteurs influant sur l'intensité de la contrainte et modes de rupture	18
1.1. Modes de rupture	18
1.2. Description des trois modes de rupture	19
1.3. Distribution des contraintes au voisinage de la pointe de fissure	20
1.4. Zone en plastique près de l'extrémité de la fissure	23
2. Endommagement par fatigue	26
2.1. Introduction	26
2.2. Dommages et phases de fissuration liés à la fatigue	27
2.3. Propagation d'une fissure due à la fatigue	29
2.3.1. Zones de fissuration dues à la fatigue	29
2.3.2. Paramètres ayant un impact sur le comportement en fatigue	31
2.3.3. Modèles pour prédire la durée de vie	34
3. Comportement en fatigue des aciers pour pipelines	39
Conclusion	46
Références bibliographiques	47
Chapitre 3 : Partie expérimentale	
Introduction	51
1. Description du matériau de base	51
2. Métaux d'apport	53
3. Procédure de soudage	54
4. Réalisation des éprouvettes	57
4.1. Débitage et réalisations des éprouvettes	57
4.1.1. Débitage des éprouvettes	58
4.1.2. Usinage des éprouvettes	59

5. Essais de traction	60
5.1. Présentation de la machine	60
5.2. Protocole de l'essai de traction	61
5.3. Visualisation de l'essai de traction	62
5.4. Résultats des essais de traction	63
5.4.1. Graphes des essais de traction	63
5.4.2. Interprétation pour le cas de la variation des épaisseurs	64
Conclusion	66
6. Essai de fatigue	67
6.1. Introduction sur la fatigue	67
6.2. Matériaux et méthodes	67
6.3. Analyse des résultats	69
6.4. Interprétations des résultats	73
Conclusion	75
Références bibliographiques	76
Chapitre 4 : Simulation	
1. Simulation de l'essai de traction	79
1.1. Généralités	79
1.2. Définition d'Abaqus	79
2. Méthodologie de modélisation statique	80
2.1. Simulation par Abaqus	81
2.1.1. Module Pièce	81
2.1.2. Module Propriété	82
2.1.3. Module Assemblage	85
2.1.4. Module étape de calcul	86
2.1.5. Module charge	86
2.1.6. Application des conditions aux limites à l'éprouvette	87
2.1.7. Application du chargement sur l'éprouvette	87
2.1.8. Maillage	88
2.1.9. Module tache	90
2.1.10. Module Visualisation	92
2.2. Modélisation des courbes réelles par Abaqus calibration	95
3. Modélisation dynamique (Dynamic explicit)	96
3.1. Modélisation visuelle	96

3.2. Analyse	97
3.3. Illustrations	98
3.4. Interprétation	99
3.5.1. Eprouvette non Soudée	99
Courbe Réelle	99
Courbe Expérimentale	99
Courbe Simulée	99
3.5.2. Eprouvette Soudée	99
Courbe Réelle	99
Courbe Expérimentale	99
Courbe Simulée	100
Conclusion	100
Conclusion Générale	102

Introduction générale

Introduction générale

L'acheminement des hydrocarbures, qu'il s'agisse de pétrole brut ou de gaz naturel, s'effectue par l'intermédiaire d'un réseau très étendu de pipelines qui traversent diverses régions géographiques. Ces conduites, parfois enterrées, parfois exposées à l'air libre, doivent assurer un fonctionnement continu sur plusieurs décennies. Leur fonction stratégique et les dangers liés à une possible défaillance nécessitent une connaissance approfondie de leur comportement mécanique, surtout dans les zones critiques que représentent les soudures.

Dans ce travail, on a privilégié l'acier API 5L X42, qui est couramment utilisé dans les pipelines de transport à pression moyenne. Ce choix se base sur sa soudabilité appréciable, ses caractéristiques mécaniques équilibrées et sa large présence dans les infrastructures industrielles actuelles. Toutefois, les soudures constituent les points névralgiques de ces structures. À l'inverse du métal de base, qui présente généralement des propriétés homogènes, la zone de soudure subit d'importantes variations microstructurales résultant du cycle thermique associé au procédé de soudage.

Ces changements donnent lieu à des zones mécaniques disparates : le métal en fusion, la zone impactée thermiquement (ZAT) et le métal de base ne démontrent ni la même solidité, ni la même malléabilité, ni le même comportement face à la fatigue. La fatigue est spécifiquement un processus de détérioration graduelle, généralement discret, qui peut entraîner une fracture dévastatrice si les seuils de contrainte oscillante excèdent la capacité locale du matériau. Les fluctuations de pression interne, les cycles de charge associés à l'utilisation, et les facteurs environnementaux (corrosion, humidité, teneur en hydrogène) participent à la fragilisation.

C'est dans ce contexte que s'inscrit cette étude de recherche, consacrée à l'analyse du comportement mécanique et de la résistance en fatigue d'un joint soudé en acier API 5L X42. Notre démarche repose à la fois sur une investigation expérimentale consistant en des essais de traction monotone et de fatigue, et sur une analyse numérique par simulation tridimensionnelle sous Abaqus.

L'objectif principal est de comprendre, de quantifier et de modéliser l'évolution des contraintes et de l'endommagement dans les différentes zones du joint soudé.

La compréhension de la fatigue dans les structures soudées n'est pas un problème nouveau, mais il demeure loin d'être résolu. Les normes internationales proposent des courbes S-N simplifiées, mais ces relations ne prennent pas toujours en compte la complexité des assemblages soudés multi passes.

Dans les pipelines, le procédé de soudage peut impliquer plusieurs passes successives, chacune modifiant l'état thermique de la passe précédente. Cette superposition thermique

influence directement la microstructure finale ainsi que les contraintes résiduelles, qui peuvent être soit bénéfiques (compression), soit défavorables (Traction).

D'un autre côté les pipelines soumis à des sollicitations cycliques sont particulièrement exposés au risque de fatigue. Le phénomène se manifeste par l'apparition progressive de fissures microscopiques qui, au fil du temps, s'étendent jusqu'à compromettre la résistance globale du système. La fatigue devient d'autant plus critique lorsque la zone soudée présente un gradient de dureté ou un défaut géométrique. La présence d'entaille, même minimale, peut provoquer une forte concentration de contrainte et ainsi accélérer l'amorçage de fissures.

Le problème soulevé dans ce travail concerne donc l'évaluation précise du comportement en fatigue d'un joint soudé, en tenant compte de l'hétérogénéité du matériau et des effets combinés du procédé de soudage. Les essais expérimentaux permettent d'obtenir des données réelles sur la résistance du joint, tandis que la simulation numérique offre un outil précieux pour visualiser et analyser la distribution des contraintes, la localisation des zones critiques et la progression éventuelle du dommage.

Ce travail adopte une démarche méthodique articulée autour de deux grands axes ; l'expérimentation mécanique et la simulation numérique avancée :

La partie expérimentale comprend des essais de traction monotone destinés à déterminer les propriétés mécaniques globales de l'assemblage soudé, notamment la limite d'élasticité, la résistance à la traction et l'allongement à la rupture. Les essais de fatigue, réalisés en traction-compression, permettent de tracer les boucles d'hystérésis et de mesurer la dissipation d'énergie par cycle. Ces données constituent des indicateurs précieux pour la compréhension de la fatigue dans les zones soudées.

Dans un second temps, la simulation numérique sous Abaqus permet de reproduire les essais mécaniques et d'observer la distribution des contraintes dans le joint soudé. Cette modélisation, qui intègre la géométrie réelle du cordon de soudure et les propriétés mécaniques mesurées expérimentalement, constitue un outil puissant pour anticiper les zones critiques et prédire la durée de vie du joint.

Les objectifs de cette thèse sont multiples. Il s'agit tout d'abord de mieux comprendre le comportement mécanique d'un joint soudé en acier API 5L X42, tant sous chargement monotone que sous chargement cyclique. Un autre objectif consiste à analyser l'influence du procédé de soudage multi passes sur les propriétés locales du joint et sur la résistance en fatigue. La modélisation numérique vise quant à elle à établir un lien entre les observations expérimentales et les prédictions théoriques, en vue de fournir un outil fiable pour l'évaluation de la durée de vie des pipelines soudés.

Pour pouvoir aboutir à notre objectif, nous avons organisé notre document en plusieurs parties complémentaires.

- Une introduction qui permet de situer le cadre général de la thèse, d'en exposer les enjeux et de présenter les approches retenues. La compréhension approfondie de la fatigue dans les joints soudés de pipelines constitue un enjeu industriel majeur. Le présent travail vise à contribuer à cette compréhension par une approche croisant expérimentation et simulation numérique, dans le but ultime d'améliorer la fiabilité des conduites en service.
- Le premier chapitre propose un état de l'art sur les pipelines, les matériaux API 5L, les procédés de soudage,
- Le deuxième chapitre décrit le protocole expérimental, les matériaux et les méthodes utilisées pour réaliser les essais de traction et de fatigue.
- Le troisième chapitre présente les résultats obtenus et propose une analyse détaillée du comportement mécanique de la soudure.
- Le quatrième chapitre est consacré à la modélisation numérique sous Abaqus.
- Enfin, une conclusion et les perspectives.

Chapitre 01

Matériaux de pipelines et procédés de soudage

Introduction

Actuellement, les pipelines représentent l'un des modes de transport les plus sûrs, efficaces et économiquement viables pour acheminer les hydrocarbures, le gaz naturel et différents fluides industriels sur de longues distances. Ils sont élaborés grâce à une sélection soignée des matériaux, notamment les aciers de haute résistance, qui présentent un équilibre idéal entre solidité mécanique, ténacité, capacité de soudage et longévité [1]. Dans la construction moderne des pipelines et gazoducs, les aciers de qualité API 5L, comme le X42, X52, X65, X70, X80 et X100, sont d'une importance cruciale.



Figure 1.1. Transport par pipeline [2]

1. Matériaux pour pipelines (normes et classifications)

La norme API 5L (American Petroleum Institute) est principalement utilisée pour définir la classification des matériaux destinés aux pipelines. Ce standard détaille les conditions de production, les caractéristiques mécaniques, les critères chimiques, et les procédures d'essai pertinentes pour les tubes en acier conçus pour le transport de fluides sous pression [2].

Les appellations de grades, comme X42 ou X80, se réfèrent à l'élasticité minimale limite indiquée en ksi (kilo-pound par pouce carré).

Par exemple, un acier de catégorie X42 a une limite d'élasticité minimale de 42 ksi, ce qui correspond approximativement à 290 MPa, tandis que le grade X80 peut atteindre environ 550 MPa [3].

1.1. Caractéristiques générales des aciers destinés aux pipelines

Aujourd'hui, les aciers destinés aux pipelines contemporains sont souvent des aciers micro-alliés (HSLA : High Strength Low Alloy), élaborés pour garantir une forte résistance mécanique tout en préservant une grande ductilité et une meilleure résistance à l'expansion de fissures. Ils contiennent généralement de petites quantités de vanadium, niobium ou titane, qui contribuent à la structuration en dureté et au raffinement des grains [4].

Le progrès technologique, en particulier l'emploi de techniques de laminage thermomécanique contrôlé (TMCP), a considérablement amélioré la résistance à basse température et la capacité de soudage des aciers destinés aux pipelines de longue distance [5].

1.2. Principales catégories d'aciers employés

1.2.1. Acier conforme à la norme API 5L X42

On utilise fréquemment le grade X42 dans les applications où les pressions opérationnelles sont modérées. En raison de sa grande ductilité et de sa facilité à être soudé, ce matériau demeure privilégié pour les réseaux de distribution de pétrole et de gaz pour des pression moyenne [6]. Sa microstructure ferrito-perlitique lui donne une résilience favorable et une résistance adéquate pour des conditions peu rigoureuses.

1.2.2. Acier API 5L X65

Le grade X65 constitue un équilibre idéal entre la robustesse mécanique et la facilité d'application. On le retrouve fréquemment dans les pipelines de longue distance, en particulier dans les projets en mer. Après un traitement de microstructure contrôlée par des changements de phase, on obtient généralement une combinaison de bainite et de ferrite aciculaire, augmentant la résistance tout en maintenant une ténacité solide [7].

Grâce à sa résistance renforcée, il est possible de diminuer l'épaisseur des parois, conduisant ainsi à une réduction du poids et du coût total des pipelines.

1.2.3. Acier API 5L X80

L'acier X80 est employé dans les projets qui exigent des pressions extrêmement élevées et de grandes distances de transport, en particulier pour les pipelines transcontinentaux [8].

Doté d'une microstructure bainitique/martensitique, il offre une résistance remarquable et un haut niveau de résistance à la diffusion des fissures, qualité indispensable pour les pipelines exposés à des conditions extrêmes.

Toutefois, ce niveau exige des critères rigoureux en termes de soudabilité et d'examen de la microstructure pour prévenir la fragilisation des zones affectées par la chaleur (HAZ).

1.3. Défis liés à l'utilisation des aciers à haute résistance

Avec l'accroissement des niveaux (X70, X80, X100), les obstacles techniques sont en constante augmentation. Les aciers d'une résistance extrêmement élevée peuvent parfois être particulièrement sensibles à la fissuration causée par l'hydrogène, au vieillissement et à la dégradation sous tension [9]. En outre, la gestion des caractéristiques dans la zone affectée par le soudage (HAZ) demeure une préoccupation essentielle pour assurer l'intégrité des pipelines [10]. On déduit que les pipelines modernes s'appuient sur des matériaux de pointe, élaborés pour garantir sécurité, efficacité et longévité devant les contraintes industrielles. Les grades API 5L X42, X65 et X80 témoignent du progrès constant des aciers micro-alliés et des techniques de métallurgie, facilitant aujourd'hui l'établissement de réseaux plus sûrs, plus légers et plus rentables. Il est donc essentiel de comprendre leurs caractéristiques mécaniques, microstructurales et métallurgiques dans le secteur de l'ingénierie des pipelines.

2. Techniques de soudure pour pipelines (SMAW, GMAW, SAW)

Le soudage est l'une des phases les plus cruciales dans la mise en place et l'intégrité des pipelines. Les soudures constituent non seulement des zones de discontinuité métallurgique, mais aussi des zones où les contraintes résiduelles, les gradients de température et les transformations de phase sont intensément concentrés. Afin d'assurer la sûreté et la fiabilité des systèmes de transport de gaz et d'hydrocarbures, des standards internationaux comme l'API 1104, l'ASME B31.4 et l'ASME B31.8 imposent des critères rigoureux concernant la qualification des soudeurs, les procédures opératoires (WPS) et les méthodes de contrôle [11]. Dans le secteur des pipelines en acier carbone et micro-allié (API 5L), trois techniques de soudage prédominent :

- SMAW (Shielded Metal Arc Welding), (Soudage à l'arc métallique sous protection),
- GMAW (Gas Metal Arc Welding), (Soudage à l'arc métallique sous gaz).
- SAW (Submerged Arc Welding), (Soudage à l'arc submergé).

Chaque modèle possède des spécificités distinctes concernant le contrôle thermique, la vitesse de soudage, la profondeur de pénétration, l'épaisseur pouvant être soudée et la qualité

métallurgique. Dans ce chapitre, nous étudions minutieusement ces méthodes ainsi que leurs avantages, contraintes et impacts sur les caractéristiques mécaniques des joints.

2.1. Soudage à l'arc métallique protégé (SMAW)

2.1.1. Concept général

Le soudage par le procédé SMAW, également appelé « soudage à l'électrode enrobée », emploie une électrode consommable faite de métal d'ajout enveloppée d'un revêtement qui protège le bain de fusion. Pendant le processus de démarrage de l'arc, l'enrobage se liquéfie partiellement, produisant des gaz de protection et un laitier qui préserve le cordon de l'oxydation [12].

2.1.2. Application dans les pipelines

Le procédé de soudage à l'arc électrique (SMAW) demeure le plus courant sur les sites de construction de pipelines terrestres, en particulier pour les jointures « field joints ». Ses avantages principaux incluent :

- Sa facilité d'implantation ;
- Sa solidité face à des conditions extérieures ardues ;
- Son aptitude à s'adapter aux longues distances et aux restrictions logistiques.

Les passes de racine et de remplissage sont habituellement effectuées avec des électrodes E 6010 à base de cellulose ou E7010 à base basique, en fonction des besoins en ténacité et en résistance mécanique [13].

La figure 1.2 met en évidence les différents éléments et phénomène d'une soudure SMAW.

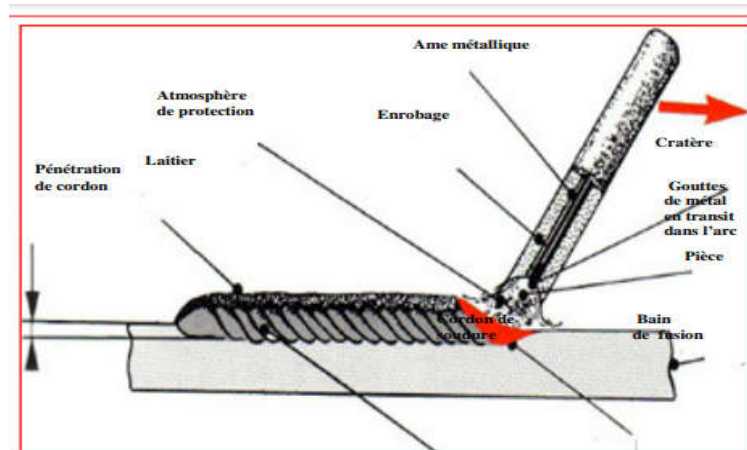


Figure.1.2. Soudage à l'arc avec électrode enrobée SMAW [14]

La figure 1.3 est une soudure d'un pipeline par le procédé de soudage à l'électrode enrobée SMAW.



Figure.1 .3. Assemblage de deux tubes d'aciers API 5L X42 par le procédé de soudage à l'arc avec électrodes enrobées SMAW [15]

2.1.3. Avantages et limites

Avantages :

- Équipement simple, facilement transportable.
- Convient aux zones difficiles d'accès.
- Contrôle manuel précis du bain de fusion.

Limites :

- Dépend fortement de l'habileté du soudeur.
- Taux de dépôt relativement faible.
- Risque accru de porosités ou manque de fusion en passes de racine.

Le SMAW génère une zone affectée par la chaleur (HAZ) assez tendue, avec des changements de phase susceptibles de provoquer une diminution locale de la ductilité ou des risques de fissuration différée en présence d'hydrogène [16].

2.2. Soudage à l'arc avec gaz (GMAW)

2.2.1. Concept général

Le GMAW, aussi connu sous le nom de MIG/MAG, fait appel à un fil électrode continu qui est protégé par un gaz actif (MAG) ou inerte (MIG). Le procédé peut être mécanisé ou automatisé, assurant ainsi des conditions de soudage stables et une grande répétabilité. La stabilité de l'arc est fortement liée au type de transfert métallique : court-circuit, globulaire, pulvérisation axiale ou pulsée [13].

La figure 1.3 représente le principe de fonctionnement du procédé GMAW.

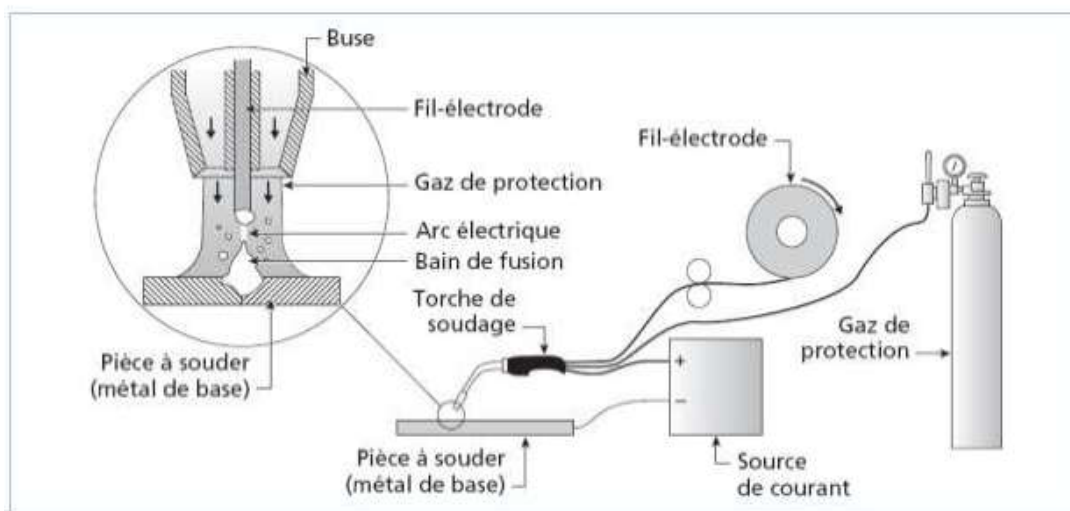


Figure 1.3. Principe de fonctionnement de procédé GMAW [16]

2.2.2. Mise en œuvre pour les pipelines

On observe une utilisation croissante du GMAW dans les pipelines contemporains, particulièrement pour : les couches de remplissage et de finition ; les trajets offshore installés par S-Lay ou J-Lay ; les pipelines qui requièrent un niveau élevé de productivité.

L'implantation du GMAW pulsé a grandement perfectionné la gestion thermique et diminué les dangers de fusion insuffisante, ce qui le rend idéal pour les aciers API 5L X65 à X80 [17].

2.2.3. Avantages et limites

Avantages :

- Taux de dépôt élevé.
- Bonne qualité de cordon et reproductibilité.
- Moins de projections et réduction des défauts de surface.
- Possibilité d'automatisation.

Limites :

- Sensibilité au vent et aux perturbations environnementales.
- Équipements plus complexes que le SMAW.
- Nécessité d'un gaz de protection de qualité stable.

Du point de vue métallurgique, le GMAW a généralement une zone affectée par la chaleur plus étroite, dotée d'une microstructure plus uniforme en bainite/ferrite aciculaire, ce qui favorise une ténacité supérieure [18].

2.3. Soudage à l'arc submergé (SAW)

2.3.1. Concept général

La méthode SAW emploie un arc électrique créé sous une couche de flux granulaire, comme le montre la figure 1.4. Le flux assure la protection de l'arc, stabilise les paramètres thermiques et génère une pénétration remarquable. Le fil d'électrode est continu, ce qui permet d'obtenir des taux de dépôt très importants [19].



Figure 1.4. Dépôt du flux du procédé SAW

2.3.2. Utilisation du procédé SAW dans les pipelines

L'utilisation principale du SAW se fait en atelier pour la production de tubes soudés hélicoïdaux ou longitudinaux (LSAW, HSAW). On l'utilise rarement sur les chantiers en raison de la difficulté d'utilisation du flux granulaire à l'extérieur.

Utilisations courantes :

- Tubes UOE destinés aux pipelines en mer,
- Tubes à haute résistance X70, X80, voire X100,
- Soudures longitudinales et circonférentielles effectuées en usine.

2.3.3. Avantages et limites

Avantages :

- Taux de dépôt extrêmement élevé (pouvant atteindre 10 kg/h).
- Prévalence et uniformité exceptionnelles du joint.
- Un taux de défauts très bas, idéal pour la production à grande échelle

Limites :

- Le soudage est restreint aux environnements maîtrisés en atelier.
- La flexibilité pour les réparations ou soudures en dehors de l'atelier est limitée.

Sur le plan métallurgique, le SAW produit des cycles thermiques plus larges, susceptibles d'entraîner des zones HAZ plus étendues. Cependant, ces dernières sont généralement bien maîtrisées grâce à l'utilisation de vitesses de soudage élevées [11].

3. Comparaison métallurgique et mécanique des différents procédés étudiés

Chaque méthode affecte la microstructure de la soudure en fonction de la température obtenue et du taux de refroidissement.

- Le SMAW, grâce à son cycle thermique rallongé, encourage l'apparition de ferrite polygonale et de bainite dispersée.
- Le GMAW, qui est plus rapide, entraîne fréquemment la formation d'une ferrite aciculaire désirée pour sa ténacité.

- Le SAW génère des microstructures plus grossières, mais parfaitement homogènes.

On observe les tendances suivantes pour les propriétés mécaniques :

- SMAW : solidité appréciable, mais variabilité plus importante entre les opérateurs.
- GMAW : offre une excellente résistance et ténacité avec une variabilité minimale.
- SAW : présentant une forte résistance et une homogénéité remarquable, parfait pour la production industrielle.

Conclusion

On déduit que les techniques SMAW, GMAW et SAW sont essentielles pour la construction et l'entretien des pipelines. Bien que le SMAW soit indispensable pour les projets de grande envergure, le GMAW s'impose de plus en plus grâce à sa productivité élevée et sa qualité stable.

Le SAW reste la technique la plus efficace pour les soudures en atelier, offrant une intégrité structurelle élevée indispensable pour les pipelines modernes en acier de haute résistance.

Une connaissance approfondie de ces procédés, de leurs impacts métallurgiques et de leurs conséquences sur les propriétés mécaniques est cruciale pour examiner le comportement mécanique des joints soudés abordé dans cette thèse.

Références bibliographiques

- [1] Mohitpour, M., Golshan, H., & Murray, A. (2007). Pipeline Design & Construction. ASME Press.
- [2] API (American Petroleum Institute). (2020). Specification for Line Pipe (API Specification 5L) API Publishing.
- [3] Lee, J. & Kang, S. (2015). Development of High Strength Pipeline Steels. Metallurgical and Materials Transactions A, 46(3), 1231–1243.
- [4] Pickering, F. (1978). Physical Metallurgy and the Design of Steels. Applied Science Publishers.
- [5] Shanmugam, S., Misra, R., & Hartmann, J. (2012). Microstructure and Properties of Pipeline Steels. Materials Science and Engineering A, 538, 110–122.
- [6] Hwang, S., Kim, Y., & Lee, J. (2005). Mechanical Properties of API X42 Steel. Materials Science Forum, 475-479, 2431–2434.
- [7] Zhang, X., Li, J., & Wang, Q. (2014). Microstructural Evolution in X65 Pipeline Steel. Materials Characterization, 98, 142–150.
- [8] Richey, J., Hadi, M., & Paolinelli, G. (2009). X80 Line Pipe : Characteristics and Applications. Pipeline Technology Conference Proceedings.
- [9] Kanvinde, A. & Deierlein, G. (2004). Cyclic and Fracture Behavior of High-Strength Steels. Journal of Structural Engineering, 130(3), 381–391.
- [10] Glover, A. & Ralph, B. (2013). Welding Effects in Pipeline Steels. Journal of Materials Processing Technology, 213(8), 1321–1330.
- [11] API 1104. Welding of Pipelines and Related Facilities. American Petroleum Institute, 2013.
- [12] Kou, S. Welding Metallurgy. 2nd Edition, Wiley-Interscience, 2003.
- [13] (Encyclopédie), « Guide Du Soudage, Soudage A L'arc Sous Gaz La Protection Tig, Mig, Mag », Tome V, Publication De La Soudage Autogène, (1996).
- [14] J. Kieffer, A. Iarozinsky ; « Méthode des unités d'effort de Production », Méthodes et Outils Informatiques pour la Valorisation des Temps en Coûts, Université de Marseille ,1994.
- [15] AWS D1.1. Structural Welding Code – Steel. American Welding Society, 2020.

- [16] Lancaster, J.F. Metallurgy of Welding. 6th Edition, Abington Publishing, 1999.
- [17] Khamouli Farida thèse doctorat influence du flux sur la qualité de soudure des pipelines université badji mokhtar 2017
- [18] Cary, H.B., & Helzer, S. Modern Welding Technology. 6th Edition, Prentice Hall, 2005.
- [19] AWS Welding Handbook. Welding Processes. 9th Edition, Vol.2, American Welding Society, 2011.

Chapitre 02

Étude de fatigue des aciers des pipelines

Introduction

L'analyse de la propagation des fissures à l'échelle macroscopique a été effectuée grâce à l'établissement du mécanisme de rupture. Cette approche est particulièrement pertinente dans les contextes où le matériau présente des discontinuités, ce qui affecte les états de contrainte, déformation et déplacement.

En fonction du matériau et des conditions de charge, on identifie deux méthodes distinctes :

- L'emploi de la Mécanique Linéaire de Rupture (MLR) est pertinent lorsque le matériau se comporte principalement de manière élastique, ce qui signifie que les effets plastiques sont négligeables ou bien très localisés près de l'extrémité de la fissure.
- Cependant, quand la réaction du matériau est dominée par des phénomènes plastiques, nous faisons appel à la mécanique non linéaire de la rupture (MNLR).

Cette étude se concentrera uniquement sur la mécanique linéaire de la rupture.

1. Facteurs influant sur l'intensité de la contrainte et modes de rupture

1.1. Modes de rupture

Les facteurs d'intensité de contrainte caractérisent le comportement unique du champ de contrainte près du front de fissure. Irwin [1] a été le premier à introduire cette idée, dans le contexte de l'étude de la propagation des fissures. Quand un matériau fissuré est exposé à une charge, les bords de la fissure se déplacent, selon un cadre orthonormé (O, x, y, z), ce mouvement peut être divisé en trois éléments distincts appelés U, V et W. Ces éléments représentent respectivement les trois modes essentiels d'ouverture d'une fissure.

La rupture du matériau se produit généralement selon l'un de ces modes, ou une combinaison de ceux-ci.

1.2. Description des trois modes de rupture

Les trois types de rupture, également désignés comme modes de fissuration, sont les suivants :

- **Mode I : ouverture (d'ouverture pure)**

C'est la forme la plus fréquemment rencontrée. Sous l'influence de contraintes normales, la fissure s'ouvre dans une direction perpendiculaire à son plan. Les bords de la fissure se séparent verticalement, générant ainsi un champ de contraintes en tension dans la direction qui est perpendiculaire à la fissure.

- **Mode II : glissement dans le plan (déformation en cisaillement plan)**

En ce mode, le mouvement relatif des lèvres de fissure s'effectue parallèlement au plan de fissure et perpendiculairement au front de fissure. Les contraintes de cisaillement induisent un déplacement horizontal de glissement dans le plan de la fissure.

- **Mode III : déchirement (cisaillement hors plan)**

Ce mode est caractérisé par un déplacement relatif des lèvres de la fissure parallèle au front de fissure, dû à des contraintes de cisaillement orientées perpendiculairement au plan de la fissure. Il en résulte un effet de torsion ou de déchirement du matériau.

La figure 2.1 illustre ces trois modes fondamentaux de fissuration.

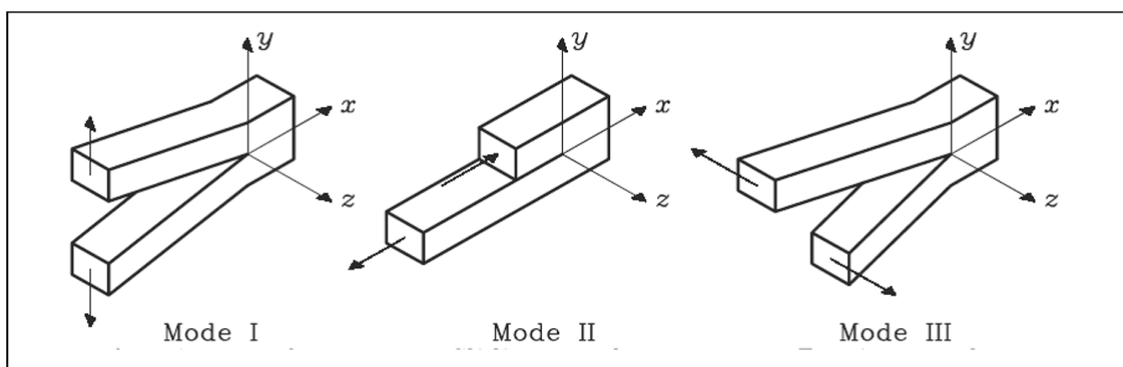


Figure.2. 1. Modes élémentaire de la rupture

Dans la réalité, la rupture se produit souvent sous une combinaison de ces trois modes, bien que le mode I reste prédominant dans la majorité des cas pratiques, notamment en présence de contraintes de traction.

1.3. Distribution des contraintes au voisinage de la pointe de fissure

Dans le cadre de l'élasticité linéaire, la distribution des contraintes près de la pointe d'une fissure (voir Figure 2.2) est décrite à l'aide de la solution proposée par Westergaard [2]. Cette formulation permet de représenter le champ de contraintes singulier qui se développe dans la zone très localisée autour de la pointe de la fissure.

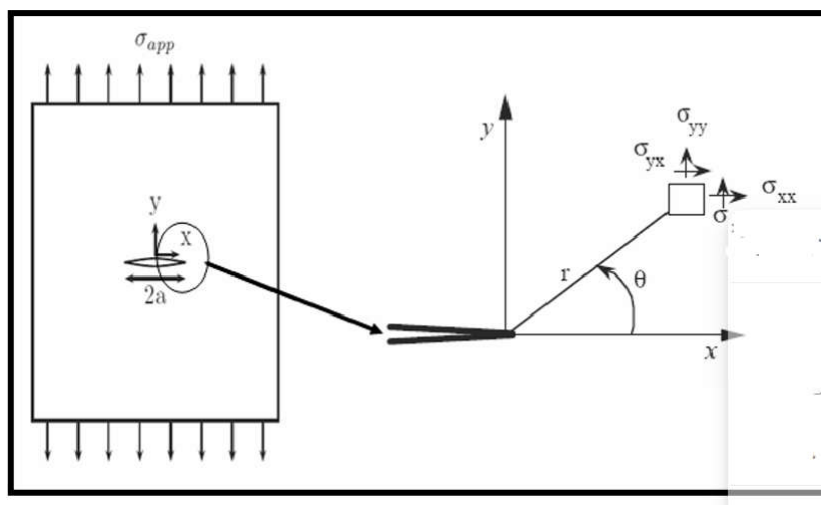


Figure 2.2 : Fissure en mode I – État de contraintes au voisinage de la pointe de fissure

Le diagramme illustre une fissure située au centre d'une plaque exposée à une pression uniforme (σ) exercée de manière perpendiculaire aux bords de la fissure.

A droite, un agrandissement illustre la région près de l'extrémité de la fente, où un repère polaire ((r, θ)) est établi, avec (r) représentant la distance à l'extrémité et (θ) indiquant l'angle calculé à partir de l'axe (x) .

Les composantes σ_{xx} , σ_{yy} et τ_{xy} , illustrent la singularité des contraintes local dans ce repère, mettant en évidence la singularité des contraintes selon l'emplacement autour de l'axe de la fissure.

Le domaine de contraintes d'une plaque exposée à une sollicitation de type I est déterminé par le système d'équations 1 :

$$\begin{aligned}
 \sigma_{xx}(\theta) &= \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 - \sin \frac{\theta}{2} \cdot \sin \frac{3\theta}{2} \right) \\
 \sigma_{yy}(\theta) &= \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 + \sin \frac{\theta}{2} \cdot \sin \frac{3\theta}{2} \right) \\
 \sigma_{xy}(\theta) &= \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left(\sin \frac{\theta}{2} \cdot \sin \frac{3\theta}{2} \right) \\
 \sigma_{zz}(\theta) &= \nu(\sigma_{xx} + \sigma_{yy}) \quad \text{(CP)} \\
 \sigma_{zz}(\theta) &= 0 \quad \text{(DP)}
 \end{aligned} \tag{2.1}$$

K_I correspond au facteur d'intensité de contrainte en mode I.

Ce facteur, appelé « FIC », est déterminé à partir de la répartition des contraintes σ_{yy} selon la relation suivante :

$$K_I = \sqrt{2\pi} \lim_{r \rightarrow 0} \sigma_{yy}(r, \theta) r^{1/2} \tag{2.2}$$

Le facteur K comprend tous les impacts associés à la dimension de la fissure, aux forces exercées et à la configuration de l'élément fendu. Le fonctionnement de la mécanique de rupture dépend exclusivement de ce paramètre pour définir les conditions à l'extrémité de la fissure. Cela rend donc les comparaisons entre éprouvettes et structures réelles plus aisées :

- Dès que K est identique, l'état des contraintes à la pointe de la fissure reste identique.
- Au moment de la rupture, K atteint une valeur spécifique appelée K_C , qui est propre au matériau et demeure constante.

Il est crucial de ne pas faire d'erreur entre le facteur d'intensité des contraintes K et le facteur de concentration de contraintes K_t .

K représente la contrainte maximale autour d'un défaut avec un rayon de courbure non nul et est sans dimension, alors que K est exprimé en $\text{MPa.m}^{1/2}$ (une unité pratique).

D'après le critère de rupture d'Irwin, pour un matériau élastique linéaire, les champs de contraintes près de l'extrémité de la fissure sont complètement définis par le facteur d'intensité des contraintes K . La rupture se produit lorsque ce paramètre franchit une valeur seuil, désignée K_C , qui est spécifique au matériau.

Cependant, en considérant les dimensions limitées et la géométrie de l'éprouvette, un facteur de correction, désigné par β , est intégré à la formule de K . La valeur de ce coefficient est liée à la configuration de l'éprouvette et se formule habituellement comme une fonction polynomiale du rapport a/w , w étant la largeur de l'éprouvette.

$$K_I = \beta \cdot \sigma \cdot \sqrt{\pi a} \quad (2.3)$$

Pour un chargement cyclique variant entre σ_{\max} et σ_{\min} , l'amplitude du facteur K se définit de la manière suivante :

$$\Delta K = \beta \cdot (\sigma_{\max} - \sigma_{\min}) \cdot \sqrt{\pi a} \quad (2.4)$$

Soit :

$$\Delta K = K_{\max} - K_{\min} = K_{\max}(1 - R) \quad (2.5)$$

Avec : $R = \frac{K_{\min}}{K_{\max}}$ le rapport de charge (2.6)

Lorsqu'une éprouvette subit un chargement croissant, la rupture intervient, pour une longueur de fissure donnée, lorsque la contrainte atteint une valeur critique σ_c , correspondant au facteur d'intensité de contrainte critique K_{IC} . Ce dernier représente donc la résistance du matériau à la propagation rapide d'une fissure en mode I.

$$K_C = \beta \cdot (\sigma_c) \cdot \sqrt{\pi a} \quad (2.7)$$

σ_c correspond à la valeur de la contrainte appliquée au moment de la rupture. La rupture se produit lorsque le facteur d'intensité de contrainte K atteint une valeur critique, désignée par K_C . Cette valeur permet de mesurer la résistance à la rupture d'un

matériau utilisé en mécanique. La plupart des études sur la rupture des matériaux se concentrent sur le mode I, considéré comme le plus dangereux. On peut donc écrire

$$K_I = K_{IC} \text{ (Conditions de déformation plane)} \quad (2.8)$$

1.4. Zone en plastique près de l'extrémité de la fissure

La mécanique linéaire de la rupture anticipe des contraintes théoriquement infinies à l'extrémité d'une fissure aiguë. Toutefois, dans les métaux réels, ces contraintes demeurent restreintes, car le rayon à l'origine de la fissure n'est jamais nul. Ces contraintes peuvent excéder le seuil d'élasticité du matériau, provoquant une zone de déformation plastique qui autorise une détente des contraintes à l'extrémité de la fissure.

La contrainte normale en conditions de contraintes planes, à un point qui se trouve à une distance r de l'extrémité d'une fissure soumise au mode I (avec $\theta = 0$), est exprimée comme suit :

$$\sigma_1 = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \quad (2.9)$$

Irwin [3], en prenant en compte une zone plastifiée circulaire (voir figure 2.3), établit la définition du rayon de cette zone plastifiée comme suit :

$$r_p = \frac{K_I^2}{2\pi\sigma_y^2} \quad (2.10)$$

L'état de contraintes est principalement lié aux dimensions et à la géométrie de la zone plastifiée. Irwin propose la relation suivante pour un état de déformations planes :

$$r_p = \frac{K_I^2}{6\pi\sigma_y^2} \quad (2.11)$$

Effectivement, la zone plastique a une forme qui n'est pas simple. Dans le mode I, elle comprend deux ailes. Les critères de plasticité de Von Mises et de Tresca servent à

définir la forme de cette zone plastifiée soumise à des contraintes planes et déformations, comme le montre la figure 2.3.

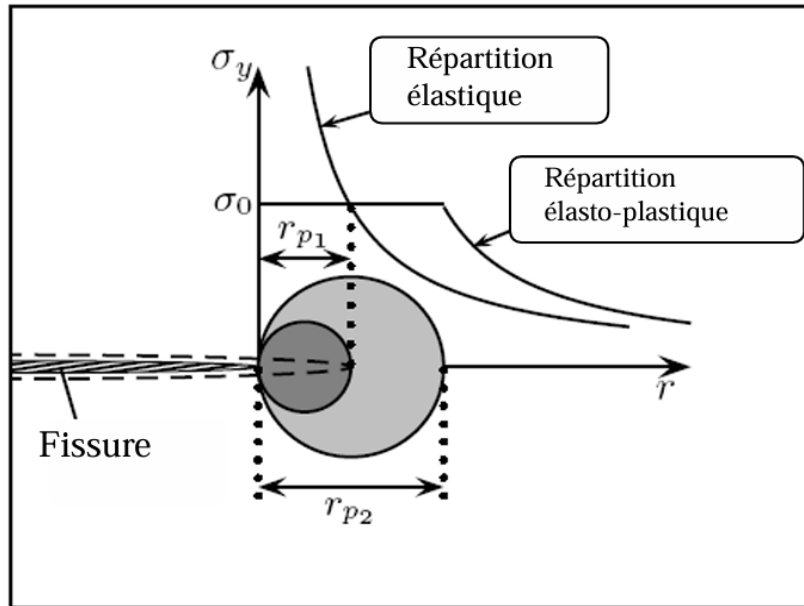


Figure 2.3. Distribution des contraintes en pointe de fissure (Zone plastique) [3]

Les critères de plasticité de Von Mises et de Tresca sont décrits par les équations suivantes :

- En contraintes planes :

Critère de Von Mises

$$r_p(\theta) = \frac{K_I^2}{2\pi\sigma_E^2} \cos^2\left(\frac{\theta}{2}\right) \left(1 + 3\sin^2\left(\frac{\theta}{2}\right)\right) \quad (2.12)$$

Critère de Tresca

$$r_p(\theta) = \frac{K_I^2}{2\pi\sigma_E^2} \cos^2\left(\frac{\theta}{2}\right) \left(1 + \sin\frac{\theta}{2}\right)^2 \quad \text{pour } 0 < \theta < \pi \quad (2.13)$$

- En déformations planes :

Critère de Von Mises

$$r_p(\theta) = \frac{K_I^2}{2\pi\sigma_E^2} \cos^2\left(\frac{\theta}{2}\right) \left((1-2\nu)^2 + 3\sin^2\left(\frac{\theta}{2}\right) \right) \quad (2.14)$$

Critère de Tresca

$$r_p(\theta) = \frac{K_I^2}{2\pi\sigma_E^2} \cos^2\left(\frac{\theta}{2}\right) \left(1 - 2\nu + \sin\frac{\theta}{2} \right)^2 \quad \text{si } \theta \leq 2\text{Arcsin}(1 - 2\nu) \quad (2.15)$$

$$r_p(\theta) = \frac{K_I^2}{2\pi\sigma_E^2} \sin^2(\theta) \quad \text{si } 2\text{Arcsin}(1 - 2\nu) < \theta \leq \pi$$

La figure 2.4. suivante représente les contraintes et les déformations planes

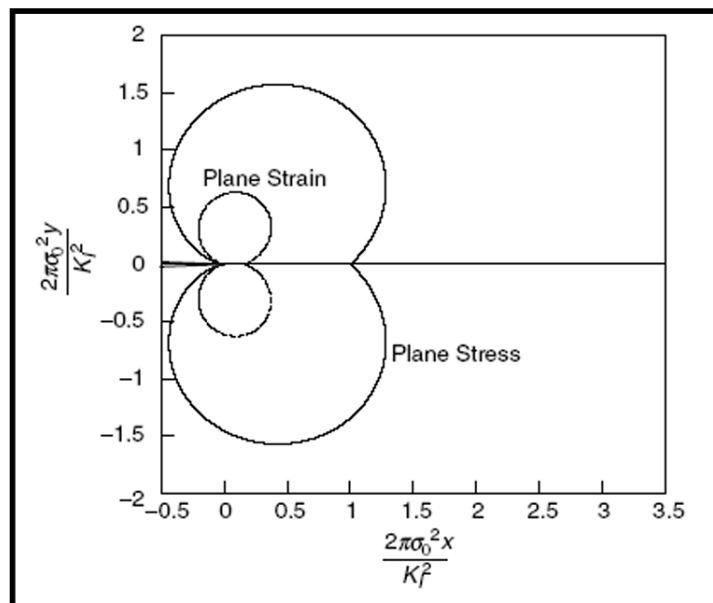


Figure2. 4. Contours des zones plastiques en mode I

2. Endommagement par fatigue

2.1.Introduction

L'examen du phénomène de fatigue est crucial, car il est responsable d'environ 90 % des pannes constatées dans les structures, en particulier dans les secteurs de l'aéronautique, du ferroviaire, de l'automobile et du transport d'hydrocarbures par pipelines (oléoducs et gazoducs).

Les sollicitations qui sont mises en œuvre peuvent se manifester de diverses manières, connues sous le nom de spectres (voir Figure 2.5).

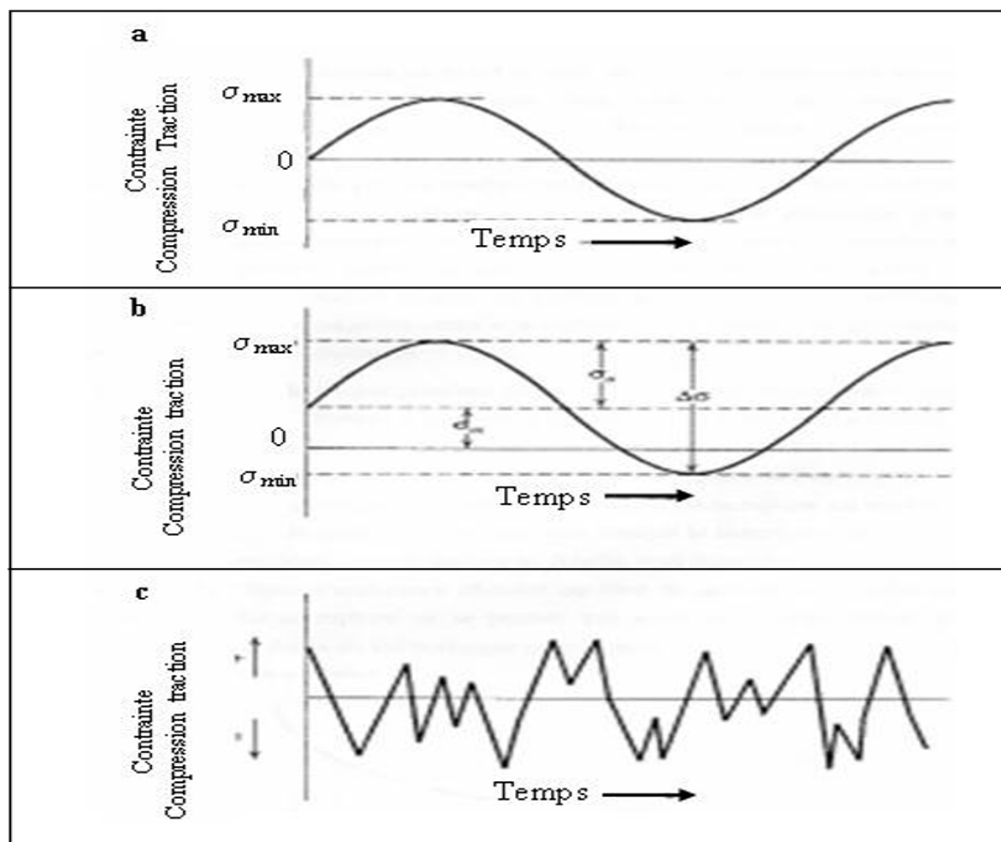


Figure 2.5. Variation du chargement appliquée en fonction du temps [5]

- a) La contrainte change de façon périodique et sinusoïdale avec le temps.
- b) Les valeurs extrêmes de la contrainte ne sont pas symétriques par rapport au zéro de contrainte.
- c) Le cycle de chargement peut présenter des fluctuations de contraintes.

2.2. Dommages et phases de fissuration liés à la fatigue

Quand une pièce mécanique est exposée à un chargement cyclique, divers stades de dégradation peuvent apparaître. Des imperfections commencent à se manifester dans une région initialement intacte (c'est-à-dire non affectée) et évoluent de manière stable jusqu'à la défaillance ultime du matériau. On peut schématiser l'évolution de ce processus de dégradation à travers les étapes suivantes :

- Des modifications microstructurales entraînant l'apparition d'un dommage irréversible ;
- La formation de microfissures ;
- La coalescence et la croissance de ces défauts microscopiques conduisant à la naissance de fissures principales ;
- La propagation stable d'une fissure dominante (voir Figure 2.6) ;
- Enfin, la rupture finale du matériau.

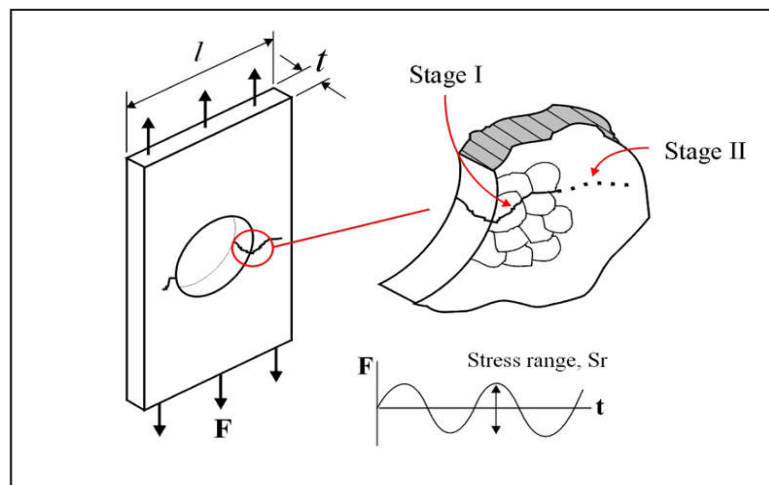


Figure 2.6. Passage de propagation stable d'une fissure principale [5]

L'analyse fractographique de la surface cassée révèle habituellement trois régions distinctes :

- Le site d'amorçage de la fissure,
- La zone de propagation stable,
- La surface liée à la rupture brutale.

L'apparition et la propagation de fissures macroscopiques sous des contraintes cycliques répétées caractérisent la fatigue des matériaux métalliques. Dans la plupart des situations, ces charges cycliques affichent des amplitudes considérablement plus faibles que la limite d'élasticité du matériau. Toutefois, l'accumulation de ces éléments avec le temps peut déclencher l'apparition d'une fissure importante et, en fin de compte, entraîner une défaillance partielle ou complète de la structure.

La **fatigue des matériaux métalliques** se caractérise par l'apparition puis la propagation de fissures macroscopiques sous l'effet de sollicitations répétées. Dans la plupart des situations, ces charges cycliques affichent des amplitudes considérablement plus faibles que la limite d'élasticité du matériau. Toutefois, l'accumulation de ces éléments avec le temps peut déclencher l'apparition d'une fissure importante et, en fin de compte, entraîner une défaillance partielle ou complète de la structure.

Le **dimensionnement en fatigue** d'un composant soumis à des chargements cycliques exige la définition d'un *état limite* servant de critère de résistance. Ce critère se base sur l'examen des trois phases clés du processus de fatigue, chacune étant régie par des mécanismes propres :

- **Phase d'initiation de la fissure** : cette phase décrit la progression du matériau depuis sa condition originale jusqu'à l'émergence d'une fissure microscopique. Le phénomène d'amorçage se produit généralement près de défauts internes ou de discontinuités géométriques qui créent des concentrés locaux de contraintes.
- **Phase de propagation lente (ou stable)** : pendant cette étape, la fissure se propage petit à petit. Le taux de croissance est influencé à la fois par les caractéristiques du matériau et l'intensité de la charge appliquée.
- **Phase de rupture (propagation instable)** : c'est la phase finale du processus de fatigue. Elle se manifeste lorsque la fissure atteint un seuil critique correspondant à son instabilité, provoquant la défaillance soudaine de la pièce.

Dans les faits, les **critères de rupture** utilisés sont fréquemment basés sur une diminution significative de la rigidité de la structure, qui se caractérise par une profondeur de fissure relative établie en fonction de l'épaisseur de la pièce.

2.3. Propagation d'une fissure due à la fatigue

2.3.1. Zones de fissuration dues à la fatigue

La rupture par fatigue fait référence à l'évolution d'une fissure sous une charge cyclique, un processus qui s'effectue progressivement selon deux phases majeures : l'amorçage et la propagation stable.

L'analyse de ce phénomène s'appuie principalement sur l'examen de la vitesse de propagation des fissures liées à la fatigue, élément central pour déterminer la longévité d'un matériau ou d'une structure. Dans ce cadre, la dynamique de la rupture a joué un rôle crucial dans la modélisation du comportement des fissures. Elle a rendu possible l'établissement de plusieurs lois empiriques et analytiques qui lient la vitesse de propagation d'une fissure à des caractéristiques mécaniques du matériau et de la charge.

On peut généralement caractériser ce comportement via une loi semi-théorique de propagation des fissures. Envisageons une structure qui présente une fissure de longueur a . En suivant l'évolution de cette fissure pendant un test de fatigue, on note que sa longueur a changé en fonction du nombre de cycles appliqués (N). L'analyse de ce lien ($a=f(N)$) rend possible la quantification de la dynamique de propagation et l'identification des diverses étapes du processus de fissuration. On observe que sous une charge à amplitude constante, la progression persiste jusqu'à la rupture (figure 2.7) [5].

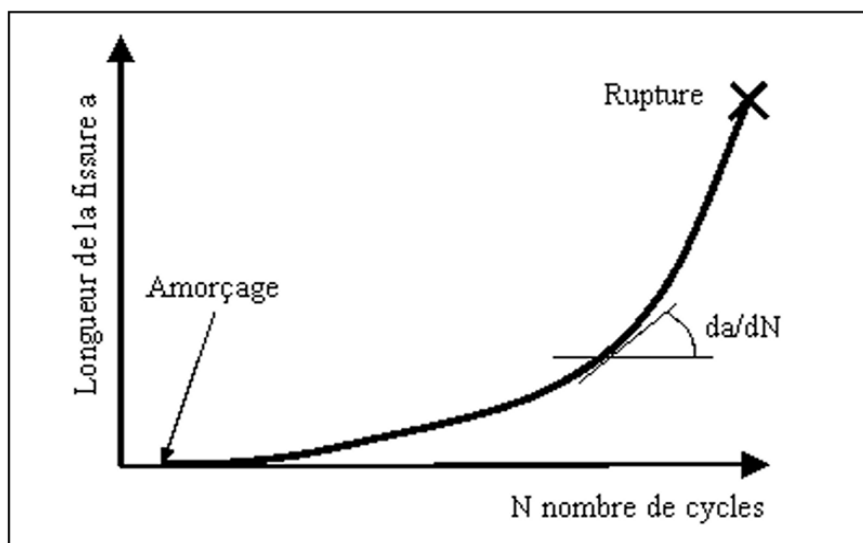


Figure 2.7. Evolution de la longueur de fissure en fonction du nombre de cycle [5]

En règle générale, les résultats expérimentaux montrent que l'amorçage des fissures découle d'une concentration de déformation plastique localisée dans une zone de taille finie. Ces fissures, une fois mises en mouvement, peuvent se développer de façon stable sous l'influence des charges cycliques.

L'identification de trois phases distinctes de fissuration est possible en analysant la progression de la vitesse des fissures en relation avec l'intensité du facteur d'intensité de contrainte (ΔK). La figure 2.8 illustre, sur une échelle logarithmique, l'évolution de la vitesse de fissuration (da/dN) en rapport avec ΔK .

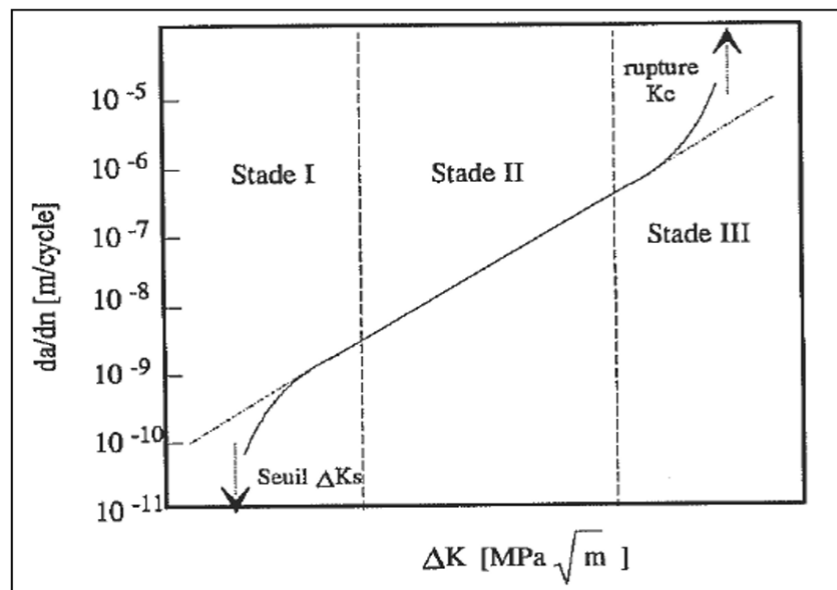


Figure 2.8. Schématisation des stades de fissuration [5]

Domaine I :

Ce domaine se rapporte à la lenteur de propagation des fissures. L'impact de l'environnement et de la microstructure y est crucial. Pour définir ce dernier, des tests sont généralement effectués avec un facteur d'intensité de contrainte décroissant ΔK , ce qui aide à établir la valeur critique ΔK_s .

Domaine II :

C'est ce qu'on appelle généralement le domaine des vitesses moyennes, souvent nommé domaine de Paris. Dans cette région, la vitesse de propagation des fissures varie de manière linéaire avec ΔK lorsqu'elle est représentée sur une échelle bi-logarithmique.

La plupart du temps, la fissure se forme dans un plan perpendiculaire à l'orientation de la contrainte appliquée. C'est la loi de Paris [6] est applicable dans ce domaine.

Domaine III :

Ce domaine se rapporte aux régimes de chargement élevés, où une rupture rapide a lieu à la pointe de la fissure. Les vitesses de propagation deviennent alors extrêmement élevées, provoquant rapidement la fracture du matériau lorsque $K_{\max} = K_{Ic}$.

La relation empirique suggérée par Paris [6] peut décrire la section linéaire de la courbe caractérisant le domaine II :

$$\frac{da}{dN} = C (\Delta K)^m \quad (2.16)$$

Où C et m sont des constantes qui dépendent du matériau, des conditions de chargement et de l'environnement.

2.3.2. Paramètres ayant un impact sur le comportement en fatigue

a) Paramètres intrinsèques du matériau

▪ Taille des grains

La résistance à la fatigue d'un matériau dépend fortement de la finesse de sa microstructure. Effectivement, les matériaux à grains fins tendent généralement à avoir une résistance supérieure à la fatigue comparativement à ceux avec des grains plus gros [6,7]. Cette progression est attribuée à la diminution de la dimension des particules, qui restreint l'intensité locale des contraintes et entrave l'initiation et la diffusion des microfissures sous sollicitation cyclique.

▪ Taux d'écroutissage

Cette consolidation entraîne un accroissement de la limite d'élasticité, ce qui conduit à une amélioration significative de la résistance à la fatigue [8]. Le durcissement du matériau est provoqué par une densification des dislocations dans le réseau cristallin, résultant de l'écroutissage généré par les techniques de mise en forme. L'écroutissage a un impact positif, car il réduit la déformation plastique locale dans les zones critiques, ce qui retarde le déclenchement des fissures dues à la fatigue.

b) Paramètres métallurgiques

Traitement thermique

L'impact du traitement thermique sur la résistance à la fatigue est lié au genre de transformation qu'il provoque dans la microstructure du matériau. Un processus entraînant un renforcement (trempe, revenu approprié) augmente habituellement la résistance, alors qu'un assouplissement (recuit, revenu) a tendance à la réduire.

De plus, le traitement thermique altère fréquemment la dimension des grains et la répartition des précipités, ce qui a un impact direct sur la résistance à l'amorçage des fissures de fatigue [7,9 et10].

▪ Défauts métallurgiques de l'alliage

Des défauts propices à l'amorce des fissures sont constitués par la présence de défauts métallurgiques tels que les lacunes, les déplacements interstices, les précipités ou encore les inclusions non métalliques. Ces disparités engendrent des accumulations locales de contraintes dues à une incompatibilité de déformation entre les diverses phases du matériau, ce qui précipite le processus de détérioration par fatigue [11].

▪ Paramètres mécaniques et géométriques

▪ Nature du chargement

La nature du chargement appliqué, qu'il soit monotone ou variable, influence considérablement le comportement en fatigue.

Chargements monotones :

Dans le cas d'un chargement cyclique à amplitude constante, plusieurs paramètres influencent la durée de vie :

- ✓ **Le rapport de charge (R)**, défini comme le rapport entre la contrainte minimale et la contrainte maximale du cycle. À contrainte maximale constante, une augmentation du rapport R se traduit généralement par une amélioration de la durée de vie.
- ✓ **La contrainte moyenne (σ_{moy})** : pour une amplitude donnée, l'augmentation de la contrainte moyenne réduit la durée de vie en fatigue.

- ✓ **La période du signal** exerce en général une influence négligeable sur la durée de vie, sauf lorsque la fatigue est couplée à d'autres mécanismes d'endommagement dépendant du temps, tels que la fatigue-corrosion ou la fatigue-fluage.

Chargements variables :

Dans ce cas, le comportement du matériau dépend également de :

- ✓ **La présence de surcharges**, dont la répétition périodique peut ralentir sensiblement la propagation des fissures en créant un effet de fermeture.
- ✓ **L'ordre d'apparition des cycles**, qui influence la séquence d'endommagement et la cinétique de fissuration.

Discontinuités géométriques :

Les entailles, les trous ou les changements brusques de section constituent des zones de concentration de contraintes. Ce phénomène est quantifié par le coefficient de concentration de contraintes élastiques (K_t), défini comme le rapport entre la contrainte maximale locale et la contrainte nominale appliquée. Dans le domaine d'endurance limitée, une augmentation de K_t conduit à une diminution significative de la durée de vie en fatigue. (Voir figures 2.9 et 2.10)

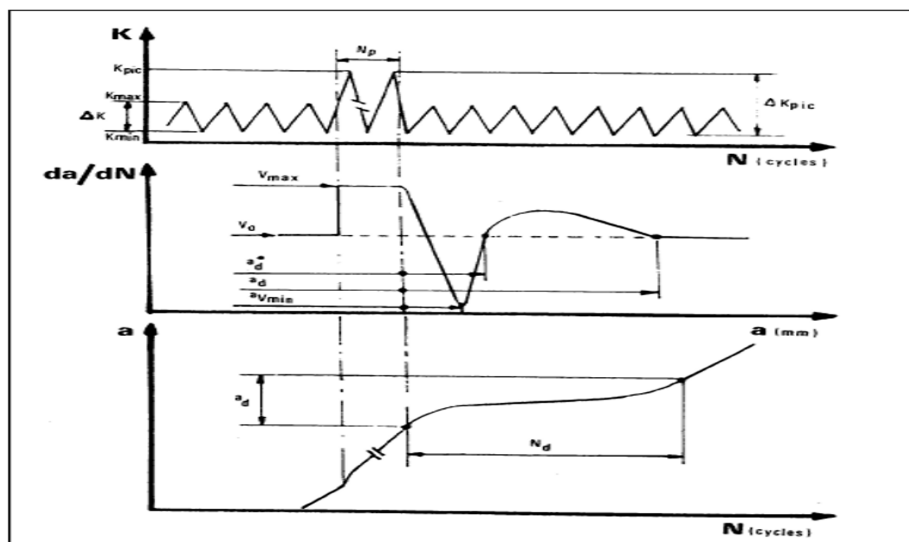


Figure 2.9 Effet des surcharges sur la propagation des fissures de fatigue [9]

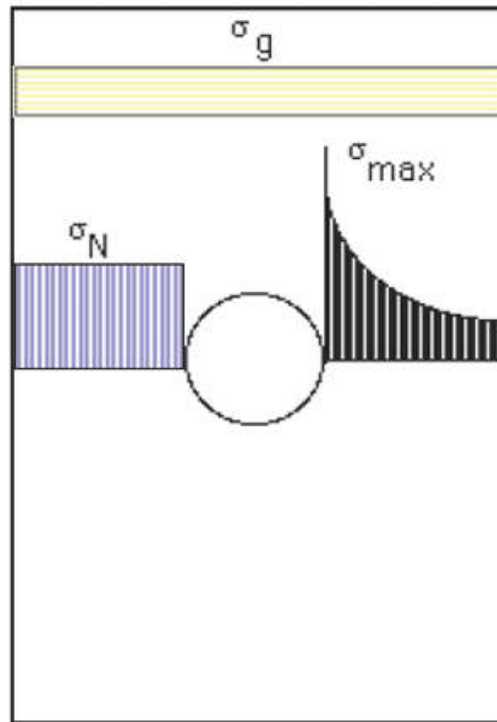


Figure 2.10 – Illustration des contraintes et de leur concentration au voisinage de l'entaille [9]

2.3.3. Modèles pour prédire la durée de vie

L'étude de la dynamique de propagation des fissures et l'estimation de la longévité résiduelle en fatigue constituent des éléments cruciaux dans la conception et l'entretien des structures exposées à des contraintes cycliques. Ces phénomènes, étroitement connectés à l'usure des matériaux, ont été le sujet de nombreuses études visant à développer des modèles de propagation appropriés à divers régimes de chargement, qu'ils soient d'amplitude stable ou changeante (situation de surcharge ou de sous-charge).

Cependant, la majorité des modèles élaborés ne prennent pas en considération tous les paramètres affectant le comportement en fatigue, ni l'intégralité de la courbe de propagation (figure 2.8). Globalement, ces méthodes s'appuient sur l'incorporation de l'équation définissant la vitesse de propagation des fissures pour évaluer la longévité en fatigue des structures, tout en simplifiant certains éléments physiques et mécaniques du processus.

a. Modèle de Paris

La plupart des mises en œuvre actuelles des principes de la mécanique linéaire de rupture élastique pour illustrer le comportement de diffusion des fissures concernent la zone II de la courbe de propagation (figure 2.8). L'équation (17) du modèle de Paris [12] représente la première formulation qui établit un lien entre la mécanique de rupture.

Cependant, l'application de la loi de Paris est limitée à la région II, qui correspond à la phase de propagation stable des fissures, et ne peut pas représenter les comportements observés dans les régions I et III. De plus, cette législation ne prend pas en considération l'impact du rapport de charge et montre une dépendance significative aux caractéristiques intrinsèques du matériau en question.

$$\frac{da}{dN} = C (\Delta K)^m \quad (2.17)$$

Où :

- $\frac{da}{dN}$ désigne la vitesse de propagation de la fissure par cycle,
- ΔK est la variation du facteur d'intensité de contrainte au cours d'un cycle de chargement,
- C et m sont des constantes empiriques dépendant du matériau et des conditions expérimentales.

Afin de décrire plus complètement la courbe de propagation, notamment aux vitesses très faibles ainsi que dans la zone de propagation rapide, certains auteurs ont proposé d'introduire dans la formulation les valeurs du facteur d'intensité de contrainte associées au seuil de propagation (K_{seuil}) et à la rupture critique (K_C). Cette approche permet d'élargir le domaine de validité des modèles classiques, en tenant compte à la fois des phénomènes de début de propagation et de l'instabilité finale de la fissure.

b. Modèle de Walker

La principale limitation de la loi de Paris réside dans son incapacité à prendre en compte l'influence du rapport de charge R . Cette insuffisance a été soulignée par Walker [13], qui a proposé une amélioration du modèle initial en introduisant explicitement l'effet de ce paramètre. Walker a ainsi défini un nouveau paramètre de contrainte, noté $\overline{\Delta K}_{\text{eff}}$, équivalent au facteur d'intensité de contrainte pour un rapport de charge nul ($R = 0$), et permettant d'ajuster la loi de Paris en fonction de R . Le modèle de Walker peut alors s'exprimer sous la forme :

$$\overline{\Delta K} = \frac{\Delta K}{(1-R)^{1-\gamma_w}} \quad (2.18)$$

L'introduction du terme $(1 - R)^{1-\gamma_w}$ permet ainsi de mieux décrire l'influence du rapport de charge sur la propagation des fissures, en offrant une représentation plus réaliste du comportement en fatigue pour différents régimes de sollicitation.

c. Modèle de Forman

Forman [14] a proposé une amélioration du modèle de Walker en introduisant une formulation capable de décrire également la région III de la courbe de propagation des fissures, tout en conservant l'effet du rapport de charge R . La loi de Forman s'écrit de la manière suivante :

$$\frac{da}{dN} = C \frac{(\Delta K)^m (1 - R)^p}{\left(1 - \frac{K_{\max}}{K_c}\right)} \quad (2.19)$$

Où :

- da/dN est la vitesse de propagation de la fissure,
- ΔK représente l'amplitude du facteur d'intensité de contrainte,
- $R=K_{\min}/K_{\max}$ est le rapport de charge,
- K_{\max} est le facteur d'intensité de contrainte maximal au cours du cycle,
- K_c correspond à la ténacité du matériau, qui peut dépendre de l'épaisseur considérée,
- C , m et p sont des constantes expérimentales liées aux propriétés du matériau et aux conditions de chargement.

Le modèle de Forman permet ainsi de représenter à la fois la phase de propagation stable (région II) et la phase de propagation instable (région III), offrant une description plus complète et réaliste du comportement en fatigue des matériaux soumis à des sollicitations cycliques.

d. Modèle Nasgro

Le modèle Nasgro, largement utilisé pour la prédiction de la vitesse de propagation des fissures en fatigue et intégré dans de nombreux codes de calcul, a été développé par Forman et Mettu [15]. Il permet d'estimer la vitesse de propagation des fissures sur l'ensemble des trois régions de la courbe de propagation et se présente sous la forme :

$$\frac{da}{dN} = C \left[\left(\frac{1-f}{1-R} \right) \Delta K \right]^n \frac{\left(1 - \frac{\Delta K_{th}}{\Delta K} \right)^p}{\left(1 - \frac{K_{max}}{K_{crit}} \right)^q} \quad (2.20)$$

C , n , p , q : sont des paramètres empiriques

K_{max} et K_{crit} : sont respectivement le facteur d'intensité de contrainte maximale et le facteur d'intensité de contrainte critique.

Le facteur f représente la contribution de la fermeture de la fissure et permet d'ajuster le facteur d'intensité de contrainte effectif en fonction du rapport de charge R . Il est défini de manière conditionnelle selon la valeur de R :

$$f = \frac{K_{op}}{K_{max}} = \begin{cases} \max(R, A_0 + A_1R + A_2R^2 + A_3R^3) & R \geq 0 \\ A_0 + A_1R & -2 \leq R < 0 \\ A_0 - 2A_1 & R < -2 \end{cases} \quad (2.21)$$

Les coefficients A_i , nécessaires pour le calcul du facteur de fermeture de fissure $f(R)$, sont déterminés empiriquement et dépendent des propriétés du matériau ainsi que des conditions de chargement. Ils sont définis par :

$$A_i = \begin{cases} A_0 = (0.825 - 0.34\alpha + 0.05\alpha^2) \left[\cos\left(\frac{\pi}{2} \sigma_{\max}/\sigma_0\right) \right]^{\frac{1}{\alpha}} \\ A_1 = (0.415 - 0.071\alpha) \sigma_{\max}/\sigma_0 \\ A_2 = 1 - A_0 - A_1 - A_3 \\ A_3 = 2A_0 + A_1 - 1 \end{cases} \quad (2.22)$$

α : rapport de contrainte/déformation plane

σ_{\max}/σ_0 : rapport de la contrainte maximale appliquée sur la contrainte d'écoulement

ΔK_{th} : Amplitude du facteur d'intensité de contrainte seuil donnée par :

$$\Delta K_{th} = \Delta K_0 \left(\frac{a}{a + a_0} \right)^{\frac{1}{2}} / \left(\frac{1-f}{(1-A_0)(1-R)} \right)^{(1+C_{th}R)} \quad (2.23)$$

$\Delta K_{th,R=0}$: amplitude du facteur d'intensité de contrainte seuil pour ($R = 0$).

a : longueur actuelle de la fissure.

a_0 : longueur initiale de la fissure au début du chargement.

C_{th} : coefficient associé au seuil de propagation, déterminé expérimentalement et dépendant des propriétés du matériau et des conditions de chargement.

L'effet de l'épaisseur est pris en compte dans le modèle NASGRO et est exprimé en fonction du

$$K_{IC \text{ crit}} = K \left[A_k \left(1 - \frac{t_0}{t} \right)^2 + B_k \right] \quad (2.24)$$

ΔK : Amplitude du facteur d'intensité de contrainte à seuil pour un rapport de chargement $R = 0$

a : Longueur de la fissure

a_0 : Longueur initiale de la fissure

C_{th} : Coefficient seuil

Dans cette expression, K_{IC} désigne la ténacité du matériau, A_k et B_k sont des paramètres déterminés par ajustement, t est l'épaisseur réelle de la pièce et t_0 l'épaisseur de référence correspondant à la condition de déformation plane.

La condition de déformation plane est définie par :

$$\sigma_e = 2,5 \frac{K_{IC0}}{\sqrt{t}} \quad (2.25)$$

3. Comportement en fatigue des aciers pour pipelines

La prédiction du comportement en fatigue des aciers de pipelines dépend de plusieurs paramètres influents. Les paramètres liés au chargement, tels que le rapport de charge et l'amplitude de chargement, jouent un rôle déterminant.

Pour les pipelines, la variation du rapport de charge est directement liée aux fluctuations de la pression de service. L'environnement, notamment la présence d'hydrogène ou d'azote, ainsi que la température, influence fortement la vitesse de propagation des fissures dans ces aciers.

Avec le développement des aciers pour pipelines, de nombreuses études se sont intéressées au comportement en fatigue en reproduisant les conditions de service à l'échelle expérimentale.

L'état de l'art sur la fissuration par fatigue des aciers X42 et X70, mené à un rapport de charge fixe $R = 0,1$ sous atmosphère d'hydrogène ou d'azote, montre que la vitesse de fissuration de l'acier API 5L X42 est supérieure à celle de l'acier API 5L X70. Sous un même environnement (H_2 ou N_2), la fissuration de l'acier X42 est plus rapide que celle du X70, en raison de différences dans la composition chimique et la taille des grains, entre autres facteurs (Figure 2.11).

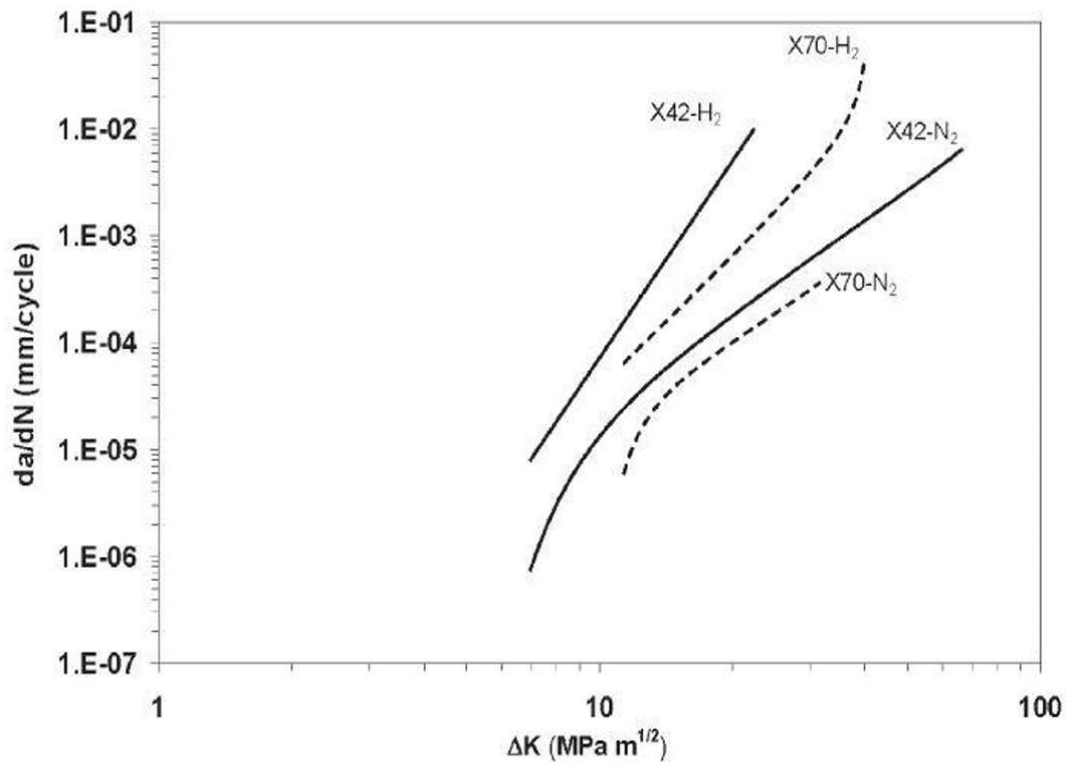


Figure 2.11. Évolution de la croissance des fissures Amplitude/Facteur d'intensité des contraintes des aciers X42 et X70, avec 6,9 % H_2 et N_2 , pour un rapport de charge $R = 0,1$ [17].

L'influence d'un environnement acide sur la fissuration de l'acier API 5L X52 a été étudiée par le NIST [16]. Les résultats montrent que, sous l'action de bactéries productrices d'acide, la vitesse de propagation des fissures est nettement plus élevée que lors d'essais réalisés à l'air ou dans un environnement simulé d'éthanol-carburant (SFGE : Simulated Fuel Grade Ethanol) (Figure 2.12).

En revanche, pour l'acier API 5L X70, ces mêmes essais mettent en évidence une diminution de la vitesse de fissuration. Dans l'air libre, cette vitesse finale est d'environ

1×10^{-6} m par cycle, tandis que pour l'acier X52, elle atteint 3×10^{-6} m par cycle, pour une amplitude du facteur d'intensité de contrainte de $70 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$ (Figure 2.13).

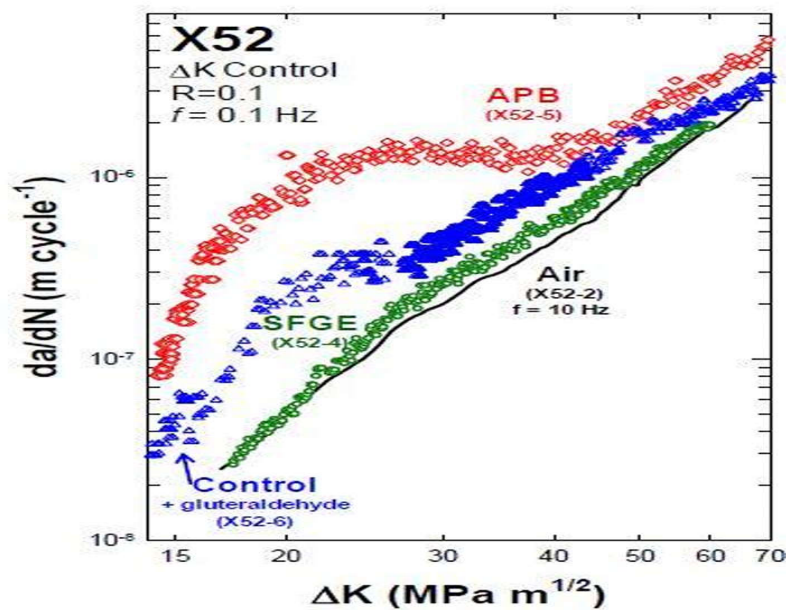


Figure 2.12. Vitesse de propagation des fissures de l'acier API 5L X52 dans différents environnements gazeux [16]

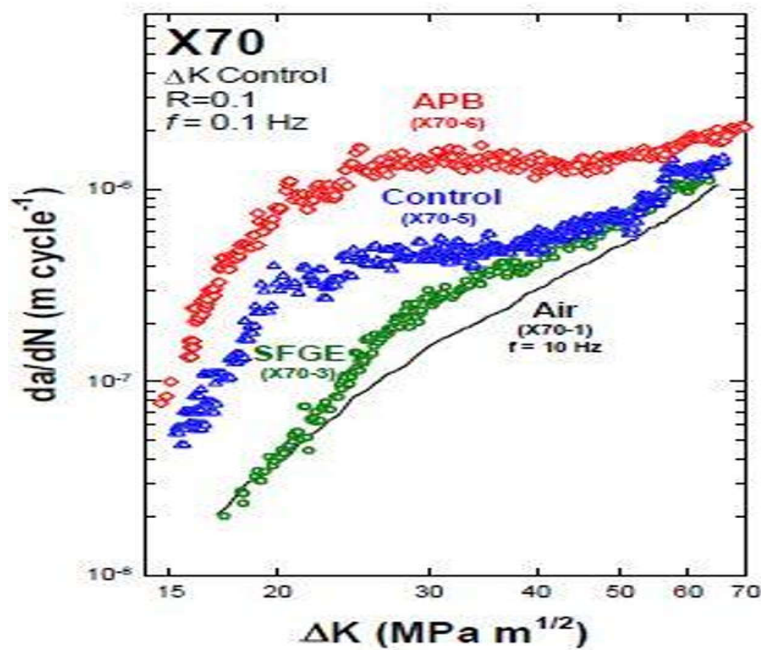


Figure 2.13. Vitesse de propagation des fissures de l'acier API 5L X70 dans différents environnements gazeux [16].

Une diminution de la résistance à la fissuration par fatigue de l'acier API 5L X60 a été observée en présence d'hydrogène dans les différentes zones d'un joint soudé (métal de base, zone affectée thermiquement et zone de fusion), par rapport aux essais réalisés à l'air libre (Figure 2.14) [18]. À l'air, pour $\Delta K = 20 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$, la vitesse de fissuration est de l'ordre de $2 \times 10^{-4} \text{ mm/cycle}$, alors qu'en présence d'hydrogène à 6,9 MPa, elle atteint environ 10^{-3} mm/cycle .

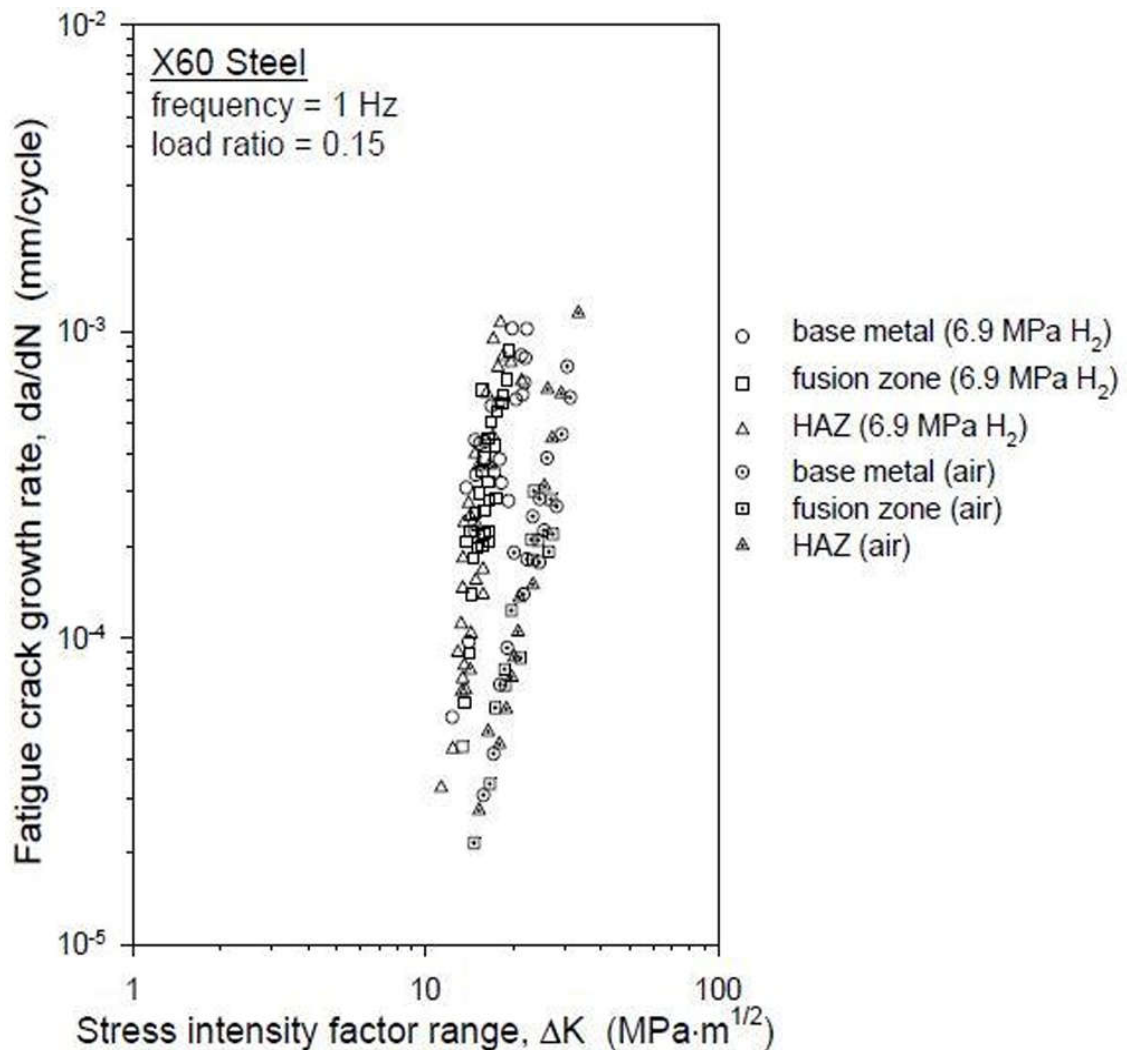


Figure 2.14. Taux de propagation des fissures dans un joint soudé en acier API 5L X60 [18].

Le même effet de l'hydrogène a été observé sur l'acier API 5L X80 à un rapport de charge $R = 0,5$ [18]. L'augmentation du rapport de charge en environnement hydrogéné entraîne également une élévation du taux de fissuration (Figure 2.15).

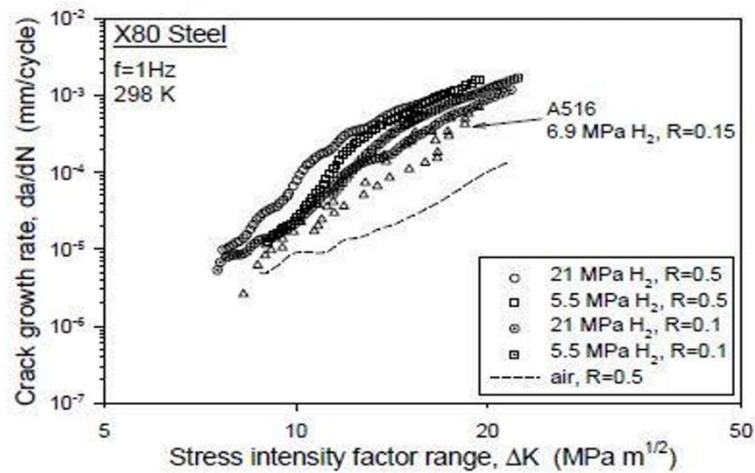


Figure 2.15. Vitesse de propagation des fissures de l'acier API 5L X80 sous hydrogène [19].

Neves [19] a montré que la vitesse de propagation des fissures dans l'acier API 5L X65 dépend de l'orientation de la fissure (Figure 2.16). Les paramètres du modèle de propagation, déterminés selon la loi de Paris, indiquent que l'orientation T-S présente une meilleure résistance à la fissuration par fatigue comparée à l'orientation T-L.

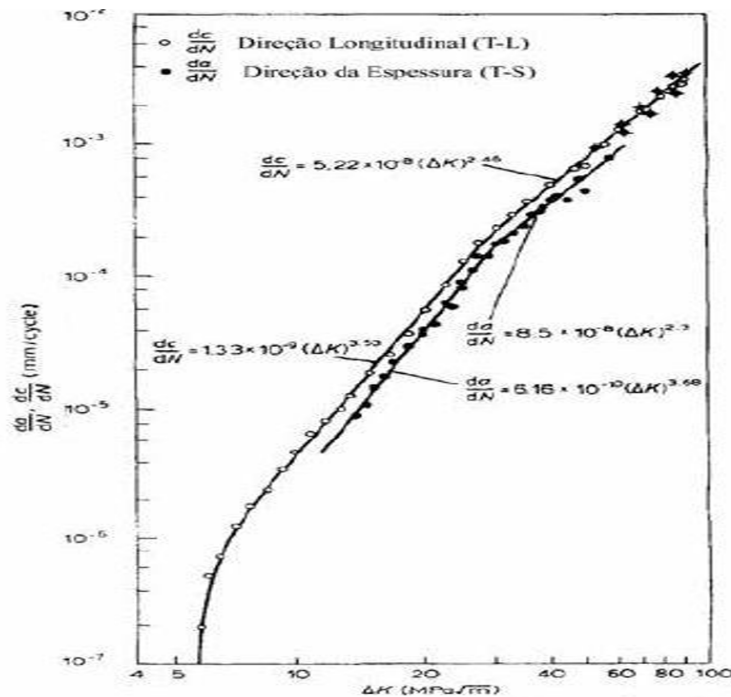


Figure 2.16. Effet de l'orientation des fissures sur la vitesse de fissuration de l'acier API 5L X65 (Sens T-L et T-S) [19]

Meibao et Jiang [22] a montré que, en l'absence de pré-déformation cyclique en traction et à une fréquence de 10 Hz, la surface de rupture devient plus rugueuse lorsque le rapport de charge R diminue.

Pour un taux de pré-déformation fixe de 10 %, la surface de rupture présente des stries de fatigue et des cupules lorsqu'elle est soumise à une fréquence de 30 Hz. La diminution de la fréquence influence l'aspect fractographique, avec des stries de fatigue devenant discontinues. Sur la surface moyenne de l'échantillon pré-déformé, la rugosité de la rupture se limite principalement à la région d'amorçage. Par ailleurs, des zones de rupture fragile et l'apparition de fissures secondaires sont observées après pré-déformation.

Ces observations sont attribuables à l'effet d'écrouissage induit par la pré-déformation, qui réduit la plasticité et la ténacité de l'acier de pipeline X60. Cependant, cette pré-déformation entraîne également un durcissement à la déformation, se traduisant par une augmentation de la limite conventionnelle d'élasticité et de la résistance à la traction.

Les essais de fatigue réalisés à l'air sur l'acier de pipeline API 5L X70 confirment que la vitesse de fissuration est influencée par le rapport de charge [25]. Pour des ΔK faibles mais supérieurs au seuil, les observations microscopiques indiquent une augmentation notable de la vitesse de propagation. Par ailleurs, une baisse de la fréquence d'essai en milieu eau de mer entraîne une accélération de la fissuration. Aux environs de $\Delta K = 20 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$, un changement de pente apparaît dans la courbe de propagation selon la loi de Paris.

Enfin, la comparaison des vitesses de fissuration en fatigue à l'air des aciers X65 et X70 révèle une légère hausse de la vitesse pour le X70 dans la zone de propagation stable ($\Delta K = 8$ à $70 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$).

La propagation de fissures de fatigue dans l'acier X65 a été examinée par Kim [26] pour trois zones : le métal de base (BM), la zone affectée thermiquement (HAZ) et le métal soudé (WM). Les résultats montrent que les propriétés mécaniques du métal

soudé sont supérieures à celles du métal de base. Dans la direction TL, la vitesse de propagation des fissures et le facteur d'intensité de contrainte seuil du métal de base ne semblent pas influencés par le rapport de charge. En revanche, dans le métal soudé, la vitesse de fissuration augmente lorsque le rapport de charge s'élève, mais seulement pour de faibles valeurs de ΔK (figure 2.17). Cet effet tend ensuite à s'atténuer à mesure que l'amplitude du facteur d'intensité de contrainte ΔK augmente.

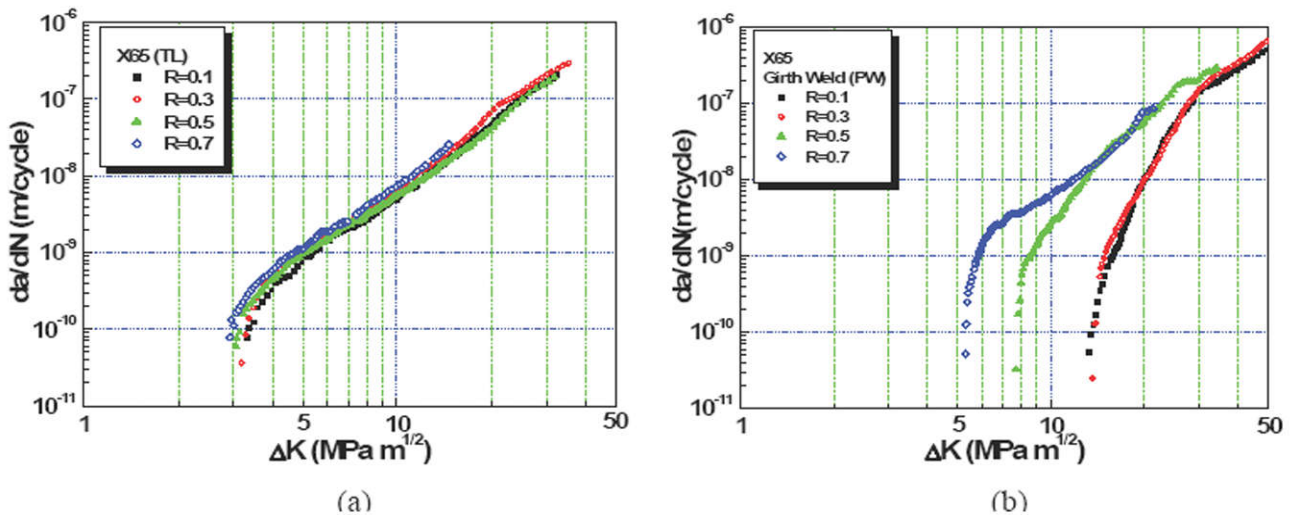


Figure 2.17. Vitesse de propagation des fissures : (a) acier de pipeline dans la direction TL, (b) zone fondue, en fonction du rapport de charge [26].

L'étude menée par Hadjoui et al. [27] a porté sur la propagation de fissures de fatigue dans les aciers API 5L X60 et X70 au niveau de la zone soudée. Sous un chargement à amplitude constante, l'influence du rapport de charge sur la durée de vie a clairement été mise en évidence.

Les résultats montrent que la durée de vie augmente lorsque le rapport de charge s'élève. Pour un même rapport de charge ($R = 0,2$), l'acier API 5L X70 présente une résistance à la fissuration par fatigue supérieure à celle de l'acier X60 (figure 2.18).

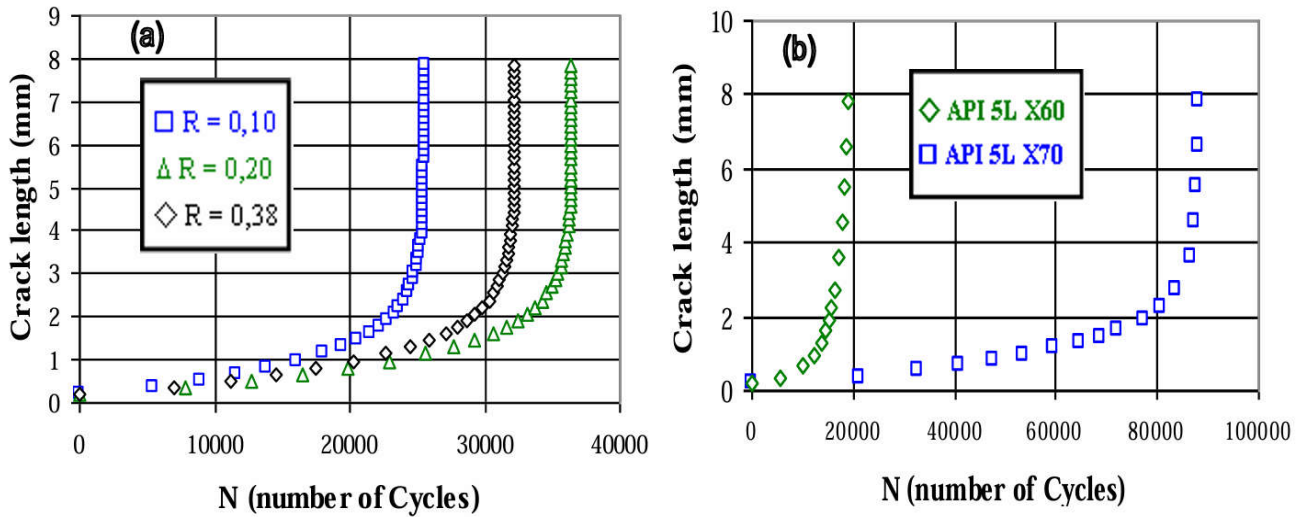


Figure 2.18. Influence du rapport de charge sur la durée de vie en fatigue des aciers de pipelines : (a) API 5L X60, (b) API 5L X70.

Conclusion

Compte tenu de la variabilité des paramètres influençant la fissuration par fatigue tels que les conditions de chargement, les contraintes résiduelles ou encore l'environnement agressif ainsi que de la diversité des nuances d'aciers utilisées dans les pipelines en service, il est nécessaire de prédire le comportement en fissuration en supposant la présence de défauts et des conditions environnementales particulières.

La présente étude s'attache donc à analyser l'influence de paramètres de chargement, notamment le rapport de charge et l'amplitude, sur différents aciers de pipelines, en s'appuyant sur des résultats expérimentaux de propagation de fissures de fatigue.

REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- [1] G. R. Irwin (1957). "Analysis of stresses and strains near the end of crack traversing a plate". *Journal of Applied Mechanics*, Vol. 24, pp361-364.
- [2] H.M. Westergaard (1939), "Bearing pressures and cracks". *Transactions ASME, Journal App. Mech*, A 49.
- [3] G.R Irwin (1960). "Plastic zone near a crack and fracture toughness". In: *Proceeding of the 7th Sagamore Ordnance Materials Conference*, New York, Syracuse University, pp 63-78.
- [4] S. Roy Swanson (1974). "Handbook of fatigue testing". *American Society of Testing and Materials*.
- [5] F.R. Stonesifer (1978). "Effect of grain size and temperature on fatigue crack propagation in A533 B steel". *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 10, pp 305-314.
- [6] J. P. Benson (1979), *Metal Science*, 13, pp 535-539.
- [7] J. P. Lucas, W.W. Gerberich (1981). "Low temperature and grain size effects on threshold and fatigue crack propagation in a high strength low alloy steel". *Materials Science and Engineering* 51, pp 203 – 212.
- [8] Seung Youb Hana, Seok Su Sohna, Sang Yong Shina, Jin-ho Baeb, Hyoung Seop Kima, Sunghak Leea (2012). "Effects of microstructure and yield ratio on strain hardening and Bauschinger effect in two API X80 line pipe steels". *Materials Science and Engineering A* 551, pp 192–199.
- [9] Mostafa Alizadeh, Sajjad Bordbar (2013) "Applying a novel heat treatment cycle to modify the microstructure of welded API X70 pipeline steel". *Materials Letters*, In Press, online 17 February 2013.
- [10] Zhou Min, Du Lin-Xiu, Liu Xiang-hua (2011). "Relationship among microstructure and properties and heat treatment process of ultra-high strength X120 pipeline steel". *Journal of Iron and Steel Research, International* 18(3), pp 59-64.
- [11] Zhang Li-feng (2006). "Inclusion and Bubble in Steel- A Review". *Journal of Iron and Steel Research, International* 13(3), pp 01-08.
- [12] P. C. Paris (1962), "The growth of cracks due to variations in load". *Dissertation, Lehigh University*.

- [13] E.K. Walker, (1970). “The effect of stress ratio during crack propagation and fatigue for 2024-T3 and 7076-T6 aluminium. In: Effect of environment and complex load history on fatigue life”, ASTM STP 462. Philadelphia: American Society for Testing and Materials, pp.1–14.
- [14] R.G. Forman, (1972). “Study of fatigue crack initiation from flaws using fracture mechanics theory”. *Engineering Fracture Mechanics*. 4(2), pp. 333–345.
- [15] R.G Forman, S.R Mettu, (1992). “Behavior of surface and corner cracks subjected to tensile and bending loads in Ti-6Al-4V alloy”. *Fracture Mechanics 22nd Symposium*, Vol. 1, ASTM STP 1131, H.A. Saxena and D.L. McDowell, eds., American Society for Testing and Materials, Philadelphia, 1992.
- [16] NIST : Materials Reliability Division-USA “Effect of ethanol fuel and microbiologically influenced corrosion on the fatigue crack growth behavior of pipeline steels.
- [17] 2010. “A review of fatigue crack growth for pipeline steels exposed to hydrogen”. *Journal of research of the national institute of standards and technology*, 115(6).
- [18] Sandia National Laboratories. “Technical reference on hydrogen compatibility of materials”.
- [19] M. Augusto Neves, (2005). “Propagation de fissures par fatigue des tubes d'acier soudés longitudinales, grade API 5L X-70”. Université Fédérale de Rio de Janeiro, 2005.
- [20] P. Fassina, M.F. Brunella, L. Lazzari, G. Re, L. Vergani, A. Sciuccati (2013). “Effect of hydrogen and low temperature on fatigue crack growth of pipeline steels”. *Engn Fract. Mech.*, Vol. 103, pp 10-25.
- [21] Bellahcene et al. (2012). *Advanced Materials Research*, Vol. 146 ; pp 213-225 ; 2012
- [22] Meibao and Jiang (2011). *Advanced Materials Research*, Vol. 311-313; pp 841-844; 2011).
- [23] Alhussein et al. (2010). *Engineering Failure Analysis*. Vol. 27, pp 1-15.
- [24] Neves Beltrao et al. (2010). *Fatigue Fracture Engineering Materials and Structures*. Vol. 34, pp 321-328.
- [25] O. Vosikovsky (1980). “Effect of stress ratio on fatigue crack growth rates in X70 pipeline steel in air and saltwater”. *Journal of Testing and Evaluation*, Vol. 8(2), pp 68-73

- [26] Young Pyo Kim, Cheol Man Kim, Woo Sik Kim, Kwang Seon Shin (2007). "Fatigue crack growth behavior in girth weld of natural gas transmission Pipelines". Key Engineering Materials, Vols. 345-346, pp 303-306
- [27] F. Hadjoui, M. Benachour, M. Benguediab (2012). "Fatigue crack growth on double butt weld with toe crack of pipelines steel". Materials Sciences and Applications, Vol. 3, pp 596-599.

Chapitre 03 :
Partie expérimentale

Introduction

Ce chapitre présente une partie expérimentale ; en allant de la réalisation des différentes éprouvettes prélevées d'un tronçon de pipeline transportant des hydrocarbures en acier API 5L X42 ; suivi par les différents essais, de traction et de fatigue suivi de la partie numérique réalisée sur le programme Abaqus. L'objectif globale est d'étudier les différents comportements mécaniques des joints soudés soumis à une sollicitation en traction uni-axiale, et des essais de fatigue afin de déduire les propriétés mécaniques globales de l'assemblage. Par la suite faire une simulation numérique pour les sollicitations de traction et de fatigue et d'en sortir avec une conclusion finale.

1. Description du matériau de base

L'acier API X42 fait partie de la série des aciers de grade API 5L, utilisés principalement pour le transport du pétrole, du gaz naturel, de l'eau, et dans d'autres applications de pipelines. Ce grade est l'un des aciers les plus couramment employés dans les projets de pipelines de faible à moyenne pression, grâce à son équilibre entre résistance mécanique, soudabilité et coût de production [1].

API X42 est défini selon la norme API 5L (American Petroleum Institute), qui classe les aciers selon leur résistance minimale à la traction. Le "X" signifie "grade élevé" (high strength), tandis que "42" fait référence à la résistance minimale à la traction de 42 000 Psi, soit environ 290 MPa. [1]

L'acier est également subdivisé en deux niveaux de spécifications :

- PSL 1 (Product Specification Level 1) : exigences standard de base.
- PSL 2 (Product Specification Level 2) : exigences plus strictes en termes de composition chimique, propriétés mécaniques et essais non destructifs [3]

L'acier API X42 est faiblement allié sa microstructure dépend du procédé de fabrication (laminage à chaud, normalisation, etc.). En général, elle est constituée de ferrite et de perlite, ce qui lui confère un bon compromis entre ductilité et résistance. L'ajout d'éléments d'alliage permet également d'améliorer la ténacité et la résistance à la fissuration [5]

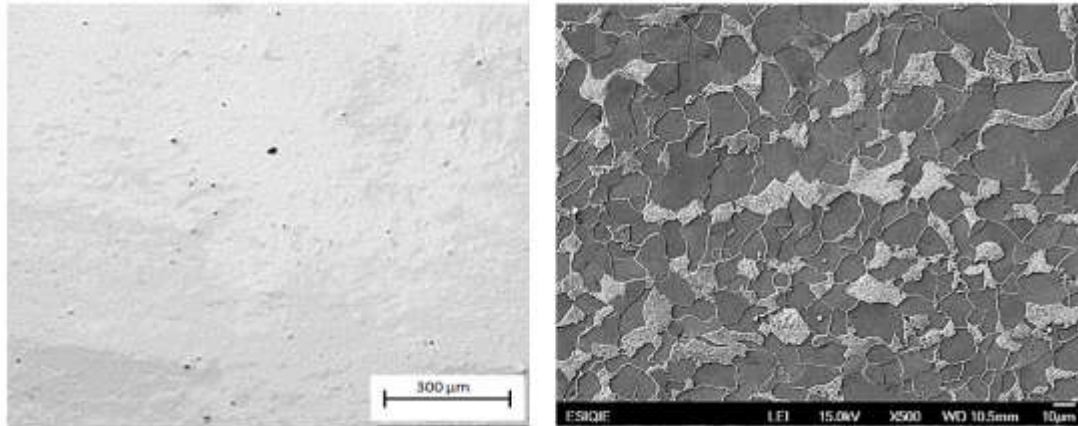


Figure 3.1. Microstructure of API X 42 [2]

Grâce à sa faible teneur en carbone, l'acier API X42 présente une excellente soudabilité. Il peut être soudé à l'aide de procédés courants comme le SMAW, GMAW, ou le SAW, tout en limitant le risque de fissuration à froid [4]. Toutefois, un préchauffage peut être recommandé pour les fortes épaisseurs ou dans des environnements froids.

Bien que l'acier API X42 ne soit pas inoxydable, il peut résister à la corrosion lorsqu'il est correctement revêtu ou protégé cathodiquement. Des revêtements en époxy ou polyéthylène sont souvent utilisés dans les pipelines [6].

Sa facilité de mise en œuvre, sa résistance suffisante et sa bonne résistance à la corrosion atmosphérique en font un choix privilégié dans de nombreux projets de pipeline standards [8].

On conclut que l'acier API X42 constitue une solution fiable et économique pour les infrastructures de transport de fluides sous pression. Son équilibre entre performance

mécanique, soudabilité et facilité de production en fait un matériau de choix pour les pipelines standards. Pour des applications plus exigeantes (grandes profondeurs, hautes pressions), des grades plus élevés comme API X60 ou X70 sont préférés.

Le matériau de base utilisé est un acier allié API 5L de grade X42, dont la composition et les caractéristiques mécaniques sont donnés selon les tableaux 3.1 et 3.2 suivants :

Tableau 3.1. Composition chimique (% pondéral) de l'acier API 5L X42

C	Mn	Si	P	S	Cr	Ni	Ti	Mo	V	Al	Cu	Sn
0.18	1.10	0.25	0.019	0.014	0.05	0.030	0.039	0.05	0.025	0.040	0.060	0.035

Tableau 3.2. Caractéristiques mécaniques de l'acier API 5L X42

Type	Module de Young (MPa)	Coefficient de Poisson	Limite d'élasticité (MPa)
API 5L X42	210	0.3	450

Ces propriétés rendent cet acier bien adapté pour les conditions d'exploitation normales, sans contraintes extrêmes de température ou de pression.[7] (Hernandez-Morales et al., 2018).

2. Métaux d'apport

Le cordon de soudure a été réalisé avec le procédé MMA (SMAW) avec deux électrodes enrobées cellulosique différentes, classifiées selon la norme AWS A5.1/A5.1M. ; l'une pour la passe de fond et l'autre pour les passes de remplissage. Les matériaux utilisés sont en E6010 et en E7010. Elles sont très utilisées dans le soudage manuel à l'arc (SMAW) ; notamment pour les pipelines et les structures métalliques.

L'électrode E6010 est conçue pour fonctionner exclusivement en courant continu (polarité DC+). Elle est reconnue pour sa forte pénétration et sa capacité à traverser la rouille, l'huile ou la peinture, ce qui la rend idéale pour les passes de racine dans les pipes [4]. Son enrobage cellulosique génère un gaz protecteur à base de CO₂ et d'hydrogène, assurant une bonne protection contre l'oxydation.

La composition chimique et caractéristiques mécaniques de cette électrode sont illustrées dans les tableaux 3.23 et 3.4 suivants :

Tableau 3.3 : Analyse chimique des métaux d'apport E610 et E7010

	C	Mn	Si	P	S	Cr	Mo	V
E6010	≤ 0.2	0.3 - 0.6	≤ 0.02	≤ 0.04	≤ 0.035	0.2	0.3	.08
E7010	0.2	0.6	0.6	0.09	0.09	0.3	0.5	0.1

Tableau 3.4 : Caractéristiques mécaniques des métaux d'apport E610 et E7010

	Type	Module de Young (Gp)	Rm (MPa)	Coefficient de poisson	Limite d'élasticité Re (MPa)	A%
Métal d'apport	E6010	128	≥ 420	0.34	330	27
	E7010	128	410 - 480	0.34	500	26

Les électrodes E6010 et E7010 présentent des caractéristiques distinctes qui les rendent adaptées à différentes étapes du processus de soudage. L'électrode E6010 est privilégiée pour les passes de racine grâce à sa forte pénétration, tandis que l'électrode E7010 est souvent utilisée pour les passes de remplissage et de finition, offrant une meilleure ténacité à basse température ; Elle est aussi utilisée avec une polarité DC+ et est bien adaptée pour les soudures verticales descendantes dans les pipelines [9].

Le choix entre ces deux électrodes dépendra des conditions de service, du type de joint et des exigences mécaniques finales [10].

3. Procédure de soudage

Le soudage bout à bout des pipelines en acier API 5L X42 est une opération critique dans l'industrie pétrolière et gazière. La qualité des joints soudés détermine la fiabilité, l'étanchéité et la résistance mécanique des réseaux de transport. Dans notre cas l'assemblage se fait à l'électrode enrobé. Le processus comprend plusieurs étapes cruciales. La jonction est faite en 4 passes par deux types de métal d'apport celluloses E6010 pour la passe de racine et E7010 pour les passes de remplissage et de finition, conformément aux normes internationales (API 1104, AWS D1.1).

Le tableau 3.5 suivant illustre les différents paramètres de soudage pour chaque passe. Tout d'abord, il nécessite la préparation des surfaces à assembler, incluant le chanfreinage en V de 60° et l'alignement des bords pour le soudage. Ensuite, il est essentiel d'éliminer tout excès d'oxydes, de rouille, de graisse ou de peinture susceptibles d'altérer la qualité de la soudure. Pour maintenir les pièces en place pendant le soudage, des pinces externes ou internes sont utilisées. En règle générale, la fixation interne est retirée une fois que le premier passage est terminé à 100%, tandis que la fixation externe est retirée une fois que 60% de l'assemblage est réalisé.

Tableau 3.5 Caractéristiques électriques du procédé du soudage

Passes	1 ^{ère} passe	2 ^{ème} passe	3 ^{ème} passe	4 ^{ème} passe
Procédé de soudage	SMAW	SMAW	SMAW	SMAW
Position de soudage	5G ↗	5G ↖	5G ↖	5G ↖
Rotation fixe	Fixe	Fixe	Fixe	Fixe
Courant/Polarité	DC-EN	DC-EP	DC-EP	DC-EP
Métal d'apport	E6010	E7010	E7010	E7010
Diamètre électrode (mm)	3.25	3.25	4.00-4.8	4.00-4.8
Intensité de courant	80-135	90-140	110-150	110-150
Tension	30-35	25-35	30-40	30-40

Donc la procédure de soudage suit les étapes suivantes :

- La première passe est réalisée à l'aide de l'électrode cellulosique E6010, utilisée avec polarité DC+. Cette électrode est choisie pour sa capacité à produire une pénétration profonde, même en présence de contaminants de surface. Elle permet une fusion efficace des bords sans inclusion de laitier. Le diamètre typique est de 3,2 mm.

- La deuxième passe est réalisée avec une électrode E7010, à enrobage cellulosique mais avec de meilleures propriétés mécaniques. Elle est déposée immédiatement après la racine pour assurer un bon ancrage et combler le fond du chanfrein.
- La troisième passe vient combler la majeure partie du chanfrein, en veillant à limiter l'entrée thermique pour éviter la formation de zones affectées thermiquement fragiles (ZAT).
- La passe finale est réalisée avec soin pour obtenir un bon état de surface et une géométrie optimale du cordon. Le laitier est éliminé entre chaque passe, et la température inter passes est contrôlée (généralement $< 150\text{ }^{\circ}\text{C}$)

La soudure du pipeline en acier API5L X42 sur lequel a été pris le tronçon du brut des éprouvettes représenté dans la figure 3.2 suivante s'est faite au niveau de l'entreprise de soudage des tubes CANAGAZ.



Figure 3.2. Tronçon du pipeline étudié

La figure 3.3 suivante représente la géométrie de la section du joint du pipeline

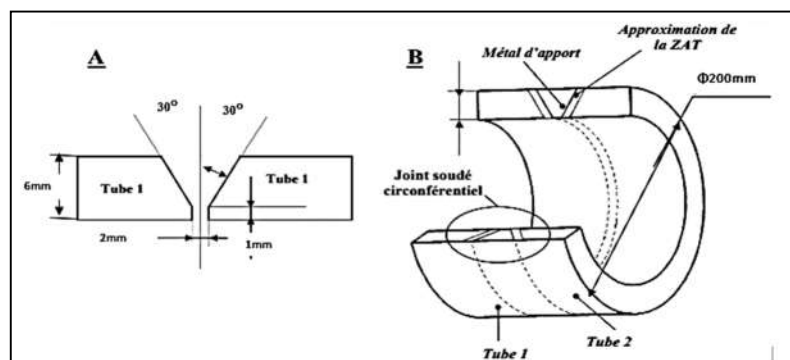


Figure 3.3 Géométrie de la section du joint soudé du pipeline

4. Réalisation des éprouvettes

L'étude de la ténacité à la rupture et du comportement en fissuration des pipelines passe par la réalisation d'éprouvettes représentatives des conditions réelles. Les éprouvettes de type SENT (*Single Edge Notch Tension*) sont largement utilisées pour les essais en mécanique de la rupture, en particulier dans le contexte des aciers de pipelines comme l'API 5L X42. La fabrication d'éprouvettes sent planes à partir d'un tronçon de pipeline soudé bout à bout, avec orientation perpendiculaire à la soudure, permettant d'évaluer les propriétés dans les différentes zones métallurgiques (métal de base, zone affectée thermiquement, métal fondu). Nous avons utilisé une fraiseuse universelle dans l'atelier de fabrication de la faculté de technologie de Chetouane.

La réalisation des éprouvettes s'est faite par des différentes étapes :

4.1. Débitage et réalisations des éprouvettes

Les brutes des éprouvettes ont été débités d'un morceau de pipeline en acier micro-allié avec du manganèse, de diamètre 8''(pouces) équivalent à (219.18mm) et d'épaisseur de 6.4 mm (figure 3.2.) sur une fraiseuse universelle WEYRAUCH FR-U-1100, représentée sur la figure 3.4.



Figure 3.4. Fraiseuse universelle WEYRAUCH FR-U-1100

Caractéristiques de la machine :

- Dimension : longueur 1000mm largeur 250mm
- Déplacement longitudinal : 740mm
- Déplacement vertical : 380mm
- Déplacement transversale : 260mm
- Nez de la broche morse : SA 40
- Gamme de vitesse de la broche : 45 – 2000 tr/mn
- Poids de la machine 1900kg
- Puissance moteur broche 3KW
- Puissance motrice des avances 1.1 KW
- Nombre des avances 18
- Gamme des avances 6.3 – 315 mm/mn
- Encombrement de la machine : 2700x1950 x1550. [16]

4.1.1. Débitage des éprouvettes :

Le débitage des brutes pour les éprouvettes a été réalisé sur la fraiseuse selon la position représentée dans la figure 3.5 suivante.



Figure 3.5. Découpage des éprouvettes brutes

La figure 3.6 suivante est la photo du brut de l'éprouvette après l'opération de débitage.



Figure 3.6. Éprouvette brute

La figure 3.7 suivante est le dessin du brut de l'éprouvette

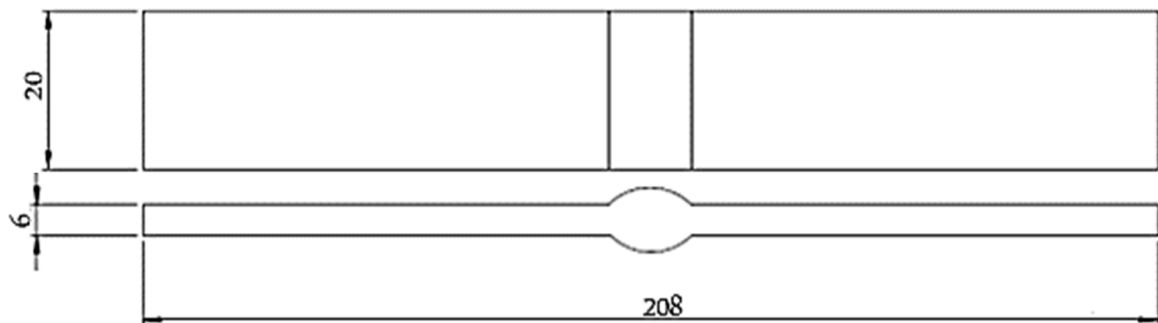


Figure 3.7. Dessin du brut de l'éprouvette

4.1.2. Usinage des éprouvettes

L'usinage des éprouvettes a été réalisé sur la fraiseuse selon la position représentée dans la figure 3.8 suivante.



Figure 3.8. Usinage des éprouvettes

La figure 3.9 suivante est la photo de l'éprouvette après usinage.



Figure 3.9. Éprouvette usinée

La figure 3.10 suivante est le dessin d'une éprouvette normalisée

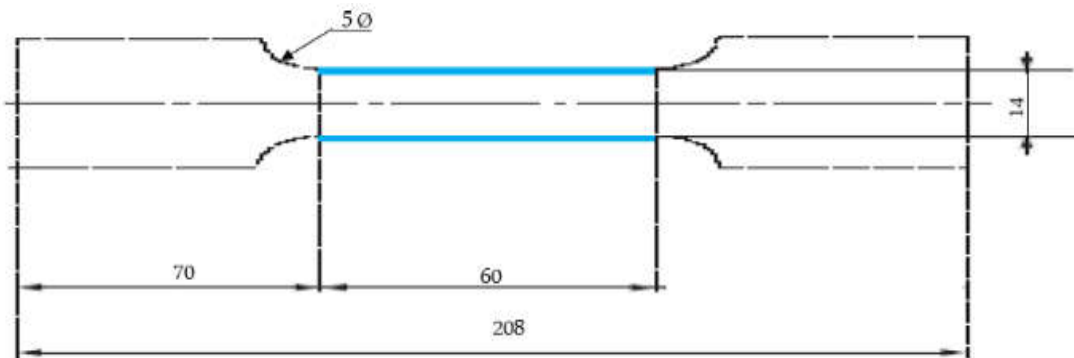


Figure 3.10. Dessin d'une éprouvette normalisé [1]

5. Essais de traction

5.1. Présentation de la machine

La partie des essais de traction a été effectuée dans le laboratoire des matériaux de construction du département de génie mécanique de la faculté de technologie Chetouane.

L'appareil utilisé est une machine hydraulique universelle de type CONTROLAB modèle H0003 (figure 3.11), contrôlée par un ordinateur avec logiciel qui enregistre les courbes de force / déformation et connectée à une chaîne d'acquisition pour enregistrement des contraintes et de l'allongement. Elle dispose d'une tête de serrage inférieure mobile et d'un capteur d'effort à jugs de 600 kN, avec une vitesse de mouvement de 30mm / min.



Figure 3.11. Machine de traction CONTROLAB modèle H000 3- 600 KN

5.2. Protocole de l'essai de traction

Nous avons paramétré la machine à l'aide de l'ordinateur connecté à celle-ci ; puis nous avons introduit plusieurs paramètres, tels que la vitesse de sollicitation et les dimensions de l'éprouvette (L_0 : longueur initiale, L_c : longueur et e : largeur). Ensuite, nous avons placé l'éprouvette entre les deux mors plats sur la partie utile de l'éprouvette (longueur de 60 mm), puis nous avons appliqué un léger serrage manuel pour maintenir la pièce en place. Ensuite, nous avons défini la vitesse d'essai (2 mm/min).

Nous avons effectué les essais, en testant les éprouvettes les unes après les autres. (Figure 3.12)



Figure 3.12. Eprouvette de traction avant la rupture dans la machine de traction

5.3. Visualisation de l'essai de traction

Sur l'écran de l'ordinateur nous avons pu voir l'évolution de la déformation en fonction de la force en temps réel jusqu'à la rupture (Figure 3.13).

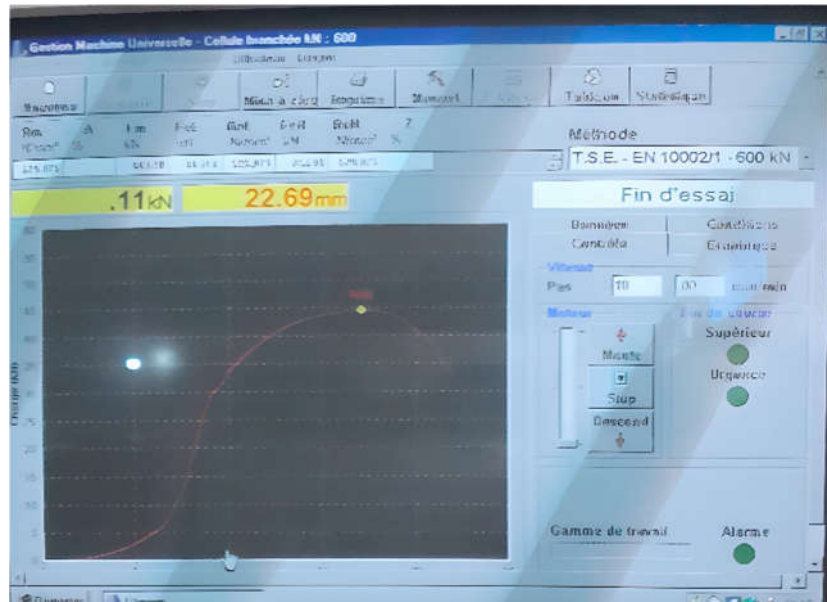


Figure 3.13. Logiciel pilote de la machine de traction

Pendant l'essai de traction, l'éprouvette subit plusieurs phénomènes, qui sont représentés sur la figure 3.14 suivante :

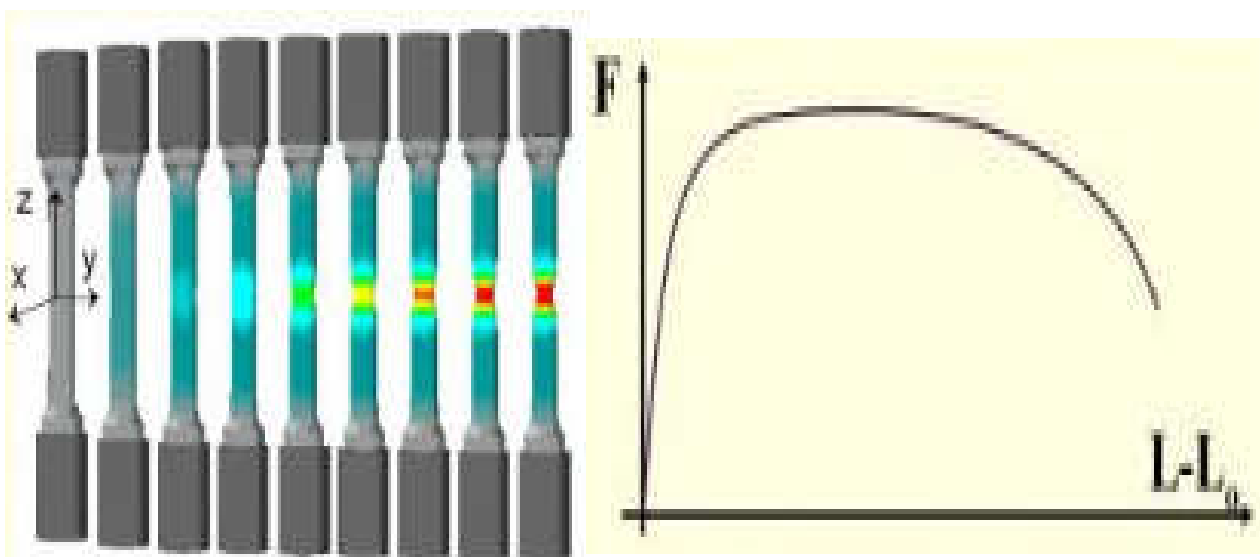


Figure 3.14. Etapes d'évolution de l'éprouvette durant la traction. [15]

La figure 3.15 suivante, représente les éprouvettes après rupture.



Figure 3.15. Photos des éprouvettes soudées après la rupture

5.4. Résultats des essais de traction

5.4.1. Graphes des essais de traction

Pour visualiser et comparer entre les différents résultats, les trois courbes (déformation, force et contraintes) sont présentés sur la même figure 3.16.

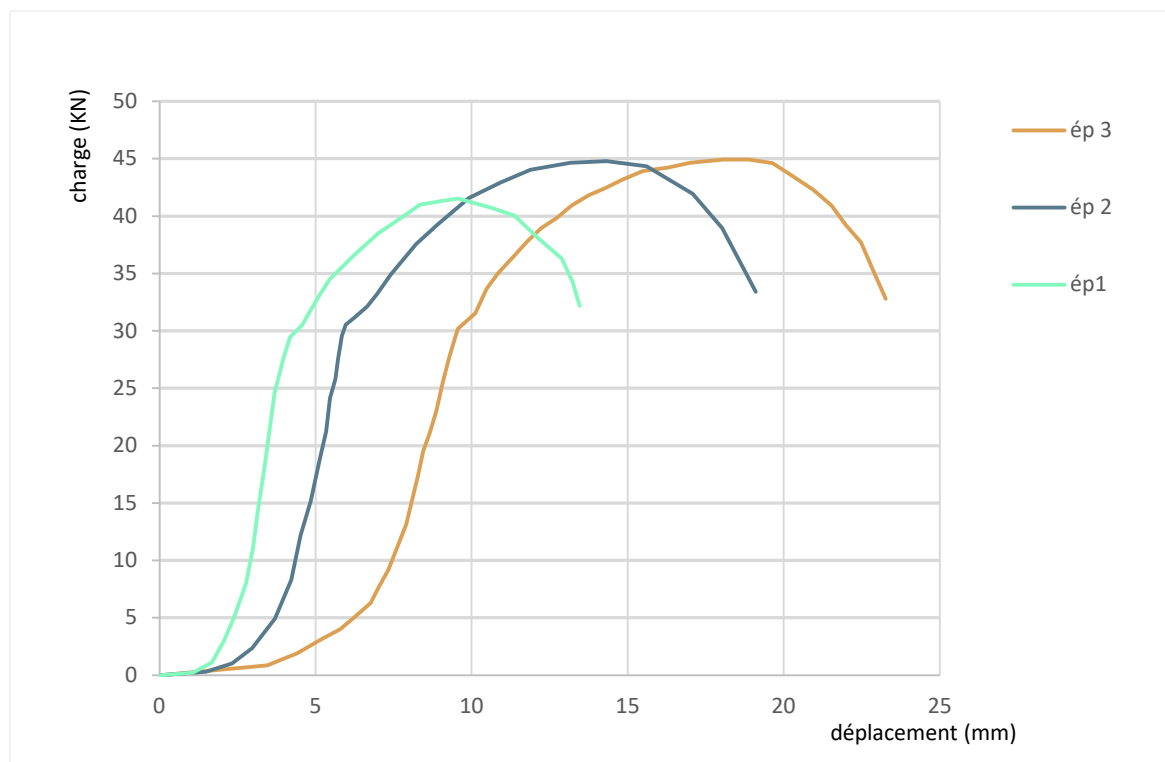


Figure 3.16. Courbes de charge déplacement pour les trois éprouvettes

5.4.2. Interprétation pour le cas de la variation des épaisseurs

▪ **Courbe "Ep1" :**

Elle illustre comment la charge appliquée (mesurée en Kilonewtons) évolue en fonction du déplacement (exprimé en millimètres).

Initialement, la charge augmente proportionnellement au déplacement, atteignant un pic avant de diminuer.

Ce déclin pourrait signaler un point critique tel que la rupture ou la déformation du matériau qui pourrait avoir bénéficié des conditions initiales légèrement plus favorables ou d'une meilleure homogénéité du matériau, conduisant à une croissance initiale plus rapide.

▪ **Courbe "Ep2" :**

Elle suit une trajectoire semblable à la première, mais avec des valeurs distinctes, avec une croissance plus équilibrée, ce qui pourrait indiquer une distribution plus uniforme des propriétés du matériau ou une réponse plus stable au procédé de soudage.

▪ **Courbe "Ep3" :**

Elle emprunte une trajectoire parallèle, montrant que l'éprouvette possède des caractéristiques légèrement moins optimales, montrant une croissance initiale plus lente mais atteignant finalement un plateau similaire à celui de "1".

Les résultats des essais de traction montrent que les soudures bien exécutées augmentent considérablement la capacité de résistance à la rupture d'un pipeline.

Les échantillons avec soudure peuvent résister à des contraintes plus élevées avant de se déformer et de se casser.

Les fractures sont souvent situées près du joint de soudure en raison des concentrations de contrainte.

Après calcul des déformations relatives et le tracé des courbes (contraintes en fonction des déformations), nous avons obtenu les allures suivantes sur le graphe de la figure 3.17.

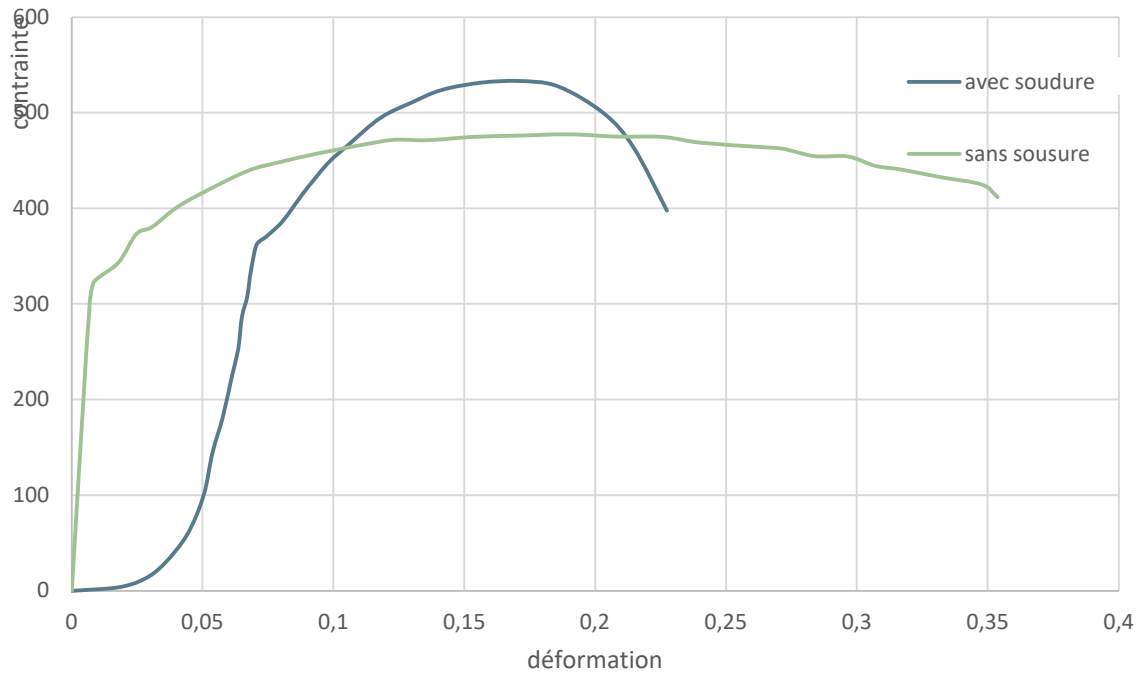


Figure 3. 17. Courbes contrainte-déformation des éprouvettes soudées et non soudées

5.4.3. Interprétation pour le cas des éprouvettes soudées et non soudées

Eprouvettes soudées :

- La courbe montre une augmentation rapide de la contrainte jusqu'à environ 0,05 de déformation, atteignant une contrainte maximale d'environ 550 MPa.
- Après ce pic, la contrainte diminue progressivement avec l'augmentation de la déformation, indiquant un phénomène de plasticité suivie d'une rupture.
- La courbe montre une résistance maximale plus élevée mais une ductilité réduite.

La présence de la soudure peut introduire des contraintes résiduelles et des points de concentration de contraintes, ce qui pourrait expliquer la montée rapide en contrainte et la chute abrupte après le pic.

Eprouvettes non soudées :

- La courbe montre une augmentation plus graduelle de la contrainte, atteignant un plateau autour de 450 MPa de contrainte à environ 0,15 de déformation.

- La contrainte reste relativement stable au-delà de ce point, avec une légère diminution au fur et à mesure que la déformation augmente, suggérant une meilleure ductilité par rapport à la condition avec soudure.

- La courbe indique un comportement plus ductile avec une contrainte qui atteint un plateau sans une diminution rapide. Cela suggère une meilleure distribution des contraintes et une absence de défauts introduits par la soudure.

Conclusion

Les différences significatives observées entre les courbes de déformation-contrainte des échantillons "soudés" et "non soudés" peuvent être expliquées par plusieurs facteurs. Le processus de soudage introduit des contraintes résiduelles et modifie la microstructure du matériau dans la zone affectée par la chaleur (ZAT). Ces modifications peuvent inclure la formation de phases plus fragiles ou de grains grossis, augmentant la contrainte maximale mais réduisant la ductilité.

De plus, le soudage peut introduire des défauts tels que des inclusions, des porosités ou des microfissures, qui agissent comme des points de concentration de contraintes, augmentant la probabilité de rupture précoce.

En revanche, les échantillons sans soudure conservent une microstructure homogène et intacte, assurant une répartition uniforme des contraintes et une meilleure capacité de déformation sans rupture.

L'absence de la ZAT et de défauts introduits par le soudage favorise une intégrité structurelle supérieure et des propriétés mécaniques plus équilibrées.

6. Essai de fatigue

6.1. Introduction sur la fatigue

Les études sur la fatigue des pipelines mettent en évidence que les variations cycliques de pression, liées aux fluctuations du débit, sont un facteur déterminant dans l'initiation des fissures. Par ailleurs, les vibrations, qu'elles proviennent de l'écoulement du fluide ou d'autres phénomènes externes tels que les mouvements du sol ou le vent, peuvent accélérer la propagation des fissures existantes, comme l'ont montré diverses recherches [1].

Les zones soudées représentent des points critiques en raison des contraintes résiduelles qu'elles engendrent, lesquelles modifient localement les propriétés mécaniques du matériau. Les travaux de Szata et al. (2010) [2] sur les aciers API 5L indiquent que les zones affectées thermiquement (ZAT), caractérisées par une microstructure altérée, sont particulièrement sensibles à l'apparition de fissures. De plus, les inclusions ou autres défauts internes présents dans les soudures constituent également des sites privilégiés d'initiation de fissure

6.2. Matériaux et méthodes

Pour la partie de l'étude expérimentale de fatigue, elle a été réalisée sur des spécimens en acier API 5L X42 (Eprouvettes soudées bout à bout et d'autres non soudées). Les dimensions de la totalité des éprouvettes sont :

- Longueur $L = 200\text{mm}$,
- Largeur $l = 20\text{mm}$,
- Épaisseur $e = 3\text{ mm}$.

La soudure s'est faite en quatre passes, avec des électrodes enrobées cellulosiques différentes :

- Electrode en E6010 pour la première passe de fond
- Electrode en E7010 pour les trois passes de remplissage

La machine utilisée est de type IBERTEST qui est un équipement dédié aux essais cycliques en traction, compression ou traction–compression (figure 3.18).

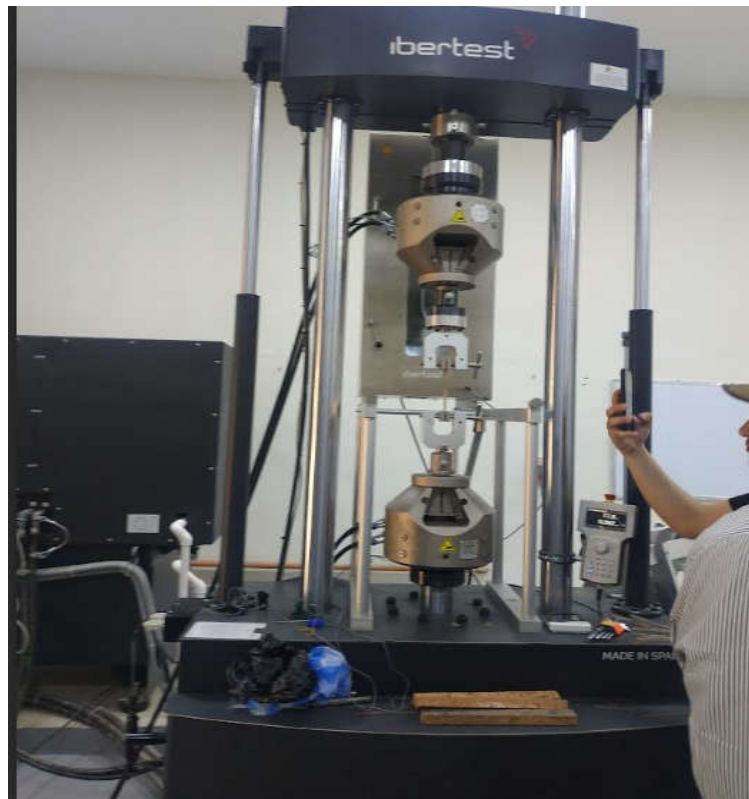


Figure 3.18. Machine de fatigue

Elle permet d'évaluer la résistance à la fatigue des matériaux et assemblages structuraux.

Elle repose sur trois modules principaux :

- Bâti de charge,
- Système d'actionnement (hydraulique ou électromécanique)
- Système de mesure (cellule de charge, extensomètre, capteurs de déplacement).

La figure 3.19 suivante montre l’interface de la machine

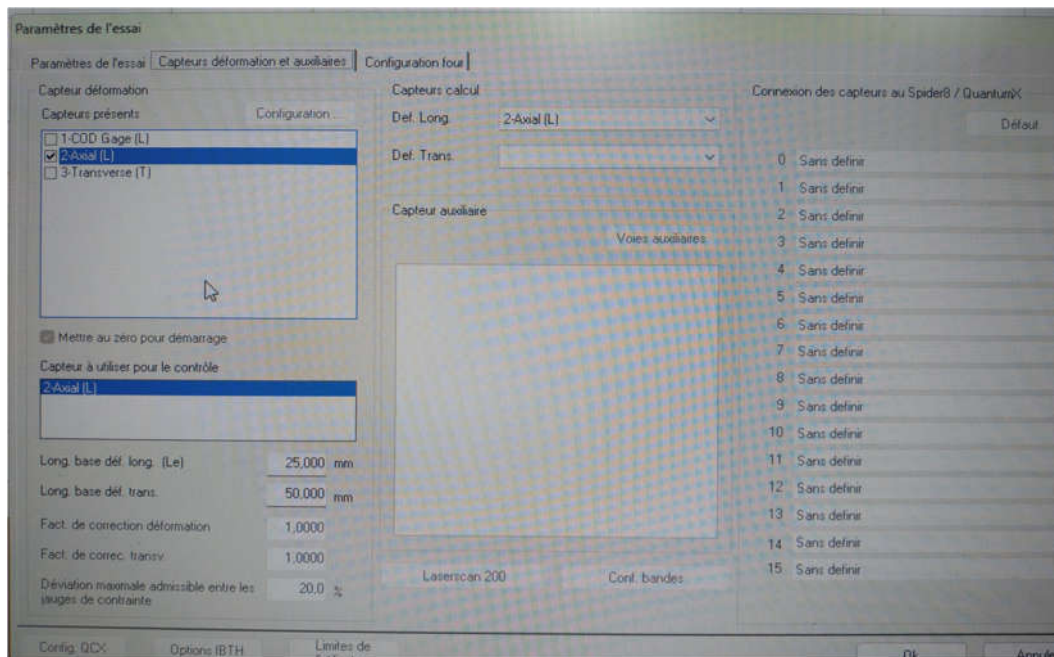


Figure 3.19. Interface de la machine de l’essai de fatigue

6.3. Analyse des résultats

Les résultats des différents essais de fatigue sont présentés selon les figures suivantes :

➤ Eprouvette non soudée de section 2 mm

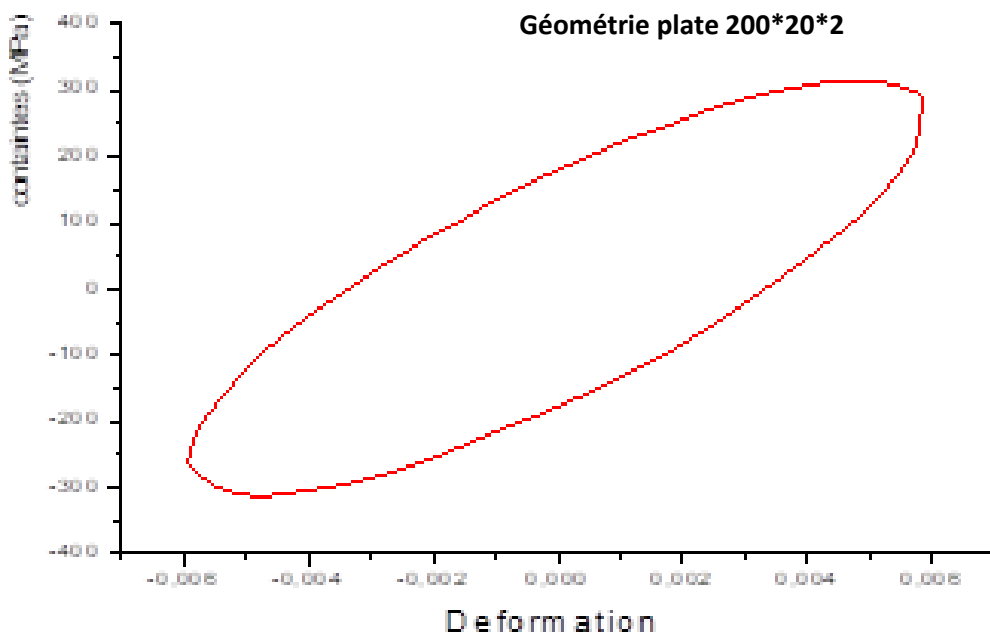


Figure 3.20. Boucle d’hystérésis de l’acier pour pipeline API5L-X42
Eprouvette plate 200*20*2 mm

➤ Eprouvette non soudée de section 3 mm

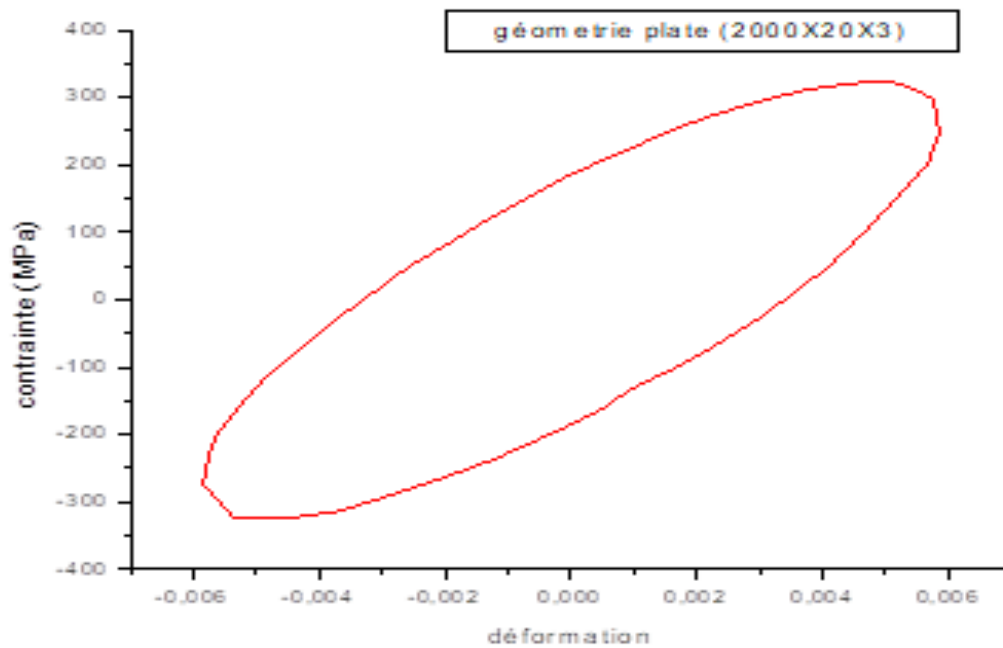


Figure 3.21. Boucle d'hystérésis de l'acier pour pipeline API5L-X42
Eprouvette plate 200*20*3 mm

➤ Eprouvette soudée de section 3 mm

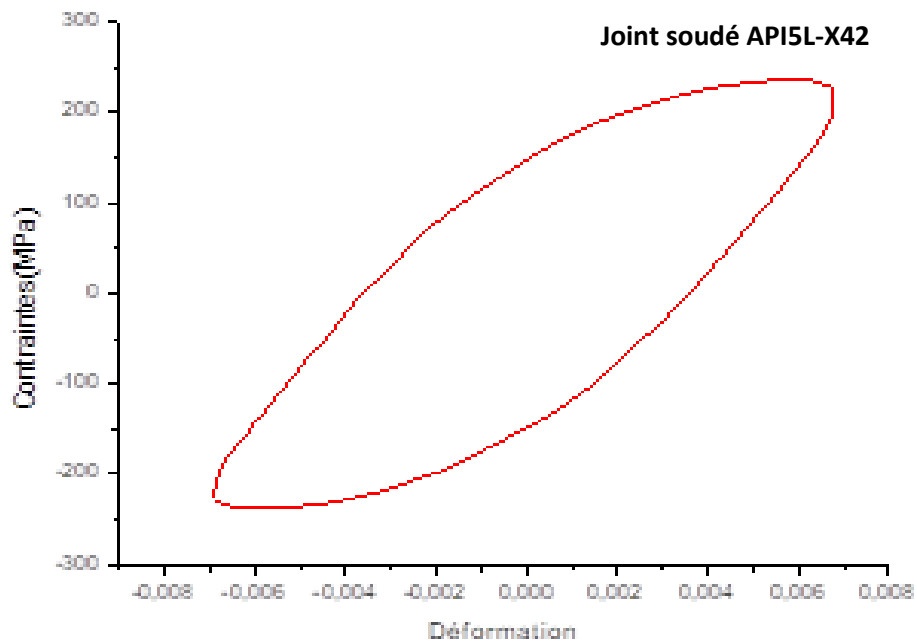


Figure 3.22. Boucle d'hystérésis du joint soudé (E6010-E7010) - Epaisseur 3 mm

➤ Eprouvette soudée de section 2 mm

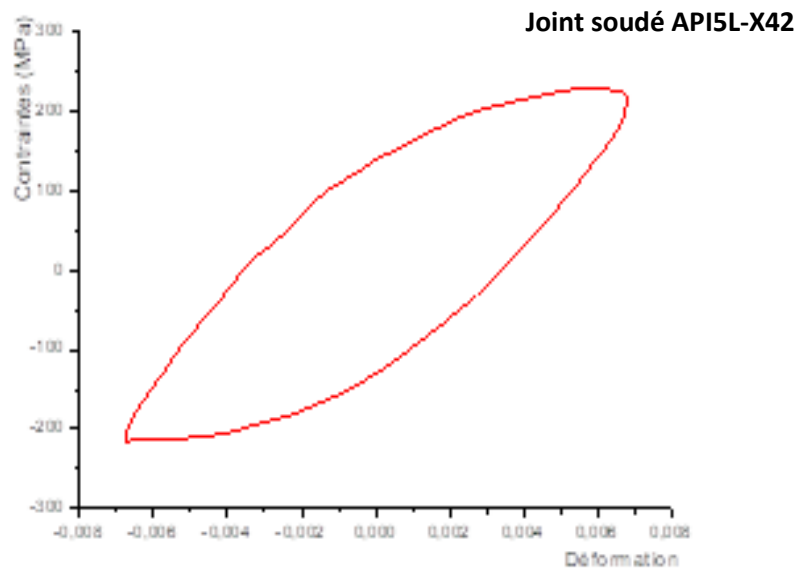


Figure 3.23. Boucle d'hystérésis du joint soudé (E6010-E7010) - Epaisseur 2 mm

➤ Courbes contrainte – temps des éprouvettes soudées

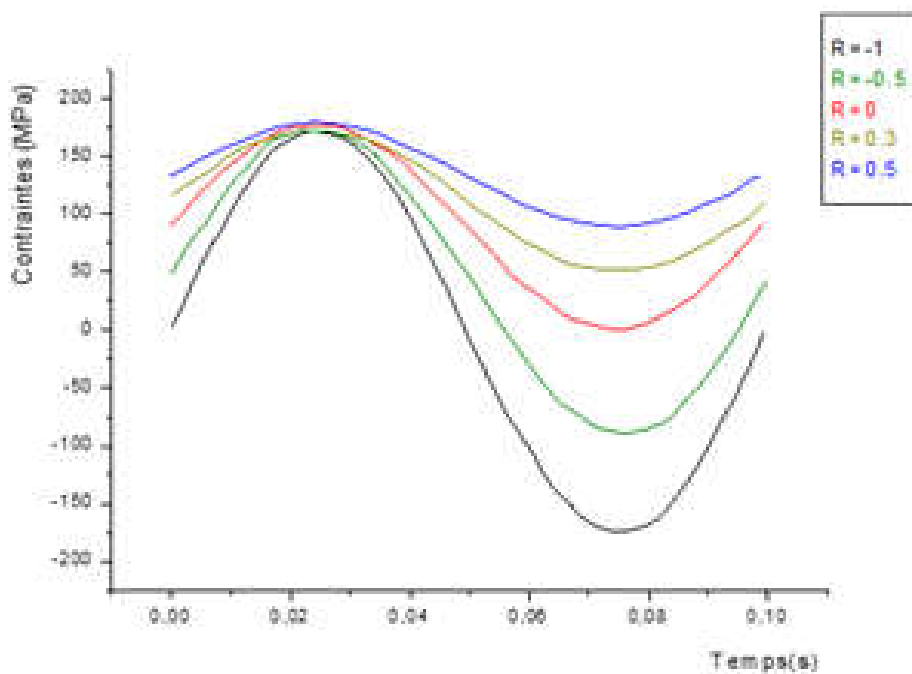


Figure 3.24. Courbes contraintes – temps pour différents R sur éprouvettes soudée en acier pour pipeline API5L-X42

➤ Courbes contrainte – temps des éprouvettes non soudées

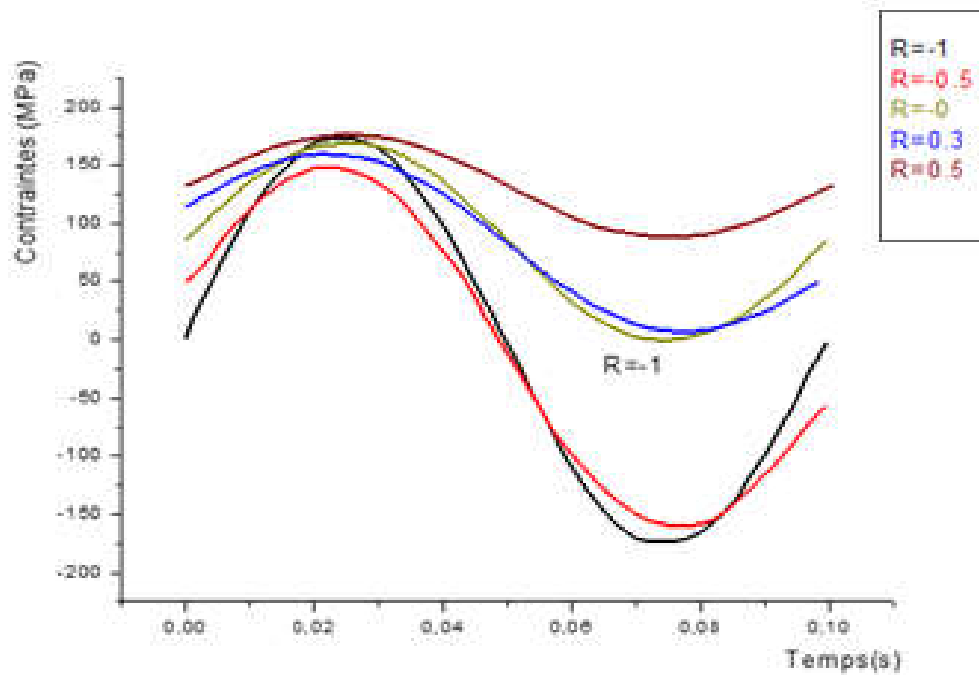


Figure 3.25. Courbes contraintes – temps pour différents R sur éprouvettes non soudée en acier pour pipeline API5L-X42

➤ Courbes comparatives de dissipation d'énergie des matériaux en fatigue

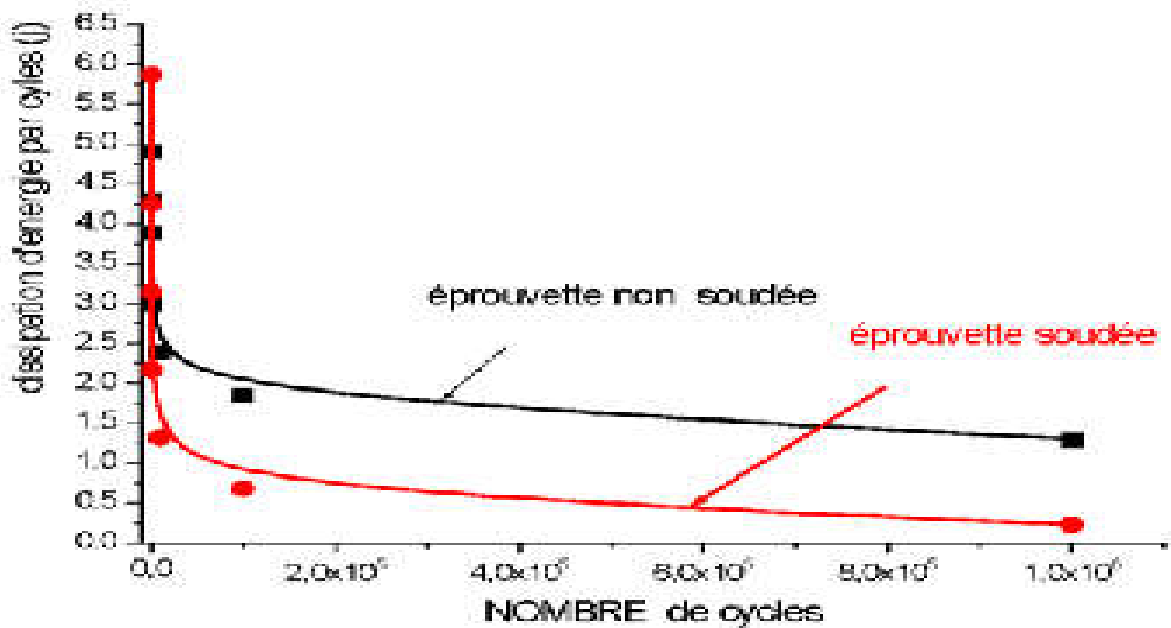


Figure 3.26. Courbes comparatives de dissipation d'énergie des matériaux en fatigue

6.4. Interprétations des résultats

L'analyse des courbes contrainte–temps pour l'éprouvette soudée en acier API 5L X42 (figures 3.20 et 3.21) montre que le rapport de charge R influence différemment les trois zones du joint soudé, à savoir le métal de base (MB), la zone affectée thermiquement (ZAT) et le métal fondu (MF).

- Pour $R=-1$, cela correspondant à un chargement totalement alterné traction–compression, l'amplitude de contrainte est maximale et la contrainte moyenne nulle. Cette configuration constitue la condition la plus sévère pour l'initiation de fissures. L'endommagement se localise préférentiellement dans la ZAT, en raison de ses gradients microstructuraux et de la sensibilité aux effets d'inversion de contraintes (Bauschinger) susceptibles de favoriser l'accumulation de déformations plastiques cycliques. Le MF présente un comportement légèrement plus ductile, tandis que le MB reste globalement moins sollicité à ce stade.

- Lorsque le rapport de charge augmente vers $R = 0$, le chargement devient entièrement en traction et l'amplitude diminue. Dans ce cas, les mécanismes d'endommagement sont dominés par l'ouverture répétée des fissures (mode I), avec une initiation probable au niveau du MF et des surfaces libres de la ZAT, où persistent des contraintes résiduelles de traction issues du soudage. Le MB comporte une réponse plus stable, mais reste affecté lorsque la sollicitation cyclique se prolonge.

- Pour des valeurs positives de $R=0.3$ à $R=0.5$, la contrainte moyenne devient significativement positive alors que l'amplitude de contrainte diminue. Bien que ces conditions retardent l'initiation des fissures, elles favorisent en revanche la propagation dans la ZAT et le MF, sous l'effet combiné de la contrainte moyenne et des contraintes résiduelles. Le MB apparaît comme la zone la plus résistante en propagation, comparativement aux régions soudées.

Ces résultats montrent que :

- Les faibles valeurs favorisent l'initiation des fissures dans la ZAT sous chargement alterné, tandis que les valeurs positives de R réduisent l'amplitude mais accélèrent la propagation dans le MF et la ZAT, en raison de la présence d'une contrainte moyenne de traction.

Ainsi, la tenue en fatigue du joint soudé dépend étroitement de la nature microstructurale des différentes zones et de leur interaction avec le rapport de charge appliqué

Les courbes comparatives (figure 3.22) montrent que l'énergie dissipée par cycle diminue progressivement avec l'augmentation du nombre de cycles, pour les deux types d'éprouvettes (soudée et non soudée). Cette décroissance correspond au comportement typique des matériaux soumis à des chargements cycliques : initialement, l'éprouvette présente des ajustements microstructuraux et plastiques locaux qui entraînent une dissipation d'énergie plus importante, tandis qu'au fur et à mesure de la fatigue, le matériau se stabilise et la dissipation par cycle diminue

- Éprouvette non soudée : La dissipation d'énergie est généralement plus faible pour un nombre de cycles donné par rapport à l'éprouvette soudée. Cela est dû au fait que le matériau de base homogène présente moins de concentration de contraintes
- Éprouvette soudée : On observe une dissipation d'énergie significativement plus élevée, surtout dans les premiers cycles. Cette augmentation est liée à plusieurs facteurs propres aux joints soudés :

La zone affectée thermiquement (ZAT) et le métal fondu (MF) possèdent des microstructures hétérogènes et des contraintes résiduelles élevées qui favorisent l'apparition de déformations plastiques locales.

Les multipasses de soudure induisent des gradients de dureté et des zones fragilisées qui dissipent davantage d'énergie lors des premiers cycles.

Les interfaces entre les passes peuvent agir comme sites de nucléation de microfissures, contribuant à une dissipation accrue.

Conclusion

- Les courbes comparatives confirment que la soudure introduit des zones à dissipation énergétique élevée, principalement localisées dans la ZAT et le MF.
- Les matériaux non soudés, plus homogènes, montrent une dissipation plus faible et uniforme, traduisant une meilleure stabilité face aux cycles de fatigue.

Références bibliographiques

- [1] American Petroleum Institute. (2020). API Specification 5L: Specification for Line Pipe. 46th Edition.
- [2] A. Beltrán-Zúñiga , Jorge L. González-Velázquez , Diego I. Rivas-López , Héctor J. Dorantes-Rosales , Carlos Ferreira-Palma , Felipe Hernández-Santiago and Fernando Larios-Flores . Fatigue Life Anisotropy of API 5L X42 Pipeline Steel in Axial Force-Controlled Tests Manuel.
- [3] Singh, R., Khatri, R., & Yadav, S. (2019). Evaluation of Mechanical Properties of API X42 Pipeline Steel. *Materials Today: Proceedings*, 18, 5253–5259.
- [4] Kou, S. (2003). *Welding Metallurgy* (2nd ed.). Wiley-Interscience.
- [5] Bhadeshia, H. K. D. H., & Honeycombe, R. W. K. (2017). *Steels: Microstructure and Properties* (4th ed.). Butterworth-Heinemann.
- [6] Revie, R. W., & Uhlig, H. H. (2011). *Corrosion and Corrosion Control* (4th ed.). Wiley.
- [7] Hernandez-Morales, B., Gutiérrez, M., & Guzmán, A. (2018). Failure Analysis of API X42 Pipelines Subjected to Internal Corrosion. *Engineering Failure Analysis*, 91, 376–384.
- [8] Zhou, W., Liu, G., & Cheng, Y. F. (2020). Corrosion of Pipelines in Harsh Environments. *Journal of Materials Science & Technology*, 56, 69–85.
- [9] Lincoln Electric. (2020). E7010 Electrode Data Sheet. <https://www.lincolnelectric.com/>
- [10] Washington Alloy. (2021). Technical Data Sheet E6010. <https://www.washingtonalloy.com/>
- [11] Noureddine CHIBANE mémoire de master en maintenance industriel. Université de Tlemcen, 2015-2016.
- [12] Adrien CELLIER et Antoine MORANDEAU, Rapport : Projet de Fin d'Etude Simulation numérique de l'usinage avec ABAQUS/LAROCHE Johann & NARCISSE Julien 5A DMS Polytech tours, 2011/2012.

- [12] Guide du débutant de l'utilisation d'Abaqus - avenao.com.
<https://www.avenao.com/fr/blog/guide-du-debutant-de-lutilisation-dabaqus>.
19/05/2024
- [13] Samir DEGHBODJ, Logiciels de simulation numérique en mécanique ABAQUS,
2019

Chapitre 04 :

Simulation

1. Simulation de l'essai de traction par Abaqus

1.1. Généralités

En tant qu'outil de simulation, il peut non seulement résoudre de nombreux problèmes structurels, mais également simuler de nombreux autres processus d'ingénierie.

Avant de simuler les essais de traction ci-dessus, on peut aussi générer le modèle géométrique par ses logiciels de dessin comme CATIA ou SOLIDWORKS ensuite importer dans ABAQUS.

La courbe de contraintes et de déformations est utilisée comme les informations d'entrée de ce matériau. Dans cette étude, le module de Young de l'acier API X42 est de 210000 MPa et le coefficient de poisson est de 0,3.

L'idée principale de cette simulation est d'obtenir la force de déplacement de traction du matériau par entrer la courbe de contrainte et déformation comme condition d'entrer, puis comparer la courbe de simulation avec celle de test expérimental pour une discussion sur la précision de la simulation.

1.2. Définition d'ABAQUS

Abaqus est un logiciel de calcul d'éléments finis développé par ABAQUS, Inc (Dassault Systèmes). Il se compose de trois produits principaux :

- **ABAQUS/Standard** : Un solveur généraliste qui utilise un schéma traditionnel d'intégration implicite.
- **ABAQUS/Explicit** : Un solveur pour résoudre des problèmes dynamiques ou quasi statiques non linéaires en utilisant un schéma d'intégration explicite.
- **ABAQUS/CAE** : Une interface graphique intégrée pour la visualisation et la modélisation des modèles d'éléments finis. [18]

La gamme de logiciels d'ABAQUS est particulièrement réputée pour sa technologie, sa qualité et sa fiabilité.

Ce logiciel est largement utilisé dans les industries automobiles, aéronautiques et universitaires pour la recherche et l'éducation ou Elle offre les meilleures solutions pour des problèmes linéaires, non linéaires, explicites et dynamiques. Le logiciel fournit un environnement inégalé pour analyse par éléments fini, proposant un grand nombre d'alternatives aux opérations impliquant les fournisseurs et les produits multiples. [19]

2. Méthodologie de modélisation statique

Vue au développement rapide de la science des matériaux, divers types de matériaux métalliques ont émergé. Les caractéristiques de déformation et de contrainte des matériaux sont des conditions préalables à leur application dans la production réelle. Cela nécessite donc de nombreuses expériences qui coûteront beaucoup de main d'œuvre, de matériaux, temps et équipements pour obtenir les caractéristiques.

Dans notre étude, nous simulons le processus de pipe en essai de traction quasi-statique base sur le code d'élément ABAQUS pour discuter de la précision des données de simulation avec celles de résultats expérimentaux.

On modélise l'éprouvette de traction dont les dimensions sont celles utilisées sur la machine.

Concernant les propriétés mécaniques élastiques on a le module de Young $E=210000$ MPa et le coefficient de poisson $\nu=0.3$, tant que les propriétés plastiques ont va introduit les contraintes réelles σ_{true} et le déplacement plastiques ϵ_{pl} calculés suite aux équations ci-dessus :

$$d = \frac{F(N)}{\Delta L} \quad (4.1)$$

$$\epsilon = \frac{A_0(m^2)}{L_0} \quad (4.2)$$

$$\sigma_{true} = \sigma * (1 + \epsilon) \quad (4.3)$$

$$\epsilon_{true} = \ln (1 + \epsilon) \quad (4.4)$$

$$\epsilon_{plastique} = \epsilon_{true} - \frac{\sigma_{true}}{E} \quad (4.5)$$

2.1. Simulation par Abaqus

2.1.1. Module pièce (Part)

- Double clic sur **Part** (figure 4.1)
- Dans la boîte de dialogue **Create Part** : renommer la pièce éprouvette.
- Sélectionner **3D/déformable/Solid/Extrusion** : choisir approximative size=200 continue

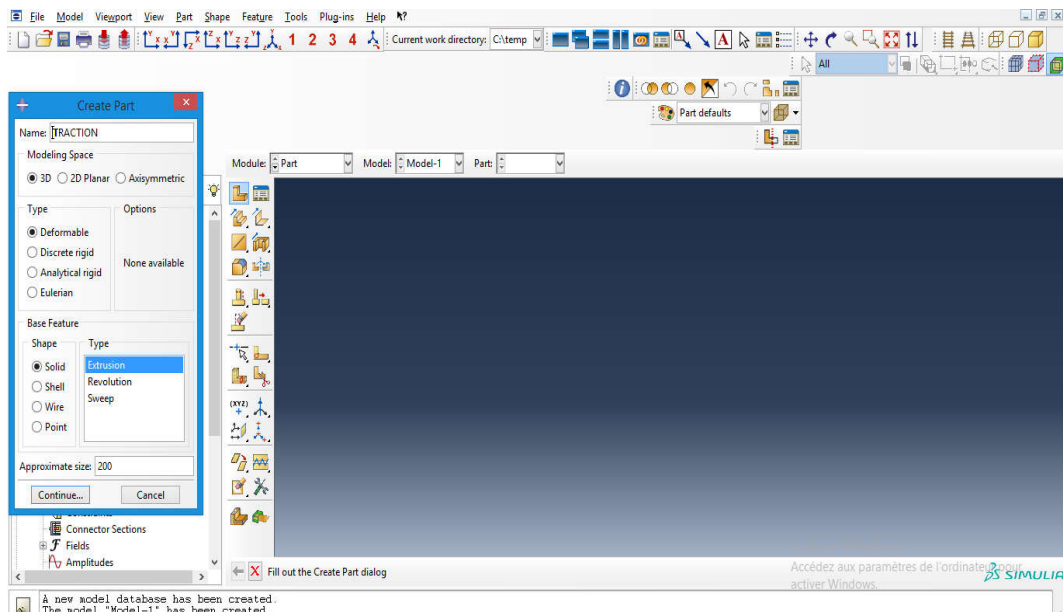


Figure 4.1. Module pièce (Part)

Créer la géométrie de l'éprouvette (figure 4.2)

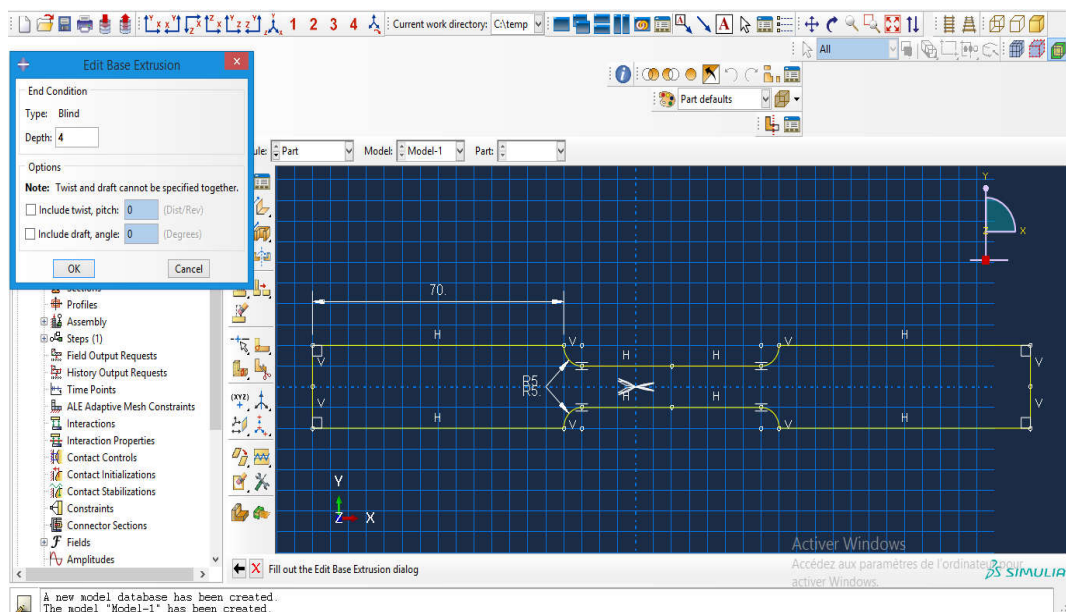


Figure 4.2. Création de la géométrie de l'éprouvette

- Cliquer **Done** (figure 4.3)
- Cliquer sur l'onglet **Partition Cella** : Extrude/Sweep Edges
- Choisir une arête dans le même plan d'extrusion et cliquer sur **Done**.
- Cliquer sur la case **Extrude Along Direction**
- Cliquer **OK** puis **Create Partition** et **Done**

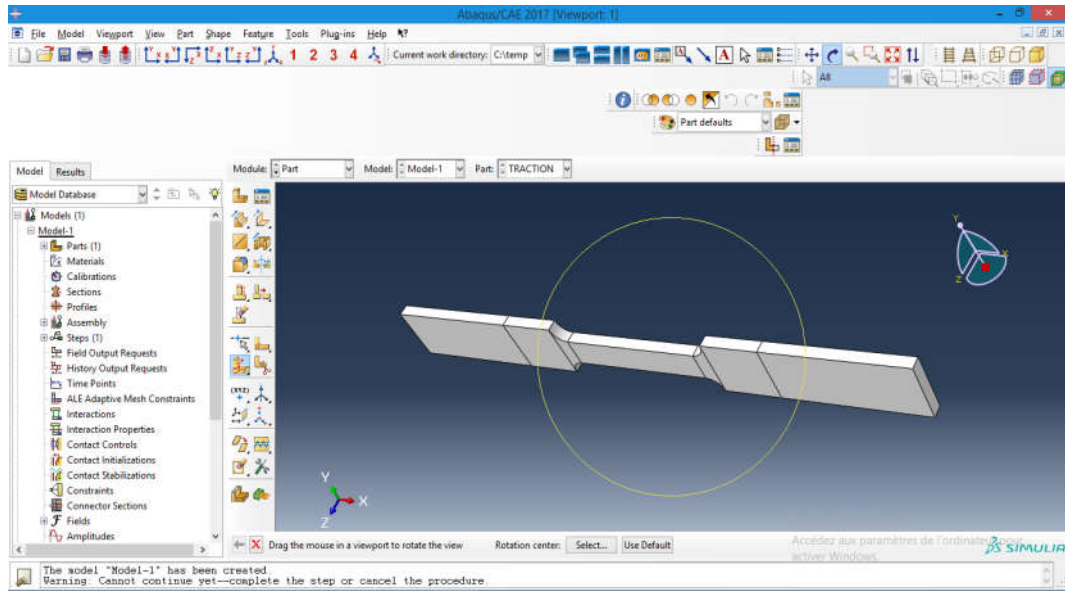


Figure 4.3. Module partition

2.1.2. Module propriété (Property)

- Double clic sur **Matériels** et renommer matériau acier (figure 4.4)

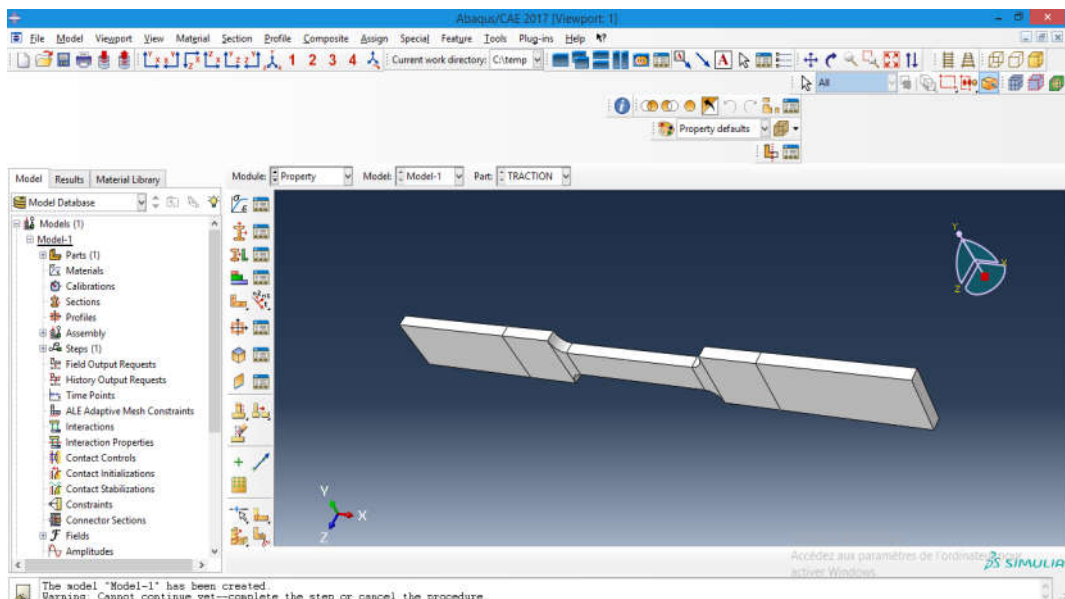


Figure 4.4. Module propriété (Property)

- Introduire le module d'Young ($E=210.000$ MPa) et le coefficient de Poisson ($\nu=0.3$) (figure 4.5)

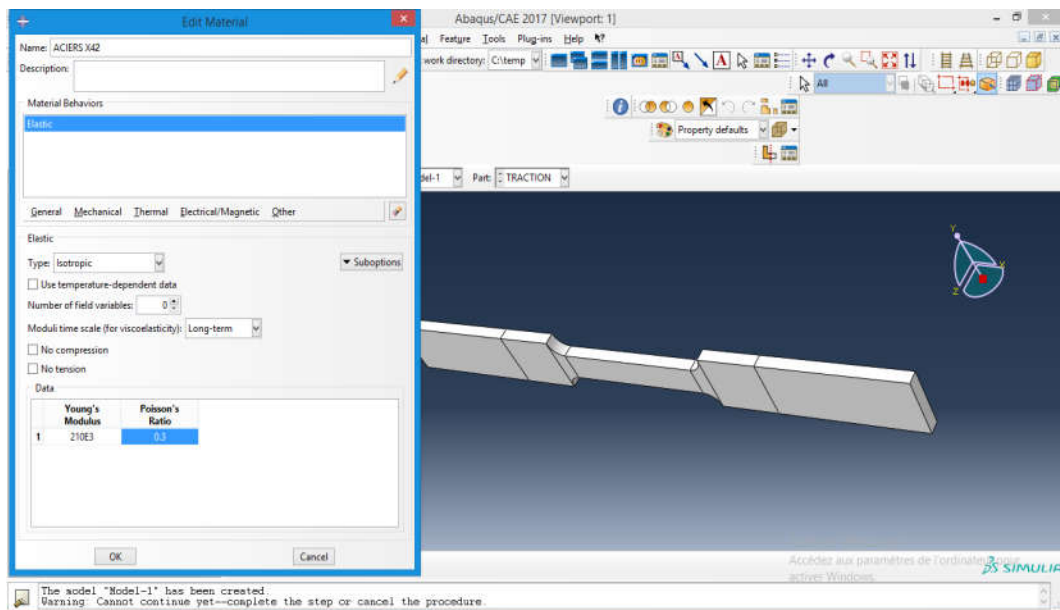


Figure 4.5. Propriétés élastiques

- Introduire les propriétés plastiques du matériau (figure 4.6)

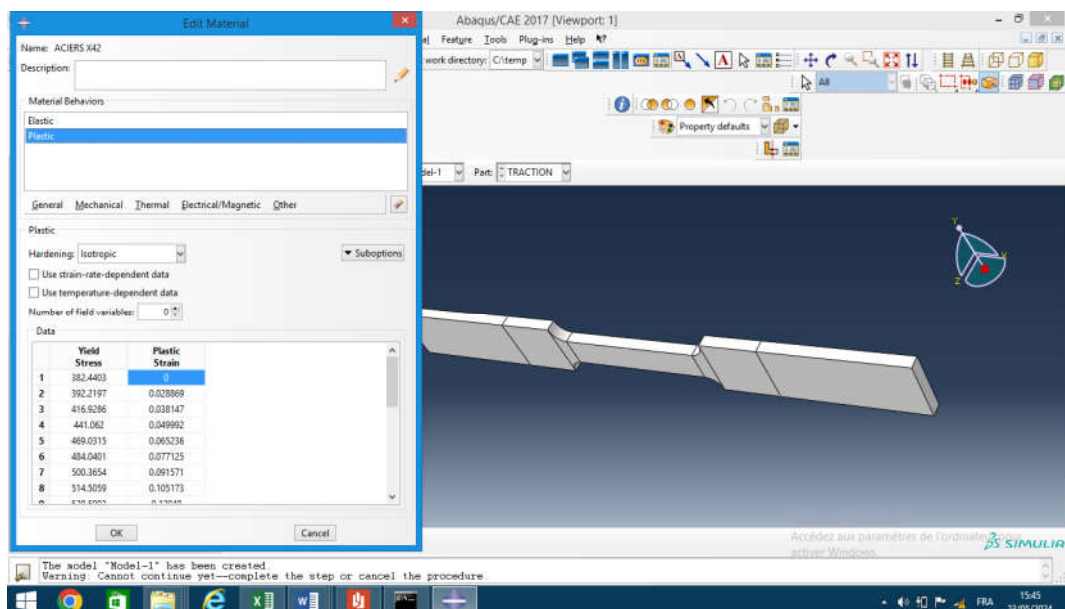


Figure 4.6. Propriétés plastiques

- Création d'une section (voir figure 4.7)

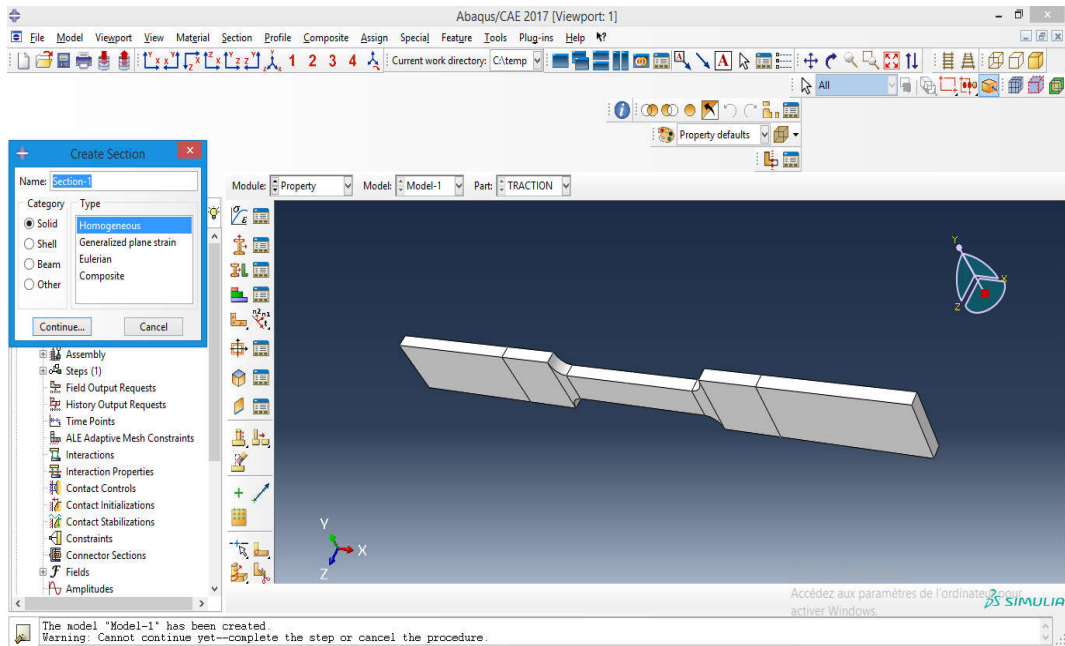


Figure 4.7. Création d'une section

- Modification de la section (voir figure 4.8)

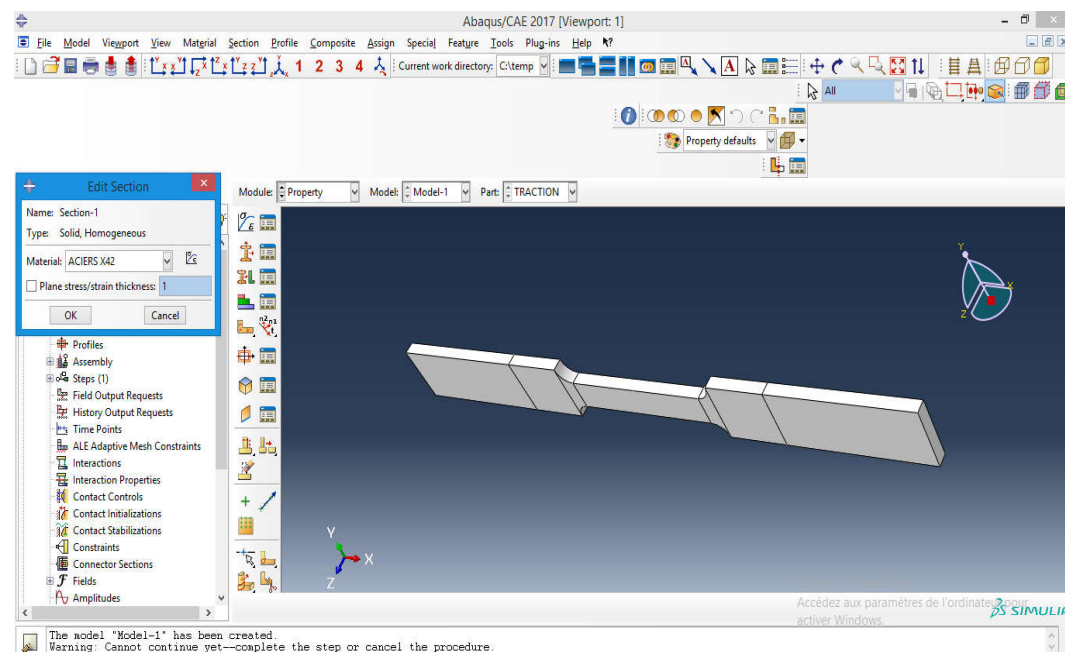


Figure 4.8. Modification d'une section

- Application des propriétés du matériau (voir figure 4.9)

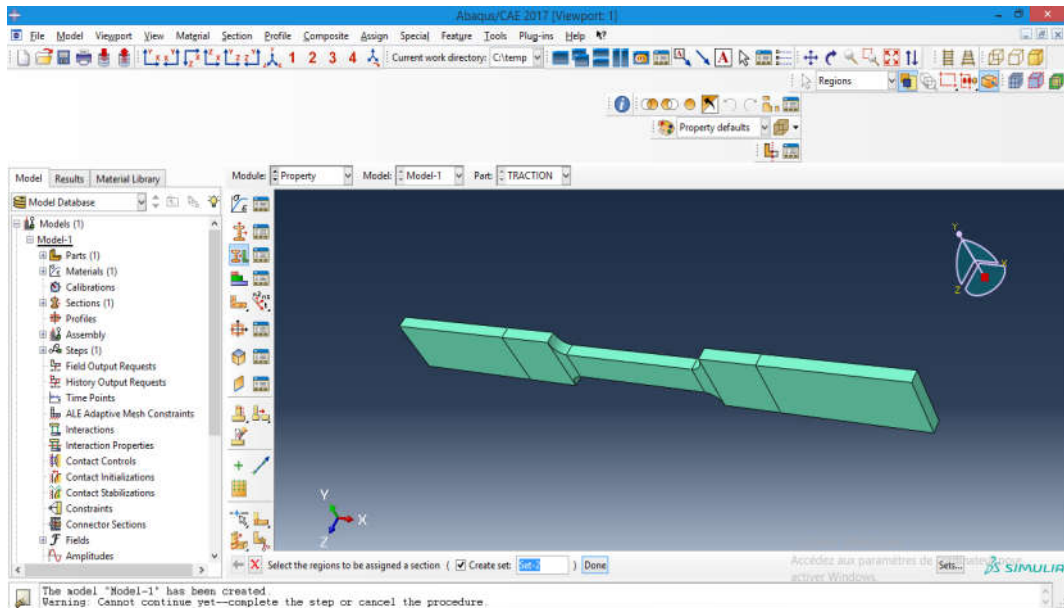
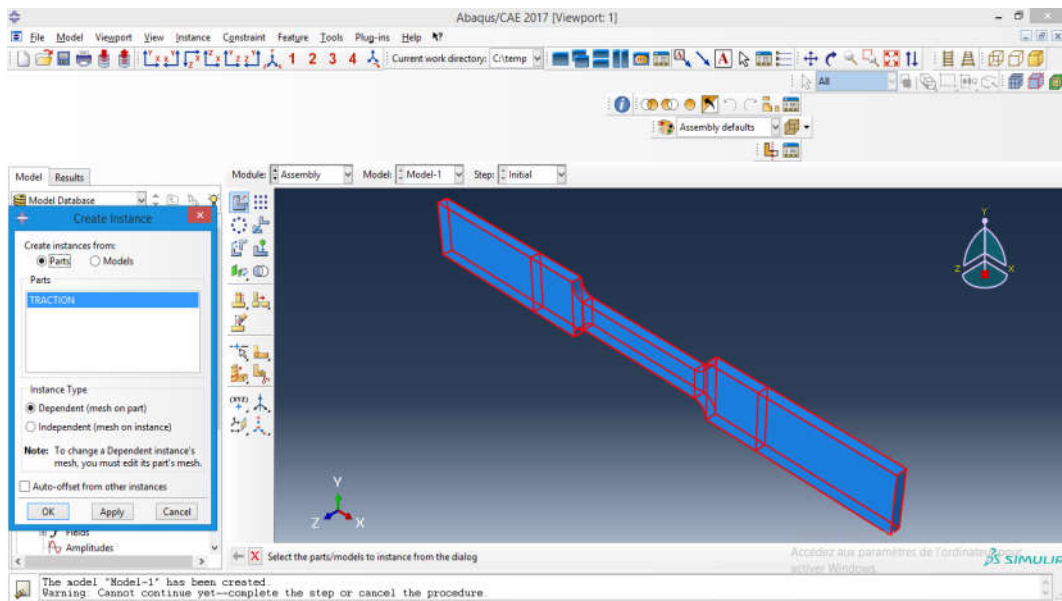


Figure 4.9. Application des propriétés du matériau

2.1.3. Module assemblage (Assembly) (figure 4.10)

Dans l'arbre modèle développer, élargissez la catégorie "*Assembly*". Effectuez un double-clic sur "*Instances*" dans la liste affichée. Dans la fenêtre de dialogue "*Create Instance*", choisissez "*Poutre_3D*" dans la liste déroulante, puis cliquez sur "*OK*".



Figure

4.10. Module assemblage (Assembly)

2.1.4. Module étape de calcul (Step) (figure 4.11)

Le module *STEP* offre la possibilité d'effectuer différentes étapes de calcul en incluant une ou plusieurs étapes (Steps). Mode "*Static, General*". Ou *Dynamic explicit*.

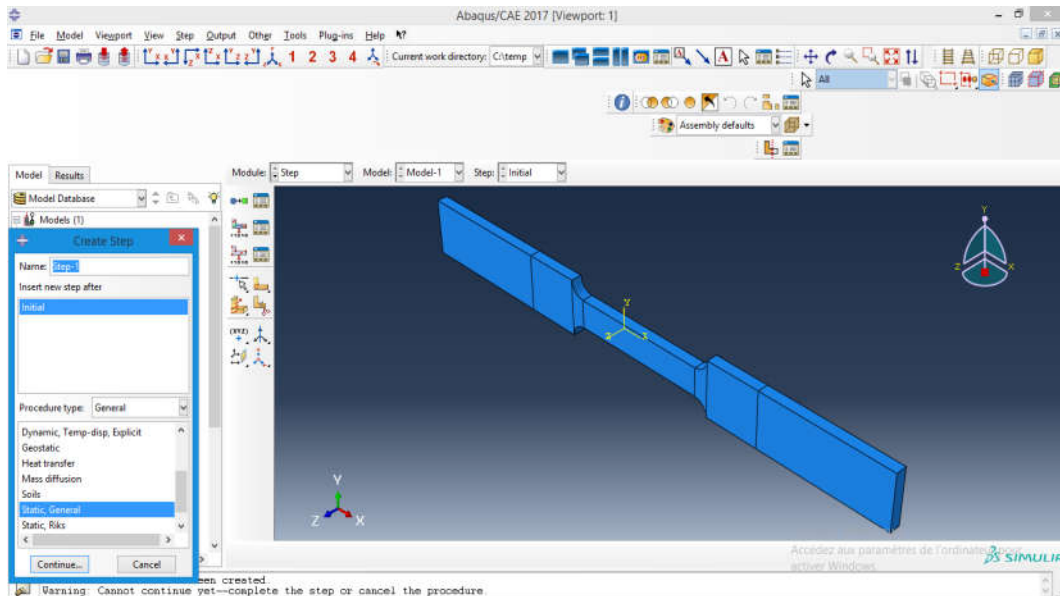


Figure 4.11. Module étape de calcul Step

2.1.5. Module charge (Load) (figure 4.12)

Le module permet de préciser tous les chargements et conditions limites du problème étudié et sont associés aux étapes (*Steps*).

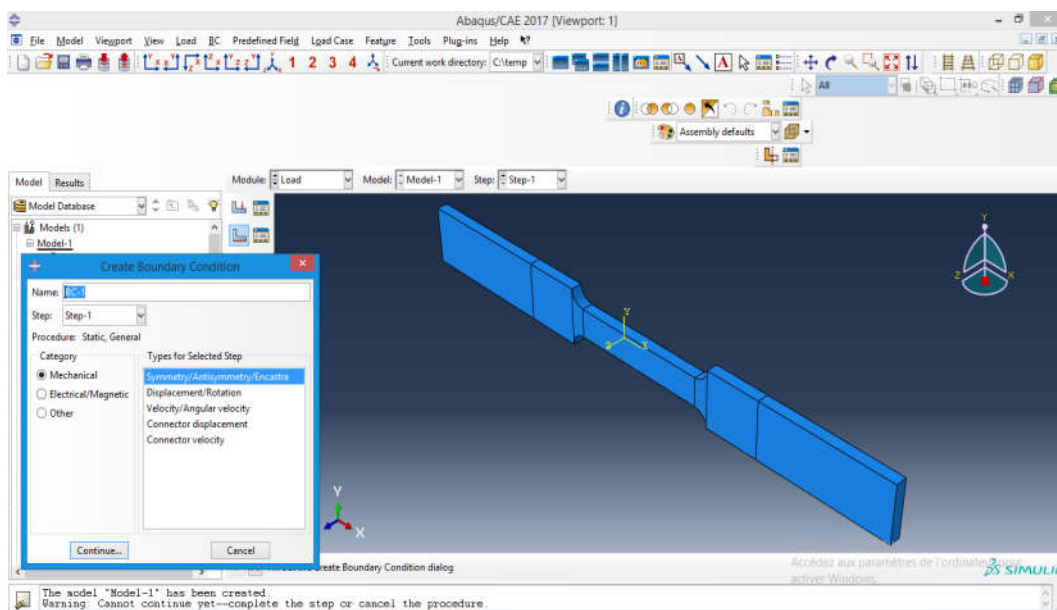


Figure 4.12. Module charge (Load)

2.1.6. Application des conditions aux limites à l'éprouvette

- Dans la liste des étapes (*Steps*), sélectionnez **Initial**.
- Dans la liste des catégories (*Category*), acceptez **Mechanical** comme catégorie par défaut.
- Dans la liste des types pour l'étape sélectionnée (*Types for Selected Step*), sélectionnez **Symmetry/Antisymmetry/Encastre** et cliquez sur **Continue**.
- Dans le *Viewport*, sélectionnez-la face à encastrer et cliquez sur **Done**. La boîte de dialogue **Edit Boundary Condition** s'affiche (Figure 4.13).
- Cochez la case **Encastre** et cliquez sur **OK**.

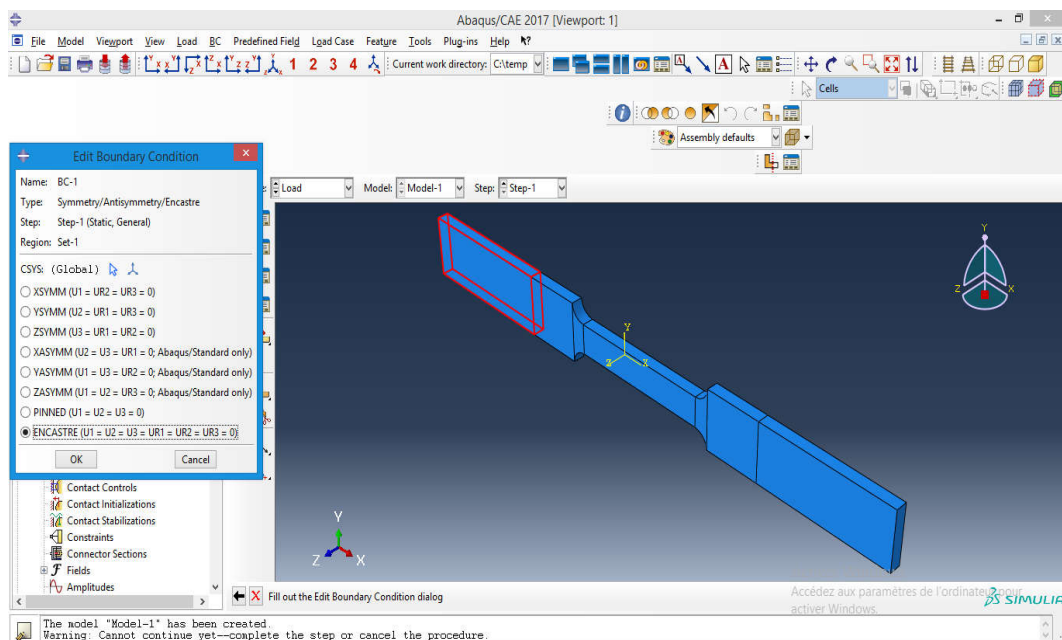


Figure 4.13. Application des conditions aux limites à l'éprouvette

2.1.7. Application du chargement sur l'éprouvette

- Cliquez sur **Create Load**. La fenêtre **Edit Load** apparaît.
- Dans la liste *Category*, acceptez **Mechanical** comme catégorie.
- Dans la liste *Types for Selected Step*, sélectionnez **Pressure** et cliquez sur **Continue**.
- Dans *Viewport*, sélectionnez la face supérieure et cliquez sur **Done**. (Figure 4.14).

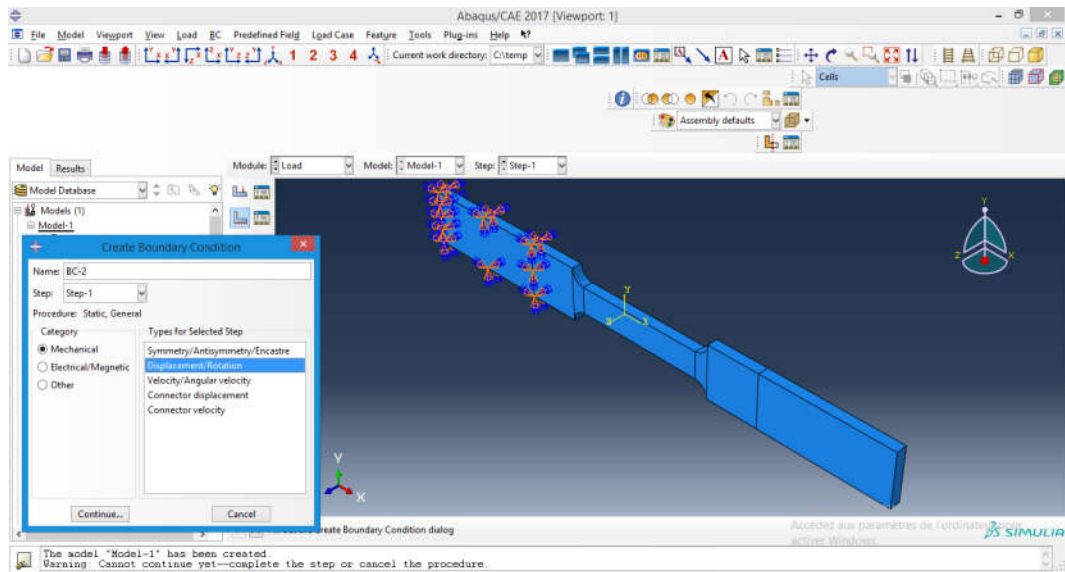


Figure 4.14. Application du chargement sur la poutre

- Sur la boîte de dialogue *Edit Load*, remplissez *Magnitude* avec la valeur **100**
- Cliquez sur **OK** (Figure 4.15)

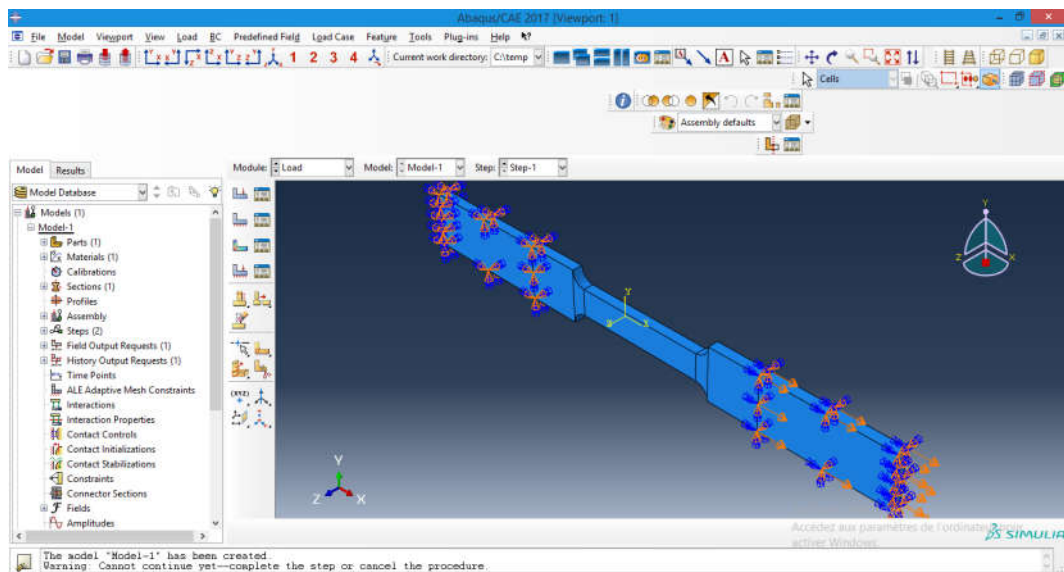


Figure 4.15. Après l'application des forces

2.1.8. Maillage

Le module MESH permet de créer le maillage de la pièce. Il contient tous les outils nécessaires pour générer le maillage élément fini sur un assemblage. Plus ce maillage est resserré, plus la solution obtenue par la méthode des éléments finis sera précise.

- Cliquer module **Mesh**. Puis cliquer sur **Part**, la poutre est coloriée en vert. (Figure 4.16)

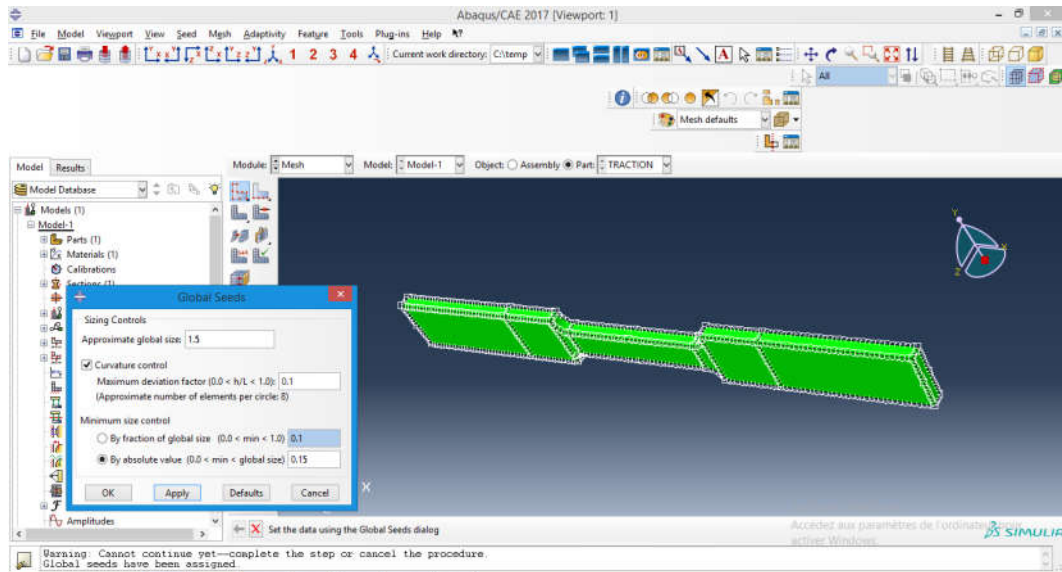


Figure 4.16. Maillage

- Cliquer **Seed Part**, la fenêtre **Sizing Controls** apparait, choisir **Approximate** et cliquer sur **apply** puis **OK**.
- A la fin cliquer sur **Mesh/Pat**
- Confirmer le maillage en cliquant sur **Yes** en bas du **Viewport** (Figure 4.17)

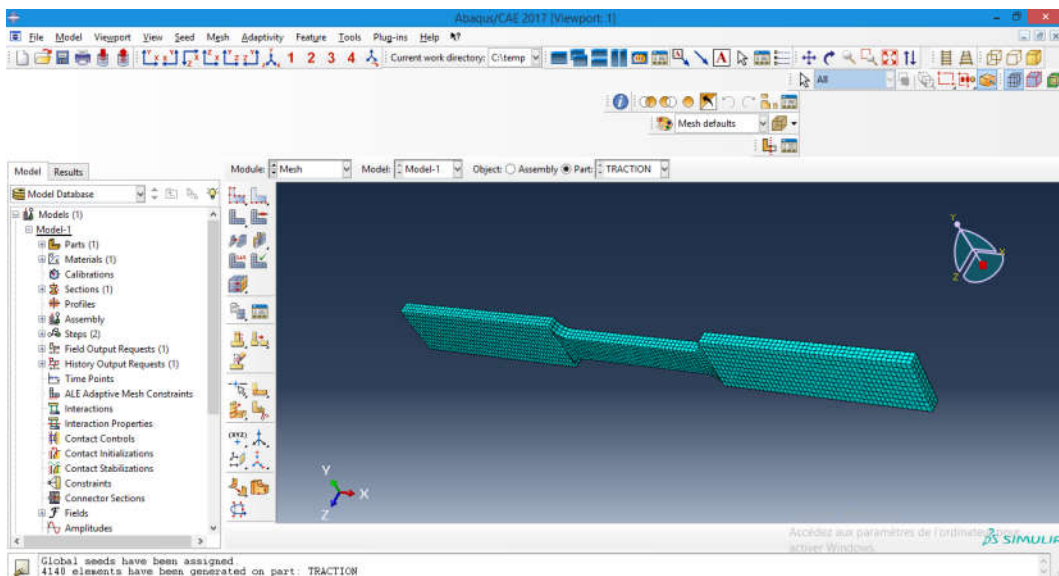


Figure 4.17. Après l'application du maillage

2.1.9. Module tache (Job)

Le module **JOB** permet de lancer le calcul. Les contraintes, les déformations et les déplacements de notre pièce ou système étudié sont ainsi calculés.

- Création du **Job** (Figure 4.18)

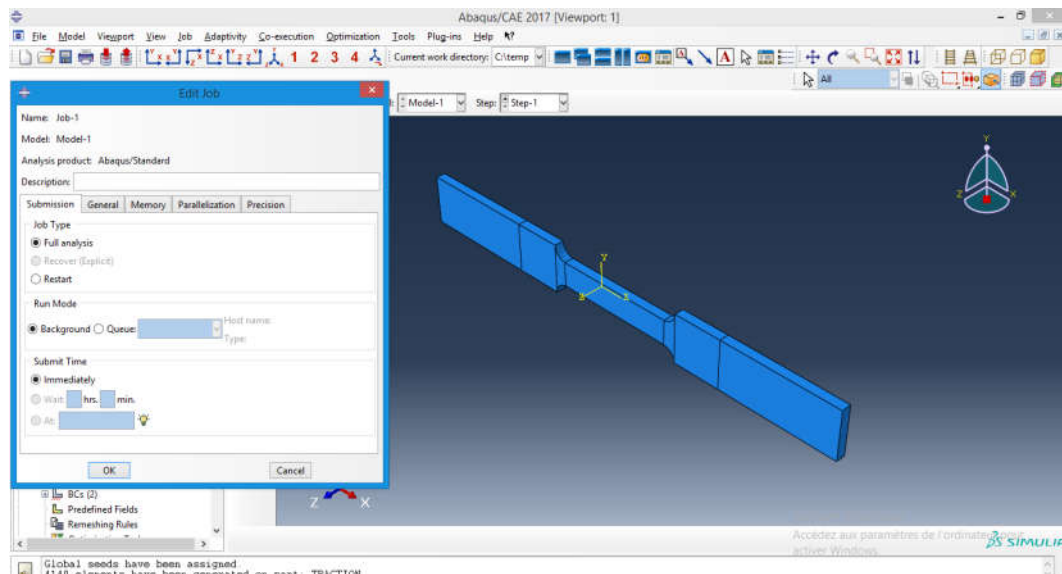


Figure 4.18. Module tache (Job)

- Double-clic sur **Jobs** pour ouvrir la boîte de dialogue **Create Job**. (Figure 4.19)

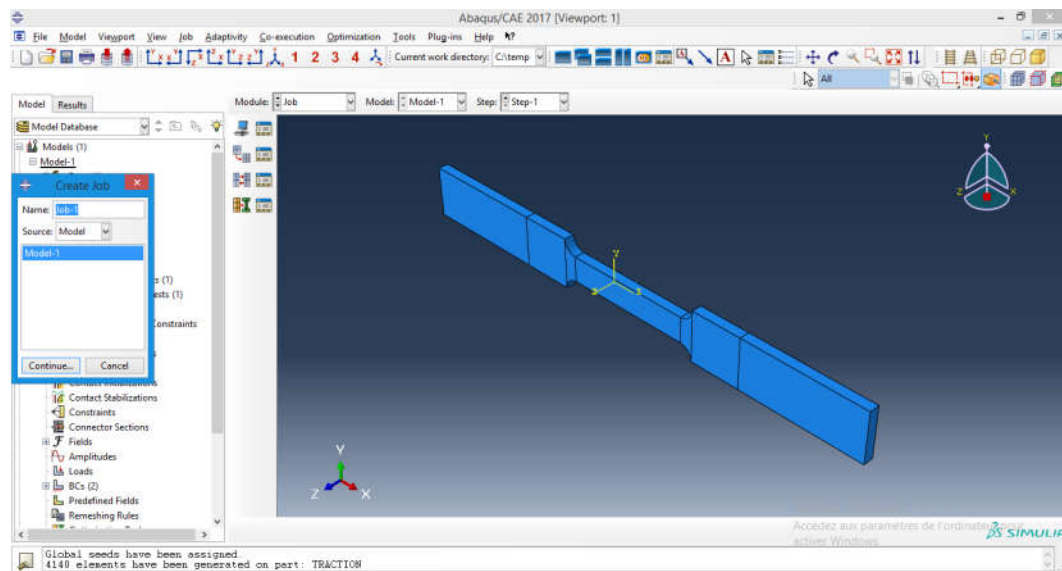


Figure 4.19. Module tache soumise (Job Submitted)

- Créez un nouveau travail et cliquez sur **OK**.
- Pour soumettre le travail, cliquez sur **Submit**. (Figure 4.20)

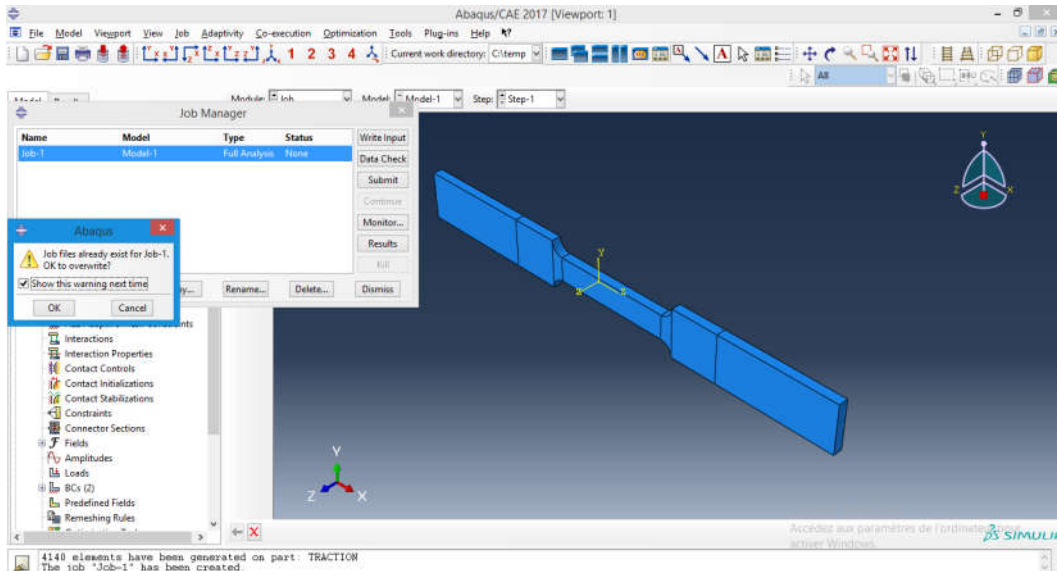


Figure 4.20. Gestion des taches (Manager de Job)

- Pour soumettre le travail, cliquez sur **Submit**.
- À la fin de l'analyse, en bas du **Viewport**, s'affiche **Completed Successfully**.
- Pour visualiser les résultats, cliquez sur **Results** (Figure 4.21)

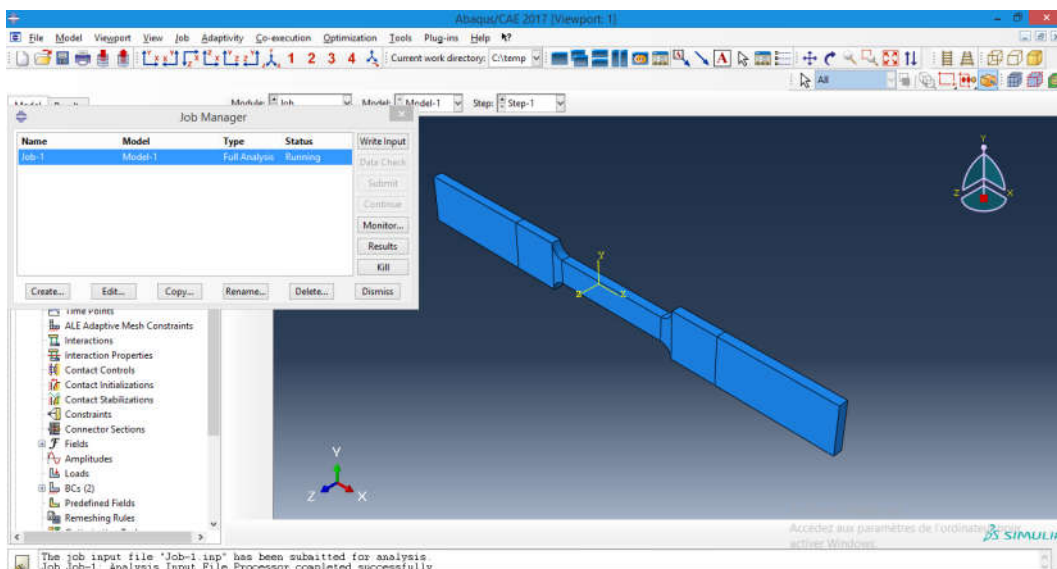


Figure 4.21. Lancement des taches (Application de Job')

2.1.10. Module Visualisation

Le module *Visualisation* permet de visualiser les résultats des calculs lancés précédemment (Figure 4.22)

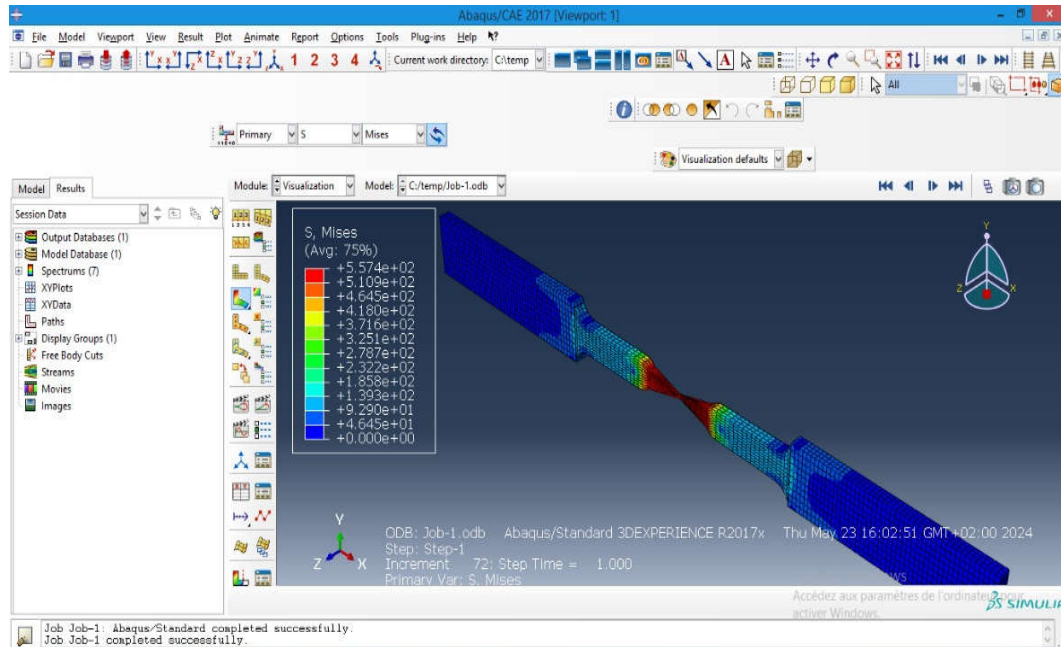


Figure 4.22. Module Visualisation

Visualisation des étapes de déformations de l'éprouvette par traction

- *Pour $\epsilon = 0$*

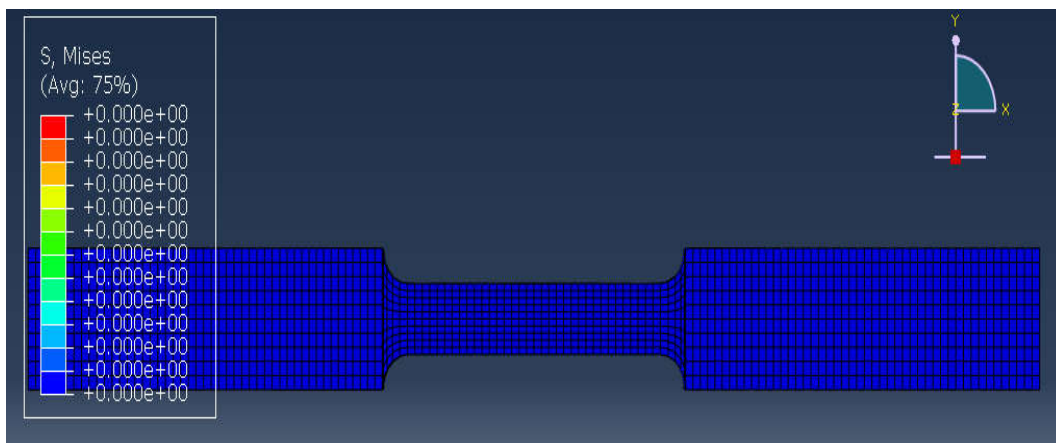


Figure 4.23. Visualisation de déformations pour $\epsilon = 0$

▪ *Pour $\mathcal{E} = 5$*

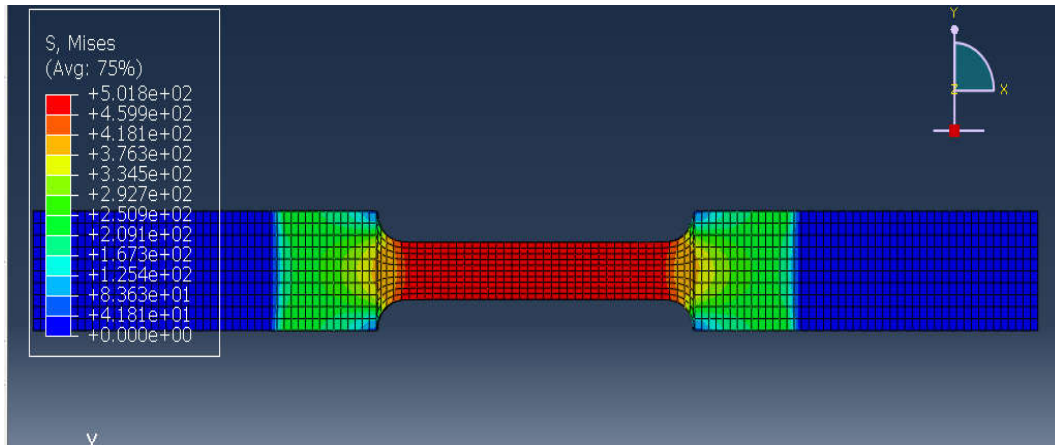


Figure 4.24. Visualisation de déformations pour $\mathcal{E} = 05$

▪ *Pour $\mathcal{E} = 10$*

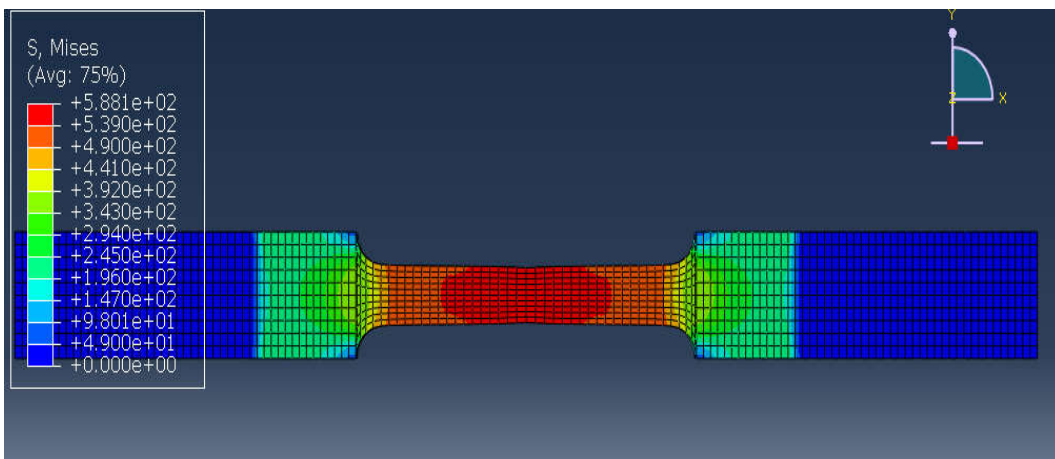


Figure 4.25. Visualisation de déformations pour $\mathcal{E} = 10$

▪ *Pour $\mathcal{E} = 15$*

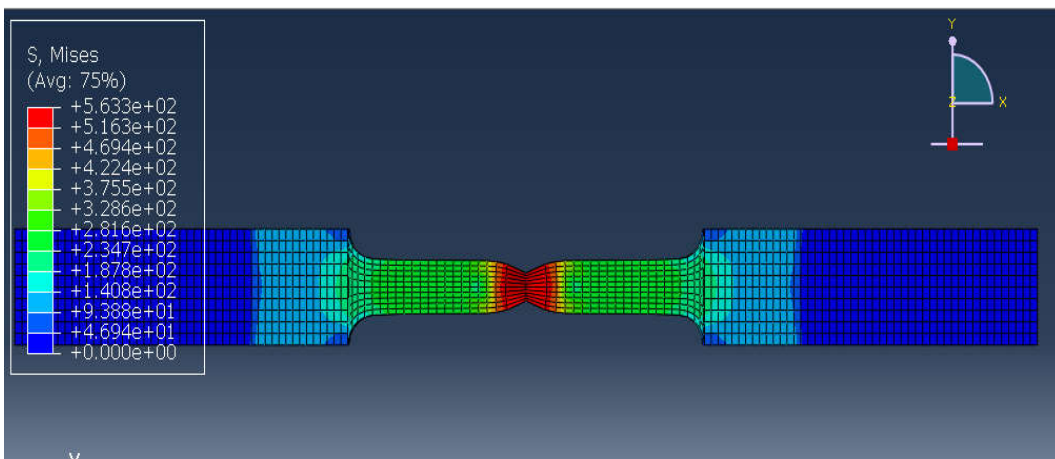


Figure 4.26. Visualisation de déformations pour $\mathcal{E} = 15$

▪ *Pour $\mathcal{E} = 20$*

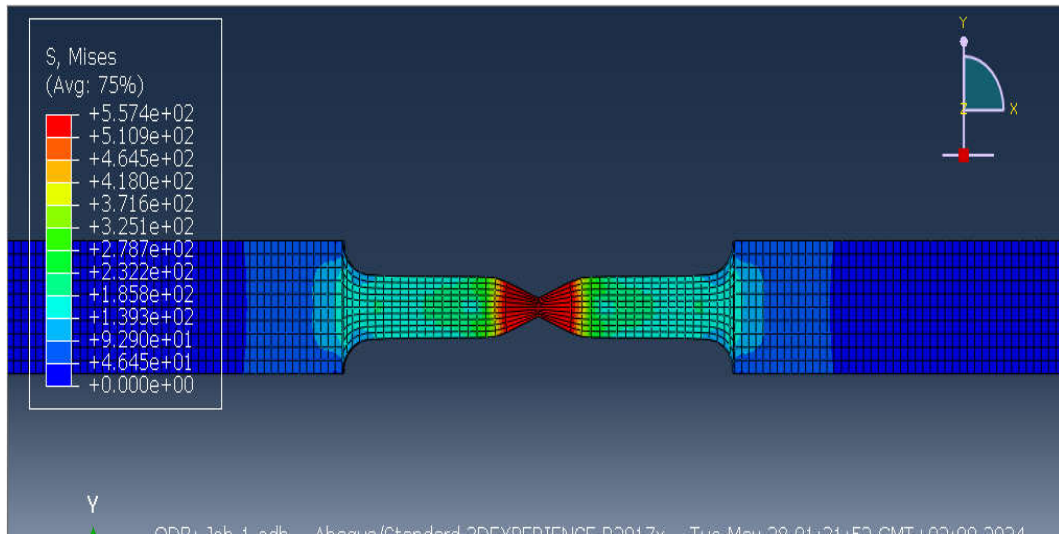


Figure 4.27. Visualisation de déformations pour $\mathcal{E} = 20$

▪ *Pour $\mathcal{E} = 25$*

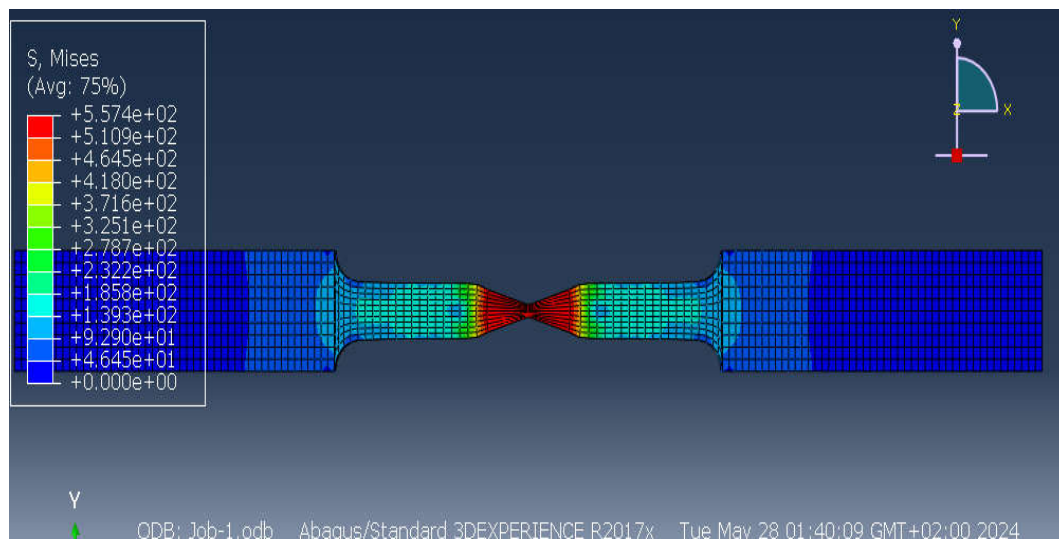


Figure 4.28. Visualisation de déformations pour $\mathcal{E} = 25$

2.2.Modélisation des courbes réelles par Abaqus calibration :

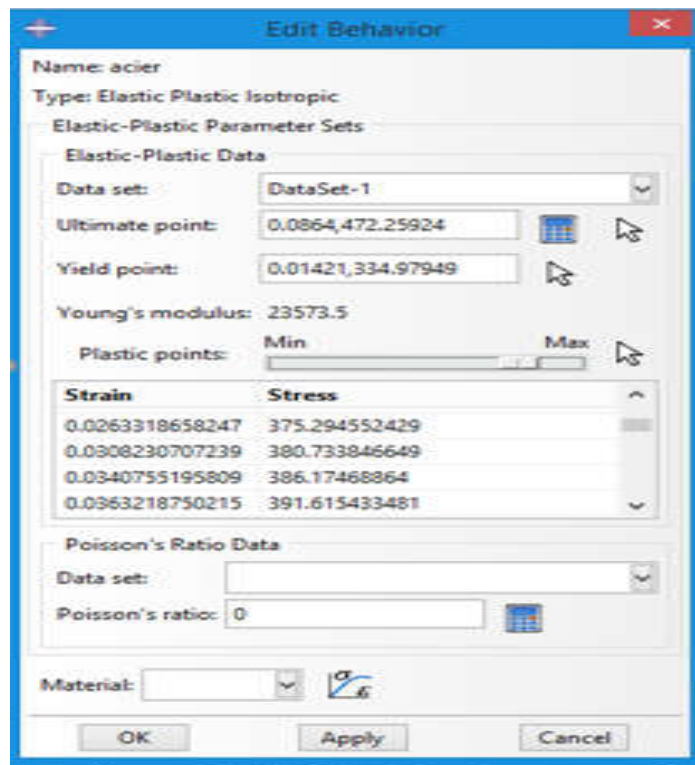


Figure 4. 29. Comportement d'édition

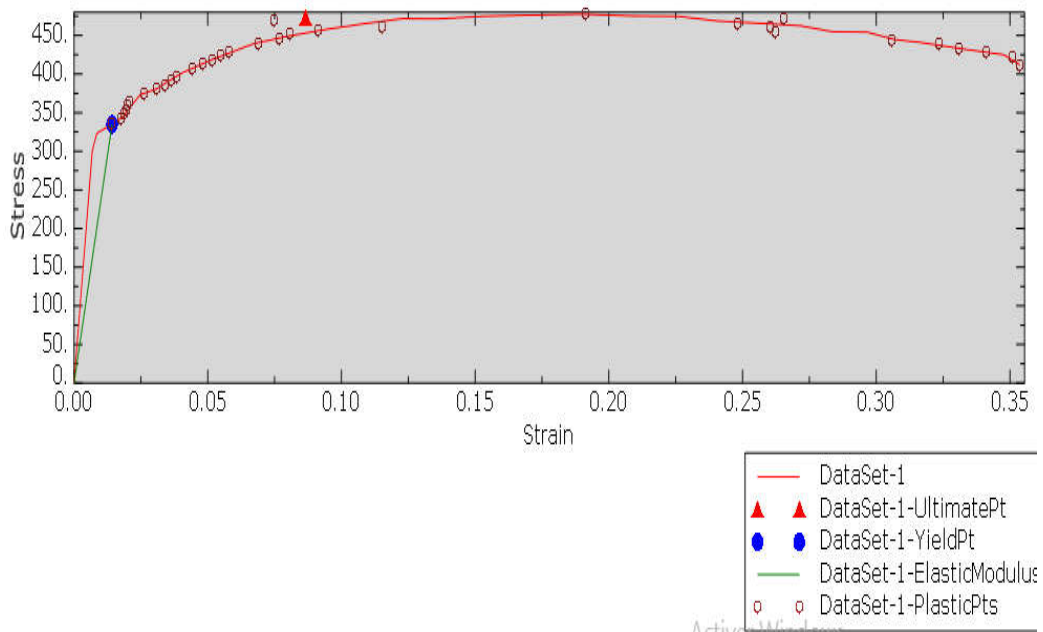


Figure 4. 30. Modélisation des courbes réelles

3. Modélisation dynamique (Dynamic explicit)

3.1. Modélisation visuelle

La modélisation dynamique explicite nous permet de visualiser la distribution des contraintes au point de rupture de rupture

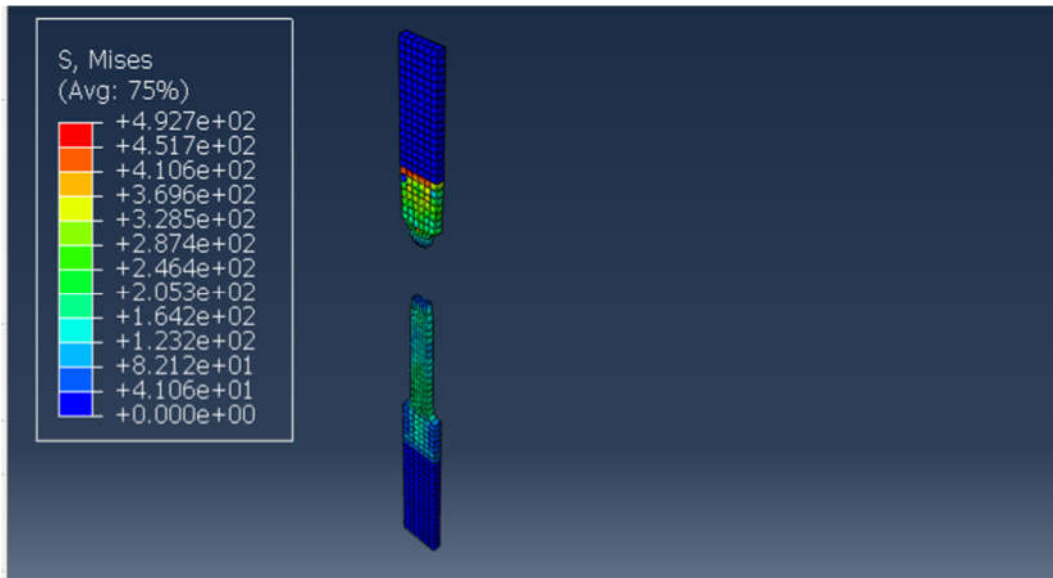


Figure 4.31. Répartition des contraintes de Von-Mises après rupture

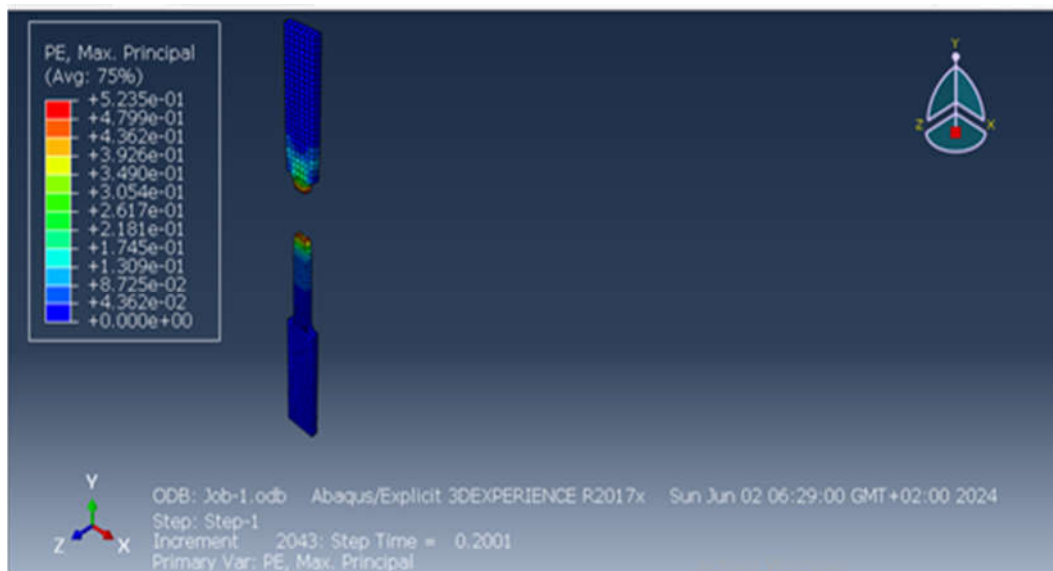


Figure 4. 32. Répartition des contraintes plastiques après rupture

3.2. Analyse

L'histogramme (figure 4.33) des contraintes maximales de Von Mises en fonction de l'allongement montre que les contraintes maximales varient avec le déplacement, atteignant un pic pour des déplacements de 10 et 15 mm, puis diminuant légèrement pour des déplacements de 20 et 25 mm. Ces variations peuvent être attribuées à plusieurs facteurs. Les déplacements de 10 et 15 mm semblent correspondre à des conditions optimales où le matériau atteint sa résistance maximale avant de commencer à céder ou à se déformer de manière plastique. Pour des déplacements supérieurs (20 et 25 mm), la contrainte maximale diminue, indiquant que le matériau subit des déformations accrues, réduisant ainsi sa capacité à supporter des contraintes élevées. Cela suggère que le matériau peut supporter des contraintes maximales élevées à des niveaux de déplacement modérés avant que ses performances ne commencent à diminuer.

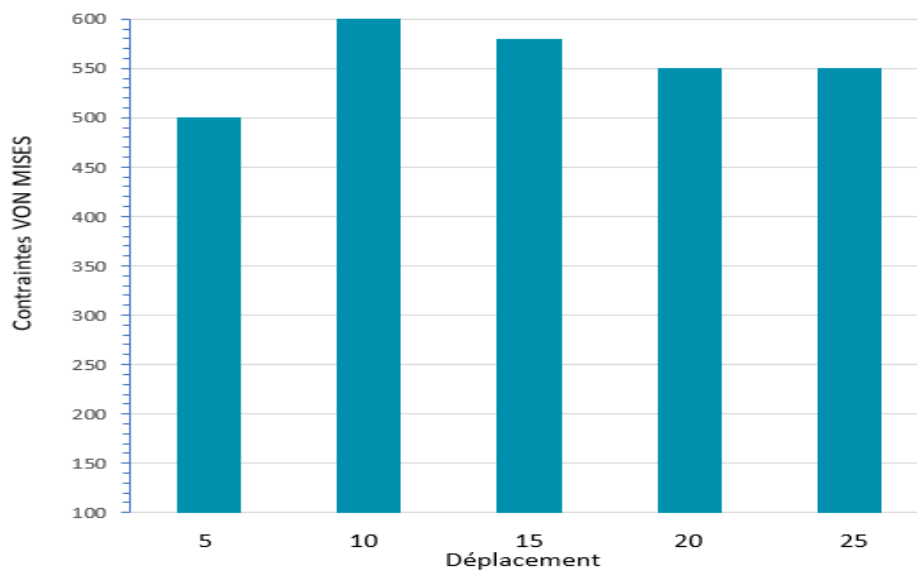


Figure 4. 33. Histogramme des Contraintes maximales en fonction de l'allongements

3.3. Illustrations

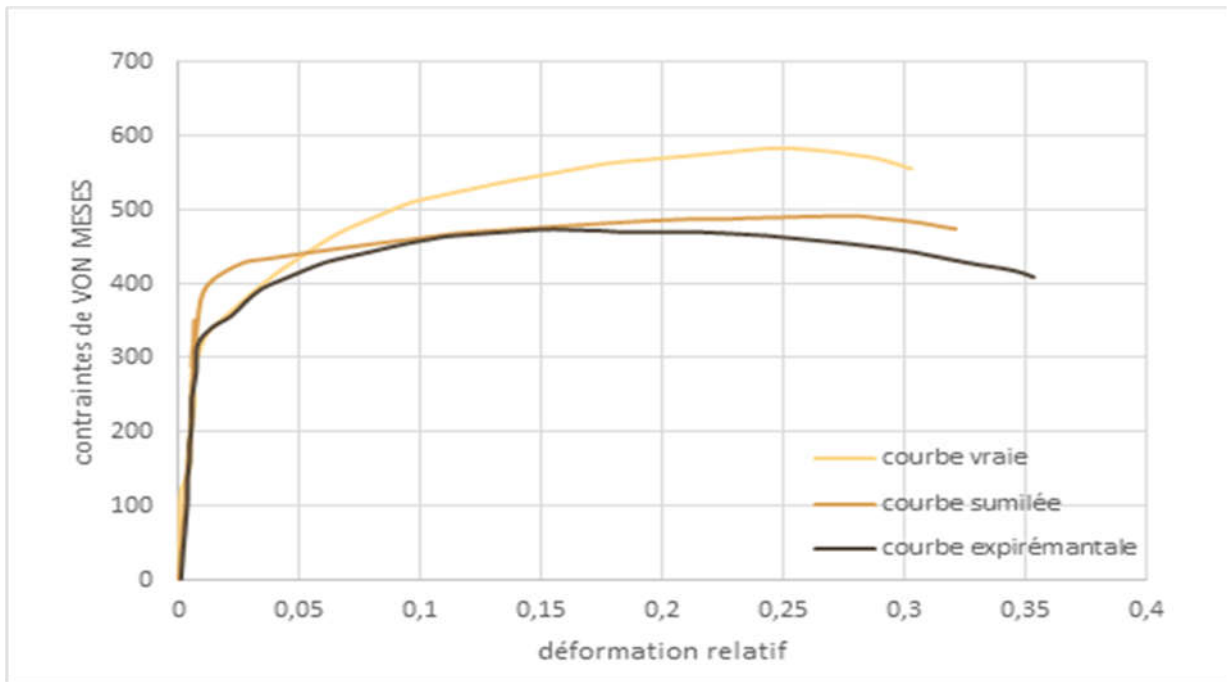


Figure 4. 34. Courbe rationnelle et conventionnelle du matériau de base X42.

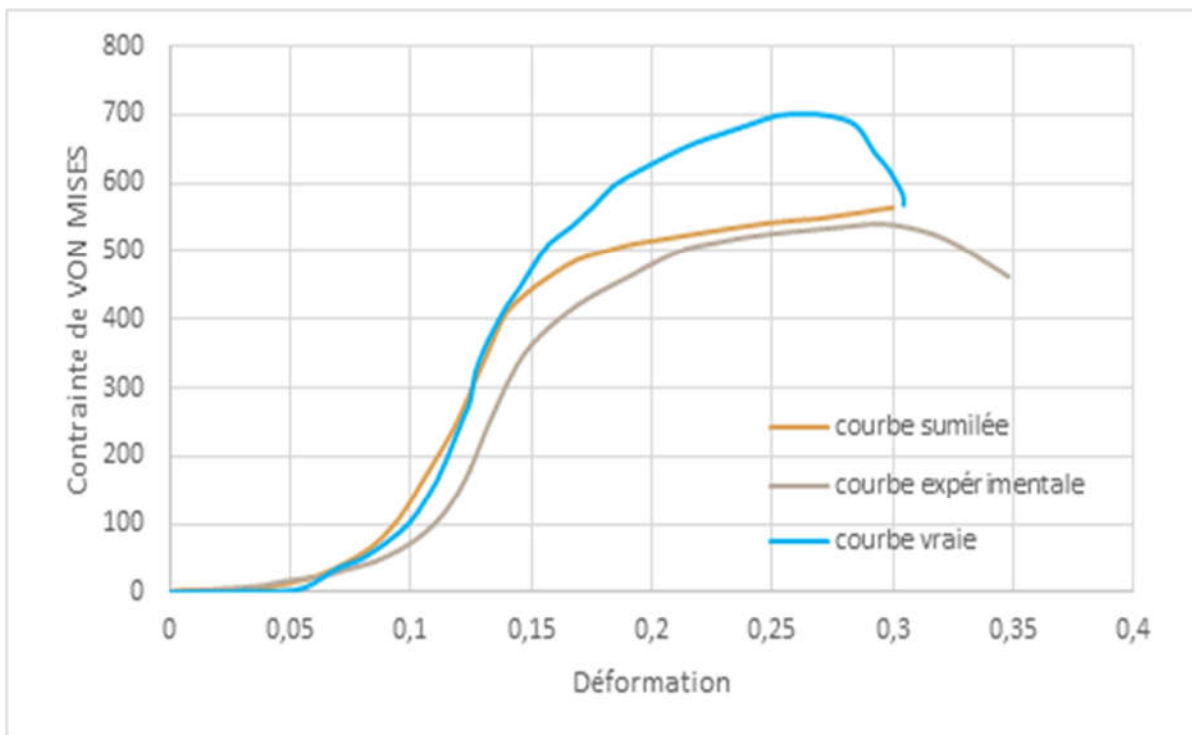


Figure 4. 35. Courbe rationnelle et conventionnelle du matériau soudé

3.4. Interprétation

Les courbes ci-dessus présentent une étude comparative entre la courbe conventionnelle (expérimentales) contraintes déformation et la courbe réelle(rationnelle).

Éprouvette sans Soudure (figure 4.34)

Courbe Réelle :

- Montée rapide de la contrainte jusqu'à environ 0,05 de déformation, suivie d'une augmentation continue, atteignant un pic à environ 600 MPa avant de diminuer légèrement.

Courbe Simulée :

- Tendances similaires à la courbe vraie, avec une montée initiale rapide, atteignant un pic à environ 550 MPa, puis montrant une légère diminution.

Courbe Expérimentale :

- Montée rapide initiale, atteignant une contrainte maximale d'environ 500 MPa autour de 0,1mm de déformation, puis restant relativement stable avec une légère baisse au-delà de 0,2 mm de déformation.

Éprouvette avec Soudure (figure 4.35)

Courbe Réelle :

- Montée rapide de la contrainte jusqu'à environ 0,05 mm de déformation, suivie d'une augmentation continue, atteignant un pic à environ 700 MPa avant de diminuer légèrement.

Courbe Simulée :

- Tendances similaires à la courbe vraie, avec une montée initiale rapide, atteignant un pic à environ 600 MPa, puis montrant une légère diminution.

Courbe Expérimentale :

- Montée rapide initiale, atteignant une contrainte maximale d'environ 550 MPa autour de 0,1 mm de déformation, puis restant relativement stable avec une légère baisse au-delà de 0,2 mm de déformation.

Les courbes montrent des différences significatives entre les échantillons avec et sans soudure, ainsi qu'entre les résultats expérimentaux, théoriques et simulés. Pour les éprouvettes sans soudure, les résultats de simulation sont en bon accord avec les valeurs théoriques, mais légèrement supérieurs aux résultats expérimentaux. Pour les éprouvettes avec soudure, la courbe vraie montre une contrainte maximale significativement plus élevée que les courbes simulée et expérimentale, ce qui peut indiquer des effets de renforcement théoriques non entièrement capturés dans les simulations et les tests expérimentaux. Les résultats expérimentaux pour les éprouvettes avec soudure montrent des contraintes maximales inférieures, probablement dues aux imperfections et aux défauts introduits par le processus de soudage.

Conclusion

L'analyse comparative des courbes de contrainte de Von Mises en fonction de la déformation relative pour des éprouvettes avec et sans soudure, ainsi que leur simulation à l'aide du logiciel Abaqus, a révélé des différences significatives dans les comportements mécaniques des matériaux.

Le modèle de simulation prédit avec précision le comportement élastique initial et le plastique précoce, mais peut nécessiter des ajustements dans la région pic. Le matériau peut ne pas fonctionner aussi bien dans des conditions réelles que prévu, peut-être en raison d'imperfections matérielles, de conditions environnementales ou de limitations de configuration expérimentales.

Conclusion générale

Conclusion générale

L'ensemble des travaux réalisés dans le cadre de cette thèse a permis d'apporter une compréhension globale et cohérente du comportement mécanique des joints soudés en acier API 5L X42 destinés aux pipelines de transport d'hydrocarbures. En combinant essais expérimentaux et modélisation numérique, le travail a mis en évidence les interactions étroites entre la réponse mécanique locale et la résistance en fatigue à long terme.

Les essais de traction réalisés sur des éprouvettes soudées et non soudées ont constitué une première étape essentielle. Ils ont permis d'identifier les variations de propriétés mécaniques entre les différentes zones du joint ; métal de base, métal fondu et zone affectée thermiquement et de montrer à quel point le cycle thermique du soudage modifie la répartition des contraintes et la ductilité du matériau. Ces résultats ont non seulement servi de base à la compréhension du comportement global du joint, mais ont également fourni les paramètres nécessaires à la calibration du modèle numérique sous Abaqus.

Les essais de fatigue ont confirmé que la présence du joint soudé constitue un point sensible pour l'initiation et la propagation des fissures, particulièrement dans la ZAT où les gradients thermiques induisent un durcissement ou un adoucissement local. Les courbes S-N obtenues montrent clairement que les éprouvettes soudées présentent une endurance réduite par rapport au matériau non soudé, soulignant l'importance de maîtriser les paramètres de soudage pour prolonger la durée de vie des structures.

La modélisation par éléments finis a permis d'intégrer ces observations dans un cadre prédictif. Grâce aux propriétés mesurées expérimentalement, le modèle a reproduit de manière fidèle la répartition des contraintes et les zones de concentration critiques. La cohérence entre simulation et résultats expérimentaux a validé la démarche adoptée et

démontré la capacité de la modélisation numérique à anticiper le comportement mécanique du joint dans différentes conditions de sollicitation.

Cette convergence entre essais mécaniques, observations expérimentales et simulation numérique constitue l'un des apports majeurs de ce travail. Elle offre une vision intégrée du comportement des joints soudés, permettant de mieux comprendre les mécanismes qui gouvernent leur performance en service. Elle fournit également des outils fiables pour l'évaluation de la durée de vie des pipelines, ainsi que des pistes concrètes pour l'optimisation des procédés de soudage afin de réduire les zones critiques et d'améliorer la fiabilité des infrastructures.

Ainsi, la thèse s'inscrit pleinement dans une démarche de sécurisation et d'optimisation des réseaux de transport d'hydrocarbures. Elle met en évidence l'importance de coupler l'expérimentation et la modélisation pour appréhender la complexité du comportement des joints soudés, et ouvre la voie à des travaux futurs portant notamment sur la fatigue en environnement sévère, l'amorçage de fissures assisté par hydrogène ou encore la simulation multiphasique avancée des cycles de soudage.