



HAL
open science

Comportement des assemblages rivetés renforcés par soudure

Lynita Sarou

► **To cite this version:**

Lynita Sarou. Comportement des assemblages rivetés renforcés par soudure. Génie civil. INSA de Rennes, 2023. Français. NNT : 2023ISAR0020 . tel-04652201

HAL Id: tel-04652201

<https://theses.hal.science/tel-04652201>

Submitted on 18 Jul 2024

HAL is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.

COLLEGE

DOCTORAL

BRETAGNE

SCIENCES

POUR L'INGENIEUR

INSA INSTITUT NATIONAL
DES SCIENCES
APPLIQUÉES
RENNES

THESE DE DOCTORAT DE

L'INSTITUT NATIONAL DES SCIENCES
APPLIQUEES DE RENNES

ECOLE DOCTORALE N° 647
Sciences pour l'Ingénieur
Spécialité : *Génie Civil*

Par

Lynita SAROU

Comportement des assemblages rivetés renforcés par soudure

Thèse présentée et soutenue à Rennes, le 07 décembre 2023
Unité de recherche : Laboratoire de Génie Civil et Génie Mécanique
Thèse N° : 23ISAR 36 / D23 - 36.

Rapporteurs :

AbdelHamid BOUCHAIR
Sylvain CHATAIGNER

Professeur des universités (Université Clermont Auvergne)
Ingénieur des Ponts HDR (Université Gustave Eiffel)

Composition du Jury :

Examinatrice : Cristina CAMPAN
Dir. de thèse : Maël COUCHAUX
Co-dir. de thèse : Stéphane SIRE
Co-Encadrant : Mohammed HJIAJ

Professeur des universités (Université technique de Cluj-Napoca)
Maître de Conférences HDR (INSA de Rennes)
Professeur des universités (Université de Bretagne Occidentale)
Professeur des universités (INSA de Rennes)

Invité(s)

Jean-François DOUROUX
Mohamed FATOUMBI

Responsable Contrôle du Patrimoine et Maitrise des ouvrages – RATP I/DGOA/ESO/CPMO
Expert technique génie civil - RATP I/DGOA/ESO/CPMO

COLLEGE

DOCTORAL

BRETAGNE

SCIENCES

POUR L'INGENIEUR

INSA | INSTITUT NATIONAL
DES SCIENCES
APPLIQUÉES
RENNES

Intitulé de la thèse :

Comportement des assemblages rivetés renforcés par soudure

Lynita SAROU

En collaboration avec



Document protégé par les droits d'auteur

REMERCIEMENTS

Cette thèse représente l'aboutissement de plusieurs années de travail, de recherches et de collaborations. Je souhaite exprimer ma profonde gratitude à toutes les personnes qui ont contribué, de près ou de loin, à sa réalisation.

Je tiens tout d'abord à remercier mon directeur de thèse, **Maël COUCHAUX** mon co-directeur, **Stéphane SIRE**, et mon co-encadrant **Mohammed HJIAJ** pour leur encadrement, leurs précieux conseils et leur soutien constant. Leur expertise et leur vision ont été des guides essentiels tout au long de ce parcours. En particulier, je suis profondément reconnaissante à **Maël COUCHAUX** pour son soutien, surtout dans les moments difficiles. Il a toujours su trouver les moyens pour m'encourager et me motiver, même lorsque les défis semblaient insurmontables. Sa passion et son engagement envers la recherche font de lui une véritable source d'inspiration pour les jeunes chercheurs.

Je tiens à exprimer ma gratitude à mes encadrants en entreprise, **Jean-Francois DOUROUX**, **Matthieu RUDINGER**, **Alain DESBORDES** et **Mohamed FATOUMBI**, pour leur encadrement et leur soutien. Leur perspective industrielle a enrichi ce travail de recherche.

Je remercie également les membres du jury, pour avoir accepté d'évaluer cette thèse. Leurs remarques et suggestions ont permis d'enrichir et d'améliorer ce travail.

Mes remerciements vont également à mes amis et mes collègues. Leur soutien et leurs échanges ont rendu ces années de travail plus agréables. Merci à ma meilleure amie, **Sounean HENG**, qui m'a toujours soutenue et m'encouragée tout au long de mon parcours.

Je tiens à exprimer ma gratitude à ma famille pour son amour, son soutien moral et ses encouragements constants. Merci également à mon mari, **Piseth HENG** pour sa patience et sa compréhension, surtout durant les moments les plus difficiles de cette aventure académique. Sans son soutien et son encouragement, je n'aurais pas pu y parvenir.

Enfin, je n'oublie pas toutes les personnes qui ont contribué de manière directe ou indirecte à ce travail et dont je ne peux pas citer tous les noms ici. Que chacun trouve ici l'expression de ma reconnaissance sincère.

RESUME

Le travail présenté dans ce mémoire de thèse porte sur l'étude de la possibilité de renforcer par soudage des assemblages rivetés de longeron sur pièce de pont d'ouvrages ferroviaires anciens. Les aciers en présence pouvant être non soudables, il convient dans un premier temps de caractériser cette soudabilité ainsi que l'effet du soudage sur le développement des contraintes résiduelles dans la structure. De plus, le comportement complet de ces assemblages doit être caractérisé afin d'évaluer l'impact de ce renforcement sur la répartition des moments dans la structure mais aussi pour vérifier si ces assemblages renforcés sont bien capables de résister à ces efforts. La thèse s'articule autour de ces deux parties.

La première partie de la thèse est consacrée à l'étude de la soudabilité des aciers anciens et des conséquences d'une procédure de soudage sur les contraintes résiduelles dans l'assemblage. Tout d'abord, un indicateur de la soudabilité des métaux est calculé au regard de leur composition chimique. Ensuite une série d'essais est effectuée afin d'évaluer la qualité des soudures réalisées. Afin de comprendre l'influence du procédé de soudage sur les contraintes résiduelles, des essais ont été menés sur deux types d'éprouvettes : soudure bout à bout puis assemblage à clin par cordon d'angle. Ces mesures sont effectuées en utilisant la méthode de diffraction par rayons X et la méthode du contour. De plus, des essais de traction sont conduits sur des assemblages à clin par cordon d'angle fabriqués à partir de différents aciers (anciens et moderne), dans le but de comparer le comportement des soudures dans l'assemblage. A la fin de cette partie, un modèle numérique, basé sur le code de calcul par éléments finis ANSYS APDL, est développé afin de simuler le procédé de soudage en combinant le déplacement de la source de chaleur et la stratégie de 'birth&death'. Ce modèle est ensuite soumis à un effort de traction jusqu'à la ruine.

La deuxième partie est consacrée à l'étude du comportement mécanique de l'assemblage avec et sans renforcement par soudure. Une approche combinée d'études analytiques, numériques et expérimentales est réalisée. Au total, cinq assemblages de longeron sur pièce de pont avec et sans renforcement par soudure sont testés sous chargement statique. En parallèle, des modèles numériques de ces assemblages sont développés dans ANSYS APDL en utilisant des éléments volumiques et de contact. Un modèle analytique a été proposé pour calculer la rigidité initiale en rotation et le moment plastique de ce type d'assemblage. La position du centre de compression est calculée explicitement. La rigidité initiale des composants en compression est calculée en prenant en compte la déformabilité transversale de la cornière en contact avec une fondation élastique de Winkler. Pour les composants soumis à un effort de traction, un modèle analytique est développé en intégrant la flexion des cornières verticales et horizontales, ainsi que l'élongation, la flexion, le cisaillement des rivets et l'ovalisation des perçages. L'aile de la cornière est également supposée en contact avec une fondation élastique de Winkler.

ABSTRACT

This thesis focuses on studying the possibility of reinforcing riveted connections of stringer-to-floor-beam connections in ancient railway bridges through welding. Due to the potential non-weldability of ancient steels, it is necessary, first and foremost, to characterize this weldability as well as the effect of welding on the development of residual stresses in the structure. Furthermore, the behaviour of these connections must be characterized to assess the impact of this reinforcement on the distribution of bending moments in the structure and also to verify if these reinforced connections are capable of withstanding the external loading. The works this thesis is divided into two parts.

The first part of this thesis is dedicated to the examination of the weldability of old steels and the consequences of welding process on residual stresses in the joint. Firstly, an indicator of metal weldability is calculated based on their chemical composition. Subsequently, a series of tests is conducted to evaluate the quality of the welded joints. To comprehend the influence of the welding process on residual stresses, tests were conducted on two types of specimens: butt welds and lap joints. The measurement of residual stress is performed using X-ray diffraction and contour method. In addition, tensile tests are carried out on lap joints made from different steels (ancients and modern) in order to compare the behaviours of welds in the joint. Towards the end of this section, a numerical model, based on the finite element analysis code ANSYS APDL, is developed to simulate the welding process, combining the heat source movement and the 'birth&death' strategy. The tensile loading is then applied to this numerical model until failure occurs.

The second part of this thesis is devoted to the study of the mechanical behaviour of the connection with and without welding reinforcement. A combined approach of analytical, numerical, and experimental studies is conducted. In total, five stringer-to-floor-beam connections with and without reinforced by welding are tested under static loading. Simultaneously, numerical models of these connections are developed in ANSYS APDL. An analytical model is proposed to calculate the initial rotational stiffness and the plastic bending moment of this type of connection. The position of the compression centre is explicitly calculated. The initial stiffness of the components in compression is calculated from a beam model taking into account the transverse deformability of the angle in contact with an elastic Winkler foundation. For components subjected to tensile forces, an analytical model is developed, integrating the bending of vertical and horizontal angles, as well as the elongation, bending, shear and bearing deformation of rivets. The angle is also assumed to be in contact with an elastic Winkler foundation.

TABLE DES MATIERES

RESUME

ABSTRACT

TABLE DES MATIERES

Chapitre Liminaire.....	i
i. Contexte industriel.....	i
ii. Présentation des ouvrages.....	ii
iii. Problématique.....	iii
iv. Objectif.....	iv
v. Démarche adoptée.....	iv
vi. Structure de la thèse.....	v
Chapitre I : Soudabilité d’aciers anciens du réseau de la RATP.....	1
I.1. Introduction.....	1
I.2. Soudabilité des aciers.....	1
I.2.1. Procédés de soudage.....	1
I.2.1.1. Opération de soudage-assemblage avec fusion.....	1
I.2.1.2. Procédés de soudage à l’arc.....	2
I.2.1.3. Soudage à l’arc à l’électrode enrobée (SAEE).....	3
I.2.2. Soudabilité des aciers.....	4
I.2.2.1. Soudabilité métallurgique.....	4
I.2.2.2. Soudabilité opératoire – qualification de soudage.....	6
I.2.3. Présentation des aciers étudiés.....	7
I.2.3.1. Vérification de la soudabilité des aciers de la RATP.....	9
I.2.3.2. Vérification de la soudabilité opératoire.....	9
I.3. Campagnes expérimentales.....	11
I.3.1. Introduction.....	11
I.3.2. Epreuve soudée bout à bout.....	14
I.3.2.1. Caractéristiques de l’éprouvette.....	14
I.3.2.2. Procédé de soudage.....	14
I.3.2.3. Mesure des contraintes résiduelles par diffraction X (DRX).....	16
I.3.2.4. Mesure des contraintes résiduelles par la méthode du contour.....	20
I.3.3. Assemblage à clin par cordons d’angle.....	23
I.3.3.1. Caractéristique de l’éprouvette.....	23

I.3.3.2. Procédé de soudage.....	23
I.3.3.3. Mesure des contraintes résiduelles par la méthode du contour	25
I.3.3.4. Essais de traction sur assemblages à clin par cordons d'angle	26
I.3.4. Synthèses des campagnes expérimentales.....	31
I.4. Simulation numérique du soudage	32
I.4.1. Introduction.....	32
I.4.2. Démarche numérique adoptée.....	33
I.4.3. Simulation thermique -validation du modèle thermique	33
I.4.3.1. Modélisation de la source de chaleur	33
I.4.3.2. Validation du modèle thermique.....	34
I.4.4. Simulation des contraintes résiduelles – éprouvette soudée bout à bout.....	38
I.4.4.1. Présentation du modèle	38
I.4.4.2. Modélisation thermique	39
I.4.4.3. Simulation des contraintes résiduelles	40
I.4.4.4. Analyse des résultats.....	40
I.4.5. Simulation d'un assemblage soudé par cordon d'angle sollicité en traction	46
I.4.5.1. Présentation du modèle	46
I.4.5.2. Modélisation thermique	47
I.4.5.3. Simulation des contraintes résiduelles	48
I.4.5.4. Modélisation de l'éprouvette sous un effort de traction.....	48
I.4.5.5. Analyse des résultats.....	49
I.5. Conclusion	59
I.6. Références.....	61
Chapitre II : Doubles cornières tendues ou comprimées.....	79
II.1. Introduction.....	79
II.2. Double cornière comprimée.....	80
II.2.1. Introduction	80
II.2.2. Modèle de poutre en contact avec une fondation élastique de Winkler.....	83
II.2.2.1. Hypothèses	83
II.2.2.2. Champ de contrainte initial.....	86
II.2.2.3. Champ de déplacement.....	87
II.2.2.4. Nouveau champ de contrainte	88
II.2.2.5. Efforts internes	88
II.2.2.6. Equations dans la zone de contact	89
II.2.3. Modèles analytiques de poutres et tronçons en L en contact avec une fondation élastique	91
II.2.3.1. Introduction	91

II.2.3.2. Poutre en contact avec un support élastique	91
II.2.3.3. Tronçons en L en contact avec des appuis élastiques	98
II.2.4. Modèle numérique	104
II.2.4.1. Introduction	104
II.2.4.2. Poutre en contact avec supports flexible/rigide	104
II.2.4.3. Tronçons en L en contact avec des supports flexible/rigide	106
II.2.5. Étude de sensibilité	107
II.2.6. Synthèse	109
II.3. Double cornière tendue	110
II.3.1. Introduction	110
II.3.2. Modèle analytique	112
II.3.2.1. Introduction	112
II.3.2.2. Hypothèses générales	113
II.3.2.3. Comportement de la cornière horizontale	118
II.3.2.4. Comportement de la cornière verticale non soudée	127
II.3.2.5. Comportement de la cornière verticale soudée	134
II.3.3. Simulations numériques	138
II.3.3.1. Introduction	138
II.3.3.2. Présentation du modèle de calcul par éléments finis	138
II.3.3.3. Assemblages étudiés	139
II.3.3.4. Comparaison des résultats analytiques et numériques	141
II.3.4. Étude de sensibilité	146
II.3.4.1. Évolution de n	147
II.3.4.2. Evolution de la force de levier	147
II.3.4.3. Évolution de la rigidité en traction	148
II.3.5. Synthèse	149
II.4. Conclusion	150
II.5. Références	151
Chapitre III : Assemblages de longeron sur pièce de pont par doubles cornières	155
III.1. Introduction	155
III.2. Essais expérimentaux	158
III.2.1. Introduction	158
III.2.2. Présentation des essais	159
III.2.2.1. Dispositif d'essai	159
III.2.2.2. Géométries des assemblages	160
III.2.2.3. Montages des spécimens	162

III.2.2.4. Soudages	162
III.2.2.5. Instrumentation	168
III.2.2.6. Caractérisation des aciers	170
III.2.2.7. Protocoles de chargement	171
III.2.3. Analyse des essais	174
III.2.3.1. Comportement global de l'assemblage	174
III.2.3.2. Comportement des assemblages AR – AB.....	182
III.2.3.3. Comparaison des assemblages AR et AR-S.....	185
III.2.3.4. Comparaison des assemblages AB et AB-S.....	189
III.2.4. Synthèse	195
III.3. Etudes numériques	197
III.3.1. Présentation du modèle de calcul par éléments finis	197
III.3.1.1. Présentation du modèle	197
III.3.1.2. Comportement du matériau	199
III.3.2. Comparaison avec les résultats essais	200
III.3.2.1. Courbes moment – rotation et modes de ruine.....	200
III.3.2.2. Déplacements horizontaux des rivets/boulons attachés à l'âme de la poutre	203
III.3.2.3. Efforts dans les boulons/rivets	204
III.3.2.4. Zones de contact.....	207
III.4. Modèle analytique	209
III.4.1. Introduction	209
III.4.2. Hypothèses principales.....	209
III.4.2.1. Modèle mécanique	209
III.4.2.2. Cornières tendues.....	210
III.4.2.3. Cornières comprimées.....	212
III.4.2.4. Soudures.....	213
III.4.2.5. Cisaillement et pression diamétrale rivets.....	213
III.4.3. Rigidité initiale en rotation.....	215
III.4.3.1. Assemblage par double cornières renforcé par soudure	215
III.4.3.2. Assemblage par double cornières non renforcé par soudure	219
III.4.4. Moment résistant	221
III.4.4.1. Assemblage par double cornières renforcé par soudure	221
III.4.4.2. Assemblage par double cornières non renforcé par soudure	222
III.4.4.3. Comparaison aux résultats expérimentaux et numériques	222
III.5. Conclusion.....	223
III.6. Références	225
Chapitre IV : Conclusion générale et perspectives	227

IV.1. Objectifs	227
IV.2. Synthèse des travaux de recherche.....	227
IV.2.1. Première partie : Etude de la soudabilité d'aciers d'ouvrages RATP.....	227
IV.2.2. Deuxième partie : Comportement global des assemblages de longeron sur pièce de pont avec et sans renforcement par soudure	228
IV.2.2.1. Essais expérimentaux	229
IV.2.2.2. Analyses numériques par éléments finis	229
IV.2.2.3. Modèles analytiques.....	231
IV.3. Poursuite des travaux, perspectives.....	232
IV.4. Publications	233

Chapitre Liminaire

i. Contexte industriel

La Régie Autonome des Transports Parisiens (RATP) est un exploitant de réseau de transports. Avec près de 10 millions de voyages par jour, c'est l'un des réseaux les plus chargés au monde. La ligne A du RER transporte à elle seule l'équivalent de 1.2 million de voyageurs par jour tandis que la ligne B transporte quant à elle 900 000 voyageurs par jour. La RATP est aussi un gestionnaire d'infrastructure, à ce titre, elle se doit assurer la sécurité et la pérennité de ses ouvrages. Le patrimoine RATP est très varié à la fois en termes d'âge (162 ans d'amplitude) ainsi que de variétés de structures. Cette diversité impose une politique de surveillance et d'entretien avec des stratégies adaptables à l'ensemble du réseau.

A ce titre les ouvrages aériens métalliques des lignes 2, 5 et 6 présentent des spécificités liées à leur âge et à leur composition. Construits entre 1902 et 1906 ils sont présents sur plus de 7 km. Les charpentes métalliques de ces ouvrages sont constituées d'acier doux et sont assemblées par des rivets.

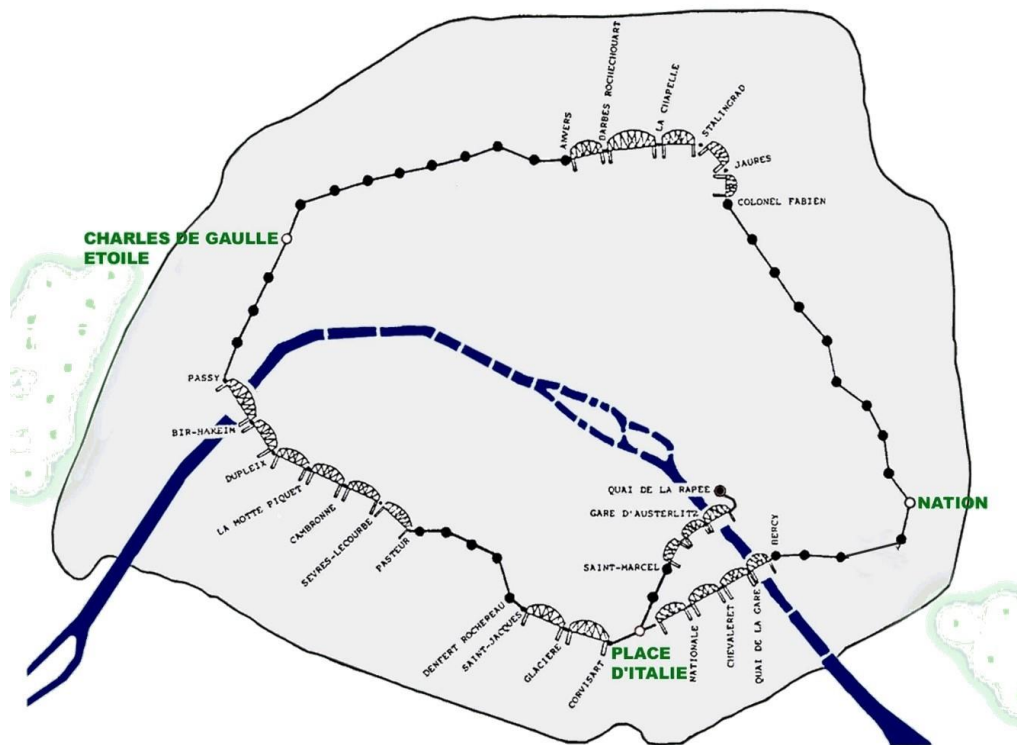


Figure - i : Carte des ouvrages métalliques de la RATP

Ces viaducs font l'objet d'une surveillance périodique comprenant des inspections visuelles détaillées qui ont lieu tous les cinq ans et des visites périodiques intermédiaires.

D'autre parts ils font l'objet d'un important programme d'entretien qui comprend la réfection de l'étanchéité pour les ouvrages ballastés, de la métallerie et de la protection anti-corrosion. De plus certains travaux portent sur la consolidation des fondations ou la réfection de voutains en briques. Ces opérations d'entretien se font selon un rythme d'environ 15 à 20 ans pour la réfection de la protection

métallique et les réparations des structures métalliques, pour des budgets de 10 à 20 millions d'euros par kilomètre d'ouvrage selon les travaux réalisés.

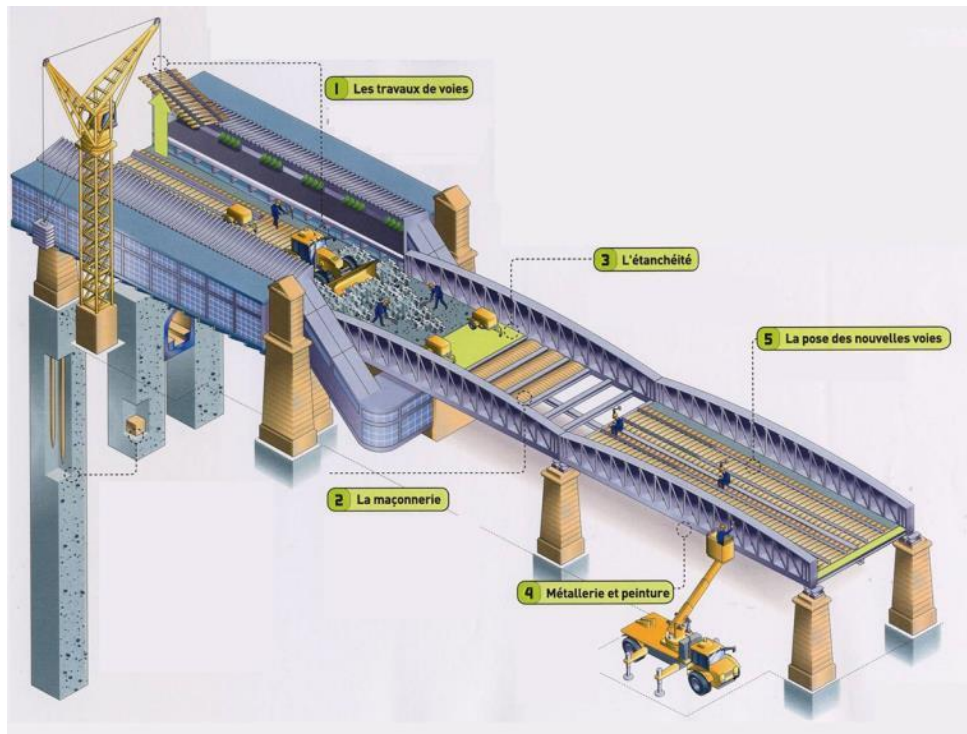


Figure - ii : Opérations d'entretien sur viaduc métallique

Dans le cadre de la thèse, les études ont porté sur deux principaux ouvrages, le pont de Stalingrad la Chapelle dit 'pont du Nord', et le pont de la Chapelle-Rochechouart dit 'pont de l'Est'.

ii. Présentation des ouvrages

Les ponts du Nord et de l'Est sont des ouvrages datant du 20^{ème} siècle et se situent sur la ligne 2 du métro. Leur conception est quasiment identique. La principale différence entre ces deux ouvrages est leur nombre de travées. Le pont du Nord comporte deux travées indépendantes de 75.25m de portée et 7.15 m de largeur (voir Figure-iii-a). Cependant, le pont de l'Est a une seule travée de 75.25m (voir Figure-iii-b). Ces ouvrages ont été initialement dimensionnés à l'époque pour des convois de 100 tonnes. En raison de l'augmentation du trafic, la charge des trains a constamment augmenté jusqu'à 360 tonnes aujourd'hui. Malgré cette augmentation du tonnage des convois, les ouvrages résistent globalement bien aux surcharges même si des désordres sont parfois observés sur certains ouvrages.



a. Pont du Nord (PDN)

b. Pont de l'Est (PDE)

Figure - iii : Pont du Nord (PDN) et Pont de l'Est (PDE)

iii. Problématique

Des inspections détaillées ont été réalisées sur ces ouvrages ces dernières années et des désordres ont pu parfois être constatés tels que des déconsolidations sur les assemblages rivetés de longeron sur pièces de pont, l'affaiblissement de rivets, la corrosion, l'arrachement de la tête des rivets, les battements au niveau des assemblages, etc... Parmi ces désordres, les battements des assemblages sont les plus problématiques. Ces assemblages ont été investigués et les rivets qui connectent les cornières aux longerons sont fortement endommagés (voir Figure-iv). Ces défaillances peuvent provenir soit de la conception initiale des assemblages, soit des matériaux ou du comportement mécanique de l'assemblage (disparition de l'effort de serrage des rivets).



a. Etat de l'assemblage



b. Rivets endommagés

Figure - iv : Désordres sur assemblages de longeron sur pièce de pont

La mise en place de renforcements est nécessaire pour ces assemblages. Le renforcement par soudure a été effectué sur certains assemblages, car ce procédé a de nombreux avantages tels que :

- Simplicité de mise en œuvre (pas besoin de déposer les rivets existants contrairement à une substitution par rivet ou boulon HR neuf),
- Renforcement exécutable avec maintien du trafic,
- Faible incidence environnementale (aucune nuisance sonore en milieu urbain, contrairement à des remplacements de rivets)

Cependant, le soudage des aciers du 20^{ème} siècle pourrait conduire à des risques au niveau des soudures et de l'assemblage riveté-soudé complet. De plus, le procédé de soudage pourrait entraîner des concentrations de contrainte dans l'assemblage (contraintes résiduelles) préjudiciables sous chargement non monotone.

iv. Objectif

L'objectif principal de cette thèse est de caractériser le comportement d'assemblages rivetés de longeron sur pièce de pont renforcés par le soudage des cornières sur l'âme du longeron. Les aciers en présence peuvent ne pas être soudables, il convient dans un premier temps de caractériser cette soudabilité ainsi que l'effet du soudage sur le développement de contraintes résiduelles dans la structure. De plus, le comportement complet de ces assemblages doit être caractérisé afin d'évaluer l'impact de ce renforcement sur la répartition des moments dans la structure mais aussi pour vérifier si ces assemblages renforcés sont bien capables de résister à ces efforts. La résolution de ces problématiques doit faciliter la mise en place d'éléments d'aide à la décision pour le choix d'une méthode de renforcement /réparation d'assemblages rivetés de longeron sur pièce de pont.

v. Démarche adoptée

Les travaux menés dans la cadre de cette thèse sont donc divisés en deux parties. La première partie est consacrée à l'étude de la soudabilité du matériau et à l'évaluation des contraintes résiduelles se développant lors du procédé de soudage. La deuxième partie est consacrée à l'étude du comportement global d'assemblages de longeron sur pièce de pont avec et sans renforcement par soudure des cornières sur l'âme du longeron.

Dans la première partie, l'étude de la soudabilité d'aciers anciens est menée et nécessite d'effectuer des prélèvements afin d'effectuer une caractérisation chimique et mécanique. Les assemblages étudiés sont présents dans des ponts toujours en service, il n'a donc pas été possible d'effectuer des prélèvements sur ces éléments. Les échantillons ayant servi aux essais ont été prélevés lors d'opérations de réparations sur des ouvrages construits à la même période que la ligne 2. Ceci limite donc les conclusions de l'étude au champ des éléments prélevés. Cependant, elles permettent de questionner le renforcement par soudure de certains aciers.

Dans la deuxième partie, une approche combinée d'essais expérimentaux et études numériques /analytiques est menée afin de caractériser le comportement d'assemblages rivetés de longeron sur pièces de pont de type pont du Nord et de l'Est. Tout comme lors de la première partie, il n'a pas été possible d'extraire un assemblage existant. Un assemblage type similaire à ceux actuellement en service a donc été fabriqué en utilisant des aciers modernes S235 supposés assez similaires aux aciers de

l'ouvrage existant. Les assemblages rivetés ont été reproduits par une entreprise en charge de la réhabilitation d'ouvrages anciens. En complément de ces assemblages rivetés des assemblages boulonnés ont été testés afin d'effectuer une estimation de la précontrainte dans les rivets ainsi que de l'évolution des efforts de traction au cours du chargement. Les assemblages testés ne sont donc que des reproductions des assemblages existants mais ont permis de donner des indications sur le comportement de ces derniers.

vi. Structure de la thèse

Ce mémoire de thèse est divisé en quatre chapitres principaux :

Le **premier chapitre** est consacré à l'étude de la soudabilité des aciers anciens du réseau de la RATP et des contraintes résiduelles engendrées lors de cette opération. A l'aide de leur composition chimique, l'indice de soudabilité des métaux est évalué selon une formule du carbone équivalent. Cette approche ne peut se substituer à une étude métallurgique qui ne fait pas l'objet de ce travail de thèse. Par la suite, des essais de pliage ont été réalisés afin d'évaluer la qualité du soudage. Les contraintes résiduelles engendrées lors du soudage ont ensuite été évaluées sur des assemblages soudés bout-à-bout et à clin par cordon d'angle. Elles ont été mesurées en utilisant la méthode de mesure par diffraction de rayons X ainsi que la méthode du contour. Ces essais ont été complétés par des essais de traction effectués sur des assemblages à clin par doubles cordons d'angle pour différents aciers anciens (de différentes origines) et modernes. Ces essais ont ainsi permis de solliciter ces soudures d'une manière analogue à celles attachant les cornières sur l'âme du longeron. Un modèle numérique développé dans ANSYS APDL 2020 R2 a ensuite été développé afin de modéliser le procédé de soudage en déplaçant une source de chaleur en parallèle de l'activation d'éléments 'birth&death'. Cette modélisation a ainsi permis de reproduire les contraintes résiduelles et soumettre des assemblages à clin à un effort de traction jusqu'à la ruine.

Dans le **second chapitre**, deux modèles analytiques sont proposés pour évaluer la rigidité initiale des composants tendus et comprimés de l'assemblage pièce de pont – longeron, notamment les doubles cornières soumises à un effort de traction ou de compression. Pour les cornières soumises à un effort de compression, un modèle de poutre prenant en compte la déformabilité transversale de la poutre en contact avec une fondation élastique de Winkler est proposé. Ce modèle intègre également l'interaction entre les ailes verticales et horizontales des cornières. Le modèle poutre de Baluch *et al.* est ainsi étendu afin de tenir compte de la présence de cette fondation. Pour les cornières soumises à un effort de traction, un modèle analytique est développé en intégrant la flexion des cornières verticales et horizontales, ainsi que l'élongation, la flexion, le cisaillement et l'ovalisation des rivets. Dans ce modèle, les ailes des cornières sont également potentiellement en contact avec une fondation élastique de Winkler. Enfin, les résultats obtenus à partir des modèles analytiques sont comparés à ceux de modèles numériques développés dans ANSYS APDL utilisant des éléments volumiques/plans et de contact.

Le **troisième chapitre** a pour objet l'étude du comportement flexionnel des assemblages de longeron sur pièce de pont, qu'ils soient renforcés par soudure ou non. Ce comportement est caractérisé expérimentalement, numériquement et analytiquement. Une campagne d'essais a été menée sur 5 assemblages boulonnés ou rivetés renforcés ou non par soudure. Les boulons des assemblages boulonnés ont été instrumentés afin d'évaluer la précontrainte dans les rivets et l'évolution des efforts de traction. Un modèle de calcul par éléments finis utilisant des éléments volumiques et de contact a été développé

dans ANSYS APDL et comparé aux essais. Un modèle analytique a été proposé pour calculer la rigidité en rotation et le moment plastique de ce type d'assemblage. La rigidité des composants en traction et en compression est basée sur les modèles développés dans le chapitre II. Enfin, les résultats analytiques sont comparés à ceux du modèle numérique, ainsi qu'aux essais.

Le **quatrième** et dernier **chapitre** comprend la conclusion générale et les perspectives de ce mémoire.

Chapitre I : Soudabilité d'aciers anciens du réseau de la RATP

1.1. Introduction

La RATP dispose d'un parc d'ouvrages métalliques rivetés, dont certains ont plus de 110 ans. La préservation de ces ouvrages, classés monuments historiques pour certains, constitue un enjeu majeur pour la RATP. L'évaluation de ces structures nécessite impérativement la collecte d'informations sur leurs propriétés chimiques et mécaniques. Ces données sont essentielles pour prendre des décisions concernant les mesures de réhabilitation et de renforcement requises. D'après Siber, L.,[I.1], le soudage de certains aciers doux anciens doit s'effectuer dans des conditions spécifiques. Les caractéristiques mécaniques et chimiques doivent ainsi être prises en compte lorsque le soudage est privilégié dans le renforcement. Pour cette raison, des éléments permettant de répondre aux interrogations liées à la soudabilité des aciers mis à disposition par la RATP dans le cadre de ce travail de thèse sont exposés dans ce chapitre. Cependant, le procédé de soudage engendre des cycles thermiques conduisant à la formation de contraintes résiduelles. Ces contraintes peuvent entraîner des fissures localisées même sans charge externe, et elles peuvent poser un problème, particulièrement dans les assemblages, car elles se superposent aux contraintes externes appliquées, réduisant ainsi fréquemment la durée de vie de la structure et augmentant le risque de rupture fragile. Il est donc nécessaire d'estimer la répartition et les valeurs de ces contraintes résiduelles dans les pièces soudées.

Ce chapitre comprend trois parties : dans la première, des informations générales sur le procédé de soudage sont présentées, en mettant l'accent sur le soudage à l'arc et le choix du procédé utilisé dans notre étude. La soudabilité des aciers mis à disposition est analysée via un indicateur. La deuxième partie présente les campagnes expérimentales visant à mesurer les contraintes résiduelles lors du procédé de soudage. De plus, pour étudier le comportement sous charge d'un assemblage soudé, des essais de traction sont réalisés sur les assemblages à clin par cordons d'angle. Enfin, la troisième partie est consacrée à une étude numérique portant sur la simulation thermomécanique du procédé de soudage, permettant d'estimer les contraintes résiduelles ainsi que leur influence sur le comportement de l'assemblage sous chargement mécanique monotone.

1.2. Soudabilité des aciers

1.2.1. Procédés de soudage

1.2.1.1. Opération de soudage-assemblage avec fusion

Le soudage est une opération qui permet de constituer une continuité métallique entre pièces à assembler. Le procédé de soudage peut être classé selon l'origine de la formation de la continuité métallique : le soudage par effet mécanique et le soudage par fusion [I.2]. Dans le premier cas, l'assemblage est obtenu par une action purement mécanique, ou un échauffement sans fusion complété par une action mécanique. Dans le deuxième cas, il n'y a pas d'action mécanique. L'assemblage des pièces est obtenu par fusion locale des éléments à assembler, la continuité des pièces est créée par la

solidification. Cette fusion peut avoir lieu avec ou sans métal d'apport et le métal d'apport peut être issu du même matériau que les pièces assemblées (soudage homogène) ou d'un matériau différent (soudage hétérogène). Les procédés de soudage peuvent également être classés selon d'autres critères : la nature de l'énergie utilisée, le type de protection du bain de fusion ou le potentiel de pénétration du procédé [I.3].

Dans cette étude, nous nous intéressons aux technologies de soudage à l'arc électrique, l'un des procédés de soudage le plus répandu dans le domaine de la construction métallique.

1.2.1.2. Procédés de soudage à l'arc

L'arc est la source de chaleur extérieure produisant, localement sur les pièces à assembler et indépendamment du transfert de métal, un flux de chaleur suffisant pour obtenir un gradient conduisant à la fusion du métal de base et à la formation du cordon de soudure après refroidissement. Les zones de métal en fusion doivent être protégées pendant le changement de phases, solide - liquide ou liquide - solide, car l'oxygène dans l'atmosphère peut se dissoudre dans le métal fondu et contribuer, au cours de la solidification, notamment à la formation d'oxydes métalliques et/ou de souffres dans le métal solidifié. Le soudage à l'arc est ainsi caractérisé par deux éléments essentiels : la nature du milieu (gaz ou vapeurs, qui contiennent des propriétés protectrices vis-à-vis de l'atmosphère ambiante) et la nature de l'électrode (baguette, fil fusible ou tige réfractaire).

Les principaux procédés de soudage à l'arc sont : le soudage à l'arc électrode enrobée, le soudage sous flux en poudre, le soudage à l'arc semi-automatique MIG-MAG, et le soudage à l'électrode de tungstène [I.4]. La comparaison des principales caractéristiques de ces différents procédés de soudage à l'arc est présentée dans le *Tableau I-1*.

Tableau I-1 : Comparaison des principales caractéristiques de procédé de soudage à l'arc [I.5]

	Procédé			
	Électrode enrobée	Flux en poudre	MIG/MAG	TIG/Plasma
Matériaux préférentiels	tous les aciers (1), aciers et alliages	tous les aciers (1), aciers et alliages	tous les aciers (1), aciers inoxydables	tous les aciers (1), aciers inoxydables, titane, nickel, etc.
Épaisseurs (mm)	5 à 20	10 à 100 (et +)	1 à 15	0.5 à 10
Utilisation	manuelle exclusivement	mécanisée presque exclusivement	manuelle, mécanisée, ou automatique	
Forme de joint	en bout, à clin, en T	en bout, en T	en bout, à clin, en T	en bout, à clin horizontale, verticale descendante
Position	toutes	horizontale	toutes	
Applications	tous travaux	chaudronnerie lourdes	constructions soudées légères	constructions aéronautiques

(1) : tous aciers : faiblement et fortement alliés, spéciaux, etc

Dans le cadre de notre étude, le procédé de l'arc à l'électrode enrobée est étudié ; il s'agit d'un procédé très utilisé en construction métallique, en particulier sur chantier.

1.2.1.3. Soudage à l'arc à l'électrode enrobée (SAEE)

Une électrode enrobée se présente sous la forme d'une baguette, qui comporte une âme métallique conductrice et un enrobage (voir Figure I-1), chacune ayant un rôle spécifique dans le processus de soudage. Le métal de l'âme métallique est en général constitué d'un alliage très proche du métal de base. Il conduit le courant et apporte le métal fondu nécessaire à la formation du cordon de soudure. Pendant le soudage, l'enrobage forme le laitier qui sera retiré après solidification du bain de fusion. Ils assurent également plusieurs rôles : un rôle électrique (il favorise l'amorçage et la stabilité de l'arc), un rôle métallurgique (il protège le bain de fusion et assure la bonne qualité de soudure) et un rôle mécanique (il contribue à guider l'arc).

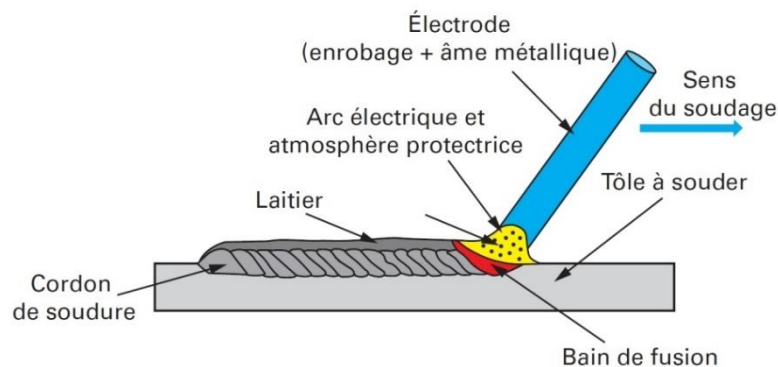


Figure I-1 : Soudage à l'arc à l'électrode enrobée [I.6]

Le choix de l'enrobage dépend du type de construction, du niveau de sécurité des assemblages et du degré de protection à apporter [I.5]. Il existe en effet différents types d'enrobage qui peuvent être classés selon leur composition chimique et les caractéristiques mécaniques qui en résultent, afin de répondre aux multiples exigences des constructions soudées ([I.5], [I.6]) :

- **Enrobage au rutile** : c'est l'enrobage le plus utilisé. Il permet de réaliser le soudage selon toutes les positions, et le laitier est facile à détacher. Néanmoins, pour obtenir une soudure de bonne qualité et des caractéristiques mécaniques élevées, les métaux de base doivent avoir une bonne qualité et une faible teneur en carbone et en soufre.
- **Enrobage basique** : ce type d'enrobage est favorable pour le soudage des aciers ferritiques. À cause de sa composition basique, il se charge rapidement en eau et il devient inapte à l'usage ; ce type d'enrobage doit donc être stocké dans son paquet d'origine dans une étuve sèche et tempérée.
- **Enrobage cellulosique** : ce type d'enrobage est utilisé particulièrement pour le soudage vertical descendant.
- **Enrobage oxydant** : le laitier qui se forme après refroidissement est en générale auto détachable. Cependant, ce type d'enrobage est réservé au soudage des aciers de bonne qualité.
- **Enrobage acide** : ce type d'enrobage donne un bel aspect à la soudure avec des vitesses de dépôt élevées. En revanche, il n'est utilisé qu'en position horizontale.

1.2.2. Soudabilité des aciers

La soudabilité est la capacité d'un matériau à être soudé avec succès, c'est-à-dire en maintenant ses propriétés mécaniques et physiques, tout en évitant la formation excessive de défauts dans la zone soudée. La soudabilité s'évalue à plusieurs niveaux ([I.7][I.8]) :

- **Soudabilité métallurgique** : caractérise la capacité d'un matériau à être soudé en minimisant les problèmes métallurgiques et en préservant les propriétés mécaniques.
- **Soudabilité opératoire** (qualification du soudage) : fait référence à l'évaluation de la mise en œuvre du soudage. La qualité de soudage doit être conforme aux normes ou aux spécifications requises.
- **Soudabilité globale** : se réfère à l'aptitude d'une construction soudée à résister sans dommage aux sollicitations de service.

La soudabilité métallurgique et la soudabilité opératoire sont discutées de façon détaillée dans les sections suivantes.

1.2.2.1. Soudabilité métallurgique

1.2.2.1.a. Introduction

L'acier est un alliage métallique principalement composé de fer et de carbone (2% maximum). Il peut contenir des éléments issus des impuretés d'élaboration (soufre, phosphore notamment). Ces impuretés, tout comme le carbone sont les facteurs principaux qui contribuent à la fragilisation des aciers. Pour cette raison, lors de la fabrication de l'acier, les éléments d'additions comme le manganèse, le silicium, l'aluminium... sont ajoutés pour améliorer sa qualité et lui donner ses caractéristiques mécaniques. Lors du soudage à l'arc à l'électrode enrobée, la chaleur générée par l'arc augmente jusqu'à une température suffisamment élevée pour faire fondre les métaux de base ainsi que l'électrode. La zone où les métaux fondent et se mélangent pour former le bain de fusion est nommée la zone fondue (**ZF**). La chaleur intense de l'arc ainsi que la chaleur dissipée du bain de fusion provoquent un échauffement des parties adjacentes à la **ZF**. Cet ensemble, appelé zone affectée thermiquement (**ZAT**), subit une modification de sa structure cristalline, conduisant à un changement des propriétés mécaniques du métal. La partie des pièces à souder qui n'a pas été chauffée au-delà de sa température de fusion et qui ne subit pas de modification de sa structure cristalline est appelée la zone non affectée ou la zone du métal de base (**MB**). Les propriétés d'origine du métal sont conservées dans le **MB** (Voir Figure I-2).

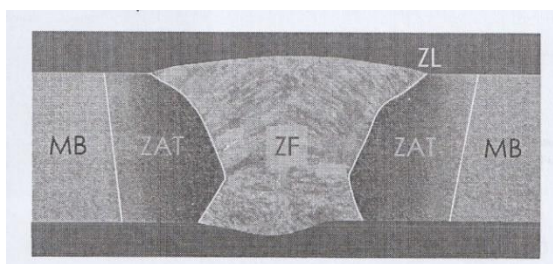


Figure I-2 : Zones d'une soudure [I.7]

1.2.2.1.b. Défauts de soudage

Au cours du soudage, les métaux de base subissent un changement très rapide de température *i.e.* la température au point de soudage dépasse la température de fusion alors que la température de la pièce à souder, plus faible, reste en dessous de la température de transformation solide-liquide. En raison de la grande différence de températures entre ces deux régions, la vitesse de refroidissement est élevée et la solidification du métal se traduit par des changements métallurgiques importants. Ainsi, l'austénite peut se transformer en bainite (constituant plus fragile que la perlite) lors du refroidissement. La dureté dans cette région est donc élevée et la **ZAT** devient plus sensible à la fissuration [I.9]. De manière générale, la transformation de la microstructure d'un acier d'une phase à l'autre varie selon la composition chimique et la vitesse de refroidissement qui dépend elle-même de la source de chaleur apportée et de la vitesse de soudage. La Figure I-3 suivante montre un exemple de fissuration dans la ZAT.

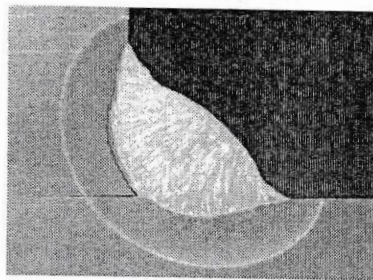


Figure I-3 : Fissuration dans la zone thermiquement affectée [I.7]

1.2.2.1.c. Indice de soudabilité métallurgique – calcul du carbone équivalent

Pour limiter le risque de fissuration, la soudabilité métallurgique du matériau doit être vérifiée. La soudabilité renseigne sur la capacité d'un acier à être soudé sans créer des défauts ni compromettre les propriétés mécaniques du joint soudé [I.10]. Dans le cadre de cette thèse, le carbone équivalent est utilisé comme indice de la soudabilité métallurgique [I.11]. Le calcul du carbone équivalent (**CE**) prend en compte la composition chimique de l'acier étudié. Le Tableau I-2 propose différentes formules pour calculer le **CE**. Ces formules, adaptées à différents types d'acier se différencient notablement par les pourcentages des éléments entrant dans la composition chimique.

L'International Institute of Welding (IIW) s'appuie depuis de nombreuses années sur la formule de Daerden [I.10] pour calculer le **CE**. La norme EN 10025-2 [I.11] reprend d'ailleurs cette même formule pour qualifier la soudabilité métallurgique. Ainsi, pour des aciers de type S235, une bonne soudabilité métallurgique est assurée pour $CE < 0.35$. Au-delà de cette valeur, le soudage nécessite une précaution particulière (par exemple, préchauffer et/ou post-chauffer la pièce...)[I.8]. Nous considérons par la suite le **CE** de l'IIW.

Tableau I-2 : Formules de calcul du Carbone Equivalent [I.10]

CE	Formulation
CE _{IW} (Darden & O'Neil, 1940)	$C + \frac{Mn}{6} + \frac{Cu + Ni}{15} + \frac{Cr + Mo + V}{5}$
CE _{WES} (Kihara <i>et al.</i> , 1959)	$C + \frac{Si}{24} + \frac{Mn}{6} + \frac{Ni}{40} + \frac{Cr}{5} + \frac{Mo}{4} + \frac{V}{14}$
CE (Graville, 1976)	$C + \frac{Mn}{16} - \frac{Ni}{50} + \frac{Cr}{23} + \frac{Mo}{7} + \frac{Nb}{8} + \frac{V}{9}$
CE (Düren & Niederoff, 1986)	$C + \frac{Si}{25} + \frac{Mn}{16} + \frac{Cu}{16} + \frac{Ni}{60} + \frac{Cr}{20} + \frac{Mo}{40} + \frac{V}{15}$
CE _N (Yurioka <i>et al.</i> , 1983)	$C + A(C) \left[\frac{Si}{24} + \frac{Mn}{6} + \frac{Cu}{15} + \frac{Ni}{20} + \frac{Cr + Mo + Nb + V}{5} + 5B \right]$ $A(C) = 0.75 + 0.25 \tanh [20(C - 0.12)]$

1.2.2.2. Soudabilité opératoire – qualification de soudage

La qualité du soudage peut varier selon plusieurs facteurs comme : le procédé de soudage, l'accessibilité de la soudure, la position de soudage, la géométrie de la pièce à souder ou l'état de surface, la qualification du soudeur... Ces facteurs peuvent conduire à des cordons qui ne seront pas acceptés par une norme ou une spécification requise. Parfois, ces défauts sont visibles à l'œil nu ; dans d'autres cas, une analyse micro/macrosopique ou une analyse radiographie est nécessaire. Selon NF EN ISO 6520 [I.12], les défauts de soudage sont classifiés en 6 groupes : les fissures, les cavités, les inclusions solides, le manque de fusion et de pénétration, les défauts de forme et défauts dimensionnels, et les défauts divers. En complément des défauts d'origine métallurgique tels que les fissures, le procédé de soudage à l'électrode enrobée peut générer principalement les défauts suivants : les inclusions de laitier, le manque de pénétration et d'interpénétration, les soufflures, les projections, les caniveaux et morsures ainsi que des cordons trop bombés ou trop creux [I.6]. La présence de ces défauts peut réduire la résistance mécanique ainsi que la résistance à la corrosion.

Par ailleurs, les défauts de forme et les défauts dimensionnels peuvent également être influents de manière indirecte sur la résistance à long terme de l'assemblage. Par exemple, des défauts dimensionnels peuvent conduire au désalignement de l'assemblage, qui, en conséquence, peut être moins résistant ou subir des contraintes non souhaitées. Il est donc essentiel de prendre des mesures pour minimiser ces défauts et la vérification de la qualité de soudage doit être réalisée afin d'assurer la bonne performance de la soudure.

De plus, comme toute opération de soudage, le soudage à l'électrode enrobée peut aussi générer des déformations. Celles-ci peuvent être classées selon six types qui peuvent se produire en même temps rendant parfois difficile leur distinction [I.13]. Ces six types sont présentés à la Figure I-4.

Ces déformations peuvent engendrer des contraintes importantes dans les assemblages. Celles-ci peuvent être estimées et anticipées par simulation numérique.

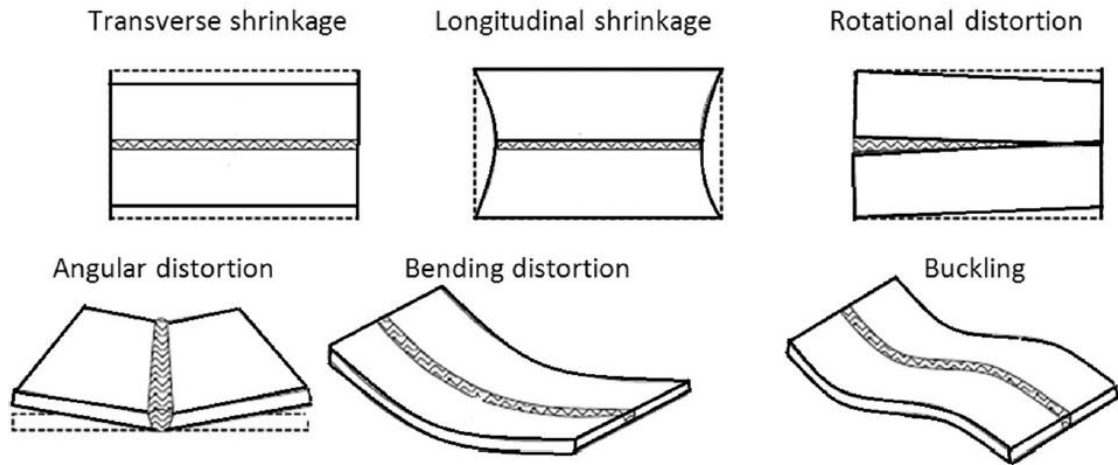


Figure I-4 : Classification des différents types de déformations en soudage [I.13]

I.2.3. Présentation des aciers étudiés

Comme présenté dans le chapitre précédent, nous nous intéressons en particulier à un ouvrage aérien situé sur la ligne 2 du métro parisien. Dans ce travail, nous avons pu bénéficier d'un certain nombre d'échantillons d'aciers, de tailles diverses, construits à la même période que la ligne 2. Ces aciers ont été extraits de différents ouvrages pendant des opérations de réparation. Nous avons ainsi pu analyser la soudabilité de ces différents aciers, en complément de l'étude d'un acier moderne que nous avons utilisé pour les campagnes expérimentales à l'échelle 1 :1 (voir chapitre III). Les conclusions sur la soudabilité, à partir du calcul du CE, ne peuvent être étendues à d'autres aciers non étudiés dans le cadre de cette thèse. Nous avons étudié la soudabilité des cinq aciers suivants (voir Figure I-5) :

- **Acier A** : acier du début 20^{ème} siècle issu de diagonales d'origine de la ligne 2, en section UPN
- **Acier B** : acier moderne issu d'une diagonale de la première réparation de la ligne 6 (1970), en section plat rectangulaire
- **Acier C** : acier du début 20^{ème} siècle issu des diagonales d'origine de la ligne 6, en section plat rectangulaire
- **Acier D** : acier du début 20^{ème} siècle prélevé sur des limons d'escaliers de la ligne 6
- **Acier E** : acier moderne de type S235 donc soudable, utilisé dans les assemblages présentés dans le chapitre III.

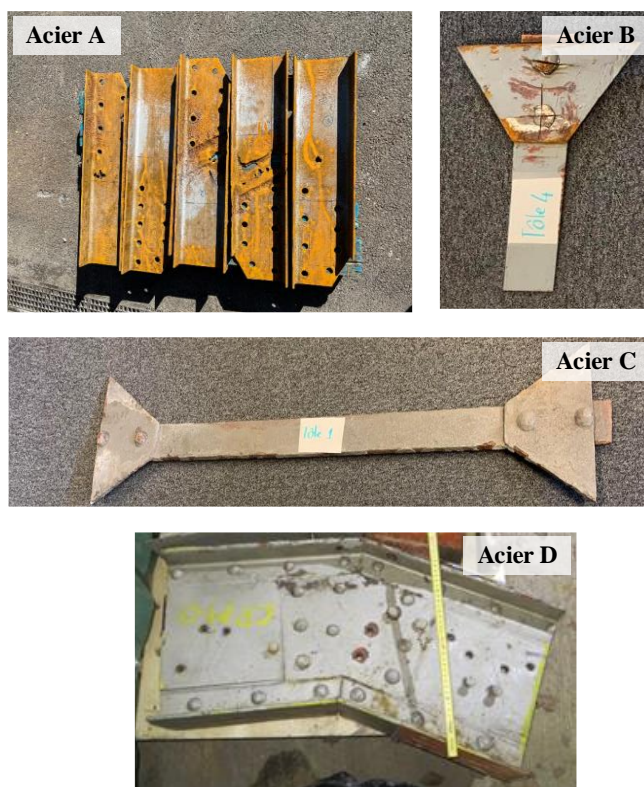


Figure I-5 : Eléments aciers récupérés pour effectuer les études de soudabilité

Tableau I-3 : Caractéristiques mécaniques des aciers

Elément	Limite d'élasticité (N/mm ²)		Résistance ultime (N/mm ²)		Module d'Young (kN/mm ²)		Elongation (%)		Striction (%)	
	f_y	CV	f_u	CV	E	CV	ε	CV	(S_u/S_0)	CV
	Acier A	275	1.75	338	2.0	211.6	0	51.32	4.2	45.87
Acier C	289	2.6	413.2	2.2	289	2.6	23.97	4.2	39.94	14.5
Acier D	358	-	408	-	213.4	-	40.24	-	39.84	-
Acier E (S235)	274.9	4.3	417.1	1.9	213.4	11.7	15.2	6.0	45.35	7.8

1.2.3.1. Vérification de la soudabilité des aciers de la RATP

La composition chimique de l'acier est indispensable au calcul de son indice de soudabilité CE_{IIW} . Des analyses chimiques ont été effectuées sur les aciers RATP : A, B, C et D (deux prélèvements pour les aciers C&D). Les résultats sont présentés dans le Tableau I-4.

Tableau I-4 : Compositions chimiques des aciers utilisés pour le calcul de CE_{IIW}

	acier A	acier B	acier C_1	acier C_2	acier D_1	acier D_2
C %	0.04 ±0.004	0.045 ±0.004	0.055 ±0.004	0.031 ±0.003	0.046 ±0.004	0.033 ±0.003
Mn %	0.39 ±0.01	0.46 ±0.02	0.58 ±0.02	0.33 ±0.01	0.41 ±0.02	0.48 ±0.02
Si %	≤ 0.02	≤ 0.01	≤ 0.01	≤ 0.01	≤ 0.01	≤ 0.01
S %	0.11 ±0.01	0.015 ±0.002	0.017 ±0.002	0.048 ±0.005	0.02 ±0.003	0.022 ±0.003
P %	0.075 ±0.004	0.039 ±0.004	0.063 ±0.006	0.057 ±0.006	0.065 ±0.006	0.064 ±0.006
Ni %	0.044 ±0.003	0.035 ±0.003	0.045 ±0.004	0.045 ±0.004	0.03 ±0.004	0.044 ±0.004
Cr %	≤ 0.03	0.015 ±0.003	0.019 ±0.003	0.016 ±0.003	0.02±0.003	0.021 ±0.003
Mo %	≤ 0.005	≤ 0.006	≤ 0.006	≤ 0.006	≤ 0.006	≤ 0.006
V %	≤ 0.01	≤ 0.006	≤ 0.006	≤ 0.006	≤ 0.006	≤ 0.006
Cu %	0.008 ±0.001	0.013 ±0.003	0.014 ±0.003	0.011 ±0.003	0.02 ±0.003	≤ 0.01
As %	0.091 ±0.007	0.039 ±0.004	0.076 ±0.007	0.075 ±0.007	0.025 ±0.003	0.072 ±0.007
Fe %	Cplmt à à 100%	Cplmt à 100%	Cplmt à 100%	Cplmt à 100%	Cplmt à 100%	Cplmt à 100%

Le calcul (voir Tableau I-5) des différents CE montre des valeurs proches. Celles-ci sont en dessous de la valeur limite de 0.35% correspondant aux aciers de type S235 [I.11]. Nous considérons ici que la norme s'applique à l'ensemble des aciers étudiés ; nous vérifierons dans une section ultérieure que les caractéristiques mécaniques de ces aciers sont bien compatibles avec cette désignation

Tableau I-5 : Carbone Equivalent des aciers étudiés

	acier A	acier B	acier C_1	acier C_2	acier D_1	acier D_2
CE	0.117	0.13	0.162	0.095	0.124	0.123

1.2.3.2. Vérification de la soudabilité opératoire

Dans le paragraphe précédent, la vérification de la soudabilité métallurgique a été réalisée sur quatre aciers. Les calculs ont donné des résultats similaires ce qui n'est pas surprenant compte tenu de leur composition proche. En prenant en compte la quantité de matériau à disposition, la vérification de la soudabilité opératoire n'est réalisée que sur l'acier A (voir Figure I-5). Quatre éprouvettes d'épaisseur 8 mm avec un chanfrein en K, ont ainsi été soudées bout à bout (voir Figure I-6). Pour cette réalisation, des électrodes d'enrobage basique, de diamètre 2.5 mm, sous un courant de 80A -110A ont été utilisées. Ce type d'enrobage présente une faible teneur en hydrogène qui nécessite une conservation à l'abri de l'humidité.

L'opération de soudage comprend les étapes suivantes :

- Positionnement des tôles
- Soudage de la face endroit,
- Retrait du laitier à la brosse métallique,
- Meulage en face envers pour assurer l'interpénétration des deux cordons,
- Soudage de la face envers,
- Retrait du laitier à la brosse métallique.

La Figure I-7 montre les éprouvettes après soudage. Ces éprouvettes ont été testées par pliage pour vérifier la ductilité du cordon et ont également été examinées par radiographie X pour détecter d'éventuels défauts.

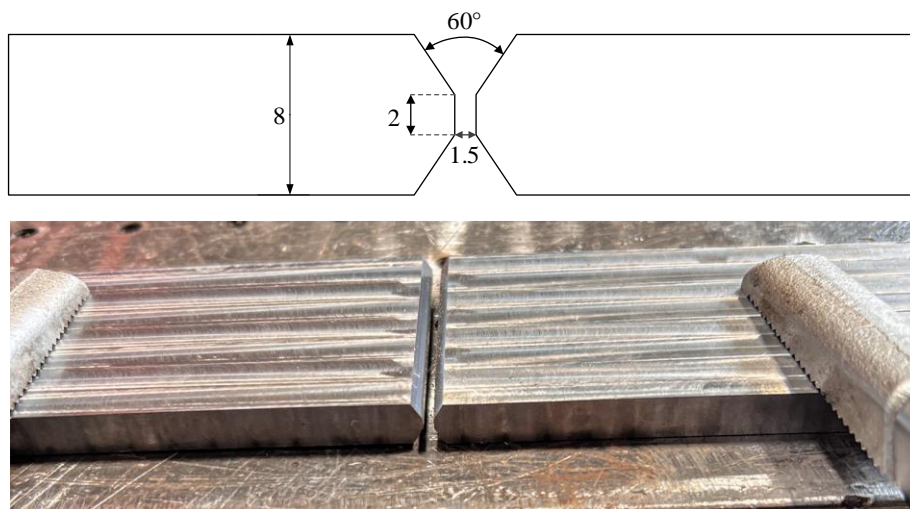


Figure I-6 : Préparation des bords en chanfrein K sur tôles de 8 mm

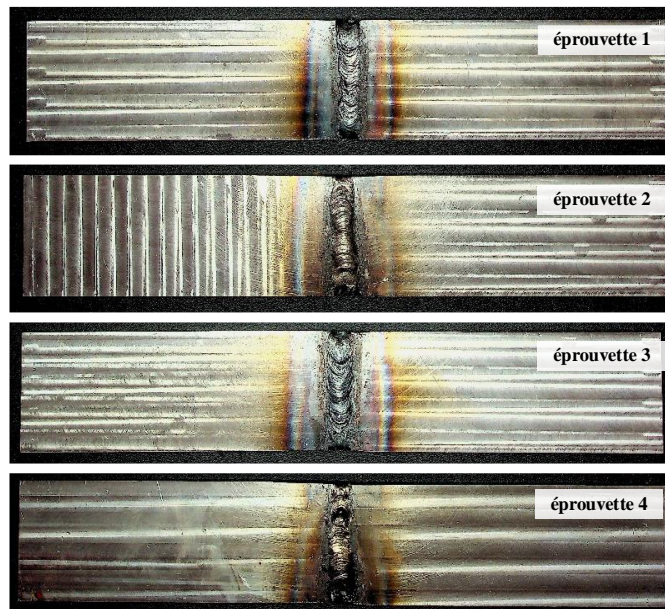


Figure I-7 : Eprouvettes soudées bout à bout

Comme le montre la Figure I-8, les éprouvettes ont satisfait les tests de pliage selon la norme NF EN ISO 5173 [I.14] (deux pliages 'endroit' et deux pliages 'envers'). La ductilité des cordons est donc satisfaisante.



Figure I-8 : Vue des quatre éprouvettes pliées à 180° et zoom sur l'éprouvette 3

Les analyses radio par rayons X (exécution selon la norme NF EN ISO 17636-1 [I.15]) ont en revanche montré des inclusions de laitier entre les deux passes de soudage sur les quatre éprouvettes soudées, voir Figure I-9. L'interprétation selon la norme NF EN ISO 10675-1 [I.16] est donc une non-conformité. Il s'agit ici d'un défaut caractéristique du soudage à l'électrode enrobée qui nous alerte sur une spécificité du soudage multi-passes à l'électrode enrobée.

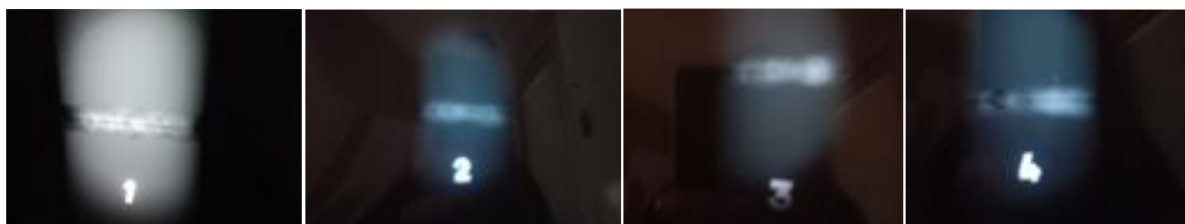


Figure I-9 : Inclusions de laitier dans les quatre éprouvettes soudées

1.3. Campagnes expérimentales

1.3.1. Introduction

Au cours de l'opération de soudage, la zone à souder est rapidement chauffée jusqu'à la température de fusion du métal de base. Le bain de fusion intégrant également le métal d'apport fondu (ici provenant de l'électrode enrobée) se solidifie en refroidissant à température ambiante par convection et rayonnement. Le procédé de soudage à l'électrode enrobée qui peut être multi-passes, engendre des cycles thermiques qui conduisent à une modification de la microstructure du matériau [I.17]. Cette modification induit un changement de propriétés mécaniques dans le cordon et la ZAT (Zone Affectée Thermiquement) par rapport à celles du métal de base. Les variations des propriétés mécaniques, la dilatation thermique ainsi que les conditions de bridage pendant le soudage créent des contraintes résiduelles dans les pièces soudées ([I.17], [I.18]). La Figure I-10 montre par exemple la formation des contraintes résiduelles dans un cordon bout-à-bout [I.19] et la Figure I-11 montre la répartition des contraintes longitudinales et transversales dans ce cordon [I.20].

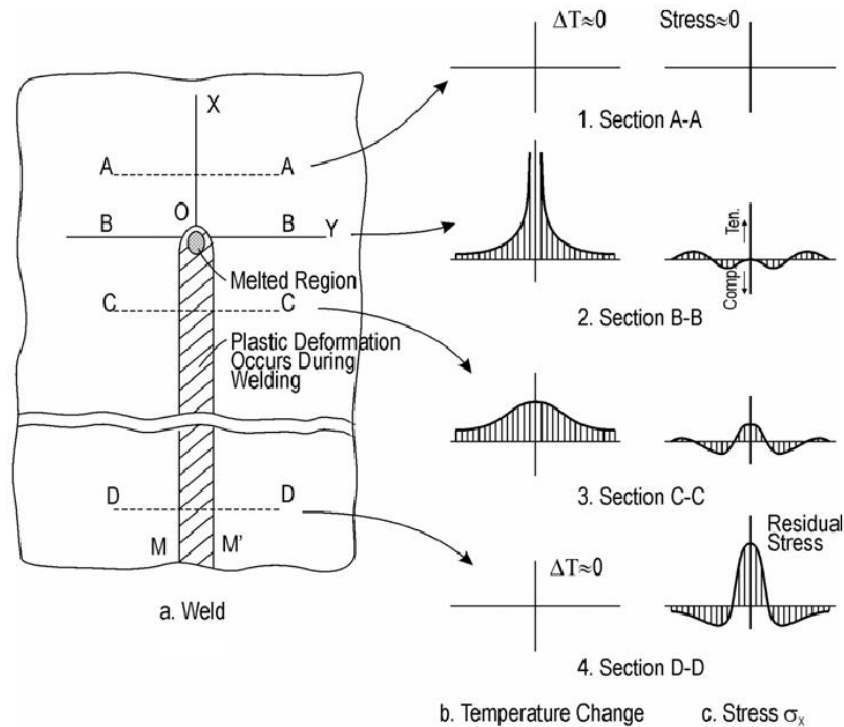


Figure I-10 : Formation des contraintes résiduelles dans une soudure bout-à-bout [I.19]

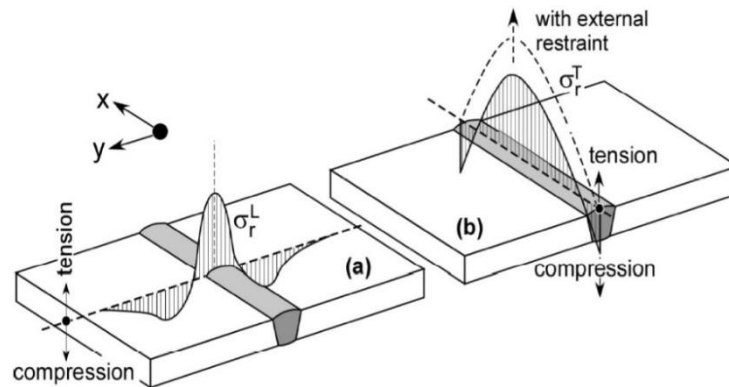


Figure I-11 : Distribution des contraintes résiduelles transversales et longitudinales dans un cordon bout-à-bout [I.20]

Ces contraintes résiduelles peuvent conduire à des fissurations localisées sans chargement extérieur, voire à des ruptures par fatigue des assemblages soudés ([I.21], [I.22]). Outre ces conséquences, les contraintes résiduelles ont un impact sur les assemblages soudés car elles se superposent aux contraintes extérieures appliquées, augmentent le risque de rupture fragile, modifient la limite élastique des composants, altèrent la résistance à la corrosion dans certains environnements et conduisent à des déformations et des distorsions des composants [I.23]. Ces constats conduisent à la nécessité d'estimer la répartition des contraintes résiduelles et leurs valeurs dans les pièces soudées.

La littérature est particulièrement abondante sur le sujet de la mesure des contraintes résiduelles. Des revues de littérature sont proposées depuis peu et permettent de comparer les avantages et inconvénients de chaque technique, comme par exemple ([I.24], [I.25], [I.26], [I.27]).

D'après Simon [I.28] et Dive [I.29], il existe une classification des contraintes résiduelles selon trois types dépendants de l'échelle de mesure : type 1 (contraintes résiduelles macroscopiques), type 2 (contraintes résiduelles microscopiques) et type 3 (contraintes résiduelles à l'échelle atomique). A chacune de ces échelles, correspondent une ou plusieurs méthodes de mesure des contraintes résiduelles. La Figure I-12 suivante présente une classification de différentes méthodes de mesure des contraintes résiduelles, selon qu'elles sont destructives ou non destructives [I.26].

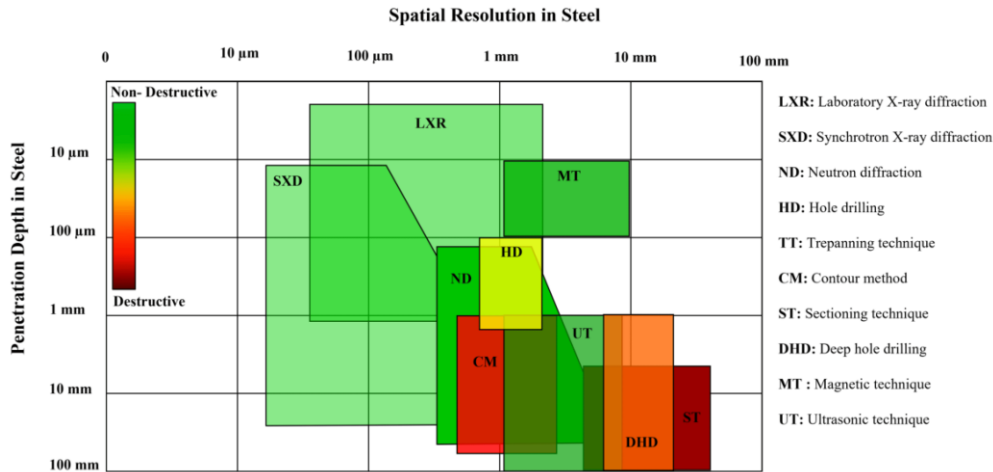


Figure I-12 : Capacité de pénétration et résolution spatiales de différentes méthodes de mesures des contraintes résiduelles [I.26]

Dans le cadre de cette thèse, le renforcement d'assemblages rivetés par soudures va être étudié. Les contraintes résiduelles produites pendant le soudage peuvent se superposer aux contraintes externes appliquées sur l'assemblage. Notons que nous ne considérons pas ici les éventuelles contraintes résiduelles dues au rivetage.

Dans un premier temps, en prenant en compte la simulation numérique des cycles thermiques (chauffes et refroidissements successifs) dans un assemblage bout-à-bout, nous nous intéressons à la validation de l'estimation des contraintes résiduelles dans cet assemblage « simple ». Cet assemblage comporte deux cycles de chauffe-refroidissement qui correspondent à l'utilisation de deux électrodes enrobées sur la longueur de soudage choisie. Cette validation visera à comparer les résultats de la simulation avec les mesures des contraintes par deux procédés complémentaires : la mesure par diffraction X et la méthode du contour.

Dans un deuxième temps, afin d'étudier le comportement sous charge d'un assemblage soudé, nous étudierons un assemblage soudé d'angle comportant deux cordons et sollicité en traction. Les contraintes résiduelles simulées seront comparées avec les contraintes mesurées par la méthode du contour. Les déformations simulées seront comparées avec les mesures par jauges de déformations pendant un essai de traction.

Dans les parties suivantes, nous nous intéressons ainsi à la campagne de mesures des contraintes résiduelles. Les deux types d'éprouvettes étudiées (bout-à-bout et d'angle) sont également présentées. Le choix des éprouvettes, les paramètres du procédé de soudage, la méthode de mesure de contrainte résiduelle ainsi que les résultats pour chaque éprouvette testée sont présentées dans les sections I.3.2 et I.3.3. Les essais de traction des éprouvettes de soudure d'angle sont présentés également dans la section I.3.3.

1.3.2. Epreuve soudée bout à bout

1.3.2.1. Caractéristiques de l'éprouvette

Les dimensions de l'éprouvette étudiée par Murugan *et al.* ont été reprises ici (voir Figure I-13). Cette éprouvette est composée de deux plats de 140×150×6 mm avec un chanfrein en 'V' d'angle 60° ; un jeu de 2.5mm est laissé entre les deux plats avant soudage. Murugan *et al.* [I.30] proposent dans leur étude des mesures de l'évolution de la température pour chaque passe en différents points de l'assemblage en acier doux, que nous considérons comme thermiquement identique à l'acier que nous avons utilisé, qui est l'acier A. Nous pourrions ainsi comparer les résultats des simulations numériques avec les mesures expérimentales.

Une fois la simulation thermique validée (cycles de chauffés et refroidissements), nous pourrions comparer les contraintes résiduelles issues de la simulation thermomécanique avec les contraintes mesurées (méthode du contour et mesures par DRX).

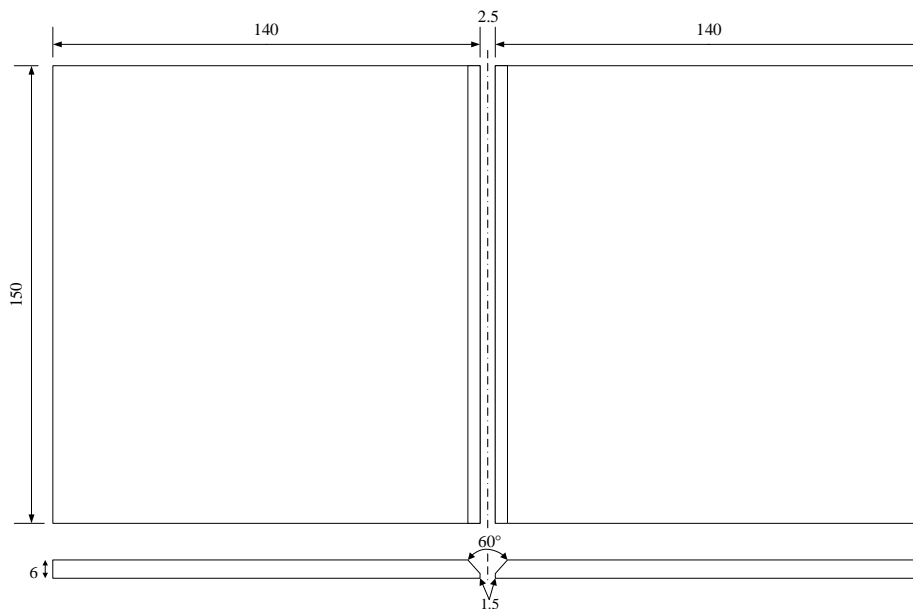


Figure I-13 : Géométrie de l'éprouvette de soudure bout à bout

1.3.2.2. Procédé de soudage

L'opération de soudage a consisté à remplir le chanfrein en une seule passe. Une électrode de 2,5 mm de diamètre a été utilisée. Cette électrode était de marque ESAB et de type OK 48.00 également utilisée pour souder les cornières sur l'âme du longeron (voir paragraphe III.2.2.4). Cette opération est différente de celle utilisée par Murugan *et al.* ([I.30], [I.31]) qui ont utilisé deux électrodes différentes et deux passes superposées : une première passe avec une électrode de diamètre 2.5mm puis une électrode d'un diamètre 4.5mm pour compléter le chanfrein. Murugan *et al.* ([I.30], [I.31]) ne précisent pas les conditions de changement des électrodes sur la longueur soudée, nous avons donc décidé de nous limiter à une seule passe mais avec deux cycles thermiques (deux électrodes) pour comparer le calcul des contraintes résiduelles dans l'assemblage avec les mesures. Nous ne pourrions donc pas comparer les simulations ni les mesures de contraintes avec les résultats de Murugan *et al.* [I.31].

Tout d'abord les deux plats extraits de diagonales en acier doux ont été usinés pour retirer toute trace de peinture et de corrosion. L'opération d'usinage a été effectuée sous lubrification constante afin de limiter les contraintes résiduelles dues au fraisage que nous négligeons dans la suite.

Comme le montre la Figure I-14, les deux plats ont été positionnés puis serrés à l'aide de deux serre-joints sur une table métallique. Compte tenu de la longueur à souder, deux électrodes ont été utilisées. L'intensité du courant était de 80 A. La première électrode a été déposée sur une demi-longueur (75mm) en 54s. Le laitier a ensuite été retiré à l'aide d'une brosse métallique pendant le refroidissement du cordon (environ 90s). Un meulage de l'extrémité du premier cordon a été effectué pour permettre une reprise géométriquement continue. Le second cordon a été déposé en 48s. Le laitier a été retiré à l'aide d'une brosse métallique. Enfin, l'éprouvette a refroidi à température ambiante et les serre-joints ont été retirés après le soudage. La Figure I-15 présente l'éprouvette après le dépôt de la seconde électrode et après refroidissement complet.

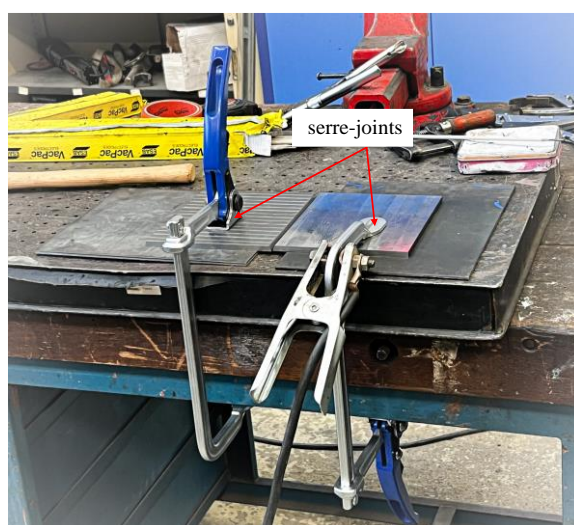


Figure I-14 : Éprouvette avant soudage



a. Éprouvette après dépôt de la 2^{ème} baguette



b. Éprouvette après refroidissement

Figure I-15 : Éprouvette après soudage

Comme le montre la Figure I-16 suivante, le cordon est irrégulier et sa géométrie n'est pas constante sur toute la longueur de la soudure. La reprise de soudage crée par ailleurs une discontinuité géométrique importante. Les conditions de bridage des deux tôles ont également conduit à un léger décalage de hauteur, ce défaut sera pris en compte par la suite.

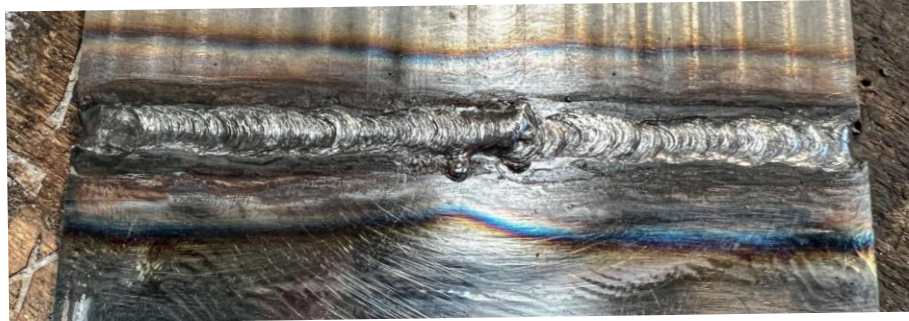


Figure I-16 : Géométrie du cordon de soudure

I.3.2.3. Mesure des contraintes résiduelles par diffraction X (DRX)

La mesure en peau des contraintes résiduelles par DRX est non destructive car elle ne nécessite pas de retirer une couche de matériau. Nous avons utilisé cette méthode avant de découper l'éprouvette soudée et d'appliquer la méthode du contour pour obtenir une cartographie des contraintes, elle-même peu précise en peau.

I.3.2.3.a. Principe de la mesure par diffraction X

La méthode consiste à bombarder le matériau à analyser avec des rayons X, et à analyser les schémas de diffraction des rayons X qui sont diffusés dans l'espace (voir Figure I-17). La loi de Bragg, éq. (.1), établit un lien entre la distance qui sépare les atomes du métal à analyser et les angles sous lesquels sont principalement diffractées ces ondes ([I.32],[I.33]).

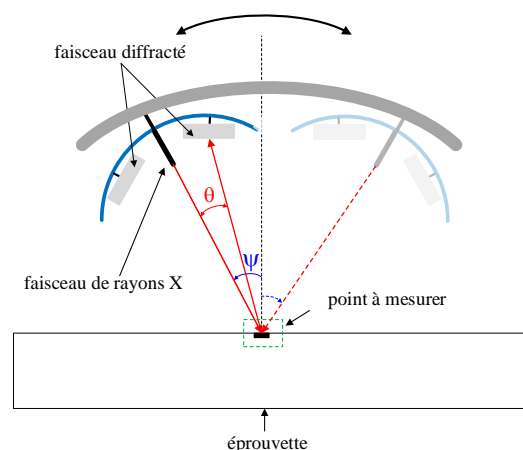


Figure I-17 : Principe de la mesure par diffraction de rayons X [I.34]

Selon la loi de Bragg, on obtient la relation ci-dessous :

$$n\lambda = 2d\sin\theta \quad (.1)$$

Où d représente la distance inter-réticulaire, θ est l'angle de Bragg (demi-angle de déviation), n est l'ordre de diffraction (nombre entier) et λ est la longueur d'onde.

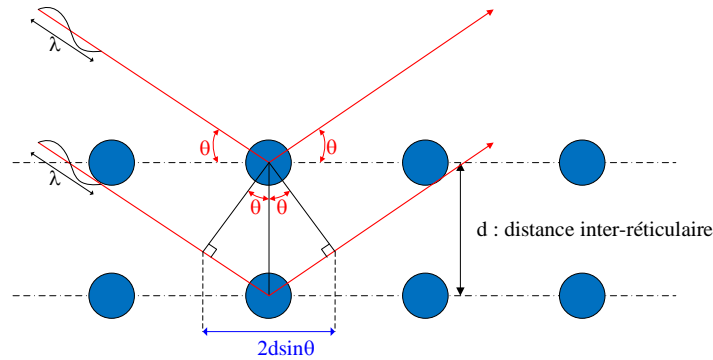


Figure I-18 : Diffraction-loi de Bragg [I.34]

Chaque angle de diffraction θ correspond à une valeur de d . Pour les contraintes en compression, la distance d diminue ce qui correspond à angle de diffraction important. En revanche, dans le cas d'une contrainte de traction, la distance d augmente et l'angle de diffraction est faible, (voir Figure I-19).

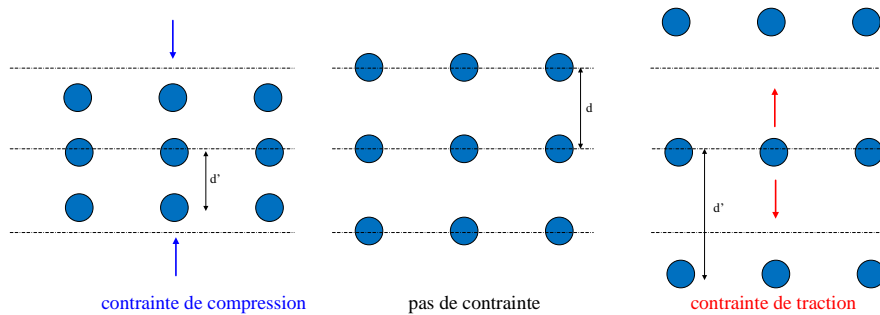


Figure I-19 : Effet des contraintes sur la distance inter-réticulaire [I.34]

I.3.2.3.b. Mesure des contraintes résiduelles par DRX sur éprouvette soudée bout-à-bout

Les mesures DRX ont été effectuées par le laboratoire Meliad. Deux filiations ont été choisies pour la mesure des contraintes résiduelles : une génératrice 1 à $z = 112.5$ mm et une génératrice 2 à $z = 37.5$ mm (voir Figure I-20). Sur chaque génératrice, 7 points de mesures ont été réalisés notamment dans les zones ZF et ZAT :

- À -8mm du pied de cordon
- À -4mm du pied de cordon
- En pied de cordon
- Au centre de la soudure
- En pied de cordon
- À +4mm du pied de cordon
- À +8mm du pied de cordon

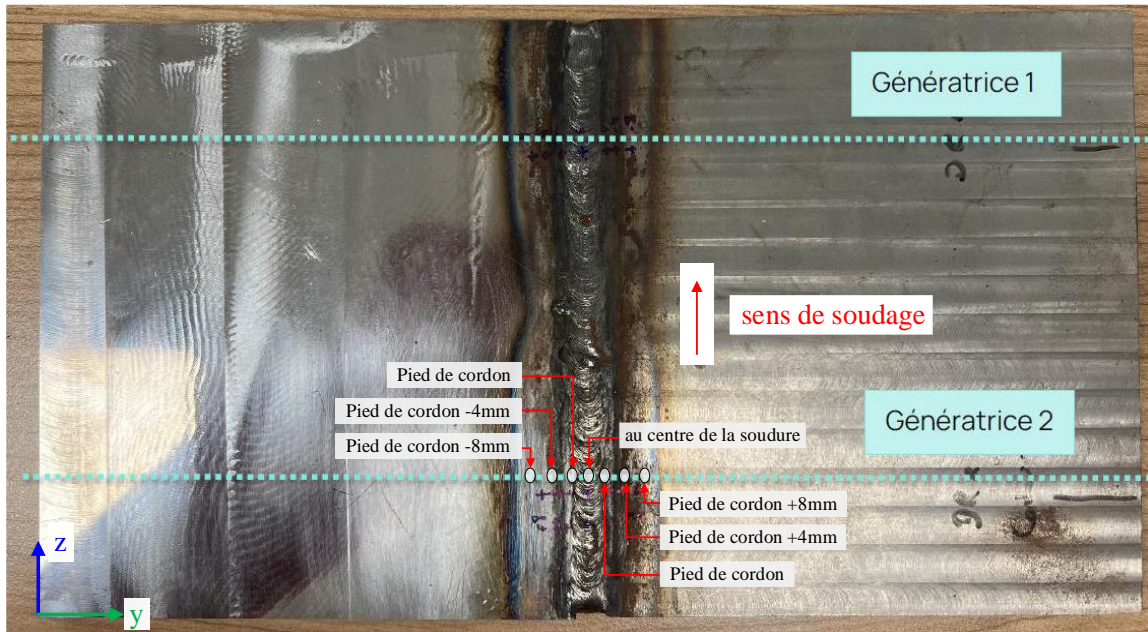


Figure I-20 : Positionnement des deux génératrices

Chaque point de mesure a subi une attaque électrochimique d'environ 30 μm de profondeur, afin d'éliminer l'oxyde présent sur la surface de la pièce (voir Figure I-21). Un collimateur de 2 mm de diamètre a été utilisé pour l'ensemble de l'étude. Une contre-mesure avec un collimateur d'1 mm de diamètre a été réalisée en pied de cordon. Le cordon présente un dépôt de matière (oxyde) résiduel important très difficile à enlever chimiquement. Les résultats seront donc particulièrement discutables dans cette zone. De plus, comme le montrent les images de la Figure I-16, l'état de surface obtenu par soudage à l'électrode enrobée est très irrégulier.

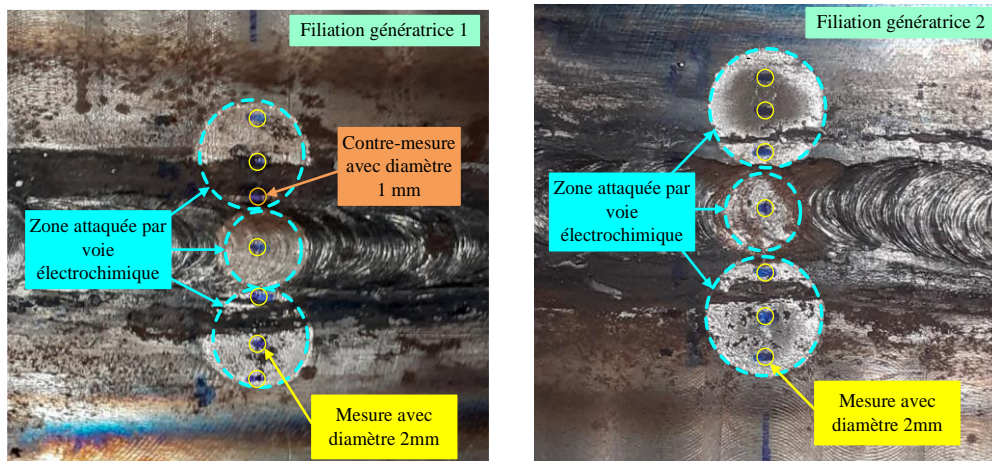


Figure I-21 : Zone de mesure après pelage électrochimique

I.3.2.3.c. Résultats

Les résultats des mesures de contrainte (avec l'écart type associé, noté ET) sont présentés dans le Tableau I-6. Au niveau du cordon de soudure, les résultats ne sont pas exploitables, car les analyses ne respectent pas tous les critères de la norme NF EN15305. En effet, la rugosité R_a au niveau du cordon de soudure est d'environ $8\mu\text{m}$, ce qui est supérieur à la profondeur de pénétration des rayons X dans le matériau (environ $5\mu\text{m}$ avec anode Cr utilisée pour le matériau testé).

Tableau I-6 : Résultats des mesures des contraintes résiduelles par DRX

Point de mesure	Filiation génératrice n° 1		Filiation génératrice n° 2	
	σ_y (MPa)	ET (MPa)	σ_y (MPa)	ET (MPa)
Pied de cordon -8mm	-13	19	-109	10
Pied de cordon -4mm	251	23	-82	10
Pied de cordon	144	9	-90	24
Cordon de soudure				
Pied de cordon	93	13	-122	27
Pied de cordon +4mm	124	9	-116	6
Pied de cordon +8mm	65	7	-48	4

Les contraintes sont présentées à la Figure I-22. Au niveau de la génératrice n°1, les contraintes sont positives (traction), sauf à -8mm du pied de cordon soudure. En revanche, les contraintes sont négatives (compression) au niveau de la génératrice n°2 sauf au pied du cordon de soudure.

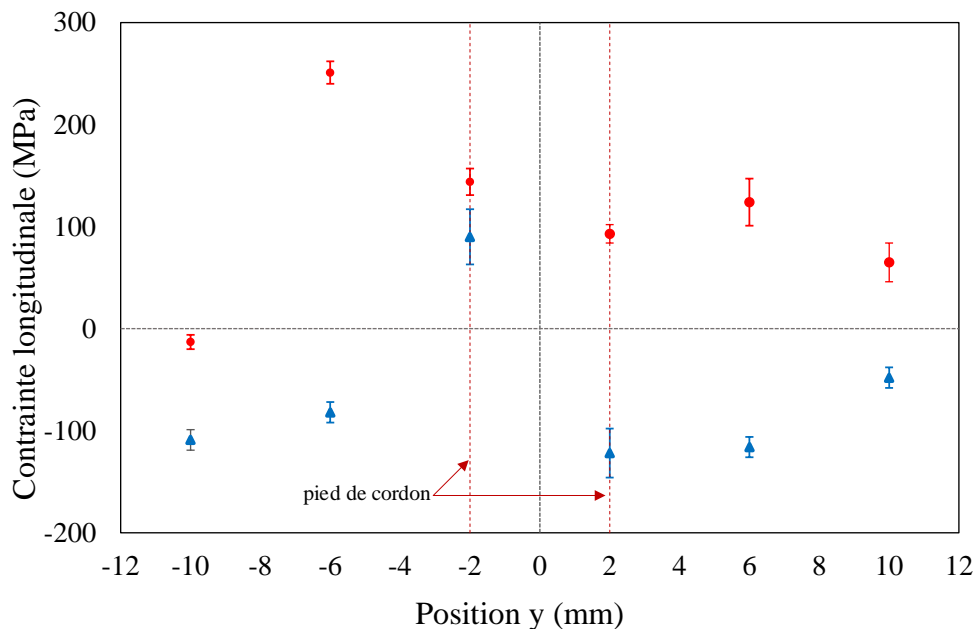


Figure I-22 : Contraintes résiduelles mesurées par DRX dans la soudure bout à bout

1.3.2.4. Mesure des contraintes résiduelles par la méthode du contour

La méthode du contour est une méthode destructive. Elle vient compléter les mesures en peau obtenues par DRX. Cette méthode permet d'évaluer les contraintes résiduelles à partir de la mesure du champ de déplacement obtenu sur la pièce après découpe.

1.3.2.4.a. Principe de la méthode du contour

La méthode du contour est dérivée du principe de superposition de Bueckner [I.35]. Cette méthode est basée sur la libération des contraintes résiduelles estimées en mesurant le déplacement de la surface coupée. Le principe de cette méthode suppose que les déformations sur la surface coupée sont dans le domaine élastique et qu'il n'existe aucune déformation plastique. La Figure I-23-a montre une éprouvette présentant des contraintes résiduelles. L'éprouvette est ensuite coupée : les sections sont déformées après découpe du fait de la libération des contraintes internes (voir Figure I-23-b). Puis, les déplacements sur la surface sont mesurés. Enfin, ces déplacements sont imposés sur la surface dans le modèle éléments finis pour qu'elle puisse revenir à son état initial (voir Figure I-23-c). Les contraintes résultantes de ces déplacements sont des contraintes résiduelles dans la section étudiée.

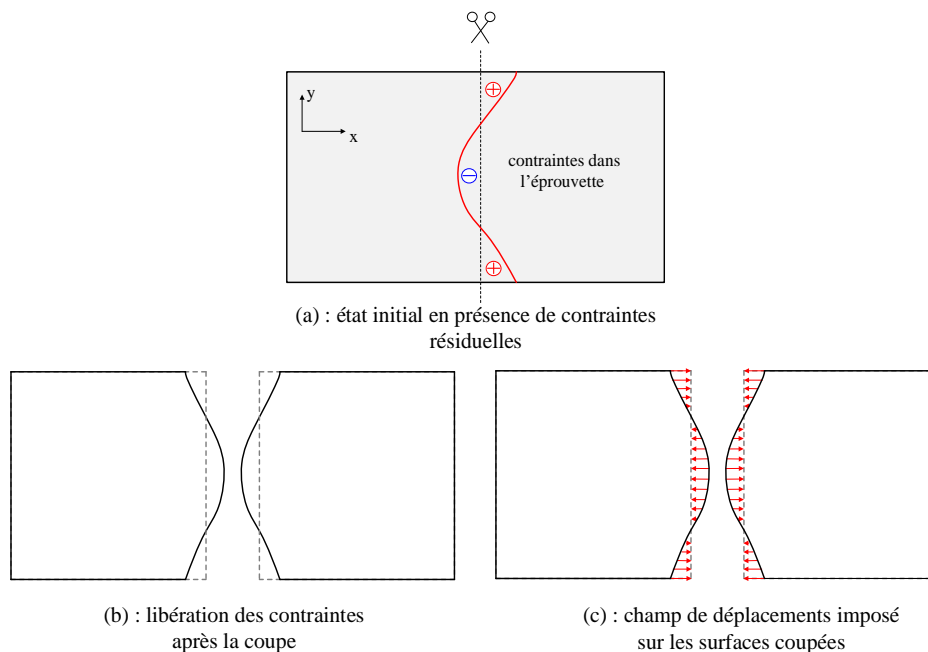


Figure I-23 : Principe de la superposition de la méthode de contour

La méthode du contour comprend quatre étapes principales [I.36]:

- i. Découpe du spécimen : cette première étape est la plus importante dans la réalisation de la mesure par méthode du contour, car les étapes suivantes dépendent de la qualité et de la précision de cette première étape.
- ii. Mesure des déplacements de la surface coupée : après la coupe, la surface est déformée selon la nature des contraintes résiduelles présentes dans l'éprouvette. La mesure de la topographie de la surface, i.e. la mesure des déformations de la surface, peut être réalisée par scanner 3D ou par machine tridimensionnelle ([I.36]-[I.40]). Chaque mesure consiste à capturer les coordonnées des points de mesure ainsi que les déplacements correspondants.

- iii. Traitement des données : en général, les données collectées présentent un bruit à cause de la rugosité de la surface coupée et des erreurs pendant la mesure. Afin d'obtenir une cartographie nette, les données mesurées doivent être filtrés ; différentes solutions sont proposées, par exemple une interpolation de type « spline cubique » [I.36] ou de type « polynomial » [I.37].
- iv. Calcul des contraintes résiduelles : une fois que le traitement des données est effectué, la modélisation numérique de la surface coupée est réalisée à l'aide d'un logiciel de calcul par éléments finis, e.g. ABAQUS, ANSYS, Matlab, Python. Les déplacements traités sont appliqués au modèle numérique, et la contrainte résiduelle est le résultat de cette analyse élastique.

En raison de l'influence des facteurs de coupe (rugosité de la surface, conditions de bridage ...), la mesure des contraintes résiduelles au niveau des bords de la surface peut comporter des erreurs. C'est la raison pour laquelle nous combinons les méthodes de mesure par DRX et par contour, même si la rugosité importante des cordons obtenus par soudage à l'électrode enrobée rend le résultat discutable en peau.

L'ensemble des étapes de la mesure par méthode du contour est présenté en Annexe I-1. Le protocole de la société Mat-in-Méca a été utilisé ici.

1.3.2.4.b. Résultats de la mesure des contraintes résiduelles par la méthode du contour

La cartographie des contraintes axiales sur la surface du plan de découpe est présentée à la Figure I-24. Ces contraintes sont obtenues à partir du calcul élastique des déplacements imposés sur la surface coupée. La précision sur les contraintes est de 50MPa. Cette cartographie permet d'extraire des profils à une hauteur donnée, la répartition des contraintes à mi-épaisseur de l'éprouvette est présentée à la Figure I-25. Globalement, les contraintes autour de la zone soudée sont positives (solicitations de traction) alors que les contraintes deviennent négatives en s'éloignant du cordon de soudure. Les contraintes maximales en pied de cordon sont dues à un effet d'entaille, ce constat n'est pas surprenant puisque pour cette éprouvette la pénétration totale du cordon n'a pas été assurée. On constate également que la répartition des contraintes n'est pas symétrique par rapport au plan (XZ). Compte tenu des irrégularités observées sur un cordon obtenu en soudage manuel à l'électrode enrobée, cette observation n'est pas non plus surprenante.

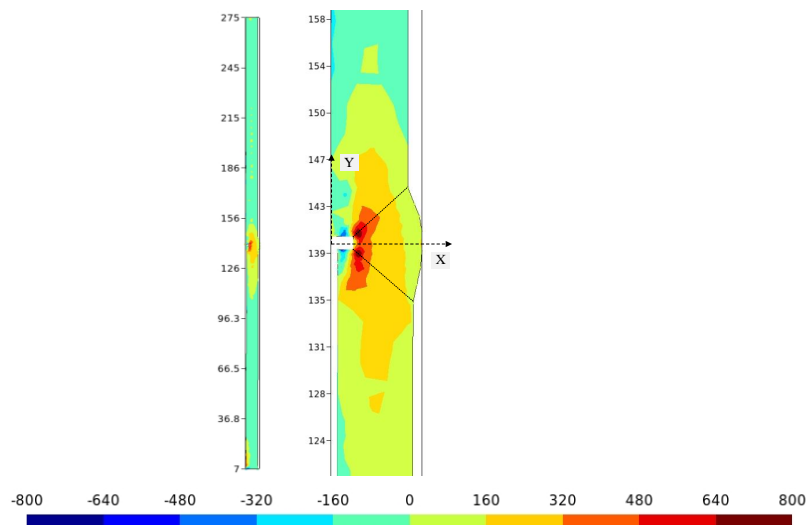


Figure I-24 : Cartographie des contraintes axiales au niveau de la génératrice 1, exprimé en MPa

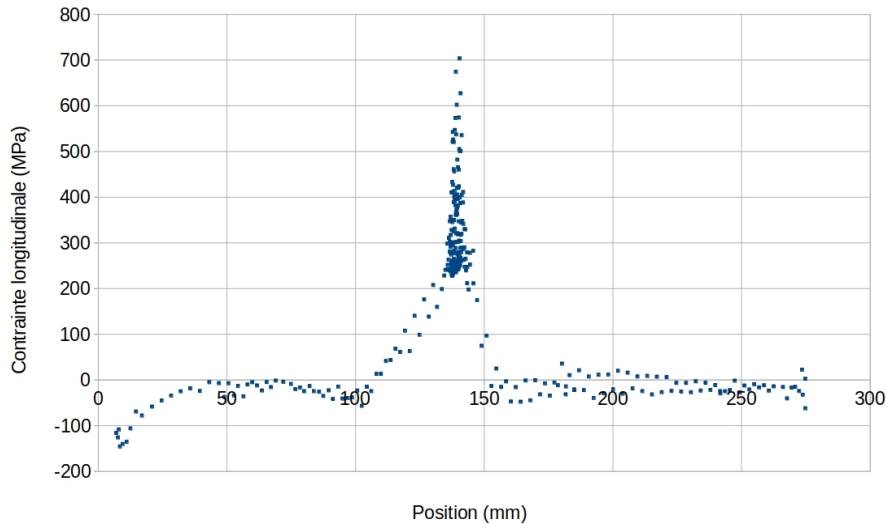


Figure I-25 : Répartition des contraintes axiales à mi-épaisseur de l'éprouvette

I.3.2.4.c. Comparaison des contraintes résiduelles évaluées par méthode du contour et par diffraction X

La Figure I-26 montre les résultats des mesures de la contrainte axiale (normale au cordon) en peau de l'éprouvette (à $x = 6\text{mm}$) à l'aide de la méthode du contour et par diffraction X. Les incertitudes de mesure sont d'ailleurs intégrées. Les résultats montrent une assez bonne correspondance sauf en un point, dans une zone où la forte rugosité ne permet pas d'obtenir un résultat fiable par DRX (voir paragraphe I.3.2.3).

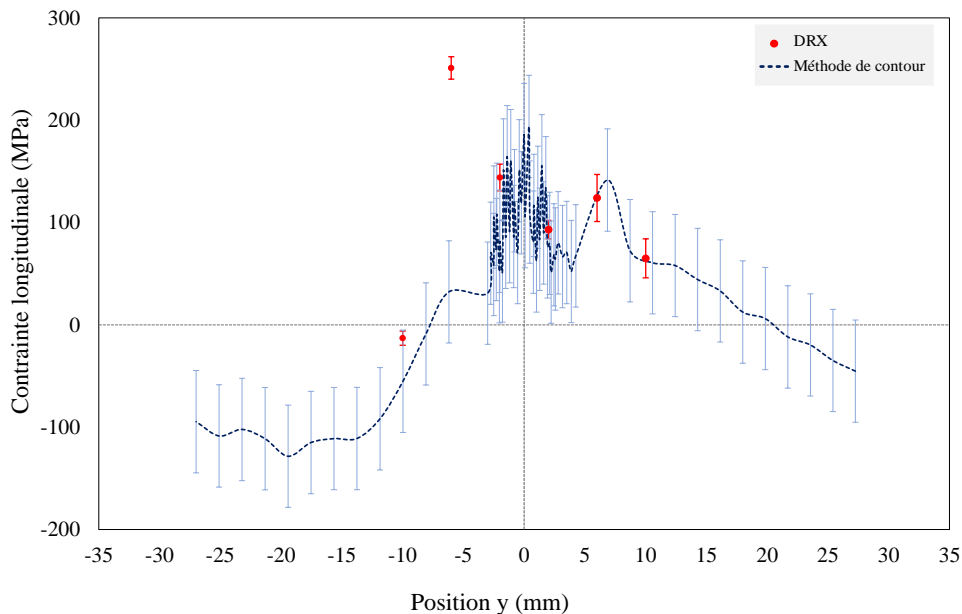


Figure I-26 : Comparaison de la mesure en peau de l'éprouvette ($x=6\text{mm}$) par la méthode du contour et par diffraction X

1.3.3. Assemblage à clin par cordons d'angle

1.3.3.1. Caractéristique de l'éprouvette

En complément de l'étude sur l'éprouvette soudée bout à bout, une mesure des contraintes résiduelles est effectuée sur un assemblage à clin par cordons d'angle. Cette éprouvette est constituée de deux plats de l'acier A, de $200 \times 78 \times 10$ mm (plat A) et de $200 \times 68 \times 9$ mm (plat B). Le plat B est posé sur le plat A, les deux plats sont connectés par des cordons latéraux (voir Figure I-27). Cette éprouvette sera ensuite sollicitée en traction. Ainsi, le choix de cette géométrie nous permet de solliciter les cordons en cisaillement-flexion, c'est-à-dire la même sollicitation que pour les cordons permettant de renforcer les assemblages de longeron sur pièce de pont soumis à un moment de flexion et un effort tranchant (voir chapitre III).

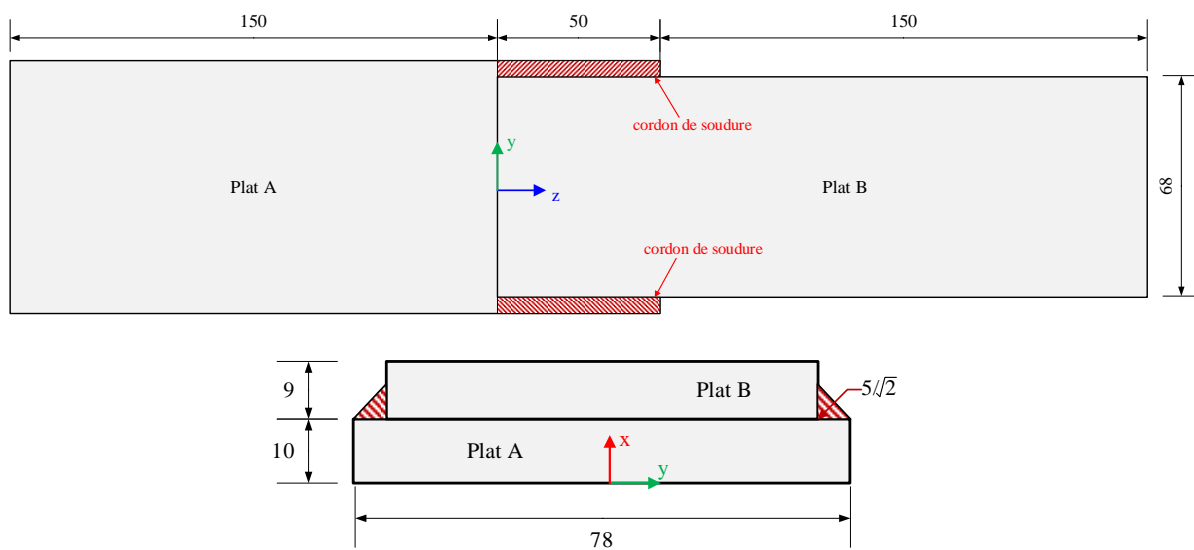


Figure I-27 : Géométrie de l'éprouvette avec soudure d'angle

1.3.3.2. Procédé de soudage

Neuf éprouvettes ont été soudées, 1 éprouvette a été réservée pour la mesure des contraintes résiduelles et huit pour étudier le comportement sous un effort de traction. Le soudage a été effectué en deux passes avec une électrode enrobée de 2.5 mm de diamètre. Les deux passes ont été effectuées dans des directions opposées (voir Figure I-28). Un serre-joint assure la mise en position et le maintien des deux plats (voir Figure I-29-a). L'éprouvette est ensuite installée pour effectuer le soudage (voir Figure I-29-b). Le serre-joint est maintenu jusqu'au refroidissement de l'assemblage. Les éprouvettes obtenues après refroidissement complet sont présentées dans la Figure I-30.

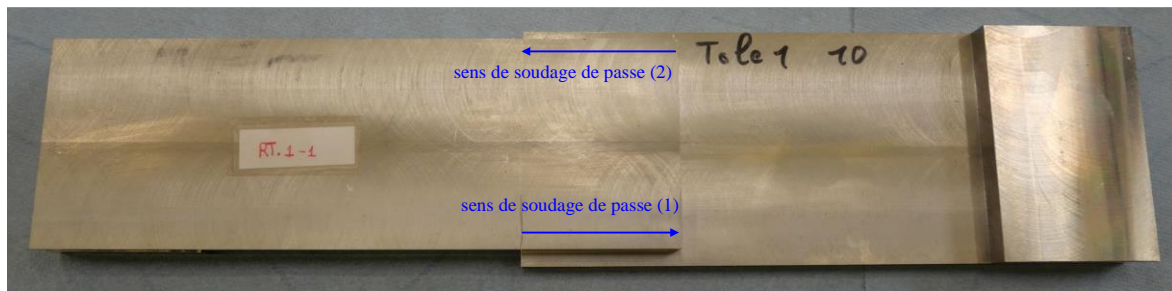


Figure I-28 : Directions du soudage



a. Préparation des éprouvettes pour le soudage b. Mise en position et bridage de l'éprouvette (éprouvettes retenues pour les tests de traction)

Figure I-29 : Préparation des éprouvettes pour soudage



a. Eprouvette pour le test de traction après soudage



b. Eprouvette retenue pour la mesure des contraintes résiduelles

Figure I-30 : Éprouvettes obtenues après soudage

1.3.3.3. Mesure des contraintes résiduelles par la méthode du contour

Un protocole identique à celui des éprouvettes bout-à-bout a été mis en œuvre. Ce protocole comprenant la découpe, l'acquisition des données et leur traitement est celui proposé par la société Mat-in Méca. Les différentes étapes sont présentées en Annexe I-2. La mesure des contraintes résiduelles est effectuée à mi-longueur des cordons de soudures, c'est-à-dire à $z = 25\text{mm}$ (voir Figure I-30-b).

La cartographie des contraintes longitudinales sur la surface coupée est présentée à la Figure I-31. Comme pour les assemblages bout-à-bout, au voisinage des cordons les contraintes sont positives et négatives dans la partie centrale. Une discontinuité en contrainte apparaît entre les deux plats du fait d'une discontinuité géométrique entre les deux plats. Les contraintes ne sont par ailleurs pas symétriques ce qui traduit l'influence du premier cycle thermique (premier cordon) sur le deuxième.

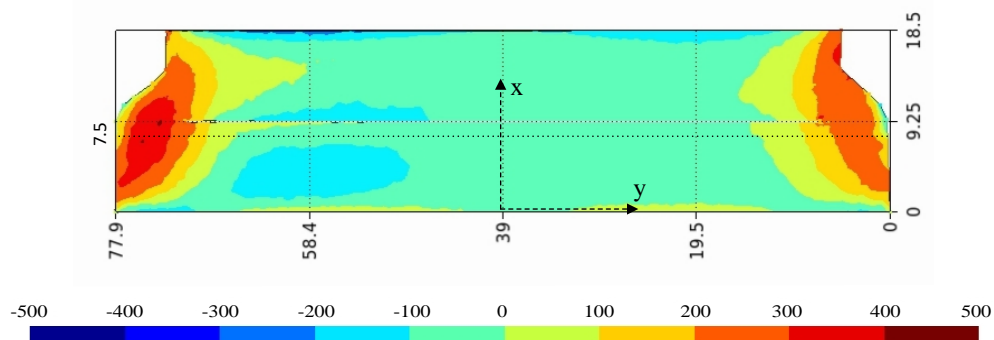


Figure I-31 : Cartographie des contraintes résiduelles sur l'assemblage par cordon d'angle

Le profil de contraintes de la Figure I-32, extrait de la cartographie, représente l'évolution des contraintes résiduelles à $x = 7.5\text{ mm}$. La non-symétrie de la contrainte σ_{zz} est clairement observée. Les contraintes les plus importantes sont obtenues sur le deuxième cordon.

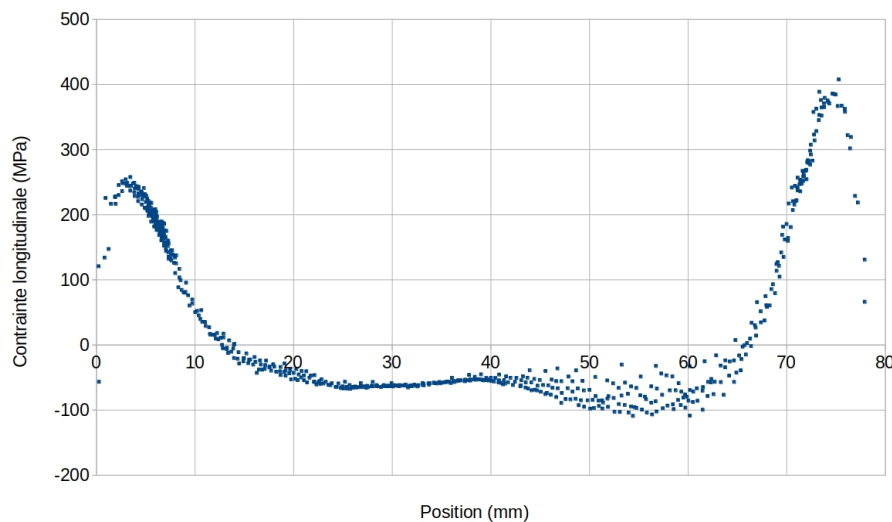


Figure I-32 : Contraintes longitudinales pour $x = 7.5\text{ mm}$

1.3.3.4. Essais de traction sur assemblages à clin par cordons d'angle

Les assemblages à clin par cordons d'angle ont été soumis à un effort de traction. Les essais ont été réalisés par Ginger CEBTP. Huit éprouvettes ont été testées dont trois éprouvettes en acier A, une en acier B, deux en acier C et deux en acier moderne (correspondant aux aciers testés sur assemblage complet) :

- UPN-1, UPN-2 et UPN3 désignent les éprouvettes réalisées à partir de l'acier A,
- RT-1, RT-2 et RT-3 désignent les éprouvettes en acier B et C,
- ST-1 et ST-2 désignent les éprouvettes en acier moderne.

1.3.3.4.a. Instrumentations des jauges de déformation

Des jauges de déformation ont été collées sur toutes les éprouvettes pour mesurer les déformations axiales. Une jauge J1 est instrumentée sur le plat A, à mi-longueur. Cinq jauges sont instrumentées sur le plat B dont une jauge J6 située à mi-longueur et quatre jauges (J2-J5) positionnées sur la surface du plat B à 5 mm du cordon (voir Figure I-33). La Figure I-34 montre l'éprouvette avant et après collage des jauges.

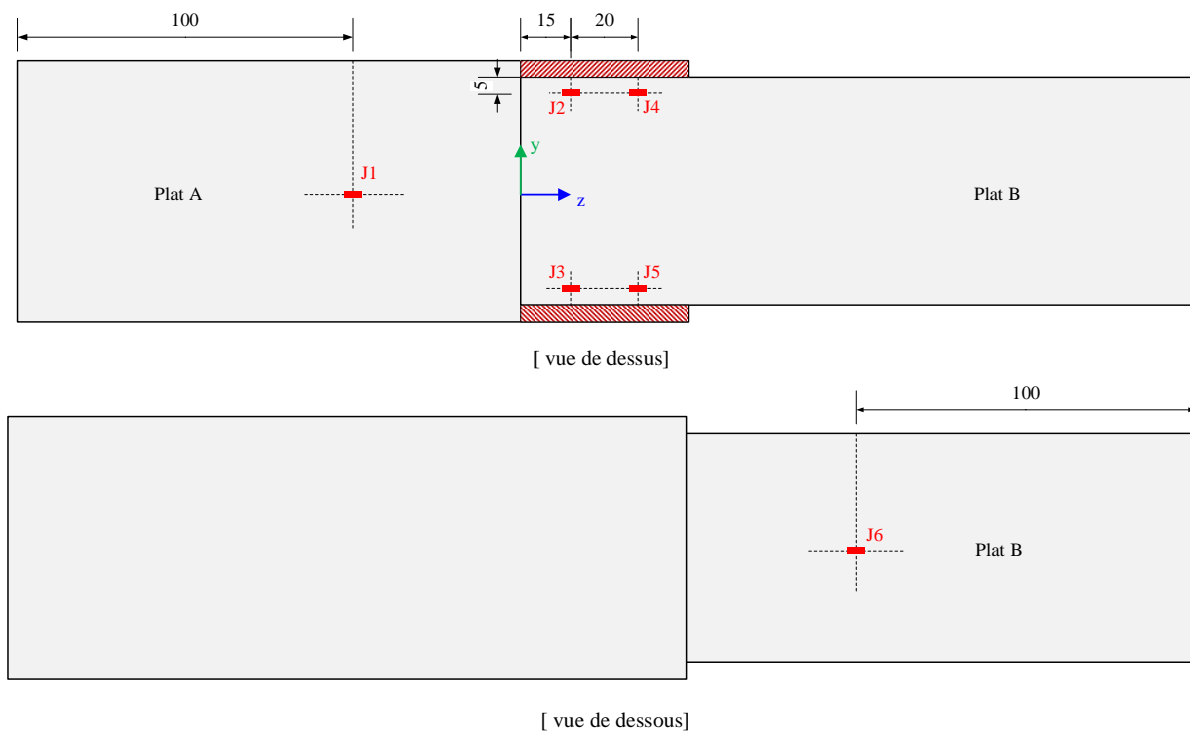
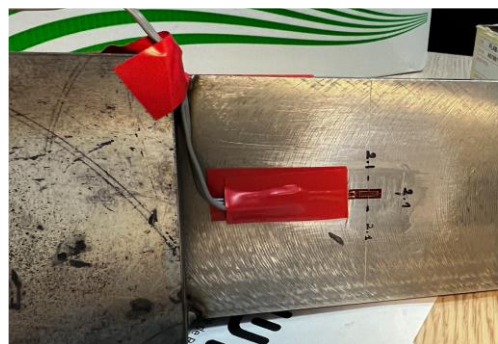
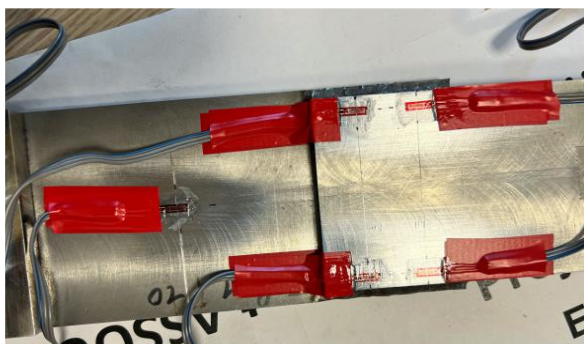


Figure I-33 : Positionnement des jauges sur les assemblages à clin par cordon d'angle



a. Eprouvette avant collage des jauges



b. Eprouvette après collage des jauges

Figure I-34 : Mise en place des jauges sur les éprouvettes

I.3.3.4.b. Réalisation des essais de traction

Les essais ont été réalisés à l'aide d'une machine de traction INSTRON de 300 kN de capacité. Le chargement était piloté en déplacement avec une vitesse de mise en charge de 0.5 mm/min. Des cales ont été ajoutées pour garantir une épaisseur égale dans les deux mors et ainsi éviter une flexion initiale parasite de l'éprouvette. Ces deux cales de 78×9 mm et 68×10 mm sont fixées par soudage par points aux extrémités des plats A et B respectivement (voir Figure I-35). Les essais ont été arrêtés dès lors qu'une chute de charge de 100 daN était détectée. La Figure I-36 présente le montage de l'éprouvette sur la machine ainsi que la déformation de l'éprouvette sous charge.



Figure I-35 : Mise en place de cales sur l'éprouvette



a. Montage de l'éprouvette

b. Eprouvette sous charge maximale

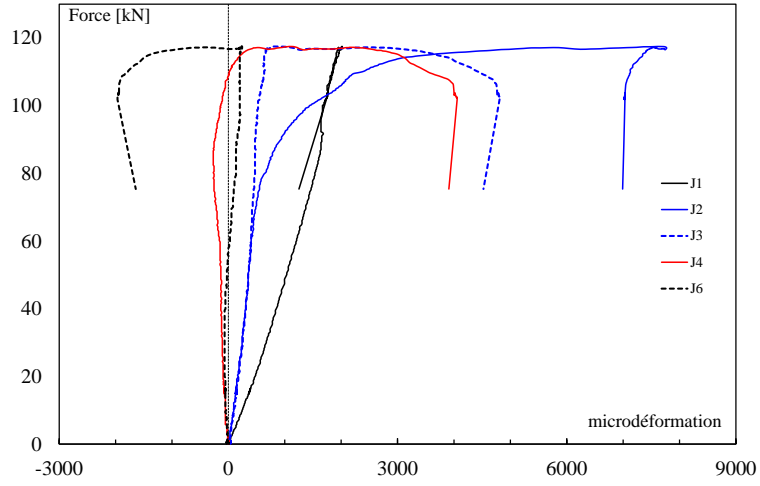
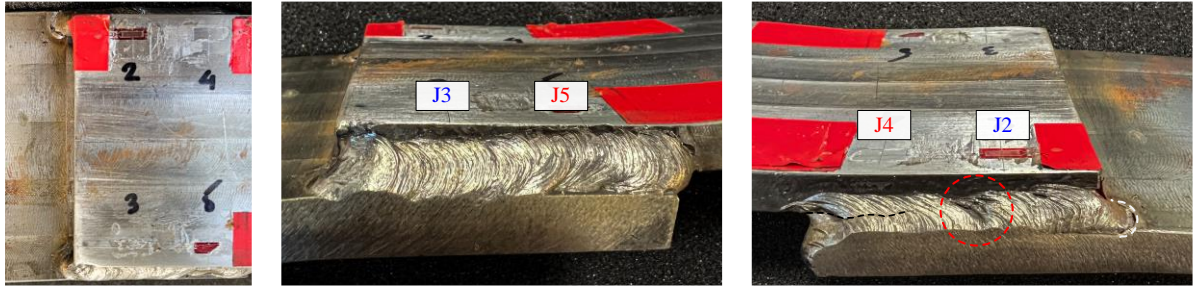
Figure I-36 : Eprouvette avant et après mise en chargement

I.3.3.4.c. Résultats des essais de traction

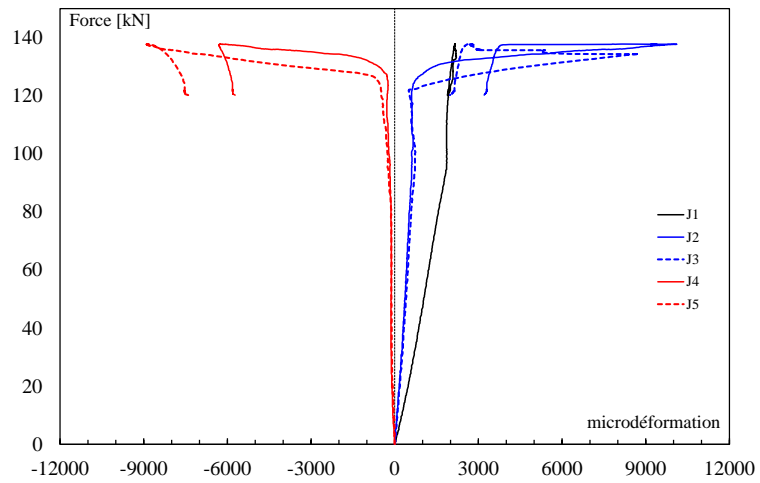
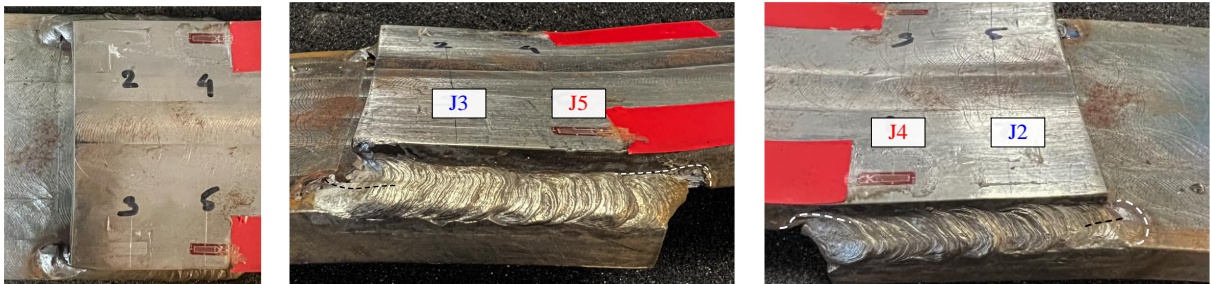
Les résultats des essais de traction sur les éprouvettes composées des aciers A sont présentés dans ce paragraphe. L'effort à la ruine ainsi que les déformations maximales des jauges de chaque éprouvette sont présentés dans le Tableau I-7. Pour toutes les éprouvettes, la ruine est due à une fissuration du cordon de soudure (voir Figure I-37) précédée par d'importantes déformations en cisaillement des soudures. Ces déformations permettent le glissement des deux plats (plat A et B). L'assemblage est très ductile. Les déformations sont présentées en fonction du chargement appliqué à côté de chaque éprouvette. La charge à la ruine de l'éprouvette UPN-1 est égale à 117.5 kN, et est plus faible que pour les deux autres. Cette différence peut être due à une largeur plus réduite d'un cordon de soudure (~5mm pour UPN-1 et ~7mm pour UPN-2&3, voir Figure I-37-a). La charge à la ruine des éprouvettes 2 et 3 est proche : 137.7 kN et 139.5 kN respectivement. D'après l'évolution des déformations, il est probable que la fissuration des éprouvettes 1 et 3 ait commencé au niveau du cordon, proche de J2 (point de départ du soudage n°2). D'autre part, les déformations d'UPN-2 sont quasiment symétriques. Les fissurations sont bien observées sur les deux cordons de soudure. Sur toutes les éprouvettes, la pente des déformations de J1 et J6 (qui se trouvent à mi-longueur des plats A et B) est plus faible que celle de J2-J5 (qui sont plus proches des soudures). Cela montre les effets de rigidification dus au soudage sur le plat.

Tableau I-7 : Effort à la ruine et déformation maximale des jauges des éprouvettes en acier A

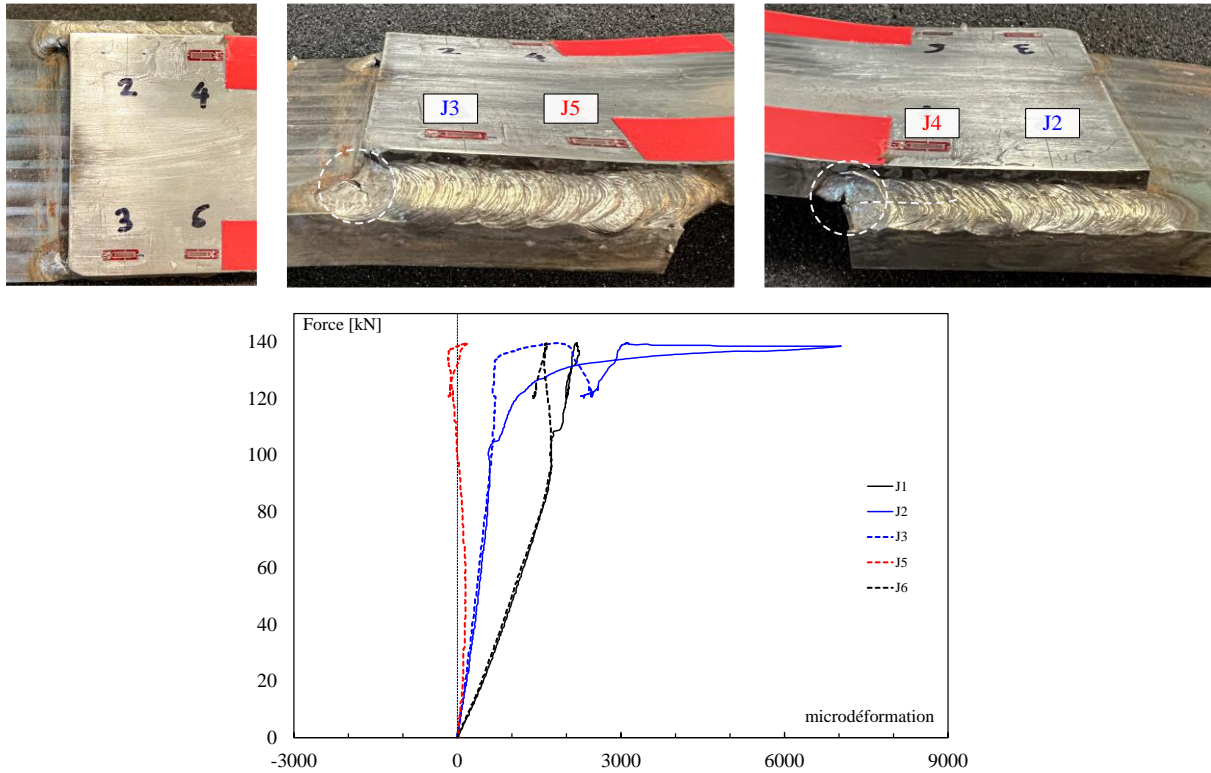
Éprouvette	Effort maximal [kN]	Microdéformation maximale des jauges					
		J1	J2	J3	J4	J5	J6
UPN-1	117.48	7127.5	13523.1	11518.4	5457.1	-	7343.6
UPN-2	137.78	7612.8	15396.6	14013.9	11966.1	14177.8	-
UPN-3	139.55	7261.2	12374.6	7774.9	-	5698.7	8179.9



a. Eprouvette UPN-1



b. Eprouvette UPN-2



c. Eprouvette UPN-3

Figure I-37 : Ruine des cordons soudure et évolution des déformations

I.3.3.4.d. Résultats des essais de traction sur différents aciers

Le Tableau I-8 résume des résultats des essais de traction effectués sur différentes éprouvettes. Pour toutes les éprouvettes, la ruine est due à l'arrachement du cordon soudure. Un important cisaillement des soudures est observé au préalable qui permet l'ouverture ainsi que le glissement entre les plats A et B (voir Annexe I-3). Les soudures sont sollicitées en cisaillement et flexion. La charge à la ruine des assemblages se situe entre 120-140 kN. Les aciers A et C, qui sont des aciers anciens des ouvrages de la RATP, ont un comportement mécanique monotone similaire à un acier moderne de type S235. Leur ductilité n'est d'ailleurs pas réduite par rapport à l'acier moderne étudié.

Tableau I-8 Efforts à la ruine et déformation maximales des jauges

Éprouvette	Effort maximal [kN]	Microdéformation maximale des jauges					
		J1	J2	J3	J4	J5	J6
UPN-1	117.48	7127.5	13523.1	11518.4	5457.1	-	7343.6
UPN-2	137.78	7612.8	15396.6	14013.9	11966.1	14177.8	-
UPN-3	139.55	7261.2	12374.6	7774.9	-	5698.7	8179.9
RT-1	132.44	7274.8	5510	16521.6	4811.3	17168.4	7490.5
RT-2	126.27	6992.8	6601.6	9115.1	5417	14494.2	7060.3
RT-3	134	6695.2	5711.8	13999.5	5874.4	-	6857
ST-1	120.43	7301.5	6142.4	6667.6	6924	6358.9	6789.1
ST-2	126.27	6762.9	5134.3	14137.3	5497.7	8329	6951.7

1.3.4. Synthèses des campagnes expérimentales

Les principales conclusions de ces essais sont les suivantes :

Mesure des contraintes résiduelles des assemblages soudés bout-à-bout :

- La mesure des contraintes résiduelles par diffraction X sur deux génératrices a mis en évidence un décalage qui montre l'effet du cycle thermique dû au soudage. La mesure au droit de la soudure est délicate et donc discutable, car le cordon présente une rugosité importante.
- Les contraintes résiduelles ont été mesurées par la méthode du contour au niveau du plan correspondant à la génératrice 1. Les résultats obtenus en surface à l'aide des deux méthodes sont similaires sauf au niveau d'un point situé à proximité d'une soudure. Ce résultat n'est cependant pas étonnant étant donné la difficulté de mesure par diffraction X dans une zone à forte rugosité. Cette comparaison nous renseigne également sur l'ordre de grandeur des contraintes résiduelles en peau et à cœur de ce type d'assemblage.
- Les contraintes résiduelles mesurées ne sont pas symétriques. Ceci est probablement dû au procédé de soudage utilisé et aux conditions de bridage ; le soudage à l'électrode enrobée est un procédé manuel qui ne garantit pas une trajectoire parfaitement linéaire ni des conditions opératoires constantes. Les conditions de bridage sont également discutables pour cette éprouvette.
- La cartographie proposée par la méthode du contour permet d'obtenir un ordre de grandeur des contraintes résiduelles sur toute la surface de l'éprouvette, y compris dans la ZF et la ZAT

Mesure des contraintes résiduelles des assemblages à clin par cordons d'angle :

- Une mesure des contraintes résiduelles a été effectuée dans le plan milieu de la partie soudée (à $z = 25\text{mm}$). L'effet des cycles thermiques (deux cordons) est clairement visible sur la cartographie des contraintes, un côté étant plus sollicité que l'autre. Les contraintes sont maximales dans la ZF et la ZAT. Les contraintes sont discontinues entre les plats A et B ; cette discontinuité traduit le décollement des plats pendant le soudage.

Essais de traction sur assemblages à clin par cordons d'angle

- Les essais de traction ont été effectués sur 8 assemblages à clin par cordons d'angle. 3 éprouvettes étaient constitués de l'acier A, 3 éprouvettes de l'acier B et C et 2 éprouvettes en acier moderne de type S235.
- La ruine de ces essais s'est produite par la rupture des cordons de soudure en cisaillement. Les fissurations apparaissent à l'extrémité des cordons ce qui constitue donc un point faible de l'assemblage.
- Le chargement à la ruine des éprouvettes en aciers anciens (prélevés sur le réseau RATP) est similaire à celui de l'acier moderne. Il en est de même pour la ductilité.
- Après la ruine, une ouverture entre les deux plats (plat A et plat B) est observée du fait du cisaillement important des soudures.

I.4. Simulation numérique du soudage

I.4.1. Introduction

L'opération de soudage engendre des cycles thermiques qui sont caractérisés par un chauffage suivi par un refroidissement. L'amplitude et la durée de chaque cycle dépendent de l'apport de la source de chaleur ainsi que de la vitesse de soudage. Comme nous l'avons décrit en début de chapitre, ces cycles thermiques conduisent à des modifications métallurgiques dans la zone fondue ZF et dans la zone affectée thermiquement ZAT. Ces cycles constituent du histoire de changement thermique et une modification métallurgique du matériau soudé qui induisent une évolution des propriétés mécaniques du matériau et éventuellement des contraintes et des déformations résiduelles dans la pièce. Lors d'une opération de soudage, les phénomènes physiques peuvent être répertoriés dans trois catégories : thermique (apport de chaleur, conduction et convection), métallurgique (transformations allotropiques, évolutions microstructurales) et mécanique (contraintes et déformations résiduelles induites par le soudage) [I.2]. Ces phénomènes interagissent les uns avec les autres [I.41] (voir Figure I-38).

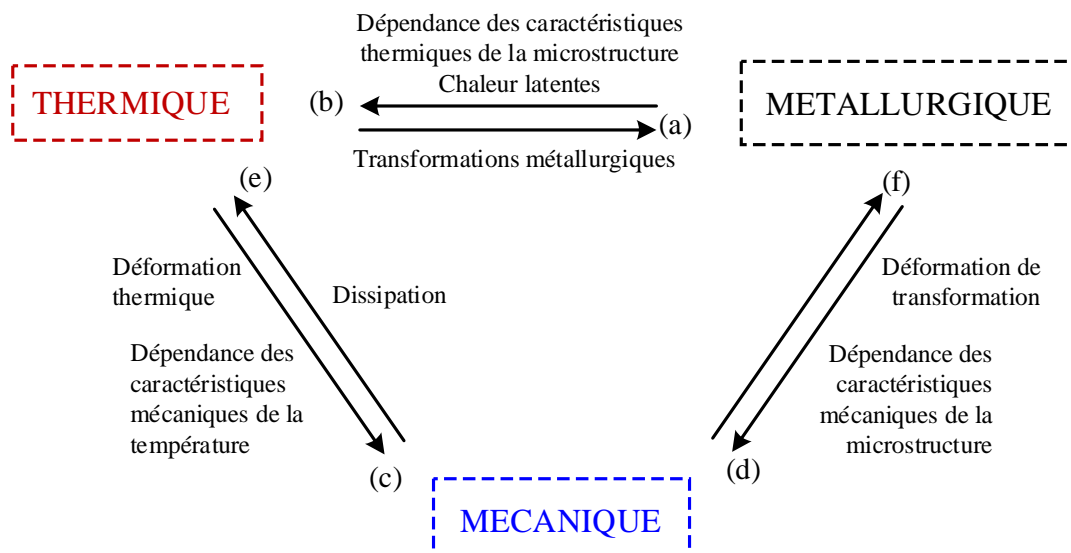


Figure I-38 : Interaction entre les phénomènes thermiques, métallurgiques et mécaniques induits lors d'une opération de soudage, d'après [I.2]

Cette interaction est complexe et la prise en compte de tous les couplages nécessite un temps de calcul important [I.42]. Dans le cadre de cette étude, nous cherchons une estimation des contraintes résiduelles dues au soudage pour prendre en compte ces résultats dans un modèle mécanique. Ainsi, nous proposons une démarche thermomécanique simplifiée où un calcul thermique est appliqué comme chargement extérieur dans un calcul mécanique. Cette approche ne prend donc pas en compte la métallurgie du matériau.

Le calcul du modèle thermique, permet de simuler le champ de température dans la pièce. Cette simulation résout le problème de transfert de chaleur qui dépend de la chaleur calorifique du matériau [$C(T) = \rho c(T)$], de la conductivité thermique du matériau [$K(T)$] et de la densité de la source de chaleur

{Q} (voir eq. (.2)) [I.43]. La résolution de cette simulation nécessite la connaissance du comportement thermique du matériau ainsi qu'un modèle de la source de chaleur apportée :

$$[C(T)]\{\dot{T}\} + [K(T)]\{T\} = \{Q\} \quad (.2)$$

Une fois que le champ de température est calculé, la simulation numérique de l'état mécanique est lancée afin d'obtenir les champs de contraintes et de déformations résiduelles. Le calcul prend en compte les conditions de bridage mises en place pendant le soudage et le refroidissement, ainsi que le champ de température dans la pièce et le comportement du matériau donné en fonction de la température.

1.4.2. Démarche numérique adoptée

Afin de pouvoir simuler l'influence d'une soudure sur une structure complexe rivetée-soudée de type pièce de pont-longeron renforcé, nous avons adopté la démarche progressive suivante :

- **Etape 1** : simulation thermique – comparaison avec des données de la littérature (voir paragraphe I.4.3)
- **Etape 2** : simulation des contraintes résiduelles dues au soudage – comparaison avec des mesures (méthode du contour) sur une éprouvette soudée bout-à-bout (voir paragraphe I.4.4)
- **Etape 3** : simulation d'un assemblage soudé sollicité en traction & flexion – comparaison avec des mesures de déformation sur éprouvette simple (voir paragraphe I.4.5)

1.4.3. Simulation thermique -validation du modèle thermique

1.4.3.1. Modélisation de la source de chaleur

La modélisation de la source de chaleur apportée à la pièce est un point clé de la simulation du soudage. Cependant, l'apport de chaleur est fortement dépendant du procédé de soudage considéré [I.44]. Dans le cas de soudage à l'arc (TIG, électrode enrobée,..), l'énergie est déposée essentiellement en surface, ce qui est différent de procédés à hautes densités d'énergie (LASER, faisceau d'électrons) où l'énergie entre plus en profondeur. Lors du soudage à l'arc électrique, l'énergie de soudage par unité du temps s'exprime par :

$$Q_0 = \eta UI \quad (.3)$$

où η est le rendement, et U et I sont la tension et l'intensité du courant électrique.

Il existe plusieurs modèles de sources de chaleur, qui peuvent être surfaciques ou volumiques. Dans cette étude, nous utilisons le modèle de source volumique 'Gaussienne 3D à répartition finie sur double ellipsoïde' [I.45] ; ce modèle est en effet le plus utilisé pour le soudage à l'arc [I.44]. Comme son nom l'indique, ce modèle est une combinaison de deux ellipses l'une à l'avant et l'autre à l'arrière de la répartition (voir Figure I-39). La densité de la source de chaleur pour l'ellipse en avant et pour l'ellipse en arrière est donnée par les équations (.4) et (.5) respectivement.

$$q_f(x, y, z) = \frac{6\sqrt{3}f_f Q_0}{abcf\pi\sqrt{\pi}} e^{-3\left(\frac{x^2}{a^2}\right)} e^{-3\left(\frac{y^2}{b^2}\right)} e^{-3\left(\frac{z^2}{c_f^2}\right)} \quad (.4)$$

$$q_f(x, y, z) = \frac{6\sqrt{3}f_r Q_0}{abcf\pi\sqrt{\pi}} e^{-3\left(\frac{x^2}{a^2}\right)} e^{-3\left(\frac{y^2}{b^2}\right)} e^{-3\left(\frac{z^2}{c_r^2}\right)} \quad (.5)$$

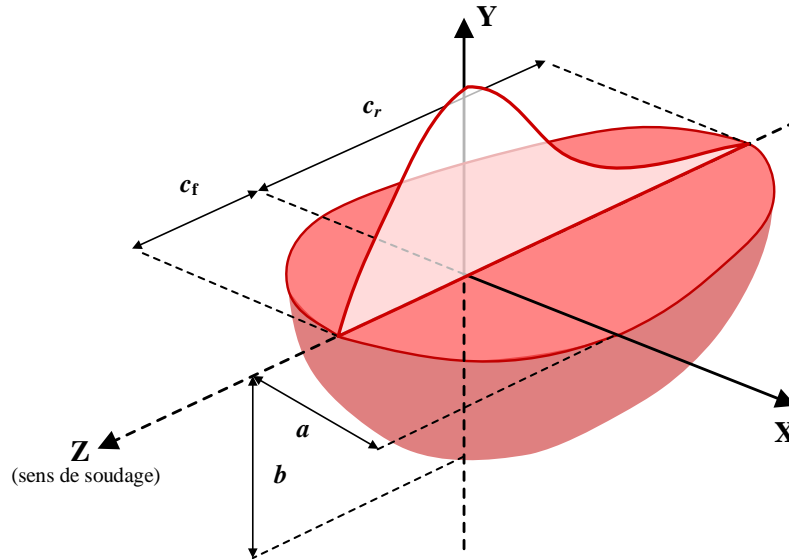


Figure I-39 : Schéma de la source de chaleur 3D utilisée

f_f et f_r sont des proportions de la densité de la source imposée pour les deux ellipses ‘avant’ et ‘arrière’ qui doivent vérifier ($f_f + f_r = 2$). Les paramètres a , b , c_f et c_r sont des paramètres géométriques. La détermination de ces paramètres peut être issue de l’analyse macrographique de la pièce soudée (des relevés de la profondeur de pénétration, de la largeur du cordon). Cependant, Gkatzogiannis [I.46] a proposé que la valeur de rayon b peut être prise égale à la profondeur soudée et un ratio de 4 : 1 : 1 pour le rayon c_r , c_f et a est considéré. Dans la cadre de notre étude, les paramètres géométriques de la source de chaleur sont calculés en se basant sur ce principe.

1.4.3.2. Validation du modèle thermique

Nous avons cherché à vérifier la validité du modèle thermique à partir de l’étude menée par Murugan *et al.* [I.30] dans laquelle des éprouvettes en acier bas carbone sont soudées bout-à-bout et munies de capteurs de températures à différentes positions. Le soudage est à l’électrode enrobée. L’objectif est ici de comparer les résultats de la simulation numérique avec les relevés expérimentaux de température pendant le soudage et le refroidissement. Il s’agit d’un soudage en deux passes, sur une tôle de 6mm d’épaisseur comportant une instrumentation décrite à la Figure I-40. L’énergie de soudage apportée par le modèle 3D de la source de chaleur reprend également les données de l’article, en prenant en compte les différences entre la passe de racine (0.375 kJ.mm^{-1}) et la deuxième passe (1.392 kJ.mm^{-1}).

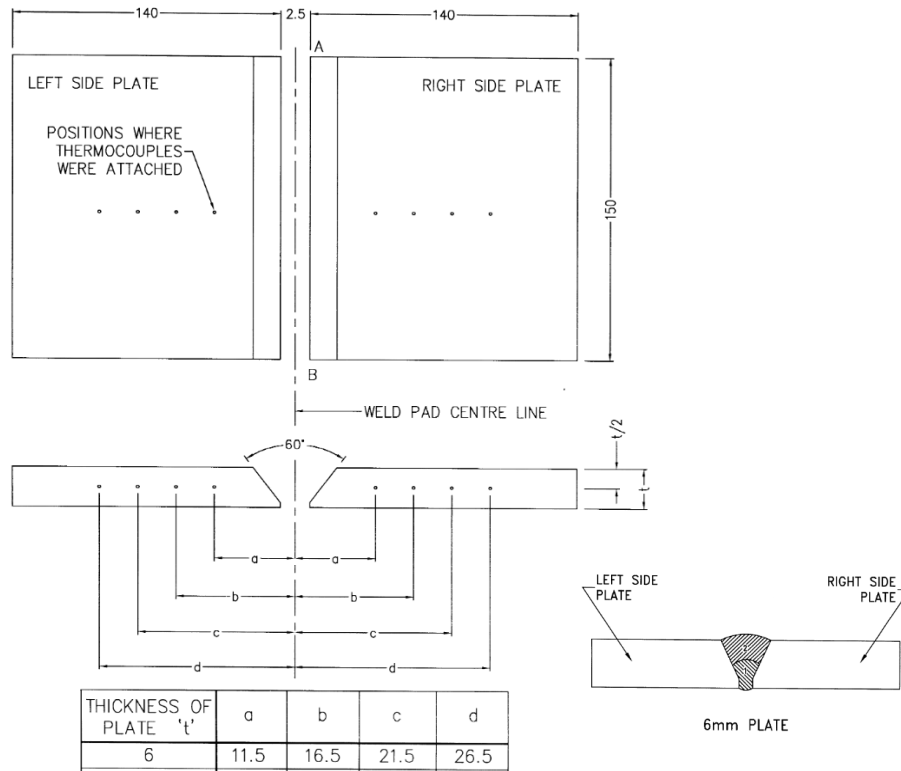


Figure I-40 : Dimensions (en mm) de l'assemblage de Murugan et al [I.30] et position des thermocouples

Pour cette simulation, un modèle de calcul par éléments finis est proposé avec ANSYS APDL, 2020 R2. L'éprouvette est modélisée par des éléments solides de type SOLID 278. Compte tenu de la symétrie du problème, seule la moitié de l'assemblage est modélisée. Le maillage est composé d'éléments cubiques à 8 nœuds et pentaédriques à 6 nœuds et est raffiné au niveau de la ZF. La taille des éléments dans cette zone est de 0.5 mm et 5 mm dans le reste du modèle (voir Figure I-41).

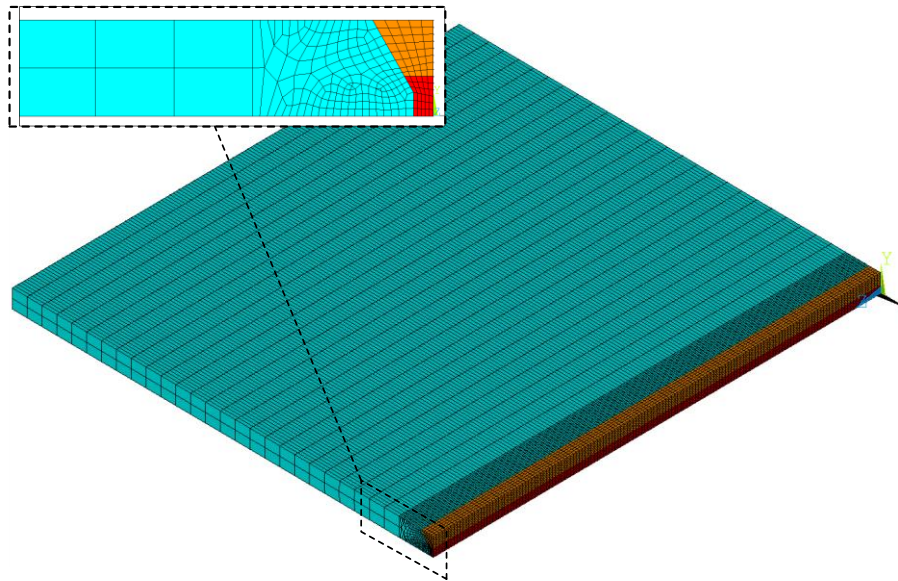


Figure I-41 : Maillage de l'éprouvette pour le calcul de l'assemblage de Murugan et al. [I.30]

Les caractéristiques thermiques du matériau sont extraites de l'EN-1993-1-2 [I.47]. La chaleur spécifique et la conductivité thermique du matériau en fonction de la température sont rappelées dans le Tableau I-9.

Tableau I-9 : Caractéristiques thermiques du matériau [I.47]

T (°C)	20	50	100	250	500	750	860	1000	1200
c (J/kgK)	439.8	459.7	487.62	547.3	666.5	571.3	567.6	650	650
K (W/mK)	53.3	52.3	50.6	45.67	37.35	29.02	27.3	27.3	27.3

Les paramètres de la source de chaleur sont ($a = 2.5$, $b = 2.5$, $c_f = 2.5$ et $c_r = 10$) pour la 1^{ère} passe et ($a = 3.5$, $b = 3.5$, $c_f = 3.5$ et $c_r = 14$) pour la 2^{ème} passe. Nous prenons un coefficient de convection (échange thermique avec l'extérieur) pour toutes les surfaces du modèle égal à $20 \text{ W/m}^2\text{K}$.

La Figure I-42 montre les températures sur l'assemblage pendant le soudage de la deuxième passe.

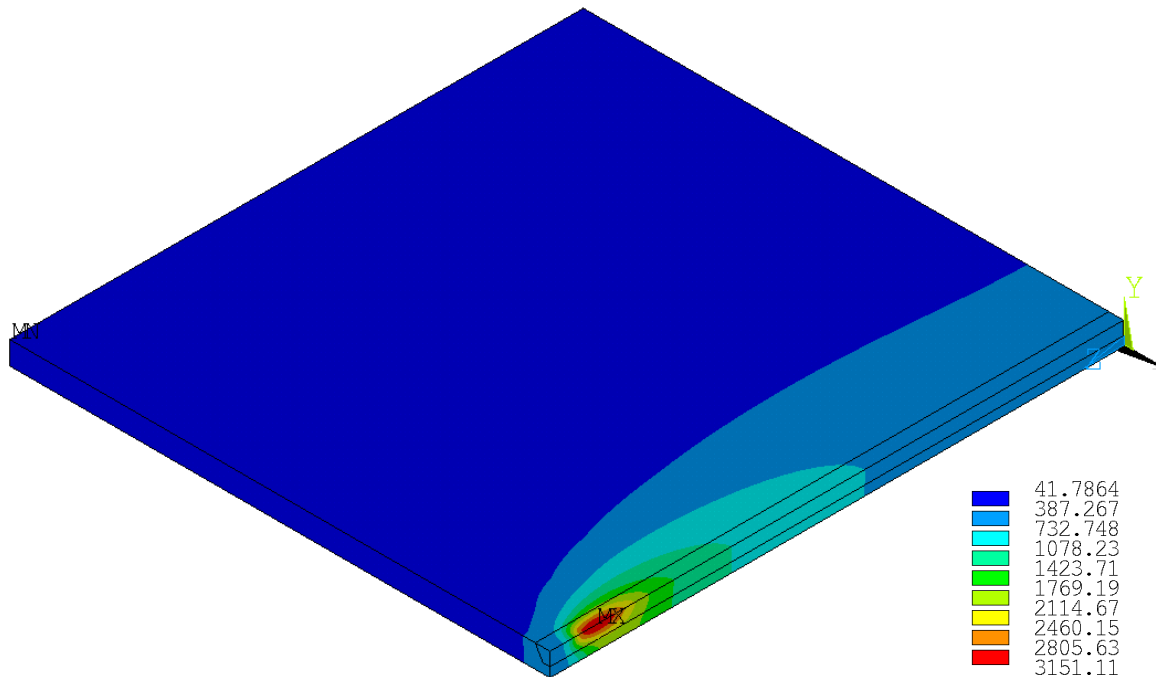


Figure I-42 : Températures à la fin du soudage de la deuxième passe exprimé en °C

Les résultats des simulations thermiques sont présentés à la Figure I-43 et comparés aux résultats expérimentaux de Murugan *et al.* [I.30]. L'allure des températures et les valeurs maximales associées sont similaires. Ces résultats permettent de souligner que le choix des paramètres géométriques de la source de chaleur est satisfaisant.

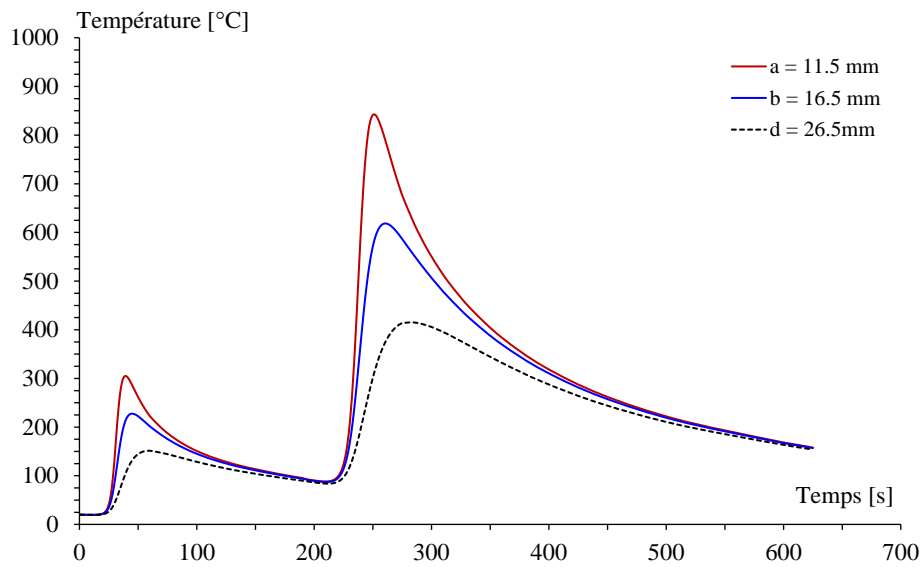
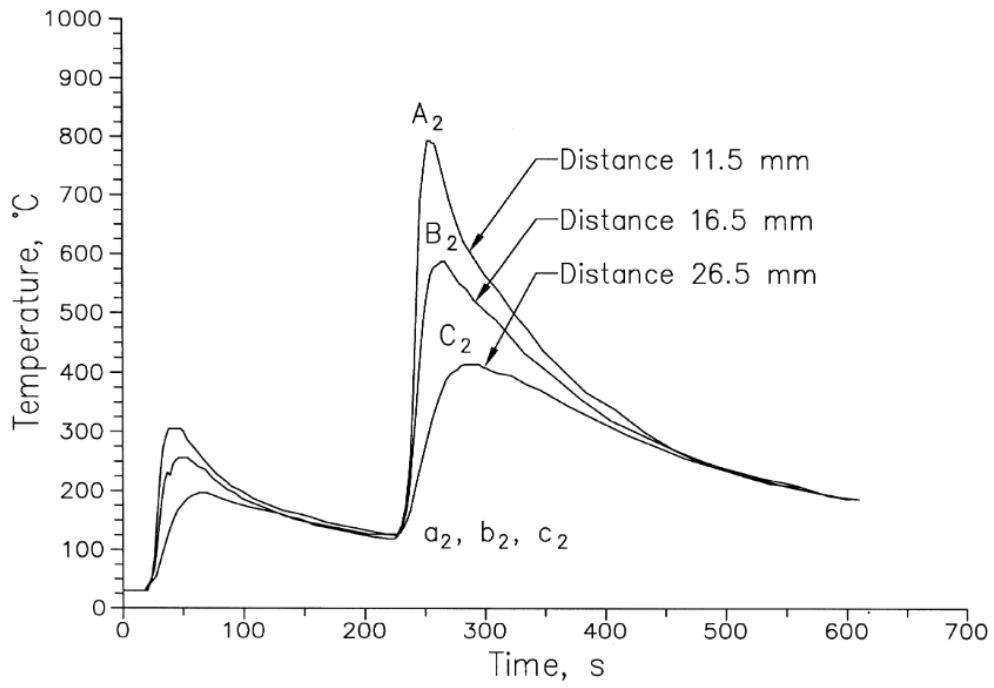


Figure I-43 : Comparaison des résultats de la simulation avec les mesures relevées dans [I.31]

I.4.4. Simulation des contraintes résiduelles – éprouvette soudée bout à bout

I.4.4.1. Présentation du modèle

Nous souhaitons estimer les contraintes résiduelles dans un assemblage multi passes soudé à l'électrode enrobée. Murugan *et al.* [I.31] ne précisant pas les conditions limites de bridage, nous ne pouvons pas comparer nos résultats numériques et leurs mesures de contraintes résiduelles. Pour cette raison, nous avons défini une éprouvette simple, pour un soudage bout-à-bout, permettant la mise en œuvre de deux cycles thermiques et pour laquelle les conditions de bridage sont connues et peuvent donc être modélisées. Cette éprouvette a été présentée dans le paragraphe I.3.2.

Le maillage de l'assemblage soudé est composé d'éléments cubiques à 8 nœuds et pentaédriques à 6 nœuds (voir Figure I-44). La taille du maillage est de 0.5mm dans la zone près du cordon de soudure et de 5mm dans le reste. Ce modèle sera utilisé pour la modélisation thermique ainsi que la modélisation mécanique dans les paragraphes suivants.

Ce maillage prend en compte la qualité de l'assemblage obtenu. En effet, comme précisé dans la partie précédente I.3.2.2 présentant l'éprouvette réalisée, le cordon est irrégulier, avec un manque de pénétration ; des écarts ont de plus été relevés entre les deux plats soudés, probablement dus aux conditions de bridage. Afin de comparer le modèle numérique et l'assemblage réel, nous avons pris en compte ce défaut d'alignement par un décalage des plats de 0.8mm. Ceci conduit à un modèle qui n'est plus symétrique.

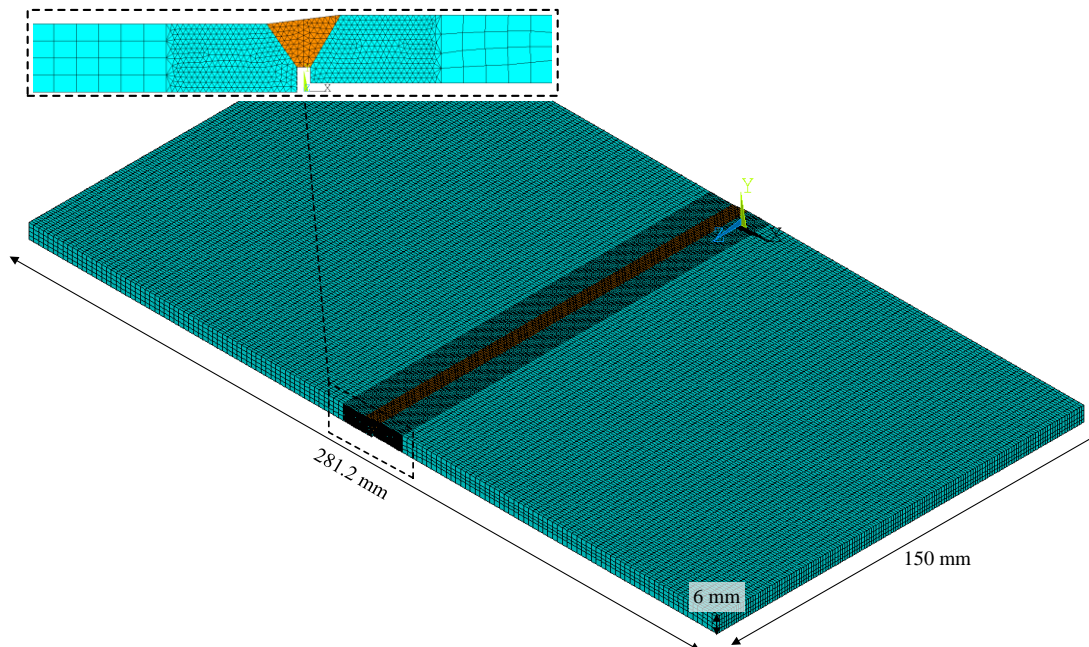


Figure I-44 : Maillage de l'éprouvette soudée bout à bout

1.4.4.2. Modélisation thermique

Nous reprenons les mêmes caractéristiques thermiques que pour l'étude précédente. Les paramètres géométriques de la source de chaleur utilisée dans cette simulation sont : $a = 6$, $b = 6$, $c_f = 6$ et $c_r = 24$.

Le calcul de la simulation thermique est un calcul transitoire. À $t = t_1$, la source de chaleur appliquée sur le modèle éléments finis, le centre des ellipses se trouve à z_1 . Puis, à $t = t_2$, le centre des ellipses se déplace en z_2 (voir Figure I-45). Sachant que $z_i = (v_{el} \times t_i)$, le mouvement de la source de chaleur dépend donc de la vitesse de soudage. Dans cette étude, la vitesse de soudage, v_{el} , est prise égale à 1.4 mm/s.

La procédure de soudage est modélisée à l'aide de la stratégie birth&death qui est basée sur la technologie 'element birth & death' dans ANSYS APDL. Dans cette stratégie, les éléments de soudage sont d'abord désactivés (killed), i.e. leur rigidité est presque nulle et ils ne sont pas inclus dans le calcul. Ces éléments s'activent progressivement avec le mouvement de la source de chaleur. En d'autres termes, les ensembles situés à la même position que la source de chaleur sont activés dans le calcul tandis que les éléments des autres zones restent 'killed' (voir Figure I-45).

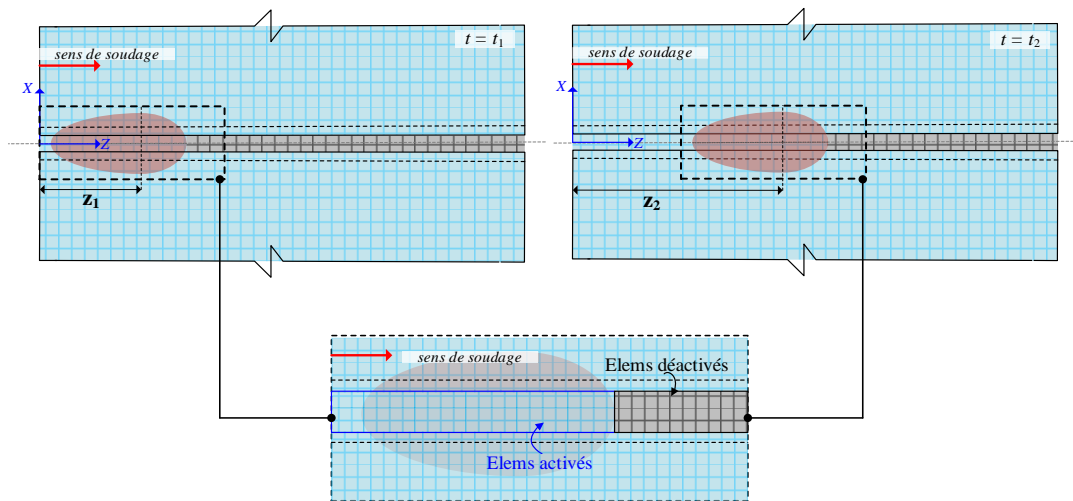


Figure I-45 : Mouvement de la source chaleur

Afin de reproduire la mise en place du procédé de soudage, les étapes du calcul thermique sont les suivantes (voir Figure I-46) :

- Réalisation du soudage 1 : la source de chaleur est appliquée sur le modèle pendant $t_{\text{soudage1}} = 54\text{s}$
- Refroidissement 1 : Aucune source de chaleur n'est appliquée, le modèle est laissé au refroidissement par échange thermique avec l'air pendant $t_{\text{refroid1}} = 90\text{s}$
- Réalisation du soudage 2 : la source de chaleur est appliquée sur le modèle pendant $t_{\text{soudage2}} = 51\text{s}$, le centre de la source de chaleur est positionné à mi-longueur du modèle.
- Refroidissement 2 : le soudage de l'assemblage est terminé, le modèle est en refroidissement pendant $t_{\text{refroid2}} = 1\text{h}5\text{mn}$ jusqu'à ce que la température du modèle atteigne la température de l'air

Comme précédemment, nous considérons un coefficient de convection pour toutes les surfaces du modèle égal à $20 \text{ W/m}^2\text{K}$ (échange thermique avec l'extérieur).

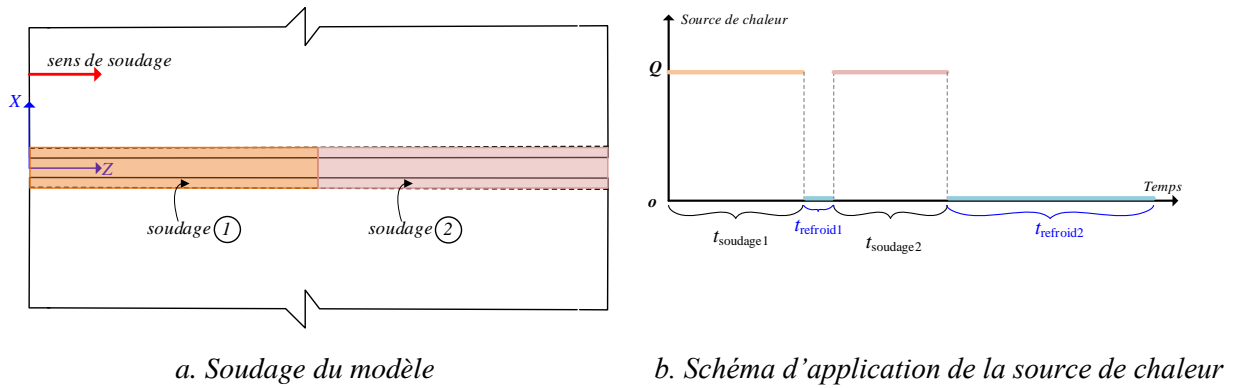


Figure I-46 : Application de la source de chaleur sur le modèle éléments finis

1.4.4.3. Simulation des contraintes résiduelles

Nous considérons de plus que les transformations métallurgiques sont prises en compte dans les courbes de comportement du matériau en fonction de la température. Les coefficients de dilatation thermique des phases, les courbes de module d'Young ainsi que les courbes contraintes-déformation, toutes fonctions de la température sont extraites de la thèse de Depradeux [I.44]. La courbe contrainte-déformation à 20° est quant à elle issue d'essais de traction de l'acier A. L'ensemble de ces données est présenté en Annexe I-4. Le champ de température issu de la simulation thermique est appliqué sur le modèle mécanique en tant que sollicitations externes. Le modèle a été fixé en bas et en haut de la tôle comme indiqué à la Figure I-47.

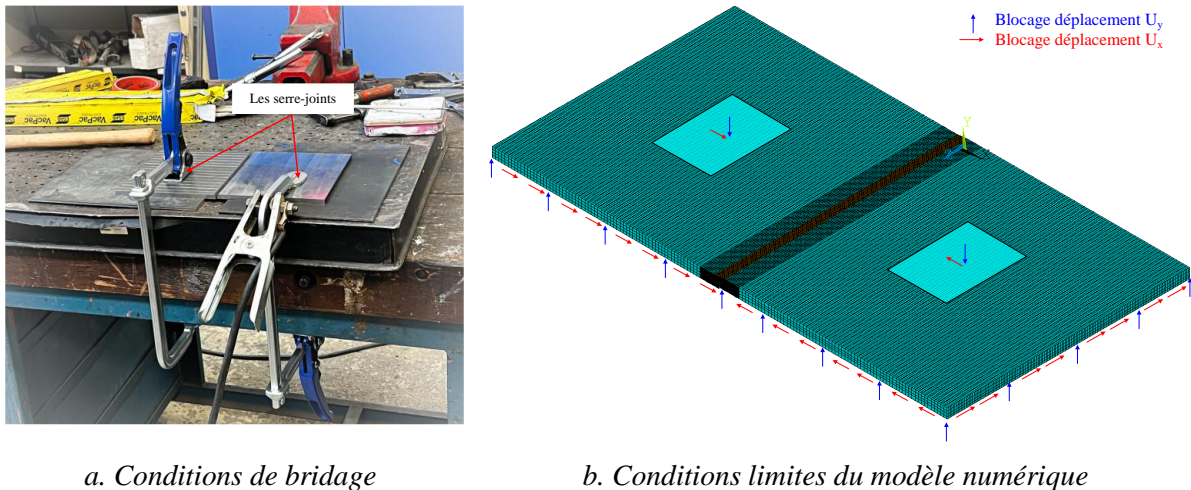


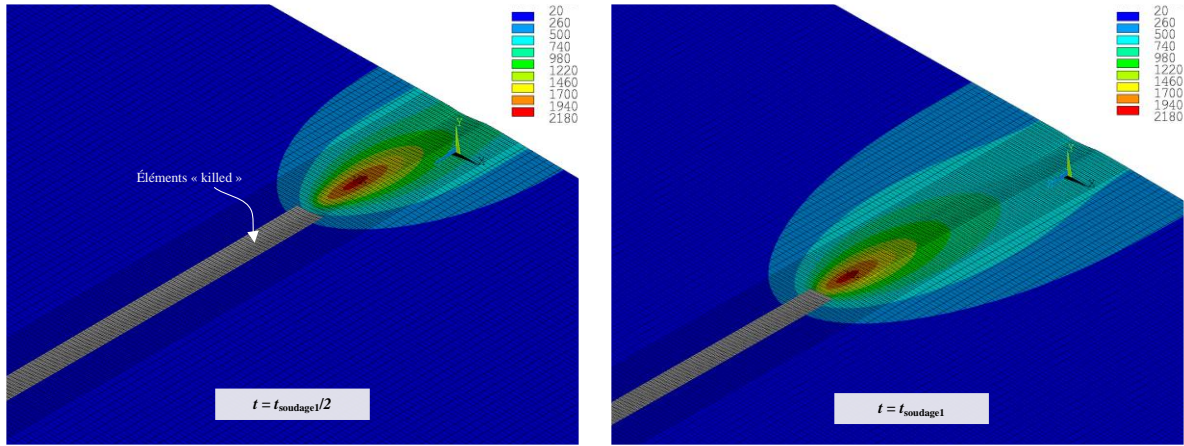
Figure I-47 : Conditions limites du modèle mécanique

1.4.4.4. Analyse des résultats

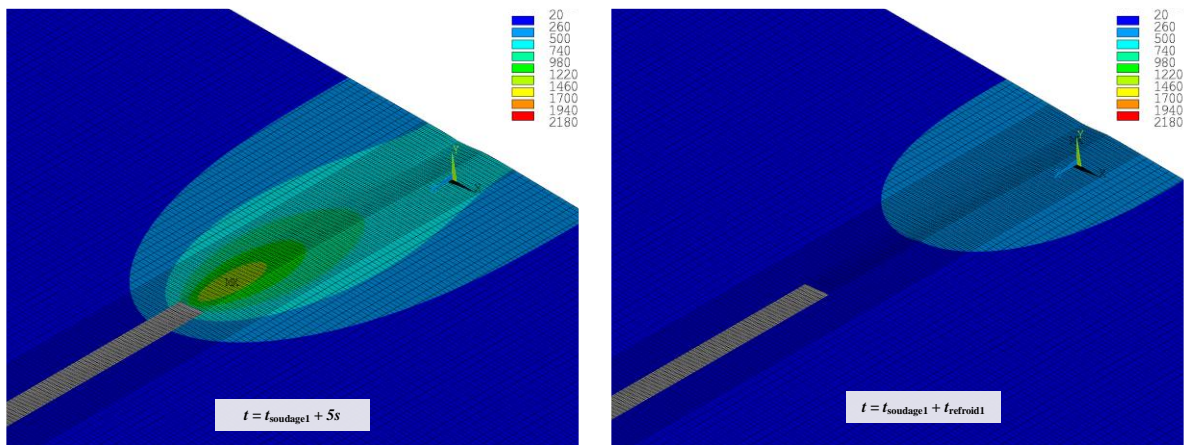
1.4.4.4.a. Analyse des résultats thermiques

Les résultats du calcul thermique sont présentés dans ce paragraphe. L'évolution de la température au cours du soudage est présentée à la Figure I-48. Pendant le soudage 1, la source de chaleur avance jusqu'à mi-longueur de la pièce (voir Figure I-48-a). Puis, la pièce est refroidie pendant t_{refroid1} . À la fin

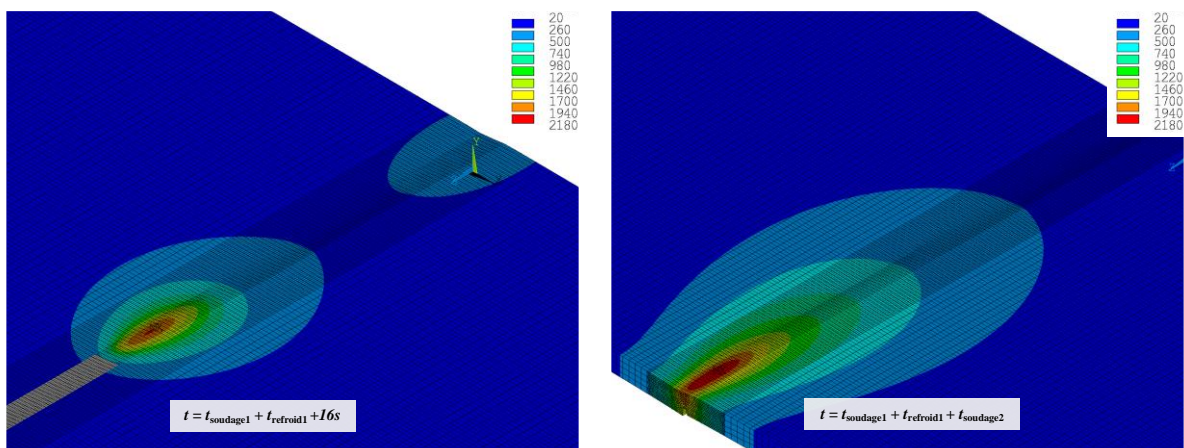
de ce refroidissement, les températures descendent à 240 °C (voir Figure I-48-b). Ensuite, la pièce est réchauffée et le soudage est complété jusqu'à 150 mm (voir Figure I-48-c). À la fin, la pièce est refroidie pendant $t_{\text{refroid}2}$ jusqu'à ce que la température descende à 20°C.



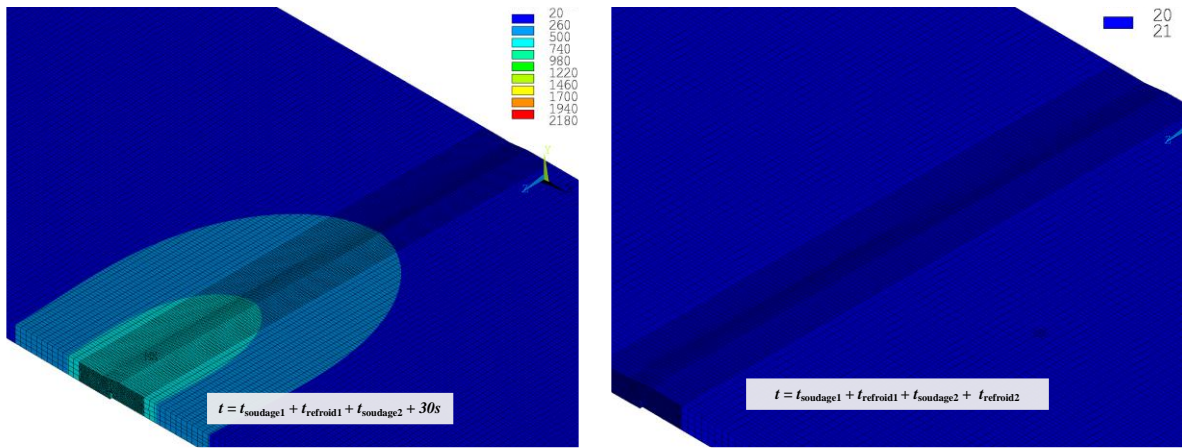
a. Températures pendant le soudage 1



b. Températures pendant le refroidissement du soudage 1



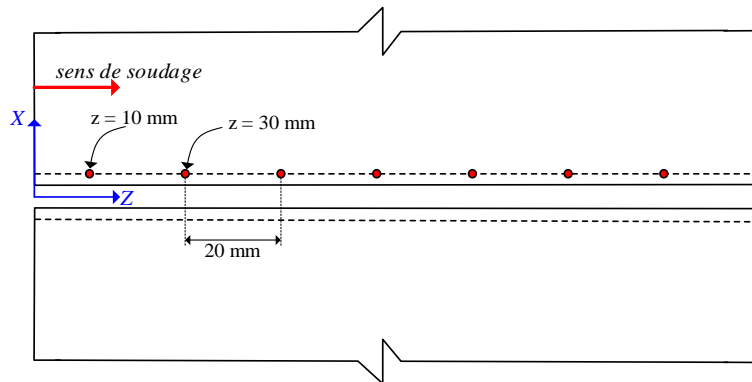
c. Températures pendant le soudage 2



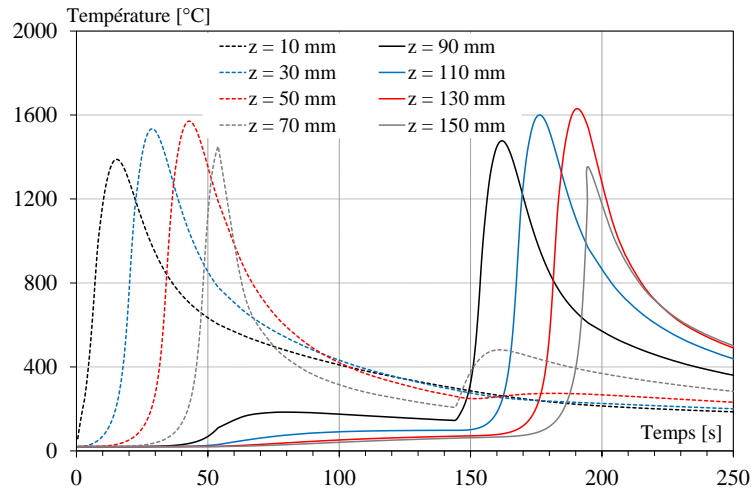
d. Température pendant la phase de refroidissement du soudage 2

Figure I-48 : Evolution de la température au cours du soudage

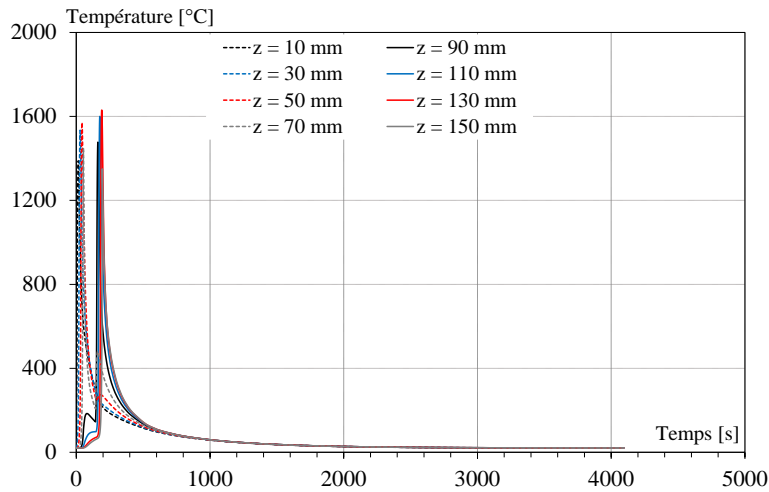
La Figure I-49 présente les évolutions de la température en fonction du temps sur différents points de la surface supérieure. La première courbe noire en pointillé présente par exemple l'évolution de la température à $z = 10$ mm. Sur cette courbe, on voit que la température augmente progressivement jusqu'à atteindre la température maximum à 8s où le centre de la source de chaleur est proche de $z = 10$ mm. Puis, la température descend lentement vers une température constante, car la source de chaleur a dépassé ce point. Cette même allure est observée pour les courbes de $z = 30$ mm, $z = 50$ mm et $z = 70$ mm. Les températures des courbes de $z = 110$ mm, 130 mm et 150 mm, augmentent légèrement pendant 150s (influence du premier soudage), puis elles montent rapidement (effet du deuxième soudage) avant de refroidir. On observe ainsi que la température maximale des courbes du soudage 2 est légèrement supérieure à celle du soudage 1, car la pièce est chauffée avant la réalisation du soudage 2. La Figure I-49 présente les évolutions de la température pendant toute la durée du soudage et du refroidissement. À la fin du calcul complet, les températures atteignent la température ambiante (20°C).



a. Coordonnées des points



b. Évolution de la température pendant 250s

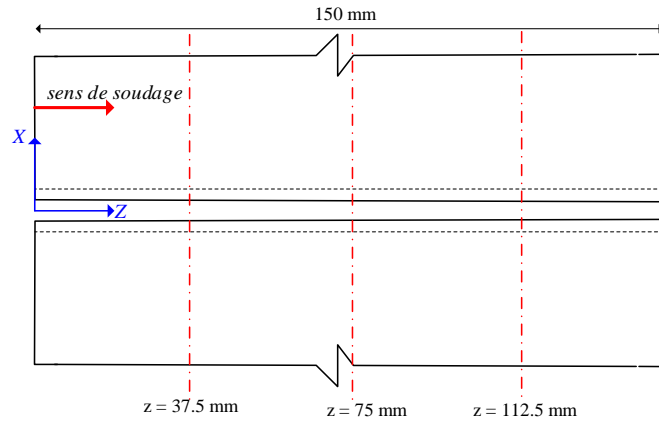


c. Évolution de la température pendant la durée du soudage et du refroidissement

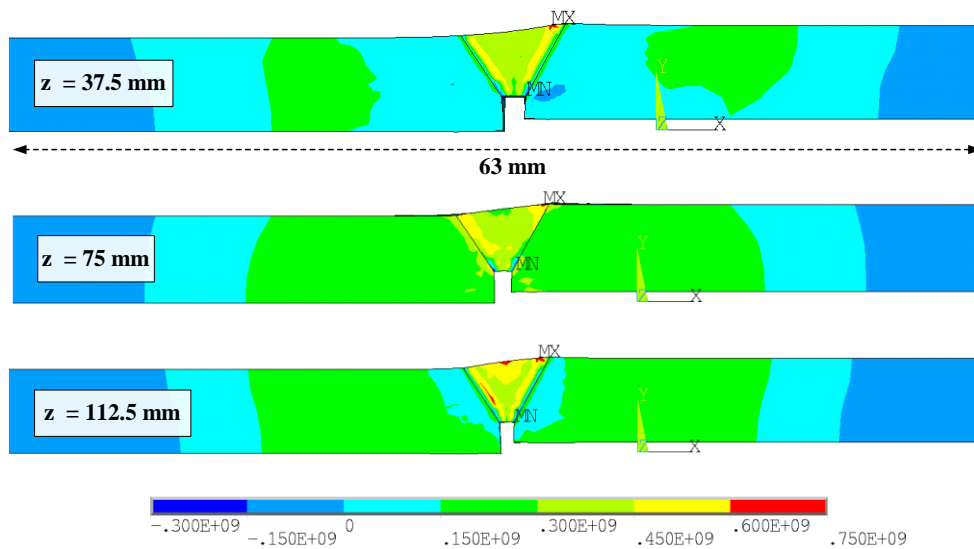
Figure I-49 : Evolution de la température à mi-longueur de la pièce

I.4.4.4.b. Analyses des résultats des contraintes résiduelles

La Figure I-50 présente la cartographie des contraintes longitudinales (contrainte dans le sens du soudage) sur la surface à 1/4, 1/2 et au 3/4 de la longueur. Ces contraintes sont relevées après refroidissement complet. La distribution de σ_{zz} dans les trois profils est similaire. Les contraintes normales sont positives (traction) dans la zone de soudage (ZF et ZAT) et à 20mm du cordon. Par contre, à partir de 20mm, ces contraintes sont négatives (compression). La contrainte maximale est concentrée dans le cordon soudure et à l'interface du cordon soudure et du métal de base.



a. Lignes de mesure des contraintes résiduelles



b. Cartographie de la contrainte σ_{zz}

Figure I-50 : Distributions de contraintes résiduelles longitudinales

La Figure I-51 montre la comparaison de la cartographie des contraintes longitudinales de la simulation numérique et de la mesure par la méthode du contour exposée dans la section I.3.2.4. Nous observons que le modèle numérique ne reproduit pas les concentrations de contraintes en pied de cordon dues au manque de pénétration. L'ordre de grandeur des contraintes calculées est néanmoins compatible avec les contraintes mesurées. Compte tenu de l'irrégularité des cordons due au procédé utilisé, et implicitement de la pénétration non constante le long des 150 mm de longueur, la comparaison de la simulation numérique avec la mesure expérimentale reste délicate.

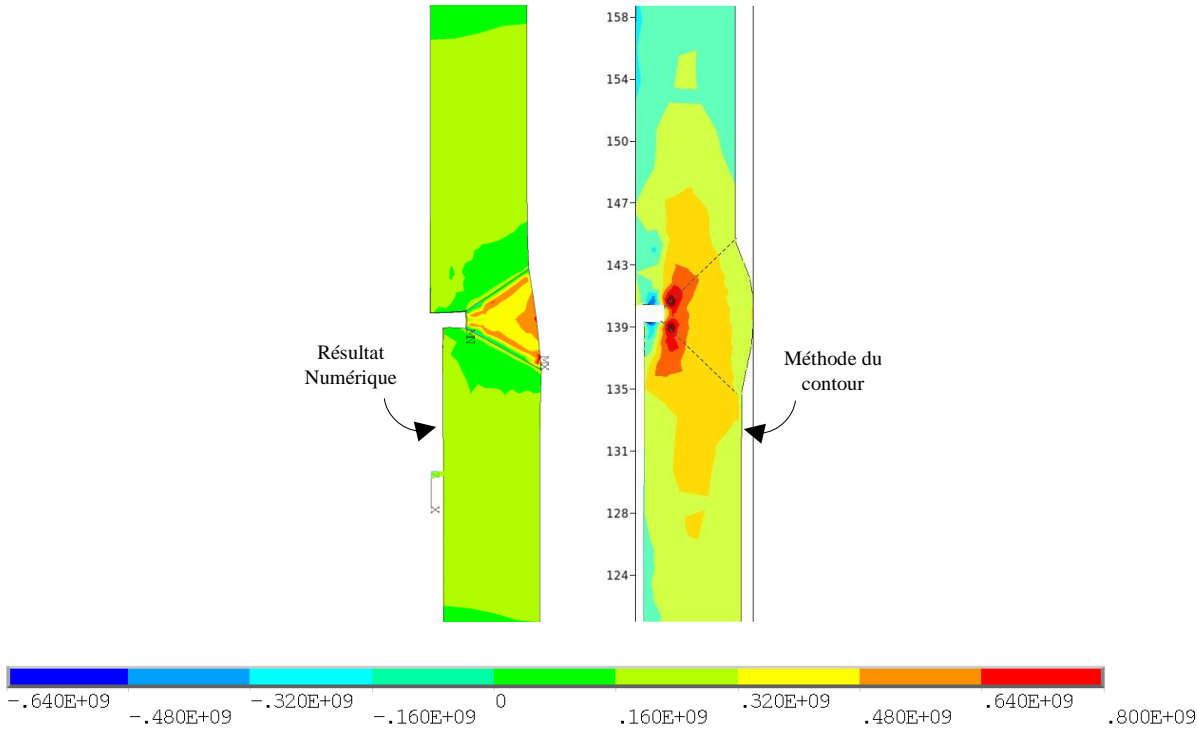


Figure I-51 : Contraintes longitudinales du modèle numérique et de la mesure par méthode du contour exprimées en Pa

1.4.5. Simulation d'un assemblage soudé par cordon d'angle sollicité en traction

1.4.5.1. Présentation du modèle

Dans ce paragraphe, un modèle de calcul par éléments finis est proposé afin de simuler le procédé de soudage sur un assemblage par double cordons d'angle (voir Figure I-52). La géométrie du modèle respecte les dimensions de l'éprouvette présentée dans la section I.3.3. Dans ce modèle, le maillage est composé d'éléments cubiques à 8 nœuds et pentaédriques à 6 nœuds. Afin d'optimiser le temps de calcul les tailles du maillage sont prises égales à 0.5 mm pour les éléments du cordon soudure, 1 mm pour les éléments dans la zone proche du cordon et 2 mm pour le reste du modèle. La succession des deux cordons pouvant générer des déformations d'ensemble (torsion de l'assemblage), le maillage est effectué sur le modèle complet.

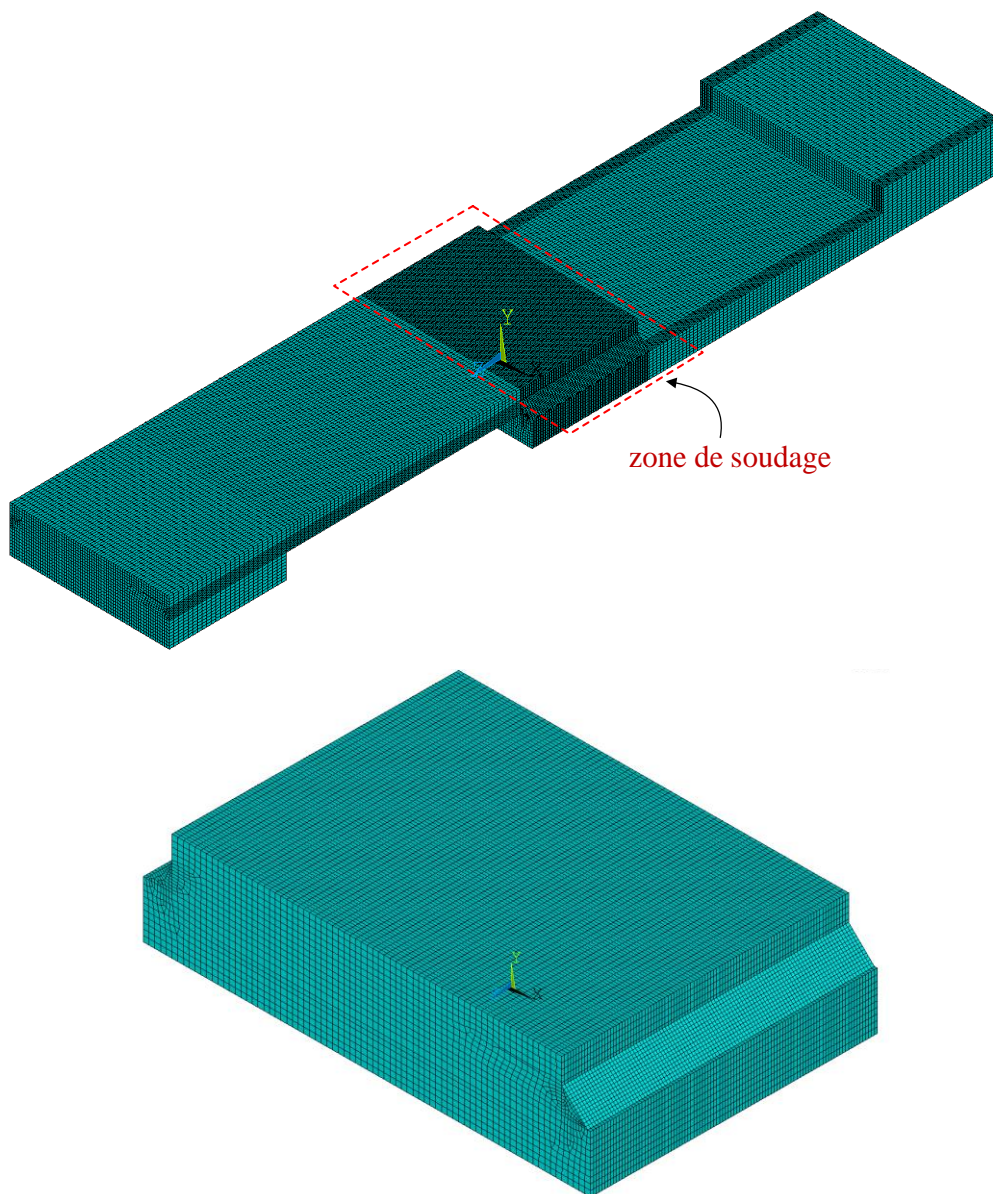


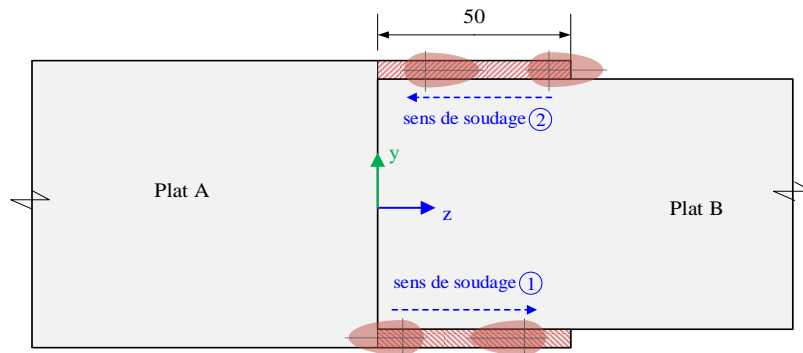
Figure I-52 : Maillage de l'assemblage par soudure d'angle

1.4.5.2. Modélisation thermique

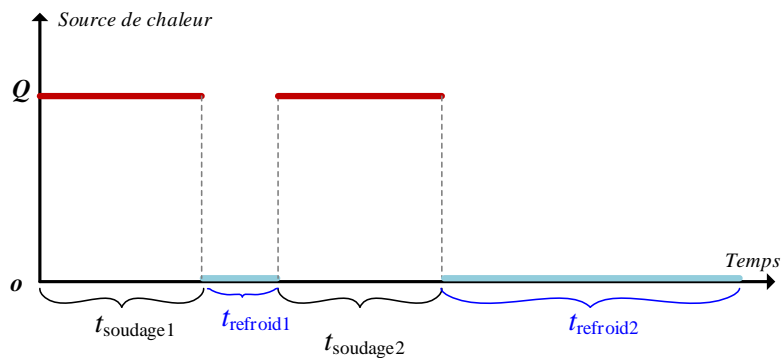
Les caractéristiques thermiques du matériau dans ce calcul sont les mêmes que celles présentées dans la section précédente (voir § I.4.4.2), car cette éprouvette est extraite du même acier que l'éprouvette soudée bout à bout. L'énergie ainsi que la vitesse de soudage sont identiques à celles utilisées dans le modèle précédent (voir §I.4.4.2). En outre, les paramètres géométriques de la double ellipse sont modifiés et sont : $a = 4.5$, $b = 4.5$, $c_f = 4.5$ et $c_r = 18$. La procédure de soudage est modélisée à l'aide de la stratégie 'Birth&Death' dans ANSYS APDL. Le détail de cette procédure est décrit dans le §I.4.4.2. Le mouvement de la source de chaleur est le suivant (voir Figure I-53) :

- Réalisation du soudage 1 : la source de chaleur est appliquée sur le modèle pendant $t_{\text{soudage1}}=34\text{s}$, le sens d'avancement de la source de chaleur (sens de soudage) est suivant l'axe Z, dans le sens des z positifs.
- Refroidissement 1 : Aucune source de chaleur n'est appliquée, le modèle est laissé au refroidissement (échange thermique avec l'air) pendant $t_{\text{refroid1}} = 80\text{s}$.
- Réalisation du soudage 2 : la source de chaleur est appliquée sur le modèle pendant $t_{\text{soudage2}}=34\text{s}$, le sens de soudage 2 est suivant l'axe Z, dans le sens des z négatifs.
- Refroidissement 2 : le soudage est terminé. Le modèle numérique est laissé au refroidissement pendant $t_{\text{refroid2}} = 1\text{h}5\text{mn}$ jusqu'à ce que la température du modèle atteigne la température de l'air.

En ce qui concerne les conditions limites thermiques, l'échange par convection est considéré avec un coefficient de $20 \text{ W/m}^2\text{K}$.



a. Schéma d'avancement de la source de chaleur



b. Schéma d'application de la source de chaleur

Figure I-53 : Application de la source de chaleur sur l'éprouvette soudée d'angle

1.4.5.3. Simulation des contraintes résiduelles

Les données du comportement du matériau en fonction de la température sont des paramètres indispensables dans le calcul des contraintes résiduelles. Dans cette étude, ces données sont les mêmes que dans l'étude de l'assemblage soudé bout à bout (voir §I.4.4). Le champ de température qui est obtenu à l'aide de la simulation thermique est appliqué sur le modèle mécanique en tant que sollicitation externe. En termes de conditions limites, le modèle est fixé latéralement et le contact entre les deux plats (plat A et plat B) est assuré grâce à la mise en place de la pince (voir Figure I-54).

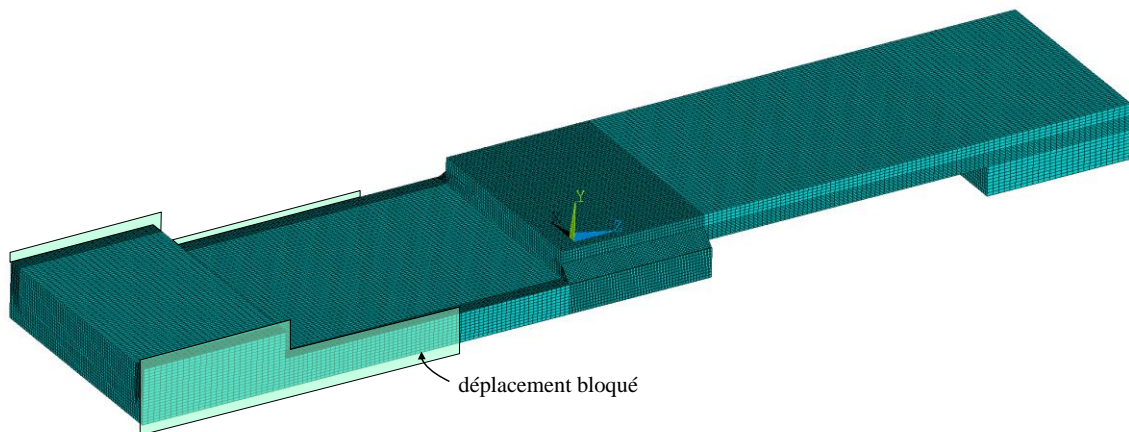


Figure I-54 : Conditions limites du modèle de calcul des contraintes résiduelles

1.4.5.4. Modélisation de l'éprouvette sous un effort de traction

Dans ce paragraphe, nous nous intéressons au calcul de la résistance de l'éprouvette sous un effort de traction. Avec la géométrie choisie, les cordons seront sollicités en cisaillement-flexion tout comme les cordons de renforcement des assemblages de longeron sur pièce de pont soumis à un moment de flexion. Cette simulation prend en compte les contraintes résiduelles issues du procédé de soudage. Dans ce calcul, les conditions limites du modèle (§I.3.3.2) sont les suivantes :

- Le modèle est fixé en extrémité (voir Figure I-55)
- Le déplacement est imposé à une extrémité
- Le contact entre les deux plats n'est pas assuré

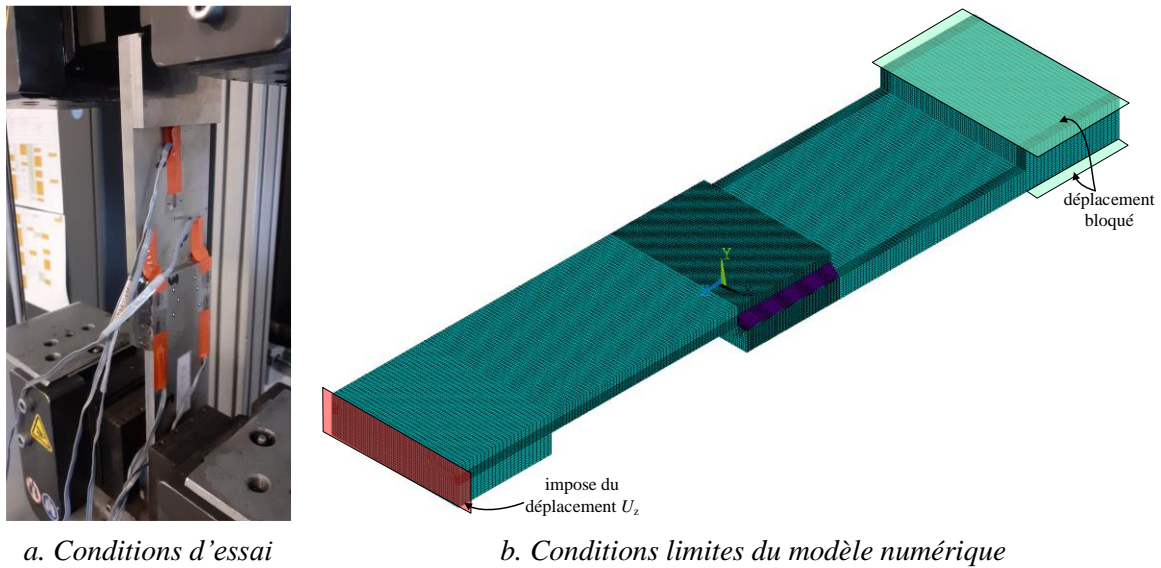


Figure I-55 : Conditions limites du modèle de calcul lors de l'application d'un effort de traction

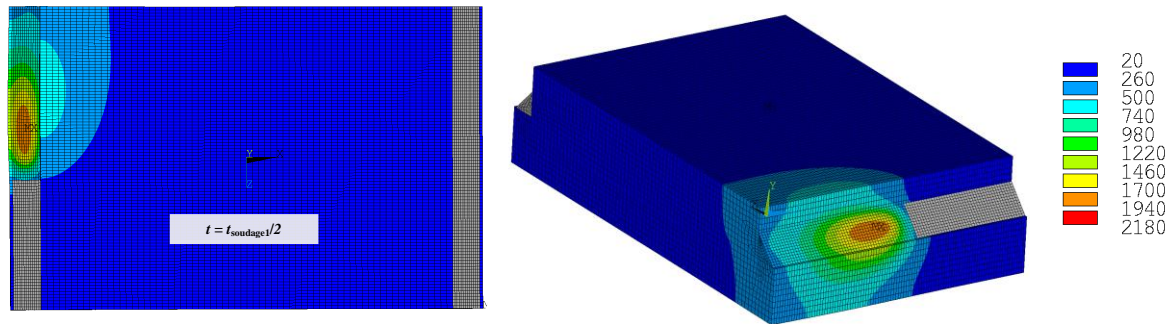
Le paragraphe I.3.3.4 présente les 8 essais effectués sur des éprouvettes composées de différents aciers, (aciers A, B, C et acier moderne S235). Dans un premier temps, la simulation numérique est menée en utilisant les propriétés de l'acier A.

Le paragraphe suivant présente des résultats obtenus lors des simulations numériques. Les résultats du calcul thermique seront présentés dans le paragraphe I.4.5.5.a. Les résultats de la mesure des contraintes résiduelles ainsi que la comparaison avec les mesures expérimentales seront discutés dans le paragraphe I.4.5.5.b. Le paragraphe I.4.5.5.c présente la comparaison avec les résultats de l'essai sur le spécimen composé de l'acier A. Enfin, la comparaison des résultats pour les différents aciers sera discutée dans le paragraphe I.4.5.5.d.

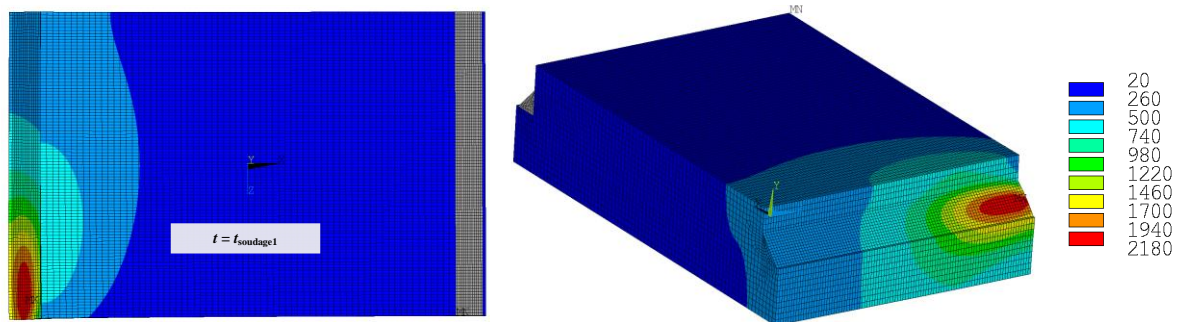
I.4.5.5. Analyse des résultats

I.4.5.5.a. Résultats du calcul thermique

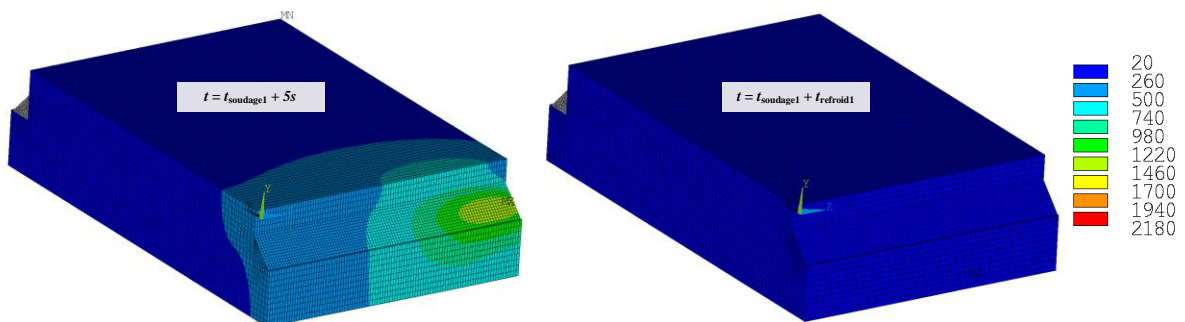
L'évolution de la température dans la zone de soudage est présentée à la Figure I-56. Pendant le soudage 1, la source de chaleur avance petit à petit jusqu'à t_{soudage1} . La distribution de la température est observée sur la Figure I-56-a & b. Puis, la pièce est refroidie à l'air ambiant pendant t_{refroid1} , la température maximum à la fin de ce premier refroidissement atteint 260° . Ensuite, la pièce subit un autre cycle thermique de l'autre côté, c'est le soudage 2. Ce deuxième soudage dure t_{soudage2} et finalement, la pièce est laissée au refroidissement à l'air ambiant pendant 1h5mn jusqu'à ce que les températures atteignent la température de l'air.



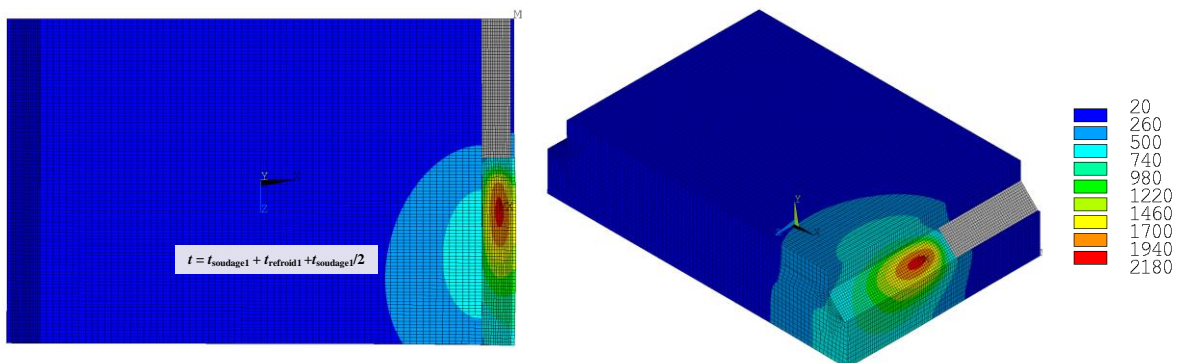
a. Température pendant le soudage 1



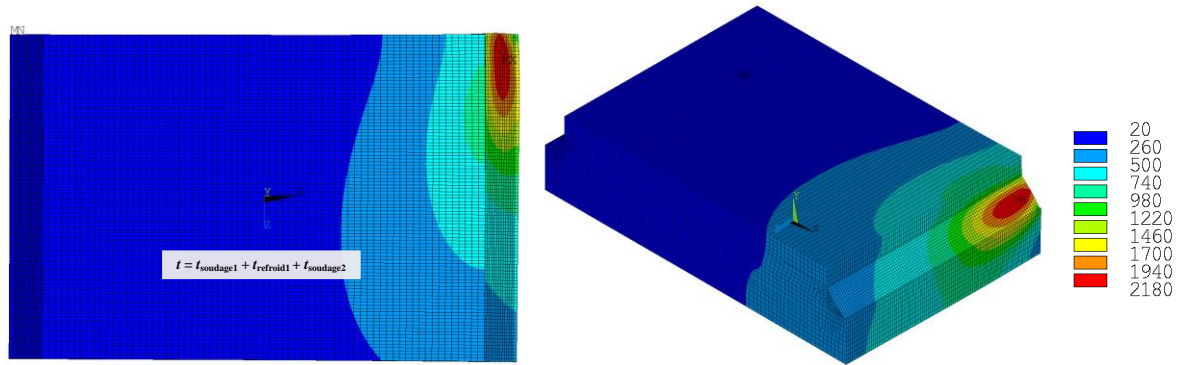
b. Température à la fin du soudage 1



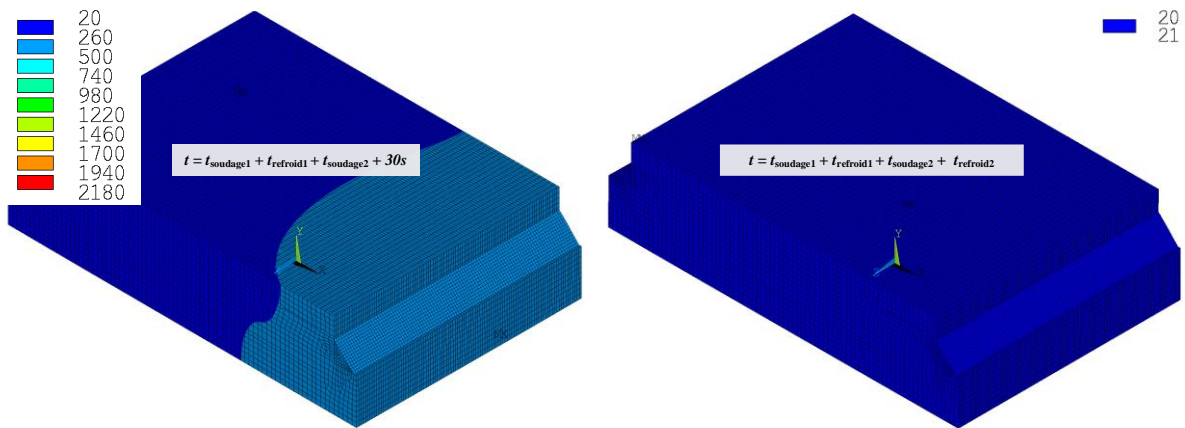
c. Température pendant, et à la fin du refroidissement 1



d. Température pendant le soudage 2



e. Température à la fin du soudage 2

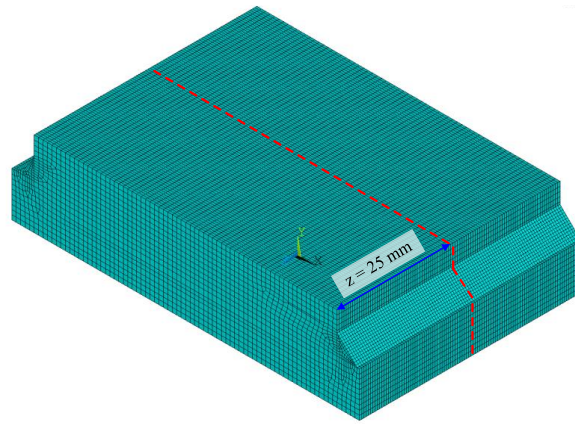


f. Température après 30s et à la fin du refroidissement

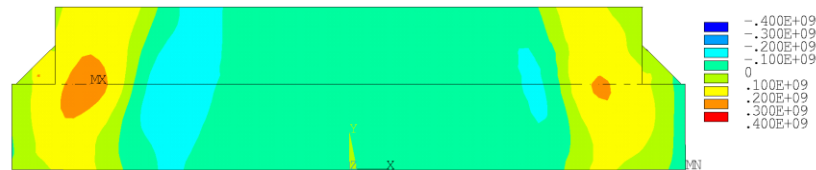
Figure I-56 : Evolution de la température au cours du soudage en °C

I.4.5.5.b. Résultats du calcul des contraintes résiduelles

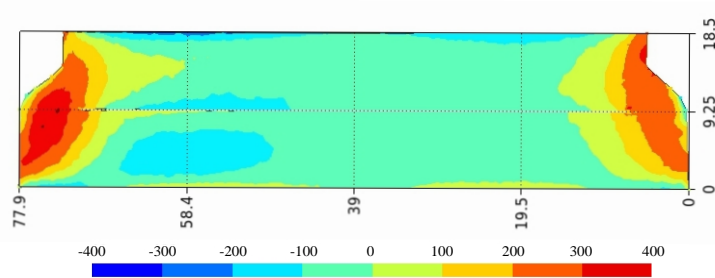
La Figure I-57 présente la comparaison de la cartographie de la contrainte longitudinale σ_{zz} calculée sur la surface à $z = 25$ mm (c'est-à-dire à mi-longueur des cordons) avec celle obtenue par la méthode du contour. Les deux résultats montrent que les contraintes longitudinales maximum se trouvent autour du cordon soudure. Les extrémités de la pièce sont en traction alors que les contraintes sont en compression au centre. Selon ces cartographies, la répartition des contraintes n'est pas symétrique ce qui traduit l'influence du soudage 1 sur le soudage 2.



a. Section choisie pour analyser la distribution des contraintes résiduelles



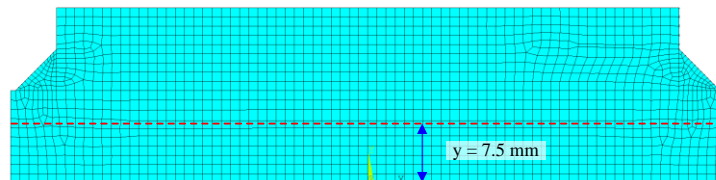
b. Résultats des simulations numériques en Pa



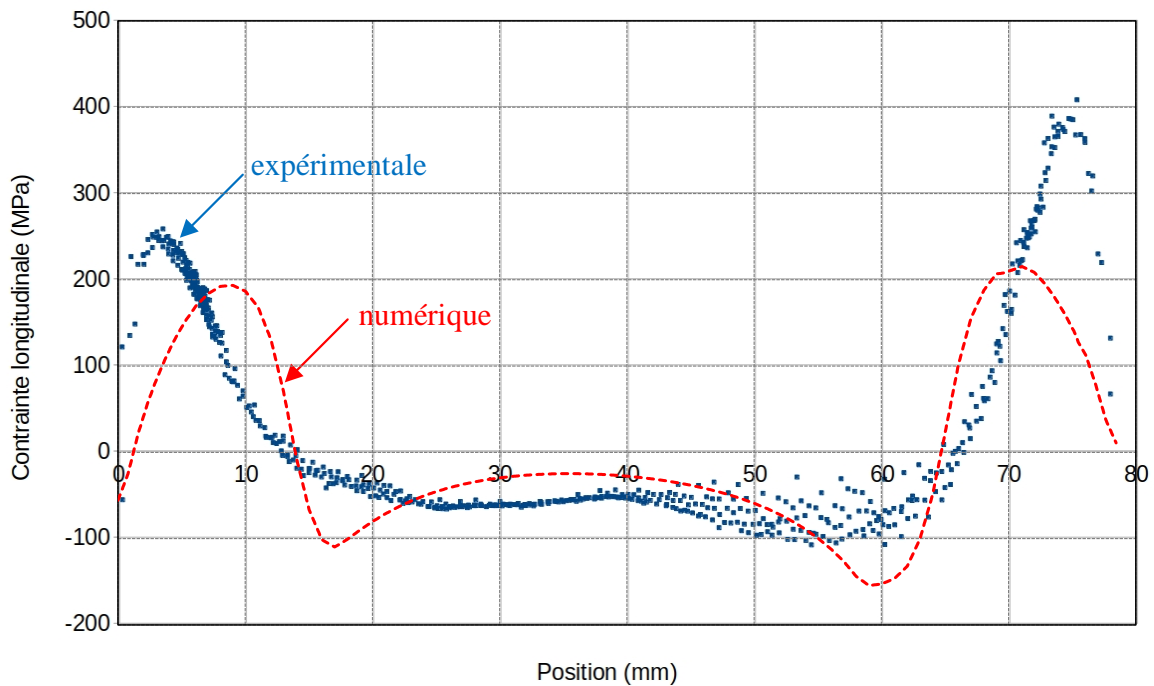
c. Résultats de la mesure par méthode du contour en MPa

Figure I-57 : Comparaison des contraintes longitudinales au niveau de la section $z = 25 \text{ mm}$

Dans ce paragraphe, la distribution des contraintes longitudinales à l'ordonnée $y = 7.5 \text{ mm}$ est exploitée afin de comparer plus précisément les deux résultats. La Figure I-58 montre la comparaison de ces deux résultats (simulation numérique et extraction de la cartographie obtenue par la méthode du contour). Nous observons que les contraintes de traction mesurées sont plus élevées que celles obtenues par simulation numérique. De plus, les contraintes de compression mesurées sont plus faibles que celles obtenues par simulation numérique. Globalement, les deux résultats présentent néanmoins des profils similaires ce qui est satisfaisant compte tenu de la simplicité du modèle numérique utilisé.



a. Ligne pour le tracé des contraintes longitudinales

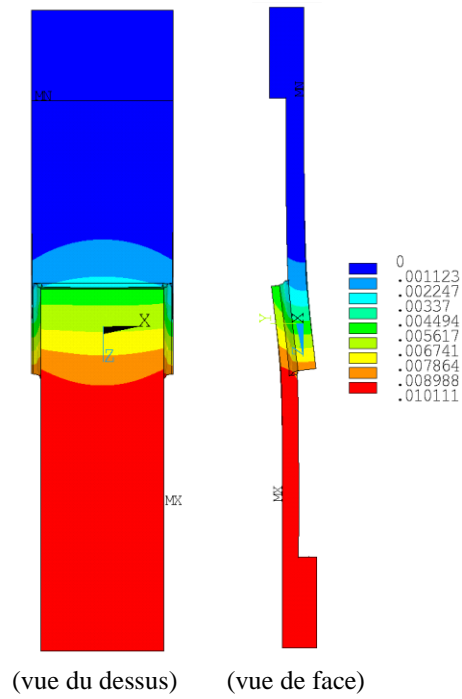


b. Distribution des contraintes longitudinales

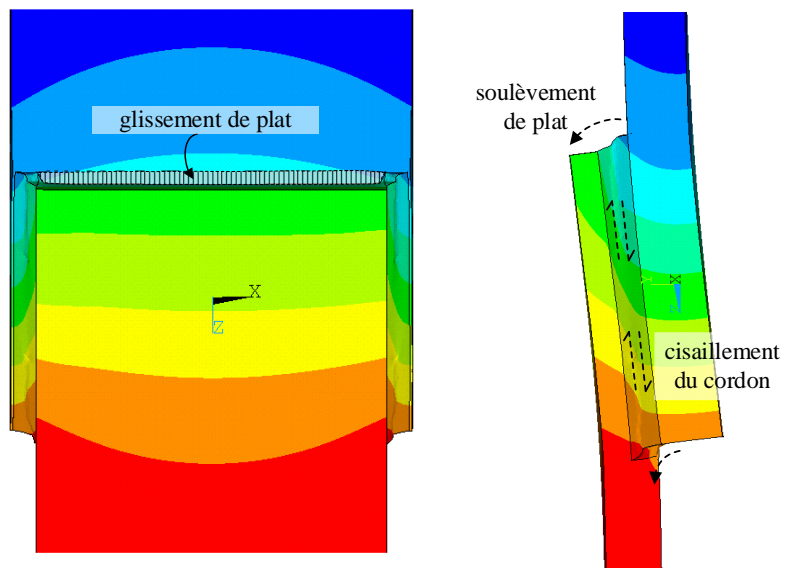
Figure I-58 : Comparaison de la distribution des contraintes longitudinales pour $y = 7.5\text{mm}$

I.4.5.5.c. Résultats du calcul sous un effort de traction

La Figure I-59 présente la déformation de l'éprouvette sous un effort de traction. La déformation est plus importante dans le plat A, car son épaisseur égale à 9 mm est plus faible que celle du plat B de 10mm d'épaisseur. Dans la zone de soudage, le glissement entre le plat A et le plat B est observé (voir Figure I-59-b). L'effet du cisaillement est également observé dans le cordon soudure. Le critère de ruine proposé dans ce modèle consiste à désactiver les éléments dont les déformations dépassent 85% de sa déformation ultime ε_u (voir Annexe I-4). Cette approche facilite la convergence du modèle et permet de prédire la zone de rupture de manière précise. La Figure I-60 montre en effet les zones de concentration de contraintes aux extrémités des cordons. Les éléments gris symbolisent les éléments désactivés. Cette localisation correspond bien au mode de rupture constaté au niveau de toutes les éprouvettes testées. Le modèle numérique fournit donc à une bonne prédiction du comportement de l'éprouvette sous un effort de traction.

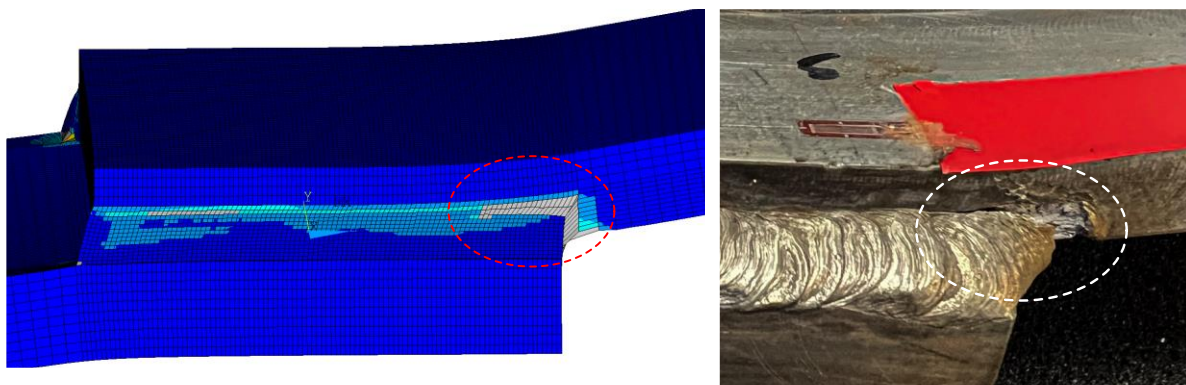


a. Configuration déformée de l'éprouvette

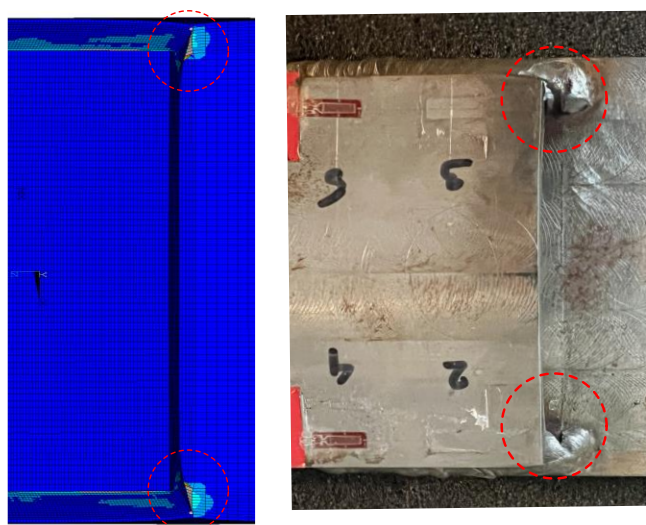


b. Champs de déplacement dans la zone de soudage

Figure I-59 : Configuration déformée de l'éprouvette par cordon d'angle sous un effort de traction



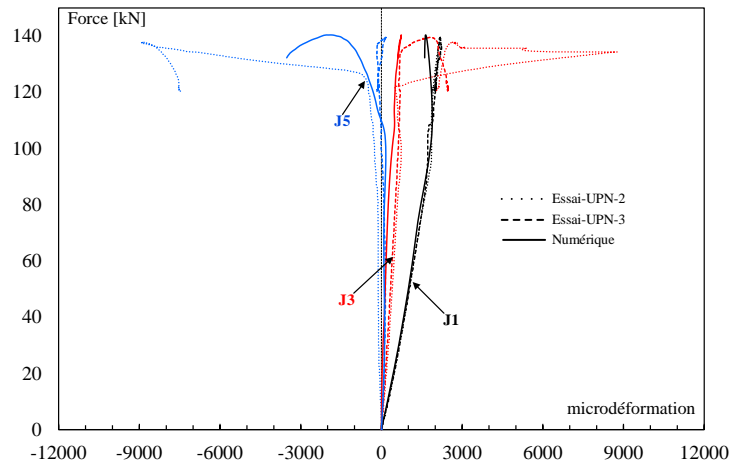
a. Vue de face



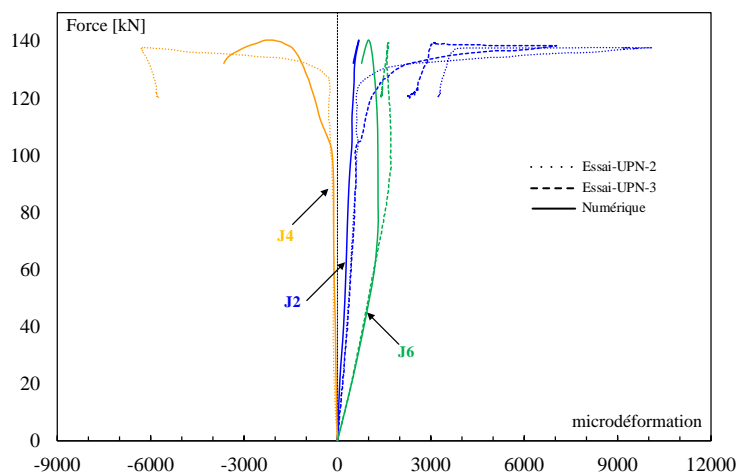
b. Vue de dessus

Figure I-60 : Ruine du modèle numérique et des essais : Rupture aux extrémités du cordon.

La comparaison de l'évolution des déformations calculées et mesurées expérimentalement est présentée à la Figure I-61. Les résultats de l'essai UPN-1 ne sont pas inclus dans la comparaison car cette éprouvette présente des défauts difficiles à prendre en compte dans le modèle numérique. La charge maximale du modèle numérique est égale à 137kN, très proche de celle d'UPN-2 et d'UPN-3, 137.8 kN et 139.5 kN respectivement. La pente élastique est bien estimée par la simulation numérique. La non-linéarité du modèle numérique et des essais est constatée pour un chargement se situant dans une gamme d'effort comprise entre 100 et 120kN.



a. Jauges J1, J3 et J5



b. Jauges J2, J4 et J6

Figure I-61 : Comparaison des déformations mesurées et calculées pour les éprouvettes UPN-2 et UPN-3.

En complément, la Figure I-62 montre l'évolution des déformations lors de l'application de l'effort de traction, avec et sans prise en compte des contraintes résiduelles dans le calcul numérique. D'après cette comparaison, nous observons que sans prise en compte des contraintes résiduelles, les déformations dans la zone soudée (J2&J3 – J4&J5) sont très proches. En revanche, en prenant en compte les contraintes résiduelles dans le calcul, les déformations sont différentes entre J2&J3 et J4&J5. Ce résultat montre la contribution des deux cycles thermiques dans le comportement mécanique d'ensemble. Les contraintes résiduelles contribuent ainsi à l'effet de torsion observé expérimentalement. Cependant, dans les deux cas (avec et sans prise en compte des contraintes résiduelles dans le calcul), la ruine des deux modèles (déformation totale dépasse 85% de la déformation ultime) s'est produite à l'extrémité des cordons soudure. La charge maximum des deux calculs est par ailleurs très proche ce qui montre que les effets du soudage n'ont pas beaucoup d'influence sur la résistance ultime de l'éprouvette. Ils peuvent en revanche fragiliser l'éprouvette au niveau du cordon sous une sollicitation non monotone compte tenu des déformations calculées après soudage (voir Figure I-63).

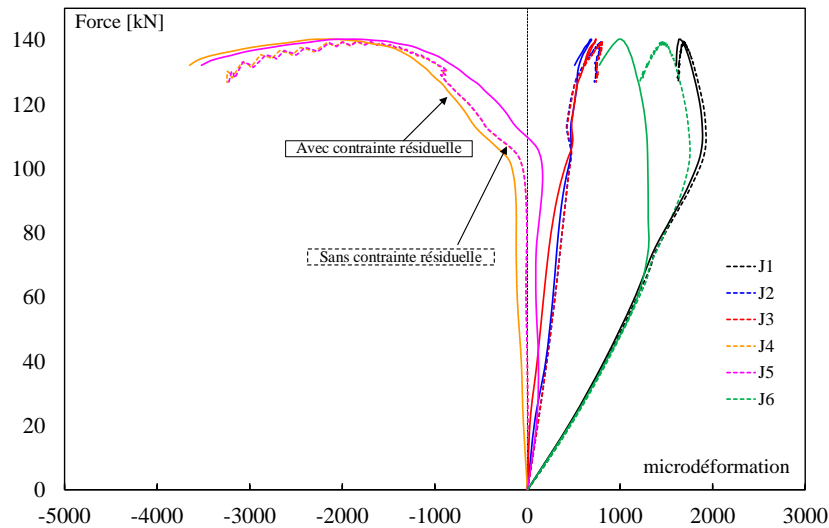


Figure I-62 : Comparaison avec/sans contraintes résiduelles

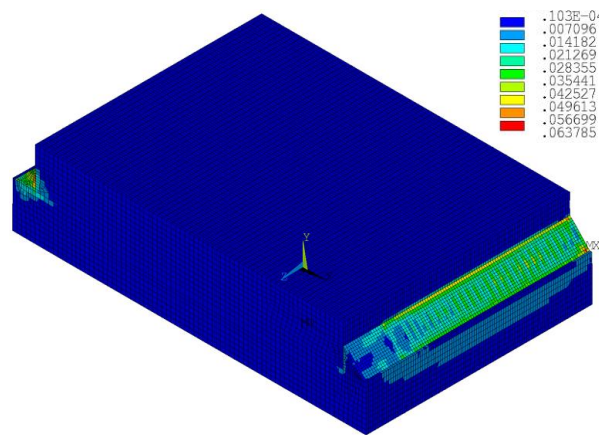


Figure I-63 : Déformations dans l'éprouvette à la fin du procédé de soudage

1.4.5.5.d. Comparaison des résultats de différents aciers

Dans ce paragraphe, une comparaison est établie entre les résultats numériques des assemblages soudés composés des aciers A, C et E (moderne S235). La Figure I-64 présente les courbes force-déplacement de ces différents assemblages. Selon cette figure, le comportement linéaire des assemblages est similaire. La charge maximale pour les assemblages D et E est égale à 165 kN et 162 kN respectivement, ce qui est supérieure à celle de l'assemblage A, évaluée à 140 kN. Les assemblages A et E atteignent leur limite entre domaine élastique et plastique pour un effort compris entre 75 et 80 kN. En revanche, l'acier D atteint cette limite pour un effort compris entre 90 et 100 kN. Les assemblages A et D présentent un comportement plastique similaire, plus souple que l'assemblage E en raison de la présence de plateaux significatifs dans leurs courbes contrainte – déformation des aciers (voir Annexe I-4). Globalement, la ruine a lieu au niveau des soudures (voir Figure I-65). La comparaison des résultats numériques et expérimentaux des déformations est présentée en Annexe I-5. Cette annexe montre que la simulation numérique surestime la charge à la ruine. Cette surestimation met en évidence un écart significatif entre les résultats numériques et expérimentaux. Cette observation souligne l'importance d'une calibration

plus précise des modèles de simulation numérique qui peuvent néanmoins être utilisés pour mettre en œuvre un protocole de soudage ayant pour objectif de minimiser les contraintes résiduelles.

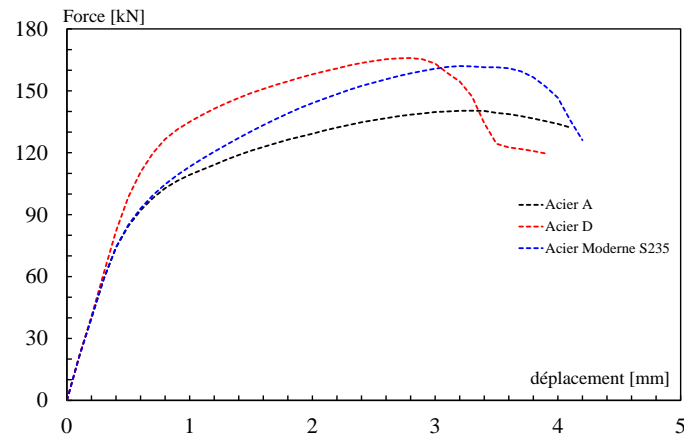


Figure I-64 : Comparaison des courbes force – déplacement de différents aciers

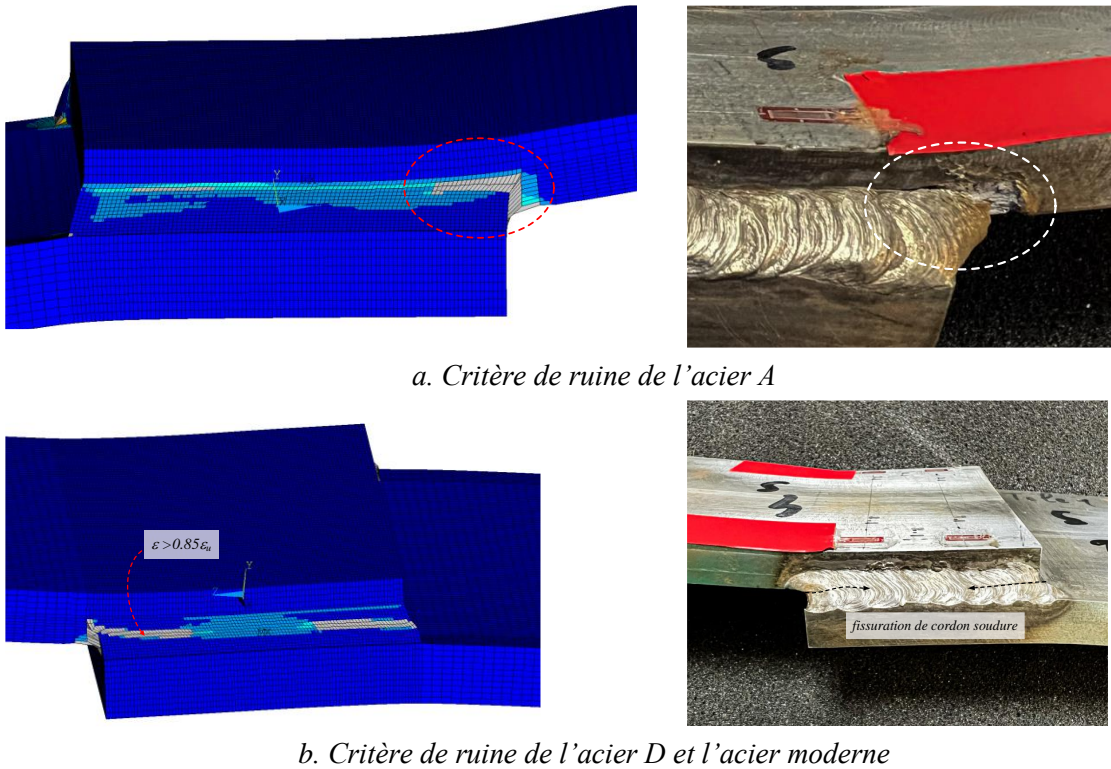


Figure I-65 : Spécimens à la ruine

1.5. Conclusion

Dans ce chapitre, une étude de la soudabilité d'aciers anciens du réseau de la RATP a été effectuée. Une fois la soudabilité examinée, nous nous sommes intéressés aux conséquences d'une opération de soudage sur les contraintes résiduelles dans l'assemblage. Cette étude se base sur l'utilisation du procédé de soudage à l'arc à l'électrode enrobée, procédé très utilisé en construction métallique, en particulier sur chantier.

La soudabilité de quatre aciers différents est étudiée à l'aide de la formule du carbone équivalent (CE) proposée par l'International Institute of Welding (IIW). Étant donné leurs compositions chimiques similaires, les calculs du coefficient CE pour ces aciers donnent des valeurs proches, toutes inférieures à la valeur limite. Afin d'évaluer la qualité de la soudure, des essais de pliage ainsi que des analyses radiographiques par rayons X sont effectués sur quatre éprouvettes fabriquées à partir de l'acier de diagonales de la ligne 2. Les résultats des tests de pliage indiquent une ductilité satisfaisante du cordon de soudure. Cependant, les analyses radiographiques montrent la présence d'inclusions de laitier entre les passes, ce qui nous alerte sur une spécificité du soudage multi-passes à l'arc électrode enrobée.

Afin de comprendre l'influence du procédé de soudage sur les contraintes résiduelles, des mesures ont été réalisées sur deux types d'éprouvettes : une éprouvette soudée bout à bout et une éprouvette soudée à clin par cordons d'angle. Deux méthodes de mesure ont été utilisées sur une éprouvette soudée bout à bout : la diffraction des rayons X et la méthode du contour. Les résultats montrent une concordance satisfaisante entre les deux méthodes pour les contraintes mesurées en peau de l'assemblage, à condition que la rugosité du cordon soit compatible avec le procédé DRX. Les résultats obtenus par la méthode du contour mettent en évidence une répartition asymétrique des contraintes par rapport au plan (XZ) en raison des conditions de bridage et de l'irrégularité du cordon obtenu lors du soudage manuel à l'électrode enrobée. En complément, une mesure des contraintes résiduelles par la méthode du contour a été effectuée sur une éprouvette soudée à clin par cordon d'angle. Celle-ci montre bien l'influence des cycles thermiques successifs sur la distribution des contraintes.

Par ailleurs, huit essais de traction ont été réalisés sur des éprouvettes soudées à clin et instrumentées à l'aide de jauges de déformation. Ces assemblages ont permis d'étudier l'influence de l'acier utilisé : des aciers anciens provenant d'ouvrages RATP et un acier moderne de type S235. Le choix de la géométrie de cette éprouvette permet de solliciter le cordon en cisaillement-flexion, de manière similaire à celle rencontrée lors du renforcement de l'assemblage décrit dans le chapitre III. Les résultats de ces essais mettent en évidence que les aciers testés présentent un comportement statique similaire et une charge à la rupture comparable. De plus, la rupture de ces éprouvettes s'est produite au niveau du cordon de soudure.

Un modèle numérique simple a été développé dans ANSYS APDL pour simuler le procédé de soudage, en combinant le déplacement de la source de chaleur et la stratégie 'birth&death'. Dans un premier temps, une simulation thermique a été réalisée sur une éprouvette simple, et ce modèle thermique a été validé à l'aide d'études expérimentales de la littérature. Ensuite, la simulation des contraintes résiduelles a été effectuée sur les éprouvettes soudées bout à bout et soudées à clin par cordons d'angle, permettant ainsi la comparaison des résultats numériques avec les mesures expérimentales. Enfin, une simulation d'un assemblage soudé par cordons d'angle, et soumis à des efforts de traction et de flexion, a été

réalisée. Les résultats de ce modèle ont été confrontés aux résultats expérimentaux. Les conclusions tirées de cette étude sont les suivantes :

- La simulation thermique, utilisant le modèle de source volumique 'Gaussienne 3D à répartition finie sur double ellipsoïde', permet de calculer le champ de température dans l'assemblage. Les paramètres proposés par Gkatzogiannis [I.46] permettent une estimation précise du champ de températures.
- La comparaison entre les résultats numériques et expérimentaux des contraintes résiduelles dans l'éprouvette soudée bout à bout souligne les difficultés liées à la simulation numérique du procédé de soudage à l'arc à l'électrode enrobée, qui est effectué manuellement. Les irrégularités dans la géométrie du cordon de soudure et dans la pénétration sont des éléments difficiles à reproduire dans la simulation numérique. Néanmoins, malgré ces difficultés et la simplicité du modèle utilisé, l'ordre de grandeur des contraintes calculées dans le modèle numérique est comparable avec celui des contraintes mesurées.
- La simulation numérique de l'assemblage à clin par cordons d'angle permet de visualiser l'influence du premier soudage sur le second. Le profil des contraintes longitudinales à la fin du soudage est similaire à celui obtenu par les mesures. Malgré la simplicité du modèle numérique et les irrégularités du procédé à l'arc à l'électrode enrobée, les résultats du modèle numérique sont satisfaisants.
- La simulation de l'assemblage à clin par cordons d'angle soumis à des efforts de traction et de flexion, nous aide à comprendre le comportement des soudures dans l'assemblage. Les ruptures se produisent au niveau du cordon en extrémité. Le modèle numérique fournit une bonne prédiction du comportement de l'éprouvette sous sollicitation de traction. Le critère de ruine proposé dans ce calcul, désactivant automatiquement les éléments lorsque leur déformation atteint le seuil de 85% de leur déformation totale, facilite la convergence du calcul et permet de prédire les zones de rupture.
- Sur l'assemblage à clin par cordons angle, les effets du soudage n'ont pas beaucoup d'influence sur la résistance ultime de l'assemblage. En revanche, ils peuvent fragiliser l'éprouvette au niveau du cordon compte tenu des déformations calculées après soudage.

Le modèle numérique simple proposé dans cette étude permet d'obtenir des champs de température puis de contraintes résiduelles avec un bon ordre de grandeur comparativement avec les mesures expérimentales. Ce modèle pourrait être amélioré par exemple en prenant en compte les propriétés du matériau dans la ZAT. Néanmoins, ce modèle simple permet d'estimer les contraintes résiduelles et leur distribution dans un assemblage soudé. Sa simplicité pourrait être mise à profit pour déterminer un protocole de soudage optimisé dans une configuration de soudage donnée. Ainsi, dans un assemblage de type pièce de pont – longeron, il pourrait être utilisé avec différentes séquences de soudage (continu, discontinu, pas de pèlerin par exemple) afin de déterminer celle qui génère le moins de contraintes résiduelles dans l'assemblage.

I.6. Références

- [I.1] Sieber, L., Weldability of old mild steels in maintenance of historical steel structures, *Procedia Structural Integrity*, vol 5, p. 1011-1018, 2017.
- [I.2] Trinh, N.T., La modélisation du comportement thermomécanique et métallurgique des aciers, Thèse de doctorat en mécanique et matériaux, École polytechnique, 2008 (en française).
- [I.3] Paillard, P., Procédé de soudage – introduction, *Techniques de l'ingénieur – Mécanique /Travail des matériaux – assemblages*, 2014.
- [I.4] Cazes, R., Soudage à l'arc, *Techniques de l'ingénieur – Mécanique /Travail des matériaux – assemblages*, 2017.
- [I.5] Le soudage des aciers de construction, *Technique de l'ingénieur – Construction et travaux publics/ Technique du bâtiment : l'enveloppe du bâtiment*, 2008.
- [I.6] Paillard, P., Soudage à l'arc électrode enrobée, *Techniques de l'ingénieur – Mécanique /Travail des matériaux – assemblages*, 2014
- [I.7] Le Port, P., Cours de soudage – partie 6 – métallurgie du soudage des aciers, *CHEM – acier et soudage*, 2018.
- [I.8] Le Port, P., Cours de soudage – partie 7 – soudabilité métallurgique des aciers, *CHEM – acier et soudage*, 2018.
- [I.9] Merchant Samir, Y., Investigation on effect of heat input on cooling rate and mechanical property (hardness) of mild steel weld joint by MMAW process, *International Journal of Modern Engineering Research*, 2015.
- [I.10] Yurioka, N., Physical metallurgy of steel weldability, *Iron and Steel Institute of Japan International*, 2001, Vol. 41 (2001), No. 6, pp. 566–570.
- [I.11] NF EN 10025-2- Produits laminés à chaud en acier de construction – Partie 2 : conditions techniques de livraison pour les aciers de construction non alliés, août 2019.
- [I.12] NF EN ISO 6520 -1 - Soudages et techniques connexes - Classification des défauts géométriques dans les soudures des matériaux métalliques - Partie 1 : soudage par fusion, 2007.
- [I.13] Pazooki, A. M. A., Hermans, M. J. M., Richardson, I. M., Control of welding distortion during gas metal arc welding, *Int J Adv Manuf Technol* (2017) 88:1439–1457.
- [I.14] NF EN ISO 5173 – Essais destructifs des soudures sur matériaux métalliques – Essais de pliage, 2023.
- [I.15] NF EN ISO 17636 – 1 – Essais non destructifs des assemblages soudés – contrôle par radiographie – Partie 1 : Techniques par rayons X ou gamma à l'aide de film, août 2022.
- [I.16] NF EN ISO 10675 – 1 - Essais non destructifs des assemblages soudés – Niveaux d'acceptation pour évaluation par radiographie – Partie 1 : Acier, nickel, titane et leurs alliages, 2021.

- [I.17] Sukarman, F., Ismail, M.H., Shhah, M.A.M., Ramli, N.H., Tharazi, L., Welding Quality Assessment for Oil and Gas Industry by Comparison of Mechanical Testing Properties and Microstructure Analysis, ICAME 2019, 6th International Conference on Advances in Mechanical Engineering, sabah, Malaysia, vol. 834, p. 012046, 2019.
- [I.18] Zuo, S., Wang, Z., Wang, D., Du, B., Cheng, P., Yang, Y., Zhang, P., Lang, N., Numerical Simulation and Experimental Research on Temperature Distribution of Fillet Welds, Materials, vol 13, p.1222-1233, 2020
- [I.19] Coules, H.E, Contemporary approaches to reducing weld induced residual stress, Materials Science and Technology, vol 29, p.4-18, 2013.
- [I.20] Hugo, T., Évolution des contraintes résiduelles des assemblages soudés sous sollicitations mécaniques - Étude et modélisation, Thèse de doctorat, HESAM université, 2022 (en française).
- [I.21] Jean-Jacque, J., Etude de la tenue à la fatigue des assemblages soudés en angle (en acier E 364) en fonction de la dimension de la pénétration des soudures dans le cas d'une sollicitation combinée de traction et flexion, Thèse de doctorat, Université de Lorraine, 1991.
- [I.22] David, P., Effet d'entaille en fatigue dans les joints soudés en aciers, Thèse de doctorat, Université de Lorraine, 2018.
- [I.23] Totten, G., Howes, M. et Inoue, T., Handbook of Residual Stress and Deformation of Steel, ASM International, 2002.
- [I.24] Guo, J., Fu, H., Pan, B., et Kang, R., Recent progress of residual stress measurement methods: A review, Chinese Journal of Aeronautics, vol 34, p. 54-78, 2021.
- [I.25] Schajer, J.S., Prime, M.B. et Whithers, P.J., Why Is It So Challenging to Measure Residual Stresses, Experimental Mechanics, vol 62, p. 1521-1530, 2022.
- [I.26] Kendall, O. *et al.*, Residual Stress Measurement Techniques for Metal Joints, Metallic Coatings and Components in the Railway Industry: A Review, Materials, vol 16, p. 232-260, 2023.
- [I.27] Li, Y. *et al.*, Review on residual stress and its effects on manufacturing of aluminium alloy structural panels with typical multi-processes, Chinese Journal of Aeronautics, vol 36, p. 96-124, 2023.
- [I.28] Simon, A., Introduction au thème contraintes résiduelles, La Revue de Métallurgie-CIT/Science et Génie des Matériaux, p. 151-156, 1997.
- [I.29] Dive, V., Lakade, S., Recent Research Progress on Residual Stress Measurement Using Non-Destructive Testing, Materials Today: Proceedings, vol 47, p. 3282–3287, 2021.
- [I.30] Murugan, S., Kumar, P.V., Raj, B., Bose, M.S.C., Temperature distribution during multipass welding of plates, International Journal of Pressure Vessels and Piping 75, 891-905, 1998.
- [I.31] Murugan, S., Sanjai, K. Rai., Kumar, P.V., Jayakumar, T., Raj, B., Bose, M.S.C., Temperature distribution and residual stresses due to multipass welding in type 304 stainless steel and low

- carbon steel weld pads, *International Journal of Pressure Vessels and Piping* 78, 307–317, 2001.
- [I.32] C, Ruud., Measurement of residual stress, *Handbook of residual stress deformation of steel*, United States of America, march 2002, 99-117.
- [I.33] M. François., J.M. Sprael., C.F. Déhan., M.R. James., F. Convert/J. Lu., J.L. Lebrun, N. Ji., R.W. Hendricks, X-ray diffraction method, *Handbook of measurement of residual stress*, United States of America, 1996, 71-87.
- [I.34] Shao, Z. *et al.*, A review of non-destructive evaluation (NDE) technique for residual stress profiling of metallic components in aircrafts engines, *Aerospace* 9, 534-566, 2022.
- [I.35] Bueckner, Hans F. "The propagation of cracks and the energy of elastic deformation." *Transactions of the American Society of Mechanical Engineers* 80.6 (1958): 1225-1229.
- [I.36] Lei, Z., Zou, J., Wang, D., Guo, Z., Bai, R., Jiang, H., Yan, C., 2020. Finite-element inverse analysis of residual stress for laser welding based on a contour method. *Optics & Laser Technology* 129, 106289. <https://doi.org/10.1016/j.optlastec.2020.106289>
- [I.37] Gadallah, R., Tsutsumi, S., Aoki, Y., Fujii, H., 2021. Investigation of residual stress within linear friction welded steel sheets by alternating pressure via X-ray diffraction and contour method approaches. *Journal of Manufacturing Processes* 64, 1223–1234.
- [I.38] Wu, J., Qiang, B., Liu, X., Yao, C., Li, Y., 2022. Determination of the three-dimensional welding residual stress in a thick plate T-welded joint using the stepwise eigenstrain-contour method. *Journal of Manufacturing Processes* 84, 121–133.
- [I.39] Shi, L., Price, A.H., Hung, W.N., 2018. Use of Contour Method for Welding Residual Stress Assessment. *Procedia Manufacturing* 26, 276–285.
- [I.40] Braga, D.F.O., Coules, H.E., Pirling, T., Richter-Trummer, V., Colegrove, P., de Castro, P.M.S.T., 2013. Assessment of residual stress of welded structural steel plates with or without post weld rolling using the contour method and neutron diffraction. *Journal of Materials Processing Technology* 213, 2323–2328.
- [I.41] Inoue, T., et Wang, S., Coupling between stress, temperature and metallic structure during processes involving phases transformations. *Mater.sci and Tech*, vol. 1, p. 845-850, 1985.
- [I.42] Gkatzogiannis, S., Charis, G., Simulation of welding residual stresses in large structure – First result of thermal analysis, *Ce papers* 6, p.1501-1506, 2023.
- [I.43] ANSYS Heat transfer MAPDL - Fundamental concepts – 2005.
- [I.44] Depradeux, L., Simulation numérique du soudage – acier 316L – Validation sur cas tests de complexité croissante, Thèse de doctorat en génie civil, INSA Lyon, 2004.
- [I.45] Goldak, J., Chakravati, A. et Bibby M., A new finite element model for welding heat sources, *Metallurgical Transactions B.*, vol 15, p. 299-305, 1984.

- [I.46] Gkatzogiannis, S., Finite element simulation of residual stresses from welding and high frequency hammer peening, PhD Thesis, Karlsruher Institut für Technologie (KIT), 2020.
- [I.47] EN 1993-1-2- Design of steel structure – Part 1-2: General rules – Structural fire design, 2005.
- [I.48] Couchaux M., Ryan I., Hjiat M., Bureau A., Tensile resistance of L-stubs, Journal of Constructional Steel Research, Vol 138, p131-149, 2017.

ANNEXE I-1

‘Présentation des étapes de la méthode du contour appliquée à l'éprouvette bout-à-bout soudée à l'électrode enrobée’

Les étapes suivantes décrivent le protocole de Mat-in-Meca pour mesurer les contraintes résiduelles normales à la section correspondante à la génératrice 1 (voir Figure I-20).

- 1) Installation de l'assemblage puis découpe par électroérosion à $z = 112.5$ mm, voir Figure A-I-1 :

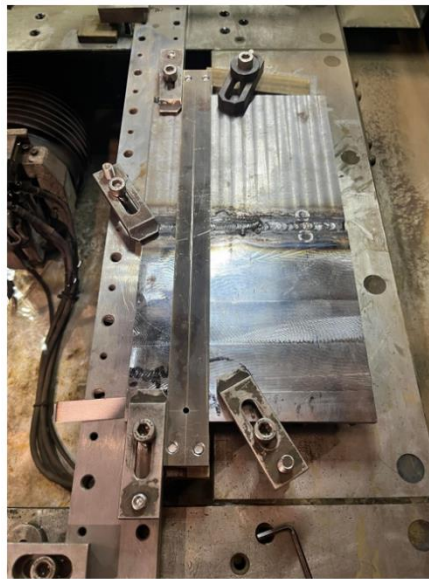
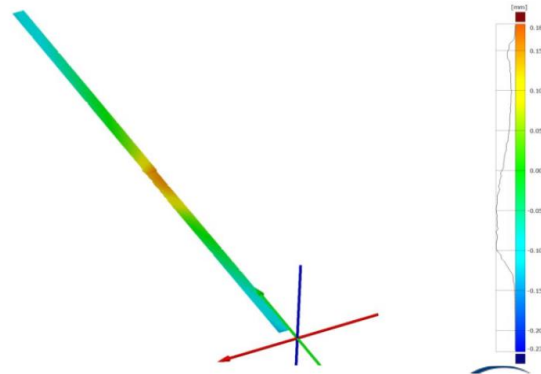
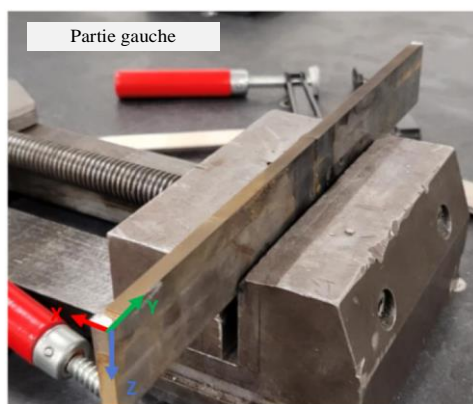
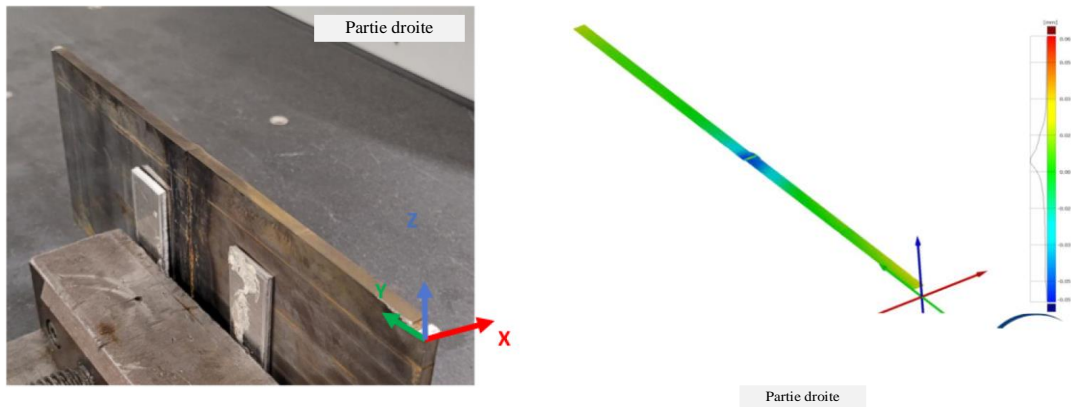


Figure A- I-1 : Mise en place de l'assemblage soudé, avec serrage par brides et enveloppe de maintien pour découpe à $z=112.5$ mm

- 2) Mesure des déplacements sur les deux faces du plan découpé et visualisation des résultats bruts sur les deux faces, voir Figure A- I-2.



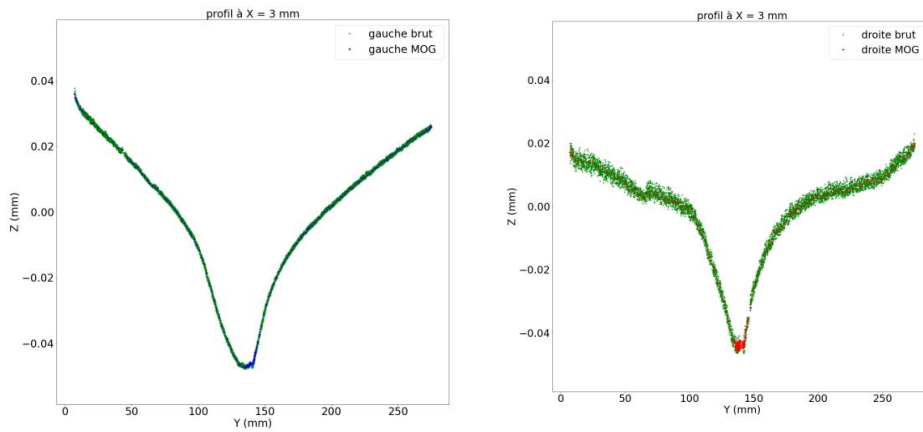
a. Résultats bruts de la partie gauche



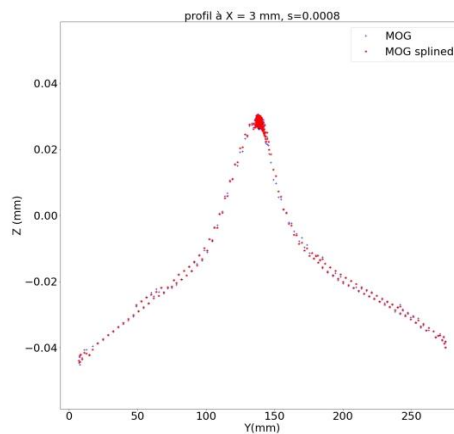
b. Résultats bruts de la partie droite

Figure A- I-2 : Cartographies brutes de mesure des déplacements normaux aux surfaces coupées

3) Filtrage des données (le filtre est ici dénommé « MOG ») puis interpolation par spline, voir Figure A- I-3 pour les résultats à mi-épaisseur ($x = 3 \text{ mm}$).



a. Résultats bruts et filtrés à $x = 3 \text{ mm}$



b. Résultats après interpolation

Figure A- I-3 : Filtrage et interpolation des données de l'éprouvette de soudure bout à bout à $x = 3 \text{ mm}$

- 4) Prise en compte des résultats de l'interpolation dans un modèle éléments finis (maillage réalisé sous *Gmsh* et calcul élastique effectué avec *Code_Aster*). La Figure A- I-4 présente la modélisation de la section de l'éprouvette.

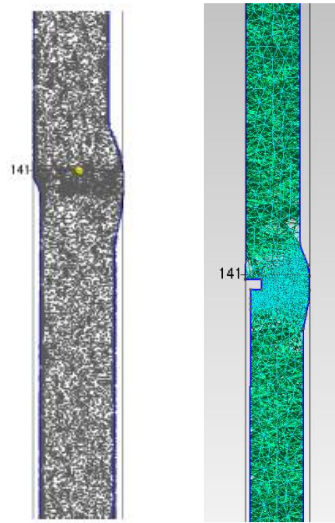


Figure A- I-4 : Modélisation numérique de l'éprouvette soudée bout à bout

- 5) Visualisation (cartographie) des résultats du calcul des contraintes résiduelles normales au plan découpé.

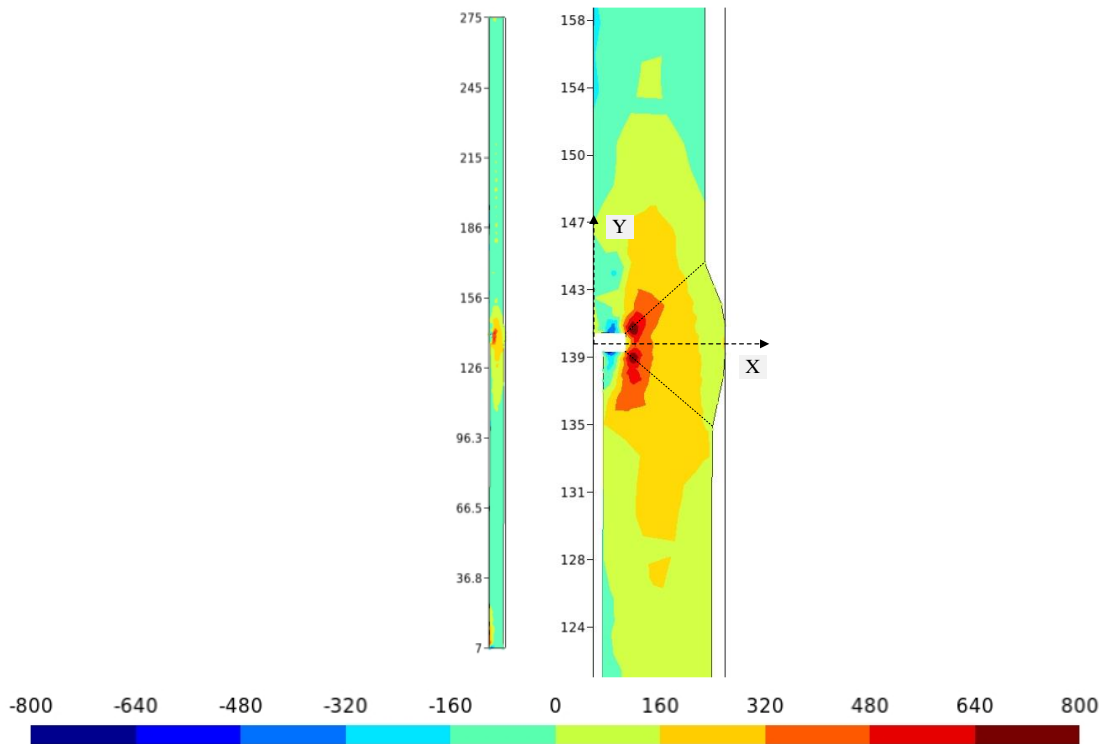


Figure A- I-5 : Cartographie de la contrainte normale au niveau de la génératrice 1

ANNEXE I-2

'Présentation des étapes de la méthode du contour appliquée à assemblage à clin par cordon d'angle

Les étapes suivantes décrivent le protocole de Mat-in-Meca pour mesurer les contraintes résiduelles normales à la surface située à mi-longueur des cordons (soit $z = 25$ mm), voir Figure I-30.

- 1) Installation de l'assemblage puis découpe par électroérosion à $z = 25$ mm, voir Figure A- I-6.

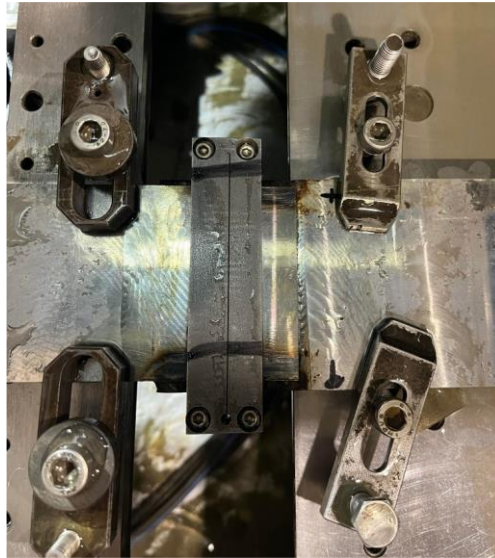
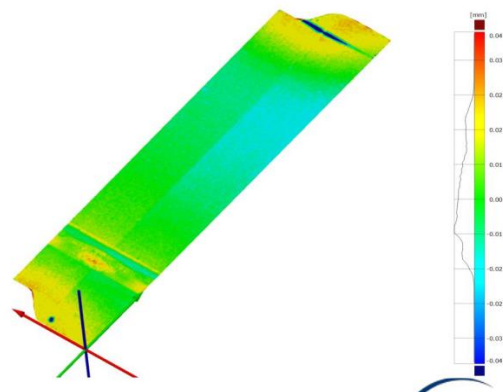
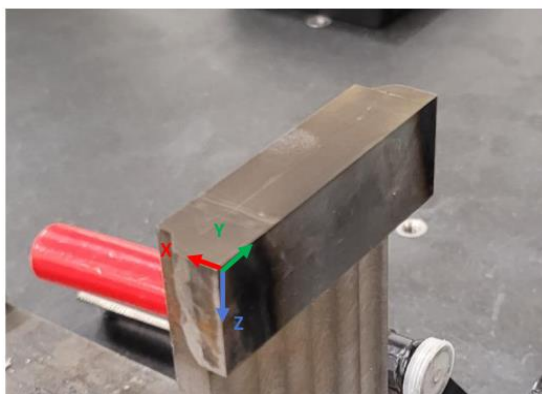
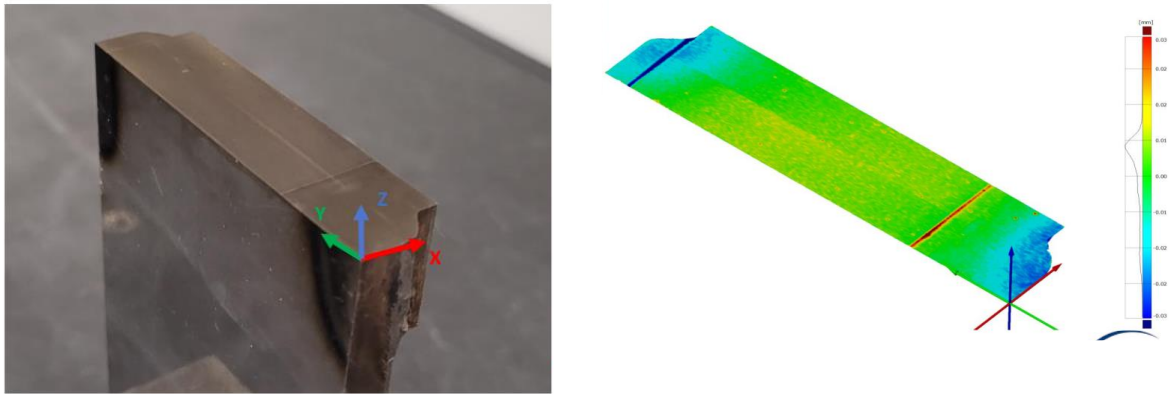


Figure A- I-6 : Mise en place de l'assemblage comportant deux soudures d'angle, avec serrage par brides et enveloppe de maintien pour découpe à $z = 25$ mm

- 2) Mesure des déplacements sur les deux faces du plan découpé et visualisation des résultats bruts sur les deux faces, voir Figure A- I-7. Comme le montrent les images, il y a eu deux ruptures du fil de découpe pendant l'opération.



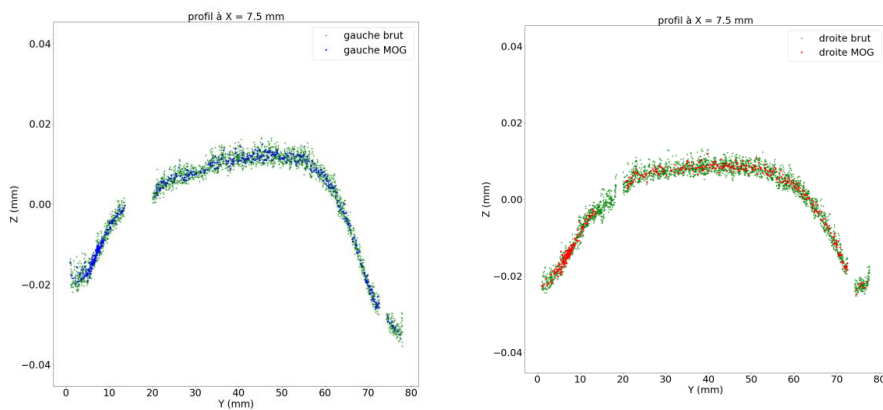
a. Résultats bruts de la partie gauche



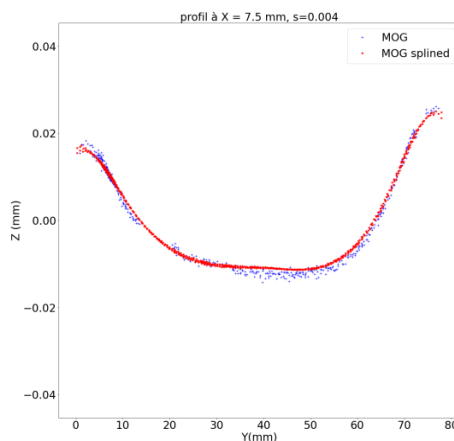
b. Résultats bruts de la partie droite

Figure A- I-7 : Cartographie brutes de mesure des déplacements normaux aux surfaces coupées

3) Filtrage des données (le filtre est ici dénommé « MOG ») puis interpolation par spline, voir Figure A- I-8 pour les résultats à $x = 7.5$ mm). L'interpolation permet de lisser les résultats au niveau des zones où le fil s'est rompu.



a. Résultats bruts et filtrés à $x = 7.5$ mm



b. Résultats après interpolation à $x = 7.5$ mm

Figure A- I-8 : Filtrage et interpolation des données de l'éprouvette de soudure bout à bout à $x = 3$ mm

- 4) Prise en compte des résultats de l'interpolation dans un modèle éléments finis (maillage réalisé sous Gmsh et calcul élastique effectué avec Code_Aster). La Figure A- I-9 présente la modélisation de la section de l'éprouvette. Ce modèle prend en compte un jeu entre les deux plats assemblés, comme les essais décrits en I.3.2.4 l'ont montré.

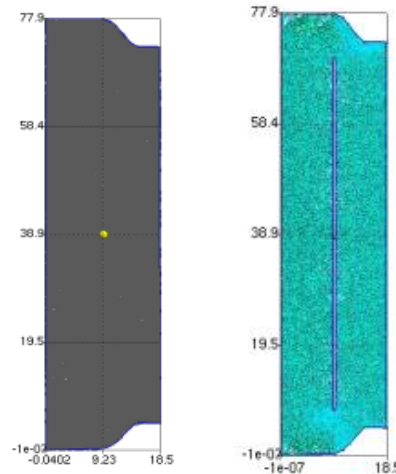


Figure A- I-9 : Modélisation numérique de l'éprouvette comportant deux soudures d'angles, prise en compte d'un jeu entre les deux plats assemblés

- 5) Visualisation (cartographie) des résultats du calcul des contraintes résiduelles normales au plan découpé.

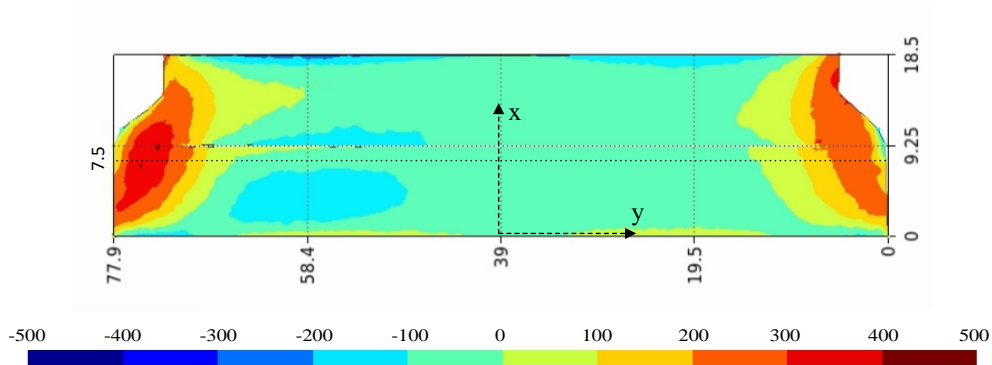


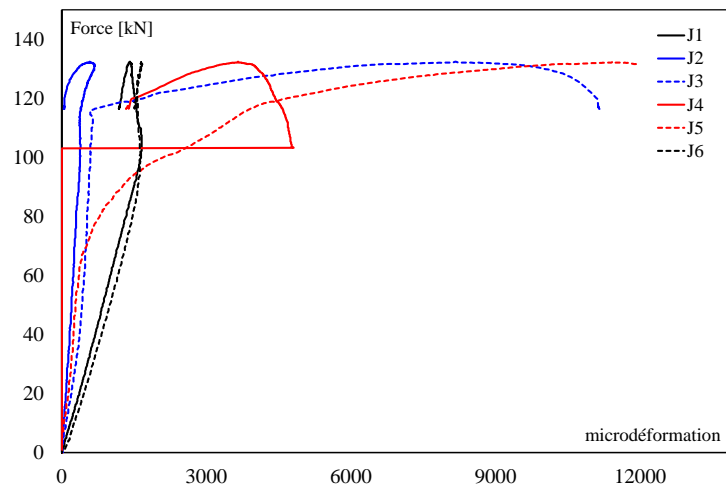
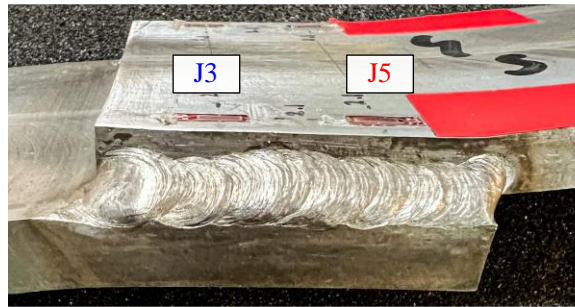
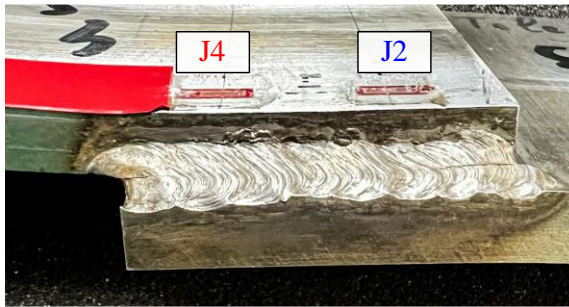
Figure A- I-10 : Cartographie des contraintes résiduelles sur l'éprouvette soudée d'angle exprimé en MPa

ANNEXE I-3

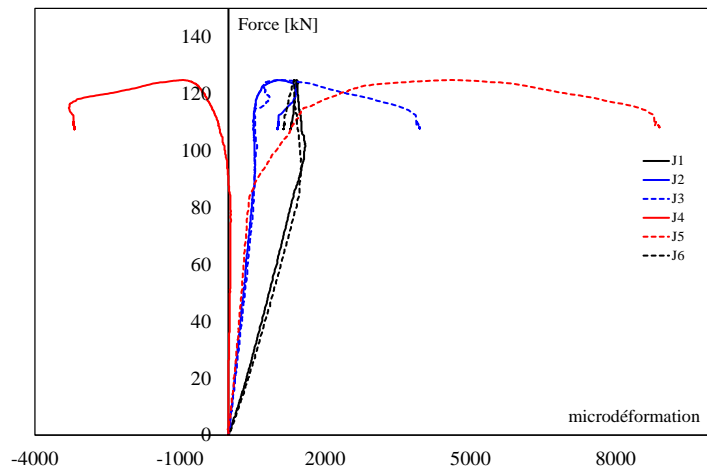
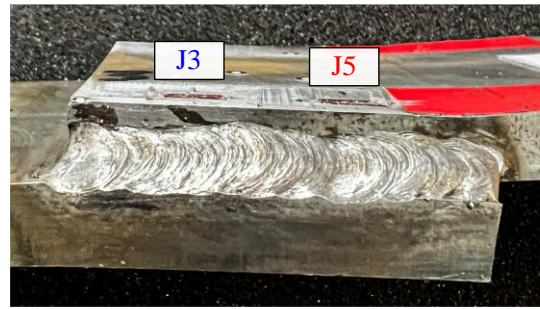
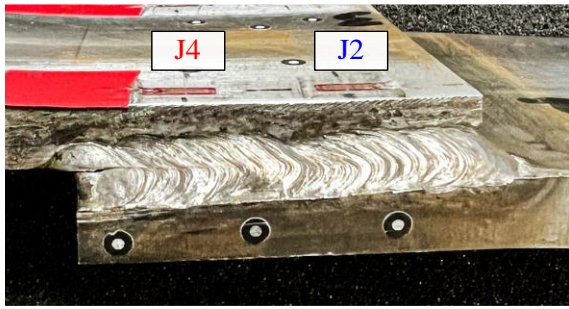
'Résultats des essais de traction sur les éprouvettes des aciers B, C et E'

Les éprouvettes sont associées aux aciers suivants :

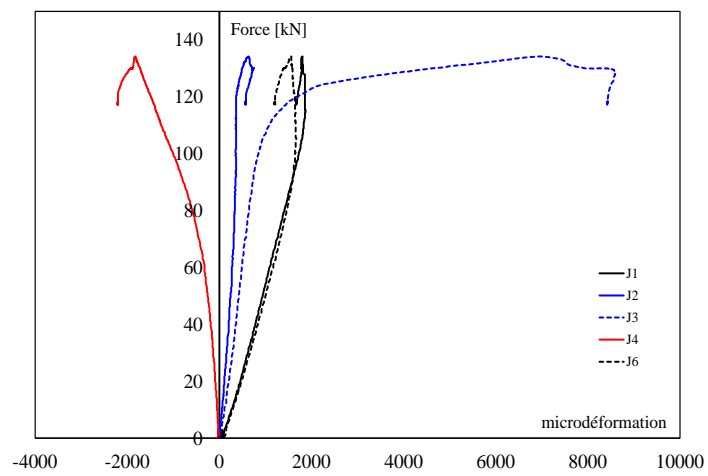
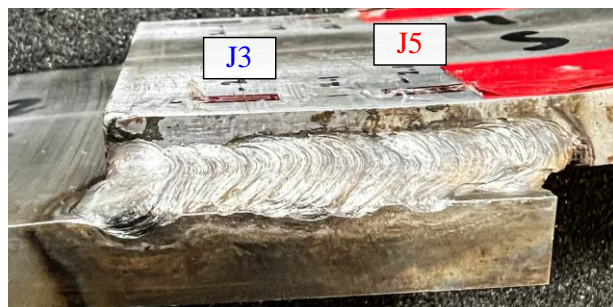
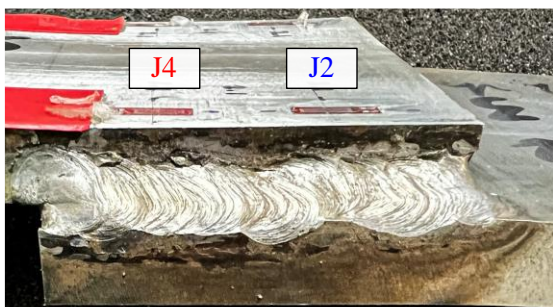
- RT-1, RT-2 et RT-3 désignent les éprouvettes en acier B et C
- ST-1 et ST-2 désignent les éprouvettes en acier moderne E



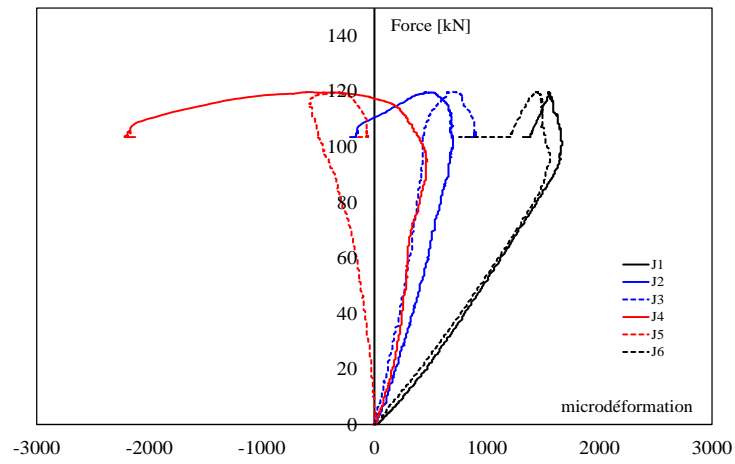
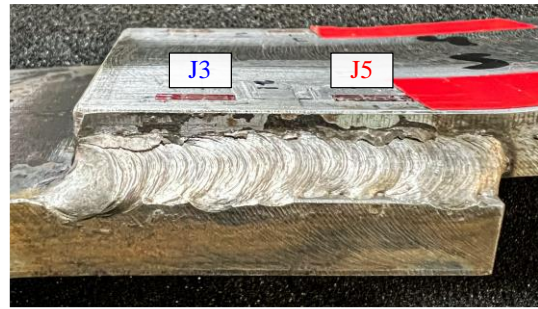
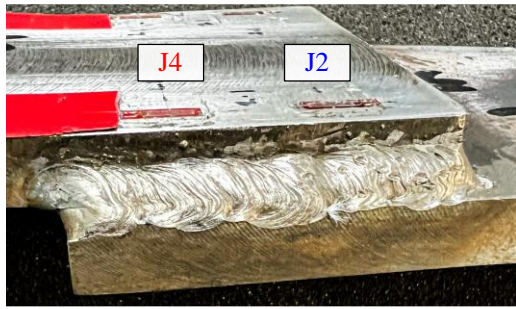
a. Epreuve RT-1



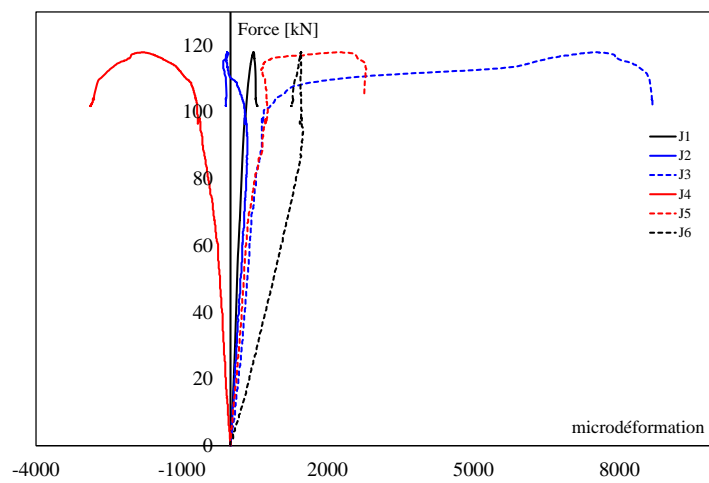
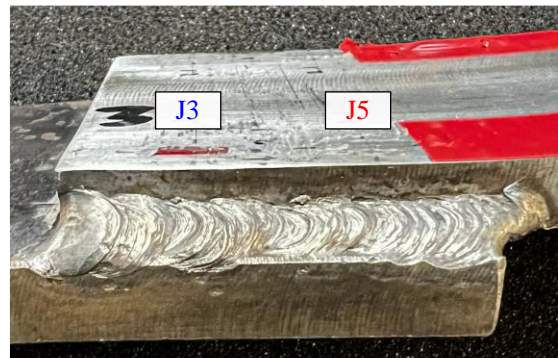
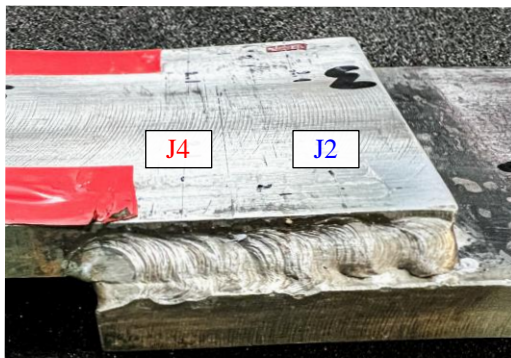
b. Eprouvette RT-2



c. Eprouvette RT-3



d. Eprouvette ST-1



e. Eprouvette ST-2

Figure A- I-11 : Résultats des essais de traction pour les aciers B, C et E

ANNEXE I-4

'Propriétés mécaniques des matériaux'

Les coefficients de dilatation thermique et modules d'Young retenus dans les simulations numériques sont présentés dans le Tableau A- I-1 en fonction de la température.

Tableau A- I-1 : Dilatation thermique et module élastique de l'acier en fonction de la température [I.44]

$T(^{\circ}\text{C})$	$\alpha (\times 10^{-6})$	$E \text{ (GPa)}$
20	15.5	213.38
100	16	191.5
300	17.1	176.5
400	17.5	168
600	18.4	151.5
700	18.7	142.5
800	19	130
1000	19.4	81.5
1400	19.6	74
1600	19.6	74

Les paramètres caractérisant les courbes contrainte-déformation bilinéaire de l'acier (voir Figure A- I-12) sont présentés dans le Tableau A- I-2 pour des températures allant de 100° à 1600°.

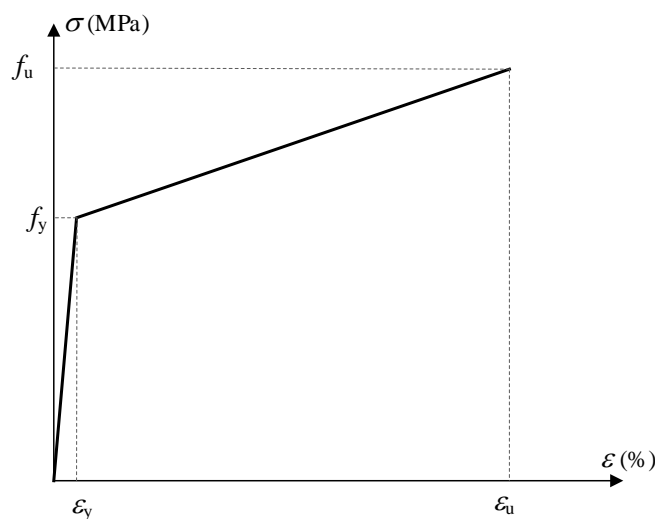


Figure A- I-12 : Courbe contrainte – déformation bilinéaire de l'acier

Tableau A- I-2 : Contraintes et déformations de l'acier en fonction de la température [I.44]

T (°C)	ϵ_y (%)	f_y (MPa)	ϵ_u (%)	f_u (MPa)
100	0.11	206		1180.3
300	0.09	155		1133
400	0.08	140		1093.5
600	0.08	123		971.9
700	0.08	112	92.03	854.6
800	0.07	96		737.3
1000	0.07	57		251
1400	0.05	35		251
1600	0.05	35		251

- **Courbe contrainte – déformation de l'acier A, à $T = 20^\circ$**

La courbe contrainte-déformation extraite des essais dites courbe 'nominale' est présentée à la Figure A- I-14 pour l'acier A et comparée à la courbe contrainte-déformation vraies intégrée dans le modèle numérique. La comparaison des courbes contrainte-déformations vraies de différents aciers est présentée à la Figure A- I-15. Le mode de calcul est présenté par Couchaux *et al.* [I.48].

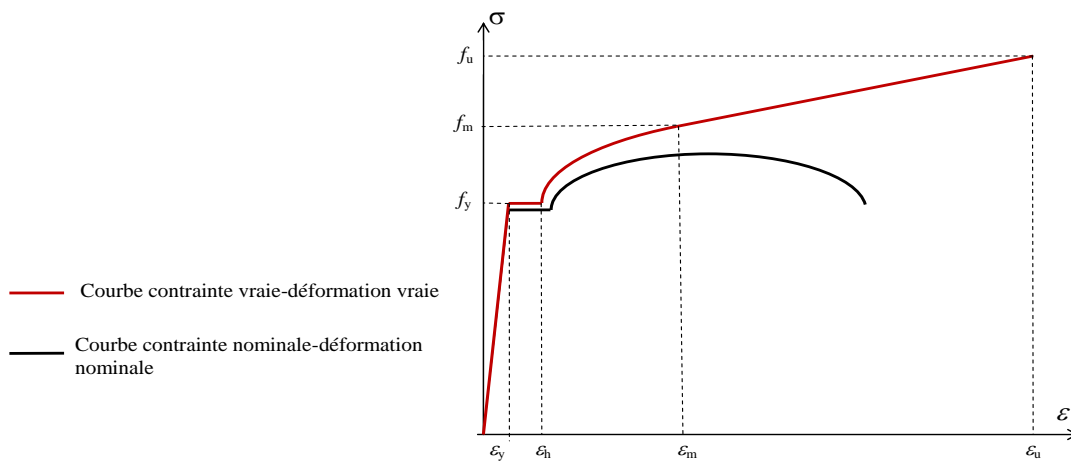


Figure A- I-13 : Courbes nominales et vraies [I.48]

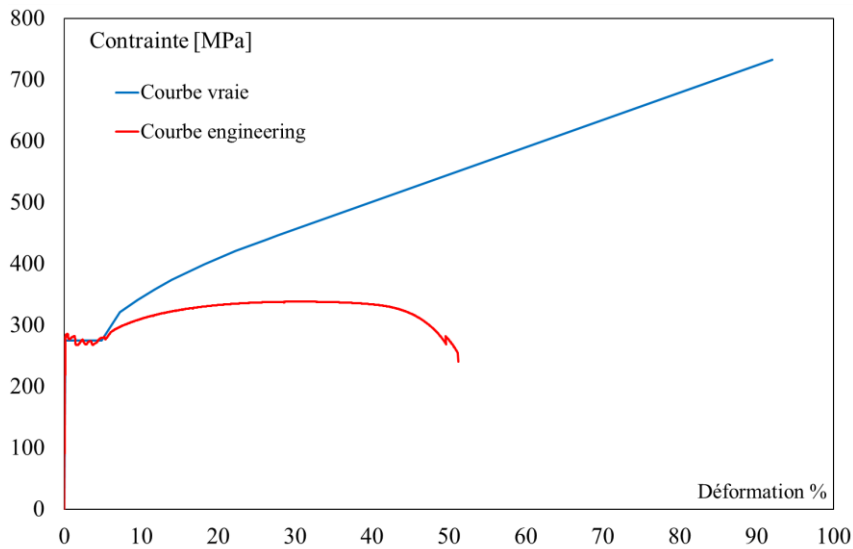


Figure A- I-14 : Courbes contrainte-déformation de l'acier A

• **Courbe contrainte-déformation vraies de différents aciers, à $T = 20^\circ$**

Les courbes de contrainte-déformation vraies des différents aciers sont extraits des résultats du test traction. Cependant, le comportement du cordon soudure est pris selon le comportement d'électrode enrobée.

	ε_y (%)	f_y (MPa)	ε_h (%)	ε_m (%)	f_m (MPa)	ε_u (%)	f_u (MPa)
acier A	0.13	275	4.88	27.7	446.1	92.03	732.7
acier D	0.13	278	4.0	25.5	526.2	77.9	774.5
acier E	0.13	275.2	1.12	10.5	463.2	79.1	841
soudure	0.13	475	-	-	-	30	734.5

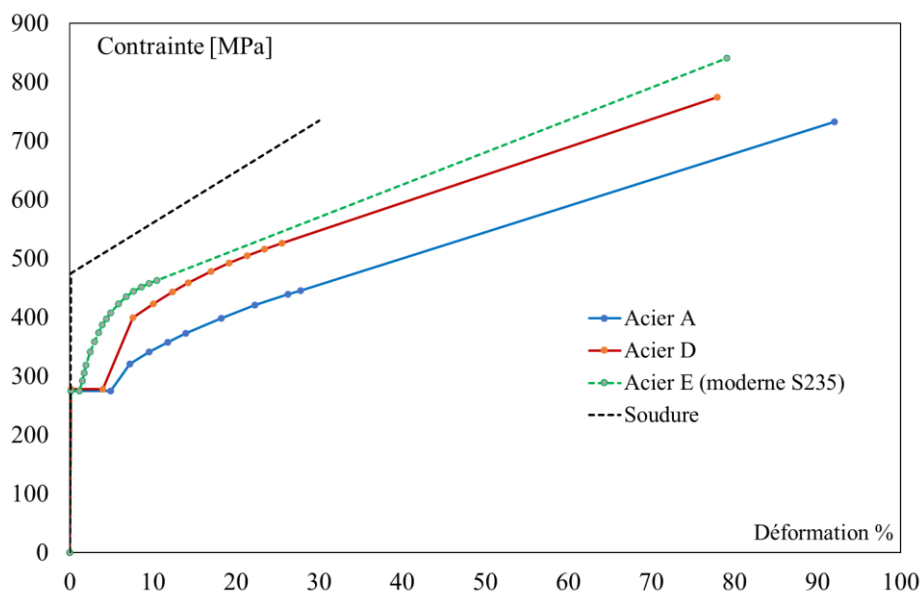


Figure A- I-15 : Courbes contrainte-déformation vraies de l'acier A, D, E et soudure

ANNEXE I-5

‘Déformations obtenues par calcul numérique et essais expérimentaux des aciers D et E’

Dans cette annexe, nous comparons les résultats numériques aux résultats expérimentaux pour deux types d'acier : l'acier D et l'acier E moderne en S235. Les simulations numériques montrent une estimation précise du comportement élastique de ces matériaux. Cependant, il est important de noter que la simulation numérique surestime la charge à la ruine par rapport aux essais. Cette surestimation met en évidence un écart significatif entre les résultats numériques et expérimentaux. Cette observation souligne l'importance d'une calibration plus précise des modèles de simulation numérique.

- Eprouvettes de l'acier D :

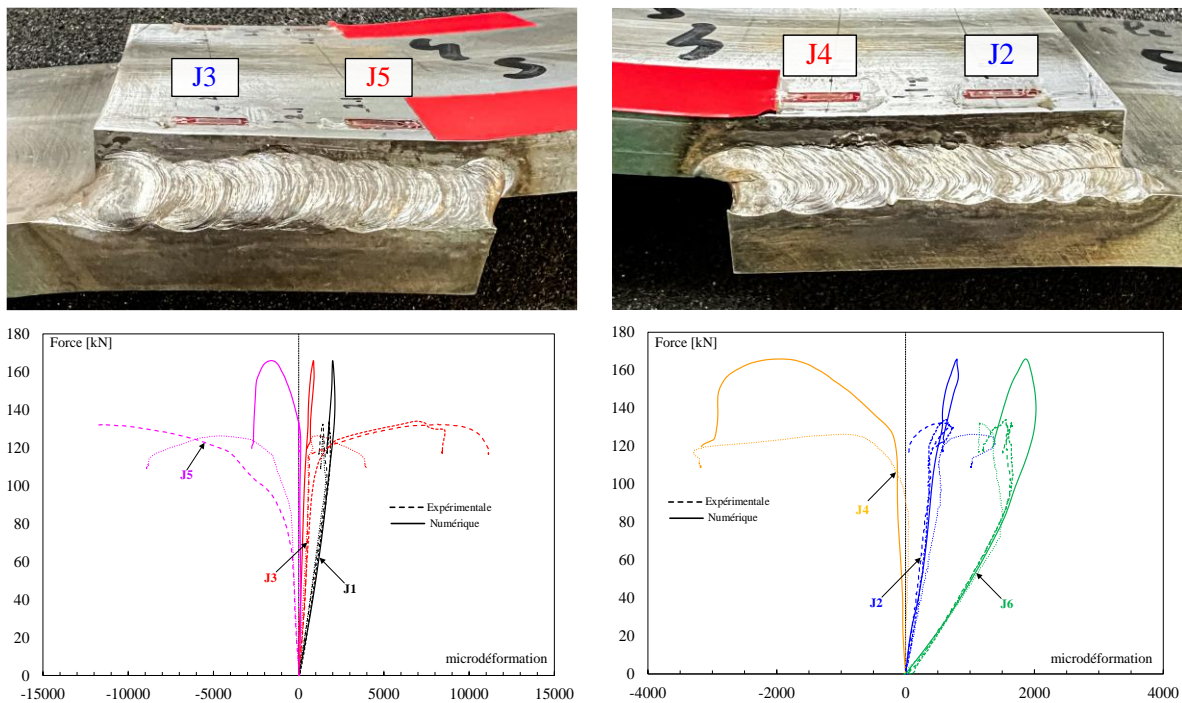


Figure A- I-16 : Ruine du cordon soudure et évolution des déformation de l'acier D

• Eprouvettes de l'acier E moderne S235 :

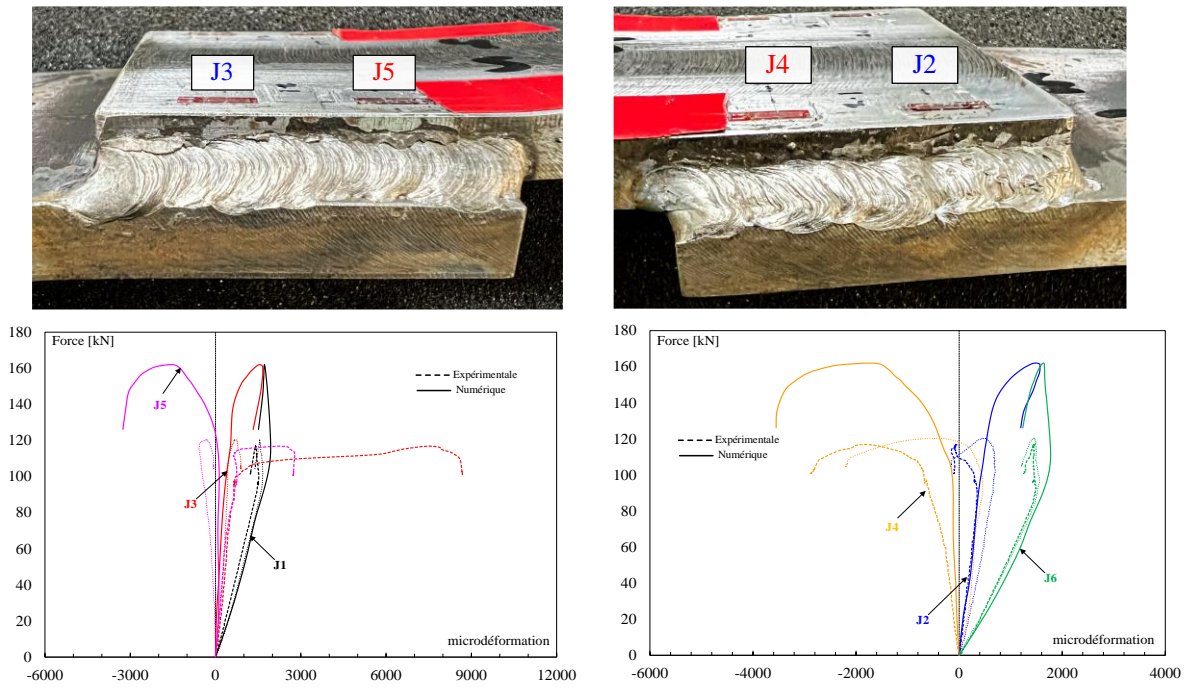


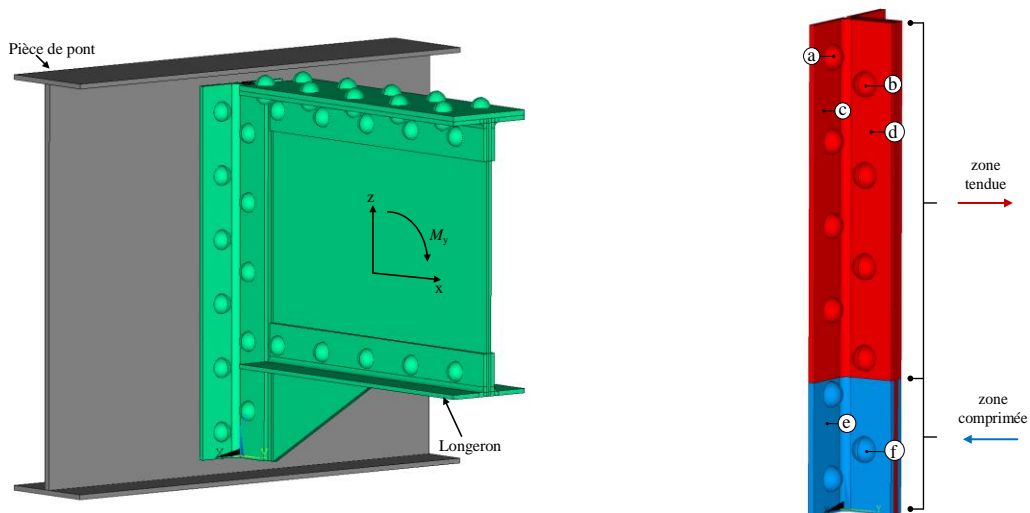
Figure A- I-17 : Ruine du cordon soudure et évolution des déformation de l'acier E

Chapitre II : Doubles cornières tendues ou comprimées

II.1. Introduction

Le comportement d'un assemblage soumis à un moment fléchissant peut être modélisé à l'aide d'un ressort flexionnel qui permet de relier le moment fléchissant à la rotation de l'assemblage. Un assemblage peut ainsi être caractérisé par trois paramètres ; la rigidité initiale en rotation, le moment résistant, et la capacité de rotation. La rigidité initiale en rotation d'un assemblage caractérise sa réponse dans le domaine élastique. Ce paramètre peut fortement impacter le comportement global de la structure complète. La rigidité initiale en rotation dépend des propriétés mécaniques des composants de base qui constituent l'assemblage. Pour modéliser le comportement flexionnel d'un assemblage, l'Eurocode 3 partie 1-8 s'appuie sur la méthode de composants. Un assemblage est divisé en un ensemble d'éléments de base, les composants, reliés entre eux par des éléments rigides. Chaque composant est représenté par un ressort auquel est associé un coefficient de rigidité élastique k_i . L'assemblage de ces composants permet d'évaluer les caractéristiques mécaniques de l'assemblage et plus particulièrement la rigidité initiale en rotation.

L'application d'un moment fléchissant à l'assemblage d'un longeron sur pièce de pont réalisé par double cornière engendre des efforts de traction et compression. La distribution de ces efforts est différente de celle d'un assemblage par platine d'about où l'effort de compression s'applique plutôt au niveau du centre de la semelle comprimée. Pour un assemblage par double cornière tel que celui présenté à la Figure II-1, la zone comprimée est plutôt située au droit des deux rangées inférieures attachées au support.



a. Assemblage pièce de pont – longeron par double cornière

b. Zones tendue et comprimée

Figure II-1 : Comportement d'un assemblage par double cornière

Tableau II-1- Composants d'un assemblage par double cornière

Zone	Référence	Éléments
Tendue	a	Rivet tendu
	b	Cisaillement rivet et ovalisation des plats
	c	Flexion de la cornière fixée à la pièce de pont
	d	Flexion de la cornière fixée au longeron
Comprimé	e	Compression cornière
	f	Cisaillement rivet et ovalisation des plats

Dans le cas d'un assemblage boulonné par plaque d'extrémité, la rigidité de la partie comprimée est supposée infinie et le centre de compression est situé au centre de la semelle de la poutre. D'ailleurs, les tronçons en L et T sont généralement supposés en contact avec un support rigide. Cependant, cette hypothèse peut entraîner des incohérences lors de l'analyse de certaines configurations d'assemblage, telles que les assemblages par double cornière. Dans ce type d'assemblage, la cornière repose plutôt sur l'âme de la pièce de pont qui est déformable. Cette déformabilité influence la rigidité des éléments en compression et en traction et donc la rigidité en rotation de l'assemblage. L'objectif de ce chapitre est de proposer un modèle analytique pour les composants comprimés et tendus qui peut prendre en compte la déformabilité du support avec lequel les cornières sont en contact. Un modèle de tronçon en L en contact avec un support élastique est donc développé dans le paragraphe II.2 et validé par comparaison à des résultats de simulations numériques. Un modèle complet de tronçon en L en traction tenant compte de la présence du contact et de la flexion des rivets est ensuite présenté dans le paragraphe II.3.

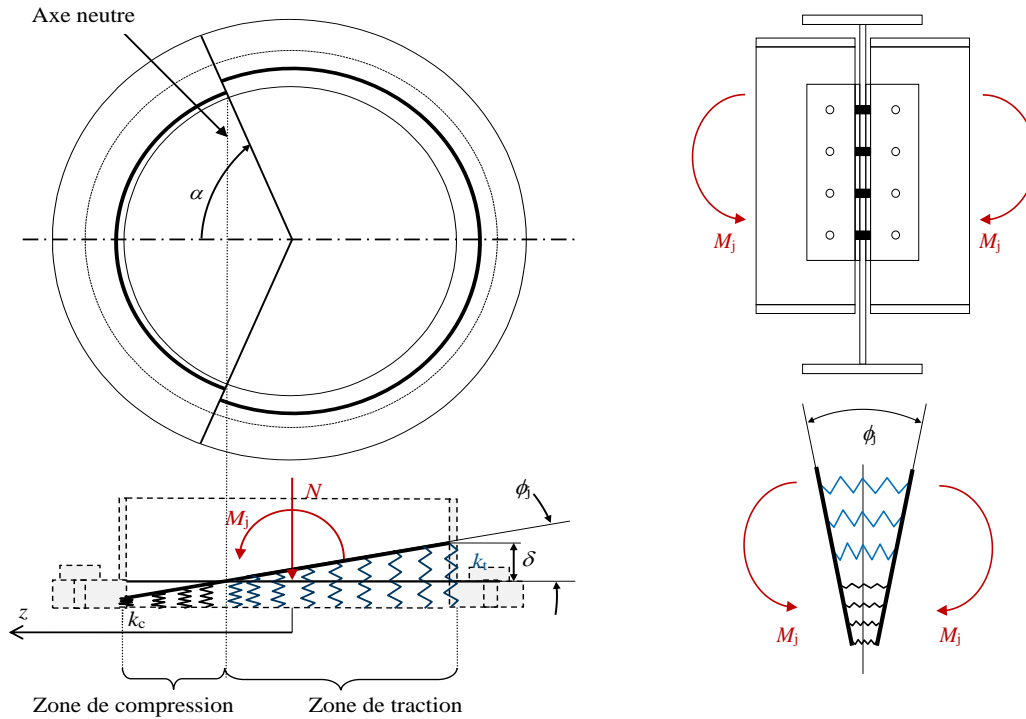
II.2. Double cornière comprimée

Des expressions simples de la rigidité en compression de tronçons en L et en T ont été récemment proposées sur la base d'un modèle de poutre en contact avec une fondation rigide. Cependant, la poutre peut être en contact avec des fondations flexibles. Dans cette section, des expressions analytiques simples sont proposées pour calculer la rigidité en compression de tronçons en L en contact avec des supports rigide ou flexible. Un modèle de poutre reposant sur une fondation de Winkler est ainsi développé dans le paragraphe II.2.2. Ce modèle est ensuite utilisé pour modéliser des tronçons en L en contact avec un support rigide ou flexible. Des simplifications sont proposées pour la distribution de la pression de contact ainsi que pour la rigidité en compression. Les résultats de ce modèle analytique sont comparés à ceux d'analyses par éléments finis effectuées avec ANSYS APDL.

II.2.1. Introduction

Le centre de compression des assemblages boulonnés par platines d'extrémité de profilé en I soumis à un moment fléchissant est généralement positionné au centre de la semelle comprimée de la poutre (II.1). De plus, la rigidité axiale du composant associé à la partie comprimée, soit la semelle et l'âme de la poutre comprimée, est supposée infinie. Ce composant est donc modélisé comme une rotule pour

évaluer la rigidité initiale en rotation. Les rangées de boulons tendues sont modélisées par des ressorts axiaux clairement définis dans l’Eurocode 3. Cette hypothèse est acceptable, car la pression de contact se développe principalement autour de la semelle de la poutre dans la zone comprimée. Pour d’autres configurations d’assemblage, une évaluation plus fine de la position du centre de compression peut être nécessaire. Dans les assemblages de tubes par brides circulaires boulonnées soumis à un moment fléchissant et un effort axial (voir Figure II-2-a), la position de l’axe neutre dépend de la rigidité relative des zones comprimées et tendues ainsi que du chargement appliqué.



a. Assemblage boulonné par bride circulaire ([II.3]) b. Assemblage par double cornière

Figure II-2 : Modélisations de la partie comprimée d’assemblages boulonnés

Kozłowski *et al.* ([II.2]) modélisent les parties comprimée et tendue d’assemblages par brides circulaires par des ressorts ponctuels axiaux et proposent des expressions pour la rigidité en compression de tronçons en L. Couchaux *et al.* ([II.3]) ont utilisé la distribution simplifiée de la pression de contact proposée par Stamatopoulos & Ermopoulos ([II.4]) pour dériver des expressions analytiques de la rigidité en compression de tronçons en L et T en contact avec un support rigide. Le modèle de poutre en contact avec une fondation rigide ([II.5], [II.6]) a été utilisé pour déterminer le déplacement transversal de la bride et donc la rigidité en compression. La théorie des poutres d’Euler Bernoulli, ainsi que des hypothèses simplifiées, ont été utilisées par Stamatopoulos ([II.7]) pour estimer la longueur de la zone de contact de tronçons en L comprimées. Pour les pieds de poteaux, Steenhuis *et al.* ([II.8]) ont proposé un composant pour les tronçons en T en contact avec le béton en considérant une poutre, la platine, en contact avec un appui élastique, le béton. Les assemblages par double cornière sont considérés articulés aux états limites ultimes. Cependant un moment fléchissant se développe dans le domaine élastique et ne peut être négligé pour le dimensionnement en fatigue, en particulier pour les assemblages de pont ferroviaire ([II.9], [II.10], [II.11]). En présence d’un moment fléchissant, la position du centre de compression d’un assemblage par double cornière est un paramètre crucial qui ne peut être déterminé

aisément à l'aide de la méthode classique des composants. Les modèles analytiques existants dédiés à l'évaluation de la rigidité initiale en rotation de ces assemblages sont généralement basés sur des hypothèses simplifiées pour la position du centre de rotation. Cette position est supposée se situer à mi-longueur de la cornière ([II.11], [II.12]) en bas de l'assemblage ([II.13]) ou au droit de la rangée inférieure ([II.14]). La distribution de la pression de contact n'est donc pas calculée explicitement dans ces modèles. Pour l'assemblage étudié numériquement par Al Emrani et Kliger ([II.10]), la zone de contact s'étendait jusqu'à la première rangée de rivets. Les modèles de tronçons en L en compression pourraient également être appliqués à ce type d'assemblage pour déterminer la position de l'axe neutre (voir Figure II-2-b). Néanmoins, les tronçons en L ne sont pas nécessairement en contact avec un support rigide en raison de la présence de l'âme d'une poutre. Dans ce cas, le modèle de tronçons en L en contact avec un support rigide ne peut pas s'adapter directement.

L'objectif de ce paragraphe est de proposer des expressions analytiques permettant d'évaluer la rigidité en compression de tronçons en L en contact avec un support rigide ou flexible (voir Figure II-3). Ces modèles pourraient être utilisés pour évaluer la rigidité en rotation d'assemblages et estimer l'étendue de la zone comprimée de différents types d'assemblage boulonnés tels que les double cornières boulonnées/rivetées, les assemblages de tube par brides circulaires boulonnées, les pieds de poteaux et les rupteurs thermiques. Un modèle de poutre est d'abord développé dans le paragraphe II.2.2 afin d'évaluer le comportement de la poutre en contact avec une fondation rigide ou flexible. Le modèle de poutre de Baluch *et al.* ([II.6]) est étendu pour prendre compte la présence d'une fondation élastique de Winkler ([II.15]). Ce modèle avait été précédemment développé afin de tenir compte de la présence d'un support infiniment rigide par Couchaux *et al.* ([II.5]). Ce modèle de poutre est ensuite appliqué à l'étude de tronçons en L en contact avec une fondation élastique de Winkler dans le paragraphe II.2.3. L'évaluation de la zone de contact étant non linéaire, des simplifications sont proposées pour faciliter la détermination de ce paramètre ainsi que le déplacement transversal de la poutre et donc la rigidité en compression du tronçon en L. Un modèle de calcul par éléments finis utilisant des éléments de contact est développé dans ANSYS APDL pour valider les modèles analytiques proposés.

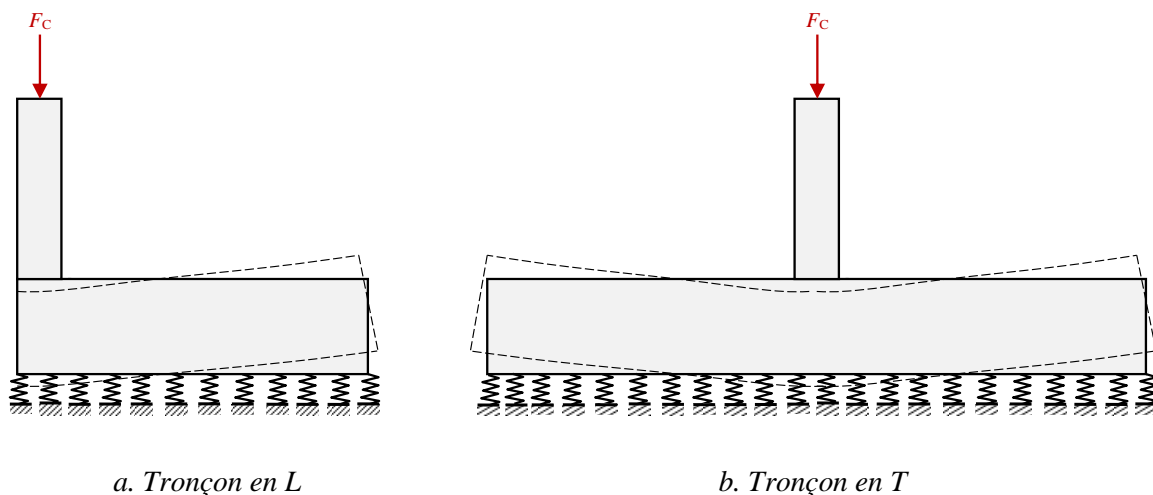


Figure II-3 : Tronçons en L ou T en contact avec une fondation élastique

II.2.2. Modèle de poutre en contact avec une fondation élastique de Winkler

II.2.2.1. Hypothèses

Dans ce paragraphe, la réponse mécanique d'une poutre reposant sur une fondation élastique de type Winkler (sans tension et sans frottement) va être analysée. Nous ferons l'hypothèse d'un solide élastique bidimensionnel dont les dimensions permettent de l'assimiler à une poutre de section rectangulaire de largeur unitaire et de hauteur t_f . La longueur de la poutre dx est en contact avec la fondation élastique en $z = -t_f/2$ (voir Figure II-4). La poutre est soumise à une charge par unité de longueur p_0 exercée sur son nu supérieur ($z = t_f/2$). Cette sollicitation génère des déformations axiales et transversales et de cisaillement. Les équations de base pour résoudre le problème de la poutre en contact avec une fondation élastique sont brièvement détaillées dans ce paragraphe. Les contraintes normales hors plan σ_{yy} , sont négligées dans ce modèle. La déformation transversale de la poutre, ε_{zz} , est prise en compte.

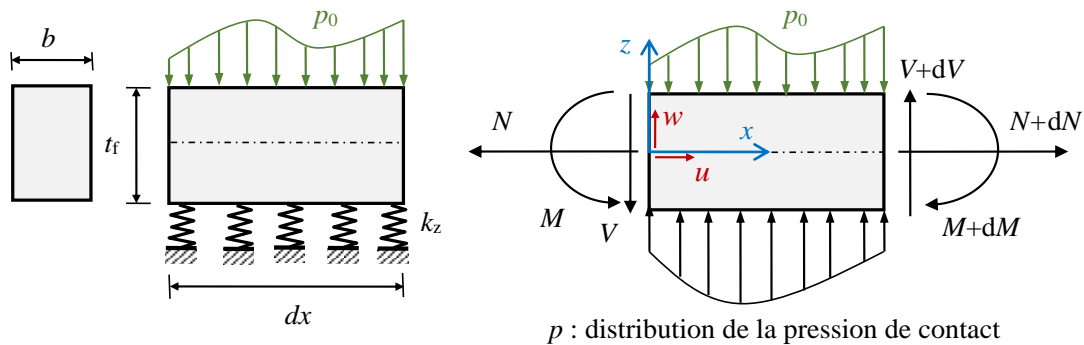


Figure II-4 : Poutre reposant sur une fondation élastique de Winkler

II.2.2.1.a. Équations d'équilibre locales :

Le champ de contrainte doit vérifier les équations d'équilibre interne qui en état plan de contrainte sont :

$$\frac{\partial \sigma_{xx}}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{xz}}{\partial z} = 0 \quad (I.1)$$

$$\frac{\partial \tau_{xz}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_{zz}}{\partial z} = 0 \quad (I.2)$$

σ_{xx} , σ_{zz} et τ_{xz} sont les contraintes normales et de cisaillement.

- **Relations cinématiques**

En petites déformations, la relation entre le tenseur des déformations linéarisées et le champ de déplacements s'écrit :

$$\varepsilon_{xx}(x, z) = \frac{\partial u(x, z)}{\partial x} \quad (I.3)$$

$$\varepsilon_{zz}(x, z) = \frac{\partial w(x, z)}{\partial z} \quad (I.4)$$

$$\varepsilon_{xz}(x, z) = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u(x, z)}{\partial z} + \frac{\partial w(x, z)}{\partial x} \right) \quad (\text{I.5})$$

ε_{xx} , ε_{zz} et ε_{xz} sont les composantes du tenseur de déformation. u et w sont les déplacements axial et transversal respectivement.

- **Loi de comportement**

Les champs de contrainte et de déformation vérifient la loi de Hooke, qui s'écrit :

$$\varepsilon_{xx} = \frac{1}{E} (\sigma_{xx} - \nu \sigma_{zz}) \quad (\text{I.6})$$

$$\varepsilon_{zz} = \frac{1}{E} (\sigma_{zz} - \nu \sigma_{xx}) \quad (\text{I.7})$$

$$\gamma_{xz} = \frac{\tau_{xz}}{G} \quad (\text{I.8})$$

E et G sont les modules d'Young et module de cisaillement respectivement ; et ν est le coefficient de Poisson.

- **Conditions aux limites en contraintes et déplacement**

Sur son nu supérieur, soit pour $z = t_f/2$, la poutre est soumise à la charge répartie p_0 . Les conditions limites en contrainte au nu supérieur sont les suivantes :

$$\sigma_{zz}(x, t_f/2) = -p_0(x) \quad \tau_{xz}(x, t_f/2) = 0 \quad (\text{I.9})$$

Les conditions limites en contrainte au nu inférieur sont les suivantes :

$$\sigma_{zz}(x, -t_f/2) = -p(x) \quad \tau_{xz}(x, -t_f/2) = 0 \quad (\text{I.10})$$

$p(x)$ est la distribution des pressions de contact.

Le déplacement au nu inférieur de la poutre est :

$$w\left(x, -\frac{t_f}{2}\right) = -\frac{p(x)}{k_z} \quad (\text{I.11})$$

Sachant que k_z est la rigidité (par unité de longueur) de la fondation élastique.

Une solution explicite du problème est développée dans le cadre de la théorie des poutres. Le moment fléchissant M , l'effort de cisaillement V et l'effort normal N sont exprimés par unité de longueur de la façon suivante :

$$M(x) = \int_{-t_f/2}^{t_f/2} \sigma_{xx} z dx \quad (\text{I.12})$$

$$V(x) = \int_{-t_f/2}^{t_f/2} \tau_{xz} dz \quad (\text{I.13})$$

$$N(x) = \int_{-t/2}^{t/2} \sigma_{xx} dz \quad (\text{I.14})$$

Les conditions d'équilibre global de la poutre (voir Figure II-4) sont :

$$\frac{dN}{dx} = 0 \quad (\text{I.15})$$

$$\frac{dV}{dx} + p - p_0 = 0 \quad (\text{I.16})$$

$$\frac{dM}{dx} - V = 0 \quad (\text{I.17})$$

En combinant les équations (I.16) et (I.17), on obtient une relation entre la dérivée seconde du moment fléchissant et les distributions p et p_0 :

$$\frac{d^2M}{dx^2} = p_0 - p \quad (\text{I.18})$$

Une première solution peut être obtenue en considérant une poutre de Timoshenko reposant sur une fondation de Winkler. Cependant, pour une fondation assez rigide, cette théorie n'est pas suffisante, car la déformation transversale de la poutre ne peut être négligée. Couchaux *et al.* [II.5] ont étendu la théorie des poutres de Baluch *et al.* [II.6] qui tient compte de cet effet dans un modèle de poutre en contact avec une fondation infiniment rigide. Le modèle de Baluch va être ici étendu pour tenir compte de la présence de fondations élastiques de Winkler.

II.2.2.2. Champ de contrainte initial

En théorie des poutres de Bernoulli, la contrainte longitudinale σ_{xx} a pour expression :

$$\sigma_{xx} = \frac{M(x)}{I_y} z = q^{(4)}(z)M(x) \quad (I.19)$$

Avec

$$I_y = \frac{t_f^3}{12}$$

$$q(z) = \frac{1}{4} \left[z^2 - \frac{z^3}{t_f} + \frac{2z^5}{5t_f^3} \right]$$

$$\bullet^{(i)} = \frac{d^i}{dx^i} \bullet$$

En introduisant l'expression de la contrainte normale axiale Eq. (I.19) dans l'équation d'équilibre local (I.1) et en considérant l'équation (I.17), on obtient :

$$\frac{\partial \tau_{xz}}{\partial z} = -q^{(4)}(z).V(x) \quad (I.20)$$

En intégrant l'équation précédente et en considérant la condition limite en contrainte de cisaillement du nu supérieur donnée par l'équation (I.9), on obtient une expression de la contrainte de cisaillement :

$$\tau_{xz} = -q^{(3)}(z).V(x) \quad (I.21)$$

Qui est introduite dans l'équation d'équilibre local (I.2) pour obtenir :

$$\frac{\partial \sigma_{zz}}{\partial z} = q^{(3)}(z) \frac{dV}{dx} \quad (I.22)$$

De nouveau, en intégrant l'équation (I.22) et en respectant les conditions limites en contrainte transversale pour $z = t_f/2$, Eq.(I.9) et en considérant l'équilibre de la poutre Eq. (I.17), on obtient l'expression de la contrainte normale transversale :

$$\sigma_{zz}(x, z) = q^{(2)}(z) \cdot \frac{d^2 M}{dx^2} - p_0(x) \quad (I.23)$$

Cette expression de la contrainte transversale est valable à la fois dans la zone de contact et dans la zone soulevée, la pression de contact étant nulle dans le dernier cas. Les expressions des contraintes Eq.(I.21) et (I.23), vérifient les équations d'équilibre locales. Ces expressions seront utilisées dans le paragraphe suivant pour construire un champ de déplacement.

II.2.2.3. Champ de déplacement

En combinant la loi de Hooke et les relations cinématiques, le champ de déplacement est établi à partir du champ de contrainte initiale. En remplaçant la contrainte normale et la contrainte transversale dans l'équation (I.6), on obtient la déformation normale transversale :

$$\varepsilon_{zz}(x, z) = \frac{1}{E} \left[q^{(2)}(z) \frac{d^2 M}{dx^2} - p_0(x) - \nu \cdot q^{(4)}(z) M(x) \right] \quad (I.24)$$

En intégrant l'expression de la déformation transversale par rapport à z , on obtient le déplacement transversal :

$$w(x, z) = w_1(x) + w_2(x, z) \quad (I.25)$$

où

$w_1(x)$ est une constante d'intégration et correspond au déplacement de la fibre moyenne alors que $w_2(x, z)$ représente la déviation du déplacement transversal par rapport à celui de la fibre moyenne :

$$w_2(x, z) = \frac{1}{E} \left(q^{(1)}(z) \frac{d^2 M}{dx^2} - p_0(x) z - \frac{\nu z^2}{2I} M(x) \right) \quad (I.26)$$

Ensuite, la relation cinématique correspondant à l'équation Eq. (I.5) est combinée avec la loi de Hooke Eq. (I.8), pour établir une expression du déplacement axial u en fonction du déplacement transversal w et de la contrainte de cisaillement τ_{xz} :

$$\frac{\partial u}{\partial z} = \frac{\tau_{xz}}{G} - \frac{\partial w}{\partial x} \quad (I.27)$$

En substituant la contrainte τ_{xz} et le déplacement w à partir des Equations (I.21) et (I.25) dans (I.27), et l'intégrant par rapport à z , nous obtenons l'expression du déplacement axial décomposé en deux termes :

$$u(x, z) = u_1(x, z) + u_2(x, z) \quad (I.28)$$

où

$$u_1(x, z) = u_0(x) - z \frac{dw_1(x)}{dx} \quad (I.29)$$

$$u_2(x, z) = -\frac{1}{E} \left(q(z) \frac{d^3 M}{dx^3} - \frac{z^2}{2} \frac{dp_0}{dx} + \zeta(z) \frac{dM}{dx} \right) \quad (I.30)$$

avec

$$\zeta(z) = 2(1 + \nu) \left(q^{(2)}(z) - \frac{1}{2} \right) - \frac{\nu z^3}{6I}$$

Le champ de déplacement axial se décompose en deux parties, un champ de déplacement de type Bernoulli plus une partie qui provient de la déformabilité de la section exprimée en fonction des sollicitations et du chargement extérieur. $u_0(x)$ est la constante d'intégration et correspond au

déplacement axial de la fibre moyenne. L'expression de $u(x,z)$ est valable que ce soit dans la zone de contact ou soulevée.

II.2.2.4. Nouveau champ de contrainte

En insérant le déplacement axial $u(x,z)$ (I.28) et la contrainte transversale (I.23), dans la relation (I.6), nous obtenons une nouvelle expression de la contrainte axiale :

$$\sigma_{xx}(x,z) = E\varepsilon_{xx} + \nu\sigma_{zz} = \sigma_{xx,1}(x,z) + \sigma_{xx,2}(x,z) \quad (\text{I.31})$$

où

$$\sigma_{xx,1}(x,z) = E \left[\frac{du_0(x)}{dx} - z \frac{d^2w_1(x)}{dx^2} \right] \quad (\text{I.32})$$

$$\sigma_{xx,2}(x,z) = -q(z) \frac{d^4M(x)}{dx^4} - g(z) \frac{d^2M(x)}{dx^2} + \frac{z^2}{2} \frac{d^2p_0(x)}{dx^2} - \nu p_0(x) \quad (\text{I.33})$$

avec

$$g(z) = \zeta(z) - \nu q^{(2)}(z)$$

La première partie de la contrainte axiale $\sigma_{xx,1}$ correspond à la contrainte standard de type Bernoulli tandis que $\sigma_{xx,2}$ intègre la déformabilité de la section.

II.2.2.5. Efforts internes

En remplaçant la contrainte axiale (I.31) dans l'équation du moment (I.12), une nouvelle expression du moment est obtenue :

$$M(x) = EI \left[\frac{d\phi(x)}{dx} - \frac{6\nu}{5Et_f} \frac{d^2M(x)}{dx^2} \right] \quad (\text{I.34})$$

sachant que

$$\phi(x) = -\frac{dw_1(x)}{dx} + \left(\frac{1}{\alpha_1} + \frac{1}{\alpha_2} \right) \frac{dM(x)}{dx} + \frac{1}{\alpha_3} \frac{d^3M(x)}{dx^3} \quad (\text{I.35})$$

avec

$$\alpha_1 = \frac{5Et_f}{12(1+\nu)}, \quad \alpha_2 = \frac{10Et_f}{3\nu}, \quad \alpha_3 = \frac{1120E}{39t_f}. \quad (\text{I.36})$$

En substituant l'équation (I.18) dans l'équation du moment fléchissant (I.34), nous obtenons une expression alternative pour le moment :

$$M(x) = EI \left[\frac{d\phi(x)}{dx} + \frac{6\nu}{5Et_f} (p(x) - p_0(x)) \right] \quad (\text{I.37})$$

avec

$$\phi(x) = -\frac{dw_1(x)}{dx} + \left(\frac{1}{\alpha_1} + \frac{1}{\alpha_2} \right) \frac{dM(x)}{dx} + \frac{1}{\alpha_3} \left(\frac{dp_0(x)}{dx} - \frac{dp(x)}{dx} \right) \quad (\text{I.38})$$

$\phi(x)$ est assimilé à une rotation de section équivalente dont le premier terme correspond à la rotation de l'axe moyen d'une poutre de Bernoulli. Le second terme correspond à la contribution du cisaillement. Ces deux premiers termes sont présents dans la théorie des poutres de Timoshenko. Le troisième terme correspond à la contribution de la déformabilité transversale à la rotation.

II.2.2.6. Equations dans la zone de contact

II.2.2.6.a. Déplacement transversal de la fibre moyenne

Le déplacement transversal est :

$$w(x, z) = w_1(x) + \frac{1}{E} \left(q^{(1)}(z) \frac{d^2 M}{dx^2} - p_0(x) z - \frac{\nu z^2}{2I} M(x) \right) \quad (\text{I.39})$$

Sachant que le déplacement transversal de la fibre inférieure est :

$$w \left(x, -\frac{t_f}{2} \right) = -\frac{p(x)}{k_z} \quad (\text{I.40})$$

Le déplacement transversal de la fibre moyenne devient :

$$w_1(x) = \frac{d^2 M(x)}{dx^2} \left[\frac{13t_f}{32E} + \frac{1}{k_z} \right] - p_0(x) \left[\frac{t_f}{2E} + \frac{1}{k_z} \right] + \frac{3\nu}{2Et_f} M(x) \quad (\text{I.41})$$

Ce déplacement dépend du moment et de sa dérivée seconde, de la charge p_0 , ainsi que de la rigidité de la fondation élastique. L'équation obtenue par Couchaux *et al.* [II.5] pour des poutres en contact avec un support rigide peut être obtenue en faisant tendre k_z vers l'infini.

II.2.2.6.b. Équation différentielle en moment

En introduisant la dérivée de w_1 (I.41) dans l'expression du moment fléchissant (I.34), on obtient :

$$\frac{d^4 M(x)}{dx^4} - 2\alpha_x \frac{d^2 M(x)}{dx^2} + \beta_x M(x) = \rho_x \frac{d^2 p_0}{dx^2} \quad (\text{I.42})$$

avec

$$\alpha_x = \frac{42}{t_f (13t_f + 35E/k_z)} ; \beta_x = \frac{420}{t_f^3 (13t_f + 35E/k_z)} ; \rho_x = -\frac{35(2E/k_z - t_f)}{2(13t_f + 35E/k_z)}$$

L'équation obtenue par Couchaux *et al.* [II.5] pour des poutres en contact avec un support rigide peut être retrouvée en faisant tendre k_z vers l'infini.

Cette équation différentielle n'est valable que dans la zone de contact et a comme solution générale :

$$M(x) = e^{-a_0 x} [C_1 \cos(b_0 x) + C_2 \sin(b_0 x)] + e^{a_0 x} [C_3 \cos(b_0 x) + C_4 \sin(b_0 x)] \quad (\text{I.43})$$

avec

$$a_0 = \sqrt[4]{\beta_x} \cos \left[\frac{\arccos \left(\frac{\alpha_x}{\sqrt{\beta_x}} \right)}{2} \right]; \quad b_0 = \sqrt[4]{\beta_x} \sin \left[\frac{\arccos \left(\frac{\alpha_x}{\sqrt{\beta_x}} \right)}{2} \right] \quad (\text{I.44})$$

C_1, C_2, C_3 et C_4 sont des constantes d'intégration.

Les constantes C_i seront calculées à partir des conditions aux limites des efforts internes de la zone de contact.

II.2.3. Modèles analytiques de poutres et tronçons en L en contact avec une fondation élastique

II.2.3.1. Introduction

Dans ce paragraphe, deux exemples de poutre en contact avec un support élastique seront étudiés. Dans un premier temps, nous traiterons le cas d'une poutre élastique reposant sur une fondation de Winkler. Cette poutre est soumise à une charge de compression uniformément répartie appliquée sur une certaine longueur. La poutre est initialement en contact avec un support élastique. Lorsque la force de compression est appliquée la poutre se soulève et, par conséquent, seule une certaine partie de la poutre reste en contact avec le support. La distribution de la pression de contact et la longueur de la zone de contact seront évaluées. Dans le deuxième exemple, un ressort en rotation est ajouté à l'extrémité de la poutre afin de tenir compte de l'interaction avec un autre élément (tube, cornière verticale). L'influence de ce ressort en rotation sera étudiée par comparaison avec le premier exemple. Un modèle simplifié sera proposé et comparé aux modèles numériques dans le paragraphe II.2.4.

II.2.3.2. Poutre en contact avec un support élastique

Le présent exemple porte sur une poutre prismatique d'épaisseur t_f et de largeur unitaire. La poutre a une longueur L , suffisamment importante pour que le soulèvement puisse se produire. La fibre inférieure de la poutre est initialement en contact avec une fondation de Winkler de rigidité k_z . La poutre est soumise à une charge de compression uniformément répartie sur une longueur t_t (voir Figure II-5-a). L'application de cet effort de compression entraîne un soulèvement à une distance ξ de l'extrémité gauche de la poutre (voir Figure II-5-b). Le modèle proposé permettra d'évaluer la longueur ξ , la répartition de la pression de contact $p(x)$ dans la zone de contact et enfin la rigidité. Enfin, une distribution de la pression de contact simplifiée sera proposée dans le paragraphe II.2.3.2.c afin d'évaluer simplement la rigidité.

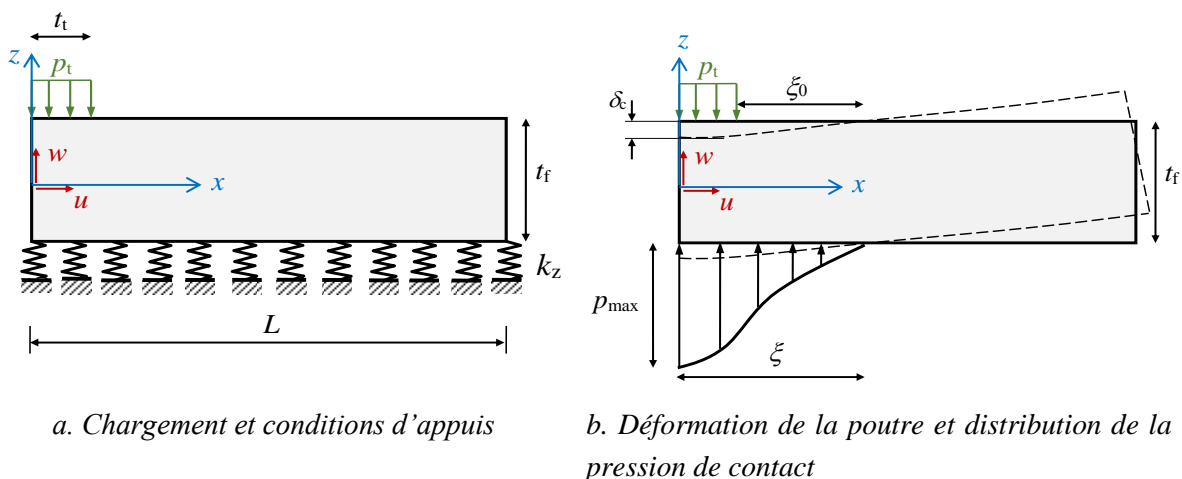


Figure II-5 : Poutre en contact avec une fondation élastique

II.2.3.2.a. Modèle analytique

Sous la charge de compression uniformément répartie, l'équation différentielle du moment (I.42) devient :

$$\frac{d^4 M(x)}{dx^4} - 2\alpha_x \frac{d^2 M(x)}{dx^2} + \beta_x M(x) = 0 \quad (\text{I.45})$$

La pression de contact peut être déterminée à partir de ce moment fléchissant dont l'expression est donnée par la solution générale de l'équation :

$$M(x) = e^{-a_0 x} [C_1 \cos(b_0 x) + C_2 \sin(b_0 x)] + e^{a_0 x} [C_3 \cos(b_0 x) + C_4 \sin(b_0 x)] \quad (\text{I.46})$$

La charge de compression est répartie sur une longueur t_t de la poutre, la longueur de la zone de contact est exprimée sous la forme suivante :

$$\xi = t_t + \xi_0 \quad (\text{I.47})$$

La poutre peut être divisée en deux parties :

- **Partie 1** : $0 \leq x \leq t_t$

L'équation du moment de cette partie est :

$$M(x) = e^{-a_0 x} [c_1 \cos(b_0 x) + c_2 \sin(b_0 x)] + e^{a_0 x} [c_3 \cos(b_0 x) + c_4 \sin(b_0 x)] \quad (\text{I.48})$$

c_1, c_2, c_3 et c_4 sont des constantes d'intégration.

Dans ce premier tronçon, le moment fléchissant et l'effort tranchant sont nuls en $x = 0$, ce qui donne les deux premières conditions aux limites :

$$M(0) = 0 \quad (\text{I.49})$$

$$V(0) = \frac{dM}{dx}(0) = 0 \quad (\text{I.50})$$

- **Partie 2** : $t_t \leq x \leq t_t + \xi_0$

L'équation du moment dans la seconde partie est :

$$M(x) = e^{-a_0 x} [d_1 \cos(b_0 x) + d_2 \sin(b_0 x)] + e^{a_0 x} [d_3 \cos(b_0 x) + d_4 \sin(b_0 x)] \quad (\text{I.51})$$

d_1, d_2, d_3 et d_4 sont des constantes d'intégration.

Le moment fléchissant, l'effort tranchant et la pression de contact sont nuls pour $x = \xi$, soit :

$$p(t_t + \xi_0) = 0 \quad (\text{I.52})$$

$$M(t_t + \xi_0) = 0 \quad (\text{I.53})$$

$$V(t_t + \xi_0) = 0 \quad (I.54)$$

Les conditions de continuité en moment et effort tranchant imposent :

$$M(t_t^-) = M(t_t^+) \quad (I.55)$$

$$V(t_t^-) = V(t_t^+) \quad (I.56)$$

En complément, les conditions de continuité en rotation et déplacement transversal de la fibre moyenne de la poutre donnent :

$$\phi(t_t^-) = \phi(t_t^+) \quad (I.57)$$

$$w_0(t_t^-) = w_0(t_t^+) \quad (I.58)$$

Ce problème comporte 9 inconnues, la longueur de la zone de contact, et les constantes d'intégration liées à l'équation du moment des deux parties [ξ , c_i , d_i , ($i=1,2,3,4$)]. Les conditions aux limites des parties 1 et 2, ainsi que la continuité en efforts internes, rotation et déplacement transversal de la poutre donnent 9 équations indépendantes qui permettent de résoudre ce problème. Les constantes d'intégration [c_i , d_i ($i = 1, \dots, 4$)] sont d'abord exprimées en fonction de ξ . Ces constantes sont déduites des contraintes cinématiques et statiques (équations (I.49), (I.50) et de (I.53) à (I.58)). Enfin, en remplaçant ces constantes d'intégration dans l'équation (I.52), nous obtenons une équation non linéaire en ξ_0 .

II.2.3.2.b. Application à l'étude d'une double cornière

Le modèle proposé va être appliqué afin d'analyser le comportement sous un effort de compression d'une double cornière de $90 \times 90 \times 10$ en contact avec l'âme d'une pièce de pont de 10 mm d'épaisseur (voir Figure II-6-a), mais en négligeant le maintien en rotation dû à l'aile verticale dans un premier temps (voir Figure II-6-b). L'effet du maintien en rotation sera analysé dans le paragraphe II.2.3.3.b.

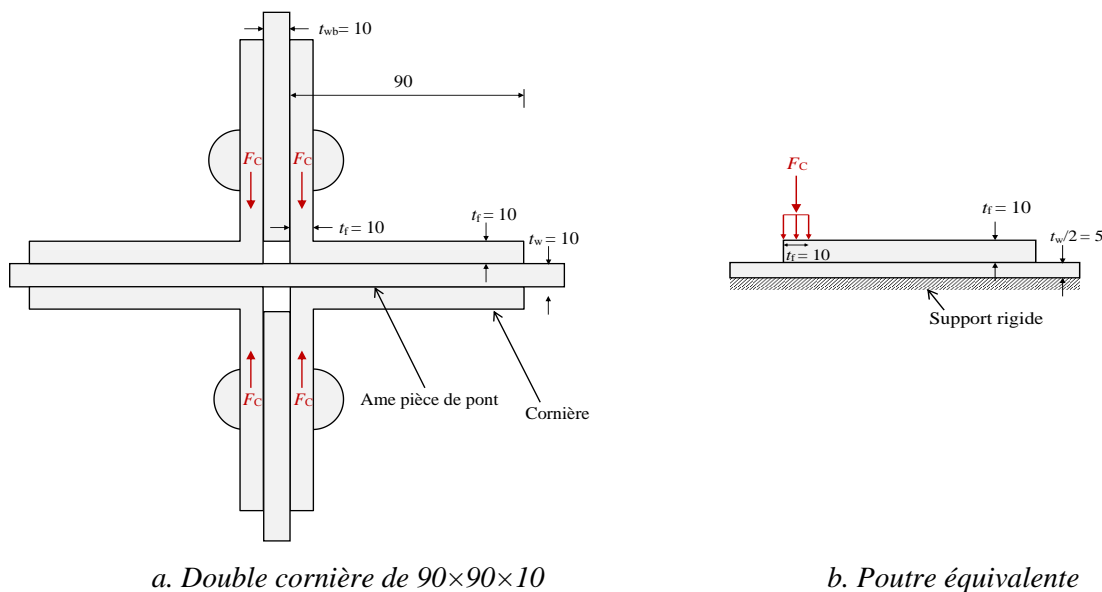


Figure II-6 : Exemple étudié (dimension en mm)

L'épaisseur de la poutre équivalente est égale à 10 mm. Une charge uniformément répartie égale à 10 N/mm est appliquée sur une longueur de 10 mm correspondant à l'épaisseur de la cornière verticale. Le support flexible se compose d'une poutre d'épaisseur 5 mm fixée en partie inférieure (voir Figure II-6-b). La rigidité de la fondation de Winkler est calculée en considérant une contrainte transversale constante sur l'épaisseur $t_w/2$ ce qui donne :

$$k_z = \frac{E}{t_w / 2} \quad (I.59)$$

Lorsque la poutre est en contact avec un support rigide, il suffit de faire tendre la rigidité de la fondation k_z vers l'infini. Les distributions des pressions de contact calculées en considérant des appuis rigides ou élastiques sont comparées à la Figure II-7. L'allure de la pression de contact est légèrement non linéaire et n'est pas clairement impactée par les conditions d'appui. La longueur de la zone de contact est comprise entre 13 et 15 mm. Comme prévu, la pression de contact est discontinue à la jonction entre les parties 1 et 2 ($x = t_1$).

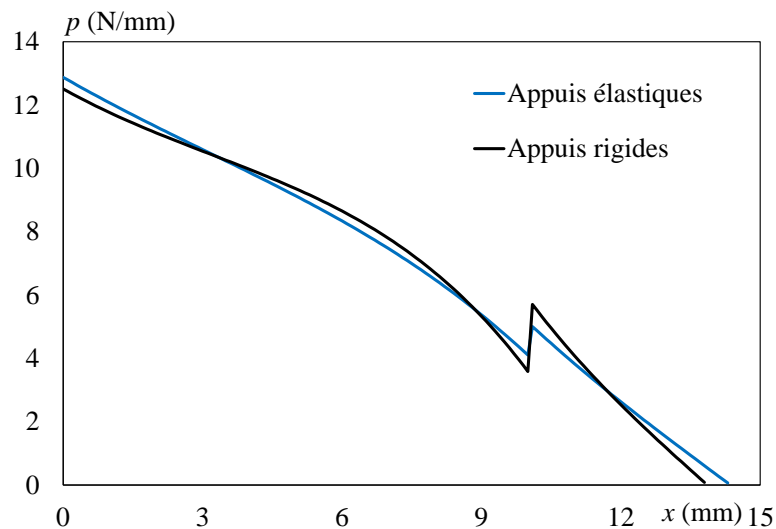


Figure II-7 : Pression de contact

Le déplacement transversal de la fibre supérieure de la poutre est présenté à la Figure II-8 pour les supports rigide et flexible. Le déplacement transversal de la fibre supérieure de la poutre est discontinu, contrairement à la fibre moyenne de la poutre. Ces discontinuités résultent de la discontinuité de la charge appliquée sur la fibre supérieure. Le déplacement maximal est évidemment influencé par la nature des conditions d'appui. Le déplacement transversal maximal se produit à l'origine et est très sensible aux conditions d'appui, étant plus faible en présence d'un appui rigide.

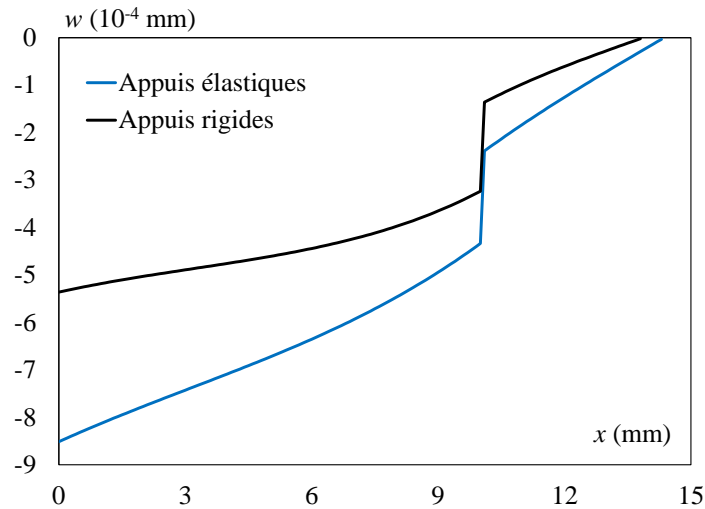


Figure II-8 : Déplacement transversal de la fibre supérieure de la poutre

II.2.3.2.c. Modèle simplifié de la poutre sur un support flexible ou rigide

Dans le paragraphe précédent, il a été mis en évidence que la répartition de la pression de contact est quasiment linéaire, sauf à la transition entre les parties 1 et 2. Nous allons donc supposer pour simplifier que la répartition de la pression de contact est linéaire afin d'évaluer plus aisément la pression de contact maximale et surtout le déplacement transversal et donc la rigidité en compression. La distribution de la pression de contact est représentée à la Figure II-9. La pression de contact maximale se produit pour $x = 0$ et est nulle en $x = \xi$.

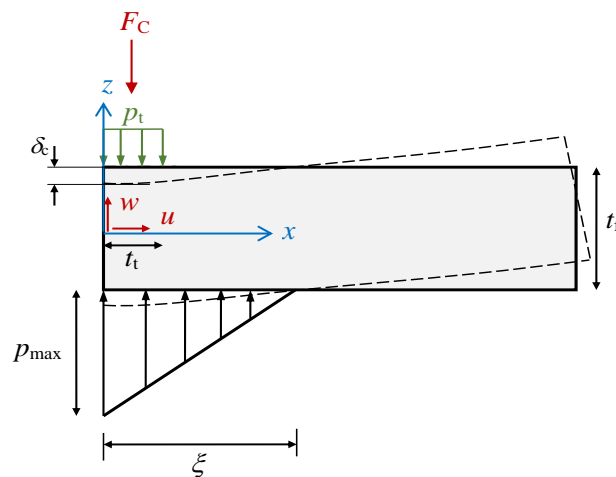


Figure II-9 : Distribution linéaire de la pression de contact

La pression de contact et la longueur de la zone de contact peuvent être dérivées des équations d'équilibre de la poutre :

$$\xi = \frac{3}{2}t_t \quad (\text{I.60})$$

$$p_{\max} = \frac{4 F_c}{3 t_t} \quad (\text{I.61})$$

Le déplacement de la fibre supérieure de la poutre devient :

$$\delta_c = -\frac{t_f}{2E} (p_{\max} + p_t) + w_p(0) \quad (\text{I.62})$$

avec

$$w_p(0) = -\frac{p_{\max}}{k_z}$$

En remplaçant l'expression de la pression de contact (I.61) dans l'équation (I.62), nous obtenons le déplacement transversal maximum :

$$\delta_c = -\left(\frac{7t_f}{6E} + \frac{4}{3k_z}\right) \frac{F_c}{t_t} \quad (\text{I.63})$$

La rigidité en compression de la poutre sur appuis élastiques devient :

$$k_c = \frac{t_t}{\frac{7t_f}{6} + \frac{4E}{3k_z}} E \quad (\text{I.64})$$

L'équation (I.64) indique que la rigidité en compression de la poutre ne dépend que des dimensions de la poutre et de la rigidité du support élastique. La distribution de la pression de contact calculée avec le modèle analytique en considérant les supports élastiques et rigides est comparée aux résultats de la méthode simplifiée à la Figure II-10. La pression de contact calculée par le modèle simplifié ne dépend pas des conditions d'appui. Les résultats du modèle simplifié sont proches de ceux du modèle analytique. Les déplacements transversaux calculés avec les modèles analytique et simplifié sont comparés à la Figure II-11. Les deux modèles donnent des résultats similaires quel que soit le support étudié.

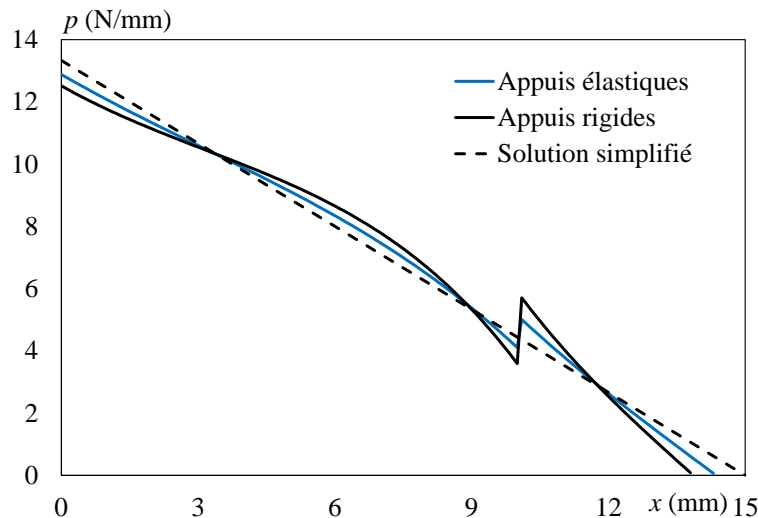


Figure II-10 : Pression de contact de la poutre : modèles analytique et simplifié

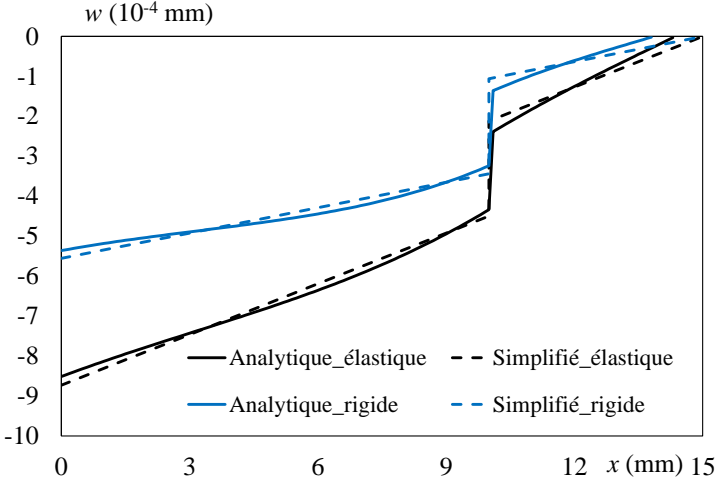


Figure II-11 : Déplacement transversal de la fibre supérieure : modèles analytiques et simplifié

II.2.3.3. Tronçons en L en contact avec des appuis élastiques

En pratique, la platine est maintenue en flexion par un composant vertical ; la paroi du tube pour les assemblages par brides circulaires boulonnées (voir Figure II-12-a), l'aile verticale pour les doubles cornières (voir Figure II-12-b). Cette interaction peut être modélisée par un ressort en rotation dont les caractéristiques mécaniques dépendent de la configuration de l'assemblage.

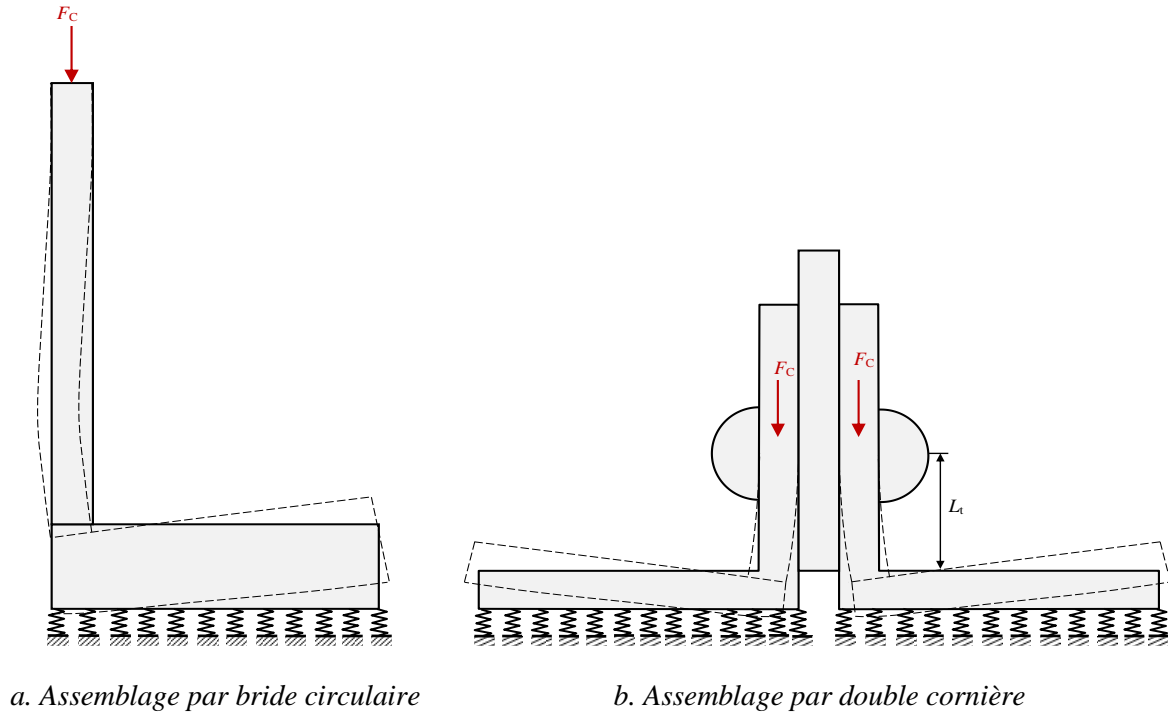


Figure II-12 : Tronçon en L en compression

Pour des assemblages par bride circulaire, la rigidité en flexion de la paroi du tube peut être déterminée à l'aide de la théorie des coques ([II.16], [II.17]), ce qui donne :

$$k_{\theta} = 2\beta D_t \quad (\text{I.65})$$

avec

$$\beta = \sqrt[4]{\frac{3(1-\nu^2)}{R^2 t_t^2}}$$

$$D_t = \frac{Et_t^3}{12(1-\nu^2)}$$

R est le rayon moyen du tube.

Pour l'assemblage par double cornière, l'aile verticale est supposée encastée au droit de l'axe du boulon/rivet (voir Figure II-12-b), la rigidité en rotation est donc :

$$k_{\theta} = \frac{EI_f}{L_t} \quad (\text{I.66})$$

Sachant que L_t est la distance entre l'axe du boulon/rivet et l'aile horizontale.

Dans cette section, la rigidité en compression sera déduite en considérant le ressort en rotation à l'extrémité gauche de la poutre (voir Figure II-13).

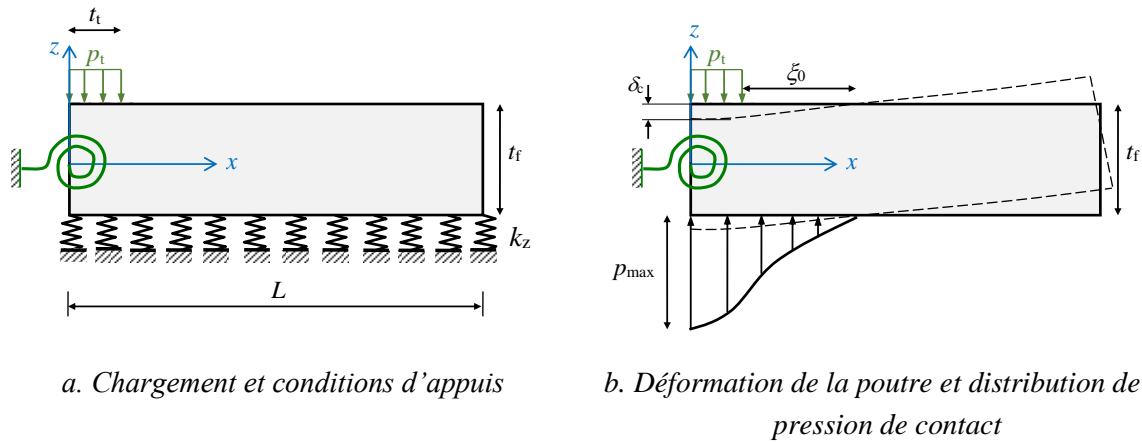


Figure II-13 : Poutre avec ressort flexionnel reposant sur appuis élastiques

II.2.3.3.a. Modèle analytique

L'équation d'équilibre de la poutre est identique à celle décrite dans la section précédente [voir Eq. (I.45)]. L'expression du moment fléchissant est donnée par la solution générale de son équation différentielle :

$$M(x) = e^{-a_0 x} [C_1 \cos(b_0 x) + C_2 \sin(b_0 x)] + e^{a_0 x} [C_3 \cos(b_0 x) + C_4 \sin(b_0 x)] \quad (I.67)$$

Les conditions aux limites de ce problème sont exactement les mêmes que dans la section précédente, sauf que dans la partie 1 où $0 \leq x \leq t$, le moment fléchissant en $x = 0$ n'est pas nul et est égal à :

$$M(0) = -k_0 \times \phi(0) \quad (I.68)$$

k_0 est la rigidité flexionnelle du ressort.

De même que dans la section précédente, le système d'équations comporte 9 inconnues. Les équations statiques et cinématiques [équations (I.50) à (I.58)] s'appliquent et sont complétées par l'équation (I.68) au lieu de l'équation (I.49). En suivant la procédure décrite dans le paragraphe II.2.3.2.a, la valeur de ξ et les coefficients c_i et d_i sont obtenus en résolvant une équation non linéaire.

II.2.3.3.b. Application à l'étude d'une double cornière

L'exemple étudié dans le paragraphe II.2.3.2.b est repris dans cette section en considérant une longueur L_t égale à 35mm (voir Figure II-14).

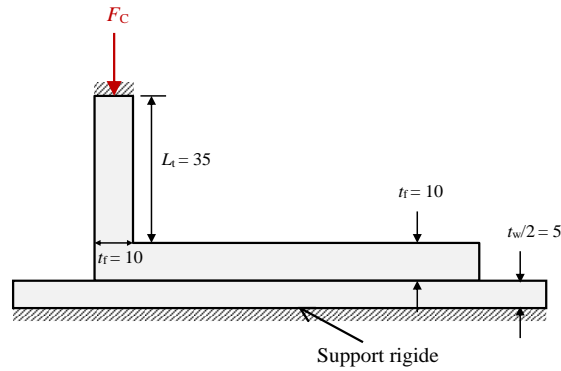


Figure II-14 : Tronçon en L en compression (dimension en mm)

Les distributions de la pression de contact calculées avec les modèles poutre et tronçon en L sont présentées à la Figure II-15. La distribution de la pression de contact est quasiment linéaire pour les deux modèles. La longueur de la zone de contact est plus grande avec le modèle tronçon en L et la pression de contact maximale est inférieure à celle obtenue avec le modèle poutre. Le déplacement transversal des deux modèles est présenté à la Figure II-16. Le déplacement maximum des deux modèles est obtenu à l'extrémité gauche (pour $x = 0$). Du fait de la présence du ressort flexionnel, le déplacement maximal du modèle tronçon L est logiquement inférieur à celui du modèle poutre. Néanmoins, la différence reste faible dans le cas présent.

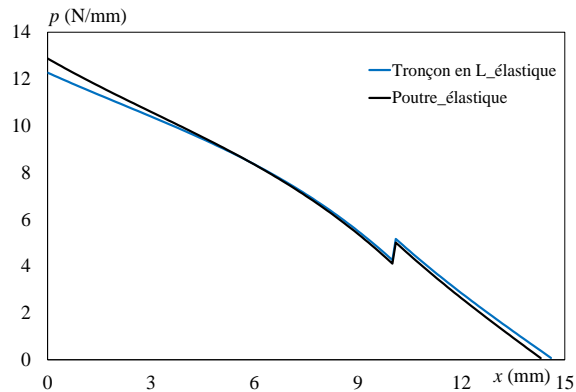


Figure II-15 : Distribution de la pression de contact : modèles poutre et tronçon en L

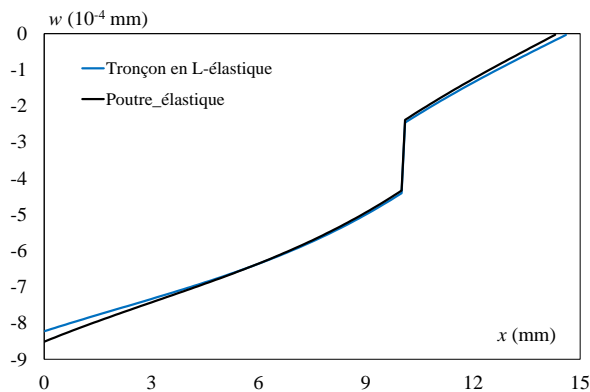


Figure II-16 : Déplacement transversal : modèles poutre et tronçon en L

II.2.3.3.c. Modèle simplifié de tronçon en L

L'exemple étudié a mis en évidence que la distribution de la pression de contact est quasiment linéaire, sauf à la transition entre les parties 1 et 2. La distribution de la pression de contact va donc être supposée linéaire (voir Figure II-17) afin de déduire une expression simple de la rigidité en compression du tronçon en L.

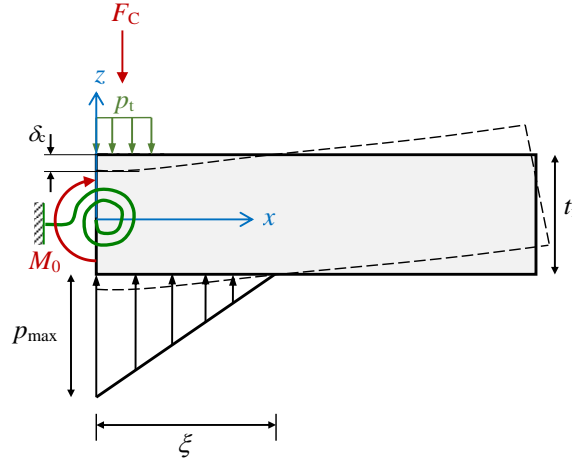


Figure II-17 : Distribution linéaire de la pression de contact du modèle tronçon en L

L'équilibre de la poutre donne :

$$F_C = \frac{1}{2} p_{\max} \xi \quad (\text{I.69})$$

$$M_0 = \frac{p_{\max} \xi^2}{6} - \frac{F_C t_f}{2} \quad (\text{I.70})$$

Sachant que :

$$M_0 = -k_0 \times \theta_0 \quad (\text{I.71})$$

θ_0 est la rotation à $x = 0$ et est déterminée à l'aide de l'équation (I.38) :

$$\theta_0 = \phi(x=0) = -\frac{dw_0(0)}{dx} + \left(\frac{1}{\alpha_1} + \frac{1}{\alpha_2} \right) \frac{dM(0)}{dx} + \frac{1}{\alpha_3} \frac{d^3M(0)}{dx^3} \quad (\text{I.72})$$

Avec :

$$\frac{dw_0}{dx}(x=0) = \frac{d^3M(0)}{dx^3} \left(\frac{13t_f}{32E} + \frac{1}{k_z} \right) + \frac{3\nu}{2Et_f} \frac{dM(0)}{dx} \quad (\text{I.73})$$

Avec la distribution simplifiée de la pression de contact, l'expression du moment fléchissant de la partie 1 devient :

$$M(x) = -M_0 + p_t \frac{x^2}{2} - p_{\max} \left(\frac{x^2}{2} - \frac{x^3}{6\xi} \right) \quad (\text{I.74})$$

En insérant la dérivée du moment fléchissant (I.74) dans l'équation (I.72), nous obtenons la rotation θ_0 :

$$\theta_0 = \alpha \frac{P_{\max}}{\xi} \quad (\text{I.75})$$

Et

$$\alpha = \frac{1}{\alpha_3} - \frac{13t_f}{32E} - \frac{1}{k_z} \quad (\text{I.76})$$

En remplaçant l'équation (I.75) dans (I.70), on obtient un polynôme de degré 3 exprimé en ξ :

$$2\xi^3 - 3t_f\xi^2 + 12\alpha k_0 = 0 \quad (\text{I.77})$$

La seule solution réelle et positive de cette équation est :

$$\xi = \frac{t_f}{2} \left(\varphi + \frac{1}{\varphi} + 1 \right) \quad (\text{I.78})$$

Avec

$$\varphi = \sqrt[3]{1 - 2\beta + 2\sqrt{\beta^2 - \beta}}$$

$$\beta = \frac{12k_0}{t_f^3} \left[\frac{1}{\alpha_3} - \left(\frac{13t_f}{32E} + \frac{1}{k_z} \right) \right]$$

La valeur de ξ ne dépend que des dimensions de l'assemblage et de la rigidité de la fondation. Contrairement au modèle poutre, la longueur de la zone de contact dépend de la nature des appuis. La solution simplifiée de la pression de contact et le déplacement transversal seront déterminés pour les deux types d'appuis. Pour une valeur de k_0 égale à zéro, nous retrouvons la valeur de $\xi = 3t_f/2$ obtenue à l'aide du modèle poutre.

La pression de contact maximale obtenue avec le modèle simplifié est :

$$P_{\max} = \frac{2}{\xi} F_c \quad (\text{I.79})$$

Le déplacement transversal maximum est alors :

$$\delta_c = - \left[\frac{t_f}{2} \left(\frac{1}{t_f} + \frac{2}{\xi} \right) + \frac{2E}{k_z \xi} \right] \times \frac{F_c}{E} \quad (\text{I.80})$$

Donc, la rigidité en compression du tronçon en L sur appui élastique est :

$$k_c = \frac{E}{\frac{t_f}{2} \left(\frac{1}{t_f} + \frac{2}{\xi} \right) + \frac{2E}{k_z \xi}} \quad (\text{I.81})$$

La solution simplifiée du modèle de tronçon en L reposant sur un appui rigide peut être obtenue en négligeant le terme $1/k_z$. Les distributions de la pression de contact calculées avec les modèles analytique et simplifiée sont présentées à la Figure II-18 en présence de supports élastique et rigide. La longueur de la zone de contact calculée par le modèle simplifié est un peu plus large que celle du modèle analytique. Les résultats obtenus à l'aide des deux modèles sont proches. Les déplacements transversaux calculés avec les modèles analytique et simplifié sont comparés à la Figure II-19. Les résultats sont également similaires.

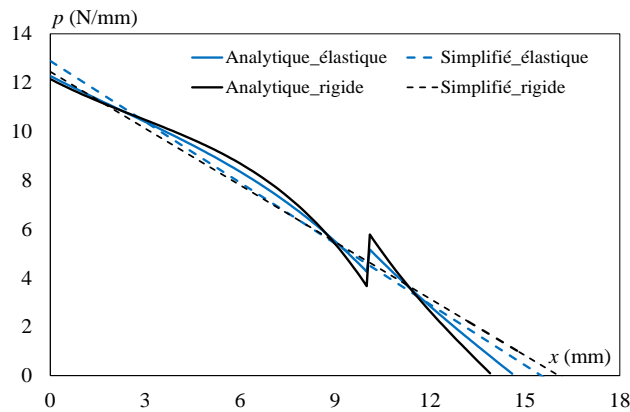


Figure II-18 : Pression de contact de tronçons en L : modèles analytique et simplifié

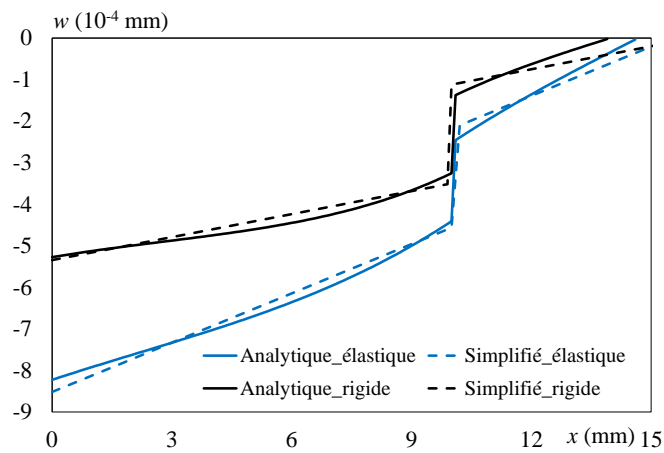


Figure II-19 : Déplacement transversal de la fibre supérieure de tronçons en L : modèles analytique et simplifié

II.2.4. Modèle numérique

II.2.4.1. Introduction

Des modèles de calcul par éléments finis ont été développés sur ANSYS afin de valider les modèles analytiques présentés dans le paragraphe précédent. Des modèles de poutre et tronçons en L en contact avec un support élastique ou rigide ont été mis en œuvre. L'exemple numérique de la double cornière connectée à l'âme d'une poutre en I étudié dans le paragraphe précédent (voir Figure II-6) sera modélisé. Dans le premier modèle, on suppose deux poutres déformables en contact soumises à une charge de compression. Ensuite, un modèle numérique simplifié de tronçon en L en contact avec une poutre déformable sera développé. Les résultats obtenus avec les modèles numériques seront confrontés aux prédictions des modèles analytiques.

II.2.4.2. Poutre en contact avec supports flexible/rigide

II.2.4.2.a. Modèle de calcul par éléments finis

Les analyses numériques sont effectuées avec le code de calcul par éléments finis ANSYS. Les deux poutres sont modélisées par des éléments plans quadratiques à 8-nœuds (PLANE 183). La taille de maillage est prise égale à 0.5 mm. Une analyse de sensibilité a confirmé que cette taille de maillage est adéquate. Le matériau est élastique linéaire avec un module d'Young E égale à 210 GPa et un coefficient de poisson ν égal à 0,3. Les déplacements sont supposés petits et le frottement est négligé. L'algorithme Lagrangien augmenté est utilisé pour résoudre le problème de contact. Une poutre déformable (1^{ère} poutre) d'épaisseur t_f égale à 10 mm (épaisseur de la cornière) et de longueur L_f égale à 90 mm (longueur de la cornière) est initialement en contact avec une autre poutre déformable (2^{ème} poutre). La deuxième poutre a une épaisseur de 5 mm et sa longueur est égale au double de la longueur de la poutre supérieure. Cette longueur est suffisante pour permettre le développement du contact. Les éléments de contact sont mis en place entre deux poutres (voir Figure II-20). Dans ce modèle, deux types d'éléments de contact sont utilisés, le contact surface-surface et le contact nœud-surface. Il convient de mentionner que l'utilisation de la formulation du contact nœud-surface réduit la pénétration, en particulier à proximité de l'extrémité de la poutre, où une concentration de contrainte se développe. En ce qui concerne la poutre en contact avec un support rigide, la 2^{ème} poutre sera remplacée par une ligne rigide. Dans ces deux modèles, une charge uniformément répartie p_t égale à 10 N/mm est appliquée à la fibre supérieure de la poutre supérieure.

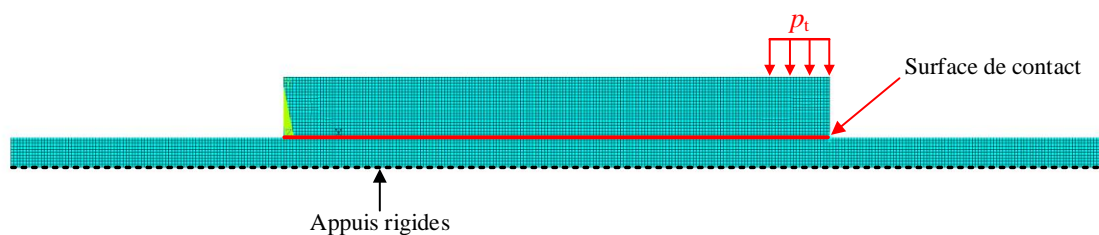


Figure II-20 : Modélisation de la poutre en contact avec le support flexible

II.2.4.2.b. Comparaison des résultats numérique et analytique du modèle poutre

Les pressions de contact évaluées numériquement et analytiquement pour une poutre en contact avec des supports élastiques ou rigides sont présentées à la Figure II-21. Pour la poutre en contact avec un support élastique, la longueur de la zone de contact est bien estimée par les modèles analytique et simplifié. La pression de contact maximale est également bien évaluée. Cependant, une concentration de contrainte est observée dans le modèle numérique en raison de la distorsion du maillage. Ce phénomène n'est pas observé dans le modèle numérique de la poutre en contact avec un support rigide. Pour la poutre en contact avec un support rigide, les résultats analytiques et numériques sont également proches. La longueur de la zone de contact est bien estimée par le modèle analytique cependant le modèle simplifié surestime légèrement ce paramètre.

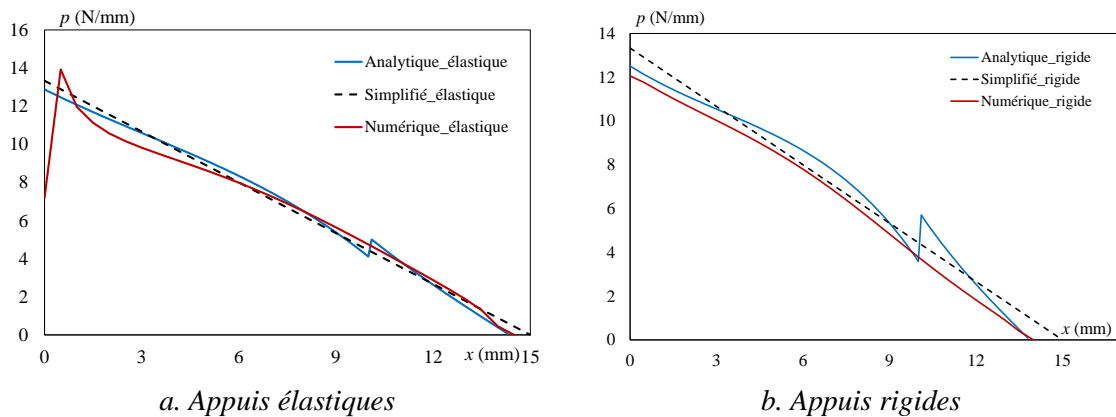


Figure II-21 : Pression de contact du modèle poutre : Modèles analytiques et numériques

Le déplacement transversal du nu supérieur de la poutre est également présenté à la Figure II-22 pour les poutres en contact avec des supports élastiques et rigides. Les résultats obtenus par le modèle analytique sont proches des résultats numériques que les poutres soient en contact avec des supports élastiques ou rigides. Les résultats sont plus satisfaisants pour le support élastique. Les modèles analytiques surestiment le déplacement transversal et sous-estiment donc la rigidité en compression.

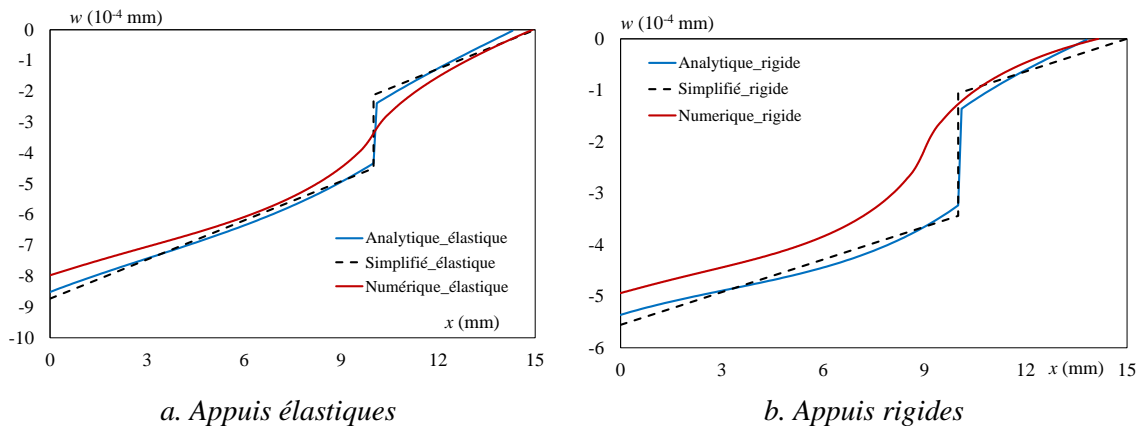


Figure II-22 : Déplacement transversal de la poutre : Modèles analytiques et numériques

II.2.4.3. Tronçons en L en contact avec des supports flexible/rigide

II.2.4.3.a. Modèle de calcul par éléments finis

Le modèle de calcul par éléments finis du tronçon en L est présenté à la Figure II-23. L'aile verticale de longueur L_v est ajoutée. Cette aile est en contact avec l'âme du longeron. Ses déplacements horizontaux sont limités par la condition de contact. Le déplacement vertical de cette aile est supposé uniforme dans son épaisseur. Une force de compression est appliquée en haut de l'aile verticale du tronçon en L.

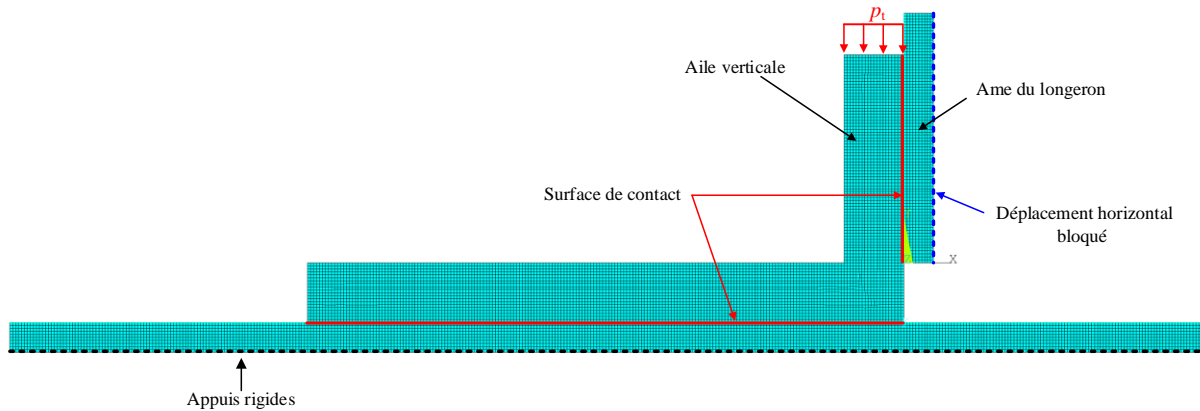


Figure II-23 : Modélisation de tronçons en L en contact avec un support élastique

II.2.4.3.b. Comparaison des résultats numérique et analytique du modèle tronçon en L

Les pressions de contact évaluées avec les modèles numériques et analytiques sont illustrées à la Figure II-24. La pression de contact maximale prédite par le modèle analytique est plus importante que celle obtenue avec le modèle numérique pour le tronçon en L sur appuis rigides. La longueur de la zone de contact obtenue avec le modèle numérique est légèrement supérieure à celle du modèle analytique. Cette différence entre les deux modèles pourrait être due à la sensibilité de la taille de maillage. Cependant, cette comparaison nous permet d'observer que les modèles analytiques donnent des résultats très satisfaisants.

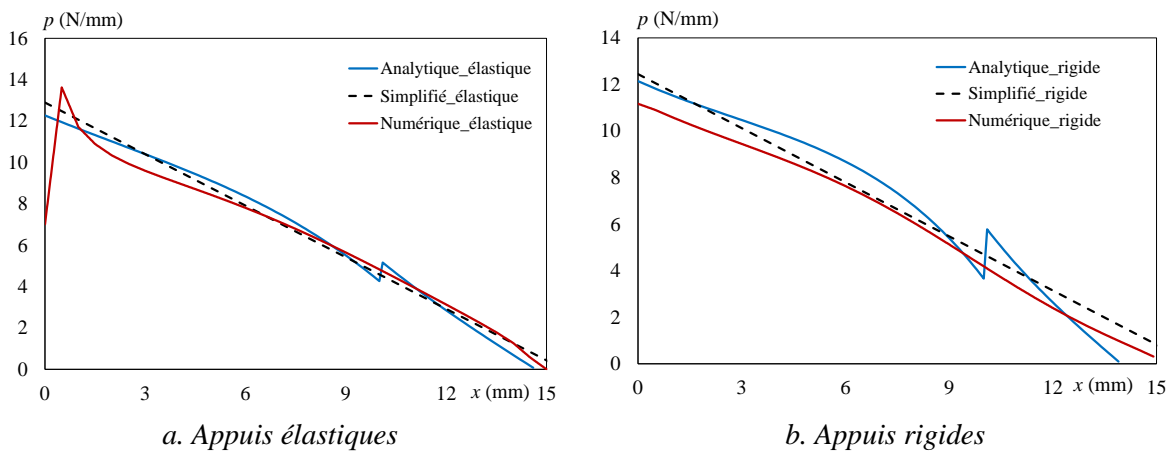


Figure II-24 : Pression de contact des tronçons en L : Modèles analytiques et numériques

L'évolution du déplacement transversal du nu supérieur de la poutre est présentée à la Figure II-25 pour les tronçons en L en contact avec des supports flexibles et rigides. La précision des résultats est meilleure avec l'appui élastique. Cette conclusion est similaire à celle du modèle poutre. Le modèle analytique surestime toujours le déplacement transversal maximal et sous-estime donc la rigidité.

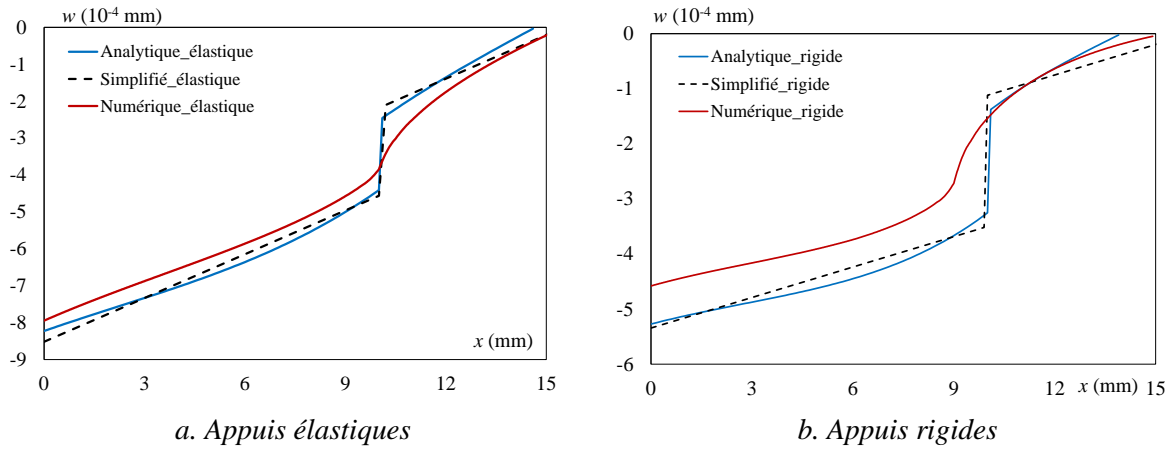


Figure II-25 : Déplacement transversal du tronçon en L : Modèles analytique et numérique

II.2.5. Étude de sensibilité

Dans le paragraphe précédent, la géométrie étudiée était basée sur l'assemblage de longeron sur pièce de pont de la ligne 2 du métro parisien. Les modèles analytiques et simplifiés ont été confrontés aux résultats de simulations numériques. Ces comparaisons ont abouti à une bonne concordance des modèles analytique et numérique. En complément, deux autres géométries d'assemblage par double cornière seront étudiées analytiquement dans ce paragraphe, et comparées avec l'assemblage du Pont du Nord nommé configuration (1) (voir Tableau II-2). La configuration 2 fait référence à la géométrie du spécimen testé en flexion et présentée dans le chapitre III. La configuration 3 correspond à l'assemblage testé par Al-Emrani [II.9]. L'objectif est d'étudier l'influence de certains paramètres géométriques sur la réponse du modèle et notamment l'effet de l'épaisseur de la cornière et de l'âme du support sur la pression de contact et le déplacement transversal.

Tableau II-2 : Géométries des assemblages

Configuration	Référence	Géométrie			
		t_f (mm)	t_w (mm)	L_t (mm)	F_c (N)
Configuration (1)	Pont du Nord	10	10	35	10×10
Configuration (2)	Assemblage testé	9	25	36	9×100/9
Configuration (3)	Al-Emrani [II.9]	9	13	26	

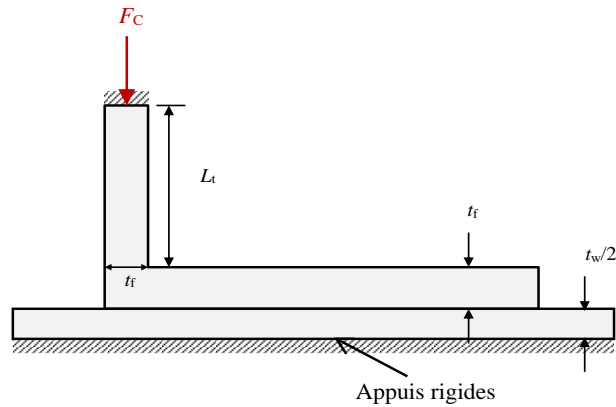


Figure II-26 : Géométrie de l'assemblage

La pression de contact des trois configurations est présentée à la Figure II-27 en présence d'appuis élastiques et rigides. Pour les deux types de supports, la longueur de la zone de contact de la configuration 1 est plus importante que pour les deux autres configurations. Par ailleurs, la pression de contact maximale est plus faible. La longueur de la zone de contact est ainsi directement liée à l'épaisseur de la cornière comme le modèle simplifié a pu le mettre en évidence (voir équation (I.78)). Par ailleurs, les pressions de contact des configurations (2) et (3) sont quasiment identiques tout comme l'épaisseur de la cornière. La principale différence correspond à l'épaisseur du support qui n'influence donc pas la distribution des pressions de contact.

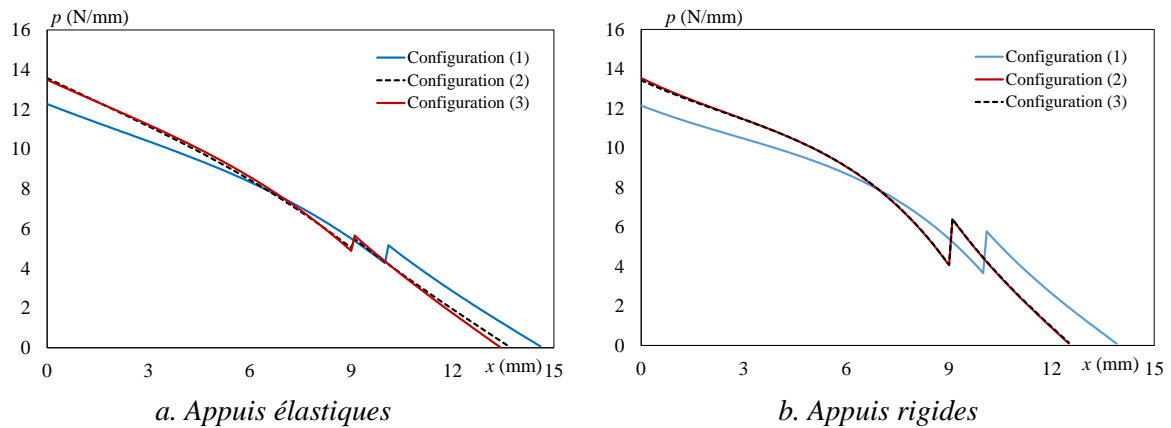


Figure II-27 : Pression de contact des tronçons en L : Comparaison des trois géométries

Le déplacement transversal des trois géométries est présenté à la Figure II-28 pour les deux conditions d'appuis, élastique ou rigide. En présence d'un appui flexible, le déplacement transversal dépend très fortement de l'épaisseur de l'âme du support. Le déplacement de la configuration (2) est donc plus important car l'âme du support est égale à 25 mm à comparer aux 10 et 13 mm des configurations (1) et (3) respectivement. Lorsque les tronçons en L reposent sur un appui rigide, le déplacement transversal maximal est quasiment identique pour les trois configurations (voir Figure II-28-b). Les déplacements sont donc fortement réduits par rapport aux configurations reposant sur les appuis élastiques.

Cette comparaison montre que l'épaisseur de l'âme (autrement dit, la raideur du support) a un effet crucial sur la réponse de l'assemblage. En négligeant ce phénomène, la rigidité en compression de l'assemblage risque d'être surestimée.

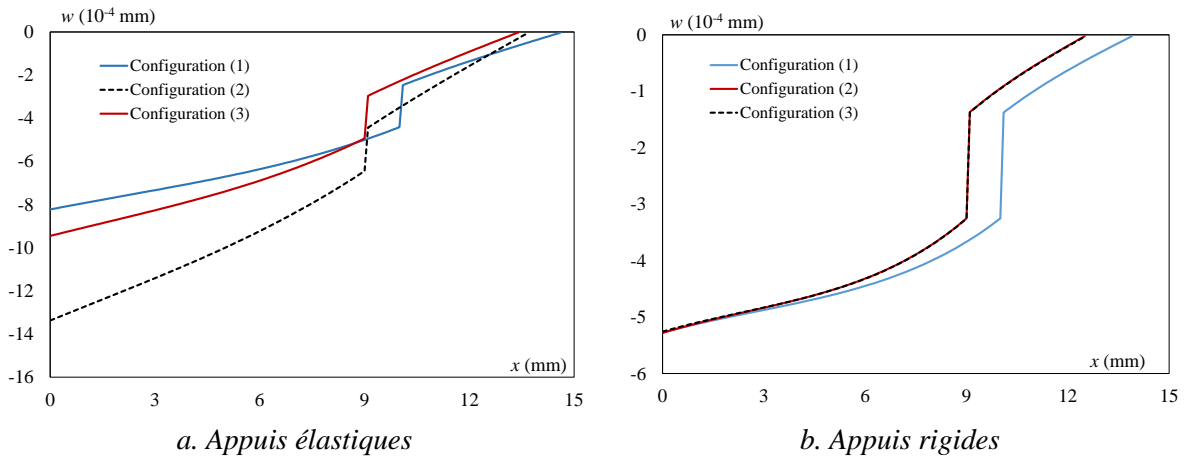


Figure II-28 : Déplacement transversal de tronçons en L : Comparaison des trois géométries

II.2.6. Synthèse

Dans ce paragraphe, des modèles analytiques et simplifiés ont été proposés afin d'évaluer la rigidité en compression de poutres et tronçons en L en contact avec des supports flexibles ou rigides. Afin de bien appréhender l'interaction entre l'aile de la cornière et le support, un modèle de poutre en contact avec une fondation élastique est d'abord développé. La théorie des poutres de Baluch *et al.* [II.6] est étendue pour tenir compte de la présence d'une fondation de Winkler. Ce modèle avait également été utilisé pour modéliser le comportement de poutres en contact avec un support rigide par Couchaux *et al.* [II.5] qui est un cas particulier du modèle proposé dans ce paragraphe. L'élasticité en contrainte plane est combinée à la théorie classique des poutres pour proposer un modèle de poutre tenant compte de l'influence de la déformation normale transversale. Cette théorie est d'abord appliquée à l'étude d'une poutre reposant sur un support flexible/rigide soumise à une pression uniforme appliquée sur sa fibre supérieure. La distribution de la pression de contact étant presque linéaire, des simplifications sont suggérées afin d'établir des expressions simples de la rigidité en compression. Ensuite, la rigidité en rotation due à la présence d'un composant déformable vertical, la paroi d'un tube ou l'aile d'une cornière, est prise en compte. De nouveau, des simplifications sont proposées pour la rigidité en compression en supposant une distribution linéaire de la pression de contact. Les résultats obtenus avec les modèles analytiques et simplifiés sont comparés aux analyses par éléments finis 2D réalisées à l'aide d'ANSYS APDL en utilisant des éléments de contact. Une bonne concordance est obtenue entre résultats analytiques et numériques. L'expression simplifiée proposée pour la rigidité en compression des tronçons en L peut être utilisée pour modéliser le comportement élastique flexionnel d'assemblages boulonné/rieveté par double cornière ainsi que des assemblages de tubes par brides circulaires boulonnées.

II.3. Double cornière tendue

II.3.1. Introduction

Les modèles élastiques visant à évaluer la rigidité initiale en rotation sont généralement très simples que ce soit pour la position du centre de rotation ou la rigidité de la partie tendue. Kishi & Chen [II.12] ont simplement supposé que dans la zone tendue, la cornière est encastree au droit des boulons et que le centre de rotation se situe à mi-hauteur des cornières. Yang & Lee ([II.13]) ont souligné que ce modèle diverge fortement des résultats expérimentaux. Ils ont proposé de maintenir l'encastrement au droit de la tête des boulons mais de positionner le centre de rotation en bas des cornières. Lee & Moon [II.11] ont également considéré que le centre de rotation est positionné à mi-hauteur des cornières. Néanmoins, la modélisation de la partie tendue était plus fine et la cornière était fixée aux droites des boulons des deux ailes de cornières. Ce modèle néglige totalement le comportement en traction des boulons et donc le chargement correspondant, la force de traction et le moment de flexion. Jaspert [II.18] a pris en compte la flexibilité des boulons chargés en traction et la position de l'effort de levier était prédéterminée. Les modèles analytiques existants pour les cornières tendues sont assez simples et la zone de contact n'est pas explicitement prise en compte, ce qui peut entraîner des imprécisions sur les efforts dans les boulons. En présence d'une platine/cornière de faible épaisseur par rapport au diamètre du boulon, l'effet de levier peut être important et des pressions de contact peuvent se développer autour du boulon. Pour les tronçons en T tendus, un grand nombre de recherches ont été consacrées à l'évaluation des effets de levier [II.19]. L'effort de levier qui correspond à l'intégrale de la pression de contact est généralement représenté simplement par une force ponctuelle agissant au droit du bord libre de la platine ([II.1], [II.18], [II.20], [II.21]). Cette hypothèse peut être erronée en présence de platines minces et en particulier pour les cornières couramment utilisées dans la pratique. Kato et Tanaka [II.22] ainsi que Lemonis et Gantes [II.23] ont supposé un encastrement au point de transition entre les zones de contact et soulevée. La courbure et le moment de flexion de la poutre sont donc nuls en ce point. Une distribution linéaire de la pression de contact a été proposée par Senda *et al.* [II.24]. Néanmoins, les analyses par éléments finis [II.17] ont mis en évidence que la distribution de la pression de contact peut varier en fonction de l'étendue de la zone de contact. Des modèles analytiques ont été développés afin d'évaluer précisément la position de la force de levier pour les tronçons en T en contact avec des fondations rigides. En utilisant le principe de la méthode de l'énergie, Qiang *et al.* [II.25] ont proposé des approximations pour la position de l'effort de levier des tronçons en T minces. La théorie des poutres de Timoshenko et les conditions de contact ont été utilisées par Hu *et al.* [II.26], mais la forme de la pression de contact n'était pas conforme aux résultats numériques [II.17]. Couchaux *et al.* [II.5] ont utilisé la théorie des poutres de Baluch *et al.* [II.6] pour tenir compte de la présence d'une fondation rigide. Ce modèle a été appliqué aux tronçons en L et T en contact avec une fondation rigide [II.17]. L'hypothèse d'une fondation rigide est adaptée lorsque les platines sont en vis-à-vis et symétriques. En pratique, des plaques intermédiaires peuvent être présentes et une fondation flexible doit être envisagée. Pour les assemblages par doubles cornières des poutres secondaires attachées aux poutres principales, les cornières reposent sur l'âme de la poutre. Une poutre d'Euler-Bernoulli reposant sur une fondation de Winkler a été proposée par Katzeff [II.27], mais les déformations de cisaillement ont été négligées. Couchaux & Madhouni [II.28] ont utilisé la théorie des poutres de Timoshenko reposant sur une fondation de Winkler pour modéliser des tronçons en T en contact avec des plaques intermédiaires flexibles, utilisées dans les rupteurs

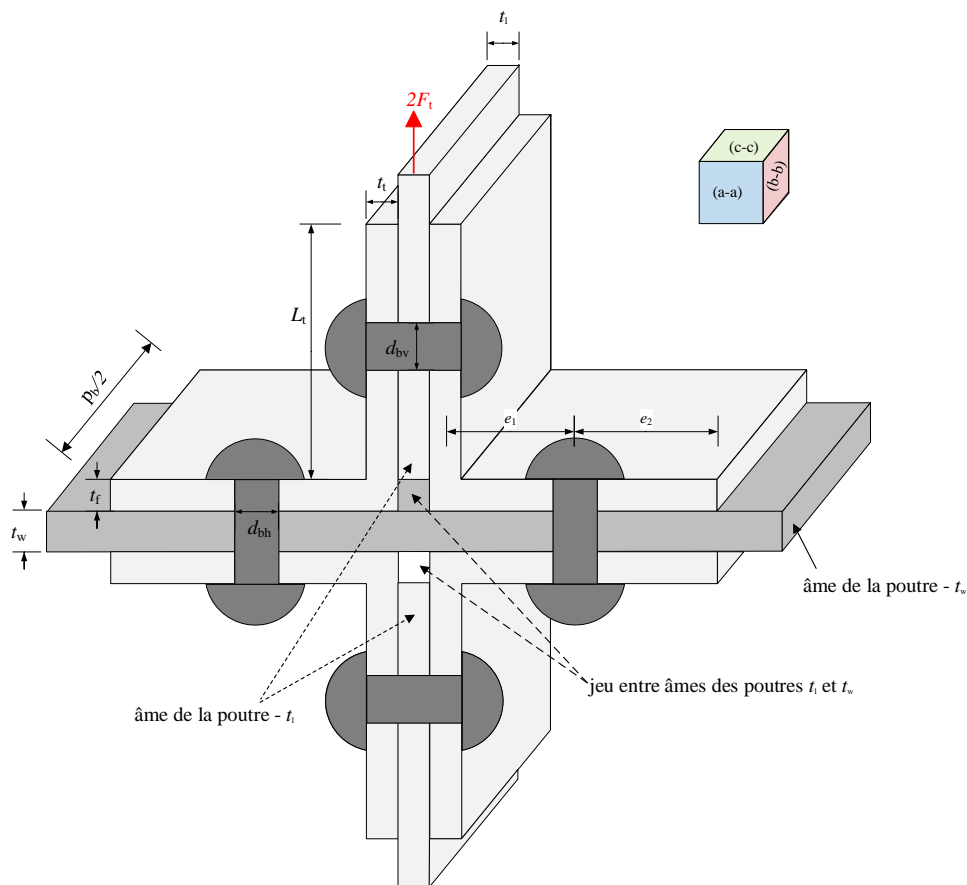
thermiques tels que le PVC ou le contreplaqué. L'âme de la poutre support est clairement plus rigide et la déformabilité transversale des cornières ne peut pas être négligée. Pour cette raison, le modèle de poutre raffiné de Baluch [II.6] a été étendu dans le paragraphe II.2.2 afin de tenir compte de la présence d'une fondation de Winkler. Ce modèle a permis de déterminer la rigidité en compression de tronçons en L en contact avec l'âme de la poutre support. Le support, qu'il soit flexible ou rigide, équilibre le moment fléchissant généré par le chargement excentré. La flexion du boulon ou du rivet peut également contribuer significativement à cet équilibre, en particulier en présence de platines/cornières minces [II.29].

L'objectif de ce paragraphe est de développer un modèle mécanique élastique complet pour rendre compte du comportement de doubles cornières soumises à un effort de traction (voir Figure II-1). Ce modèle tiendra compte de la flexibilité du support en utilisant une théorie de poutres en contact avec une fondation élastique de Winkler développée dans le paragraphe II.3.2. La flexibilité des rivets sera également prise en compte dans les deux ailes de la cornière. La flexibilité due au cisaillement du rivet et à la pression diamétrale des plats (cornières et âme poutre portée) complèteront le modèle. Une attention particulière est consacrée à l'évaluation de l'étendue de la zone de contact ainsi que de la distribution des pressions de contact. L'effort de traction dans les rivets est évalué dans les deux ailes de cornières. Enfin, ce modèle sera utilisé pour évaluer la rigidité en traction des doubles cornières. Un modèle de calcul par éléments finis utilisant des éléments de contact et volumiques est développé dans ANSYS APDL et comparé aux résultats du modèle analytique.

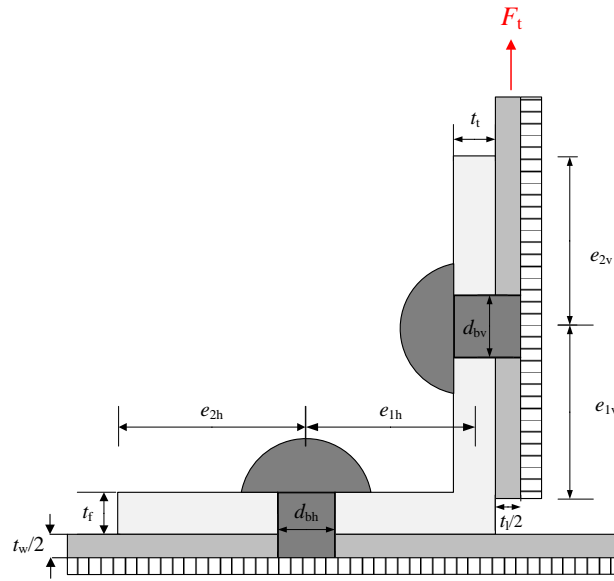
II.3.2. Modèle analytique

II.3.2.1. Introduction

L'objectif de ce paragraphe est de développer un modèle analytique pour les doubles cornières en traction qui tient compte du contact entre les cornières et l'âme de la poutre (voir Figure II-29-a). En tenant compte des conditions de symétrie, les doubles cornières peuvent être modélisées par un tronçon en L en contact avec des fondations élastiques de Winkler (voir Figure II-29-b). La théorie des poutres en contact avec un support flexible développée dans le paragraphe II.3.2.2 est adoptée dans la zone de contact. La rigidité flexionnelle des rivets est prise en compte en complément de leur comportement axial. Ces hypothèses devraient améliorer la précision du modèle en présence de cornières minces et particulièrement lorsque l'épaisseur de la cornière est inférieure ou égale au diamètre du rivet. Ce modèle sera utilisé pour déterminer la rigidité en traction de l'assemblage. La distribution de la pression de contact, la position et la valeur de la force de levier sont également évaluées. Les hypothèses générales sont présentées dans le paragraphe II.3.2.2. Le comportement de l'aile horizontale est analysé dans le paragraphe II.3.2.3 et celui de l'aile verticale avec et sans soudure est analysé dans les paragraphes II.3.2.4 et II.3.2.5 respectivement.



a. Doubles cornières en traction



b. Tronçon en L équivalent

Figure II-29 : Modèle de doubles cornières en traction (vue a-a)

II.3.2.2. Hypothèses générales

Le matériau est supposé élastique linéaire. La longueur efficace proposée par Lemonis et Gantes [II.23] est adoptée ici pour les tronçons en L :

$$\frac{l_{\text{eff}}}{p_b} = \begin{cases} \frac{1}{0,92 + 0,06 / (e_1 / p_b)^2} & \text{si } e_1 / p_b < 0,87 \\ 1 & \text{si } e_1 / p_b \geq 0,87 \end{cases} \quad (\text{I.82})$$

e_1 est la pince et p_b est la largeur de la cornière.

Le tronçon en L est divisé entre la cornière horizontale et la cornière verticale qui seront étudiées respectivement dans les paragraphes II.3.2.2 et II.3.2.4. La cornière horizontale est initialement en contact avec l'âme de la poutre modélisée en considérant une fondation élastique de Winkler. En présence d'un effort de traction, une partie de la cornière horizontale se soulève, tandis qu'une autre partie reste en contact avec le support flexible (voir Figure II-30). La réponse de la cornière dans la zone de contact est décrite à l'aide du modèle de poutre en contact avec un support élastique tandis que la théorie des poutres de Baluch *et al.* [II.6] est directement appliquée dans la zone de soulèvement. Les hypothèses des modèles mis en œuvre dans les deux zones (zone de contact et zone soulevée) étant les mêmes, la compatibilité est assurée. Le rivet est remplacé par un ressort élastique axial et un ressort flexionnel. La cornière verticale est également modélisée avec la théorie des poutres de Baluch [III.6] et le rivet correspondant est modélisé à l'aide de ressorts axial et flexionnel. La rigidité de la fondation élastique ainsi que les rigidités en traction et flexion des rivets sont présentées dans les paragraphes suivants.

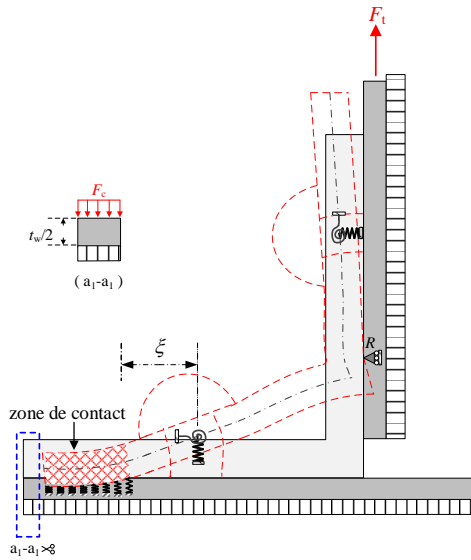


Figure II-30 : Tronçon en L en traction (vue a-a)

II.3.2.2.a. Rigidité de la fondation élastique

La rigidité de la fondation élastique est calculée en supposant une contrainte constante dans la demi-épaisseur de l'âme $t_w/2$, ce qui donne :

$$k_z = \frac{E \times l_{\text{eff},c}}{t_w / 2} \quad (\text{I.83})$$

E est le module d'Young et t_w est l'épaisseur de l'âme de la poutre. $l_{\text{eff},c}$ est la longueur équivalente de la cornière dans la zone de contact obtenue en considérant une diffusion à 45° en partant du rivet tel qu'indiqué à la Figure II-31 :

$$l_{\text{eff},c} = d_b + 2 \times t_f \quad (\text{I.84})$$

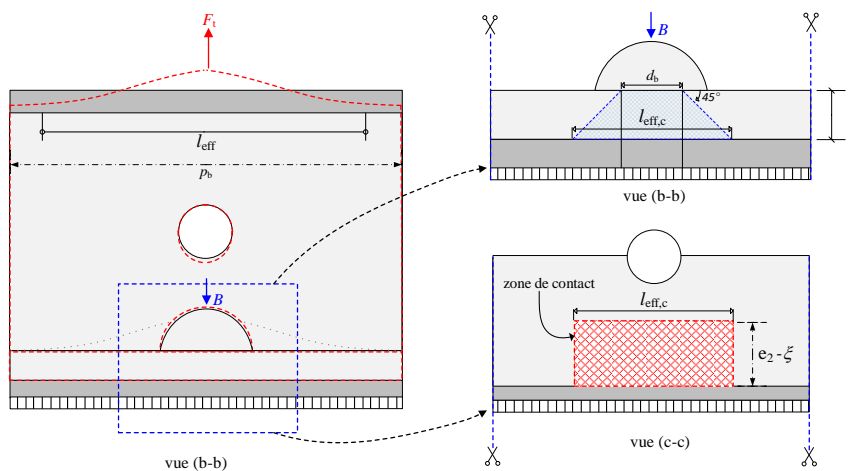


Figure II-31 : Longueur efficace du tronçon en L dans la zone de contact

II.3.2.2.b. Rigidité axiale et flexionnelle des rivets

Les rigidités axiales et flexionnelles des rivets sont calculées en considérant la moitié du rivet en porte-à-faux :

$$k_b = \frac{2EA_b}{L_b} \quad (I.85)$$

$$k_{\theta_B} = \frac{2EI_b}{L_b} \quad (I.86)$$

A_b et I_b sont l'aire de la section transversale et le moment d'inertie du rivet respectivement. L_b est la longueur utile du rivet prise égale à la longueur de serrage plus la moitié de la hauteur de la tête du rivet (voir Figure II-32).

$$L_b = t_w + 2t_f + 0,7d_b \quad (I.87)$$

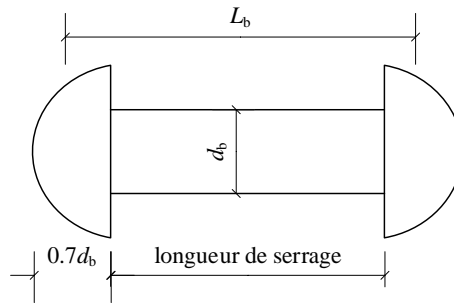


Figure II-32 : Dimensions d'un rivet

II.3.2.2.c. Modélisation des cornières

La cornière horizontale est divisée en deux parties : une partie est en contact avec la fondation élastique de Winkler et l'autre est soulevée. Les deux parties sont modélisées à l'aide d'une théorie des poutres. Dans la zone soulevée, le modèle de Baluch *et al.* [II.6] est utilisé. Ce dernier a été étendu dans le paragraphe II.2.2 pour tenir compte de la présence d'une fondation élastique de Winkler. La cornière verticale est également modélisée à l'aide de la théorie de Baluch *et al.* [II.6].

Dans les zones de contact et de soulèvement, l'expression du moment fléchissant peut être obtenue à partir de la théorie des poutres de Baluch *et al.* [II.6]:

$$M(x) = EI_f \left[\frac{d\phi(x)}{dx} - \frac{6\nu}{5Et_f l_{\text{eff},j}} \frac{d^2 M(x)}{dx^2} \right] \quad (I.88)$$

$l_{\text{eff},j}$ est la longueur efficace de la cornière égale à $l_{\text{eff},c}$ dans la zone de contact et l_{eff} dans la zone soulevée.

I_f est le moment d'inertie de la cornière horizontale :

$$I_f = \frac{l_{\text{eff},j} t_f^3}{12} \quad (\text{I.89})$$

$\phi(x)$ est la rotation équivalente

$$\phi(x) = -\frac{dw_1(x)}{dx} + \left(\frac{1}{\alpha_1} + \frac{1}{\alpha_2} \right) \frac{dM(x)}{dx} + \frac{1}{\alpha_3} \frac{d^3M(x)}{dx^3} \quad (\text{I.90})$$

$w_1(x)$ est le déplacement transversal de la fibre moyenne. Les coefficients α_1 , α_2 et α_3 sont :

$$\alpha_1 = \frac{5El_{\text{eff},j}t_f}{12(1+\nu)}, \quad \alpha_2 = \frac{10El_{\text{eff},j}t_f}{3\nu}, \quad \alpha_3 = \frac{1120El_{\text{eff},j}}{39t_f} \quad (\text{I.91})$$

Le premier terme de la rotation de l'équation (I.90) correspond à la dérivée du déplacement transversal de l'axe de la poutre, tandis que le second terme correspond à la contribution du cisaillement.

Dans la zone de contact, les conditions limites en contrainte sur le nu inférieur de la poutre sont :

$$\sigma_{zz}(x, -t_f/2) = -\sigma_c(x) \quad \tau_{xz}(x, -t_f/2) = 0 \quad (\text{I.92})$$

Où $\sigma_c(x)$ est la contrainte de contact et est liée à la pression de contact $p(x)$ par :

$$\sigma_c(x) = \frac{p(x)}{l_{\text{eff},c}} \quad (\text{I.93})$$

Le déplacement transversal à l'interface de la poutre et la fondation de Winkler est :

$$w\left(x, -\frac{t_f}{2}\right) = -\frac{p(x)}{k_z} \quad (\text{I.94})$$

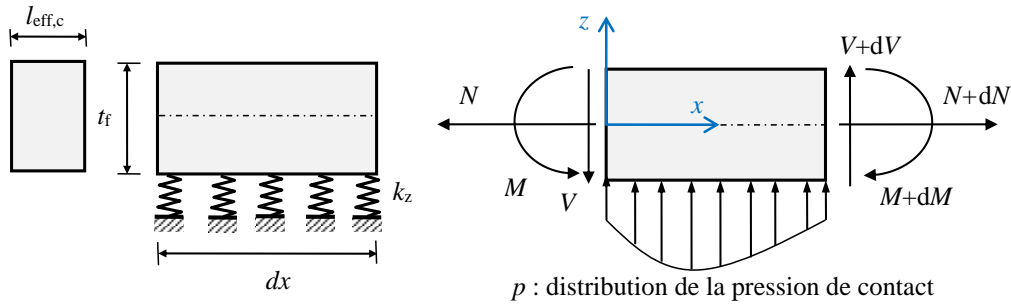


Figure II-33 : Modèle de la cornière horizontale dans la zone de contact

Dans la zone de contact, le déplacement transversal est :

$$w(x, z) = -\frac{p(x)}{4El_{\text{eff},c}} \left[2z - \frac{3z^2}{t_f} + 2\frac{z^4}{t_f^3} \right] - \frac{6\nu M(x)z^2}{El_{\text{eff},c}t_f^3} + w_1(x) \quad (\text{I.95})$$

Le déplacement transversal de la fibre moyenne dans cette zone étant :

$$w_1(x) = \frac{d^2 M(x)}{dx^2} \left[\frac{13t_f}{32El_{\text{eff},c}} + \frac{1}{k_z} \right] + \frac{3\nu}{2Et_f l_{\text{eff},c}} M(x) \quad (\text{I.96})$$

L'expression du moment fléchissant (I.88) est valable que ce soit dans la zone de contact ou soulevée. Par contre dans la zone de contact, il a été montré dans le paragraphe II.2.2 que le moment fléchissant vérifie l'équation différentielle suivante :

$$\frac{d^4 M(x)}{dx^4} - 2\alpha_x \frac{d^2 M(x)}{dx^2} + \beta_x M(x) = 0 \quad (\text{I.97})$$

Avec

$$\alpha_x = \frac{42}{t_f (13t_f + 35E/\bar{k}_z)} ; \beta_x = \frac{420}{t_f^3 (13t_f + 35E/\bar{k}_z)} ; \rho_x = -\frac{35(2E/\bar{k}_z - t_f)}{2(13t_f + 35E/\bar{k}_z)} \quad (\text{I.98})$$

Où

$$\bar{k}_z = \frac{k_z}{l_{\text{eff},c}}$$

La solution de cette équation différentielle est :

$$M(x) = e^{-a_0 x} [C_1 \cos(b_0 x) + C_2 \sin(b_0 x)] + e^{a_0 x} [C_3 \cos(b_0 x) + C_4 \sin(b_0 x)] \quad (\text{I.99})$$

C_1, C_2, C_3 et C_4 sont des constantes d'intégration. Les expressions de a_0 et b_0 sont :

$$a_0 = \sqrt[4]{\beta_x} \cos \left[\frac{\arccos \left(\frac{\alpha_x}{\sqrt{\beta_x}} \right)}{2} \right] ; b_0 = \sqrt[4]{\beta_x} \sin \left[\frac{\arccos \left(\frac{\alpha_x}{\sqrt{\beta_x}} \right)}{2} \right] \quad (\text{I.100})$$

a_0 et b_0 peuvent être simplifiés en introduisant l'équation (I.98) dans (I.100), qui deviennent :

$$\begin{aligned} a_0 &= \frac{\lambda_1}{t_f} \\ b_0 &= \frac{\lambda_2}{t_f} \end{aligned} \quad (\text{I.101})$$

Pour lesquelles :

$$\begin{aligned} \lambda_1 &= \sqrt[4]{\frac{21(344 + 350\lambda)}{(26 + 35\lambda)^2} + \frac{1}{5} \sqrt{4 \left(\frac{210}{26 + 35\lambda} \right)^3}} \\ \lambda_2 &= \sqrt[4]{\frac{21(344 + 350\lambda)}{(26 + 35\lambda)^2} - \frac{1}{5} \sqrt{4 \left(\frac{210}{26 + 35\lambda} \right)^3}} \end{aligned} \quad (\text{I.102})$$

$$\lambda = \frac{t_w}{t_f} \quad (\text{I.103})$$

Cette solution ainsi que les conditions aux limites de la zone de contact permettent d'obtenir l'expression du moment de flexion dans la zone de contact à partir duquel les contraintes de contact peuvent être évaluées.

II.3.2.3. Comportement de la cornière horizontale

Pour les tronçons en L et T en contact avec un appui rigide, trois types de contact peuvent apparaître :

- Un contact dans une zone située entre l'axe du boulon et le bord libre,
- Un contact ponctuel sur le bord libre
- Un décollement complet.

Dans le présent modèle, la cornière est en contact avec une fondation élastique et donc seules deux conditions de contact existent :

- **Cas 1** : Le contact se développe sur une longueur de $e_2 - \xi$ de la cornière (voir Figure II-34-a).
- **Cas 2** : un soulèvement complet de la cornière donc l'effet de levier ne se développe pas (Figure II-34-b).

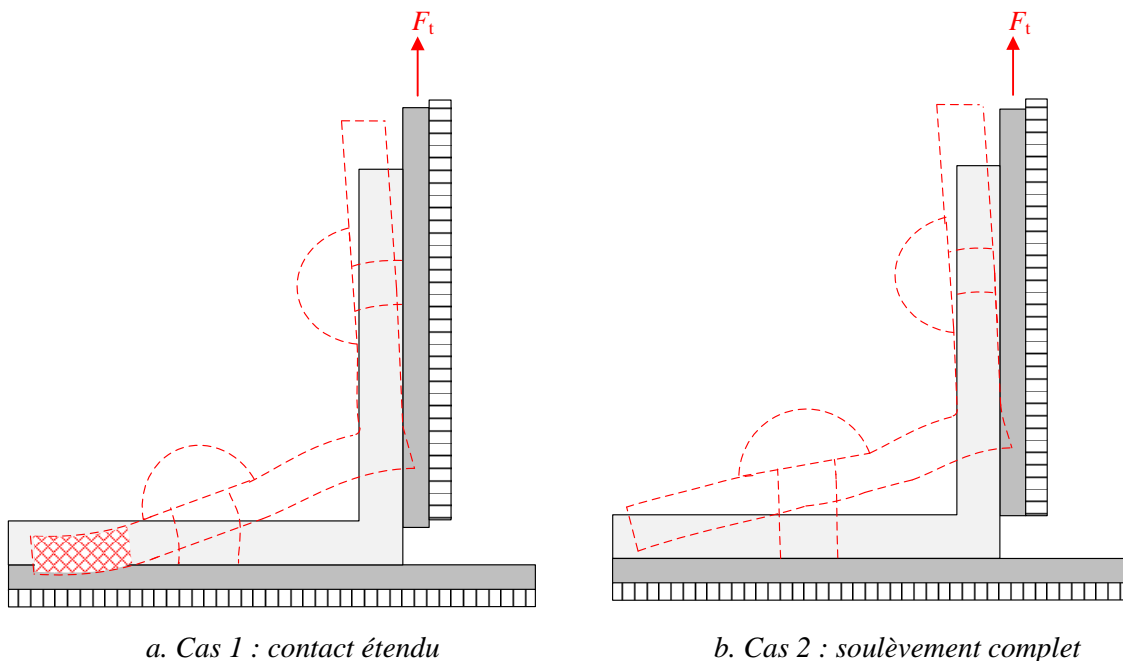


Figure II-34 : Interaction possible entre la cornière et la fondation flexible

II.3.2.3.a. Cas 1 : Contact étendu

Dans ce cas, une partie de la cornière est en contact avec le support. La zone de contact est potentiellement située entre le rivet et le bord libre de la cornière. La longueur ξ est une inconnue du problème et correspond à la distance entre l'axe du rivet et le point de soulèvement de la cornière. La fibre inférieure de la cornière en contact est soumise à la distribution de la pression de contact notée

$p(x)$. Pour assurer l'équilibre des deux parties, un moment fléchissant et un effort tranchant sont appliqués au point de transition (voir Figure II-35).

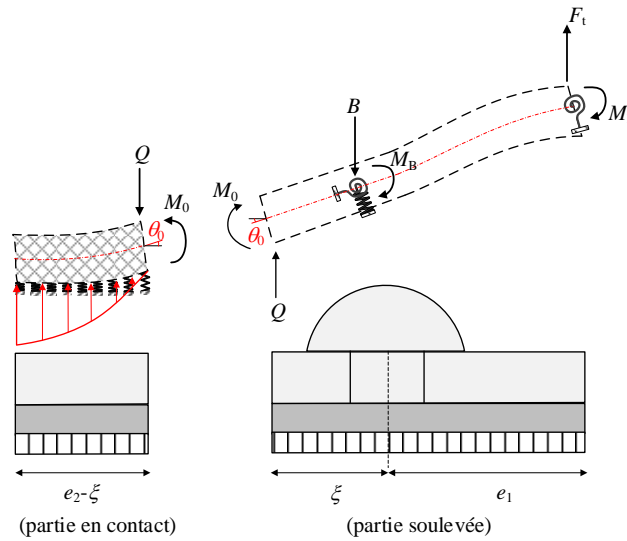


Figure II-35 : Cas 1 – cornière horizontale avec contact étendu

- **Partie en contact**

Dans la zone en contact (voir Figure II-36), la cornière est sollicitée par la pression de contact $p(x)$, un moment de flexion M_0 et un effort tranchant Q égal à l'effort de levier. M_0 et Q sont appliqués au point de transition entre zone en contact et soulevée. À ce point, la rotation de la section transversale est libre. L'effort de levier Q est calculé en intégrant la pression de contact le long de la zone de contact, soit :

$$Q = \int_0^{e_2 - \xi} p(x) dx \quad (\text{I.104})$$

Le moment fléchissant M_0 est égale à :

$$M_0 = l(\xi) \times Q \quad (\text{I.105})$$

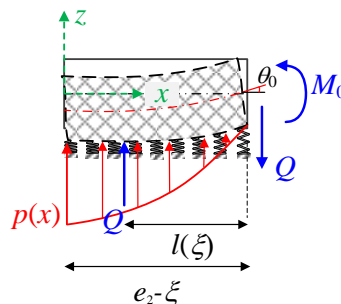


Figure II-36 : Tronçon de la cornière en contact

Les conditions aux limites en moment fléchissant, effort tranchant et pression de contact sont :

$$\begin{aligned}
 M(0) &= 0, \\
 \frac{dM}{dx}(0) &= 0, \\
 M(e_2 - \xi) &= -M_0, \quad M_0 \geq 0 \\
 \frac{dM}{dx}(e_2 - \xi) &= -Q, \quad Q \geq 0 \\
 p(e_2 - \xi) &= -\frac{d^2M}{dx^2} \Big|_{x=e_2-\xi} = 0
 \end{aligned} \tag{I.106}$$

L'expression du moment fléchissant est donnée par l'équation (I.99) et les constantes d'intégration ainsi que la longueur $l(\xi)$ peuvent être évaluées à partir des conditions aux limites (I.106). L'expression complète de $l(\xi)$ en fonction de C_i , a_0 et b_0 , proposée par Couchaux *et al.* [II.17] est la suivante :

$$l(\xi) = \frac{1}{e^{-a_0(e_2-\xi)} [b_0\mu_1(e_2-\xi) - a_0\varphi_1(e_2-\xi)] + e^{a_0(e_2-\xi)} [a_0\varphi_3(e_2-\xi) + b_0\mu_3(e_2-\xi)]} \tag{I.107}$$

Avec

$$\varphi_1(e_2 - \xi) = C_1(e_2 - \xi) \cos[b_0(e_2 - \xi)] + C_{i+1}(e_2 - \xi) \sin[b_0(e_2 - \xi)] \tag{I.108}$$

$$\mu_1(e_2 - \xi) = C_{i+1}(e_2 - \xi) \cos[b_0(e_2 - \xi)] - C_1(e_2 - \xi) \sin[b_0(e_2 - \xi)] \tag{I.109}$$

Les coefficients C_i dépendent de $\omega = (e_2 - \xi)/t_f$ qui représente la longueur de la zone de contact. Une petite valeur de ξ correspond à une petite surface de la zone de contact. Par conséquent, l'expression de $l(\xi)$ dépend également de ω (voir les expressions de C_i dans l'annexe II) qui peut être écrite sous la forme suivante :

$$l(\xi) = \psi\left(\frac{e_2 - \xi}{t_f}\right) t_f = \psi(\omega) t_f \tag{I.110}$$

La courbe $\psi(\xi)$ est représentée à la Figure II-37 pour $t_w = 10$ mm et trois valeurs différentes de t_f : 10, 15 et 25 mm. En outre, la courbe évaluée dans le cas d'une fondation rigide est ajoutée [II.17]. Pour de faibles valeurs de ω , les quatre courbes sont proches. Cela correspond à une distribution linéaire de la pression de contact. Cependant, pour des valeurs de ω supérieures à 1, les courbes divergent et tendent vers leur propre asymptote. Cette limite est plus grande pour les faibles valeurs de l'épaisseur de la cornière. Pour la cornière plus épaisse, cette limite est plus proche de celle obtenue avec une fondation rigide. Dans ce cas, la fondation de Winkler ne contribue pas tellement à la déformabilité en présence d'une cornière épaisse.

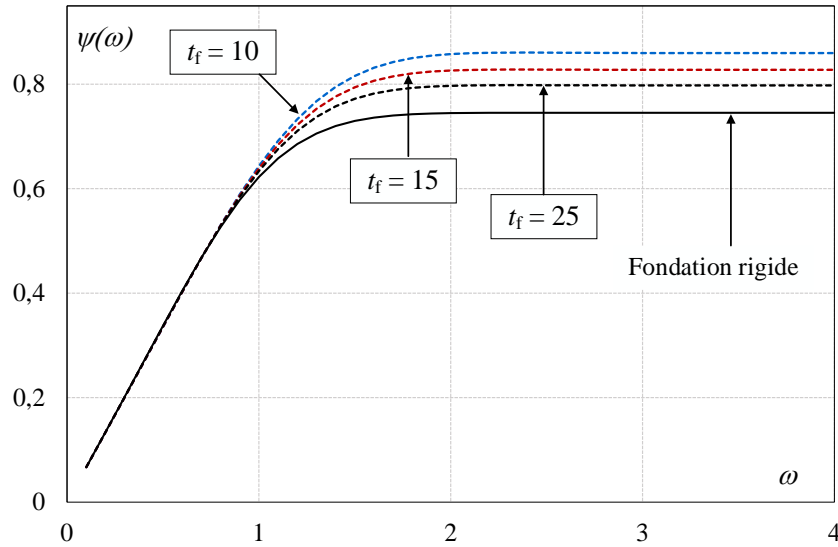
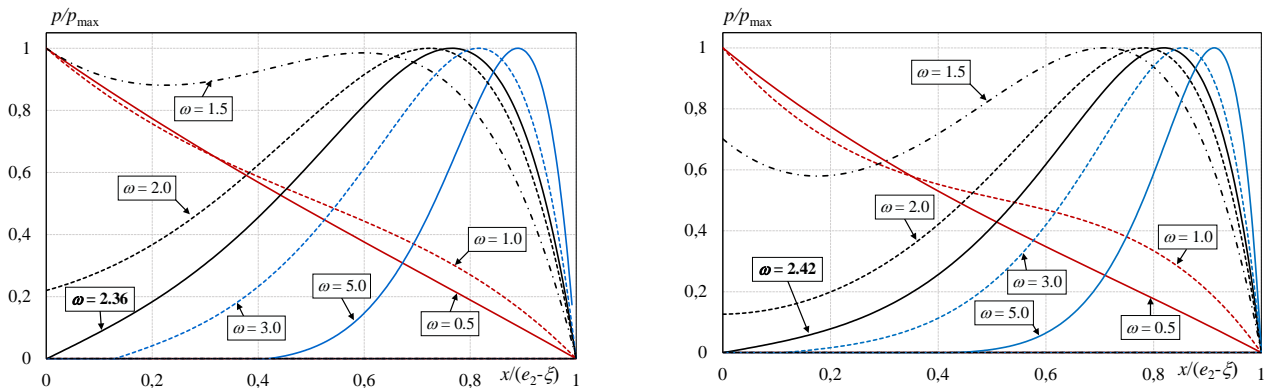


Figure II-37 : Fonction $\psi(\omega)$

La distribution de la pression de contact peut être exprimée de la manière suivante :

$$p = -\frac{d^2M}{dx^2} \quad (\text{I.111})$$

Le rapport entre la pression de contact et sa valeur maximale est présenté à la Figure II-38-a pour différentes valeurs de ω lorsque $t_f = 10$ mm et $t_w = 10$ mm. Le cas d'une fondation rigide est également ajouté à la Figure II-38-b pour comparaison. Dans les deux cas, la distribution de la pression de contact est linéaire pour de faibles valeurs de ω . Pour des valeurs plus importantes de ce paramètre, la forme de la distribution de la pression de contact devient non linéaire et la pression de contact maximale se déplace vers le point de soulèvement. La courbure de la pression de contact du contact rigide est plus prononcée que celle du contact élastique. Par conséquent, la limite supérieure de la longueur de la zone de contact est limitée à 2,36 pour le contact élastique et 2,42 pour le contact rigide.



a. Poutre en contact avec fondation flexible, $t_f = 10$ mm b. Poutre en contact avec fondation rigide, $t_f = 10$ mm

Figure II-38 : Allure de la pression de contact

La rotation au point de transition, θ_0 , sera nécessaire pour assurer la continuité avec les zones de contact et soulèvement dont l'expression est :

$$\theta_0 = \phi(e_2 - \xi) = -\frac{dw_1}{dx}(e_2 - \xi) + \left(\frac{1}{\alpha_1} + \frac{1}{\alpha_2}\right) \frac{dM}{dx}(e_2 - \xi) + \frac{1}{\alpha_3} \frac{d^3M}{dx^3}(e_2 - \xi) \quad (\text{I.112})$$

θ_0 dépend du moment fléchissant et du déplacement transversal de la fibre moyenne. En remplaçant la dérivée du moment fléchissant dans l'équation (I.112), nous obtenons l'expression de la rotation comme suit :

$$\theta_0 = M_0 \times \sum_{i=1}^2 \left\{ \begin{aligned} & \left[q_1(-a_0^3 + 3a_0b_0^2) - q_2a_0 \right] (C_i e^{-a_0 \zeta} - C_{i+2} e^{a_0 \zeta}) \sin\left(\frac{\pi i}{2} - b_0 \zeta\right) \\ & + \left[q_1(b_0^3 - 3a_0^2 b_0) - q_2 b_0 \right] (C_i e^{-a_0 \zeta} + C_{i+2} e^{a_0 \zeta}) \cos\left(\frac{\pi i}{2} - b_0 \zeta\right) \end{aligned} \right\} \quad (\text{I.113})$$

Avec

$$q_1 = \left[\frac{1}{\alpha_3} - \left(\frac{13t_f}{32El_{\text{eff},c}} + \frac{1}{k_z} \right) \right]; \quad q_2 = \left[\frac{1}{\alpha_1} + \frac{1}{\alpha_2} - \frac{3v}{2El_{\text{eff},c}t_f} \right]$$

La rigidité en rotation de la cornière horizontale au point de transition est donc :

$$k_{\theta_0} = \frac{M_0}{\theta_0} = \frac{1}{\sum_{i=1}^2 \left\{ \begin{aligned} & \left[q_1(-a_0^3 + 3a_0b_0^2) - q_2a_0 \right] (C_i e^{-a_0 \zeta} - C_{i+2} e^{a_0 \zeta}) \sin\left(\frac{\pi i}{2} - b_0 \zeta\right) \\ & + \left[q_1(b_0^3 - 3a_0^2 b_0) - q_2 b_0 \right] (C_i e^{-a_0 \zeta} + C_{i+2} e^{a_0 \zeta}) \cos\left(\frac{\pi i}{2} - b_0 \zeta\right) \end{aligned} \right\}} \quad (\text{I.114})$$

- **Partie soulevée**

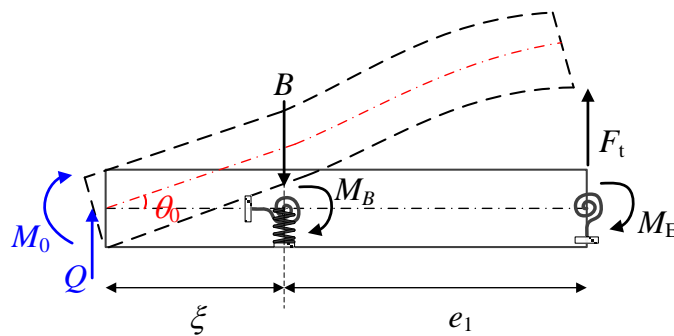


Figure II-39 : Partie soulevée de la cornière

Les équations d'équilibre de la zone soulevée sont :

$$B = F_t + Q \quad (\text{I.115})$$

$$M_0 = F_t(e_1 + \xi) - M_B - M_E - B\xi \quad (\text{I.116})$$

En insérant l'équation (I.115) dans l'équation (I.105), le moment au point de transition M_0 devient :

$$M_0 = (B - F_t) \times l(\xi) \quad (\text{I.117})$$

En remplaçant les équations (I.115) et (I.117) dans l'équation (I.116), nous obtenons l'effort de traction dans le rivet :

$$B = \frac{F_t(e_1 + n) - M_E - M_B}{n} \quad (\text{I.118})$$

où η est la distance entre la position de la force de levier et l'axe du rivet :

$$n = \xi + l(\xi) \quad (\text{I.119})$$

Le problème comporte 4 paramètres inconnus, B , M_B , M_E et ξ . Le déplacement transversal et la rotation au point B, ainsi que la rotation au point E sont définis par les relations suivantes :

$$\delta_B = \frac{B}{k_b} \quad (\text{I.120})$$

$$\theta_B = \frac{M_B}{k_{\theta_B}} \quad (\text{I.121})$$

$$\theta_E = \frac{M_E}{k_{\theta_E}} \quad (\text{I.122})$$

k_b , k_{θ_B} sont la rigidité axiale et flexionnelle du rivet respectivement. k_{θ_E} est la rigidité en rotation de la cornière verticale.

D'autre part, la rotation au point B peut être exprimée en faisant la somme des contributions de B , M_B , F_t et M_E :

$$\theta_B = \Theta_{BB} B + \Theta_{BM_B} M_B + \Theta_{BF_t} F_t + \Theta_{BM_E} M_E + \theta_0 \quad (\text{I.123})$$

Où

$$\Theta_{BB} = -\frac{\xi^2}{2EI_f}, \quad \Theta_{BM_B} = -\frac{\xi}{EI_f}, \quad \Theta_{BF_t} = \frac{\xi}{EI_f} \left(e_1 + \frac{\xi}{2} \right), \quad \Theta_{BM_E} = -\frac{\xi}{EI_f} \quad (\text{I.124})$$

En remplaçant les équations (I.114), (I.117) et (I.121) dans l'équation (I.123), on obtient une expression de M_B :

$$M_B = m_{BB} B + m_{BF_t} F_t + m_{BM_E} M_E \quad (\text{I.125})$$

Avec

$$\begin{aligned}
 m_{BB} &= \frac{\Theta_{BB} + \frac{l(\xi)}{k_{\theta_0}}}{\frac{1}{k_{\theta_B}} - \Theta_{BM_B}} \\
 m_{BF_t} &= \frac{\Theta_{BF_t} - \frac{l(\xi)}{k_{\theta_0}}}{\frac{1}{k_{\theta_B}} - \Theta_{BM_B}} \\
 m_{BM_E} &= \frac{\Theta_{BM_E}}{\frac{1}{k_{\theta_B}} - \Theta_{BM_B}}
 \end{aligned} \tag{I.126}$$

De même, la rotation de l'axe moyen de la section transversale au point E peut être évaluée en faisant la somme de la contribution des forces et moments appliqués à la poutre :

$$\theta_E = \Theta_{EB} B + \Theta_{EM_B} M_B + \Theta_{EF_t} F_t + \Theta_{EM_E} M_E + \theta_0 \tag{I.127}$$

Sachant que

$$\begin{aligned}
 \Theta_{EB} &= -\frac{\xi^2}{2EI_f} \\
 \Theta_{EM_B} &= -\frac{\xi}{EI_f} \\
 \Theta_{EF_t} &= \frac{(e_1 + \xi)^2}{2EI_f} \\
 \Theta_{BM_E} &= -\frac{e_1 + \xi}{EI_f}
 \end{aligned} \tag{I.128}$$

En insérant les équations (I.114), (I.117), (I.122) et (I.125) dans l'équation (I.127), on obtient le moment fléchissant M_E :

$$M_E = m_{EB} B + m_{EF_t} F_t \tag{I.129}$$

Et

$$\begin{aligned}
 m_{EB} &= \frac{\Theta_{EB} + \Theta_{EM_B} m_{BB} + \frac{l(\xi)}{k_{\theta_0}}}{\frac{1}{k_{\theta_E}} - \Theta_{EM_E} - \Theta_{EM_B} m_{BM_E}} \\
 m_{EF_t} &= \frac{\Theta_{EF_t} + \Theta_{EM_B} m_{BF_t} - \frac{l(\xi)}{k_{\theta_0}}}{\frac{1}{k_{\theta_E}} - \Theta_{EM_E} - \Theta_{EM_B} m_{BM_E}}
 \end{aligned} \tag{I.130}$$

En insérant les équations (I.125) et (I.129) dans l'équation (I.118), la force dans le rivet B devient :

$$B = \eta F_t \quad (\text{I.131})$$

η désigne le rapport entre la force dans le rivet et la force de traction appliquée au tronçon en L :

$$\eta = \frac{e_1 + n - m_{BF_t} - m_{EF_t} (1 + m_{BM_E})}{n + m_{BB} + m_{EB} (1 + m_{BM_E})} \quad (\text{I.132})$$

La force dans le rivet dépend ainsi essentiellement des dimensions de l'assemblage et non du chargement extérieur. Le déplacement transversal au point B peut être évalué de la manière suivante :

$$\delta_B = \delta_{BB} B + \delta_{BM_B} M_B + \delta_{BF_t} F_t + \delta_{BM_E} M_E + \theta_0 \xi \quad (\text{I.133})$$

Sachant que

$$\begin{aligned} \delta_{BB} &= -\frac{\xi^3}{3EI_f} - \frac{\xi}{GA_f} \\ \delta_{BM_B} &= -\frac{\xi^2}{2EI_f} \\ \delta_{BF_t} &= \frac{\xi^2}{EI_f} \left(\frac{e_1}{2} + \frac{\xi}{3} \right) + \frac{\xi}{GA_f} \\ \delta_{BM_E} &= -\frac{\xi^2}{2EI_f} \end{aligned} \quad (\text{I.134})$$

A_f est l'aire cisailée telle que :

$$A_f = 0,81 l_{\text{eff}} t_f$$

En combinant les équations (I.114), (I.117), (I.120), (I.125), (I.129) et (I.131) avec (I.133), on obtient :

$$g(\xi) = \left[\frac{1}{k_b} - \delta_{BB} - \delta_{BM_B} m_{BB} - m_{EB} (\delta_{BM_E} + \delta_{BM_B} m_{BM_E}) - \frac{\xi \times l(\xi)}{k_{\theta_0}} \right] \eta - \left[\delta_{BF_t} + \delta_{BM_B} m_{BF_t} + m_{EF_t} (\delta_{BM_E} + \delta_{BM_B} m_{BM_E}) - \frac{\xi \times l(\xi)}{k_{\theta_0}} \right] = 0$$

Cette équation nous permet de déterminer la longueur de séparation ξ et donc la longueur de la zone de contact. Lorsque la rigidité flexionnelle du rivet et la rotation au point de transition sont prises égales à zéro, nous obtenons l'expression de $g(\xi)$ proposée par Couchaux *et al.* [II.17]. Cependant, cette équation est fortement non linéaire et doit être résolue numériquement. La valeur de ξ détermine la taille de la zone de contact, et elle devrait être comprise dans l'intervalle $[0, e_2]$. Toute solution qui se trouve en dehors de cet intervalle signifie que la cornière est complètement décollée.

Le déplacement vertical au point E est :

$$\delta_E = \delta_{EB} B + \delta_{EM_B} M_B + \delta_{EF_t} F_t + \delta_{EM_E} M_E + \theta_0 (e_1 + \xi) \quad (\text{I.135})$$

Avec

$$\begin{aligned}
 \delta_{EB} &= -\frac{\xi^2}{EI_f} \left(\frac{e_1}{2} + \frac{\xi}{3} \right) - \frac{\xi}{GA_f} \\
 \delta_{EM_B} &= -\frac{\xi}{EI_f} \left(e_1 + \frac{\xi}{2} \right) \\
 \delta_{EF} &= \frac{(e_1 + \xi)^3}{3EI_f} + \frac{e_1 + \xi}{GA_f} \\
 \delta_{EM_E} &= -\frac{(e_1 + \xi)^2}{2EI_f}
 \end{aligned} \tag{I.136}$$

Ce déplacement peut être exprimé en fonction de F_t de la manière suivante :

$$\delta_E = \left[\begin{aligned} &((\delta_{EF} - \delta_0) + \eta(\delta_{EB} + \delta_0)) + \delta_{EM_B} (m_{BF_t} + m_{BB}\eta) \\ &+ (\delta_{EM_E} + \delta_{EM_B} m_{BM_E}) (m_{EF_t} + m_{EB}\eta) \end{aligned} \right] F_t \tag{I.137}$$

Avec :

$$\delta_0 = \frac{e_1 + \xi}{k_{\theta_0}} \times l(\xi)$$

La rigidité en traction de la cornière horizontale est donc :

$$k_{t,h} = \frac{F_t}{\delta_E} = \frac{1}{((\delta_{EF} - \delta_0) + \eta(\delta_{EB} + \delta_0)) + \delta_{EM_B} (m_{BF_t} + m_{BB}\eta) + (\delta_{EM_E} + \delta_{EM_B} m_{BM_E}) (m_{EF_t} + m_{EB}\eta)} \tag{I.138}$$

II.3.2.3.b. Cas 2 : Soulèvement complet

La force de levier disparaît lorsque la rigidité de la cornière horizontale est plus importante que la rigidité du rivet. Ainsi, la cornière est complètement décollée du support. Dans ce cas, la cornière n'est pas déformée dans la zone comprise entre l'axe du rivet et le bord extérieur.

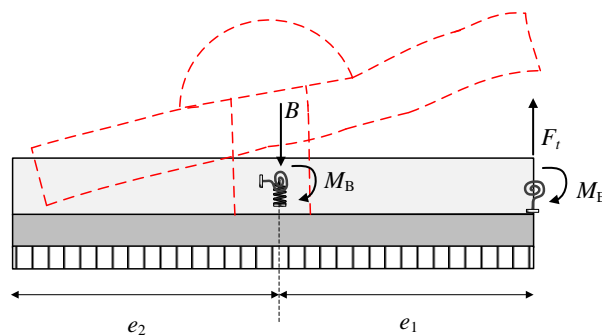


Figure II-40 : Cas 2: soulèvement complet de la cornière

Les conditions cinématiques d'un soulèvement complet conduisent à la relation suivante entre l'allongement et la rotation du rivet :

$$\delta_B = e_2 \times \theta_B \tag{I.139}$$

Le moment fléchissant au point B est :

$$M_B = e_1 F_t - M_E \quad (\text{I.140})$$

La rotation au droit du rivet est :

$$\theta_B = \theta_E + F_t \frac{e_1^2}{2EI_f} - M_B \frac{e_1}{EI_f} \quad (\text{I.141})$$

Sachant que

$$B = k_b \delta_B \quad (\text{I.142})$$

$$M_B = k_{\theta_B} \theta_B \quad (\text{I.143})$$

$$M_E = k_{\theta_E} \theta_E \quad (\text{I.144})$$

La longueur limite du rivet L_b^* , qui constitue la frontière entre le cas 1 et le cas 2, peut être déduite en combinant les équations précédentes :

$$\frac{L_b^*}{2} = \left(\frac{E}{k_{\theta_E}} + \frac{e_1}{2I_f} \right) e_1 e_2 A_b - \left(\frac{E}{k_{\theta_E}} + \frac{e_1}{I_f} \right) I_b \quad (\text{I.145})$$

Pour une longueur du rivet inférieure à cette limite, l'effet de levier se développe dans l'assemblage.

II.3.2.4. Comportement de la cornière verticale non soudée

II.3.2.4.a. Rigidité en flexion de la cornière verticale

Afin de rendre compte de l'interaction avec la cornière verticale lors de la modélisation du tronçon en L, cette dernière a été remplacée par un ressort de raideur flexionnelle k_{θ_E} qui va être évaluée dans le présent paragraphe II.3.2.4. Un moment M_E va donc être appliqué à l'extrémité de la cornière verticale supposée libre de tourner et nous évaluerons la rotation θ_E correspondante. La rigidité correspond au rapport de ce moment et de cette rotation. Le jeu entre les deux âmes (âme de la pièce de pont et âme du longeron) permet la rotation de la cornière verticale autour du point R (voir Figure II-41). La cornière verticale est modélisée comme une poutre bloquée horizontalement au point R. Le segment ER est supposé rigide. La largeur de la section transversale de la poutre est prise égale à la longueur efficace de la cornière horizontale (I_{eff}).

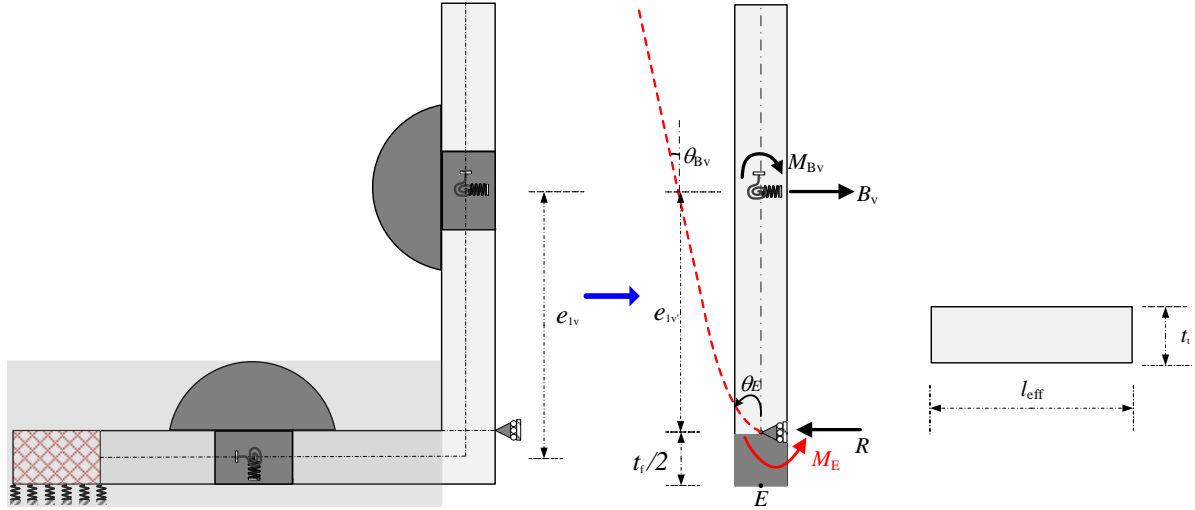


Figure II-41 : Modèle de la cornière verticale

L'équilibre horizontal donne :

$$R = B_v \quad (\text{I.146})$$

$$M_E = e_{1v} B_v + M_{B,v} \quad (\text{I.147})$$

Le déplacement et la rotation au point B deviennent :

$$\delta_{B,v} = \frac{B_v}{k_{b,v}} \quad (\text{I.148})$$

$$\theta_{B,v} = \frac{M_{B,v}}{k_{\theta_{B,v}}} \quad (\text{I.149})$$

Avec :

$k_{b,v}$: Rigidité axiale du rivet de l'aile verticale en prenant $L_{bv} = t_1 + 2t_t + 0,7d_{bv}$:

$$k_{b,v} = \frac{2EA_{bv}}{L_{bv}}$$

A_{bv} : Aire du rivet de l'aile verticale,

$k_{\theta_{B,v}}$: Rigidité flexionnelle du rivet de l'aile verticale :

$$k_{\theta_{B,v}} = \frac{2EI_{bv}}{L_{bv}}$$

I_{bv} : Inertie flexionnelle du rivet de l'aile verticale.

La rotation du point B est aussi égale à :

$$\theta_{B,v} = \theta_E - \Theta_{BB,v} B_v - \Theta_{BM_{B,v}} M_{B,v} \quad (\text{I.150})$$

θ_E est la rotation au point R, produite par le moment fléchissant M_E .

$\Theta_{BB,v}$ et $\Theta_{BM_{B,v}}$ sont les rotations au point B sous B_v et $M_{B,v}$ respectivement :

$$\Theta_{BB,v} = \frac{e_{1v'}^2}{2EI_t}, \quad \Theta_{BM_{B,v}} = \frac{e_{1v'}}{EI_t} \quad (\text{I.151})$$

I_t est le moment d'inertie de l'aile verticale de la cornière :

$$I_t = \frac{l_{\text{eff}} t_t^3}{12} \quad (\text{I.152})$$

En combinant les équations (I.149) et (I.150), on obtient une nouvelle expression du moment $M_{B,v}$ qui est:

$$M_{B,v} = m_{BE,v} \theta_E + m_{BB,v} B_v \quad (\text{I.153})$$

Pour lesquels :

$$m_{BE,v} = \frac{1}{\frac{1}{k_{\theta_{B,v}}} + \Theta_{BM_{B,v}}}$$

$$m_{BB,v} = \frac{-\Theta_{BB,v}}{\frac{1}{k_{\theta_{B,v}}} + \Theta_{BM_{B,v}}} \quad (\text{I.154})$$

Le déplacement au point B est :

$$\delta_{B,v} = e_{1v'} \theta_E - \delta_{BB,v} B_v - \delta_{BM_{B,v}} M_{B,v} \quad (\text{I.155})$$

Avec :

$$\delta_{BB,v} = \frac{e_{1v'}^3}{3EI_t} + \frac{e_{1v'}}{GA_t}, \quad \delta_{BM_{B,v}} = \frac{e_{1v'}^2}{2EI_t} \quad (\text{I.156})$$

A_t : Aire cisailée de l'aile verticale de la cornière :

$$A_t = 0,81 l_{\text{eff}} t_t$$

En combinant les équations (I.148), (I.153) et (I.155), nous obtenons une nouvelle expression de la force de traction dans le rivet :

$$B_v = m'_{BE,v} \theta_E \quad (\text{I.157})$$

Avec

$$m'_{BE,v} = \frac{e_{1v'} - \delta_{BM_{B,v}} m_{BE,v}}{\frac{1}{k_{b,v}} + \delta_{BB,v} + \delta_{BM_{B,v}} m_{BB,v}} \quad (\text{I.158})$$

Le moment fléchissant en B devient :

$$M_{B,v} = (m_{BE,v} + m_{BB,v} m'_{BE,v}) \theta_E \quad (\text{I.159})$$

En insérant les équations (I.149) et (I.153) dans l'équation (I.147), nous obtenons la rigidité en rotation de la cornière verticale :

$$k_{\theta_E} = \frac{M_E}{\theta_E} = m_{BE,v} + (e_{1v'} + m_{BB,v}) m'_{BE,v} \quad (\text{I.160})$$

η_v désigne le rapport entre la force de traction dans le rivet de la cornière verticale et la force de traction appliquée à cet assemblage, qui est :

$$\eta_v = \frac{B_v}{F_t} \quad (\text{I.161})$$

En remplaçant l'équation (I.160) dans l'équation (I.157) pour obtenir B_v en fonction de M_E , l'équation (I.161) devient :

$$\eta_v = \frac{m'_{BE,v}}{k_{\theta_E}} \cdot \frac{M_E}{F_t} \quad (\text{I.162})$$

En présence de contact étendu, le moment M_E peut être exprimé en fonction de F_t à partir de l'équation (I.129). En combinant les équations (I.129), (I.131) et (I.162), on obtient l'expression suivante pour η_v :

$$\eta_v = \frac{m'_{BE,v} \cdot (m_{EF_t} + m_{EB} \eta)}{k_{\theta_E}} \quad (\text{I.163})$$

II.3.2.4.b. Cisaillement et pression diamétrale

La contribution de la cornière verticale au déplacement transversal est due à la déformation au cisaillement du rivet et à l'ovalisation des perçages (cornières et âme de longeron). Ces déplacements supplémentaires peuvent diminuer significativement la rigidité de doubles cornières en traction et seront considérés dans le présent paragraphe. Le déplacement vertical total de la cornière en traction est donc,

$$\delta_t = \delta_E + \delta_v + u \quad (\text{I.164})$$

δ_E est le déplacement transversal de la cornière horizontale au point E (voir paragraphe II.3.2.3)

δ_v est le déplacement dû au cisaillement du rivet.

u est le déplacement dû à l'ovalisation des perçages des cornières et de l'âme du longeron.

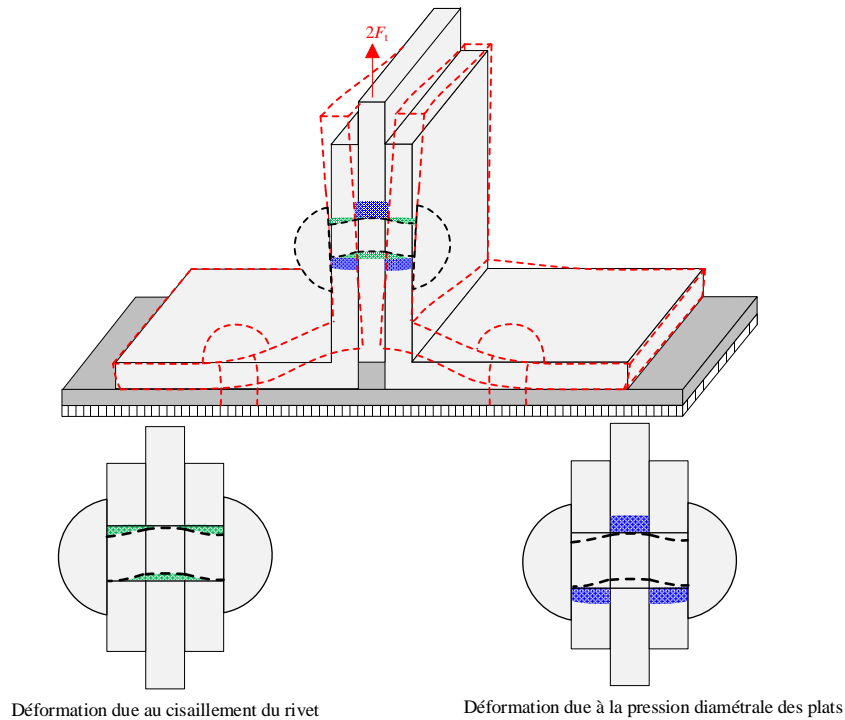


Figure II-42 : Déformations dues au cisaillement du rivet et à la pression diamétrale

II.3.2.4.c. Déplacement du rivet cisailé

La rigidité du rivet en cisaillement pourrait être calculée à partir l'Eurocode 3 partie 1-8 [II.30], mais elle se réfère à une rigidité sécante qui est relativement faible par rapport à la rigidité initiale. D'autre part, la rigidité initiale du rivet peut être déterminée en supposant une charge latérale uniforme agissant sur les longueurs des plats (voir Figure II-43). La déformée due au cisaillement va être évaluée à partir du modèle de la Figure II-43 qui suppose qu'une charge est répartie uniformément sur le corps du rivet.

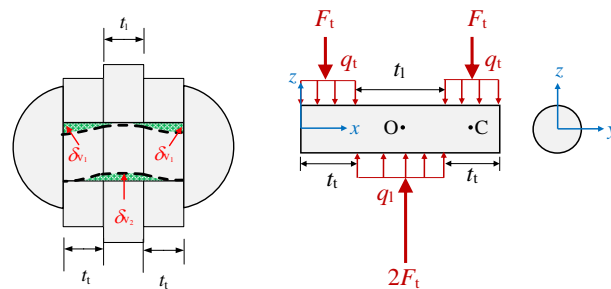


Figure II-43 : déformation due au cisaillement du rivet

Les charges uniformes sont :

$$q_t = \frac{F_t}{t_t} \quad (\text{I.165})$$

$$q_1 = \frac{2F_t}{t_1} \quad (\text{I.166})$$

Le déplacement transversal est relié à l'effort tranchant par :

$$\frac{dw}{dx} = \frac{V_z(x)}{GA_T} \quad (\text{I.167})$$

A_T est la section équivalente sous effort tranchant soit pour une section circulaire $A_T = 0.9A$

Le déplacement dû à l'effort tranchant, δ_v , correspond donc à la différence entre déplacements transversaux à mi-épaisseur de l'âme et de la cornière, respectivement en O et C :

$$\delta_v = w_C - w_O = \frac{F_t}{GA_T} \left(\frac{t_1}{4} + \frac{3t_1}{8} \right) \quad (\text{I.168})$$

La rigidité des rivets cisailés est donc :

$$k_v = \frac{F_t}{\delta_v} = \frac{4GA_T}{t_1 + \frac{3t_1}{2}} \quad (\text{I.169})$$

II.3.2.4.d. Ovalisations de la cornière et de l'âme du longeron

Une relation entre la pression diamétrale et la déformation du trou du rivet (voir Figure II-44) est proposée dans la révision de l'Eurocode 3 partie 1-8 ([II.1], [II.31]). La contrainte de pression diamétrale adimensionnelle (voir Figure II-44) a l'expression suivante :

$$\bar{\sigma}_b = \frac{F_v}{dt_j f_u} \quad (\text{I.170})$$

F_v est l'effort transmis par le plat (la cornière verticale ou l'âme de la pièce de pont),

t_j est l'épaisseur du plat (la cornière verticale ou l'âme de la pièce de pont),

d est le diamètre du rivet,

f_u est la résistance ultime des plats.

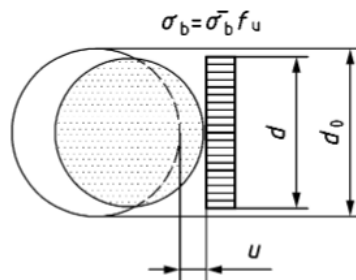


Figure II-44 : Ovalisation du trou de rivet [II.1]

La contrainte de pression diamétrale est liée à la déformation du trou du rivet par l'équation suivante :

$$\bar{\sigma}_b = \frac{126u/d}{\left(1 + \sqrt{30u/d}\right)^2} \quad (\text{I.171})$$

La solution retenue étant :

$$u = d \left(\frac{\sqrt{30} + \sqrt{\frac{126}{\sigma_b}}}{\frac{126}{\sigma_b} - 30} \right)^2 \quad (\text{I.172})$$

Le déplacement total dû à l'ovalisation des perçages est :

$$u = u_1 + u_t \quad (\text{I.173})$$

Avec :

u_1 : Ovalisation de l'âme d'épaisseur t_1 et soumise à $2F_t$, soit :

$$u_1 = u \left(\bar{\sigma}_b = \bar{\sigma}_{b1} = \frac{2F_t}{dt_1 f_u} \right) \quad (\text{I.174})$$

u_t : Ovalisation de la cornière d'épaisseur t_t et soumise à F_t , soit :

$$u_t = u \left(\bar{\sigma}_b = \bar{\sigma}_{bt} = \frac{F_t}{dt_t f_u} \right) \quad (\text{I.175})$$

La rigidité de l'âme de la poutre en pression diamétrale est :

$$k_{b1} = \frac{F_t}{u_1} \quad (\text{I.176})$$

La rigidité des cornières en pression diamétrale est :

$$k_{bt} = \frac{F_t}{u_t} \quad (\text{I.177})$$

La rigidité du tronçon en L est au final en intégrant l'aile verticale :

$$k_T = \frac{F_t}{\delta_t} = \frac{1}{\frac{1}{k_{t,h}} + \frac{1}{k_v} + \frac{1}{k_{bw}} + \frac{1}{k_{bf}}} \quad (\text{I.178})$$

II.3.2.5. Comportement de la cornière verticale soudée

Afin d'étudier l'impact de la soudure sur la rigidité en flexion de la cornière verticale, nous allons alors procéder de la même manière que dans la partie sans soudure. Un moment M_E va donc être appliqué à l'extrémité de la cornière verticale et nous évaluerons la rotation θ_E correspondante. La rigidité correspond au rapport de ce moment et de cette rotation. Le jeu entre les deux âmes (âme de la pièce de pont et âme du longeron) permet la rotation de la cornière verticale autour du point R_1 (voir Figure II-45). La cornière verticale cette fois-ci est modélisée comme une poutre bloquée horizontalement au point R_1 et au point R_2 . Le segment ER_1 est supposé rigide. La largeur de la section transversale de la poutre est prise égale à la longueur efficace de la cornière horizontale (l_{eff}).

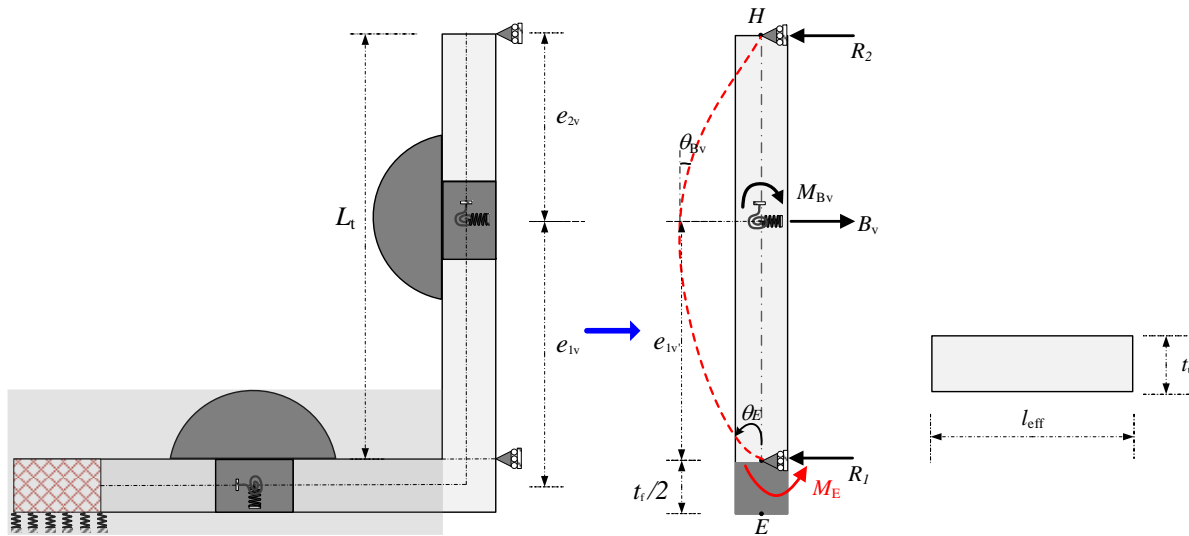


Figure II-45 : Modèle de la cornière verticale avec soudure

L'équilibre horizontal donne :

$$B_v = R_1 + R_2 \quad (I.179)$$

$$M_E = e_{1v} B_v + M_{B,v} - L_t R_2 \quad (I.180)$$

Le déplacement et la rotation au point B sont toujours :

$$\delta_{B,v} = \frac{B_v}{k_{b,v}} \quad (I.181)$$

$$\theta_{B,v} = \frac{M_{B,v}}{k_{\theta_{B,v}}} \quad (I.182)$$

La rotation du point B est aussi égale à :

$$\theta_{B,v} = \theta_E - \Theta_{BB,v} B_v - \Theta_{BM_{B,v}} M_{B,v} + \Theta_{BR_2} R_2 \quad (I.183)$$

θ_E est la rotation au point R_1 , produite par le moment fléchissant M_E .

$\Theta_{BB,v}$, $\Theta_{BM_{B,v}}$ et Θ_{BR_2} sont les rotations au point B sous B_v , $M_{B,v}$ et R_2 respectivement :

$$\Theta_{BB,v} = \frac{e_{1v'}^2}{2EI_t}, \quad \Theta_{BM_{B,v}} = \frac{e_{1v'}}{EI_t}, \quad \Theta_{BR_2} = \frac{2L_t e_{1v'} - e_{1v'}^2}{2EI_t} \quad (I.184)$$

En combinant les équations (I.182) et (I.183), on obtient une nouvelle expression du moment $M_{B,v}$ qui est:

$$M_{B,v} = m_{BE,v} \theta_E + m_{BB,v} B_v + m_{BR_2,v} R_2 \quad (I.185)$$

Pour lesquels :

$$\begin{aligned} m_{BE,v} &= \frac{1}{\frac{1}{k_{\theta_{B,v}}} + \Theta_{BM_{B,v}}} \\ m_{BB,v} &= \frac{-\Theta_{BB,v}}{\frac{1}{k_{\theta_{B,v}}} + \Theta_{BM_{B,v}}} \\ m_{BR_2,v} &= \frac{\Theta_{BR_2,v}}{\frac{1}{k_{\theta_{B,v}}} + \Theta_{BM_{B,v}}} \end{aligned} \quad (I.186)$$

Le déplacement au point B est pour le tronçon $0 \leq x \leq e_{1v'}$:

$$\delta_{B,v} = e_{1v'} \theta_E - \delta_{BB,v} B_v - \delta_{BM_{B,v}} M_{B,v} + \delta_{BR_2,v} R_2 \quad (I.187)$$

Avec :

$$\begin{aligned} \delta_{BB,v} &= \frac{e_{1v'}^3}{3EI_t} + \frac{e_{1v'}}{GA_t} \\ \delta_{BM_{B,v}} &= \frac{e_{1v'}^2}{2EI_t} \\ \delta_{BR_2,v} &= \frac{3L_t e_{1v'} - e_{1v'}^3}{6EI_t} + \frac{e_{1v'}}{GA_t} \end{aligned} \quad (I.188)$$

Le déplacement au point B est pour le tronçon $e_{1v'} \leq x \leq L_t$:

$$\delta_{B,v} = -e_2 \theta_E + \delta'_{BB,v} B_v + \delta'_{BM_{B,v}} M_{B,v} - \delta'_{BR_2,v} R_2 \quad (I.189)$$

Avec :

$$\begin{aligned} \delta'_{BB,v} &= \Theta_{BB,v} e_{2v} \\ \delta'_{BM_{B,v}} &= \Theta_{BMB,v} e_{2v} \\ \delta'_{BR_2,v} &= \frac{e_{2v}^3}{3EI_t} + \frac{e_{2v}}{GA_t} + \Theta_{BR_2,v} e_{2v} \end{aligned} \quad (I.190)$$

En faisant l'égalité des déplacements (I.187) et (I.189) au point B pour les deux tronçons on obtient l'expression de la réaction R_2 .

$$R_2 = \alpha_{BE,v} \theta_E + \alpha_{BB,v} B_v + \alpha_{BMB,v} M_{B,v} \quad (I.191)$$

Avec :

$$\begin{aligned} \alpha_{BE,v} &= \frac{-L_t}{\delta_{BR_2,v} + \delta'_{BR_2,v}}, \\ \alpha_{BB,v} &= \frac{\delta_{BB,v} + \delta'_{BB,v}}{\delta_{BR_2,v} + \delta'_{BR_2,v}}, \\ \alpha_{BMB,v} &= \frac{\delta_{BMB,v} + \delta'_{BMB,v}}{\delta_{BR_2,v} + \delta'_{BR_2,v}} \end{aligned} \quad (I.192)$$

On peut déduire alors la nouvelle expression du moment $M_{B,v}$ qui est:

$$M_{B,v} = m'_{BE,v} \theta_E + m'_{BB,v} B_v \quad (I.193)$$

Avec :

$$\begin{aligned} m'_{BE,v} &= \frac{m_{BE,v}(\delta_{BR_2,v} + \delta'_{BR_2,v}) - m_{BR_2,v} L_t}{(\delta_{BR_2,v} + \delta'_{BR_2,v}) - m_{BR_2,v}(\delta_{BMB,v} + \delta'_{BMB,v})} \\ m'_{BB,v} &= \frac{m_{BB,v}(\delta_{BR_2,v} + \delta'_{BR_2,v}) + m_{BR_2,v}(\delta_{BB,v} + \delta'_{BB,v})}{(\delta_{BR_2,v} + \delta'_{BR_2,v}) - m_{BR_2,v}(\delta_{BMB,v} + \delta'_{BMB,v})} \end{aligned} \quad (I.194)$$

En combinant les équations (I.181) et (I.187), nous obtenons une nouvelle expression de la force de traction dans le rivet :

$$B_v = m''_{BE,v} \theta_E \quad (I.195)$$

Avec :

$$m''_{BE,v} = \frac{e_{1v'} - \delta_{BMB,v} m'_{BE,v} + (\alpha_{BE,v} + m'_{BE,v} \alpha_{BMB,v}) \delta_{BR_2,v}}{\frac{1}{k_{b,v}} + \delta_{BB,v} + \delta_{BMB,v} m'_{BB,v} - (\alpha_{BB,v} + m'_{BB,v} \alpha_{BMB,v}) \delta_{BR_2,v}} \quad (I.196)$$

Le moment fléchissant en B devient :

$$M_{B,v} = (m'_{BE,v} + m'_{BB,v} m''_{BE,v}) \theta_E \quad (I.197)$$

En insérant les équations (I.191), (I.195) et (I.197) dans l'équation (I.180), nous obtenons la rigidité en rotation de la cornière verticale :

$$k_{\theta_E} = \frac{M_E}{\theta_E} = -\alpha_{BE,v} L_t + m'_{BE,v} (1 - \alpha_{BMB,v} L_t) + (e_{1v'} + m'_{BB,v} - \alpha_{BB,v} L_t - m'_{BB,v} \alpha_{BMB,v} L_t) m''_{BE,v} \quad (I.198)$$

η_v désigne le rapport entre la force de traction dans le rivet de la cornière verticale et la force de traction appliquée à cet assemblage, qui est :

$$\eta_v = \frac{B_v}{F_t} \quad (\text{I.199})$$

En insérant les équations (I.195) et (I.198) dans l'équation pour obtenir B_v en fonction de M_E , l'équation devient :

$$\eta_v = \frac{m''_{BE,v}}{k_{\theta_E}} \cdot \frac{M_E}{F_t} \quad (\text{I.200})$$

La rigidité en flexion calculée en tenant compte de la présence de la soudure à l'aide de l'équation (I.198) est peu augmentée par rapport à celle obtenue sans soudure à l'aide de l'équation (I.160). Pour l'assemblage étudié numériquement dans le paragraphe II.3.3.3 avec une épaisseur $t_f = 10$ mm, l'écart est seulement de 2,2%.

II.3.3. Simulations numériques

II.3.3.1. Introduction

Un modèle de calcul par éléments finis a été développé afin de valider les approches analytiques proposées dans le précédent paragraphe. Des éléments volumiques et de contact sont mis en œuvre afin de rendre compte de l'interaction complexe entre les différents composants de l'assemblage. Le modèle est présenté dans le paragraphe II.3.3.2 et comparé aux résultats du modèle analytique dans le paragraphe II.3.3.3.

II.3.3.2. Présentation du modèle de calcul par éléments finis

Les assemblages par doubles cornières ont été modélisés à l'aide du logiciel de calcul par éléments finis ANSYS APDL, 2020 R2. Les résultats d'analyses par éléments finis vont être comparés à ceux du modèle analytique présenté dans le paragraphe II.3.2. Le matériau est supposé élastique linéaire avec un module d'Young $E = 210$ GPa et un coefficient de Poisson $\nu = 0,3$. Grâce aux conditions de symétrie dans le plan XZ et dans le plan YZ, seul un huitième de l'assemblage est modélisé (voir Figure II-46). Des éléments volumiques hexaédrique et tétraédrique (SOLID 185) sont utilisés avec une taille de maille d'un mm. Les déplacements sont supposés petits. Des éléments de contact flexibles sont placés entre la cornière et le rivet, et entre la cornière et l'âme de la poutre (voir Figure II-46). Le frottement n'est pas pris en compte. Un nœud pilote est relié à la surface (XZ) de la cornière verticale et applique une force de traction de 10kN.

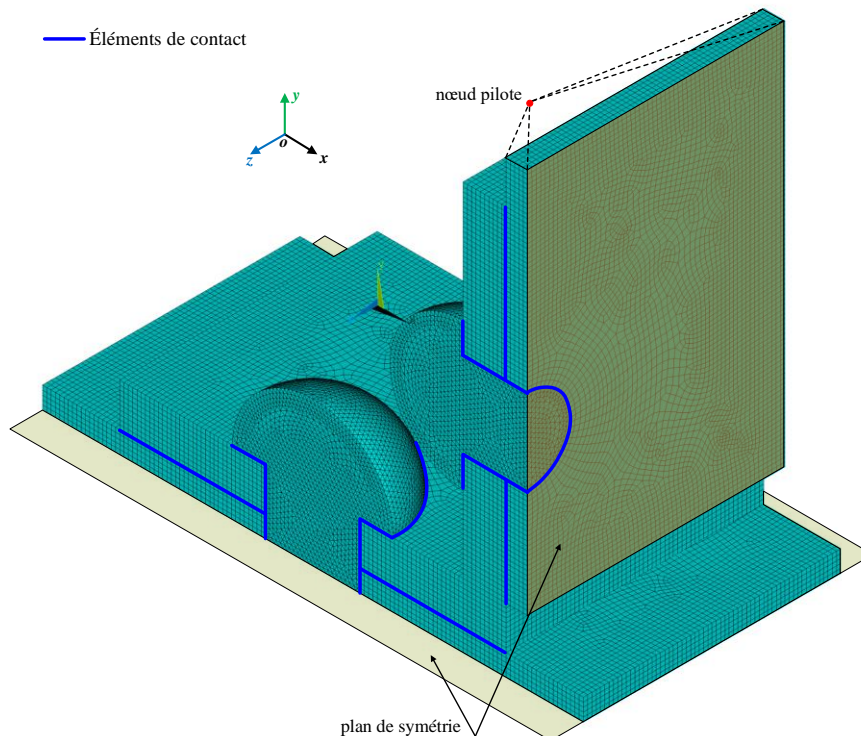


Figure II-46 : Géométrie et maillage du modèle de calcul par éléments finis

II.3.3.3. Assemblages étudiés

La géométrie de l'assemblage considéré (voir Tableau II-3) est basée sur l'assemblage du pont du nord de la ligne 2 du métro parisien. Neuf configurations ont été étudiées en faisant varier l'épaisseur de la cornière horizontale. L'objectif était d'analyser l'influence de l'épaisseur de la cornière sur l'effet de levier et la rigidité de l'assemblage.

Tableau II-3 : Géométrie des configurations étudiées (dimensions en mm)

Rivet (Hor/Ver)	e_1	e_2	p_b	L_t	t_w	t_1	t_t	t_f
22/20	40	45	120	80	10	10	10	8; 10; 12; 15; 18; 20; 25; 30; 35

Les déformées obtenues pour des épaisseurs de cornière horizontale de 10 et 35 mm sont présentées à la Figure II-47. Pour la cornière la plus mince, le déplacement transversal de l'assemblage est principalement dû à la flexion de la cornière horizontale entre le rivet et la cornière verticale. En revanche, pour la cornière la plus épaisse, l'allongement du rivet est la principale source de déplacement. L'ovalisation des plats est clairement visible et ne peut être négligée. Concernant la cornière verticale, la cornière se soulève entre le rivet et le bord extérieur de la cornière, aucun contact ne se développe.

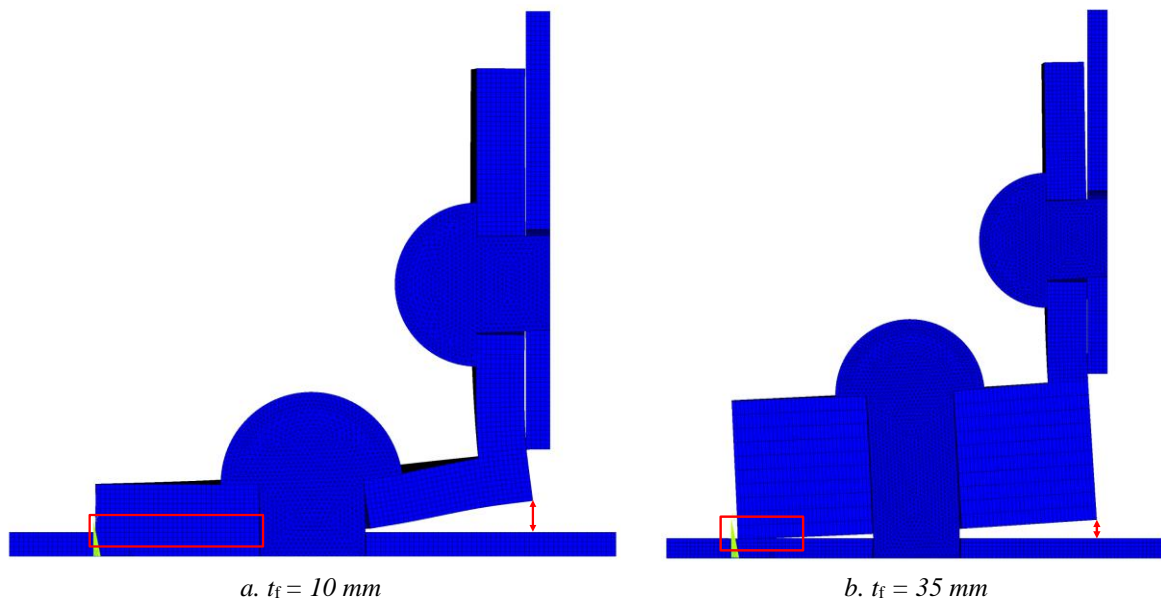


Figure II-47 : Déformée de spécimens

Les pressions de contact obtenues pour différentes épaisseurs de la cornière horizontale sont présentées à la Figure II-48. Pour les cornières les plus minces, le contact se développe près de la tête du rivet. Il en résulte une force de traction plus élevée dans le rivet. Lorsque l'épaisseur de la cornière augmente, la zone de contact diminue et tend vers le bord libre extérieur. Par conséquent, la force de levier diminue, ce qui réduit la force de traction dans le rivet.

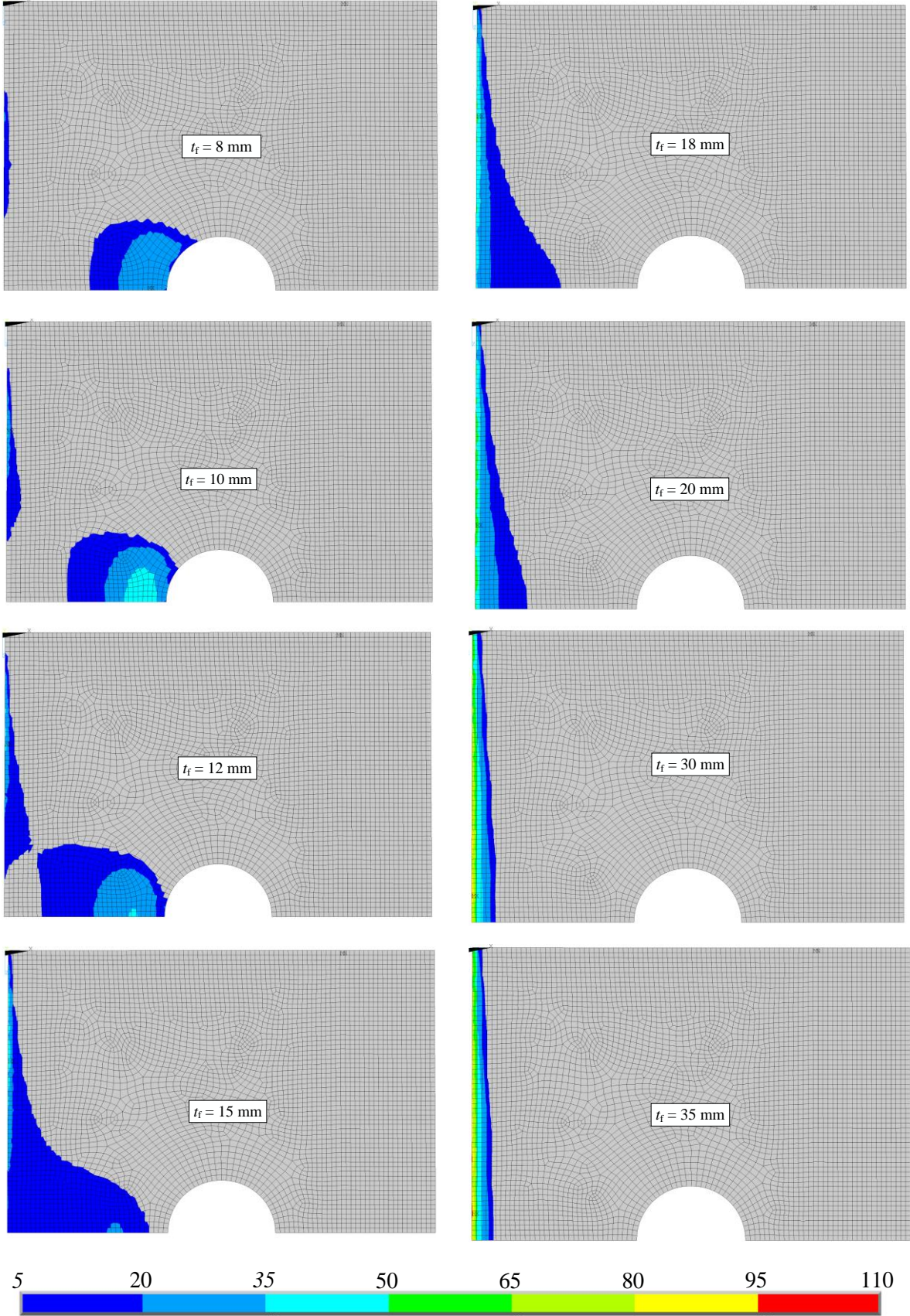


Figure II-48 : Évolution de la pression de contact en Pa

II.3.3.4. Comparaison des résultats analytiques et numériques

Dans ce paragraphe, les résultats analytiques et numériques sont comparés. Une attention particulière est accordée à l'évaluation de la distribution des pressions de contact, de la longueur de séparation ξ , de l'effort de traction dans le rivet B , de la position de l'effort de levier et de la rigidité en traction de l'assemblage.

II.3.3.4.a. Distribution des pressions de contact

Les pressions de contact calculées analytiquement avec les équations (I.111) et (I.93) sont comparées aux pressions de contact de la ligne inférieure de la cornière horizontale du modèle de calcul par éléments finis à la Figure II-49 pour les cornières de 10, 15 et 25 mm d'épaisseur. L'allure de la pression de contact est correctement évaluée à l'aide du modèle analytique. Dans les deux modèles, la distribution de la pression de contact a tendance à se déplacer vers le bord libre de la cornière horizontale lorsque son épaisseur augmente. La pression de contact maximale est sous-estimée par le modèle analytique parce que la pression contact est supposée constante sur la longueur équivalente. Cependant, dans le modèle numérique, l'extension de la zone de contact est également plus courte, ce qui compense. Il est important de souligner que l'erreur dans l'estimation de l'amplitude de la contrainte de contact n'entraîne pas d'erreur importante lors de l'évaluation des caractéristiques mécaniques globales telle que la force de levier, la force de traction dans le rivet ou la rigidité à la traction de l'assemblage.

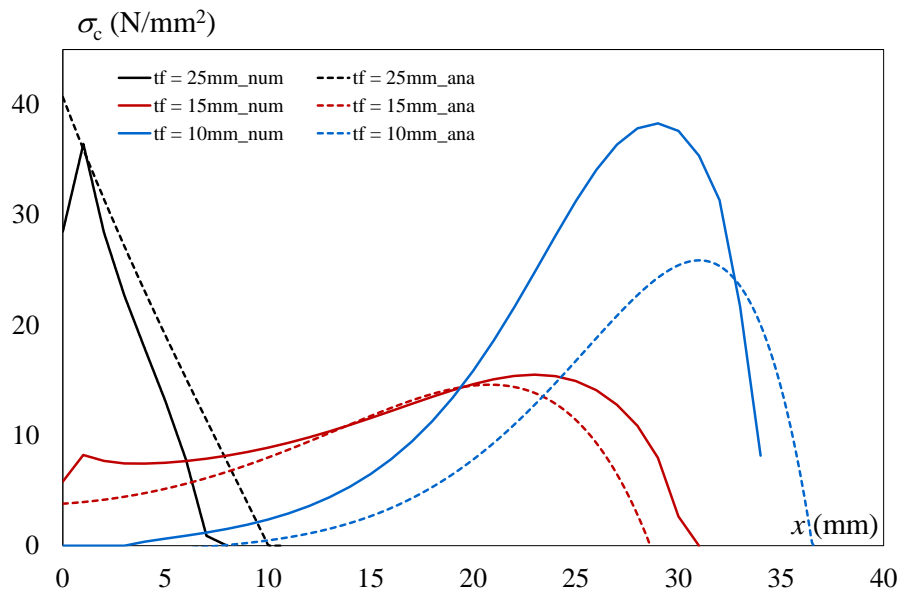


Figure II-49 : Distributions de la pression de contact

II.3.3.4.b. Evolution de la longueur de séparation ξ

La longueur de séparation, ξ , augmente lorsque l'épaisseur de la cornière horizontale augmente (voir Figure II-50). Le modèle analytique rend bien compte de ce phénomène et donne des résultats proches de ceux obtenus numériquement. Lorsque l'épaisseur de la cornière augmente, la valeur de ξ augmente significativement et tend vers une asymptote. En présence de cornières horizontales minces, une légère

différence existe entre les deux modèles analytiques, la rigidité de la fondation étant différente. La zone de contact est plus étendue avec le support élastique.

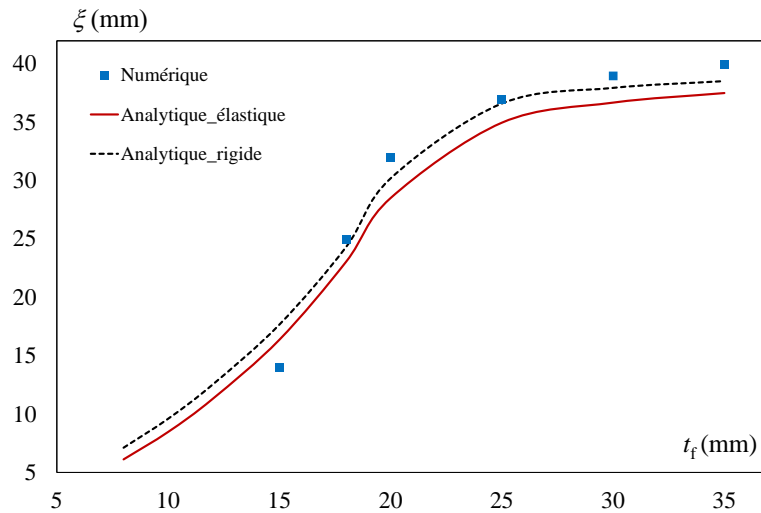


Figure II-50 : Évolution de la longueur de séparation ξ

II.3.3.4.c. Effort de levier

La résultante des pressions de contact est la force de levier. Cet effort et sa position, ainsi que la distribution de la pression de contact évaluée analytiquement et numériquement sont présentés à la Figure II-51 pour la cornière horizontale de 10 mm d'épaisseur. Q_{num} et Q_{ana} désignent les forces de levier calculées par les modèles numérique et analytique, respectivement. n est la position de la force de levier par rapport à l'axe du rivet. Les résultats analytique et numérique sont assez proches.

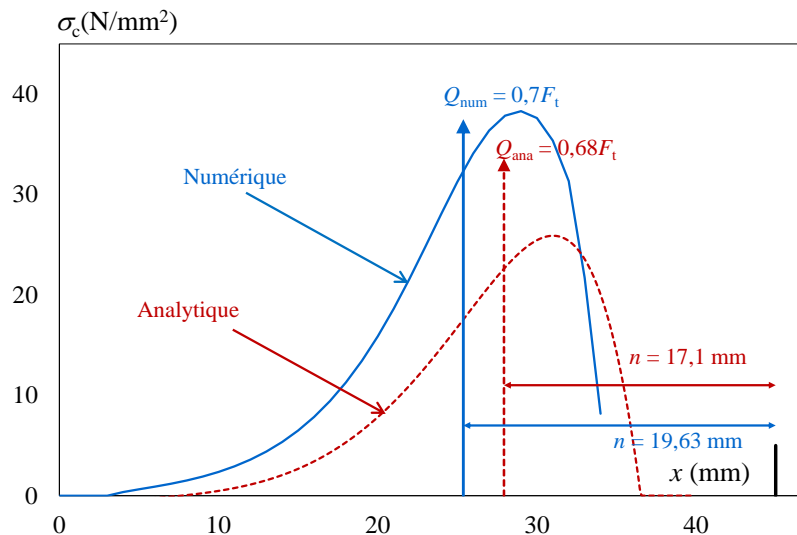


Figure II-51 : Pression de contact et force de levier pour $t_f = 10$ mm

L'effort de traction dans le rivet B dépend de la force de levier Q et η représente le rapport entre la force du rivet B et la force de traction F_t . L'évolution de η en fonction de l'épaisseur de la cornière horizontale est présentée à la Figure II-52. L'effort dans les rivets est minimal pour une épaisseur de la cornière horizontale comprise entre 15 et 18 mm. Pour une épaisseur de la cornière supérieure à 25 mm, la force

de levier se stabilise, car la rigidité en flexion du rivet et de la cornière verticale sont faibles comparées à la rigidité en flexion de la cornière horizontale. Par conséquent, le comportement global de l'assemblage dépend principalement de la rigidité axiale du rivet. De plus, la force de levier est située au droit du bord libre de la cornière horizontale et l'effet de levier est donc constant. En revanche, la force de levier augmente lorsque l'épaisseur de la cornière devient très faible. Comme nous l'avons vu précédemment, pour les cornières de faible épaisseur, les pressions de contact se rapprochent de la tête du rivet. Le bras de levier diminue donc ce qui augmente la force de levier et l'effort de traction dans le rivet. Globalement, les résultats des deux analyses sont en bon accord. La différence entre les deux modèles, pour une épaisseur de la cornière comprise entre 8 et 15 mm, peut être due au choix de la distribution de la force du rivet, ponctuelle plutôt que répartie. La différence entre modèles analytiques rigide et élastique est assez limitée sauf pour les faibles épaisseurs de cornières. L'effort dans le rivet est ainsi logiquement plus important avec le modèle rigide.

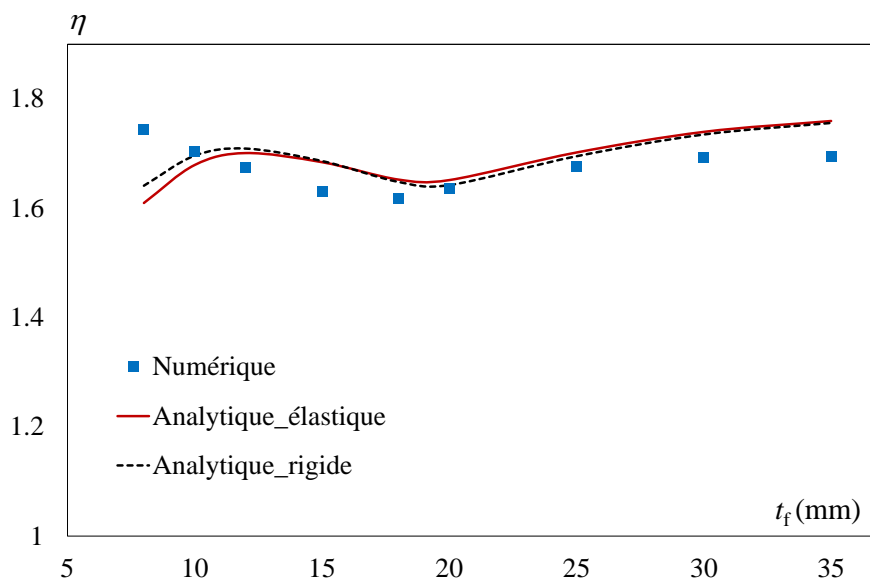


Figure II-52 : Evolution de η

η_v représente le rapport entre la force de traction dans le rivet de la cornière verticale B_v et la force de traction appliquée à l'assemblage F_t . L'évolution de η_v en fonction de l'épaisseur de la cornière horizontale est illustrée à la Figure II-53. En général, les résultats des modèles analytiques et numériques sont proches. La valeur de η_v diminue progressivement lorsque l'épaisseur de la cornière horizontale augmente car le maintien flexionnel de la cornière verticale est moins prépondérant.

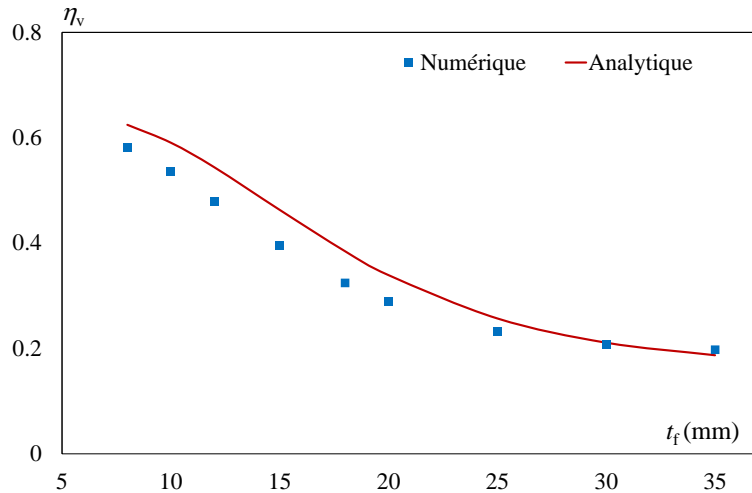


Figure II-53 : Evolution de η_v

La distance entre l'axe du rivet vertical et la position de la force de levier est représentée par n . Indépendamment de différentes distributions de la pression de contact, la position de la force de levier des deux modèles est en bon accord. À nouveau, cela confirme que la différence d'amplitude de la pression de contact des deux modèles produit une erreur limitée sur les caractéristiques mécaniques globales du modèle. Les résultats obtenus avec des fondations élastiques et rigides sont assez proches.

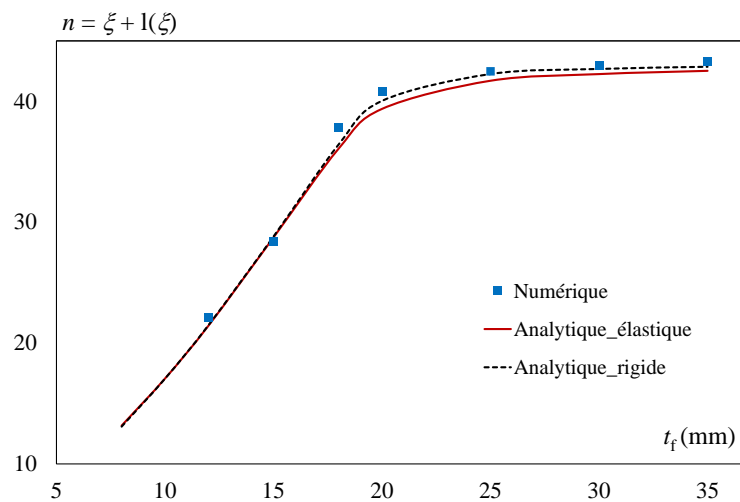


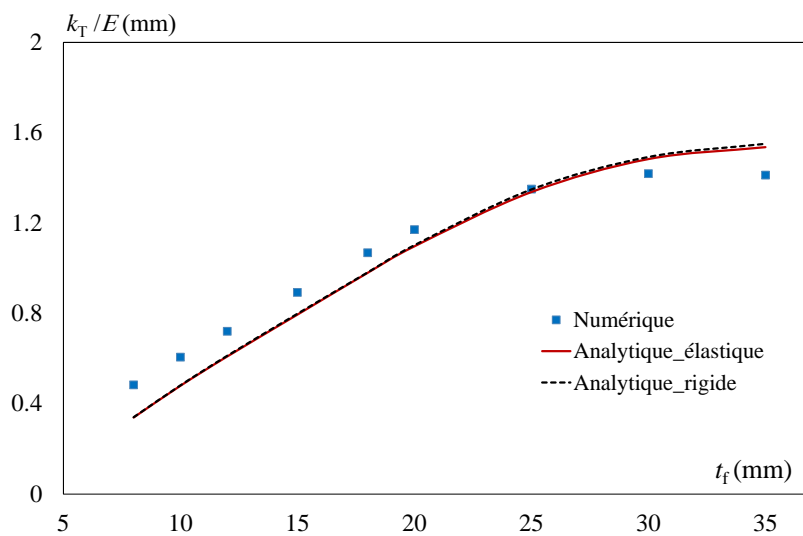
Figure II-54 : Evolution de n

II.3.3.4.d. Rigidité en traction

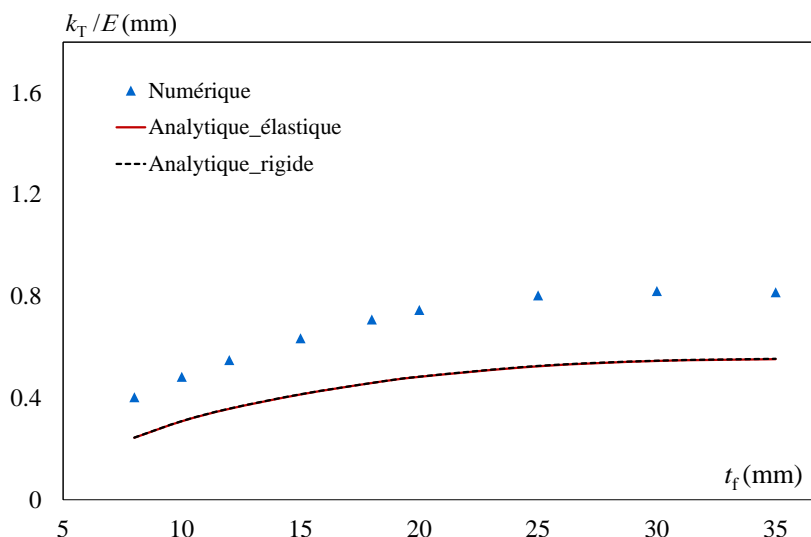
La rigidité en traction de l'assemblage riveté par doubles cornières est présentée sur la Figure II-55 en fonction de l'épaisseur de la cornière horizontale. Cette rigidité est évaluée par deux approches :

- Dans la première approche, présentée sur la Figure II-55-a, seul le soulèvement de la cornière horizontale est considéré (voir paragraphe II.3.2.3). Les déplacements engendrés par le cisaillement du rivet et l'ovalisation des plats sont négligés.
- La deuxième approche, présentée à la Figure II-55-b, ajoute la contribution de la déformation en cisaillement des rivets et de l'ovalisation des plats (voir paragraphe II.3.2.4).

Pour la première approche, les résultats analytiques et numériques sont très proches. La rigidité en traction augmente avec l'augmentation de l'épaisseur de la cornière horizontale. Cette augmentation est légèrement réduite pour une épaisseur de cornière supérieure à 25 mm, principalement parce que la cornière est rigide et que la rigidité de l'assemblage dépend de l'allongement des rivets. Les résultats des modèles rigide et élastique sont ici très proches. Pour la deuxième approche, les résultats analytique et numérique sont assez différents. La précision du modèle analytique chute principalement du fait d'une sous-estimation de la rigidité en pression diamétrale par l'Eurocode 3 partie 1-8 [II.1]. La rigidité en traction dans la deuxième approche est plus faible que dans la première approche, en particulier lorsque l'épaisseur de la cornière augmente. Dans cette seconde approche, la rigidité en traction augmente très légèrement lorsque l'épaisseur de la cornière augmente. La déformation en cisaillement des rivets et l'ovalisation des plats contribuent fortement au déplacement transversal des assemblages. Ne pas prendre en compte cette contribution pourrait conduire à une surestimation de la rigidité en traction.



a. Première approche



b. Deuxième approche

Figure II-55 : Rigidité en traction

II.3.4. Étude de sensibilité

Dans la section précédente, la géométrie de l'assemblage pièce de pont - longeron de l'assemblage du pont du nord du métro ligne 2 (configuration 1) a été étudiée. Les modèles analytiques de la cornière sur appuis élastiques et appuis rigides ont été confrontés aux simulations numériques. Les résultats obtenus étaient similaires. En complément, dans ce paragraphe, deux autres géométries de l'assemblage par double cornière seront étudiées analytiquement, et comparées avec la configuration (1) (voir Tableau II-4). Une variation de l'épaisseur de la cornière horizontale est effectuée pour chaque configuration. On s'intéresse particulièrement à l'évolution de la force de levier η , à la longueur n et à la rigidité en traction de l'assemblage k_T . La configuration (1) se compose d'une cornière L90×90×10. L'aile horizontale de la cornière est attachée à l'âme de la poutre ($t_w=10$ mm) par un rivet $\phi 22$. L'autre aile est attachée à l'âme de l'autre poutre ($t_1=10$ mm) par un rivet $\phi 20$. La configuration (2) fait référence à la géométrie du spécimen testé lors de l'essai de flexion qui sera présentée dans le chapitre III. La géométrie de cet assemblage est similaire à celle de la configuration (1). Il se compose de la cornière L90×90×9, dont la partie horizontale est fixée à une poutre plus épaisse ($t_w=25$ mm). L'autre partie est attachée à l'âme de 10 mm d'épaisseur ($t_1=10$ mm). Les deux parties sont fixées par des rivets $\phi 22$. La configuration (3) est un assemblage par double cornière étudié par Al-Emrani [II.9]. Cet assemblage est composé d'une cornière à ailes inégales L100×75×9. L'aile horizontale ($L_t = 100$ mm) est assemblée à une poutre d'une âme de 13 mm d'épaisseur ($t_w = 13$ mm) par un rivet $\phi 23$ et l'autre partie est fixée à une poutre d'une âme de 8 mm ($t_1 = 8$ mm) par des rivets $\phi 20$.

Tableau II-4 : Géométries des assemblages (dimensions en mm)

	p_b	t_1	t_w	Aile horizontale			Aile verticale			
				d_{bh}	e_{1h}	e_{2h}	d_{bv}	t_t	e'_{1v}	e_{2v}
(1) Assemblage du pont du Nord		10	10	22	40	45	20	10	35	45
(2) Assemblage testé	120		25	22	40.5	45	22	9	36	45
(3) Assemblage étudié par Al-Emrani		8	13	23	45.5	50	20	9	26	40

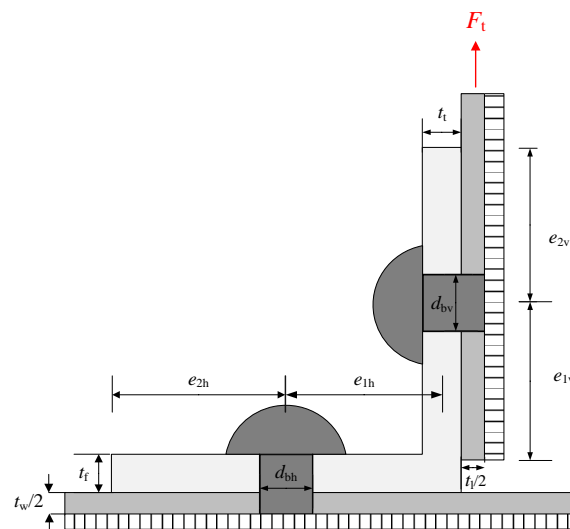


Figure II-56 : Géométrie des assemblages

II.3.4.1. Évolution de n

La Figure II-57-a et la Figure II-57-b présentent l'évolution de la longueur n des configurations (1) & (2) ainsi que des configurations (1) & (3), respectivement. Comme attendu, lorsque la rigidité du support élastique est faible, la surface de contact entre la cornière horizontale et le support augmente, donc la valeur de n . Cette observation se retrouve au niveau de la comparaison des configurations (1) et (2). Pour les cornières horizontales de faible épaisseur, la valeur n de la configuration (2) est supérieure à celle de la configuration (1). Cette différence est due au fait que l'appui élastique de la configuration (2) est plus flexible que celui de la configuration (1). Lorsque l'épaisseur t_f est inférieure à 20 mm, on obtient la même valeur de n . À nouveau, cela confirme que quand la zone de contact se rapproche du bord libre, le bras de levier de la force de levier n'est pas beaucoup influencé par la rigidité du support ainsi que par la flexibilité de la cornière verticale (t_t et d_{bv}). À l'inverse, la comparaison de n pour les configurations (1) & (3) est totalement différente. Les deux courbes sont proches pour les cornières de faible épaisseur, car les propriétés de la cornière horizontale sont similaires (t_w et d_{bh}). Puis, les deux courbes divergent quand l'épaisseur de la cornière est supérieure à 25 mm, car les deux configurations ont des valeurs différentes de la pince e_{2h} .

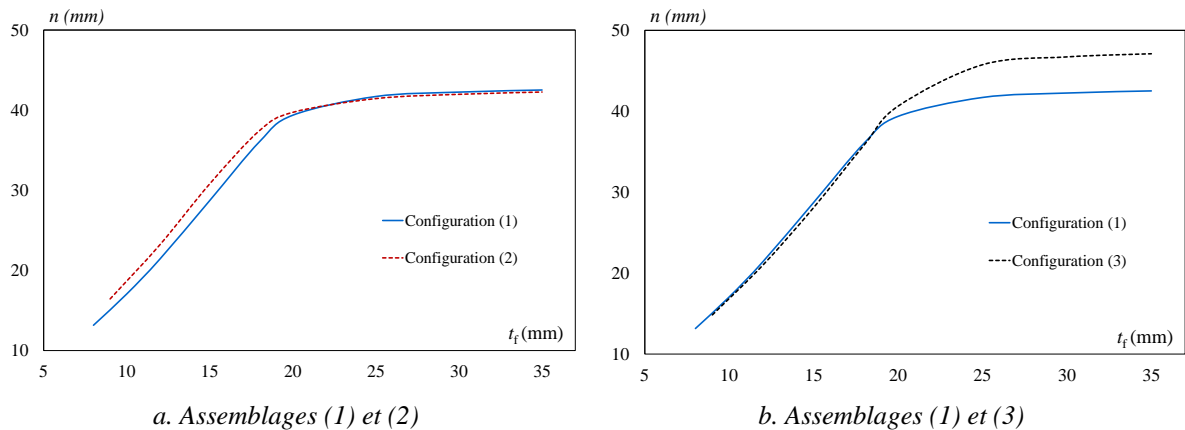


Figure II-57 : Longueur n

II.3.4.2. Evolution de la force de levier

η désigne le rapport entre la force dans le rivet B et la force appliquée F_i . La position et la rigidité du rivet de la cornière horizontale ont un impact important sur ce rapport. La comparaison de l'évolution de η est présentée à la Figure II-58. La comparaison des configurations (1) & (2) montre que l'effet de levier de ces deux configurations est similaire pour les cornières de faible épaisseur, au contraire de ce qui est observé lors de la comparaison de (1) & (3). Comme évoqué dans le paragraphe précédent, pour une cornière d'épaisseur mince ou intermédiaire, la réponse du modèle est principalement impactée par la déformation de la cornière horizontale qui est elle-même influencée par la distance e_{1h} . Cependant, lorsque l'épaisseur de la cornière t_f augmente, les résultats sont proches. La déformation en présence de cornières épaisses ne dépend que l'allongement du rivet. L'effet de levier qui se développe dans la configuration (1) est moins important que pour les deux autres.

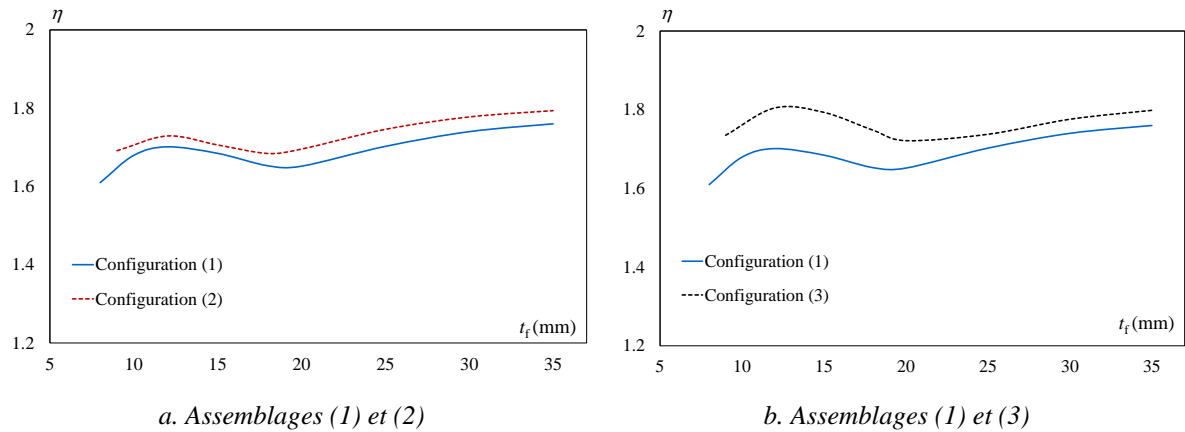


Figure II-58 : Evolution de η

II.3.4.3. Évolution de la rigidité en traction

La comparaison de la rigidité en traction des trois configurations évaluées avec l'approche 1 est présentée à la Figure II-59. Globalement, le comportement des trois configurations est similaire. La rigidité augmente logiquement avec l'augmentation de l'épaisseur de la cornière horizontale. Cette augmentation est légèrement réduite pour une épaisseur de cornière supérieure à 25 mm. Pour les épaisseurs de cornière inférieures à 25 mm, la configuration (2) est plus raide que la configuration (3). A l'inverse, à partir de cette épaisseur, la configuration (2) devient plus souple. Ce changement s'explique à nouveau par la déformation dominante du modèle lorsque l'épaisseur de la cornière augmente. Pour une cornière d'épaisseur mince ou intermédiaire, la déformation du modèle est principalement liée la déformation de la cornière horizontale qui est elle-même influencée par la distance e_{1h} . La déformation du tronçon ne dépend que de l'allongement du rivet quand l'épaisseur de la cornière t_f augmente. En général, la configuration (1) a une rigidité plus élevée que les deux autres du fait d'un appui élastique plus rigide et de pinces plus faibles.

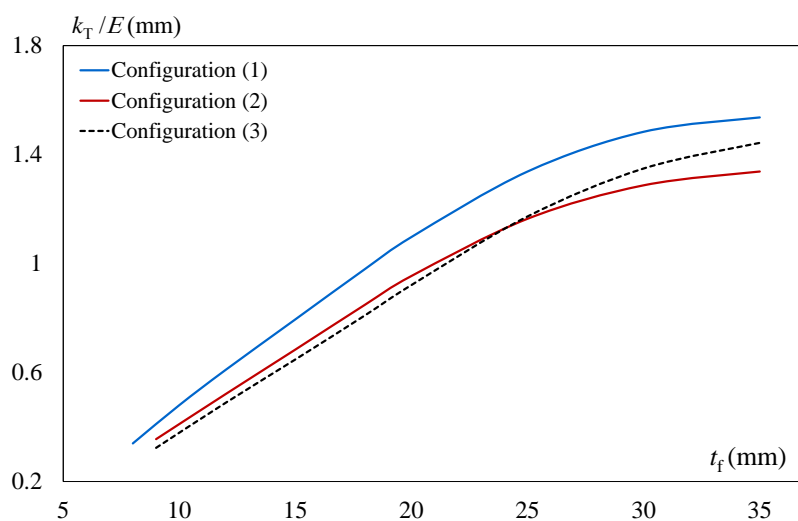


Figure II-59 : Comparaison de la rigidité en traction de l'approche (1)

II.3.5. Synthèse

Dans ce paragraphe, un modèle analytique a été proposé afin d'évaluer le comportement élastique de double cornières rivetées soumises à un effort de traction. Une attention particulière a été accordée à la modélisation de l'interaction entre la cornière et le support composé de l'âme d'une poutre. Cette interaction a été modélisée à l'aide d'une fondation élastique de Winkler et d'un modèle de poutre prenant en compte les déformations de cisaillement et transversale. Le modèle de poutre de Baluch [II.6] a été utilisé dans la zone soulevée, ainsi que dans la zone de contact. Pour cette dernière, les développements présentés dans le paragraphe III.2.2 ont été appliqués. La flexibilité du rivet en flexion a également été prise en compte en plus de la flexibilité axiale. L'interaction entre les deux ailes de cornière (cornière horizontale et cornière verticale) a été modélisée par un ressort flexionnel équivalent. Ce modèle a permis d'évaluer l'étendue de la zone de contact qui est indépendante de l'intensité de la force appliquée. Enfin, le déplacement dû au cisaillement des rivets attachant la cornière verticale et l'ovalisation des plats (cornière verticale et âme de la poutre) sont intégrés sur la base des dernières propositions de l'Eurocode 3 partie 1-8 ([II.1], [II.30]) afin d'évaluer la rigidité complète de l'assemblage par doubles cornières soumis à un effort de traction. Ce modèle permet également d'évaluer l'effort de traction dans les rivets attachant la cornière verticale qui peut être non négligeable. L'étendue de la zone de contact et la distribution de la pression de contact dépendent fortement de l'épaisseur de la cornière horizontale.

Un modèle de calcul par éléments finis 3D a été développé dans le logiciel ANSYS pour valider le modèle analytique proposé. Des éléments de contact ont été utilisés entre les rivets et la cornière ainsi qu'entre la cornière et l'âme des poutres. Une étude de sensibilité a été menée en faisant varier l'épaisseur de la cornière horizontale tout en maintenant les autres paramètres constants. Les résultats analytiques et numériques étaient en bon accord. Le modèle analytique permet d'évaluer l'allure de la distribution de la pression de contact même si les valeurs maximales peuvent être sous-estimées pour les cornières minces. Néanmoins, cette imprécision n'influence pas les résultats globaux tels que la rigidité, les forces dans le rivet et la position de la force de levier. D'autres configurations d'assemblages ont été étudiées en parallèle en faisant également varier l'épaisseur de la cornière horizontale. Cette étude de sensibilité met en évidence l'influence de la rigidité et de la position du rivet sur le comportement de l'assemblage.

Le modèle proposé pourrait être étendu pour intégrer le comportement élasto-plastique des cornières et des rivets. La zone tendue d'un assemblage par doubles cornières soumis à un moment fléchissant sera modélisée à l'aide des présentes propositions dans le chapitre III.

II.4. Conclusion

La rigidité en rotation initiale d'un assemblage peut être calculée à l'aide de la méthode des composants. La rigidité des composants tendus et comprimés doit être évaluée au préalable. Cette méthode va être appliquée aux assemblages par double cornières d'âme soumises à un moment fléchissant et un effort tranchant dans le chapitre III. L'objectif du présent chapitre était donc de développer un modèle analytique permettant d'évaluer la rigidité initiale des composants tendus et comprimés de ce type d'assemblage à savoir les doubles cornières soumises à un effort de traction ou compression.

Pour les cornières soumises à un effort de compression, l'interaction avec l'âme de la poutre support a été considérée. Un modèle de poutre en contact avec une fondation élastique de Winkler a été proposé en se basant sur le modèle de poutre de Baluch [II.6] déjà utilisé en présence de supports rigides [II.5]. Ce modèle a permis notamment de prendre en compte la déformabilité transversale de la cornière et du support. L'interaction entre les ailes verticale et horizontale des cornières a par ailleurs été prise en compte. Ce modèle a permis d'évaluer l'allure des pressions de contact et au final la rigidité en compression de ce composant. Néanmoins, une résolution non linéaire est nécessaire afin notamment d'évaluer la longueur de la zone de contact. Des simplifications sont donc proposées afin d'évaluer directement la longueur de la zone de contact et la rigidité en compression. Les résultats de ces approches analytiques sont comparés à ceux d'un modèle de calcul par éléments mis en œuvre sur ANSYS et une bonne concordance a été obtenue.

Pour les cornières soumises à un effort de traction, un modèle analytique a été proposé intégrant la flexion des cornières verticales et horizontales, l'élongation et la flexion des rivets ainsi que leur cisaillement et l'ovalisation des plats (cornières et âme poutre attachée). L'interaction entre la cornière et le support a été modélisée en considérant une fondation élastique de Winkler, le modèle développé dans le paragraphe II.2.2 a donc été utilisé. Les résultats analytiques sont en bon accord avec les résultats numériques obtenus sur ANSYS que ce soit pour le calcul de la rigidité initiale ou des efforts dans les rivets. L'analyse de la partie tendue pourrait être complétée par la prise en compte du comportement élasto-plastique de la cornière et des rivets.

Dans cette étude, la validation du modèle mécanique proposé pour les cornières repose sur des simulations numériques. À l'avenir, il serait intéressant de conduire des essais expérimentaux sur ces cornières, en appliquant des forces de compression et de traction, afin de confirmer les résultats obtenus par le modèle.

II.5. Références

- [II.1] prEN 1993-1-8:2021 - Design of steel structures - Part 1-8: Design of joints (draft of EN1993-1-8: 2021), (2022).
- [II.2] Kozłowski A., Wojnar A., Initial stiffness of flange bolted joints and their influence on the behaviour of steel chimneys, Eurosteel 2008, 5th conference on steel and composite structures, Graz, Austria, p663-668, 2008.
- [II.3] Couchaux M., Hjiáj M., Ryan I., Bureau A., Bolted circular flange connections under static bending moment and axial force, Journal of Constructional Steel Research, Vol 157, pp314-336, 2019.
- [II.4] Stamatopoulos G., Ermopoulos J., Interaction curve for non-preloaded bolted connections in tubular members, Eurosteel 2008, 5th conference on steel and composite structures, Graz, Austria, p657-662, 2008.
- [II.5] Couchaux M., Hjiáj M., Ryan I., Enriched beam model for slender prismatic solids in contact with a rigid foundation, International Journal of Mechanical Sciences, Vol. 93, p181-190, 2015.
- [II.6] Baluch, M.H., Azad, A.K., Khidir, M.A., Technical Theory of Beams with normal strain, Journal of Engineering Mechanics, Vol110, Issue 8, p1233-1237, 1984.
- [II.7] Stamatopoulos G., Non-preloaded Bolted ring flanges connections subjected to static loads, International Journal of Steel Structures, Vol 14, No2, p255-264, 2014.
- [II.8] Steenhuis M., Wald F., Sokol Z., Stark J., Concrete in compression and base plate in bending, Heron, Vol 53, Issue 1/2, p51-68 , 2008.
- [II.9] Al-Emrani M., Fatigue performance of stringer-to-floor-beam connections in riveted railway bridge, Journal of Bridge Engineering, N°3, 2005
- [II.10] Al-Emrani M., Kliger R., FE analysis of stringer-to-floor-beam connections in riveted railway brigdes, Journal of Constructional Steel Research, Vol 59, p803-818, 2003.
- [II.11] Lee S.-S., Moon T.-S., Moment-model of semi-rigid connections with angles, Engineering Structures, Vol 24, p227-237, 2002.
- [II.12] Kishi N., Chen W.F., Moment-rotation relationship of semi-rigid connections with angles, Journal of Structural Engineering, Vol. 116, 1813-34, 1990.
- [II.13] Yang J.G., Lee G.Y., Analytical models for the initial stiffness and ultimate moment of a double angle connection, Engineering Structures, Vol 29, p542-551, 2007.
- [II.14] Yan S., Jiang L., Rasmussen K.J.R., Full-range behavior of double web angle connections, Journal of Constructional Steel Research, Vol 166, 105907, 2020.

- [II.15] David A., Bikramjit M., Preetika K., Romesh C., Joelle F., A review of winkler's foundation and its profound influence on adhesion and soft matter applications, *soft matter journal*, Vol 14, 3669, 2018.
- [II.16] Timoshenko S.P., Woinowsky-Krieger S., *Theory of Plates and Shells*, McGraw-Hill International Editions engineering Mechanics Edition second edition, 1959.
- [II.17] Couchaux M., Hjiat M., Ryan I., Bureau A., Effect of contact on the elastic behaviour of tensile bolted connections, *Journal of Constructional Steel Research*, Vol 133, p.459-474, 2017.
- [II.18] Jaspert J.P., Étude de la semi-rigidité des nœuds poutre-colonne et son influence sur la résistance et la stabilité des ossatures en acier, Thèse de doctorat en science appliquée, Université de Liège, 1990 (in French).
- [II.19] Kombate T.J.C., Taskin K., State-of-the-art review on the behaviour of T-stubs and prying action, *Journal of Constructional Steel Research*, Vol. 191, 107203, 2022.
- [II.20] Piluso V., Faella C., Rizzano G., Ultimate Behavior of Bolted T-stubs II : Model Validation, *Journal of Structural Engineering*, Vol. 127, Issue 6, p. 694-703, 2001.
- [II.21] Girao Coelho A.M., Characterization of ductility of bolted end plate beam-to-column steel connections, PhD dissertation, University of Coimbra, July 2004.
- [II.22] Kato, B., Tanaka, A. (1968), Experimental study on tension-type high strength bolted connection (No.2 Prying Action), *Transaction of the architectural institute of Japan*, Vol. 72, Issue 147, p. 33-41 (in Japanese).
- [II.23] Lemonis, M.E., Gantes, C.J. (2006), Incremental modelling of T-stub connections, *Journal of Mechanics of materials and structures*, Vol 1, Issue 7, p1135-1157.
- [II.24] Senda, H., Suzuki, T., Ogawa, T. (1996), Inelastic behaviour of bolted T-stub connections, *Journal of structural and construction engineering*, *Transaction of AIJ*, Issue 476, p. 159-168 (in Japanese).
- [II.25] Qiang X., Shen Y., Jiang X., Bijlaard F.S.K., Theoretical study on initial stiffness of thin-walled steel T-stubs taking account of prying force, *Thin-Walled Structures*, Vol. 155, 2020, 106944.
- [II.26] Hu D., Papadopoulos J., Adams G.G., Prying action in an elastic T-stub tensile connection, *Journal of Constructional Steel Research*, Vol. 169, 2020, 106027.
- [II.27] Katzeff S.E., An investigation into prying models in tension clips, *Thin-Walled Structures*, Vol. 145, 106398, 2019.
- [II.28] Couchaux M., Madhouni M., Theoretical models for T-stubs in contact with intermediate layer, *Journal of Constructional Steel Research*, Vol. 192, 107158, 2022.
- [II.29] Abidelah A., Bouchair A., Kerdal D.E., Influence of the flexural rigidity of the bolt on the behavior of the T-stub connection, *Engineering Structures*, Vol. 81, p.181-194, 2014.
- [II.30] EN 1993-1-8: Eurocode 3, Design of steel structure – Part 1-8 : Design of joints, May 2005

- [II.31] Moze P., Fei Y., Veljkovic M., Validation and application of bearing and block tearing resistance; background to prEN1993-1-8:2021, Journal of Constructional Steel Research, Vol. 187, 106985, 2021.

ANNEXE II

$$C_1(\zeta) = \frac{e^{a_0\zeta} a_0^2 \sin(b_0\zeta) - 2a_0b_0 \cos(b_0\zeta) - b_0^2 \sin(b_0\zeta) + (e^{a_0\zeta})^2 (-a_0^2 \sin(b_0\zeta) - 2a_0b_0 \cos(b_0\zeta) + b_0^2 \sin(b_0\zeta))}{2 a_0 \left((e^{a_0\zeta})^4 b_0 - 4a_0 \sin(b_0\zeta) \cos(b_0\zeta) (e^{a_0\zeta})^2 - b_0 \right)}$$

$$C_2(\zeta) = -\frac{e^{a_0\zeta} a_0^2 \cos(b_0\zeta) b_0 + 2a_0b_0^2 \sin(b_0\zeta) - b_0^3 \cos(b_0\zeta) + (e^{a_0\zeta})^2 (2a_0^3 \sin(b_0\zeta) + 3a_0^2 b_0 \cos(b_0\zeta) + b_0^3 \cos(b_0\zeta))}{2 a_0 b_0 \left((e^{a_0\zeta})^4 b_0 - 4a_0 \sin(b_0\zeta) \cos(b_0\zeta) (e^{a_0\zeta})^2 - b_0 \right)}$$

$$C_3(\zeta) = -\frac{e^{a_0\zeta} a_0^2 \sin(b_0\zeta) - 2a_0b_0 \cos(b_0\zeta) - b_0^2 \sin(b_0\zeta) + (e^{a_0\zeta})^2 (-a_0^2 \sin(b_0\zeta) - 2a_0b_0 \cos(b_0\zeta) + b_0^2 \sin(b_0\zeta))}{2 a_0 \left((e^{a_0\zeta})^4 b_0 - 4a_0 \sin(b_0\zeta) \cos(b_0\zeta) (e^{a_0\zeta})^2 - b_0 \right)}$$

$$C_4(\zeta) = \frac{e^{a_0\zeta} -3a_0^2 \cos(b_0\zeta) b_0 + 2a_0^3 \sin(b_0\zeta) - b_0^3 \cos(b_0\zeta) + (e^{a_0\zeta})^2 (2a_0b_0^2 \sin(b_0\zeta) - a_0^2 b_0 \cos(b_0\zeta) + b_0^3 \cos(b_0\zeta))}{2 a_0 b_0 \left((e^{a_0\zeta})^4 b_0 - 4a_0 \sin(b_0\zeta) \cos(b_0\zeta) (e^{a_0\zeta})^2 - b_0 \right)}$$

$$\zeta = e_2 - \xi$$

Chapitre III : Assemblages de longeron sur pièce de pont par doubles cornières

III.1. Introduction

Les assemblages par doubles cornières sont couramment utilisés lors de la construction de bâtiments et ponts en acier et sont supposés articulés. Ce type d'assemblage est utilisé pour assembler les poutres aux poteaux ou poutres principales et est conçu pour transférer principalement un effort tranchant. Les méthodes de calcul existantes ([III.1], [III.2], [III.3]) sont basées sur cette hypothèse simplificatrice. Cependant un moment de flexion secondaire est également considéré dans ces différentes méthodes en supposant différentes positions du centre de rotation en fonction de l'élément calculé (côté porté ou support). Pendant la phase élastique, le moment de flexion peut être important et doit être considéré pour le calcul de la fatigue, en particulier dans les assemblages rivetés de pont ferroviaire ([III.4], [III.5], [III.6], [III.7]). La rigidité initiale en rotation, qui permet de caractériser le comportement élastique, est un paramètre essentiel pour déterminer ce moment de flexion dans le calcul de la résistance en fatigue.

Comme souligné dans le chapitre II, les modèles du calcul de la rigidité en rotation des assemblages par double cornière sont plutôt simples et la position du centre de rotation est prédéfinie. De plus, ces modèles ne considèrent que la flexion de la cornière dans la partie tendue. Yan *et al.* [III.8] ont proposé un modèle analytique en intégrant la pression diamétrale et en modifiant la position du centre de compression suite à l'amorce du contact entre la semelle de la poutre et le support. Le calcul de la rigidité des composants est basé sur l'Eurocode 3, partie 1-8. La rigidité de la zone comprimée correspond à l'âme du poteau comprimée transversalement, et le centre de compression a été positionné au droit de la rangée inférieure. Al-Emrani et Kliger [III.6] ont cependant mis en évidence numériquement que la zone de contact s'étend jusqu'à la première rangée de boulons, mais ces conclusions pourraient être modifiées avec d'autres géométries d'assemblage. La distribution de la pression de contact n'est donc pas calculée explicitement dans les modèles existants et la position du centre de compression n'est pas évaluée analytiquement. En outre, les assemblages par doubles cornières des anciens ponts ferroviaires peuvent différer des assemblages construits dans le bâtiment, e.g. en Europe, ainsi des jarrets sont souvent mis en œuvre afin d'augmenter la résistance des assemblages [III.9]. Donc, le comportement de ces assemblages utilisés par la RATP peut être différent de celui des assemblages par doubles cornières classiques.

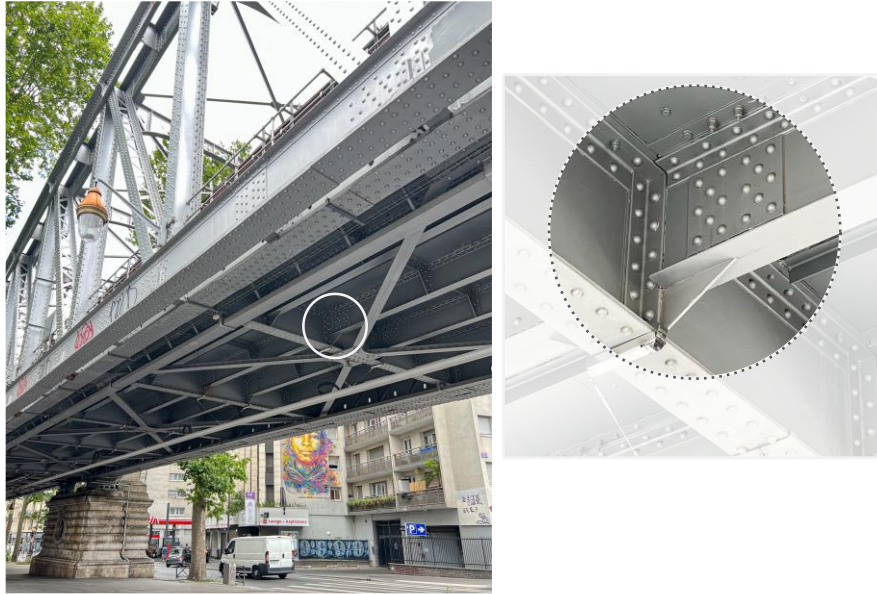


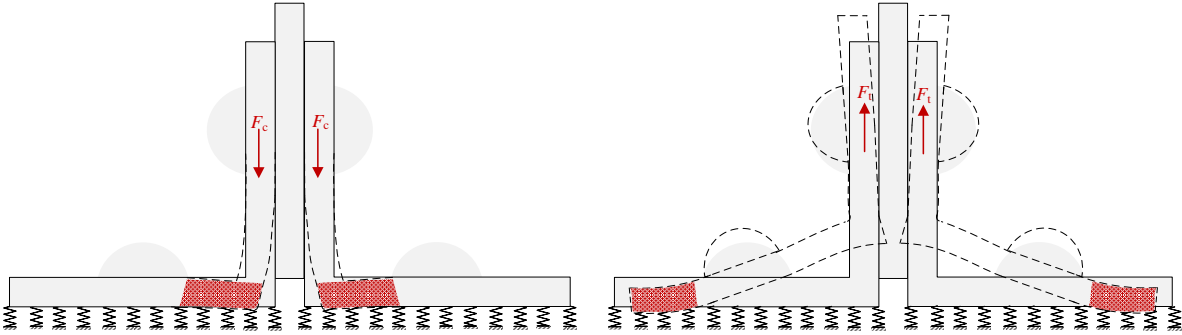
Figure III-1 : Assemblage par doubles cornières d'un viaduc ferroviaire à Paris

Dans ce chapitre, le comportement en flexion des assemblages rivetés/boulonnés par double cornière renforcés par soudure ou non, typiquement utilisés dans les anciens ponts ferroviaires (voir Figure III-1), est étudié par voie expérimentale, numérique et analytique.

Le premier paragraphe présente la campagne d'essais expérimentaux menée sur 5 assemblages par double cornière soumis à un moment fléchissant et un effort tranchant. Les assemblages rivetés et boulonnés ont été testés jusqu'à la ruine avec et sans renforcement par soudure entre les cornières et l'âme de la poutre. Les assemblages boulonnés ont été équipés de capteurs de force au droit des boulons afin de mesurer la précontrainte dans les boulons et l'évolution des efforts de traction. Les effets du renforcement par soudure sont aussi soulignés dans ce paragraphe.

Dans le deuxième paragraphe, un modèle de calcul par éléments finis a été développé dans ANSYS APDL en utilisant des éléments solides et de contact pour modéliser les essais expérimentaux. La précontrainte initiale des rivets est appliquée afin d'évaluer son impact sur le comportement élastique des assemblages. L'évolution des forces des boulons/rivets pendant le chargement est abordé dans ce paragraphe.

Le troisième paragraphe est consacré au développement d'un modèle analytique permettant de calculer la rigidité initiale en rotation et le moment résistant des assemblages. La méthode des composants est adaptée à ce type d'assemblages de sorte que deux composants sont considérés, la partie comprimée et la partie tendue. La rigidité de la partie comprimée est associée au modèle de tronçon en L soumis à un effort de compression (voir Figure III-2-a). Ce modèle a été développé dans le paragraphe II.2.3 en se basant sur le modèle de poutre raffinée en contact avec une fondation élastique de Winkler. La rigidité de la partie tendue correspond au modèle de tronçon en L en contact avec un support flexible, soumis à un effort de traction (voir Figure III-2-b). Ce modèle a été présenté dans le paragraphe II.3.2. Le modèle complet de l'assemblage prend en compte la rigidité flexionnelle des boulons/rivets, la flexibilité de la cornière soulevée ainsi qu'en contact avec des support élastiques, qui permet d'améliorer la réponse du modèle en présence de cornières/plats minces. La position du centre de compression de l'assemblage dépend de la rigidité de ces deux composants comprimés et tendus.



a. Tronçon en L en compression

b. Tronçon en L en traction

Figure III-2 : Composants des assemblages par double cornière

III.2. Essais expérimentaux

III.2.1. Introduction

L'objectif de cette campagne d'essais était d'évaluer le comportement flexionnel des assemblages rivetés de longeron sur pièce de pont utilisés par la RATP. Les assemblages ont été testés avec et sans renforcement par soudage. Par ailleurs, l'assemblage du longeron sur le support a été testé avec rivet ou boulon. Cette dernière solution a permis de mesurer la répartition des efforts dans les organes d'attaches et d'imposer un certain niveau de précontrainte. L'assemblage du longeron sur le support est composé de deux cornières égales rivetées/bouloignées sur le poteau support et le longeron (voir Figure III-3). Il a été testé sous chargement cyclique (quasi-statique) pour des efforts représentatifs du passage d'un train puis sous chargement monotone jusqu'à la ruine. Les assemblages ont été soumis à un moment fléchissant et un effort tranchant caractéristiques des efforts observés en pratique. Le dispositif d'essai, la géométrie des assemblages, le montage des spécimens, la procédure de soudage, l'instrumentation, la caractérisation matière ainsi que le protocole de chargement sont présentés dans le paragraphe III.2.2. Les résultats d'essais sont ensuite analysés dans le paragraphe III.2.3.

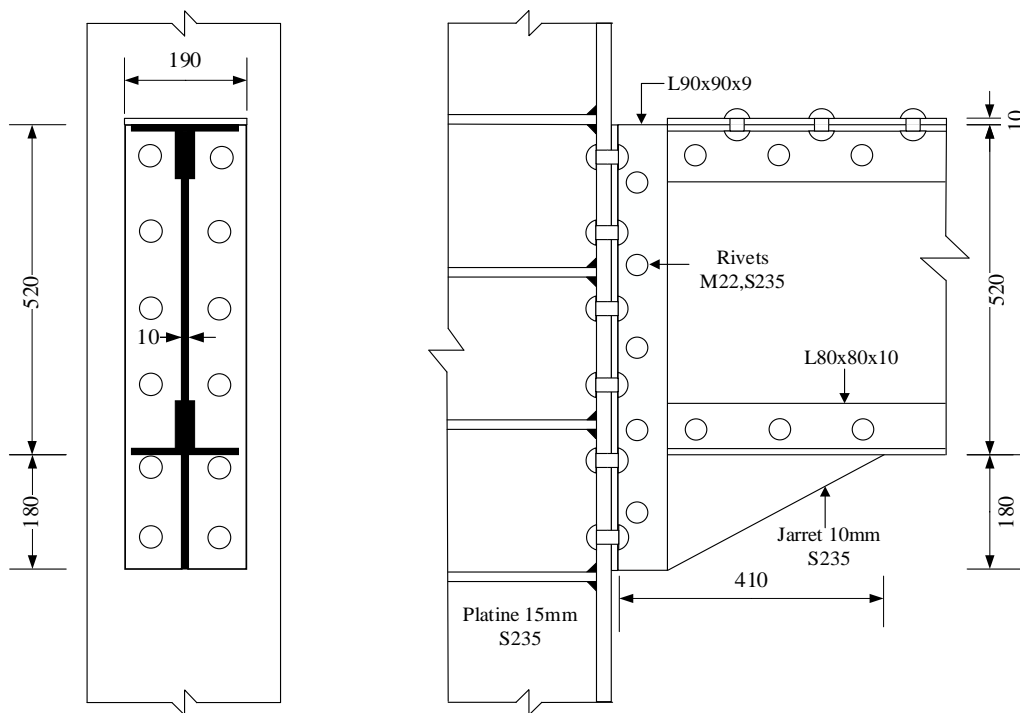


Figure III-3 : Assemblage riveté poutre-poteau par doubles cornières

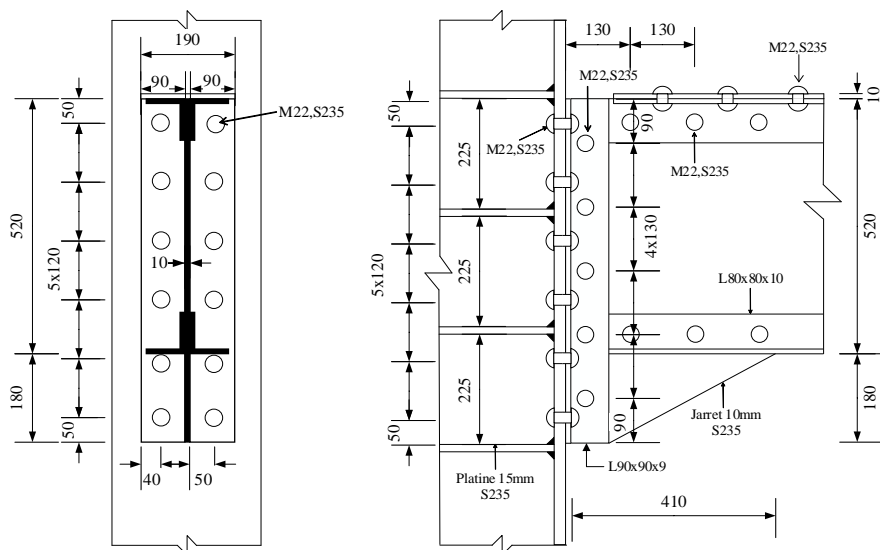
III.2.2.2. Géométries des assemblages

Cinq assemblages ont été testés afin d'étudier l'influence du renforcement par soudage sur les assemblages de longeron sur pièces de pont. Deux assemblages ont été testés sans renforcement par soudure et trois autres avec renforcement. Pour chaque configuration, un essai a été mené avec des rivets de 22 puis avec des boulons HR M22 de classe 10.9. Les cornières de semelle de la poutre sont dans tous les cas rivetés. Une partie des boulons des configurations boulonnées a été instrumentée (voir paragraphe III.2.2.5) afin d'évaluer la répartition des efforts de traction dans l'assemblage et d'évaluer l'impact de la précontrainte.

La poutre (ou longeron) est composée d'une âme de 10 et de cornières de 80×80×10 avec un plat de 10 mm d'épaisseur riveté sur la semelle supérieure. Ces éléments sont composés d'un acier S235. Les semelles sont fixées sur l'âme par des rivets de 22 mm de diamètre en acier S235, de même le platelage supérieur sur les cornières. L'assemblage est effectué dans tous les cas avec des doubles cornières de 90×90×9 en acier S235 attachées par 5 boulons/rivets sur l'âme de la poutre et 12 boulons/rivets sur le poteau support. La géométrie de l'assemblage ainsi que celle de la poutre des cinq assemblages sont identiques. Les cornières verticales de l'assemblage AR-1 sont connectées sur la poutre et le poteau par des rivets de 22 en acier S235 (voir Figure III-5-a). Des boulons HR M22 de classe 10.9 remplacent les rivets de 22 dans le cas de l'assemblage AB-1 (voir Figure III-5-b). Les assemblages AR-S-1 et AR-S-2 correspondent à AR-1 mais sont renforcés par le soudage de la cornière verticale sur l'âme de la poutre (voir Figure III-5-c). De même l'assemblage AB-S-1 correspond à AB-1 renforcé par la soudure de la cornière verticale sur l'âme de la poutre (voir Figure III-5-d).

Tableau III-1 : Caractéristique des spécimens

Spécimen	Connecteur	Renforcement
AR-1	Rivet $\phi 22$ -S235	Non
AB-1	Boulon HR plein trou M22-10.9	Non
AR-S-1/2	Rivet $\phi 22$ -S235	Soudage
AB-S-1	Boulon HR plein trou M22-10.9	Soudage



a). Assemblage AR-1

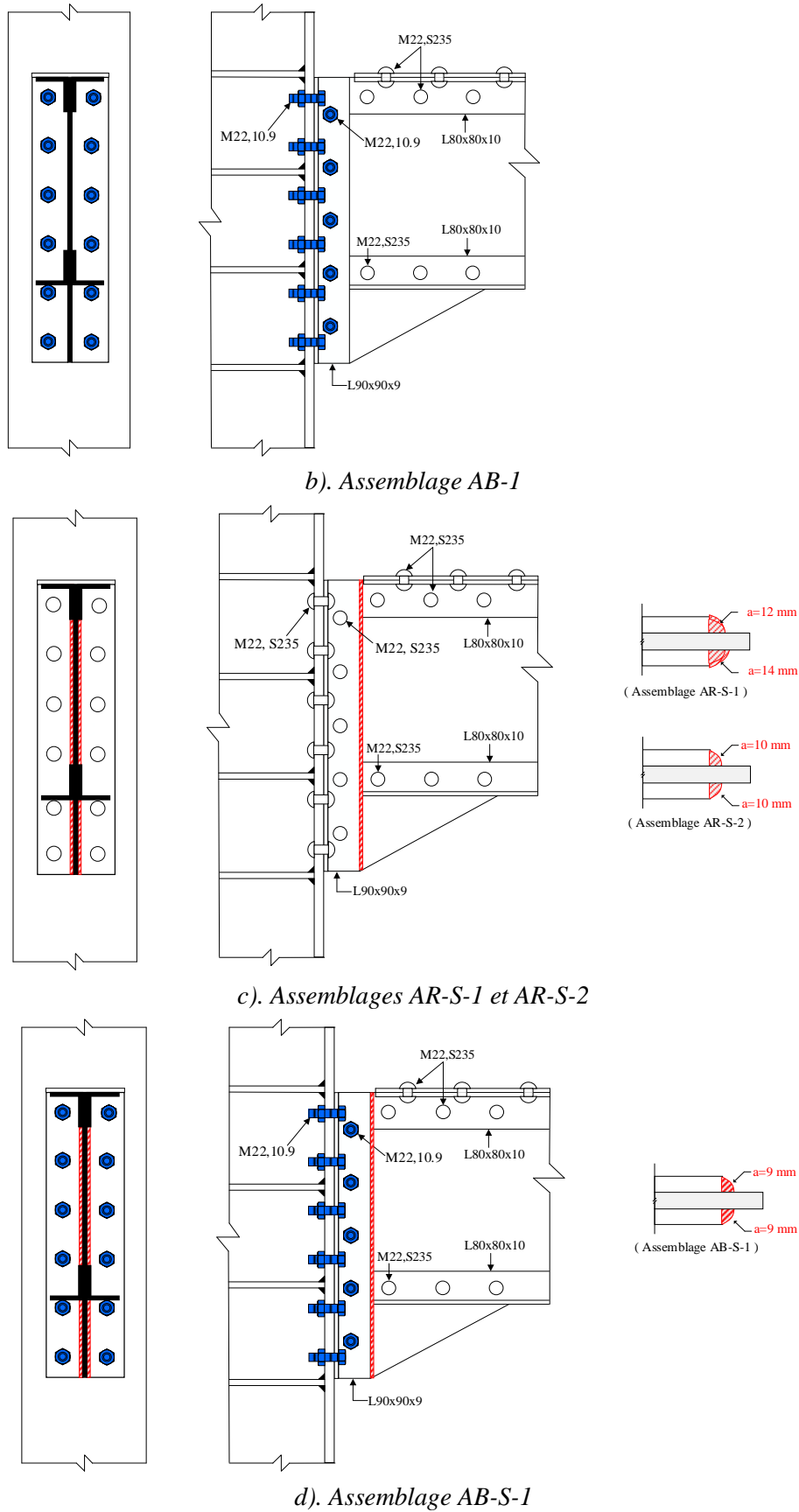


Figure III-5 : Paramètres géométriques nominaux des assemblages

III.2.2.3. Montages des spécimens

Les poteaux utilisés pour les assemblages boulonnés et rivetés étaient différents du fait de différences de perçage. Les perçages des boulons de l'assemblage ont un diamètre de 22 mm, ceux des rivets de 23 mm. Les poutres et poteaux ont été livrés non assemblés et ont nécessité l'intervention d'une entreprise extérieure, SMB, pour trois d'entre eux. Le détail du montage et de l'intervention de SMB est ainsi :

- Pour l'assemblage **AR-1** :
 - Mise en œuvre du dispositif avec un poteau percé à $\phi 23$,
 - Rivetage de la poutre sur le poteau par SMB,
 - Retrait de la poutre rivetée après essai à la ruine.
- Pour l'assemblage **AB-1** :
 - Remplacement du poteau en utilisant un poteau percé à $\phi 22$,
 - Boulonnage de la poutre sans intervention extérieure. Les boulons sont plein trous et SMB a effectué un montage à blanc dans ses ateliers au préalable. Sur place, les boulons ont été introduits à la boulonneuse.
 - Retrait de la poutre boulonnée après essai à la ruine.
- Pour les assemblages **AR-S-1** et **AR-S-2** :
 - Remplacement du poteau en utilisant un poteau percé à $\phi 23$,
 - Rivetage de la poutre sur le poteau par SMB,
 - Soudage de la cornière verticale côté poutre par un sous-traitant de SMB (voir §III.2.2.4.a et §III.2.2.4.b)
- Pour l'assemblage **AB-S-1** :
 - Remplacement du poteau en utilisant un poteau percé à $\phi 22$,
 - Boulonnage de la poutre sans intervention extérieure,
 - Soudage de la cornière verticale côté poutre par un sous-traitant de SMB (voir §III.2.2.4.c)
 - Retrait de la poutre boulonnée.

III.2.2.4. Soudages

Les assemblages rivetés, AR-S-1 et AR-S-2, et boulonnés, AB-S-1, ont été soudés. Des cordons d'angle ont été effectués entre l'âme de la poutre et les cornières par soudage à l'arc avec électrode enrobée de marque ESAB et de type OK 48.00 par un soudeur qualifié sous-traitant de l'entreprise SMB. Deux types d'enrobés ont été utilisés par le soudeur, à savoir des enrobés de 2,5 mm et 3,2 mm de diamètre. Le procédé de soudage sur chaque spécimen est détaillé dans la section suivante.

III.2.2.4.a. Soudage du spécimen AR-S-1

Pour le spécimen AR-S-1 (assemblage riveté renforcé par soudure), un soudage multi-passes des deux côtés a été effectué. Sur la partie gauche de l'assemblage, 3 passes de soudure ont été réalisées (la valeur

moyenne de gorge est de 14 mm) dont la passe de fond, la passe de remplissage de l'enrobé de 2,5 mm et la passe terminale de l'enrobée de 3,2 mm. Sur la partie droite de l'assemblage, 2 passes de soudure ont été réalisées (la valeur moyenne de gorge est de 12 mm), dont les deux passes en 2,5 mm. Le soudage a été effectué en montant (voir Figure III-6).

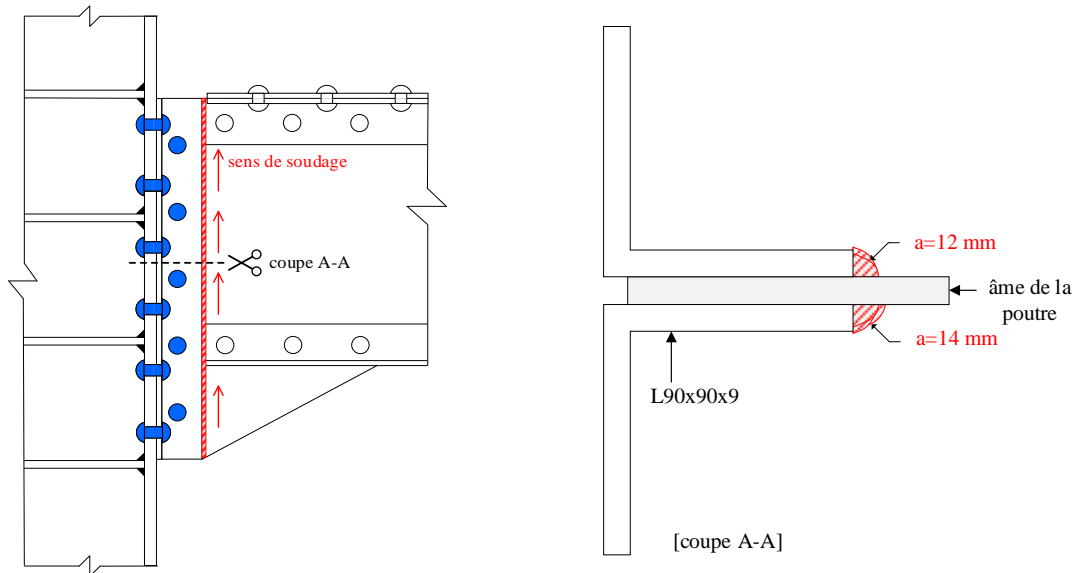


Figure III-6 : Soudage sur spécimen riveté AR-S-1

- Avant réalisation du soudage

Avant la réalisation du soudage, la peinture ainsi que le revêtement de la poutre ont été enlevés sur la cornière à l'aide de papier de verre. Pour éviter les impuretés dans le cordon soudure, l'assemblage a été bien nettoyé (voir Figure III-7).



a). Spécimen avant parachèvement



b). Spécimen après parachèvement

Figure III-7 : Préparation du spécimen



Figure III-8 : Equipement pour parachèvement du spécimen avant et en cours de soudage

- Opération de soudage

Pendant la passe de fond, le soudeur a utilisé une baguette de 2,5 mm, avec une intensité de 80 ampères. La première passe de soudure a été effectuée avec une vitesse assez faible pour que le fils d'apport et les métaux soient bien chauffés et fondent ensemble. Le temps nécessaire pour utiliser une baguette de 2,5 mm est d'environ 70 secondes. Pour la passe finale (3^{ème} passe), une baguette de 3.2 mm a été utilisée avec une intensité d'environ 92 ampères. Du fait de la hauteur importante de l'assemblage, plusieurs baguettes ont été utilisées pour réaliser une passe de soudure. Après l'utilisation de chaque baguette, les laitiers (les enrobés qui protègent le cordon de soudure pendant le soudage) ont été enlevés à l'aide d'un marteau et d'une brosse métallique pour nettoyer la soudure. Avant de reprendre une nouvelle baguette, la soudure a été meulée au point de reprise (Voir Figure III-9).

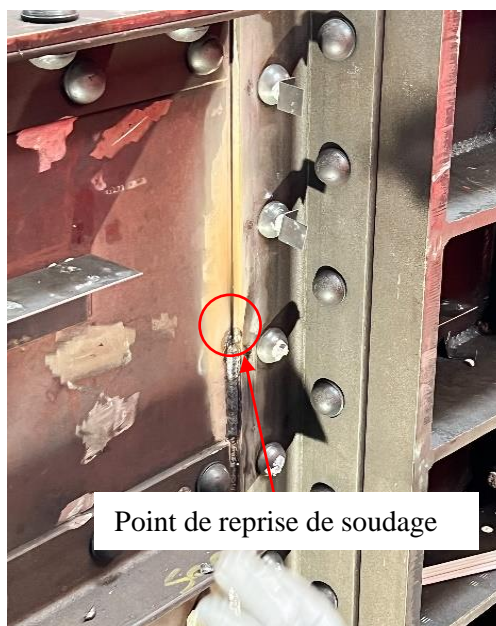


Figure III-9 : Préparation du soudage avant reprise avec la nouvelle baguette



a). Partie gauche de l'assemblage (3 passes)



b). Partie droite de l'assemblage (2 passes)

Figure III-10 : Spécimen AR-S-1 après soudage

III.2.2.4.b. Soudage du spécimen AR-S-2

Pour AR-S-2, une seule passe a été effectuée des deux côtés de l'assemblage (voir Figure III-11). Le soudage a été effectué en montant avec une électrode enrobée de 2.5 mm. La procédure et la vitesse de soudage sont identiques à celles d'AR-S-1. Comme la poutre de ce spécimen présente un défaut initial important (la poutre n'est pas droite après rivetage), la soudure est également prolongée en haut de l'assemblage pour maintenir le fonctionnement de la soudure (voir Figure III-12). La Figure III-13 montre le spécimen après soudage.

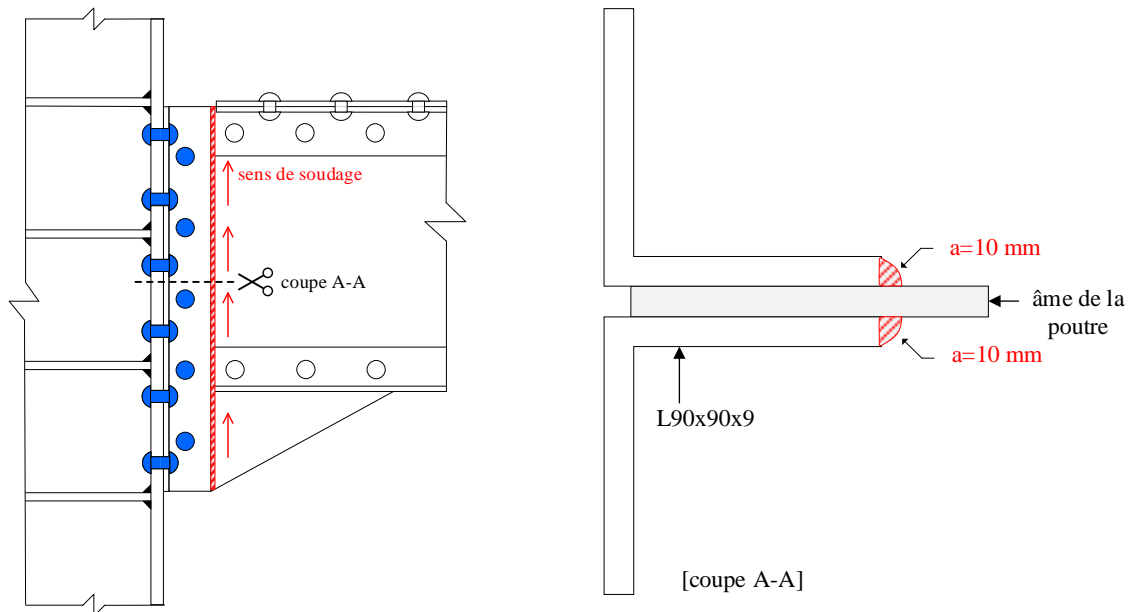


Figure III-11 : Soudage du spécimen AR-S-2



a). Avant soudage

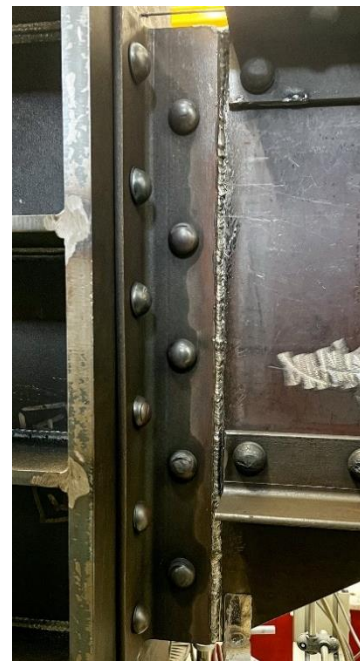


b). Après soudage

Figure III-12 : Assemblage AR-S-2 en vue de dessus



a). Côté gauche de l'assemblage



b). Côté droit de l'assemblage

Figure III-13 : Spécimen AR-S-2 après soudage

III.2.2.4.c. Soudage du spécimen AB-S-1

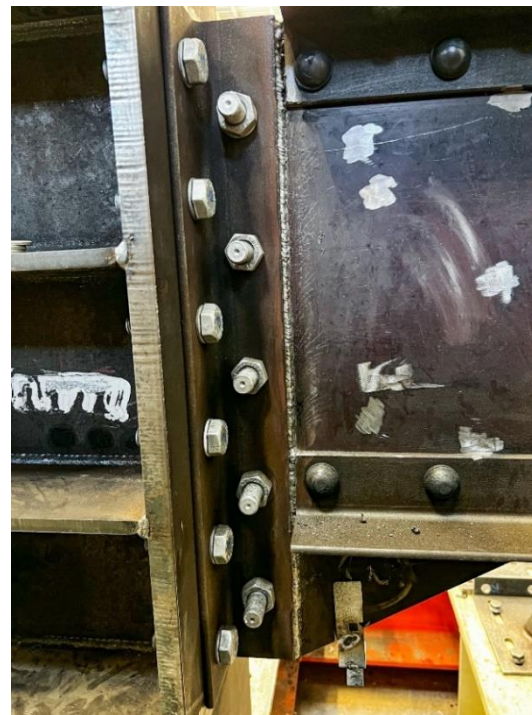
De même que pour AR-S-2, le soudage du spécimen AB-S-1 a été effectué en montant en une seule passe avec une électrode de 2.5 mm. Le procédé de soudage suit celui d'AR-S-2. Le défaut initial de la poutre est moins visible que pour AR-S-2. Afin d'éviter le risque de défaillance de la soudure en haut de l'assemblage, la soudure a été ajoutée partiellement en haut de l'assemblage (voir Figure III-14).



Figure III-14 : Assemblage AB-S-1 en vue de dessus



a). Côté gauche de l'assemblage



b). Côté droit de l'assemblage

Figure III-15 : Spécimen AB-S-1 après soudage

III.2.2.5. Instrumentation

III.2.2.5.a. Capteurs de déplacements et inclinomètres

Un capteur de rotation, I_1 , est positionné dans l'âme de la poutre en sortie d'assemblage à une distance égale à la mi-hauteur de la poutre testée et un autre dans l'âme du poteau I_2 . Des capteurs de déplacements (V_1 à V_4 et U_1 à U_4) permettent d'obtenir une estimation complémentaire de la rotation. Les capteurs de déplacement (U_{B1} à U_{B5}) permettent d'évaluer les déplacements horizontaux de la cornière. En complément, les capteurs de déplacement (U_{tb} et U_{cb}) permettent d'évaluer la rotation de l'assemblage. De plus, un capteur de déplacement latérale U_g permet d'observer le déplacement hors plan du gousset et un capteur de déplacement latérale U_d permet d'observer le déversement de la poutre.

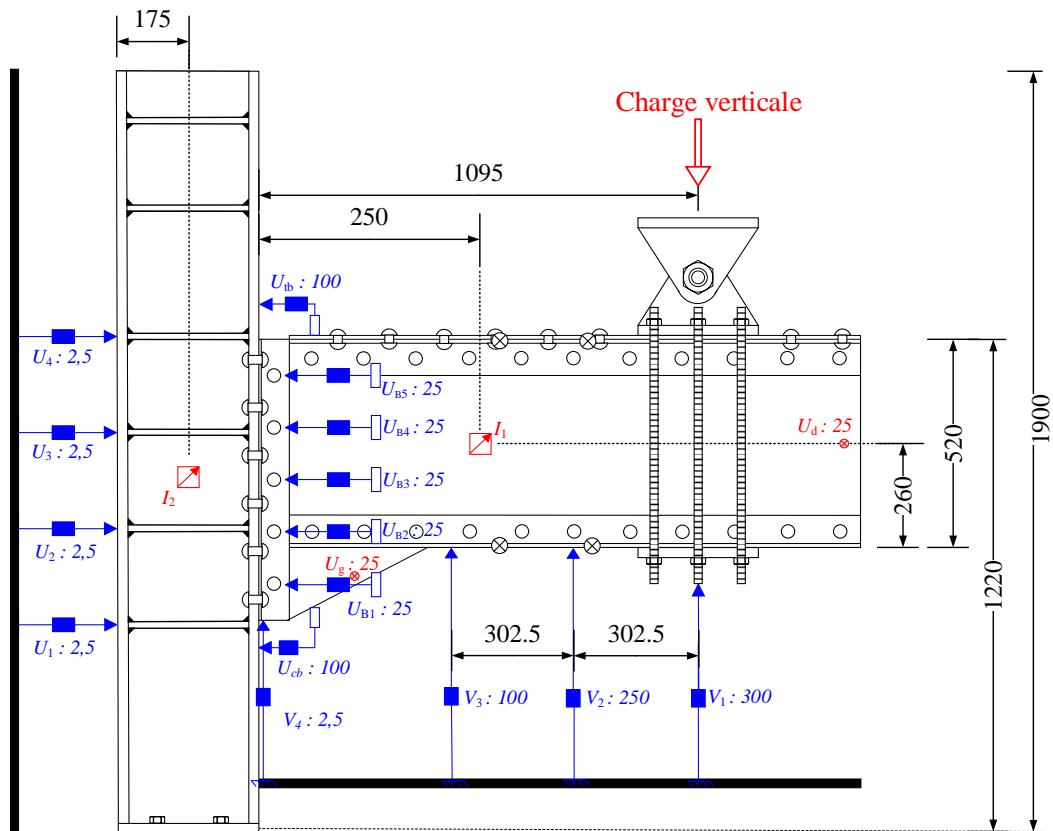


Figure III-16 : Capteurs de déplacement et inclinomètres (dimensions et courses capteurs en mm)

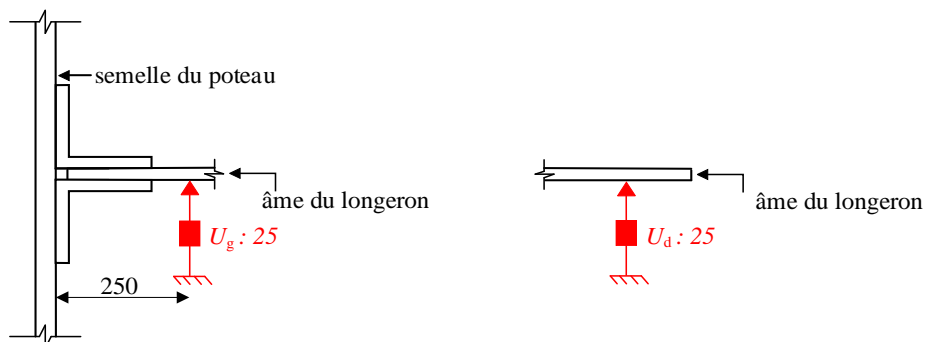


Figure III-17 : Capteurs de déplacement latéraux U_g et U_d

III.2.2.5.b. Jauges

5 jauges rosettes, R1 à R5, ont été mises en œuvre sur la cornière côté longeron (voir Figure III-18) pour AR-1 et AB-1. A noter qu'elles n'ont été collées qu'après assemblage (rivetage) pour AR-1, les procédés de rivetage risquant de les endommager.

Pour les spécimens AB-1 et AB-S-1, 15 boulons ont été instrumentés par des rondelles capteur de force. 10 boulons attachant la cornière sur le poteau ont été instrumentés, B_{c2g} à B_{c6d} , ainsi que 5 boulons connectant la cornière sur le longeron, B_{1b} à B_{5b} . Pour les assemblages AR-1, AR-S-1 et AR-S-2, les rivets n'ont pas été instrumentés par des rondelles.

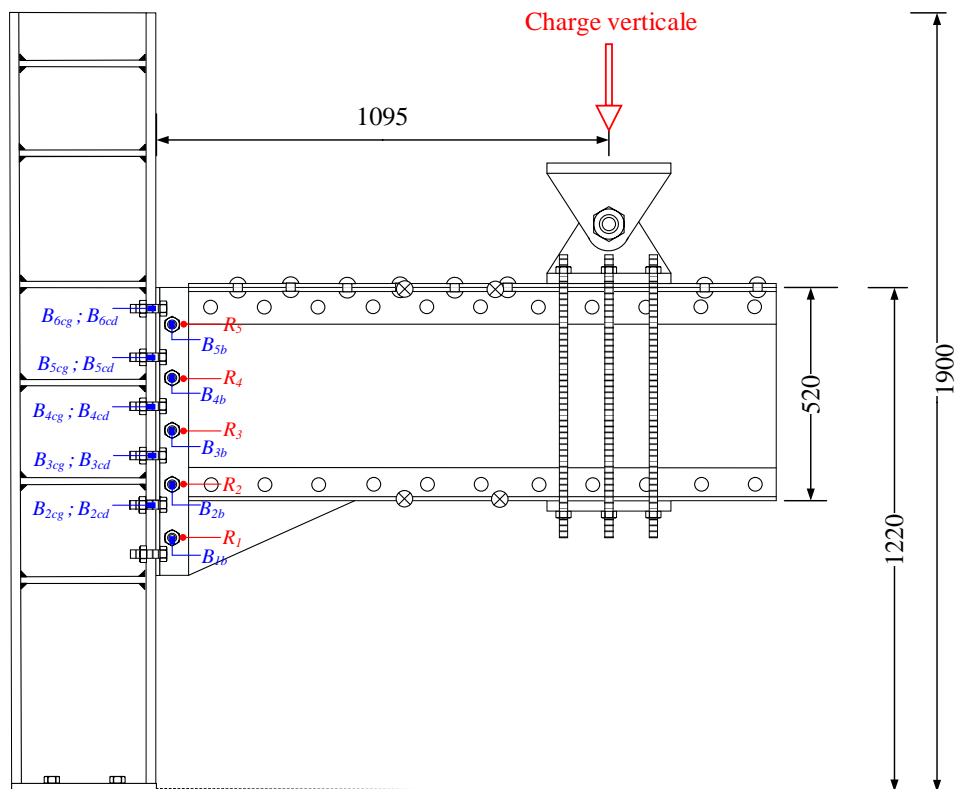


Figure III-18 : Jauges rosettes et instrumentation des rondelles capteur de force

III.2.2.5.c. Rotation de l'assemblage

La rotation a été évaluée à partir des capteurs de déplacement horizontaux :

$$\theta_{c,u} = \frac{\Delta_{u_{tb}} - \Delta_{u_{cb}}}{h_u} \quad (\text{II.1})$$

Avec :

- $\Delta_{u_{tb}}$: Déplacement mesuré par le capteur U_{tb} correspondant à l'extension de la zone tendue,
- $\Delta_{u_{cb}}$: Déplacement mesuré par le capteur U_{cb} correspondant à l'écrasement de la zone comprimée,
- h_u : Distance entre capteurs horizontaux U_{tb} et U_{cb} .

III.2.2.6. Caractérisation des aciers

Des éprouvettes ont été prélevées sur l'âme de la poutre, la cornière, les rivets et les boulons. Des essais de traction ont été effectués sur une machine INSTRON selon l'ISO 6892-1. Des extensomètres de 50 mm de long ont été utilisés pour mesurer l'allongement des éprouvettes rectangulaires (voir Figure III-19). Par manque de place, il n'était pas possible d'utiliser l'extensomètre avec les éprouvettes cylindriques (voir Figure III-20). Les caractéristiques mécaniques moyennes sont présentées dans le Tableau III-2.

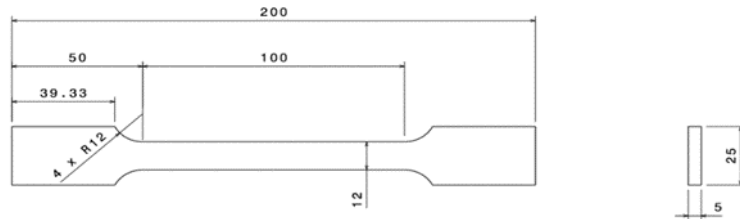


Figure III-19 : Dimension des éprouvettes de la poutre et de la cornière

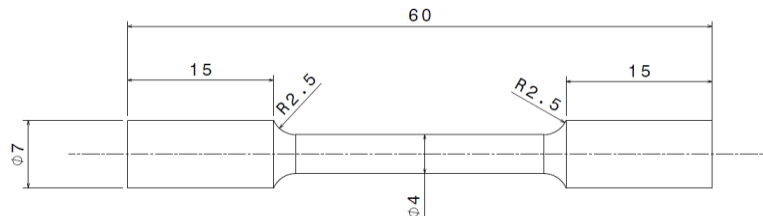


Figure III-20 : Dimension des éprouvettes des boulons et rivets

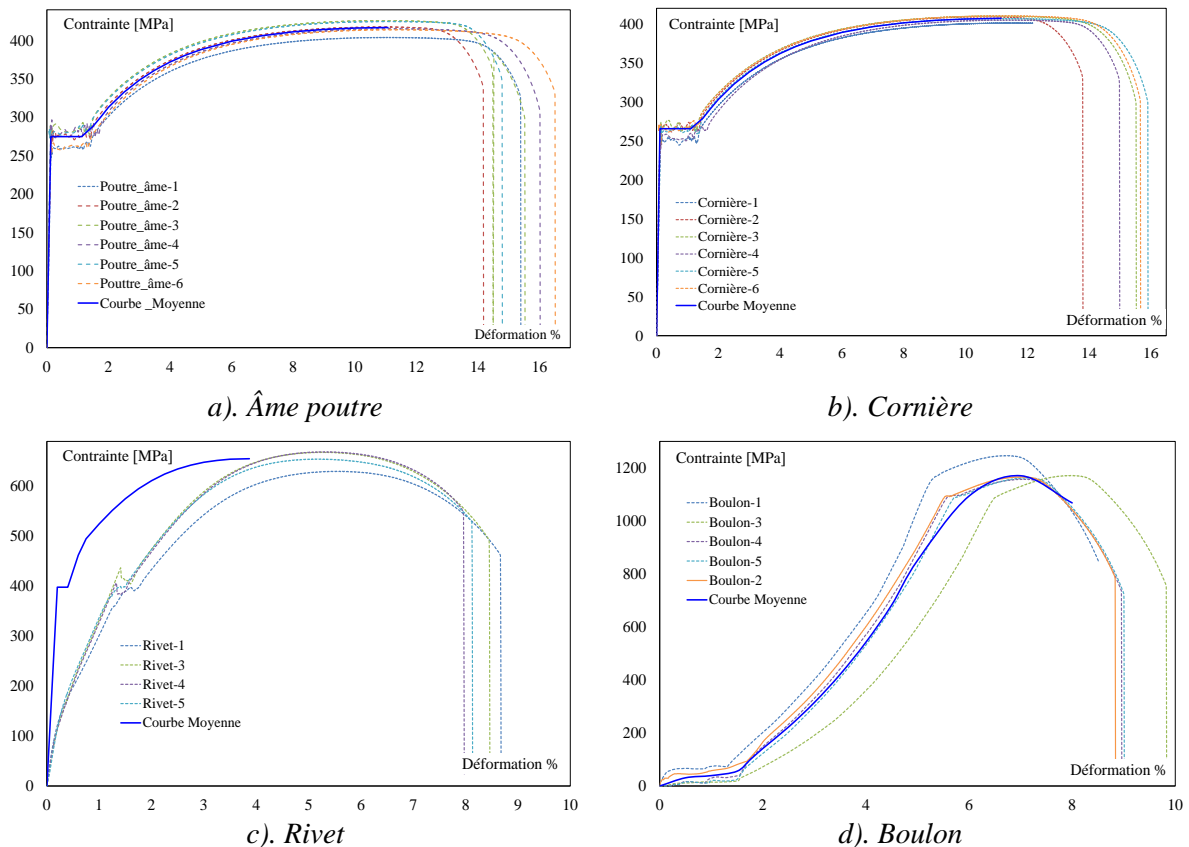


Figure III-21 : Courbes contrainte – déformation des éprouvettes

Tableau III-2 : Caractéristiques mécaniques des aciers

Elément	Limite d'élasticité (N/mm ²)		Résistance ultime (N/mm ²)		Module d'Young (kN/mm ²)		Elongation (%)		Striction (%)	
	f_y	CV	f_u	CV	E	CV	ε	CV	(S_u/S_0)	CV
	Ame poutre	274.9	4.3	417.1	1.9	213.4	11.7	15.2	6.0	45.35
Cornière	265.6	2.9	407.2	0.9	243.2	15.3	15.37	5.8	39.99	9.7
Rivet	398.1	2.3	656.9	2.4	-	-	9.18	21.4	45.87	9.6
Boulon	1068.3	4	1181.3	3.1	-	-	9.1	4.9	42.3	9.6

III.2.2.7. Protocoles de chargement

Les 5 assemblages ont été testés sous chargement monotone jusqu'à la ruine. Un chargement cyclique correspondant au passage d'un train est appliqué au préalable. Le Tableau III-3 présente la rigidité initiale en rotation calculée numériquement ainsi que les charges à appliquer aux assemblages et le nombre de cycles du train de passage. Les charges $F_{R(1)}$ et $F_{RS(1)}$ correspondent à la combinaison du chargement du train actuel (train de passage) sur le viaduc à appliquer aux spécimens non soudés et soudés respectivement. Les charges $F_{R(2)}$ et $F_{RS(2)}$ correspondent à la combinaison du chargement du train travaux obtenues sur les spécimens non soudés et soudés respectivement. Ces chargements sont obtenus sous la combinaison de charge sans coefficient de pondération et à l'aide d'un modèle de calcul par élément finis de type poutre en insérant la rigidité de l'assemblage calculée numériquement, $S_{j,ini}$. Les spécimens boulonnés et rivetés qu'ils soient soudés ou non sont soumis à un chargement identique.

Tableau III-3 : Charges de référence/calcul et rigidité en rotation

Spécimens	AR-1 et AB-1	Spécimens	AR-S-1 /2 et AB-S-1
$S_{j,ini(1)}$ (kNm)	50000	$S_{j,ini(2)}$ (kNm)	125000
$F_{R(1)}$ (kN)	45	$F_{RS(1)}$ (kN)	98
$F_{R(2)}$ (kN)	73	$F_{RS(2)}$ (kN)	122
N	21	N	51

Le protocole détaillé de chaque assemblage est présenté dans les paragraphes suivants.

III.2.2.7.a. Essai sur assemblage riveté non renforcé : AR-1

L'assemblage riveté non renforcé par soudure, AR-1, a été soumis à un chargement de service cyclique avant d'aller à la ruine. Les étapes suivantes de mise en charge et déchargement ont été réalisées :

- Mise en charge jusqu'à un effort égal à 50% de la charge $F_{R(1)}$ puis déchargement,
- Mise en charge jusqu'à la charge $F_{R(1)}$, déchargement,
- L'étape précédente est répétée 20 fois (Voir Tableau III-3)
- Mise en charge jusqu'à un effort égal à la charge $F_{R(2)}$ puis déchargement,
- Mise en charge jusqu'à la ruine.

III.2.2.7.b. Essai sur assemblage boulonné non renforcé : AB-1

L'impact du niveau de serrage des boulons sur le comportement des assemblages a été étudié au cours de ces essais. Les étapes suivantes de mise en charge et déchargement ont été réalisées :

- Serrage des boulons jusqu'à une précontrainte d'environ 50 kN,
- Mise en charge jusqu'à un effort égal à 50% de la charge $F_{R(1)}$ puis déchargement,
- Mise en charge jusqu'à la charge $F_{R(1)}$, puis déchargement,
- L'étape précédente est répétée N fois (voir Tableau III-3),
- Mise en charge jusqu'à un effort égal à la charge $F_{R(2)}$ puis déchargement,
- Mise en charge jusqu'à la ruine.

Cet essai est effectué dans le but de comparer ses résultats avec le comportement de l'assemblage riveté. Le protocole de chargement des deux essais est quasiment identique.

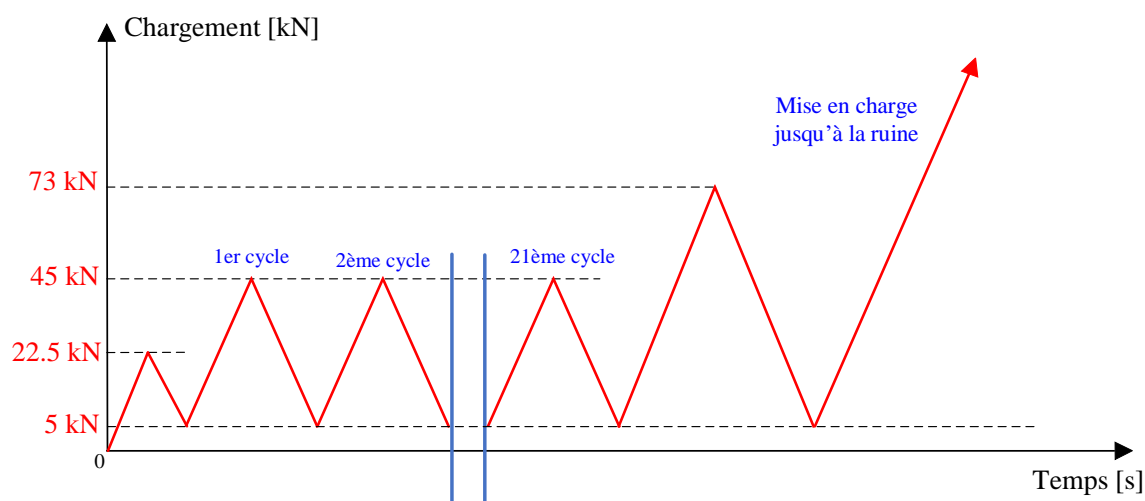


Figure III-22 : Protocole de chargement d'AR-1 et AB-1

III.2.2.7.c. Essais sur assemblages rivetés renforcés par soudure : AR-S-1 et AR-S-2

Le chargement des assemblages rivetés renforcés par soudure est divisé en 2 étapes :

- Etape 1 : Chargement de l'assemblage sans soudure,
- Etape 2 : Chargement de l'assemblage renforcé par soudure.

Les étapes suivantes de mise en charge et de déchargement ont été réalisées :

- Première étape, chargement sur assemblage riveté sans soudure :
 - Mise en charge jusqu'à un effort égal à 50% de la charge $F_{R(1)}$ puis déchargement,
 - Mise en charge jusqu'à un effort égal à la charge $F_{R(1)}$ puis déchargement,
 - L'étape précédente est répétée 50 fois.
- Deuxième étape, chargement sur assemblage riveté avec soudure :
 - Mise en charge jusqu'à un effort égal à 50% de la charge $F_{RS(1)}$ puis déchargement,
 - L'étape précédente est répétée 3 fois,
 - Mise en charge jusqu'à la charge $F_{RS(1)}$, déchargement,
 - Mise en charge jusqu'à un effort égal à la charge $F_{RS(2)}$ puis déchargement,
 - Mise en charge jusqu'à la ruine.

III.2.2.7.d. Essai sur assemblage boulonné renforcé par soudure : AB-S-1

Le chargement de l'assemblage boulonné renforcé par soudure est devisé en 2 étapes :

- Etape 1 : Chargement de l'assemblage sans soudure,
- Etape 2 : Chargement de l'assemblage renforcé par soudure.

Les étapes suivantes de mise en charge et de déchargement ont été réalisées :

- Première étape, chargement sur assemblage boulonné sans soudure :
 - Serrage des boulons jusqu'à une précontrainte d'environ 30 kN,
 - Mise en charge jusqu'à un effort égal à 50% de la charge $F_{R(1)}$ puis déchargement,
 - Mise en charge jusqu'à un effort égal à la charge $F_{R(1)}$ puis déchargement,
 - L'étape précédente est répétée 50 fois.
- Deuxième étape, chargement sur assemblage riveté avec soudure :
 - Serrage des boulons jusqu'à une précontrainte d'environ 30 kN,
 - Mise en charge jusqu'à un effort égal à 50% de la charge $F_{RS(1)}$ puis déchargement,
 - L'étape 3 est répétée 3 fois.
 - Mise en charge jusqu'à la charge $F_{RS(1)}$, déchargement,
 - Mise en charge jusqu'à un effort égal à la charge $F_{RS(2)}$ puis déchargement,
 - Mise en charge jusqu'à la ruine.

Le protocole de chargement des essais AR-S-1, AR-S-2 et AB-S-1 est présenté à la Figure III-23.

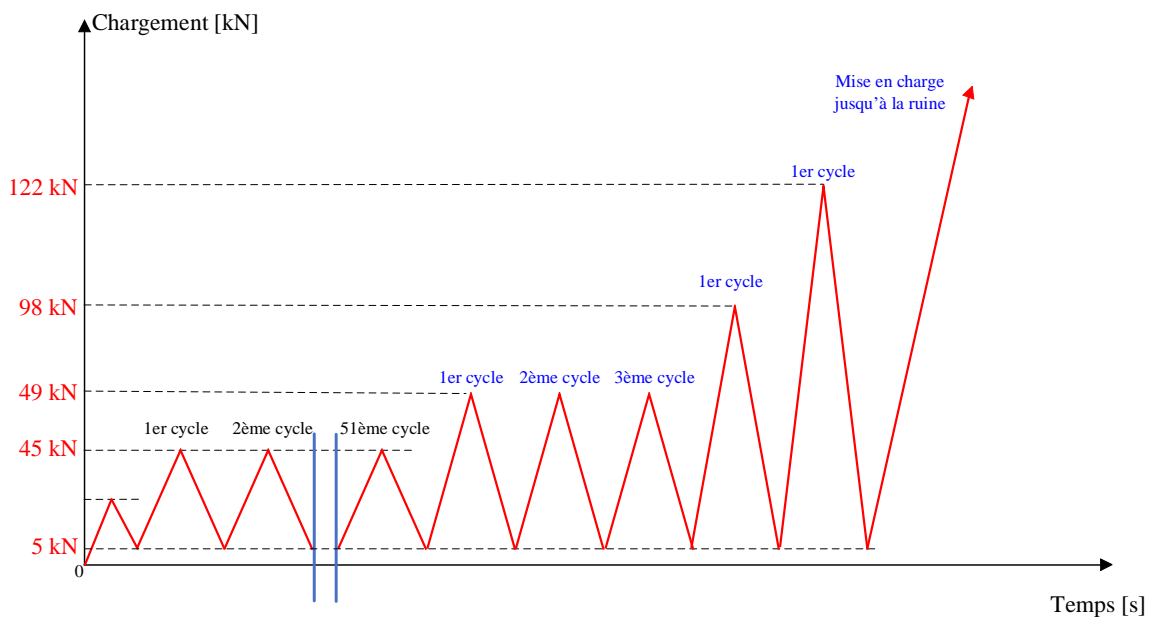


Figure III-23 : Protocole de chargement des assemblages rivetés/bouloonnés renforcés par soudure AR-S-1/2 et AB-S-1

III.2.3. Analyse des essais

III.2.3.1. Comportement global de l'assemblage

Les caractéristiques globales des 5 essais sont présentés dans le Tableau III-4. La rigidité initiale en rotation des assemblages est estimée à l'aide de la courbe moment-rotation et correspond à la pente initiale de la courbe. Cette valeur est par ailleurs réévaluée après la perte de précontrainte dans les boulons/rivets de l'assemblage. Pour l'assemblage riveté, la rigidité en rotation est estimée pour un moment de 15 kN.m alors que pour les autres assemblages, cette valeur est estimée pour un moment de 30 kN.m. Le moment plastique correspond à l'intersection entre cette pente initiale et une autre droite coupant la courbe moment rotation et de pente $S_{j,ini}/10$ (voir Figure III-24).

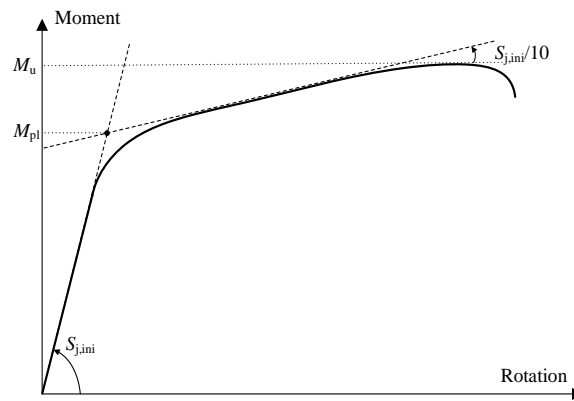


Figure III-24 : Rigidité en rotation initiale et moment plastique

Le comportement des assemblages riveté AR-1 et boulonné AB-1 est similaire. La ruine correspond au voilement du gousset (voir Figure III-25-a&b) suivi par le déversement de la poutre (voir Figure III-25-c&d). Au préalable, les cornières ont plastifié dans la partie tendue (voir Figure III-25-e&f). Au cours du chargement, l'âme de la poutre s'est rapprochée du poteau jusqu'à être totalement en contact pour AB-1 (voir Figure III-25-g&h). Une importante déformation en pression diamétrale a été observée dans l'âme de la poutre après le démontage du spécimen (voir Figure III-25-i&j). La résistance d'AB-1 est supérieure à celle d'AR-1 car le maintien latéral de ce dernier n'avait pas été suffisamment serré.

Les spécimens renforcés par soudure sont beaucoup plus rigides du fait de l'absence de déformation par pression diamétrale. Leur résistance est par ailleurs fortement augmentée car le voilement du gousset est plus tardif. La soudure des cornières sur le gousset améliore fortement le maintien de celui-ci et limite l'instabilité.

La ruine d'AR-S-2 et AB-S-1 correspond au déversement (voir Figure III-26-a&b) du profilé qui suit un voilement important du gousset (voir Figure III-26-c&d). À la différence d'AR-S-2 et AB-S-1, la ruine de l'assemblage AR-S-1 correspond à l'arrachement de la cornière (voir Figure III-26-e) et au voilement du gousset (voir Figure III-26-f). Cette différence est probablement due à un meilleur maintien du gousset du fait de l'utilisation de gorges de soudures plus importantes. La rotation ultime des spécimens sans soudures est cependant supérieure du fait de la présence des déformations en pression diamétrale. Le cordon de soudure limite donc le voilement du gousset, empêche la déformation par pression diamétrale et augmente donc rigidité et résistance. On notera que des fissurations ont été

obtenues dans les soudures (voir Figure III-26-g&h) dans la partie supérieure principalement du fait de déformations excessives des cornières fléchies.

Tableau III-4 : Résultats des essais

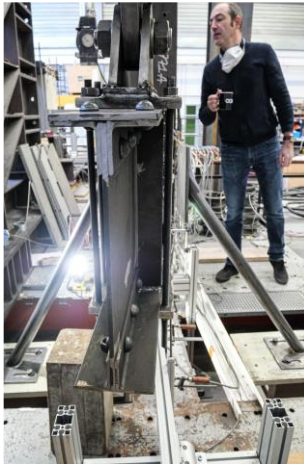
Spécimen	Essai AR-1	Essai AB-1	Essai AR-S-1	Essai AR-S-2	Essai AB-S-1
Rigidité initiale en rotation [kN.m/mrad]	25	30	70	55	140
Moment plastique [kN.m]	109.4	89.2	174.4	167.8	147.9
Moment ultime [kN.m]	164.7	187	323.2	272	259.8
Rotation ultime [mrad]	32	39	48	27	21
Cornière supérieure (traction)					
Gousset (voilement)					
Plastifications	Âme de la poutre et cornière (pression diamétrale)		-	Âme de la poutre (déversement)	
	Rivets		-		
Mode de ruine	¹ Ovalisation de l'âme de la poutre		¹ Arrachement cornière		¹ Voilement gousset
	² Voilement gousset		² Voilement gousset		² Déversement poutre
	³ Déversement poutre		-	Fissuration locale soudure ³	



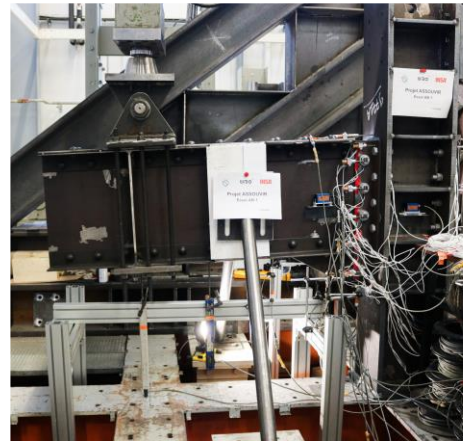
a). Voilement du gousset d'AR-1



b). Voilement du gousset d'AB-1



c). Déversement de la poutre d'AR-1



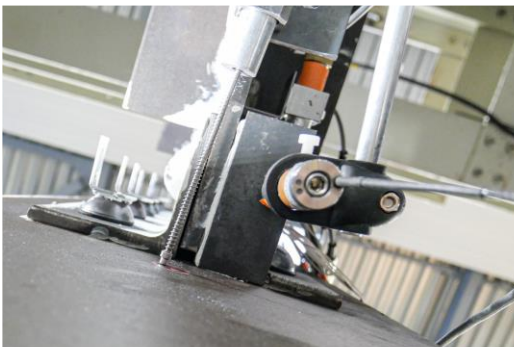
d). Déversement de la poutre d'AB-1



e). Déformation des cornières d'AR-1



f). Déformation des cornières d'AB-1

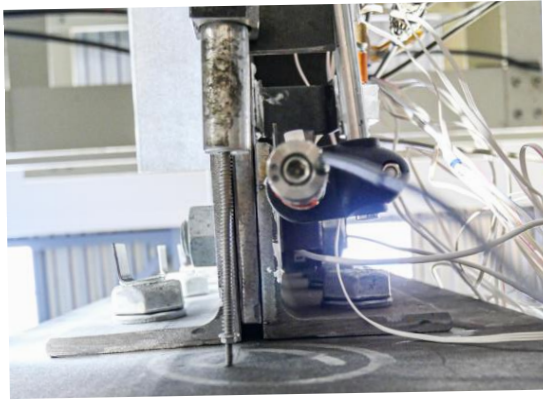


Avant essai



Après essai

g). Déformation de la partie inférieure d'AR-1



Avant essai



Après essai

h). Déformation de la partie inférieure d'AB-1



i). Déformation en pression diamétrale d'AR-1



j). Déformation en pression diamétrale d'AB-1

Figure III-25 : Assemblages AR-1 et AB-1 après la ruine



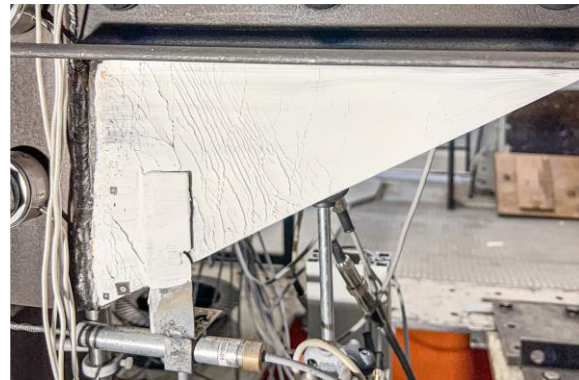
a) Déversement de la poutre d'AR-S-2



b) Déversement de la poutre d'AB-S-1



c) Voilement du gousset d'AR-S-2



d) Voilement du gousset d'AB-S-1



e) Arrachement de la cornière d'AR-S-1



f) Voilement du gousset d'AR-S-1



g) Fissuration soudure d'AR-S-2

h) Fissuration soudure d'AB-S-1

Figure III-26 : Assemblages AR-S-1, AR-S-2 et AB-S-1 après la ruine

III.2.3.1.a. Comparaison des courbes moment – rotations

Les courbes moment-rotation assemblage sont présentées à la Figure III-27. Une différence très nette peut être observée entre spécimens avec et sans soudure. Dans le domaine élasto-plastique, les courbes avec soudure suivent la même tendance jusqu'à atteindre des moments maximums différents. Il en est de même pour les spécimens sans soudures.

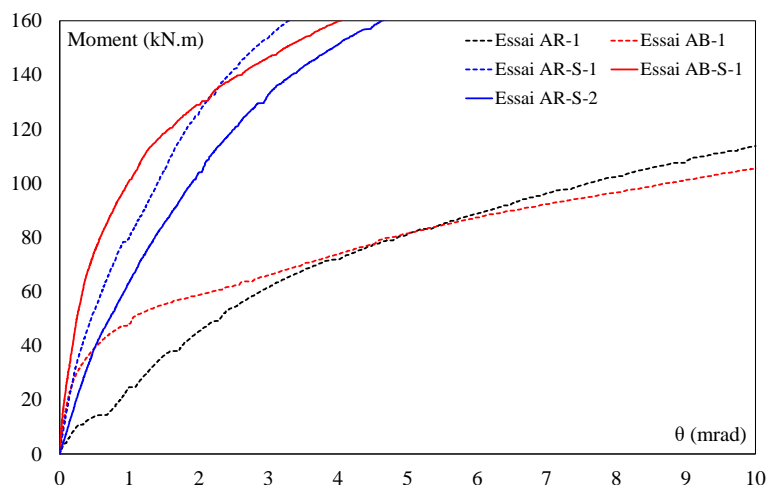
Pour les assemblages sans soudure, le moment ultime obtenu avec AB-1, $M_u = 187$ kNm, est supérieur à celui d'AR-1, $M_u = 164,7$ kNm. Cette différence est probablement due à un meilleur maintien assuré lors du deuxième essai. L'assemblage boulonné est plus rigide dans la phase élastique du fait d'une précontrainte plus importante des boulons que les rivets. La précontrainte dans les rivets est donc inférieure à 50 kN.

Pour les assemblages avec soudure, le moment ultime obtenu avec AR-S-1, $M_u = 323.2$ kNm, est supérieur à celui d'AR-S-2, $M_u = 272$ kNm et d'AB-S-1, $M_u = 259.8$ kNm. Cette différence est due aux nombres de passes de soudure d'AR-S-1 et aux défauts initiaux d'AR-S-2 et d'AB-S-1.

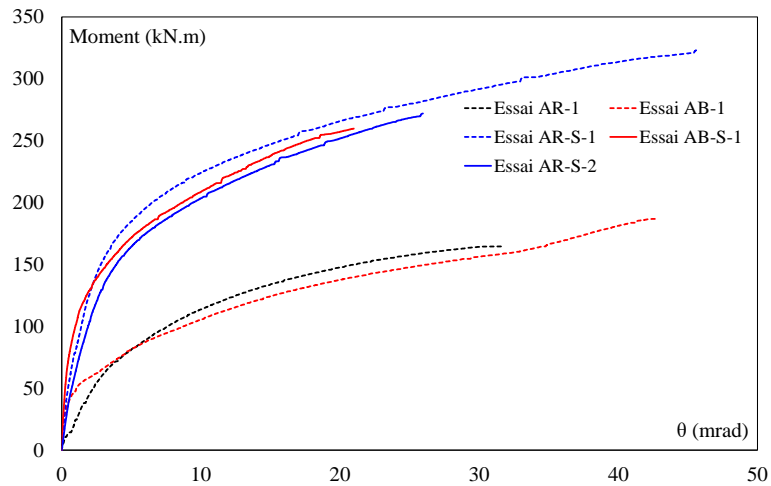
- Le comportement élastique d'AR-S-1 est plus rigide que celui d'AR-S-2, sa rigidité initiale est égale à 70kN.m/rad comparé à 55 kN.m/rad d'AR-S-2.
- Le moment plastique d'AR-S-1 est égal à 174.4 kN.m et est légèrement supérieur à celui d'AR-S-2 égal à 167.8 kN.m. L'assemblage AB-S-1 est plus rigide dans la phase élastique $S_{j,ini} = 140$ kN.m/rad, mais son moment plastique $M_{pl} = 147.9$ kN.m est plus faible que ceux d'ARS-1 et ARS-2.

Il est important de souligner qu'AR-S-2 se comporte comme AR-S-1 dans la phase élastique et il se comporte comme AB-S-1 dans la phase plastique. Les courbes d'AR-S-2 et AB-S-1 sont similaires dans la phase plastique.

Les spécimens boulonnés sont plus rigides que les spécimens rivetés que ce soit en présence de soudure ou non. Les niveaux de serrage mis en œuvre compris entre 30 et 50 kN sont donc assez largement supérieurs à la précontrainte des rivets qui doit être assez faible pour les spécimens testés dans le cadre de cette campagne d'essais.



a) comparaison dans la phase élastique



b) comparaison globale

Figure III-27 : Comparaison des courbes moment – rotation de l'assemblage

III.2.3.1.b. Comparaison des courbes force – déplacement du gousset

Les courbes force – déplacement gousset sont présentées à la Figure III-28. Selon cette figure, on constate que le déplacement latéral maximal du gousset d'AR-S-1, $U_g = 22.5$ mm, est 2 fois plus grand que celui d'AR-1, $U_g = 11.2$ mm et 4 fois plus grands que ceux d'AR-S-2 et d'AB-S-1 ($U_g = 5.7$ mm et 6.44mm). Le déplacement latéral d'AR-1 commence dès le début de l'essai. Pour les autres spécimens, le déplacement augmente fortement à partir de certains chargements critiques F_{cr} (150kN pour AR-1, 200 kN pour AB-S-1, 250 kN pour AR-S-1 et AR-S-2). La soudure des cornières sur l'âme de la poutre limite donc le voilement du gousset en assurant un meilleur encastrement de ce dernier. La courbe d'AB-1 est peu visible car le capteur a eu un problème.

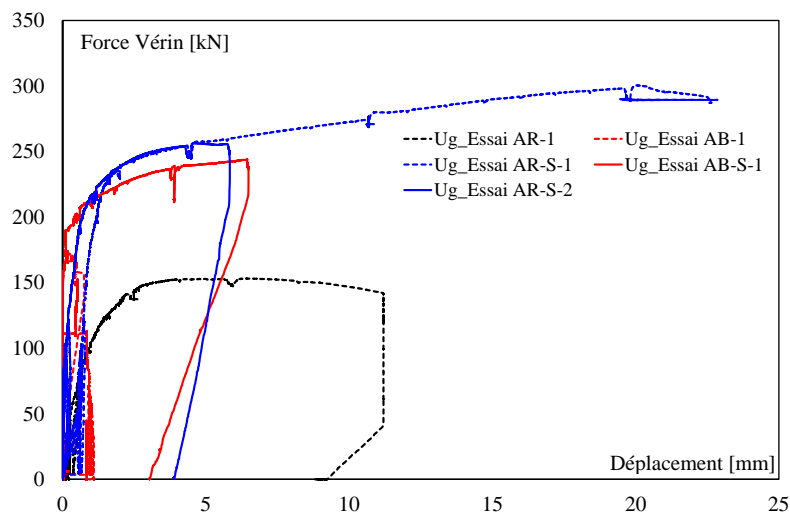


Figure III-28 : Comparaison des courbes force – déplacement du gousset

III.2.3.1.c. Comparaison des courbes force – déplacement latéral de la poutre

Les poutres des spécimens AR-S-2 et AB-S-1 présentaient un défaut de fabrication important, la poutre n'était pas droite après rivetage. Un capteur de déplacement a été ajouté exceptionnellement au cours de ces deux essais pour mesurer le déplacement hors plan de la poutre. Les courbes force - déplacement latéral de la poutre sont présentées à la Figure III-29. AB-S-1 est plus sensible au déversement que AR-S-2. Cette différence peut être liée au défaut initial présent dans la poutre. Le déplacement maximum d'AR-S-2 égal à 9.2mm est largement inférieur à celui d'AB-S-1, égal à 33.3mm.

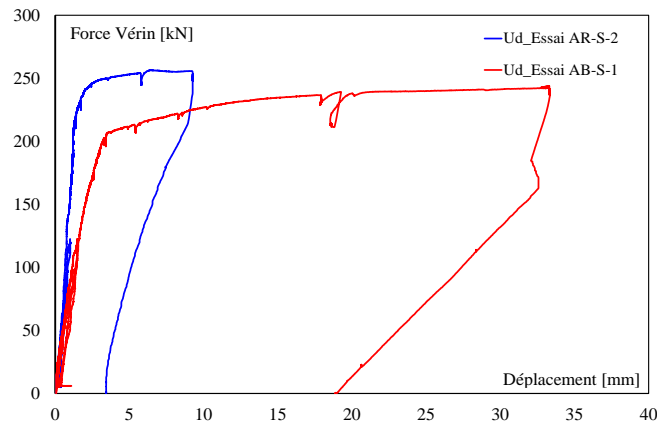


Figure III-29 : Comparaison des courbes force – déplacement latéral de la poutre

III.2.3.2. Comportement des assemblages AR – AB

La ruine des spécimens AR-1 et AB-1 est similaire et correspond au voilement du gousset suivi par le déversement de la poutre. Néanmoins, la flexibilité est différente ainsi que les charges de ruine correspondantes.

III.2.3.2.a. Courbe moment – rotation

Les courbes moment-rotation des spécimens AR-1 et AB-1 sont présentées à la Figure III-30. Le moment ultime obtenu avec AB-1, $M_u = 187$ kNm, est supérieur à celui d'AR-1, $M_u = 164,7$ kNm. Cette différence est probablement due à un meilleur maintien assuré lors du deuxième essai. L'assemblage boulonné est plus rigide dans la phase élastique du fait d'une précontrainte plus importante dans les boulons que les rivets. Son moment plastique est plus faible, 89.2 kNm par rapport à 109.4 kNm, du fait d'une phase élastique plus rigide. Dans le domaine élasto-plastique les deux courbes se suivent car les composants activés sont identiques à savoir la flexion des cornières et la pression diamétrale.

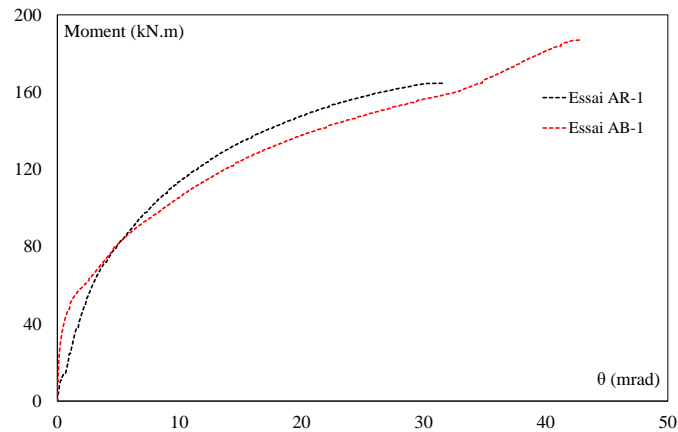


Figure III-30 : Comparaison des courbes moment – rotation assemblage AR-AB

III.2.3.2.b. Courbe force – déplacements horizontaux (U_{tb} - U_{cb})

Les déplacements horizontaux de l'assemblage sont mesurés par les capteurs U_{tb} et U_{cb} positionnés en haut et en bas de l'assemblage respectivement (voir Figure III-16). Les déplacements horizontaux obtenus avec AR-1 et AB-1 sont présentés à la Figure III-31. Les courbes sont assez rapidement non linéaires et le déplacement dans la partie tendue est plus important que dans la partie comprimée car :

- Il intègre la déformation de la cornière côté support en flexion,
- La déformabilité en pression diamétrale est plus importante dans cette zone, la force de pression diamétrale étant dirigée vers un bord libre.

Elle met clairement en évidence la rigidification de la structure après le contact de l'âme de la poutre avec le support dans le cas d'AB-1. Le spécimen AB-1 est plus rigide dans le domaine élastique probablement du fait d'un niveau de précontrainte des boulons supérieurs, mais est plus souple dans le domaine plastique. Pour ces deux assemblages, le centre de rotation de l'assemblage n'est pas positionné en son centre de gravité.

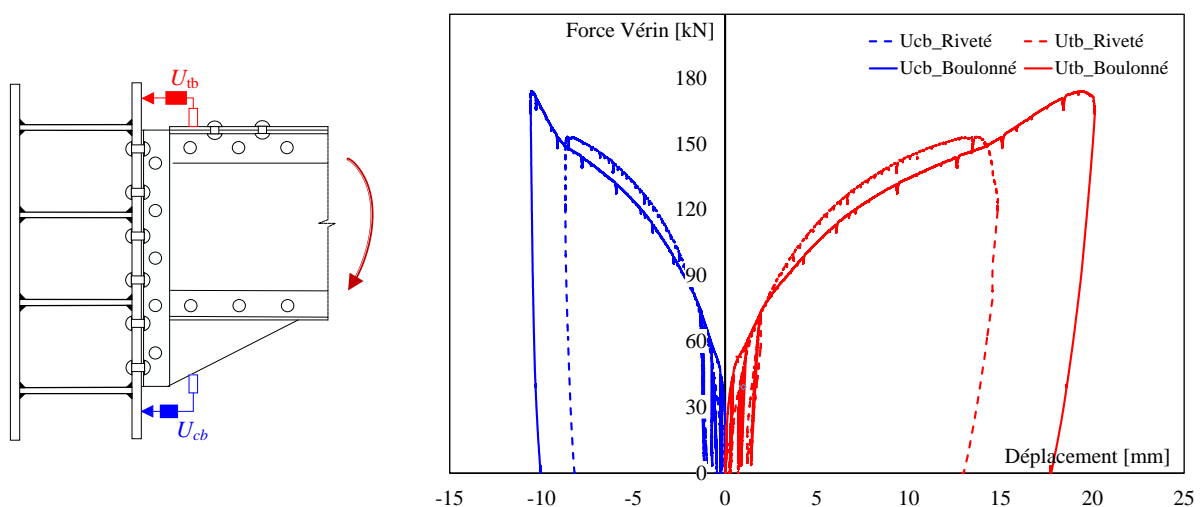
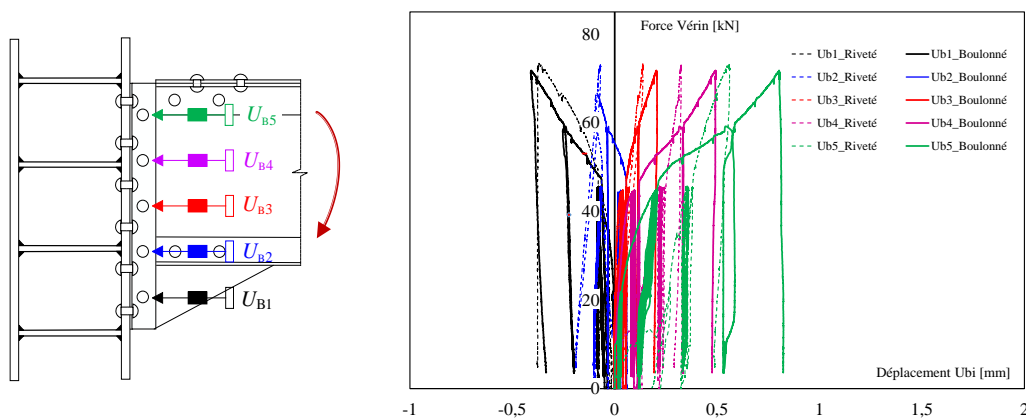


Figure III-31 : Comparaison des courbes force – déplacements horizontaux d'AR-1 et AB-1

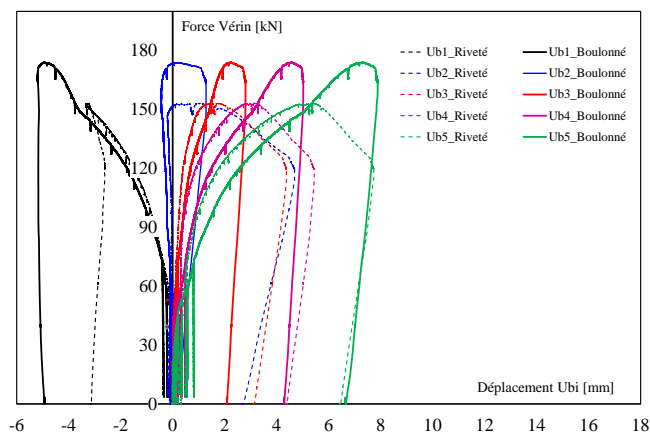
III.2.3.2.c. Courbe force – déplacements rivets (U_{bi})

L'évolution du déplacement différentiel entre l'âme de la poutre et les cornières est représentée à la Figure III-32 pour chaque rangée de rivets/boulons. Ces déplacements sont principalement dus à la pression diamétrale des perçages de l'âme de la poutre et des cornières. Le capteur U_{b1} mesure ainsi le déplacement du rivet de la 1^{ère} rangée qui se trouve en bas de l'assemblage. Au début du chargement, pour des efforts compris entre 10 et 15 kN, nous pouvons observer un glissement des rivets B4 et B5. Cependant, les glissements des boulons B1, B4 et B5 sont obtenus pour des efforts compris entre 50-60 kN (voir Figure III-32). Cette différence d'efforts entraînant le glissement est probablement due à un niveau de précontrainte différent.

En général, les courbes des deux essais sont similaires. Les 3 rangées supérieures transmettent un effort de traction, les deux rangées inférieures transmettent un effort de compression. Après le voilement du gousset, la 2^{ème} rangée transfère mesure un allongement. Pour l'assemblage boulonné, deux phénomènes sont apparus (changement de la pente de la courbe). Le 1^{er} phénomène correspond à la plastification des composants de l'assemblage et le 2^{ème} phénomène se réfère au contact entre l'âme de la poutre et le poteau. Il est important de noter que sur la même valeur de chargement donné dans le domaine élasto-plastique, le déplacement des composants de l'assemblage boulonné est plus important que celui de l'assemblage riveté.



a. Cycles $F_{R(1)}$ et $F_{R(2)}$



b. Essai complet

Figure III-32 : Comparaison des courbes force – déplacement dans les rivets et boulons

III.2.3.3. Comparaison des assemblages AR et AR-S

La ruine des spécimens AR-1 et AR-S-2 est similaire et correspond au voilement du gousset suivi par le déversement de la poutre. À la différence de ces deux essais, la ruine d'AR-S-1 correspond à l'arrachement de la cornière en haut de l'assemblage et au voilement du gousset. La performance des assemblages rivetés soudés (AR-S-1 et AR-S-2) est supérieure à celle d'AR-1 en termes de rigidité initiale en rotation, moments plastique et ultime.

III.2.3.3.a. Courbe moment – rotation

Les courbes moment-rotation des spécimens AR-1, AR-S-1 et AR-S-2 sont présentées à la Figure III-33. Les spécimens renforcés par soudure sont beaucoup plus rigides du fait de l'absence de déformation par pression diamétrale. Les rigidités initiales en rotation d'AR-S-1, $S_{j,ini} = 70 \text{ kNm/mrad}$ et d'AR-S-2, $S_{j,ini} = 50 \text{ kNm/mrad}$ sont plus importantes que celle d'AR-1, $S_{j,ini} = 25 \text{ kNm/mrad}$. La résistance des assemblages renforcés par soudure est fortement augmentée car le voilement du gousset est plus tardif. La soudure des cornières sur le gousset améliore fortement le maintien de celui-ci et limite l'instabilité. Le moment ultime obtenu avec AR-S-1, $M_u = 323.2 \text{ kNm}$ est supérieur à celui d'AR-S-2, $M_u = 272 \text{ kNm}$ et d'AR-1, $M_u = 164.7 \text{ kNm}$. La résistance d'AR-S-1 est supérieure à celle d'AR-S-2 probablement du fait d'un meilleur maintien du gousset par les soudures.

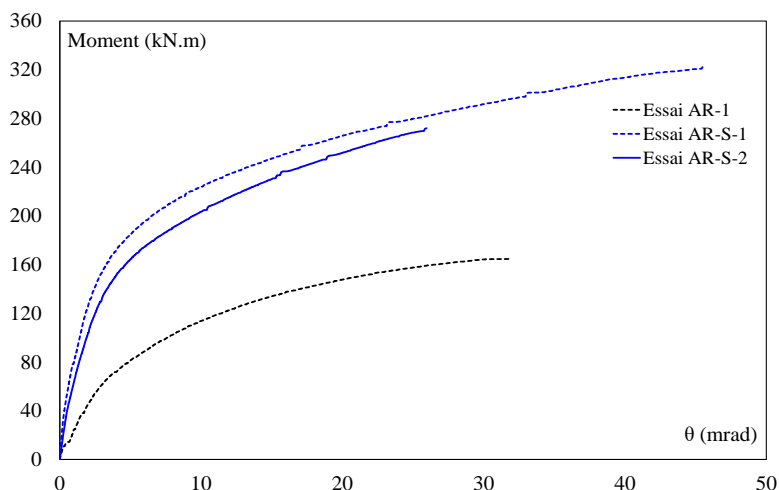


Figure III-33 : Comparaison des courbes moment – rotation des assemblages AR-1 et AR-S-1/2

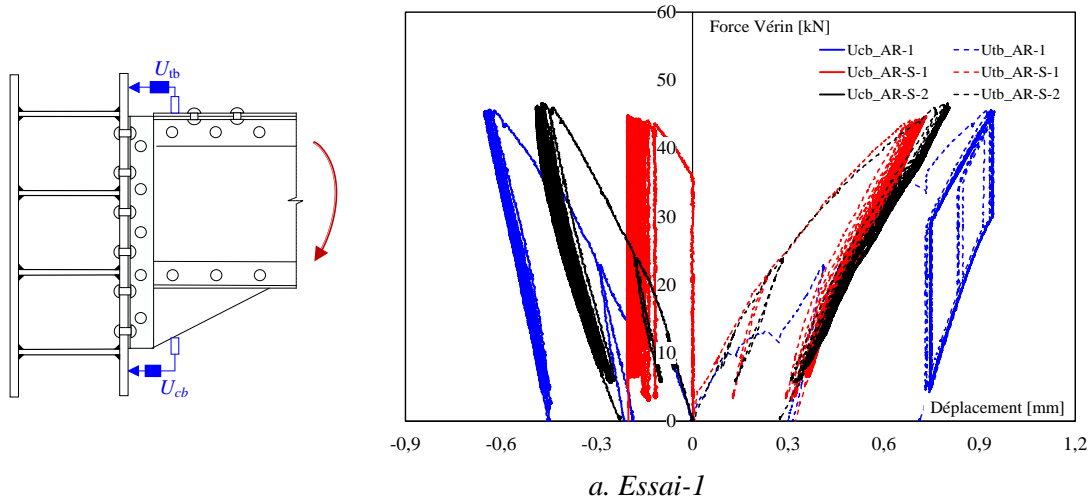
III.2.3.3.b. Courbe force – déplacements horizontaux ($U_{tb} - U_{cb}$)

La comparaison des déplacements horizontaux des assemblages lors de l'essai-1 (essai de cyclage) et de l'essai-2 (essai à la ruine de l'assemblage) est présentée à la Figure III-34. Pour tous les spécimens, la partie haute de l'assemblage est bien plus déformable que la partie basse. L'assemblage AR-1 est plus souple qu'AR-S du fait de la déformation par pression diamétrale dans l'âme de la poutre notamment.

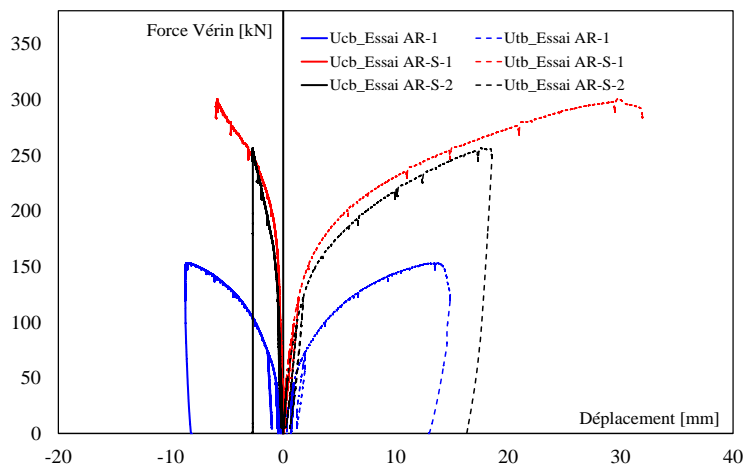
Au cours de l'essai-1, un glissement des rivets a été constaté au niveau d'AR-1. Les déplacements augmentent au cours des cycles à charge constante.

L'essai-2 met clairement en évidence la rigidification de l'assemblage du fait du soudage (dans les domaines élastique et plastique). Le déplacement à la traction d'AR-1 correspond au soulèvement de la

cornière côté porteur et à la déformation de la poutre en pression diamétrale. La soudure empêche la déformation en pression diamétrale et le déplacement en traction d'AR-S correspond uniquement au soulèvement de la cornière. D'autre part, la soudure en bas de l'assemblage raidit le gousset en ralentissant son voilement. D'après la Figure III-34-b, les courbes d'AR-S-2 et AR-S-1 sont proches. La ruine d'AR-S-2 a eu lieu à 255kN et à 300 kN pour AR-S-1. Ces différences s'expliquent par le fait que la poutre d'AR-S-2 présente les défauts de fabrications importants. Par ailleurs le nombre de passes de soudure d'AR-S-2 est plus faible que celui d'AR-S-1.



a. Essai-1



b. Essai-2

Figure III-34 : Comparaison des courbes force-déplacement horizontaux d'AR-1 et AR-S-1/2

III.2.3.3.c. Courbe force – déplacements rivets (U_{bi})

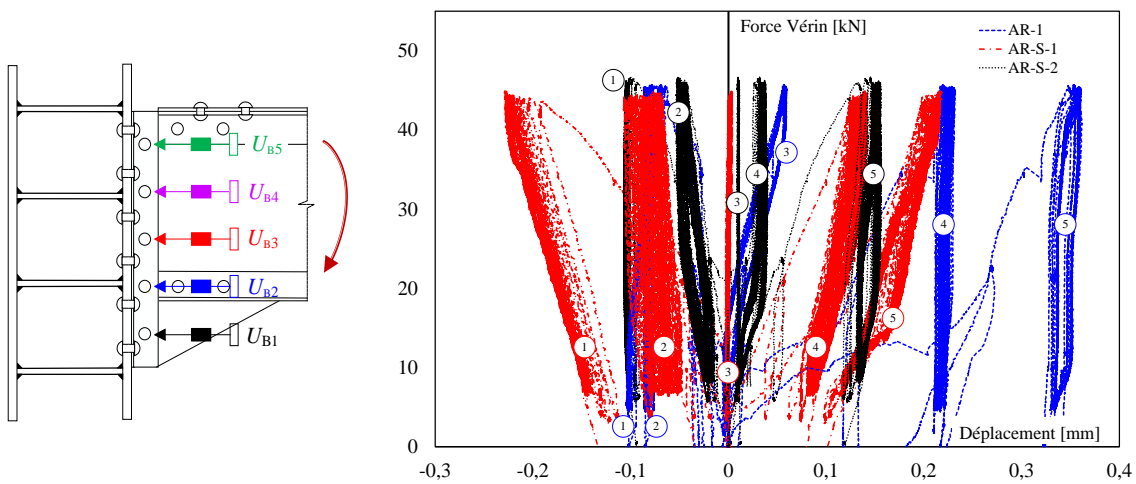
L'évolution du déplacement différentiel entre l'âme de la poutre et les cornières est représentée à la Figure III-35-a pour chaque rangée de rivets au cours de l'essai-1. La Figure III-35-b présente les mêmes déplacements au cours de l'essai-2. Enfin, la Figure III-35-c présente la comparaison des déplacements d'AR-S-1 et AR-S-2.

Au cours de l'essai-1, les 3 rangées supérieures transmettent un effort de traction (rangées 3, 4 et 5) et les deux rangées inférieures (rangées 1 et 2) un effort de compression. Les déplacements d'AR-1 sont plus élevés que ceux d'AR-S-2 que ce soit en traction ou en compression. Les déplacements d'AR-S-2

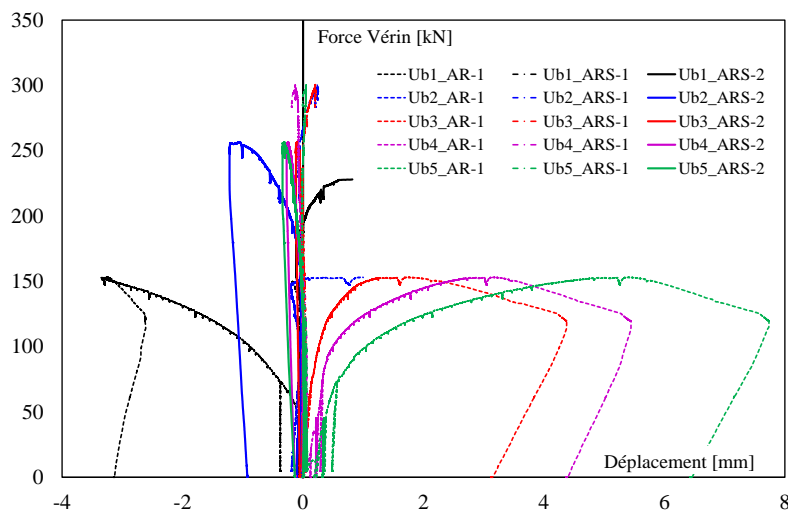
sont plus importants que ceux d'AR-S-1 sauf pour la rangée 4. Un glissement est clairement observé au droit des boulons n°4 et n°5 pour AR-1. Il en est de même au droit du boulon n°1 d'AR-S-1. Pour les trois essais, on peut observer une augmentation des déplacements au cours des 21 ou 51 cycles sous charge constante.

Au cours de l'essai-2, on observe clairement une rigidification du fait de l'ajout des soudures. La charge maximum atteinte par AR-S-1 est supérieure à celle d'AR-S-2 et AR-1. Le déplacement de chaque rangée d'AR-S-1 et AR-S-2 est beaucoup plus faible que celui d'AR-1. Cela confirme que la présence des soudures limite le transfert des efforts de cisailement par les rivets.

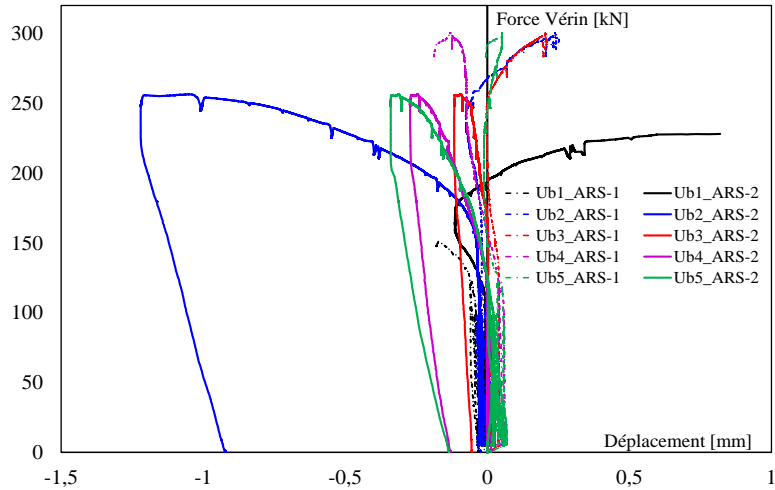
Les déplacements des rivets d'AR-S-1 et d'AR-S-2 sont comparés à la Figure III-35-c. Les déplacements d'AR-S-2 sont supérieurs à ceux d'AR-S-1 particulièrement au niveau d' U_{b1} et U_{b2} . Ces déplacements importants sont certainement dus au voilement du gousset.



a. Essai-1



b. Essai-2



c. Essai 2 : comparaison d'AR-S-1 et AR-S-2

Figure III-35 : Comparaison des courbes force – déplacement rivets d'AR-1 et AR-S-1/2

III.2.3.3.d. Courbe force – déplacement latéral du gousset

La comparaison des courbes force – déplacement latéral du gousset des 3 assemblages est présentée à la Figure III-36. Le déplacement maximal d'AR-S-1 est plus important que ceux d'AR-S-2 et d'AR-1 du fait d'un meilleur maintien au déversement au cours de l'essai. AR-S-1 et AR-S-2 sont plus rigides qu'AR-1 dans les phases élastique et plastique. La courbe d'AR-S-2 est similaire à celle d'AR-S-1 sauf que la ruine est atteinte plus rapidement. Pour AR-S-1, les efforts continuent à augmenter même après le développement de déplacements latéraux importants au droit du gousset. La poutre est suffisamment maintenue pour empêcher le déversement. Les soudures ont un impact important sur le maintien du gousset en augmentant sa résistance à l'instabilité.

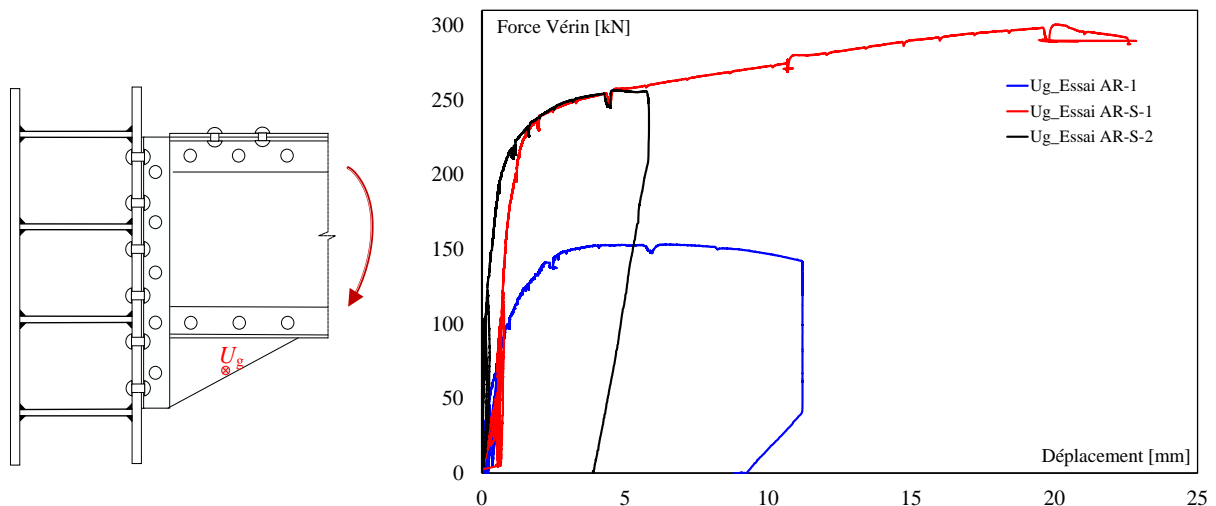


Figure III-36 : Comparaison des courbes force – déplacement latéral gousset d'AR-1 et AR-S-1/2

III.2.3.4. Comparaison des assemblages AB et AB-S

La ruine des spécimens AB-1 et AB-S-1 est similaire et correspond au voilement du gousset suivi par le déversement de la poutre. La performance de l'assemblage soudé est largement supérieure à celle d'AB-1 au niveau de la rigidité initiale rotation et des moments plastique et ultime.

III.2.3.4.a. Courbe moment - rotation

Les courbes moment-rotation des spécimens AB-1 et AB-S-1 sont présentées à la Figure III-37. Le spécimen renforcé par soudure est beaucoup plus rigide du fait de l'absence de déformation par pression diamétrale. La rigidité initiale en rotation d'AB-S-1, $S_{j,ini} = 140$ kNm/mrad est plus importante que celle d'AB-1, $S_{j,ini} = 30$ kNm/mrad. La résistance de l'assemblage renforcé par soudure est fortement augmentée car le voilement du gousset est plus tardif. La soudure des cornières sur le gousset améliore fortement le maintien de celui-ci et limite l'instabilité. Le moment ultime obtenu avec AB-S-1, $M_u = 259.8$ kNm est supérieur à celui d'AB-1, $M_u = 187$ kNm.

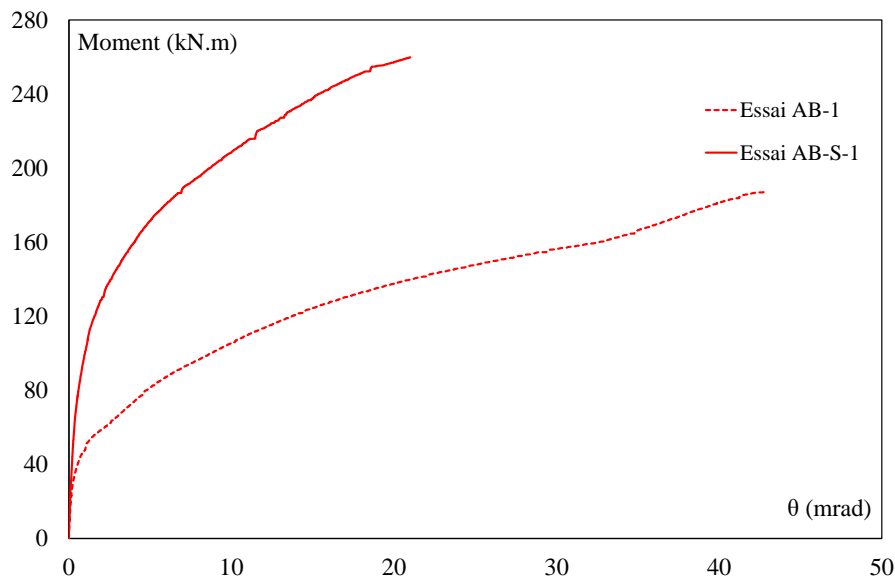


Figure III-37 : Comparaison des courbes moment – rotation d'AB-1 et AB-S-1

III.2.3.4.b. Courbe force – déplacements horizontaux ($U_{tb} - U_{cb}$)

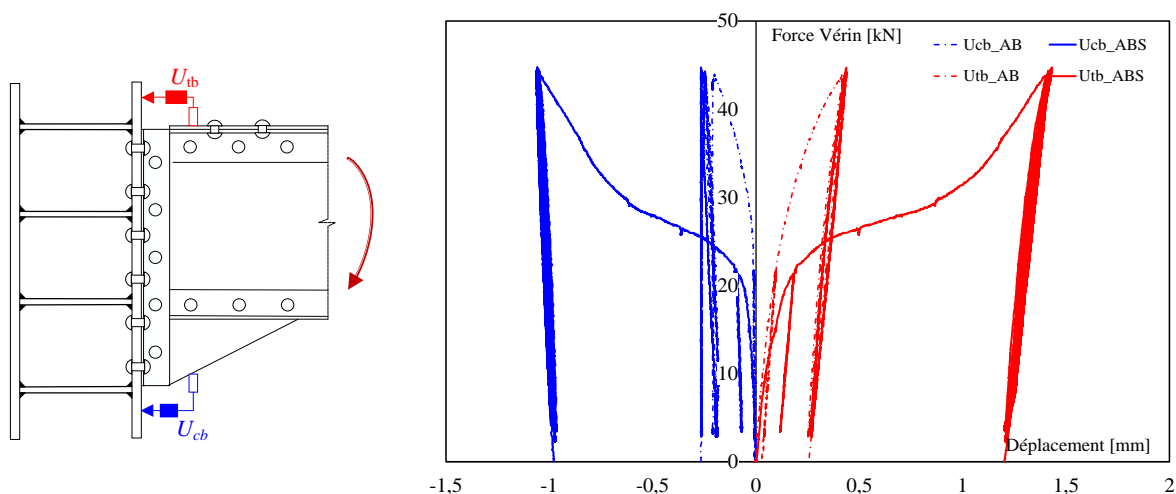
Les comparaisons des déplacements horizontaux des assemblages lors de l'essai-1 (essai de cyclage) et de l'essai-2 (essai à la ruine de l'assemblage) sont présentées à la Figure III-38. Le déplacement dans la partie tendue est supérieur à celui obtenu dans la partie comprimée. Le premier inclut ainsi la flexion de la cornière côté porteur. Au début de l'essai-1, les deux assemblages ont un comportement similaire. AB-S-1 devient plus souple pour un effort de 20-30 kN et la rigidité ré-augmente entre 30 et 45 kN. Cette différence est due à un glissement au droit des boulons côté poutre confirmé par la mesure des capteurs U_{bi} (voir paragraphe III.2.2.5.a). La rigidité à la décharge est d'ailleurs similaire.

Au cours de l'essai-2, AB-S-1 est plus rigide qu'AB-1. AB-S-1 atteint sa ruine à 250 kN alors que la ruine d'AB-1 s'est produite à 170 kN.

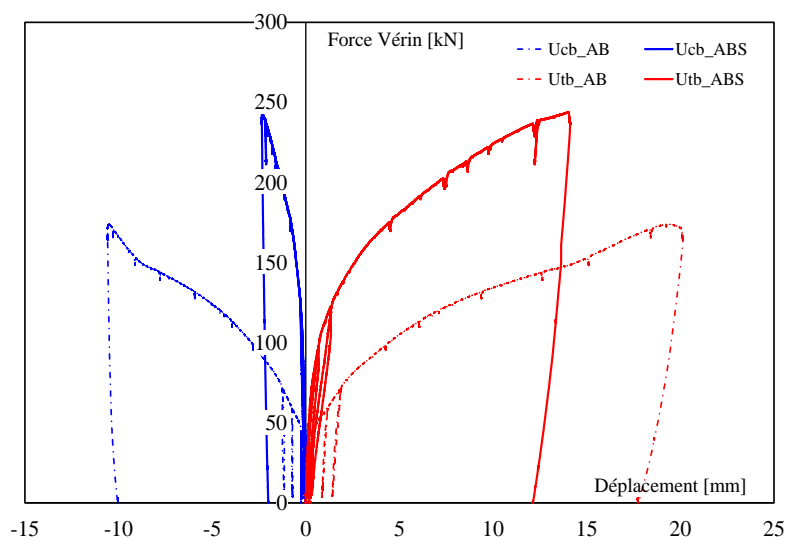
La non-linéarité sur la courbe correspond aux :

- Déformation de la cornière en flexion,
- Voilement de gousset,
- Déformation en pression diamétrale (dans le cas d'AB-1).

Il apparaît que le contact entre l'âme de la poutre et la semelle du poteau a eu lieu avant que la ruine d'AB-1 soit atteinte.



a. Essai-1



b. Essai-2

Figure III-38 : Comparaison des courbes force – déplacements horizontaux d'AB-1 et AB-S-1

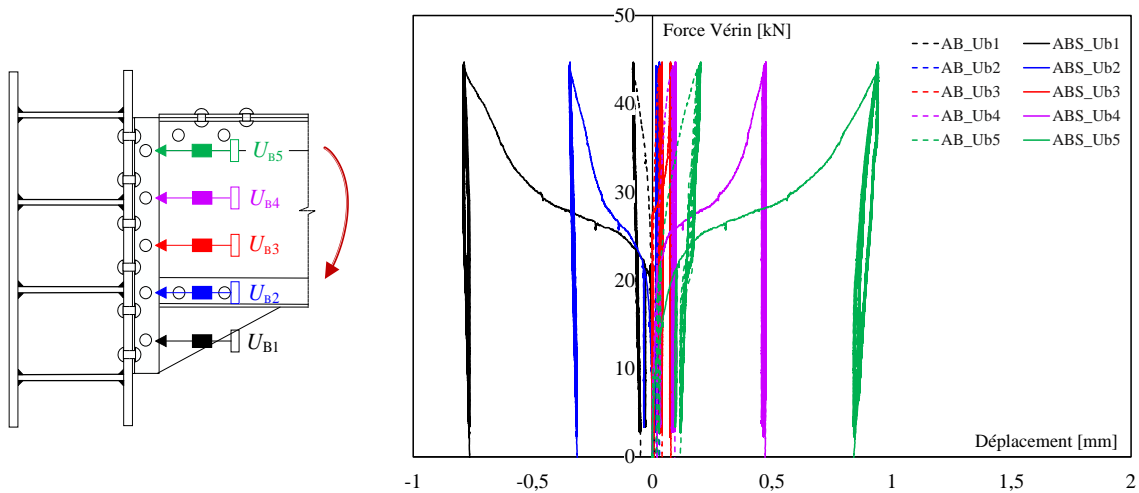
III.2.3.4.c. Courbe force – déplacement boulons (U_{bi})

L'évolution du déplacement différentiel entre l'âme de la poutre et les cornières est représentée à la Figure III-39-a pour chaque rangée de boulon lors de l'essai-1. La Figure III-39-b présente les déplacements d'AB-1 et d'AB-S-1 lors de l'essai-2.

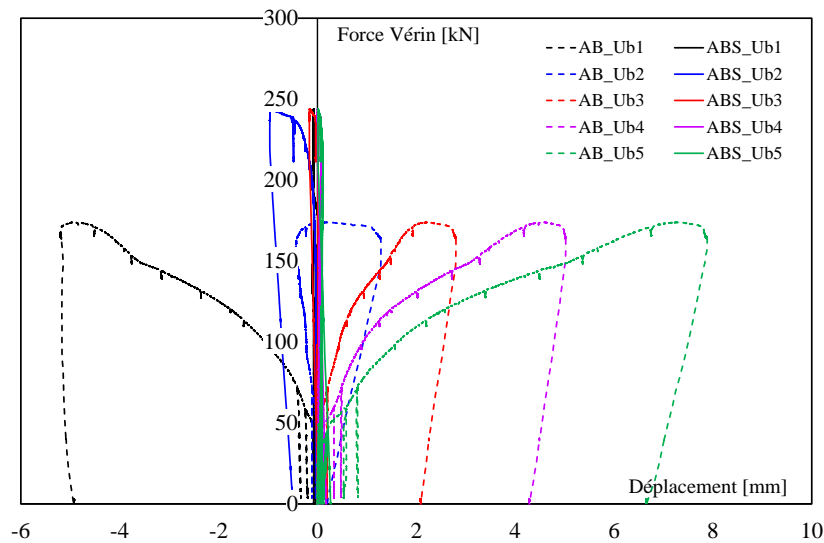
Au cours de l'essai-1, les déplacements obtenus avec AB-S-1 sont nettement supérieurs à ceux d'AB-1. Les déplacements d'AB-1 sont compris entre -0.1 mm et 0.2 mm alors que ceux d'AB-S-1 sont entre -

0.8 mm et 1 mm. Les deux rangées inférieures d'AB-S-1 transfèrent un effort de compression alors que seule la 1^{ère} rangée d'AB-1 est en compression. Les déplacements importants obtenus en AB-S-1 sont dus au glissement au droit des boulons N°1, 2, 4 et 5. Le non glissement du N°3 confirme le fait qu'il est assez proche du centre de rotation. La précontrainte moyenne mise en œuvre au niveau d'AB-S-1 est égale à 36.9 kN et est plus faible que celle d'AB-1 égale à 50.3 kN. Cette différence permet d'expliquer le glissement dans un cas et pas l'autre lors de l'essai 1.

Lors de l'essai-2, les déplacements de chaque rangée d'AB-S-1 sont très faibles par rapport à ceux d'AB-1 du fait de la non mobilisation en pression diamétrale des boulons côté poutre.



a. Essai-1



b. Essai-2

Figure III-39 : Comparaison des courbes force – déplacements des boulons d'AB-1 et AB-S-1

III.2.3.4.d. Efforts dans les boulons

La Figure III-40 et la Figure III-41 présentent la comparaison de la variation des efforts dans les boulons d'AB-1 et d'AB-S-1 côté poutre au cours de l'essai-1 et l'essai-2 respectivement. L'évolution des efforts dans les boulons côté poteau est présentée à la Figure III-42.

D'après la Figure III-41, l'effort de traction maximum d'AB-1 est obtenu au droit de la 5^{ème} rangée et est égal à 70 kN. L'effort maximum est obtenu au droit de la rangée N°5 pour AB-S-1 et est égal à 63 kN. On notera par ailleurs que le boulon N°1 d'AB-1 est très sollicité à la fin de l'essai alors que ce n'est pas le cas pour AB-S-1. Cette différence est due au fait que lorsque le gousset voile un moment hors plan est transmis à la cornière et vient donc solliciter le boulon inférieur en l'absence de soudure. Le boulon n°5 d'AB-1 est le plus sollicité car c'est lui qui referme la cornière qui a tendance à s'ouvrir du fait de la flexion de la cornière côté porteur. Les efforts augmentent dans AB-S-1 au droit des rangées n°2, 3 et 4. Ce n'est pas le cas du spécimen AB-1. L'effort dans le boulon n°1 diminue ce qui n'était pas le cas pour AB-1. Ce boulon n'intervient ainsi plus dans le blocage du gousset du fait de la présence des soudures.

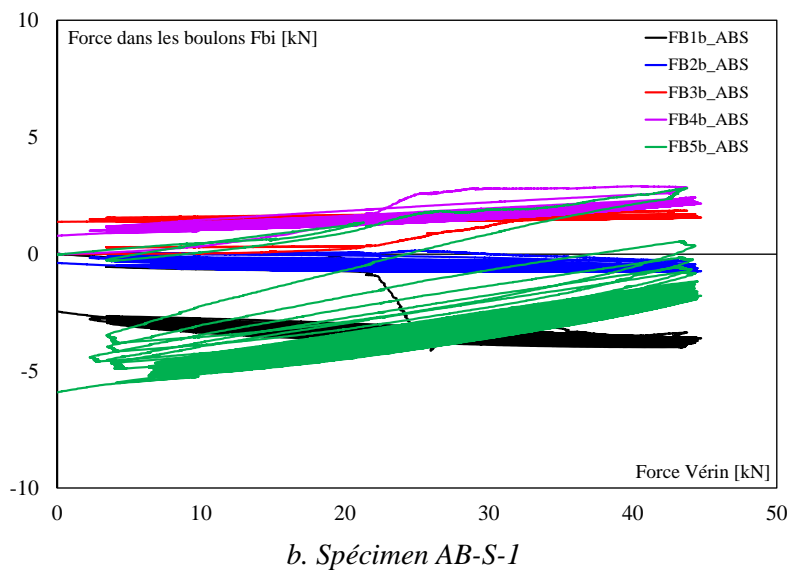
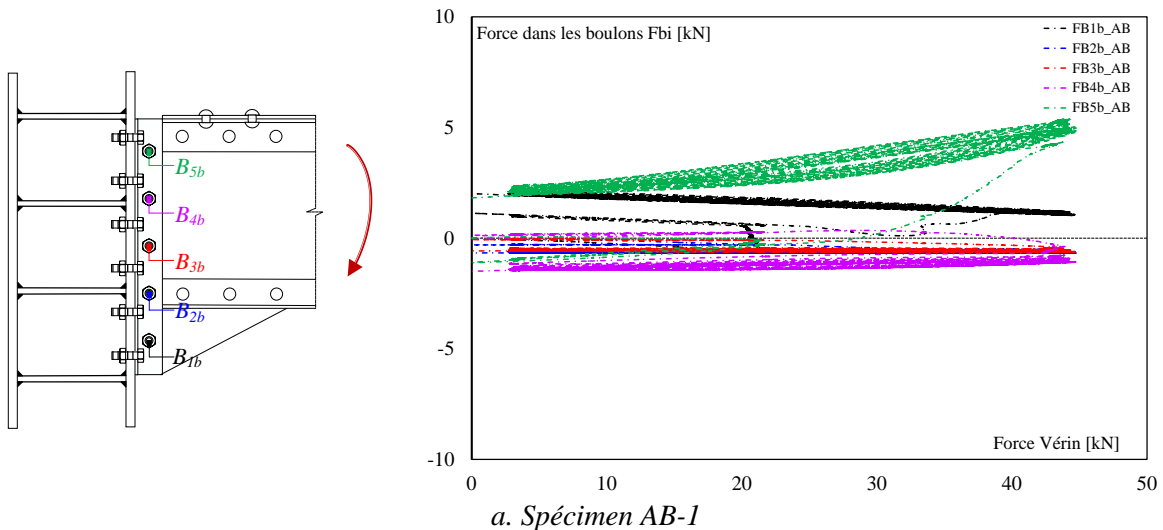
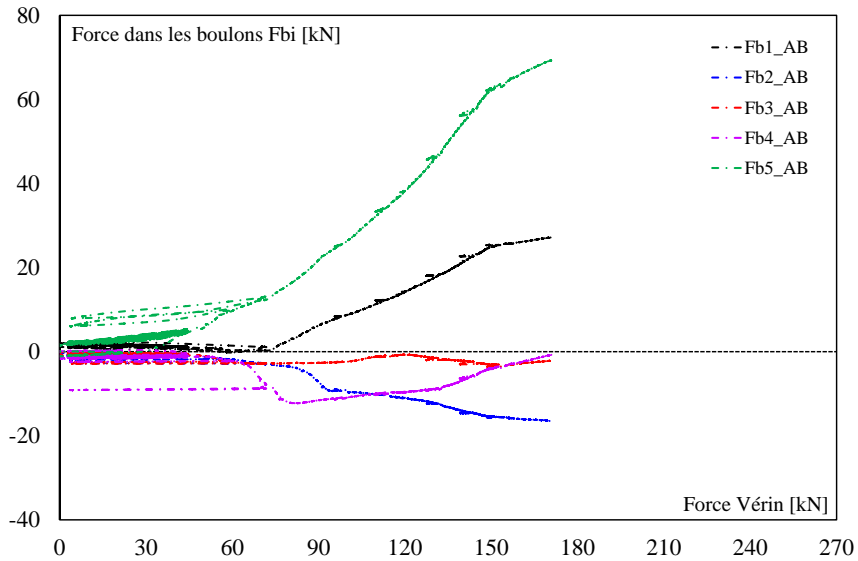
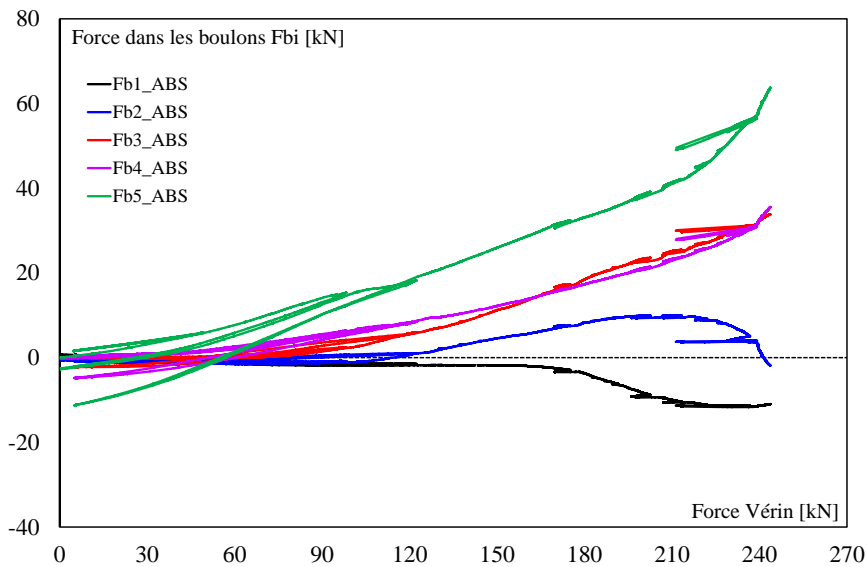


Figure III-40 : Efforts dans les boulons côté poutre : Essai-1



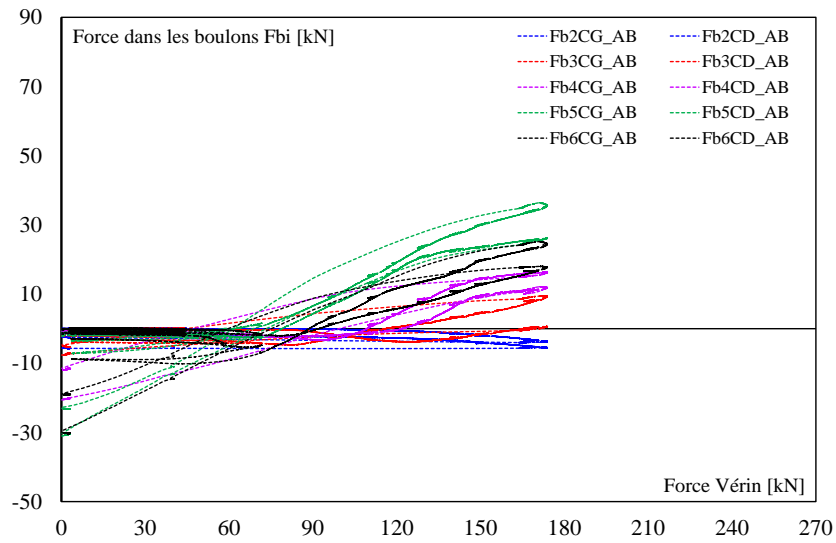
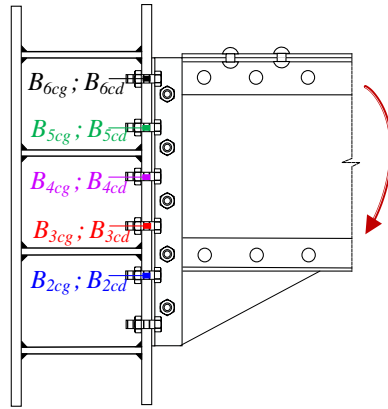
a. Spécimen AB-1



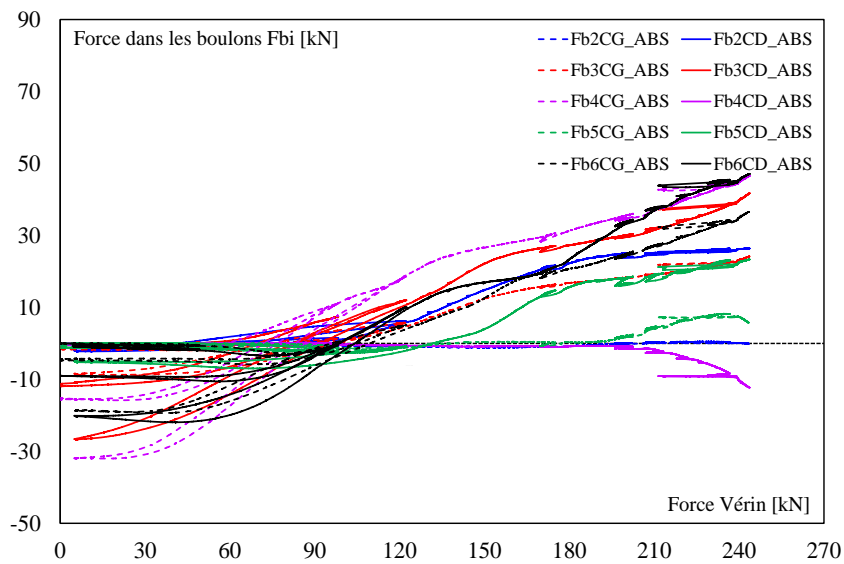
b. Spécimen AB-S-1

Figure III-41 : Efforts dans les boulons côté poutre : Essai-2

En revanche, la Figure III-42 montre que côté poteau, les efforts dans les boulons sont plus importants au niveau d'AB-S-1 que d'AB-1. Ce qui peut s'expliquer par le fait que les efforts appliqués à l'assemblage sont plus importants à la fin de l'essai et par l'introduction d'une précontrainte plus faible. Pour AB-1, la rangée n°4 est plus sollicitée que la rangée n°5 principalement parce qu'elle est encadrée par deux boulons attachant l'âme de la poutre. Les quatre dernières rangées de boulons sont mobilisées en traction. Les résultats sont bien moins clairs au niveau d'AB-S-1.



a. Spécimen AB-1



b. Spécimen AB-S-1

Figure III-42 : Efforts dans les boulons côté poteau : Essai-2

III.2.4. Synthèse

Les principales conclusions qui peuvent être tirées de cette campagne d'essais sont les suivantes :

- L'ajout de soudures augmente significativement la rigidité initiale en rotation de l'assemblage en empêchant le transfert des efforts par pression diamétrale au droit des rivets attachant l'âme de la poutre sur les cornières.
- Le moment plastique augmente également car le mode de plastification par pression diamétrale dans l'âme de la poutre ne peut avoir lieu par l'ajout de soudures. Dans tous les cas, la plastification de la cornière en flexion a été obtenue dans la partie tendue et est une source prépondérante de ductilité. Leur mise en flexion engendre d'ailleurs des efforts de traction dans les boulons/rivets supérieurs côté porté.

Le moment ultime est également augmenté significativement et le voilement du gousset est retardé. Ce dernier est ainsi mieux maintenu au droit des cornières. Lors de la plupart des essais, la ruine a été obtenue par voilement du gousset suivi du déversement de la poutre. Seul le spécimen AR-S-1 a atteint sa ruine par arrachement des cornières dans la partie tendue et voilement du gousset.

Des fissurations des soudures ont été obtenues dans la partie supérieure des soudures dans la zone de retour de soudage. Cependant ces fissures sont essentiellement dues à une flexion importante des cornières qui tendent à ouvrir les soudures et sont observées pour des déplacements des cornières supérieures à 15 mm. Des fissurations n'ont pas été obtenues dans les soudures directes de l'âme de la poutre sur les cornières et ceci quel que soit le cordon de soudure (avec 1 ou 2-3 passes). Pour les assemblages étudiés, une ruine dans les soudures ne sera pas obtenue si elles sont correctement réalisées conformément à l'EN 1090-2. La ruine se produira donc plutôt par voilement du gousset précédée d'une plastification des cornières en flexion dans la partie tendue.

L'augmentation de la rigidité des assemblages par l'opération de soudage va automatiquement engendrer une augmentation des moments transférés par ceux-ci. Il conviendra donc d'en tenir compte lors de la vérification des assemblages et notamment pour les problèmes de fatigue. Cette augmentation de la rigidité sera bénéfique pour le calcul des flèches.

La précontrainte dans les rivets semble ici assez faible car la rigidité obtenue avec les assemblages rivetés était bien plus faible que celle des assemblages boulonnés serrés à 30 ou 50 kN. De même, les glissements dans les rivets attachant les cornières sur l'âme de la poutre apparaissent bien plus tôt que dans les assemblages boulonnés.

Ces résultats d'essais ont mis en évidence que les courbes moment-rotation des assemblages sont fortement non-linéaires. Cependant, l'utilisation de ce type de courbe nécessite des programmes d'analyse sophistiqués. L'Eurocode 3 partie 1-8 donne néanmoins un cadre simplifié pour les courbes moment-rotation. La courbe est linéaire tant que le moment reste inférieur à $2/3$ du moment plastique. La pente de la courbe correspond alors à la rigidité initiale en rotation. La courbe linéaire est ensuite constituée entre $2/3$ et 1 fois le moment plastique. Sur la base de ce principe, une courbe simplifiée est proposée pour les résultats expérimentaux. D'abord, on définit la valeur de $2/3 M_{pl}$ et M_{pl} puis on les projette sur la courbe expérimentale. A partir de ces points, on peut tracer une courbe simplifiée (voir Figure III-43-a). Les courbes moment-rotation expérimentales et celles obtenues avec le modèle simplifié sont présentées à la Figure III-43-b&c.

La rigidité initiale en rotation, $S_{j,ini}$, et le moment plastique, $M_{j,pl}$, sont obtenus à partir du Tableau III-4. Les courbes obtenues n'intègrent pas l'écroûssage et l'augmentation de rigidité due à l'amorce du contact entre la semelle de la poutre et le support.

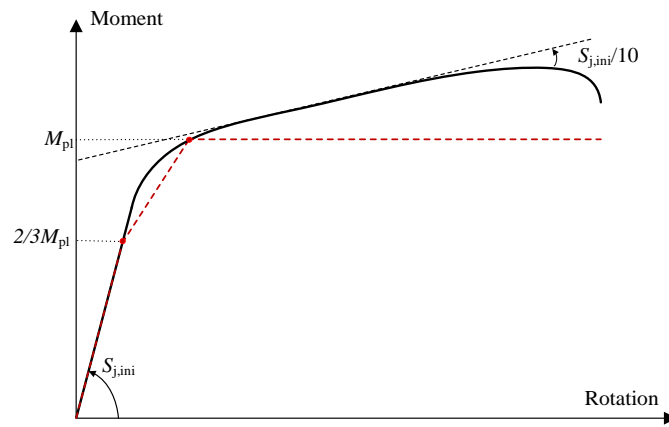
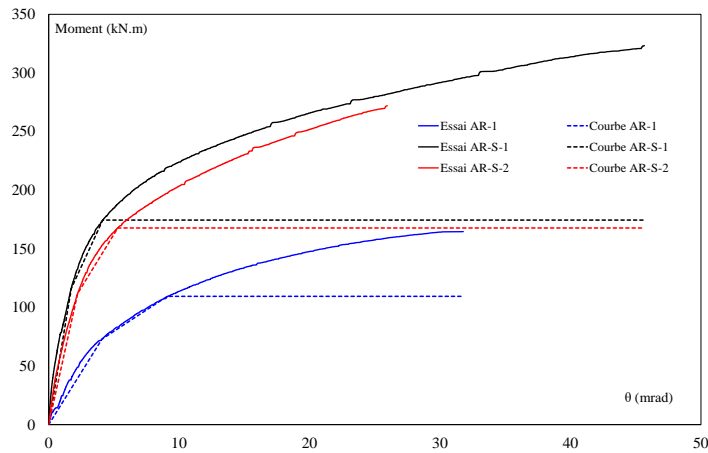
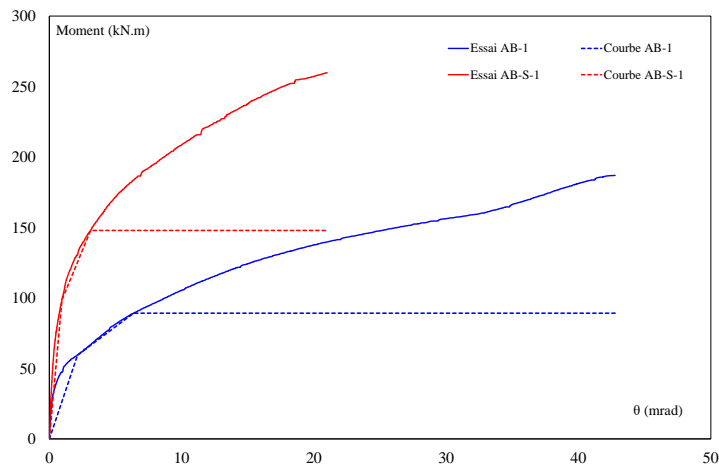


Figure III-43 : Idéalisisation de la courbe moment - rotation



a. Assemblages AR-1, AR-S-1 et AR-S-2



b. Assemblages AB-1 et AB-S-1

Figure III-44 : Courbes moment – rotation des essais

III.3. Etudes numériques

III.3.1. Présentation du modèle de calcul par éléments finis

III.3.1.1. Présentation du modèle

Les assemblages testés et présentés dans le paragraphe III.2 ont été modélisés avec le logiciel de calcul par éléments finis ANSYS 2022 R2. Les composants des assemblages tels que les cornières, les rivets/boulons, la poutre et les soudures ont été modélisés par des éléments volumiques hexaédrique à 8 nœuds (SOLID 185), chaque nœud ayant trois degrés de liberté. Pour les boulons, une section constante égale à la section efficace, A_s , est considérée sur toute la longueur, y compris la partie non filetée. Trois éléments ont été utilisés dans l'épaisseur des cornières et deux dans celle de l'âme de la poutre (voir Figure III-46-b). Une imperfection géométrique homothétique à la déformée du premier mode d'instabilité correspondant au voilement du gousset a été appliquée (voir Figure III-45). L'amplitude maximale de l'imperfection est prise égale à 3 mm. Des éléments de contact flexible ont été utilisés pour modéliser l'interaction entre :

- têtes des rivets/boulons et cornières
- corps des rivets/boulons et cornières/âme de la poutre
- cornières et âme de la poutre
- cornières et support

Une loi de Coulomb avec un coefficient de frottement de μ égal à 0.2 est adoptée pour modéliser le contact entre composants. Les éléments de contact ont été générés par des éléments TARGET 170 et CONTACT 174 et l'algorithme de contact est de type Lagrangien augmenté. La précontrainte initiale des boulons/rivets a été modélisée à l'aide de la fonction PSMESH. Le déplacement vertical a été appliqué à l'extrémité de la poutre par un nœud pilote. Ce déplacement est appliqué après la mise en place de la précontrainte dans les rivets/boulons. Les grands déplacements et les grandes déformations sont considérés.

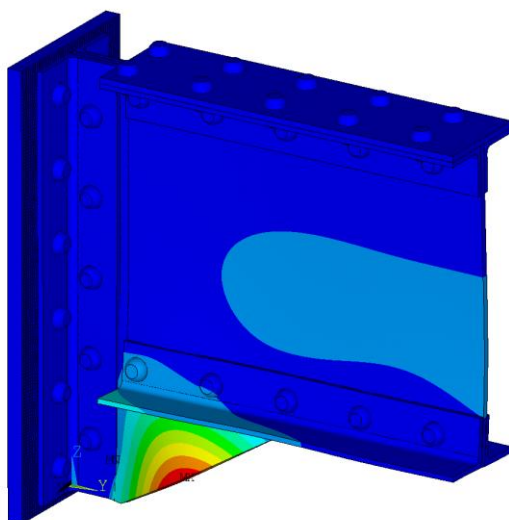
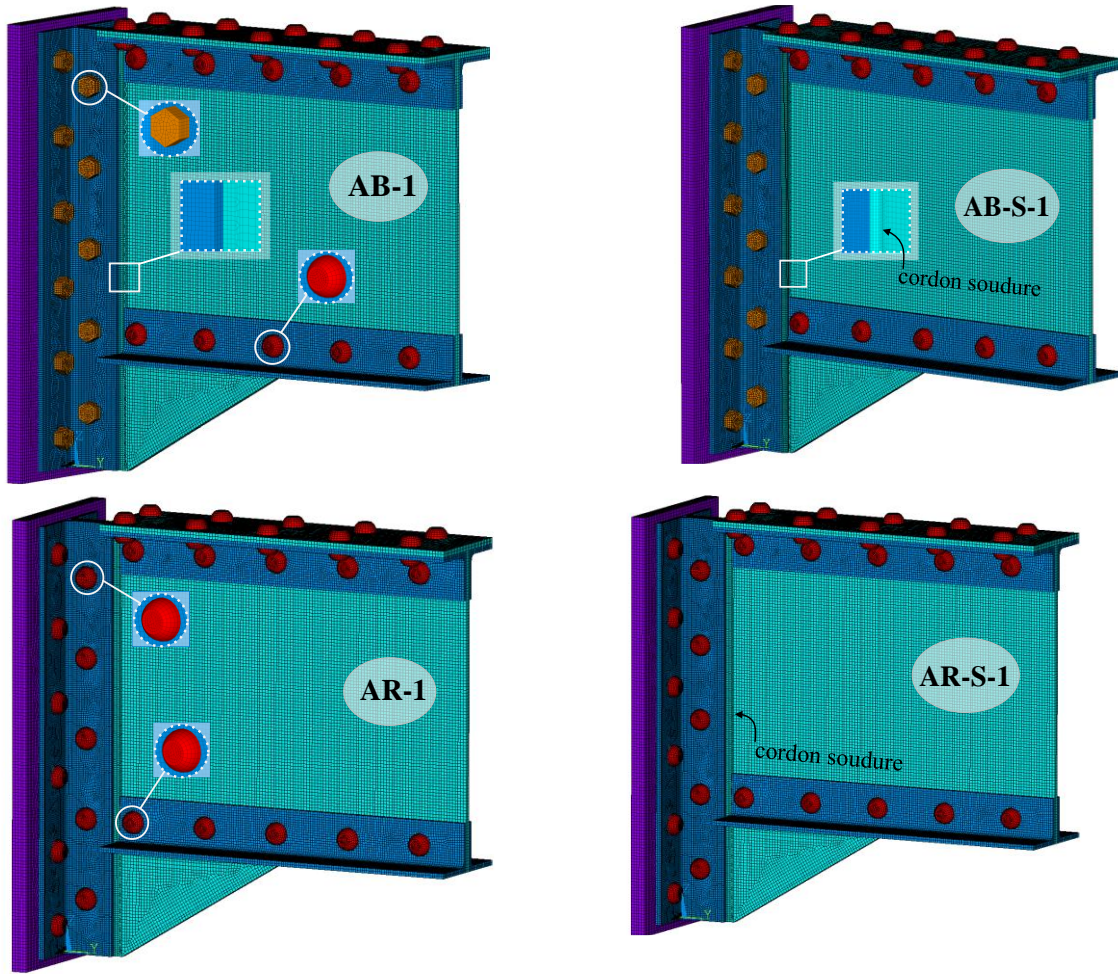
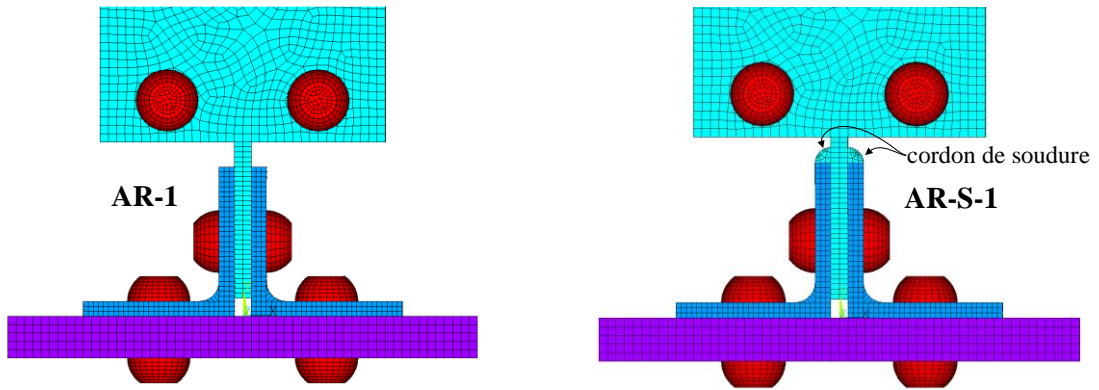


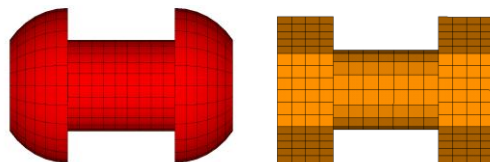
Figure III-45 : Premier mode d'instabilité : voilement du gousset



a. Assemblages complets



b. Cornières, poutre, rivets et soudures d'AR-1 et ARS-1



c. Rivets et boulons

Figure III-46 : Maillage du modèle de calcul par éléments finis

III.3.1.2. Comportement du matériau

Les courbes contrainte-déformation des cornières, de l'âme de la poutre et des rivets sont multilinéaires (voir Figure III-47-a). Dès que la déformation atteint ε_u , la contrainte chute à 10 N/mm². Cette simplification conduit soit à une diminution du chargement appliqué qui est considéré comme l'état ultime de l'assemblage. Suite à la non convergence, le critère de von Mises est utilisé. Une courbe multilinéaire contrainte – déformation a été utilisée pour l'analyse des spécimens testés en considérant la contrainte et la déformation vraies. Pour les boulons, une courbe bi-linéaire a été utilisée (voir Figure III-47-b). La courbe contrainte-déformation vraie a été construite en considérant les couples (f_y, ε_y) , (f_y, ε_h) , (f_m, ε_m) et (f_u, ε_u) déterminés par essais en utilisant les expressions analytiques proposées par Couchaux *et al.* [III.10]. Les propriétés mécaniques utilisées dans les courbes contrainte-déformation présentées à la Figure III-47 sont indiquées dans le Tableau III-5.

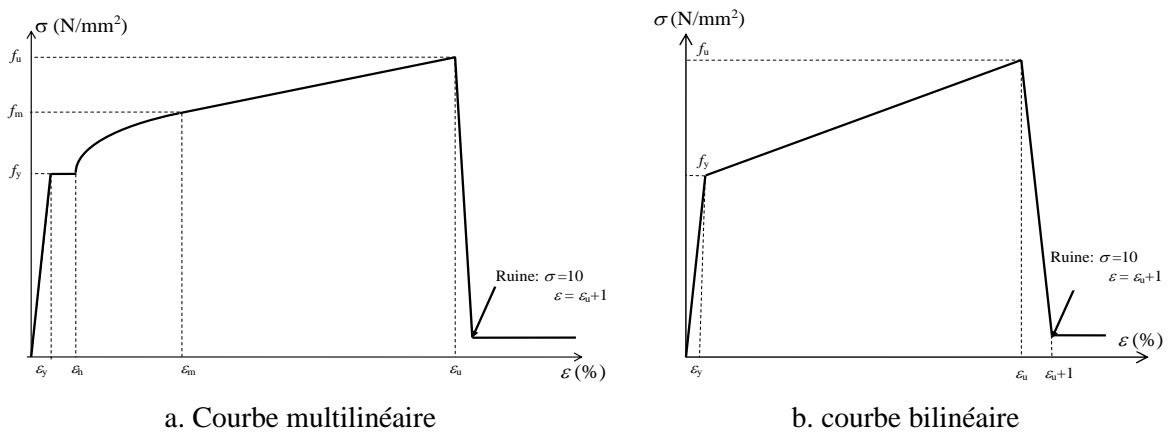


Figure III-47 : Courbes contraintes – déformation

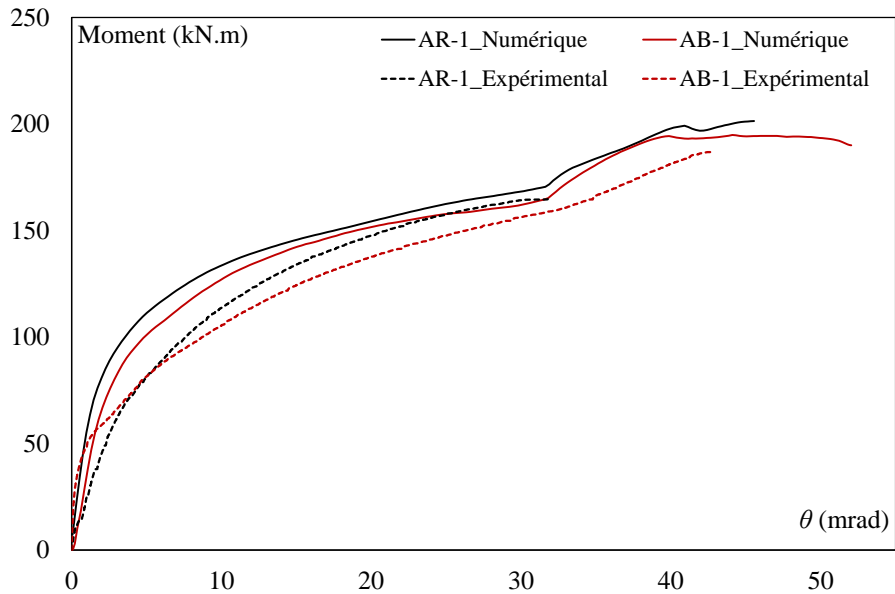
Tableau III-5 : Propriétés mécaniques du matériau

Éléments	E	f_y	ε_h	f_m	ε_m	f_u	ε_u
	N/mm^2	N/mm^2	%	N/mm^2	%	N/mm^2	%
Âme poutre	213380	275,2	1,12	463,2	10,5	841	79,1
Cornière	243230 ⁽¹⁾	265,9	1,10	452,6	10,6	891	91,65
Rivet	200000	398,9	0,4	680,7	3,8	1398,6	77,9
Boulon	210000	1068,3	-	-	-	1181,3	85,9

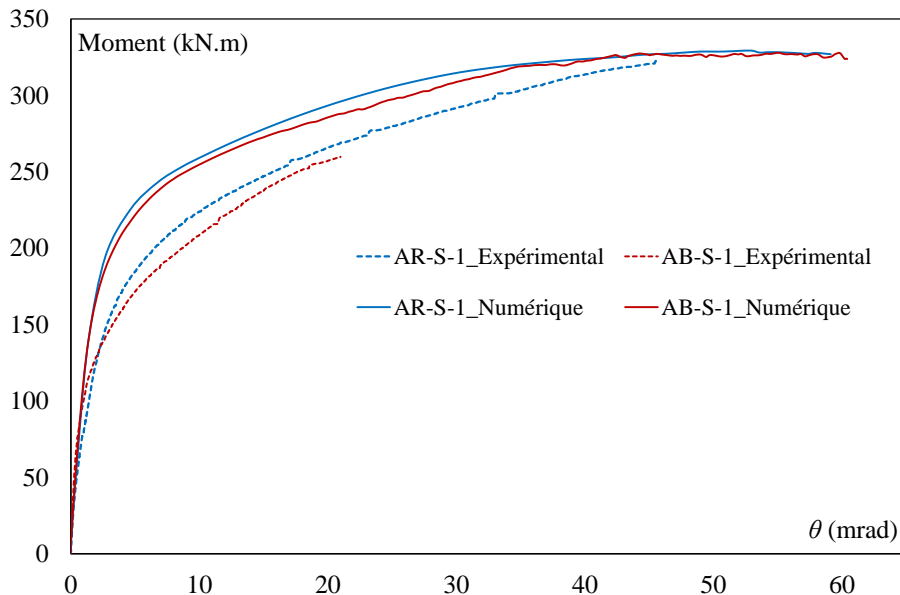
III.3.2. Comparaison avec les résultats essais

III.3.2.1. Courbes moment – rotation et modes de ruine

Les courbes moment-rotation évaluées numériquement et expérimentalement sont présentées à la Figure III-48. Les caractéristiques mécaniques des assemblages (rigidité initiale en rotation, moments plastiques et ultimes) et les modes de ruine obtenus numériquement sont comparés à ceux des essais expérimentaux dans le Tableau III-6.



a. Assemblages AR-1 et AB-1



b. Assemblage AR-S-1/2 et AB-S-1

Figure III-48 : Comparaison des courbes moment - rotation

Tableau III-6 : Comparaison des caractéristiques mécaniques des assemblages

Spécimens	$S_{j,exp}$	$S_{j,num}$	$M_{j,pl,exp}$	$M_{j,pl,num}$	$M_{j,u,exp}$	$M_{j,u,num}$	Mode de ruine	
	[kNm/mrad]		[kNm]		[kNm]		<i>Expérimental</i>	<i>Numérique</i>
AR-1	25	34,2	109,4	107,7	164,7	203,2	¹ Ovalisation de l'âme ² Voilement du gousset	¹ Ovalisation de l'âme ² Voilement du gousset
AB-1	30	27,4	89,2	108,7	187,0	203,2	³ Déversement de la poutre	² Voilement du gousset
AR-S-1	70	107,1	174,4	194,4	323,2	329,4	¹ Voilement du gousset ² Arrachement de la cornière	¹ Voilement du gousset
AB-S-1	140	112,3	147,9	183,3	259,8	327,8	¹ Voilement du gousset ² Déversement de la poutre	² Arrachement de la cornière

Pour les assemblages non soudés, AR-1 et AB-1, la rigidité initiale en rotation et le moment plastique sont similaires. Les plastifications sont obtenues par la flexion des cornières dans la zone tendue, l'ovalisation des trous et le voilement du gousset. Ces résultats sont conformes aux essais expérimentaux. Le moment ultime obtenu numériquement est supérieur au moment expérimental, principalement en raison du déversement prématuré de la poutre observé lors des essais expérimentaux. Les modes de ruine du modèle numérique correspondent au voilement du gousset et à l'ovalisation des trous de l'âme de la poutre (voir Figure III-49).

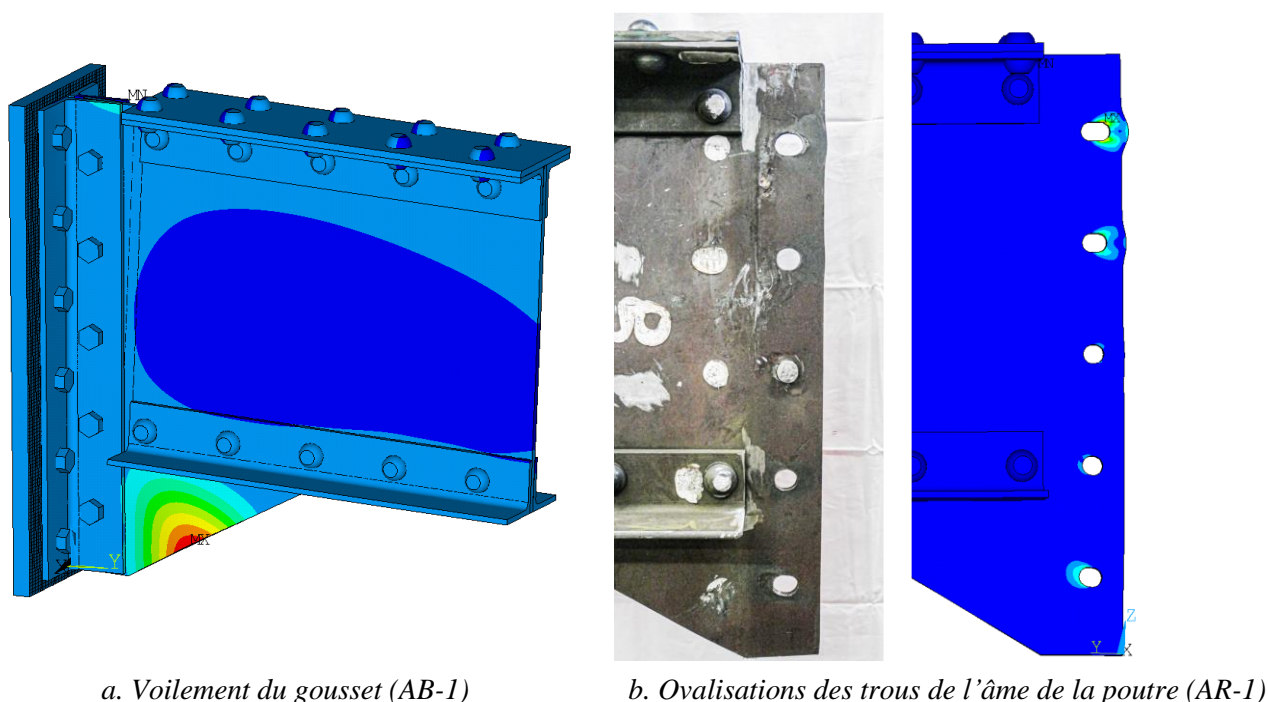


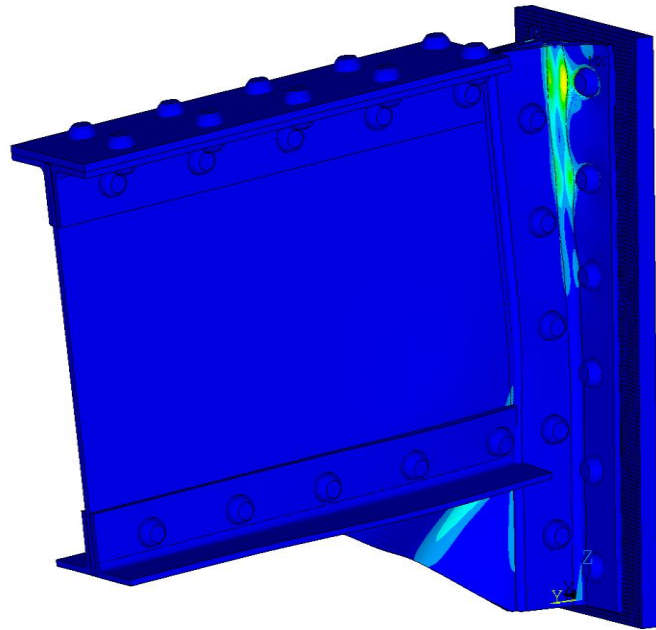
Figure III-49 : Assemblages non soudés à la ruine

Pour les assemblages renforcés, la ruine est due à l'arrachement de la cornière dans la zone tendue (voir Figure III-50-a) et au voilement du gousset dans la zone comprimée (voir Figure III-50-b). A la fin du chargement, on observe des soulèvements des cornières très importants dans la zone tendue (voir Figure

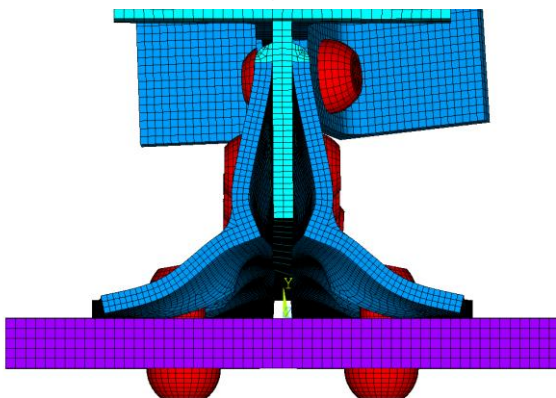
III-50-c). Des modes de ruine et plastifications identiques ont été observés lors de l'essai expérimental d'AR-S-1. Les moments ultimes expérimentaux et numériques sont presque identiques, la différence étant inférieure à 2 %. Au contraire, le modèle de calcul par éléments finis tend à surestimer la rigidité en rotation et le moment plastique des assemblages.



a. Arrachement de la cornière



b. Voilement du gousset

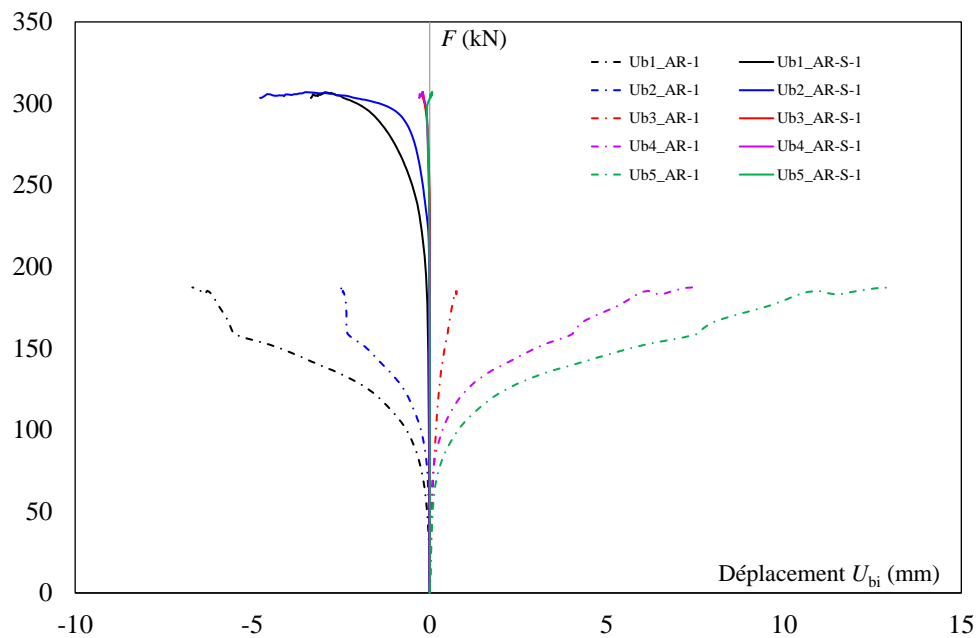
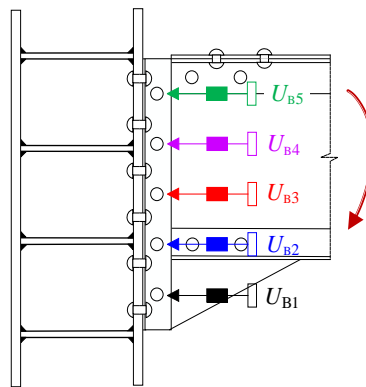


c. Soulèvement des cornières

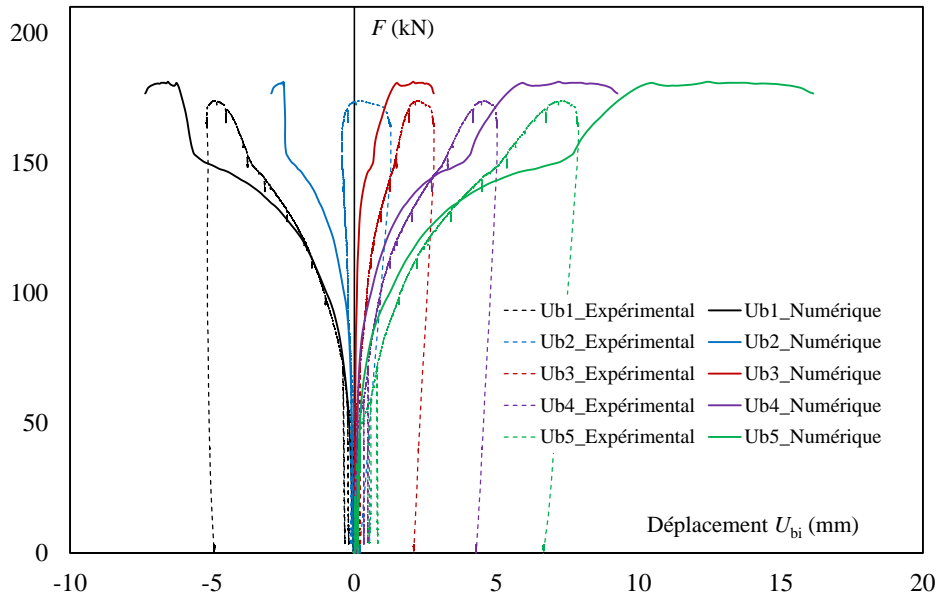
Figure III-50 : Ruine des assemblages renforcés par soudure (AR-S-1)

III.3.2.2. Déplacements horizontaux des rivets/boulons attachés à l'âme de la poutre

Les déplacements horizontaux des boulons/rivets attachés à l'âme de la poutre sont présentés à la Figure III-51 en fonction de la force appliquée. Les déplacements obtenus numériquement pour les assemblages AR-1 et AR-S-1 sont présentés à la Figure III-51-a. Conformément aux observations expérimentales, les déplacements des assemblages renforcés par soudures sont très faibles par rapport à ceux obtenus avec des assemblages non renforcés. Le moment fléchissant est transmis principalement par les soudures. Pour les assemblages non renforcés, les deux boulons/rivets inférieurs transmettent principalement une force de compression à l'assemblage. Les trois boulons/rivets supérieurs transmettent une force de traction à l'assemblage. Les résultats numériques sont en bon accord avec les résultats expérimentaux (voir Figure III-51-b). Une augmentation de la rigidité des assemblages non renforcés, AR-1 et AB-1, est également observée pour une force comprise entre 150 kN et 160 kN, en raison de l'initiation du contact entre l'âme de la poutre et le support. Par conséquent, le bras de levier de l'assemblage augmente. Pour AR-S-1, l'augmentation des déplacements d' U_{B1} et U_{B2} est due au voilement du gousset.



a. AR-1 et AR-S-1



b. AB-1 : Comparaison entre les résultats numériques et expérimentaux

Figure III-51 : Déplacements horizontaux des rivets/boulons attachés sur l'âme de la poutre

III.3.2.3. Efforts dans les boulons/rivets

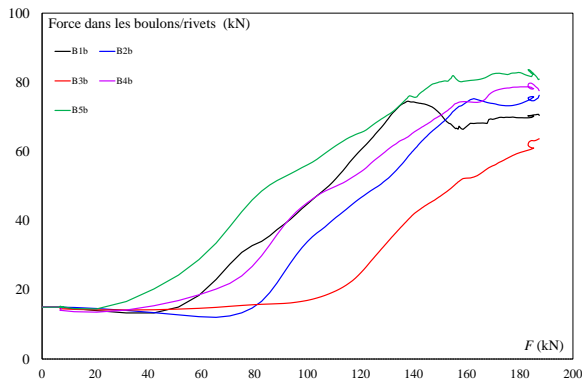
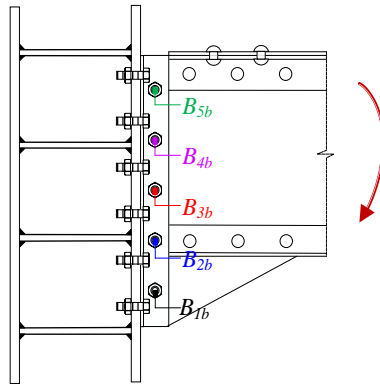
III.3.2.3.a. Efforts dans les boulons/rivets attachés à l'âme de la poutre

L'évolution des forces de traction des rivets et boulons attachés à l'âme de la poutre est présentée à la Figure III-52 en fonction de la force appliquée. Quel que soit l'assemblage étudié, la force maximale à la ruine de l'assemblage est supérieure à la précontrainte initiale des boulons/rivets, qui transmettent donc une force de traction. Les efforts de traction sont plus importants dans les assemblages renforcés, AR-S-1 et AB-S-1, que dans les assemblages non renforcés, AR-1 et AB-1. La force maximale de la rangée supérieure d'AR-1 et AB-1 est égale à 80 kN et 110kN respectivement ce qui est inférieur à celle d'AR-S-1 et AB-S-1, proche de 150 kN. Cela peut s'expliquer par le fait que l'effet de levier ne se développe pas dans les assemblages non renforcés dans les ailes des cornières attachées à l'âme de la poutre. Ce phénomène est observé expérimentalement pour les boulons/rivets supérieurs lors des essais expérimentaux et dans le modèle numérique (voir Figure III-50).

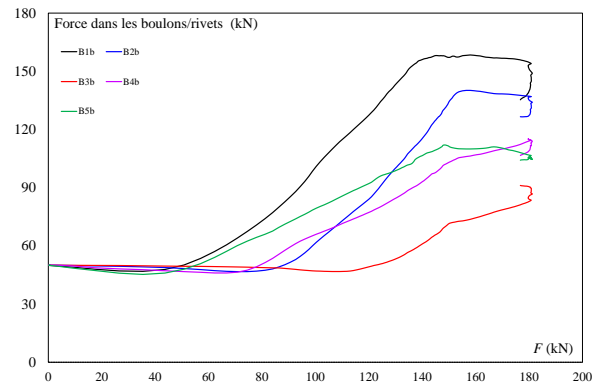
Pour les assemblages renforcés, AR-S-1 et AB-S-1, la force de traction augmente significativement dans les trois rangées supérieures au début du chargement. Les forces de traction augmentent ensuite dans les deux rangées inférieures et en particulier pour B_{2b} après le voilement du gousset.

Pour l'assemblage AR-1, la force dans les rivets n'augmente qu'en B_{5b} au début de la mise en charge. La force transmise par la rangée inférieure, B_{1b} , augmente rapidement jusqu'à une valeur proche de la force transmise par B_{5b} pour un chargement de 140kN. Au contraire, la force dans le boulon B_{1b} de l'assemblage AB-1 augmente dès le début du chargement et augmente rapidement entre 80 kN et 160 kN. Les différentes de répartition des forces dans les rivets/boulons de l'assemblage AR-1 et AB-1 peuvent être dus à la complexité de la précontrainte, la sensibilité au voilement ainsi que la rigidité des rivets/boulons. Cependant, ces résultats numériques confirment que les forces dans les fixations attachées à l'âme de la poutre ne sont pas négligeables à la fin du chargement. Une attention particulière

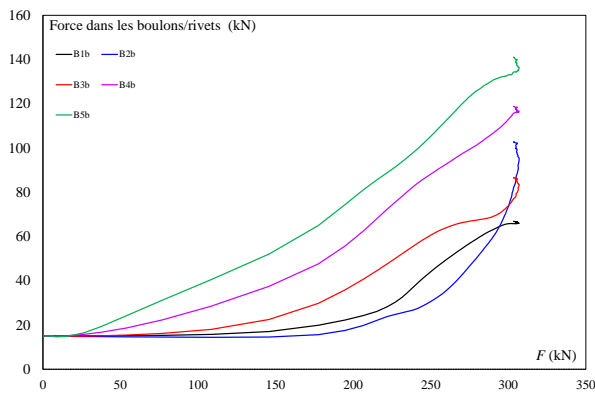
doit être portée à l'interaction entre la force de traction et la force de cisaillement transmise par ce type d'assemblage.



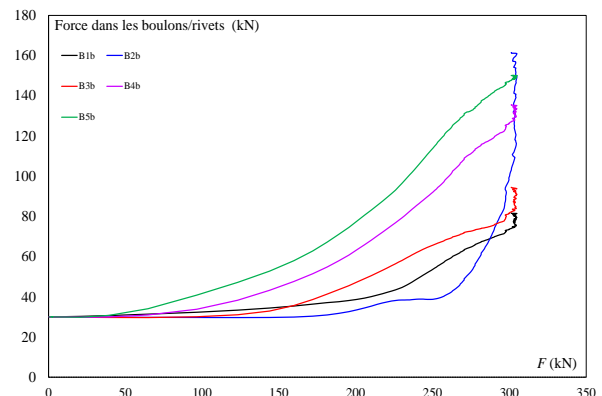
a. AR-1



b. AB-1



c. AR-S-1



d. AB-S-1

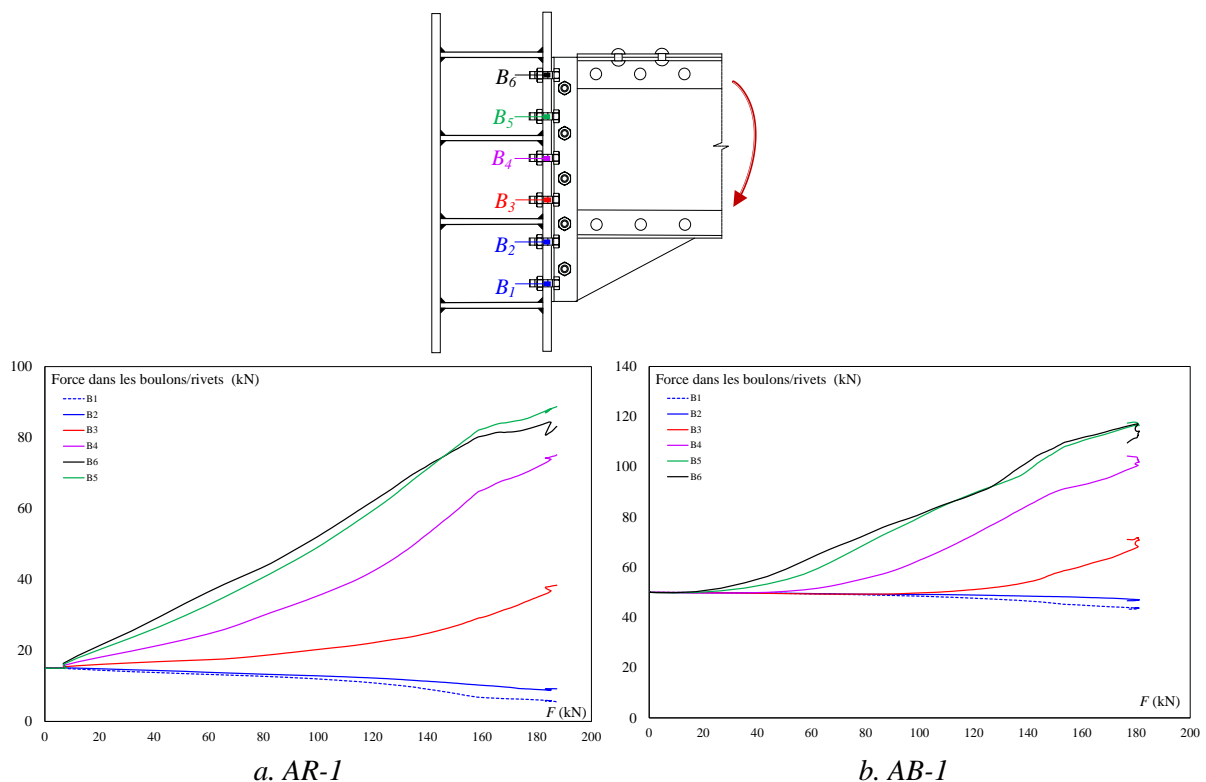
Figure III-52 : Évolution des efforts dans les rivets/boulons attachés sur l'âme de la poutre

III.3.2.3.b. Efforts dans les boulons/rivets attachés au support

L'évolution des efforts de traction des rivets et boulons fixés au support est présentée à la Figure III-53 en fonction de la force appliquée à l'assemblage. Les quatre rangées supérieures sont localisées dans la zone tendue, quel que soit l'assemblage étudié.

Pour les assemblages non renforcés, AR-1 et AB-1, les efforts de traction augmentent dans les quatre rangées supérieures de l'assemblage et diminuent dans les deux rangées inférieures. La cinquième rangée B_5 transmet une force de traction supérieure à la sixième B_6 . Ce résultat peut paraître étonnant. La rangée supérieure transfère en fait les efforts provenant de B_{5b} , alors que la cinquième rangée transfère les efforts de B_{5b} et B_{4b} . À partir de 160 kN où le contact entre l'âme de la poutre et la semelle du poteau est amorcé, les efforts de traction de la rangée B_6 sont supérieurs à ceux de B_5 . De plus, les efforts dans les rangées B_3 et B_4 augmentent également. Cependant, les efforts baissent légèrement dans les rangées inférieures B_1 et B_2 . Après l'amorce du contact, les efforts se redistribuent, le centre de compression se déplace vers le haut ce qui diminue le bras de levier, donc augmente les efforts dans les rangées tendues.

Pour les assemblages renforcés par soudure, AR-S-1 et AB-S-1, le comportement est similaire à celui des assemblages non renforcés au début du chargement puisque les efforts de traction augmentent dans les quatre rangées supérieures et diminuent dans les deux rangées inférieures. Pour une force supérieure à 220 kN, la pente de la courbe augmente pour les trois rangées supérieures et diminue pour la rangée B_3 . La force dans la rangée B_1 est supérieure à celle de B_2 . En fait, avec le voilement du gousset, l'étendue de la zone comprimée augmente et se rapproche de la semelle inférieure de la poutre. La force de traction maximale qui se développe dans la rangée supérieure est proche de 200 kN.



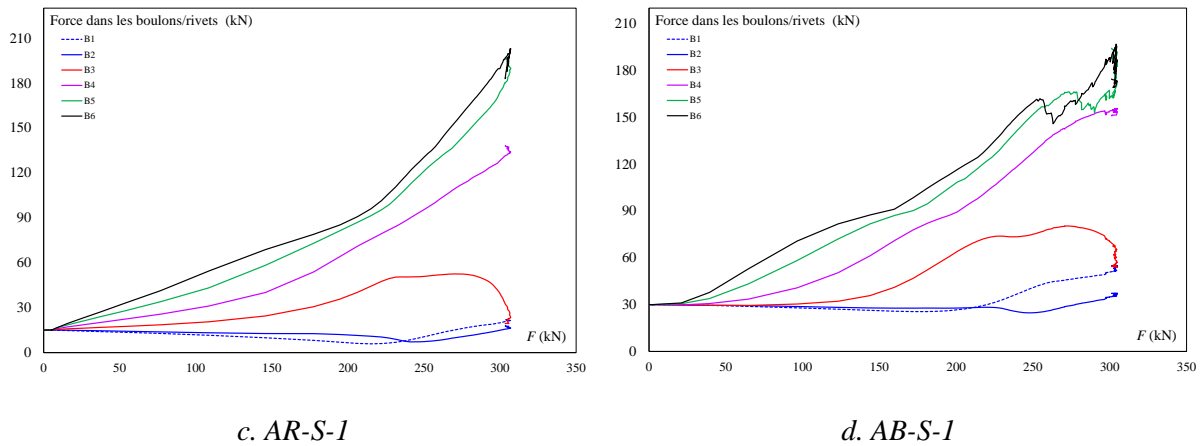


Figure III-53 : Évolution des efforts dans les rivets/boulons attachés au support

III.3.2.4. Zones de contact

Lorsqu'il est soumis à un moment de flexion, l'assemblage développe une zone de compression où la position du centre de compression varie avec la charge appliquée. L'évolution de la position du centre de compression par rapport au bas de l'assemblage, notée z_c , est présentée à la Figure III-54 pour les assemblages AR-1 et AR-S-1. Cette évolution résulte de la modification de la rigidité relative entre la zone tendue et la zone comprimée, induite par la plastification des composants dans l'assemblage. Dans le cas de l'assemblage riveté AR-1, la position du centre de compression se situe à $z_c = 101$ mm dans le domaine élastique. Cette valeur augmente pour des charges comprises entre 50 kN et 90 kN, car la plastification se développe dans les composants de la zone tendue. Au-delà de cette force, z_c diminue constamment en raison du contact entre l'âme de la poutre et le support. En ce qui concerne l'assemblage riveté-soudé AR-S-1, la position du centre de compression se trouve à $z_c = 60$ mm en phase élastique. Cette valeur augmente progressivement pour des charges supérieures à 200 kN, probablement due au voilement du gousset ce qui entraîne une redistribution des forces dans l'assemblage. Dans les deux assemblages, la position du centre de compression se situe au-dessus de la première rangée dans la phase élastique et il est important de souligner que le centre de compression à la fin du chargement est différent de celui en phase élastique.

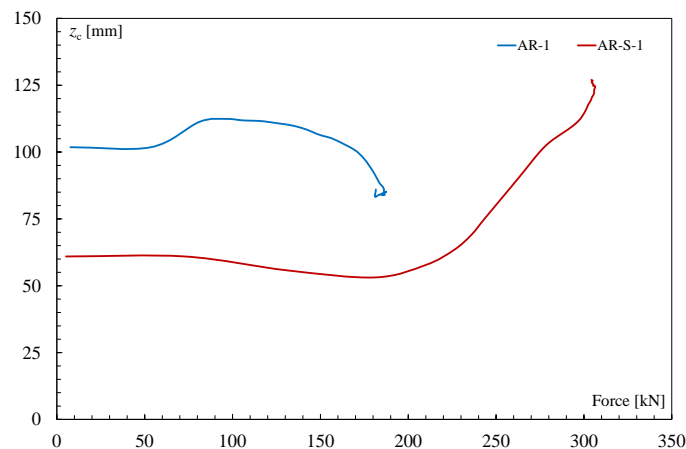


Figure III-54 : Evolution de la position du centre de compression dans l'assemblage

La pression de contact qui se développe entre la cornière et le support, tant en phase élastique qu'à la ruine, est illustrée à la Figure III-55. Pour l'assemblage AR-1, le contact s'établit initialement entre la première et la deuxième rangée en phase élastique en face du boulon inférieur attaché à l'âme, avec une redistribution des pressions de contact à la fin du chargement. En outre, une pression de contact se développe autour des rivets soumis à la traction du fait de l'effet de levier. Quant à l'assemblage AR-S-1, le contact se situe principalement à la base, s'étendant jusqu'à l'entraxe de la deuxième et troisième rangée à la fin du chargement. Des pressions de contact sont également observées autour des rivets en traction.

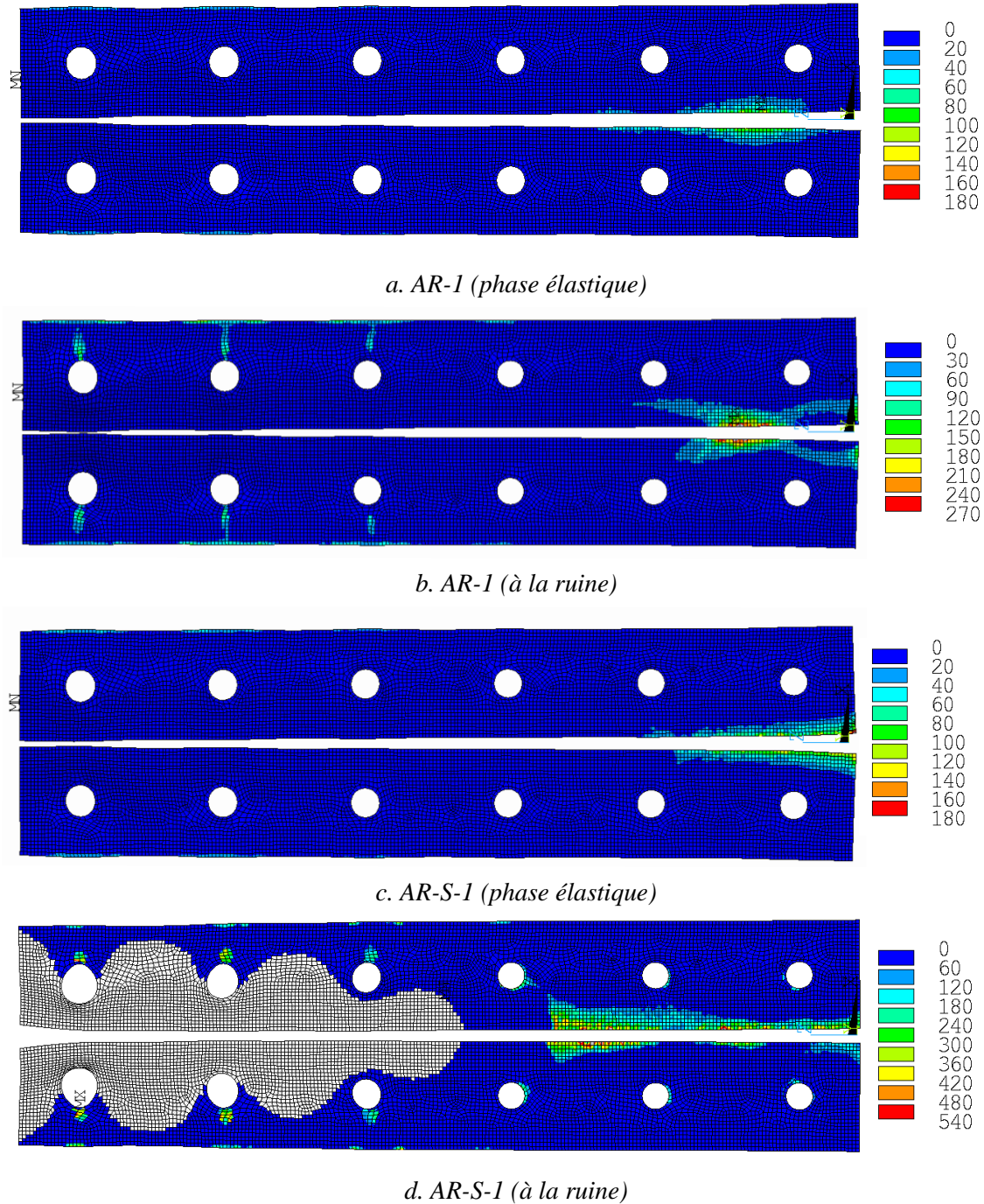


Figure III-55 : Pression de contact sur les cornières en contact avec le support (en N/mm^2)

III.4. Modèle analytique

III.4.1. Introduction

L'objectif de ce paragraphe est de proposer un modèle analytique qui caractérise la rigidité initiale en rotation et le moment résistant des assemblages étudiés. Ce modèle est construit selon les principes de la méthode des composants de l'Eurocode 3 et comprend les composants suivants : les cornières en flexion dans la zone tendue, les cornières en compression en contact avec le support ainsi que les rivets en cisaillement, l'ovalisation des trous dans l'âme de la poutre et les cornières.

Le comportement de la zone tendue est modélisé à l'aide des développements effectués dans le paragraphe II.3 sur des tronçons en L tendus. La partie comprimée est modélisée à l'aide de tronçons en L comprimés analysés dans le paragraphe II.2. En outre, le comportement des rivets en cisaillement ainsi que l'ovalisation des trous sera modélisé avec les modèles développés dans le paragraphe II.3.2.4. Les hypothèses principales seront présentées dans le paragraphe III.4.2, suivi par le calcul de la rigidité initiale en rotation et du moment résistant dans les paragraphes III.4.3 et III.4.4

III.4.2. Hypothèses principales

III.4.2.1. Modèle mécanique

Un modèle mécanique est développé pour les assemblages par doubles cornières, renforcés par la soudure entre l'âme de la poutre et les cornières (voir Figure III-56-a). Au total, trois composants seront combinés afin d'évaluer la rigidité en rotation et le moment plastique :

- Les doubles cornières en traction 'Ti' qui intègrent les rivets en traction/flexion et la cornière en flexion que ce soit sur l'aile attachée au support ou sur celle attachée à l'âme de la poutre. La rigidité initiale et la résistance de ce composant seront présentées dans le paragraphe III.4.2.2. Ce composant sera modélisé par des ressorts ponctuels ou répartis dans le modèle global de l'assemblage.
- Les doubles cornières en compression 'C' qui intègre le contact entre la cornière et le support. La rigidité initiale et la résistance de ce composant seront présentées dans le paragraphe III.4.2.3. Ce composant sera modélisé par des ressorts uniformément répartis.
- La soudure qui relie l'âme de la poutre aux cornières. La rigidité initiale et la résistance de ce composant seront présentées dans le paragraphe III.4.2.4.

L'étendue de la zone de contact n'est pas connue et sera calculée en se basant sur la compatibilité, l'équilibre et la loi de comportement des différents composants.

Pour les assemblages non renforcés, le composant boulon en cisaillement et en pression diamétrale, "b", sera ajouté et la soudure sera supprimée (voir Figure III-56-b). La rigidité initiale et la résistance de ce composant seront présentées dans le paragraphe III.4.2.5.

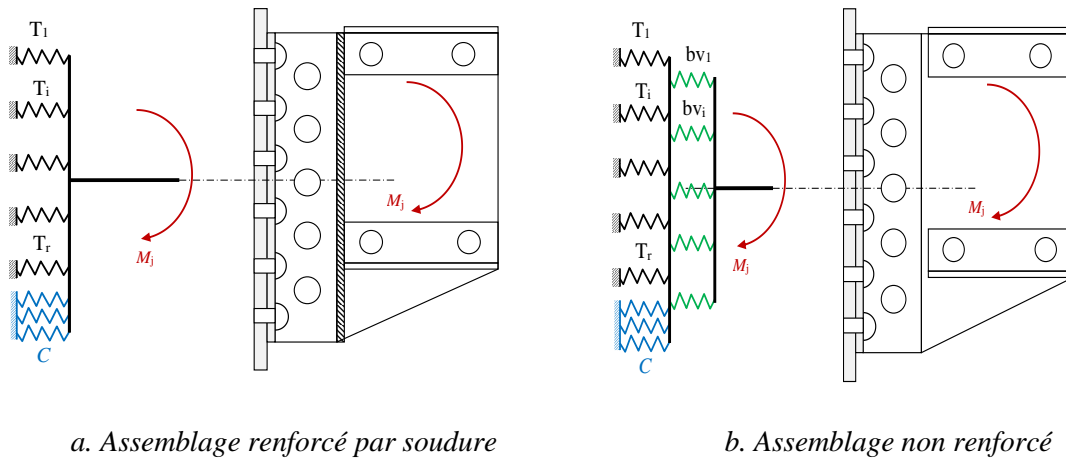


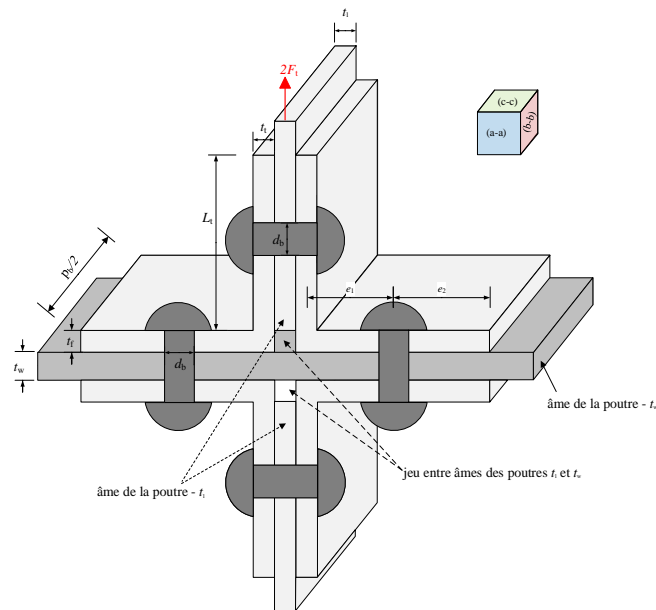
Figure III-56 : Modèles mécaniques des assemblages par doubles cornières

III.4.2.2. Cornières tendues

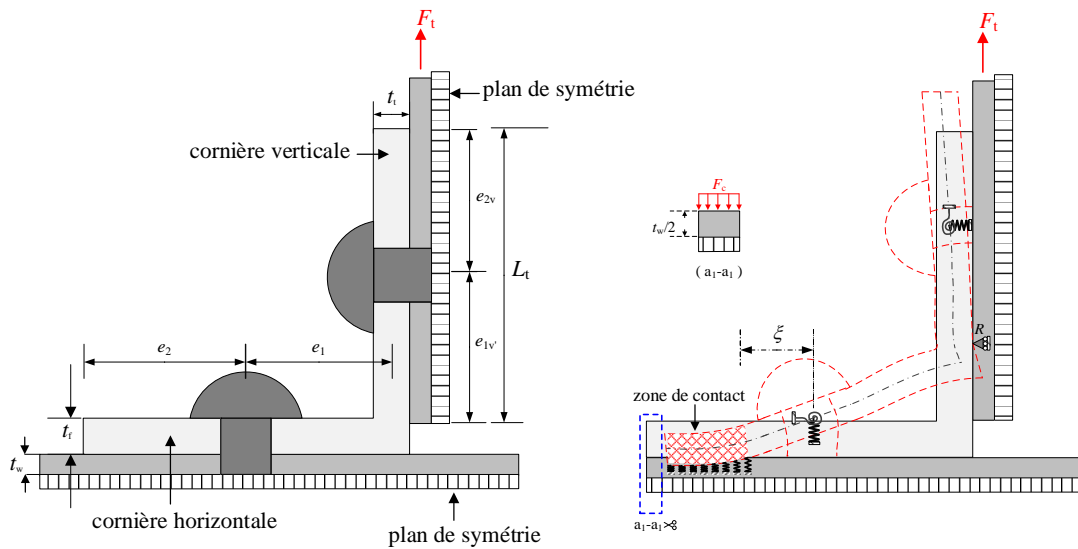
La rigidité de la double cornière attachée au support, k_T , est calculée avec le modèle développé dans le paragraphe II.2.3. Les doubles cornières sont modélisées par des tronçons en L soumis à un effort de traction F_t , en contact avec une fondation élastique qui permet de considérer l'interaction de la cornière avec l'âme de la poutre (voir Figure III-45). L'aile de la cornière est modélisée avec le modèle de poutre raffinée de Baluch *et al.* [III.12] qui a été appliqué pour tenir compte d'une fondation de Winkler dans le paragraphe II.2.2. Les rigidités axiales et flexionnelles des rivets sont également prises en compte. La rigidité en traction d'une rangée composée de deux tronçons en L est ainsi :

$$k_T = 2k_{t,h} \quad (II.2)$$

$k_{t,h}$ est la rigidité du modèle tronçon en L tendu.



a. Doubles cornières en traction



b. Modèle de tronçon en L équivalent

Figure III-57 : Modèle de doubles cornières tendues

La résistance de la rangée à la traction est calculée avec l'Eurocode 3 partie 1-8 [III.11] en considérant le modèle des tronçons en T. Néanmoins, la résistance à la traction des rangées sera dominée par le mode de ruine 1 (voir Figure III-58) dont la résistance plastique est :

$$F_{T,1,pl} = \frac{M_{pl,f} (8n - 2e_w)}{2nm - e_w (n + m)} \quad (II.3)$$

Avec :

n : Distance entre la position de la force de levier et le rivet/boulon,

$M_{pl,f}$: Moment plastique de la cornière :

$$M_{pl,f} = \frac{l_{eff} t_f^2 f_{y,f}}{4} \quad (II.4)$$

l_{eff} : Longueur efficace du tronçon en T, calculée selon l'EN 1993-1-8 [III.11],

t_f : Epaisseur de la cornière,

$f_{y,f}$: Limite d'élasticité de la cornière

La distance n est évaluée avec la proposition de Couchaux *et al.* [III.10] en remplaçant $M_{pl,t,MN}$ par $M_{pl,f}$.

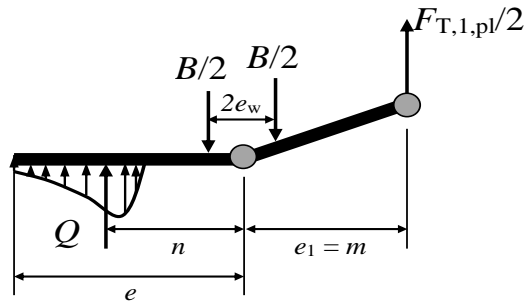


Figure III-58 : Mode de ruine 1 : plastification de la cornière

III.4.2.3. Cornières comprimées

La rigidité de la cornière en compression est basée sur le modèle développé dans le paragraphe II.2 et présenté à la Figure III-59. La cornière est également modélisée à l'aide de la théorie raffinée des poutres de Baluch en tenant compte de la présence d'une fondation de Winkler. La rigidité par unité de longueur de double cornières composées de deux tronçons en L est :

$$k_c = 2k_{c,L} \quad (\text{II.5})$$

$k_{c,L}$ est la rigidité d'un tronçon en L comprimé.

La ruine correspond à la plastification de l'aile verticale en compression, donc :

$$f_{c,pl} = 2t_f f_{y,f} \quad (\text{II.6})$$

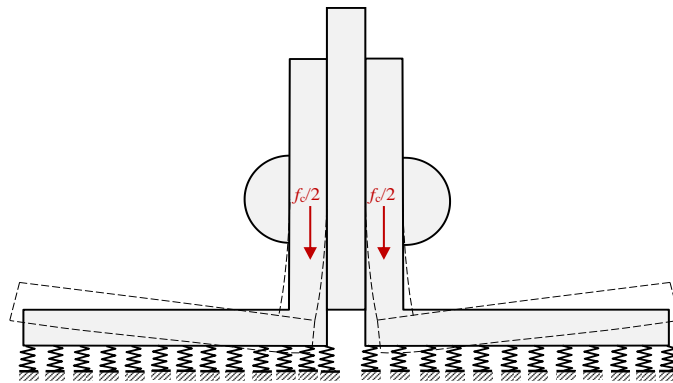


Figure III-59 : Modèle de double cornière en compression

III.4.2.4. Soudures

La rigidité des soudures est supposée infinie comme dans l'EN-1993-1-8 [III.11]. La résistance par unité de longueur des soudures est:

$$f_{w,u} = 2 \frac{f_u a}{\sqrt{3}} \quad (\text{II.7})$$

Avec :

f_u : Résistance ultime minimale des aciers attachés,

a : Gorge du cordon soudure.

III.4.2.5. Cisaillement et pression diamétrale rivets

III.4.2.5.a. Rigidité

La rigidité d'un rivet attaché à l'âme de la poutre prend en compte la déformation du rivet en cisaillement ainsi que l'ovalisation des trous (sur les cornières et l'âme de la poutre) :

$$k_{vb} = \frac{1}{\frac{1}{2k_v} + \frac{1}{k_{bw}} + \frac{1}{k_{bf}}} \quad (\text{II.8})$$

Avec :

k_v : rigidité d'un rivet par un plan de cisaillement,

k_{bw} : rigidité de l'âme de la poutre en pression diamétrale,

k_{bf} : rigidité de la cornière en pression diamétrale.

La rigidité d'un rivet en cisaillement, k_v , est évaluée à partir du paragraphe II.3.2.4.b:

$$k_v = \frac{4GA_r}{t_{wb} + \frac{3t_f}{2}} \quad (\text{II.9})$$

Avec :

A_r : Section équivalente sous effort tranchant,

G : Module de cisaillement,

t_{wb} : Epaisseur de l'âme de la poutre,

t_f : Epaisseur de la cornière.

La rigidité de l'âme de la poutre en pression diamétrale est évaluée selon le prEN-1993-1-8 [III.3]:

$$k_{bw} = \frac{F_{bv}}{u_{bw}} \quad (\text{II.10})$$

Avec :

u_{bw} : Ovalisation des trous sous un effort F_{bv} :

$$u_{bw} = d \left(\frac{\sqrt{30} + \sqrt{\frac{126}{\sigma_{bw}}}}{\frac{126}{\sigma_{bw}} - 30} \right)^2 \quad (\text{II.11})$$

$$\sigma_{bw} = \frac{F_{bv}}{dt_{wb} f_{u,w}} \quad (\text{II.12})$$

$f_{u,w}$: Résistance ultime en traction de l'âme de la poutre.

De la même manière, la rigidité de la cornière en pression diamétrale est évaluée selon le prEN-1993-1-8 [III.3]:

$$k_{bf} = \frac{F_{bv}}{u_{bf}} \quad (\text{II.13})$$

Avec :

u_{bw} : Ovalisation des trous sous un effort $F_{bv}/2$:

$$u_{bf} = d \left(\frac{\sqrt{30} + \sqrt{\frac{126}{\sigma_{bf}}}}{\frac{126}{\sigma_{bf}} - 30} \right)^2 \quad (\text{II.14})$$

$$\sigma_{bf} = \frac{F_{bv}}{2dt_f f_{u,f}} \quad (\text{II.15})$$

$f_{u,f}$: Résistance ultime en traction de la cornière.

III.4.2.5.b. Résistance

Lorsque le rivet transmet un effort de cisaillement, la ruine peut être due à la rupture du rivet en double cisaillement, ou une pression diamétrale de l'âme de la poutre ou des cornières. La résistance d'un rivet est donc :

$$F_{bv,u} = \min(2F_{v,u} ; F_{bw,u} ; 2F_{bf,u}) \quad (\text{II.16})$$

La résistance au cisaillement d'un rivet par plan de cisaillement est calculée conformément à l'EN-1993-1-8 [III.11] :

$$F_{v,u} = 0,6f_{ub}A \quad (\text{II.17})$$

A est la section du rivet.

La résistance de l'âme de la poutre en pression diamétrale horizontale est également calculée selon le prEN-1993-1-8 [III.11]:

$$F_{bw,u} = \alpha_{bw} f_{u,w} dt_{wb} \quad (\text{II.18})$$

Avec :

$$\alpha_{bw} = 0,8 \frac{e_{2w}}{d_0} \text{ mais } \alpha_{bw} \leq 2$$

e_{2w} : Pince horizontale de l'âme de la poutre.

De la même façon, la résistance horizontale de l'âme de la poutre en pression diamétrale est également calculée selon le prEN-1993-1-8 [III.11]:

$$F_{bf,u} = \alpha_b f_{u,f} dt_f \quad (\text{II.19})$$

Avec :

$$\alpha_b = 0,8 \frac{e_1}{d_0} \text{ mais } \alpha_b \leq 2$$

e_1 : Pince horizontale de la cornière.

III.4.3. Rigidité initiale en rotation

III.4.3.1. Assemblage par double cornières renforcé par soudure

Les relations force – déplacement de chaque rangée de boulons/rivets en traction sont les suivantes :

$$F_{Ti} = k_{Ti} \delta_{Ti} \quad (\text{II.20})$$

Avec :

k_{Ti} : Rigidité de chaque rangée, calculée à l'aide de l'équation (II.2),

δ_{Ti} : Déplacement de chaque rangée.

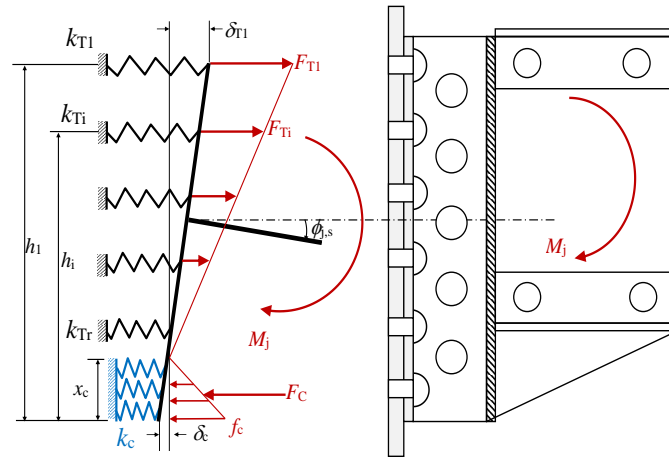


Figure III-60 : Modélisation de l'assemblage renforcé par soudure avec des ressorts ponctuels

L'effort de traction total de l'assemblage est donc :

$$F_T = \sum_{i=1}^r F_{Ti} = \sum_{i=1}^r k_{Ti} \delta_{Ti} \quad (\text{II.21})$$

Sachant que r est le nombre de rangées tendues (voir Figure III-60).

Les relations force – déplacement de la zone comprimée sont :

$$F_C = x_c k_c \delta_c / 2 \quad (\text{II.22})$$

Avec :

x_c : Etendue de la zone comprimée,

k_c : Rigidité par unité de longueur des cornières comprimées,

δ_c : déplacement maximum de la zone comprimée.

Par compatibilité, la relation entre le déplacement maximum de la zone comprimée, δ_c , et celui de la rangée supérieure, δ_{T1} , est :

$$\frac{\delta_c}{x_c} = \frac{\delta_{T1}}{h_1 - x_c} \quad (\text{II.23})$$

La relation entre les déplacements des différentes rangées de boulons est par ailleurs :

$$\frac{\delta_{Ti}}{h_1 - x_c} = \frac{\delta_{T1}}{h_1 - x_c} \quad (\text{II.24})$$

Un moment fléchissant étant appliqué à l'assemblage, les efforts de compression et de traction sont égaux, donc :

$$F_C = F_T \quad (\text{II.25})$$

En insérant les équations (II.20) à (II.24) dans l'équation (II.25), nous obtenons l'équation du second degré suivante :

$$\frac{k_c}{2} x_c^2 + x_c \sum_{i=1}^r k_{Ti} - \sum_{i=1}^r k_{Ti} h_i = 0 \quad (\text{II.26})$$

La seule solution positive de cette équation est :

$$x_c = \frac{\sum_{i=1}^r k_{Ti}}{k_c} \left[\sqrt{1 + \frac{2k_c \sum_{i=1}^r k_{Ti} h_i}{\left(\sum_{i=1}^r k_{Ti} \right)^2}} - 1 \right] \quad (\text{II.27})$$

La longueur x_c doit être inférieure à la position de la rangée de boulons/rivets r . Sinon, le calcul doit être recommencé, le processus est donc itératif. L'hypothèse d'une rigidité en traction par unité de longueur permet d'éviter cette itération et sera examinée ultérieurement.

Le moment fléchissant évalué au droit de l'axe neutre est :

$$M_j = \sum_{i=1}^r F_{Ti} (h_i - x_c) + \frac{2F_c x_c}{3} \quad (\text{II.28})$$

La rotation de l'assemblage est liée aux déplacements des parties tendue et comprimée par :

$$\phi_{j,s} = \frac{\delta_{Ti}}{h_i - x_c} = \frac{\delta_c}{x_c} \quad (\text{II.29})$$

En insérant les équations (II.20), (II.22) et (II.29) dans l'équation (II.28), nous obtenons la rigidité initiale en rotation :

$$S_{j,s} = \frac{M_j}{\phi_{j,s}} = \sum_{i=1}^r k_{Ti} (h_i - x_c)^2 + \frac{k_c x_c^3}{3} \quad (\text{II.30})$$

Qui peut également s'écrire de la manière suivante :

$$S_{j,s} = \sum_{i=1}^r k_{Ti} (h_i - x_c) \left(h_i - \frac{x_c}{3} \right) \quad (\text{II.31})$$

Le calcul proposé est itératif, car le nombre de rangées de boulons en traction, r , est inconnu. Les ressorts ponctuels dans la zone tendue peuvent être remplacés par des ressorts répartis (voir Figure III-61) dont la rigidité est :

$$k_t = \frac{\sum_{i=1}^{n_s} k_{Ti}}{h} \quad (\text{II.32})$$

où h est la hauteur de la cornière et n_s est le nombre de boulons côté support.

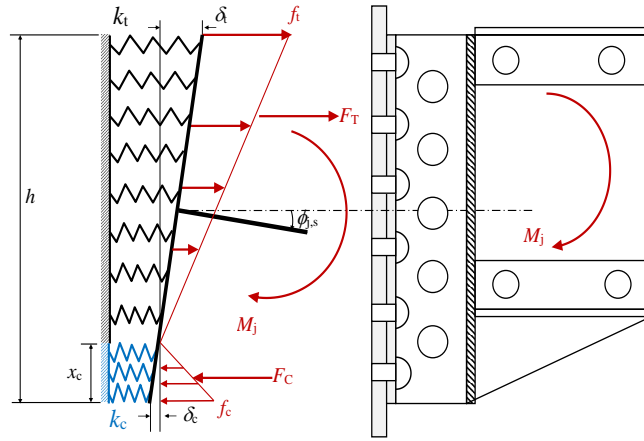


Figure III-61 : Modélisation de l'assemblage renforcé par soudure avec des ressorts repartis

Les relations force – déplacement sont :

$$f_c = k_c \delta_c \quad (\text{II.33})$$

$$f_t = k_t \delta_t \quad (\text{II.34})$$

Avec :

f_t : Effort maximum par unité de longueur dans la zone tendue,

f_c : Effort maximum par unité de longueur dans la zone comprimée.

Les efforts de compression et de traction de l'assemblage sont :

$$F_C = \frac{f_c x_c}{2} = \frac{k_c \delta_c x_c}{2} \quad (\text{II.35})$$

$$F_T = \frac{f_t (h - x_c)}{2} = \frac{k_t \delta_t (h - x_c)}{2} \quad (\text{II.36})$$

Compte tenu de la compatibilité, la relation entre le déplacement maximal dans les zones comprimée et tendue est la suivante :

$$\frac{\delta_c}{x_c} = \frac{\delta_t}{h - x_c} = \phi_{j,s} \quad (\text{II.37})$$

En insérant les équations (II.35) à (II.37) dans l'équation (II.25), nous obtenons l'équation du second degré suivante :

$$(k_t - k_c) \left(\frac{x_c}{h} \right)^2 - 2k_t \frac{x_c}{h} + k_t = 0 \quad (\text{II.38})$$

En pratique, $k_c > k_t$, la seule solution positive de cette équation est donc :

$$x_c = h \frac{k_t - \sqrt{k_t k_c}}{k_t - k_c} \quad (\text{II.39})$$

Le moment fléchissant évalué au droit de l'axe neutre est :

$$M_j = \frac{2F_T(h-x_c)}{3} + \frac{2F_C x_c}{3} \quad (\text{II.40})$$

En insérant à nouveau les équations (II.35) et (II.37) dans l'équation (II.40), nous obtenons la rigidité initiale en rotation suivante :

$$S_{j,s} = \frac{M_j}{\phi_{j,s}} = \frac{k_t(h-x_c)^3}{3} + \frac{k_c x_c^3}{3} \quad (\text{II.41})$$

Qui peut également s'écrire de la manière suivante :

$$S_{j,s} = \frac{k_t h(h-x_c)^2}{3} \quad (\text{II.42})$$

III.4.3.2. Assemblage par double cornières non renforcé par soudure

Pour les assemblages par doubles cornières non renforcés, les déformations des boulons/rivets en cisaillement et en pression diamétrale sont ajoutées (voir Figure III-62). La rotation totale de l'assemblage est donc la somme de la rotation de l'aile de la cornière attachée au support et de la rotation de l'aile de la cornière attachée à la poutre :

$$\phi_j = \phi_s + \phi_b \quad (\text{II.43})$$

Avec :

ϕ_s : Rotation de l'aile de la cornière attachée au support calculée à partir du paragraphe III.4.3.1,

ϕ_b : Rotation de l'aile de la cornière attachée à l'âme de la poutre dont le calcul est présenté dans cette section.

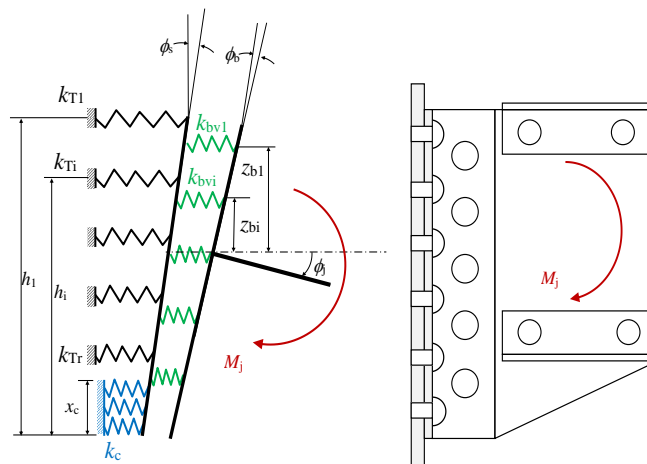


Figure III-62 : Modélisation de l'assemblage non renforcé par des ressorts ponctuels

La rotation de l'aile de la cornière attachée au support est :

$$\phi_s = \frac{M_j}{S_{j,s}} \quad (\text{II.44})$$

$S_{j,s}$ est la rigidité en rotation de l'aile de la cornière attachée au support, calculée à partir de l'équation (II.31) ou (II.41) en présence de ressorts ponctuels ou répartis, respectivement.

Le déplacement maximum de l'aile de la cornière attachée à l'âme de la poutre est :

$$\delta_{bi} = \frac{F_{bi}}{k_{bvi}} \quad (\text{II.45})$$

Avec :

F_{bi} : Force de pression diamétrale appliquée à l'âme de la poutre,

k_{bvi} : Rigidité du rivet attaché à l'âme de la poutre calculée à l'aide de l'équation (II.8).

La compatibilité cinématique donne :

$$\delta_{bi} = \phi_b z_{bi} \quad (\text{II.46})$$

Sachant que z_b est la distance entre le rivet et le centre de gravité de la cornière attachée à l'âme de la poutre.

Le moment fléchissant de l'assemblage est donc :

$$M_j = \sum_{i=1}^{n_b} F_{bi} z_{bi} \quad (\text{II.47})$$

n_b est le nombre de rivets attachés sur l'âme de la poutre.

En insérant les équations (II.45) et (II.46) dans l'équation (II.47), nous obtenons la rotation :

$$\phi_b = \frac{M_j}{S_{j,b}} \quad (\text{II.48})$$

Avec :

$S_{j,b}$: rigidité en rotation de l'aile de la cornière attachée sur l'âme de la poutre :

$$S_{j,b} = \sum_{i=1}^{n_b} k_{bvi} z_{bi}^2 \quad (\text{II.49})$$

Enfin, la rigidité en rotation de l'assemblage peut être calculée en insérant les équations (II.44) et (II.48) dans l'équation (II.43) :

$$S_j = \frac{M_j}{\phi_j} = \frac{1}{\frac{1}{S_{j,s}} + \frac{1}{S_{j,b}}} \quad (\text{II.50})$$

III.4.4. Moment résistant

III.4.4.1. Assemblage par double cornières renforcé par soudure

Une distribution plastique est supposée dans les zones tendue et de comprimée. La résistance en compression par unité de longueur, $f_{c,pl}$, est répartie sur une longueur $x_{c,pl}$ (voir Figure III-63). La résistance à la traction, $F_{T,i,pl}$, des r rangées de boulons mobilisées dans la zone tendue est appliquée. La position de l'axe neutre est donnée par l'équilibre axial :

$$x_{c,pl} = \frac{\sum_{i=1}^r F_{T,pl,i}}{f_{c,pl}} = \frac{\sum_{i=1}^r F_{T,pl,i}}{2t_f f_{y,f}} \quad (\text{II.51})$$

Le moment plastique est donc :

$$M_{j,pl} = \sum_{i=1}^r F_{T,pl,i} (h_1 - x_{c,pl} / 2) \quad (\text{II.52})$$

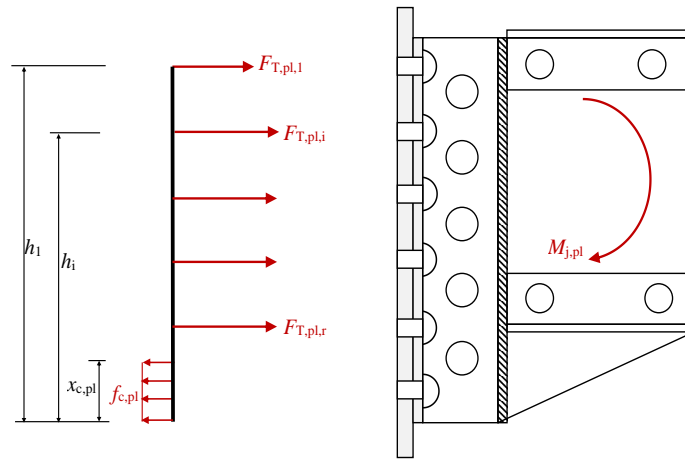


Figure III-63 : Moment plastique d'assemblages renforcés par soudure avec forces ponctuelles

La longueur $x_{c,pl}$ doit être inférieure à la position de la rangée de boulons/rivets r . Sinon, le calcul doit être repris, le processus est donc itératif. Les forces ponctuelles associées aux rangées de boulons tendues vont être remplacés par des efforts répartis par simplification (voir Figure III-64) :

$$f_{t,pl} = \frac{\sum_{i=1}^{n_s} F_{T,pl,i}}{h} \quad (\text{II.53})$$

La position de l'axe neutre est donnée par l'équilibre de l'assemblage :

$$x_{c,pl} = h \frac{f_{t,pl}}{f_{c,pl} + f_{t,pl}} \quad (\text{II.54})$$

Le moment plastique de l'assemblage est donc :

$$M_{j,pl} = \frac{f_{t,pl} (h - x_{c,pl})^2}{2} + \frac{f_{c,pl} x_{c,pl}^2}{2} \quad (\text{II.55})$$

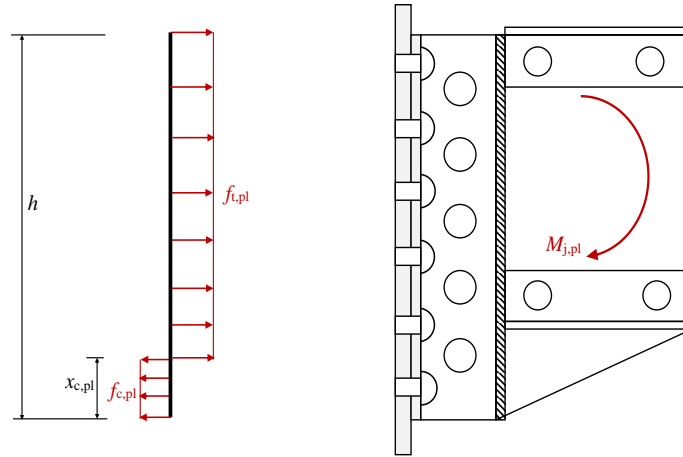


Figure III-64 : Moment plastique de l'assemblage renforcé par soudure avec forces réparties

III.4.4.2. Assemblage par double cornières non renforcé par soudure

La ruine est supposée atteinte dans l'aile de la cornière attachée au support ou dans l'aile attachée à l'âme de la poutre par cisaillement des boulons/rivets ou par pression diamétrale. Le moment plastique est donc :

$$M_{j,pl} = \min(M_{j,pl,s}; M_{j,pl,bv}) \quad (\text{II.56})$$

Avec :

$M_{j,pl,s}$: Moment plastique de l'aile de la cornière attachée au support calculé à l'aide de l'équation (II.52)

$M_{j,pl,bv}$: Moment plastique de l'aile de la cornière attachée à l'âme de la poutre :

$$M_{j,pl,bv} = \sum_{i=1}^{n_b} F_{bv,u,i} z_{bi} \quad (\text{II.57})$$

III.4.4.3. Comparaison aux résultats expérimentaux et numériques

La rigidité en rotation et le moment plastique calculés avec les modèles analytiques proposés sont comparés aux résultats numériques et expérimentaux dans le Tableau III-7. Les rigidités calculées

analytiquement et numériquement sont assez proches. Les différences sont plus importantes avec les résultats expérimentaux. Pour les assemblages non renforcés par soudure, le moment plastique calculé analytiquement est proche de ceux obtenus expérimentalement et numériquement. Le modèle analytique sous-estime le moment plastique des assemblages renforcés car l'évaluation de la résistance de la partie tendue est probablement trop conservative.

Tableau III-7 : Rigidité initiale en rotation et moment plastique

Spécimen	$S_{j,exp}$ kNm	$S_{j,num}$ kNm	$S_{j,ana}$ kNm	$M_{j,pl,exp}$ kNm	$M_{j,pl,num}$ kNm	$M_{j,pl,ana}$ kNm
AR-1	25	34,2	35	109,4	107,7	104
AB-1	30	27,4	35	89,2	108,7	104
AR-S-1	70	107,1	100	174,4	194,4	157
AR-S-2	55	107,1	100	167,8	194,4	157
AB-S-1	140	112,3	100	147,9	183,3	154

III.5. Conclusion

Dans ce chapitre, le comportement flexionnel des assemblages rivetés/boulonnés par double cornières de longerons sur pièces de ponts de ponts ferroviaires a été étudié expérimentalement, numériquement et analytiquement. L'objectif était d'étudier l'impact d'un renforcement de ces assemblages par la soudure des cornières sur l'âme du longeron.

Une campagne d'essais a été réalisée sur 5 assemblages rivetés ou boulonnés, renforcés ou non par soudage. Les assemblages boulonnés ont été instrumentés par des capteurs de force afin de contrôler la précontrainte initiale et d'évaluer l'évolution de la force de traction dans les boulons au cours du chargement. La comparaison avec les assemblages rivetés réalisés et testés lors de cette campagne expérimentale, a mis en évidence que la précontrainte dans les rivets était très faible et probablement proche de 10-15 kN. Le renforcement de l'assemblage par soudage augmente clairement la rigidité en rotation, car les ovalisations par pression diamétrale ne se développent plus. Le moment plastique est également augmenté en raison de l'absence de pression diamétrale. Le maintien du gousset à la jonction avec les cornières a été substantiellement augmenté. Pour tous les assemblages, des plastifications des cornières en flexion ont été observées ainsi que le voilement du gousset. Le voilement du gousset favorise d'ailleurs le déversement de la poutre. Cependant, pour l'assemblage AR-S-1, le mode de ruine final correspond à l'arrachement de la cornière dans la zone tendue. Des fissures ont été observées dans les soudures dans la rangée supérieure de l'assemblage, dans la zone de retour du soudage. Ces fissures sont dues à une importante flexion des cornières qui tend à ouvrir les soudures. Cependant, aucune fissure ne s'est développée dans les soudures verticales qui transfère le moment fléchissant et l'effort tranchant. La modification du centre de compression des assemblages non renforcés a été observée lorsque l'âme de la poutre commence à être en contact avec le support. Ce phénomène n'a pas été observé avec les assemblages renforcés en raison de l'absence de la pression diamétrale. Les rivets/boulons attachés à l'âme de la poutre transmettent également une force de traction qui ne peut pas être négligée, car ces fixations transmettent également des forces de cisaillement significatives dans ce type d'assemblage.

Un modèle de calcul par éléments finis utilisant des éléments volumiques et de contact a été développé dans ANSYS. Ce modèle a permis de caractériser le comportement global de l'assemblage et les modes de ruines correspondants. Les conclusions tirées lors des essais expérimentaux ont été confirmées par ces simulations numériques. Ce modèle permet également d'observer explicitement l'évolution de la zone de contact et de la position du centre de compression de l'assemblage au cours du chargement.

Enfin, un modèle analytique a été proposé pour calculer la rigidité en rotation et le moment plastique de ce type d'assemblage. Les rigidités des composants tendus et comprimés sont basées sur les modèles développés dans le chapitre précédent et ont été associées dans un modèle global en intégrant des ressorts répartis et/ou ponctuels. La position du centre de compression a été calculée explicitement. Pour le moment plastique, le centre de compression a également été évalué. Les résultats analytiques sont en bon accord avec les résultats numériques et expérimentaux.

Le modèle analytique proposé pourrait être étendu pour tenir compte du comportement complet de ce type d'assemblages et en particulier pour intégrer le comportement élasto-plastique des doubles cornières en flexion ainsi que le contact entre l'âme de la poutre et le support. De plus, le modèle numérique pourrait être complété par l'intégration des contraintes résiduelles résultant du procédé de soudage.

III.6. Références

- [III.1] European Recommendation for the Design of Simple Joints in Steel Structures, ECCS, Publication n°126, First edition, 2009, J.-P. Jaspart, J.-F. Démonceau, S. Renkin, M.L. Guillaume.
- [III.2] Joints in steel construction: Simple joints to Eurocode 3, SCI Publication P358, 2014.
- [III.3] prEN 1993-1-8:2021 - Design of steel structures - Part 1-8: Design of joints (draft of EN1993-1-8: 2021), (2022).
- [III.4] Åkesson B., Fatigue life of riveted steel bridge, doctoral's thesis, Chalmers University of Technology, Göteborg, Sweden, 1994.
- [III.5] Al-Emrani M., Fatigue performance of stringer-to-floor-beam connections in riveted railway bridge, Journal of Bridge Engineering, N°3, 2005.
- [III.6] Al-Emrani M., Kliger R., FE analysis of stringer-to-floor-beam connections in riveted railway bridges, Journal of Constructional Steel Research, Vol 59, p803-818, 2003.
- [III.7] Gocal J., Vican J., Jost J., Real stiffness and fatigue resistance of stringer-to-cross girder connection of riveted steel railway bridges, Applied Sciences, Vol. 13, 2278, 2023.
- [III.8] Yan S., Jiang L., Rasmussen K.J.R., Full-range behavior of double web angle connections, Journal of Constructional Steel Research, Vol 166, 105907, 2020.
- [III.9] Gocal J., Vican J., Jost J., Real stiffness and fatigue resistance of stringer-to-cross girder connection of riveted steel railway bridges, Applied Sciences, Vol. 13, 2278, 2023.
- [III.10] Couchaux M., Ryan I., Hjiij M., Bureau A., Tensile resistance of L-stubs, Journal of Constructional Steel Research, Vol 138, p131-149, 2017.
- [III.11] EN 1993-1-8: Eurocode 3, Design of steel structure – Part 1-8 : Design of joints, May 2005.
- [III.12] Baluch, M.H., Azad, A.K., Khidir, M.A., (1984), Technical Theory of Beams with normal strain, Journal of Engineering Mechanics, Vol110, Issue 8, p1233-1237.
- [III.13] Sarou L., Couchaux M., Hjiij M., Sire S., Douroux J.F., Desbordes A., Compressive stiffness of L-stubs in contact with rigid and Flexible foundations, Journal of Constructional Steel Research, 107675, 2023.

Chapitre IV : Conclusion générale et perspectives

IV.1. Objectifs

Le travail de cette thèse avait pour objectif principal de caractériser le comportement d'assemblages rivetés de longeron sur pièce de pont renforcés par le soudage des cornières sur l'âme du longeron. Étant donné que les aciers en présence peuvent ne pas être soudables, la première étape de cette thèse a consisté à évaluer leur soudabilité et à analyser les effets du procédé de soudage sur le développement des contraintes résiduelles dans la structure. Ensuite, le comportement complet de ces assemblages doit être caractérisé afin d'évaluer l'impact de ce renforcement sur la répartition des moments dans la structure. Enfin, des méthodes de calcul basées les principes de l'Eurocode 3 sont proposées afin d'évaluer la rigidité en rotation et le moment résistant de ces assemblages sous un chargement statique.

Pour atteindre cet objectif, les travaux ont été divisés en deux parties. La première partie était consacrée à l'étude de la soudabilité du matériau et à l'évaluation des contraintes résiduelles se développant lors du procédé de soudage ainsi qu'à la résistance d'assemblages soudés à clin par cordons d'angle. La deuxième partie est dédiée à l'étude du comportement global d'assemblages rivetés de longeron sur pièce de pont avec et sans renforcement par soudure des cornières sur l'âme du longeron.

IV.2. Synthèse des travaux de recherche

IV.2.1. Première partie : Etude de la soudabilité d'aciers d'ouvrages RATP

La première partie de cette étude était consacrée à l'étude de la soudabilité d'aciers anciens d'ouvrages de la RATP et des conséquences d'une opération de soudage à l'arc à l'électrode enrobée sur les contraintes résiduelles dans l'assemblage.

Tout d'abord, la soudabilité métallurgique a été évaluée à partir d'un indicateur, le carbone équivalent selon l'IIW (International Institute of Welding). Cette évaluation, qui ne se substitue pas à une étude métallurgique, concerne quatre aciers prélevés par la RATP lors d'opérations de réparation et est restreinte aux éléments prélevés. L'indice de soudabilité était toujours inférieur à la valeur limite.

Des essais de pliage transversal de joints soudés bout-à-bout et des analyses radiographiques par rayons X ont été effectués afin d'évaluer la qualité et la conformité des soudures réalisées. Les résultats de ces essais montrent que les assemblages soudés étudiés présentent une bonne ductilité. Cependant des inclusions de laitier sont observées entre les passes qui sont assez caractéristiques du soudage multi-passe à l'arc par électrode enrobée.

Afin d'analyser l'influence du procédé de soudage sur les contraintes résiduelles, deux méthodes de mesure ont été utilisées : la mesure par diffraction X et la méthode du contour. La comparaison des deux méthodes sur une éprouvette soudée bout à bout montre que les résultats sont relativement proches en peau de l'assemblage sauf dans une zone de forte rugosité qui a entaché la fiabilité de la méthode par

diffraction X. La mesure par la méthode du contour sur un assemblage à clin par cordons d'angle a également permis de visualiser l'influence de la première passe de soudage sur la seconde.

Les essais de traction réalisés sur les assemblages à clin par cordons d'angle montrent que les aciers prélevés présentent un comportement statique comparable à celui d'un acier moderne S235. Les charges à la ruine étaient ainsi similaires. Dans cet assemblage, les cordons de soudure étaient cisailés et transféraient un moment de flexion. La ruine commence aux extrémités du cordon de soudure avant de se propager vers l'intérieur, une importante ductilité des assemblages a pu être observée.

Un modèle numérique basé sur le code de calcul par éléments finis a été développé dans ANSYS APDL pour simuler le procédé de soudage en combinant le déplacement de la source de chaleur et la stratégie utilisant des éléments 'birth&death'. Ces résultats du modèle numérique ont été confrontés aux essais expérimentaux et les conclusions suivantes peuvent être tirées :

- Les paramètres géométriques de la littérature permettant de définir des doubles ellipses ont permis d'obtenir une estimation satisfaisante du champ de températures.
- Les irrégularités dans la géométrie du cordon de soudure et la pénétration lors du soudage à l'arc par électrode enrobée ont été difficiles à reproduire numériquement,
- Le modèle numérique a permis de modéliser les contraintes résiduelles dans l'assemblage qui ont été intégrées dans le calcul de l'assemblage sous chargement mécanique monotone,
- Pour l'assemblage à clin par cordons d'angle, les effets du soudage n'ont pas eu beaucoup d'influence sur la résistance ultime de l'assemblage. En revanche, ils peuvent fragiliser l'éprouvette au niveau du cordon sous une sollicitation non monotone compte tenu des déformations calculées après soudage.
- Le critère de ruine proposé dans ce calcul, désactivant automatiquement les éléments lorsque leur déformation dépasse 85% de leur déformation ultime, facilite la convergence du calcul et permet de prédire les zones de rupture.

Le modèle numérique proposé dans cette étude permet d'obtenir un comportement suffisamment précis de la distribution de la température, de la distribution des contraintes résiduelles tout en conservant une simplicité et une efficacité de la modélisation.

IV.2.2. Deuxième partie : Comportement global des assemblages de longeron sur pièce de pont avec et sans renforcement par soudure

La deuxième partie de cette thèse est consacrée à l'étude du comportement mécanique de ces assemblages avec et sans renforcement par soudure. Pour réaliser cette étude, une approche combinée d'études analytiques, numériques et expérimentales est réalisée. Ces études ont néanmoins été divisées en deux chapitres. Le modèle analytique de calcul global, exposé dans le Chapitre III, étant basé sur la méthode des composants, il était nécessaire de développer ou améliorer les composants des parties tendues et comprimées à savoir les doubles cornières tendues ou comprimées. Ces composants ont été étudiés analytiquement et numériquement dans le chapitre II.

IV.2.2.1. Essais expérimentaux

Une campagne d'essais a été menée sur cinq assemblages rivetés/boulonnés de longeron sur pièce de pont avec et sans renforcement par soudure. L'objectif principal était de caractériser la réponse globale de ce type d'assemblage sous chargement statique.

Pour les assemblages non renforcés par soudage, qu'ils soient boulonnés ou rivetés, la pression diamétrale de l'âme du longeron et des cornières impacte très fortement le comportement. Les déformations par pression diamétrale y sont importantes. La redistribution des efforts dans l'assemblage se produit lorsque le gousset voile et lorsque l'âme du longeron entre en contact avec le support. Enfin, la ruine de l'assemblage s'est produite par l'ovalisation des perçages de l'âme de la poutre suivie par le voilement du gousset et le déversement de la poutre. La plastification des cornières en flexion a été observée dans la partie tendue.

Pour les assemblages soudés, les efforts sont directement transférés de la poutre aux cornières par les cordons de soudure. Les efforts ne sont plus transmis par pression diamétrale au droit des rivets/boulons de l'âme de la poutre, augmentant ainsi significativement la rigidité initiale en rotation de l'assemblage. Cette augmentation entraînera inévitablement une augmentation des moments qu'ils transfèrent. Il est donc essentiel de prendre ce phénomène en considération lors de la vérification des assemblages, en particulier en ce qui concerne les problèmes éventuels de fatigue. Cette augmentation de la rigidité sera par contre bénéfique pour le calcul des flèches. Le moment plastique de l'assemblage augmente également, car le mode de plastification par pression diamétrale dans l'âme de la poutre est empêché par l'ajout des soudures. La plastification de la cornière en flexion se produit dans la partie tendue et devient la principale source de ductilité. Cette flexion entraîne également des efforts de traction supérieurs dans les boulons/rivets du côté porteur.

L'assemblage soudé présente un moment ultime significativement supérieur à celui de l'assemblage non soudé. De plus, le voilement du gousset est retardé grâce aux soudures qui assurent un meilleur maintien de celui-ci. La ruine des assemblages soudés se produit par le voilement du gousset suivi du déversement de la poutre. Seul le spécimen AR-S-1 atteint sa ruine par l'arrachement des cornières dans la partie tendue, suivi du voilement du gousset. La précontrainte dans les rivets est ici faible sur les trois assemblages rivetés testés, en effet la rigidité obtenue avec les assemblages rivetés était bien plus faible que celle des assemblages boulonnés serrés à 30 ou 50 kN. De même, les glissements dans les rivets attachant les cornières sur l'âme de la poutre apparaissent bien plus tôt que dans les assemblages boulonnés.

Enfin, cette conclusion est limitée aux configurations d'assemblages étudiées ici, telle que la géométrie de l'assemblage, le procédé de rivetage utilisé et le protocole de soudage mis en œuvre.

IV.2.2.2. Analyses numériques par éléments finis

Des modèles de calcul par éléments finis ont été développés dans ANSYS APDL pour les doubles cornières comprimées et tendues ainsi que pour l'assemblage complet du longeron sur la pièce de pont soumis à un moment de flexion.

Pour les doubles cornières comprimées, un modèle numérique élastique 2D a été mis en œuvre. Ce modèle utilisait des éléments plans et de contact afin de rendre compte de l'interaction entre la cornière

et le support. Il a permis de calculer la distribution des pressions de contact, même en présence de concentrations de contraintes résultant des distorsions du maillage lorsque la cornière est en contact avec un support flexible. Ces concentrations de contrainte ne sont pas observées lorsque le contact avec un support rigide est considéré.

Pour les doubles cornières en traction, un modèle élastique 3D a été développé. Ce modèle utilisait des éléments volumiques et de contact pour prendre en compte l'interaction complexe entre les différents composants de l'assemblage, notamment en ce qui concerne les contacts entre les rivets et les cornières, ainsi qu'entre les cornières et les supports. Une attention particulière a été portée à l'influence de l'épaisseur de la cornière sur l'effet de levier et la rigidité de l'assemblage. Dans le cas d'une cornière de faible épaisseur, il a été montré que l'étendue de la zone de contact est importante et se situe près de la tête du rivet, réduisant ainsi le bras de levier et augmentant l'effort de levier. À mesure que l'épaisseur de la cornière augmente, la zone de contact diminue et tend vers le bord libre extérieur. Cela augmente le bras de levier, diminuant ainsi l'effort de levier. La surface de la zone de contact dépend également de la rigidité du support avec laquelle la cornière est en contact. Si la rigidité du support est faible, la surface de contact augmente. Lorsque la cornière est mince, le déplacement transversal du modèle est principalement dû à la flexion de la cornière horizontale entre le rivet et la cornière verticale. Ainsi, la rigidité en traction de ce composant augmente avec l'augmentation de l'épaisseur de la cornière. Cette augmentation est légèrement réduite pour une épaisseur de cornière supérieure à 25 mm, car la cornière devient rigide et l'allongement du rivet devient la principale source de déplacement transversal du modèle. Le déplacement dû au cisaillement des rivets et à la pression diamétrale est important et constitue la principale source de souplesse du composant. Il a pu être montré également que la proposition actuelle de l'Eurocode 3 tend à sous-estimer la rigidité en pression diamétrale pour les assemblages étudiés.

Enfin, la modélisation de l'assemblage complet entre la pièce de pont et le longeron a été développée pour quatre types d'assemblages : riveté, boulonné, riveté-soudé et boulonné-soudé. Ces quatre modèles utilisaient des éléments volumiques et de contact pour mieux représenter les interactions entre composants. La précontrainte initiale des rivets/boulons a également été prise en compte avec les valeurs trouvées expérimentalement sur les assemblages testés. De plus, une imperfection géométrique homothétique à la déformée du premier mode d'instabilité, correspondant au voilement du gousset, est adoptée dans le calcul. Le comportement élasto-plastique de l'acier est modélisé, exprimé en termes de contraintes et de déformations vraies pour permettre l'analyse de ces assemblages dans le domaine des grandes déformations. Ces modèles permettent de caractériser le comportement global de l'assemblage et les modes de ruine correspondants. Les résultats obtenus sont confrontés aux résultats expérimentaux. Une attention particulière a été accordée à l'évolution de l'effort de traction dans les rivets/boulons. Nous avons pu observer que ces modèles rendent bien compte du comportement de ces assemblages dans le domaine élastique, particulièrement pour les assemblages soudés, lorsque les défauts de planéité mesurés sont très faibles. En revanche, pour les assemblages non soudés, le modèle numérique surestime la rigidité dans le domaine élastique. Les résultats du calcul numérique sont moins probants dans la phase plastique en raison de l'hypothèse de maintien latéral parfait. Cependant, le modèle numérique parvient à estimer correctement le moment plastique et le moment ultime, ainsi que les modes de ruine. Ces modèles numériques confirment les conclusions tirées des essais expérimentaux et permettent également d'observer explicitement l'évolution de la zone de contact et de la position du centre de compression de l'assemblage au cours du chargement.

Les efforts de traction dans les rivets/boulons sont plus importants dans les assemblages renforcés que dans les assemblages non renforcés. Il semble que l'effet de levier ne se développe pas dans les rivets/boulons attachés à l'âme de la poutre dans les assemblages non soudés. Cependant, les simulations numériques confirment que les forces dans les fixations attachées à l'âme de la poutre ne sont pas négligeables à la fin du chargement. Ainsi, une attention particulière doit être portée à l'interaction entre la force de traction et la force de cisaillement transmise par ce type d'assemblage.

IV.2.2.3. Modèles analytiques

Les essais et les analyses par éléments finis ont montré que l'assemblage développe une zone comprimée et que le centre de rotation de l'assemblage ne se trouve pas tout en bas. Il est donc impératif de définir précisément cette zone pour calculer correctement sa rigidité en rotation et son moment résistant. De plus, la condition de contact entre la cornière et le support flexible influence également le comportement de l'assemblage. Étant donné les lacunes des modèles existant pour prendre en compte cette interaction, un modèle mécanique capable de rendre compte du comportement des doubles cornières en contact avec le support flexible a été développé.

Un modèle analytique caractérisant la rigidité en rotation et la résistance de l'assemblage a été développé en se basant sur les principes de la méthode des composants de l'Eurocode 3. Ce modèle inclut les cornières en compression en contact avec le support flexible, les cornières en flexion dans la zone tendue, ainsi que les rivets en cisaillement et l'ovalisation des trous dans l'âme de la poutre et les cornières.

Pour ce faire, un modèle de poutre, basé sur la théorie de Baluch *et al.*, reposant sur une fondation élastique de type Winkler, a d'abord été développé. Ensuite, l'interaction entre les ailes verticales et horizontales des cornières a été intégrée dans ce modèle. La particularité de ce modèle réside dans le fait qu'il prend en compte les déformations transversales de la poutre et la condition de contact unilatérale inhérente au problème posé. Pour limiter la complexité du calcul, un modèle simplifié a été proposé en complément du modèle analytique complet. La confrontation des résultats de ce modèle avec ceux obtenus à partir du calcul numérique était satisfaisante, que ce soit en termes de répartition des contacts ou du déplacement transversal maximal. La rigidité en compression des composants en compression est calculée à partir de ce modèle, et servira pour le calcul de la rigidité en rotation de l'assemblage complet.

Dans la zone tendue impliquant les cornières en flexion, un modèle analytique a été développé en intégrant la flexion des cornières verticales et horizontales, ainsi que l'élongation et la flexion des rivets. Le modèle de poutre mentionné précédemment a été intégré dans ce modèle, car les ailes des cornières peuvent potentiellement être en contact avec un support flexible. L'interaction entre les deux ailes de cornière a été représentée par un ressort flexionnel équivalent. Ce modèle permet d'évaluer l'étendue de la zone de contact, indépendante de l'intensité de la force appliquée.

La confrontation des résultats de ce modèle avec ceux obtenus par le calcul numérique est satisfaisante, sauf en ce qui concerne l'amplitude de la pression de contact, car cette pression est supposée constante sur la longueur efficace dans le modèle analytique, contrairement au calcul numérique. Toutefois, cette différence n'a pas d'incidence majeure sur l'évaluation des caractéristiques mécaniques globales telles que l'effort de levier, la force de traction dans le rivet ou la rigidité à la traction de l'assemblage.

La prise en compte de la rigidité flexionnelle du rivet dans ce modèle améliore la réponse de l'assemblage, notamment pour les cornières de faible épaisseur où la flexion dans le rivet est significative. La rigidité des doubles cornières en traction peut être déduite à partir de ce modèle, et elle servira pour le calcul de la rigidité en rotation de l'assemblage complet.

La contribution de la cornière verticale au déplacement transversal résulte de la déformation au cisaillement du rivet et de l'ovalisation des perçages. La rigidité du rivet en cisaillement, telle que définie dans l'Eurocode 3 partie 1-8, se réfère à une rigidité sécante relativement faible par rapport à la rigidité initiale. Par conséquent, la déformation du rivet due au cisaillement a été calculée en supposant une charge latérale uniforme agissant sur la longueur du corps du rivet. La déformation due à l'ovalisation des perçages a été évaluée conformément à la proposition de la révision de l'Eurocode 3 partie 1-8.

La rigidité initiale en rotation est évaluée en se basant sur les principes de la méthode des composants, en intégrant les rigidités de chaque composant présentées précédemment. L'étendue de la zone de contact est déduite en tenant compte de la compatibilité, de l'équilibre et de la loi de comportement des différents composants. Enfin, une méthode de calcul est établie, permettant d'évaluer rapidement la rigidité initiale en rotation de l'assemblage. La connaissance de cette rigidité peut avoir un impact significatif, notamment sur la distribution des efforts dans la structure et le calcul à la fatigue.

Pour le calcul du moment résistant de l'assemblage, une distribution plastique est supposée dans les zones tendue et comprimée. La position de l'axe neutre est déterminée en équilibrant les forces axiales dans l'assemblage. Enfin, une formule simple de calcul du moment résistant est proposée. La connaissance de ce moment est essentielle pour vérifier la résistance de l'assemblage à la charge appliquée. Les résultats analytiques sont en accord avec les résultats numériques et expérimentaux, validant ainsi l'approche proposée.

IV.3. Poursuite des travaux, perspectives

En ce qui concerne l'étude de l'influence du procédé de soudage sur les contraintes résiduelles, le modèle numérique développé dans cette étude est simple et rapide. Ce modèle permet d'obtenir des champs de température puis de contraintes résiduelles avec un bon ordre de grandeur comparativement aux mesures expérimentales. Ce modèle pourrait être amélioré par exemple en prenant en compte les propriétés du matériau dans la ZAT. Ce modèle pourrait être mis à profit pour déterminer un protocole de soudage optimisé dans une configuration de soudage donnée. Ainsi, dans un assemblage de type pièce de pont – longeron, il pourrait être utilisé avec différentes séquences de soudage (continu, discontinu, pas de pèlerin par exemple) afin de déterminer celle qui génère le moins de contraintes résiduelles dans l'assemblage.

Quant au développement du modèle analytique des composants de doubles cornières en compression et en traction, la validation du modèle mécanique proposé repose actuellement sur des simulations numériques. Des essais expérimentaux pourraient être menés sur ces cornières, en appliquant des efforts de compression et de traction, afin de confirmer les résultats obtenus par le modèle analytique. L'analyse du composant des doubles cornières en traction pourrait être complétée par la prise en compte du comportement élasto-plastique des cornières.

De plus, le modèle analytique proposé pour le calcul de la rigidité initiale en rotation de l'assemblage pourrait être étendu pour intégrer le comportement complet de ce type d'assemblages, notamment en prenant en compte le comportement élasto-plastique des doubles cornières en flexion ainsi que le contact entre l'âme de la poutre et le support. À cette fin, le modèle numérique pourrait être enrichi en intégrant également les contraintes résiduelles résultant du procédé de soudage.

IV.4. Publications

Cette section présente une compilation de mes contributions académiques dans le domaine, présentées dans les publications suivantes :

Conférence Internationale

Lynita, S., Couchaux, M., Hjiiaj, M., Sire, S., Douroux, J.F., *Stiffness of L-stubs loaded in compression*, Eurosteel conference, vol. 6, issue 3-4, p. 1293-1298, Amsterdam (2023).

<http://doi.org/10.1002/cepa.2501>

Lynita, S., Couchaux, M., Hjiiaj, M., Sire, S., Douroux, J.F., *Elastic behavior of riveted double angle connections in tension*, Eurosteel conference, vol. 6, issue 3-4, p. 1299-1304, Amsterdam (2023).

<http://doi.org/10.1002/cepa.2748>

Revue Internationale

Lynita, S., Couchaux, M., Hjiiaj, M., Sire, S., Douroux, J.F., Desbordes, A., *Compressive stiffness of L-stubs in contact with rigid and Flexible foundations*, Journal of Constructional Steel Research, vol. 201, 2022. <https://doi-org.rproxy.insa-rennes.fr/10.1016/j.jcsr.2022.107675>

Lynita, S., Couchaux, M., Hjiiaj, M., Sire, S., Douroux, J.F., Desbordes, A., *Elastic analytical model of bolted/riveted double web angles in tension*, Journal of Constructional Steel Research, (article en revision)

Lynita, S., Couchaux, M., Hjiiaj, M., Sire, S., Douroux, J.F., Fatoumbi, M., *Flexural behaviour of riveted/bolted double web angle connections of railway bridges*, (article en cours de rédaction)

Titre : Comportement des assemblages rivetés renforcés par soudure

Mots clés: soudabilité, contraintes résiduelles, rivet, déformation transversale, contact

Résumé : Le travail présenté dans ce mémoire de thèse porte sur l'étude de la possibilité de renforcer par soudage des assemblages rivetés de longeron sur pièce de pont d'ouvrages ferroviaires anciens. La première partie de l'étude vise d'abord à comprendre l'effet du soudage sur le développement des contraintes résiduelles. Les aciers anciens pouvant être non soudables, l'étude inclut le calcul d'un indice de soudabilité basé sur la composition chimique des aciers, ainsi que des tests de contrôle de la qualité des soudures. Afin de comprendre l'influence du procédé de soudage sur les contraintes résiduelles, des essais ont été menés sur deux types d'éprouvettes, combinant la méthode de mesure par diffraction X et la méthode de contour. Des essais de traction sur des assemblages à clin par cordons d'angles fabriqués à partir de différents aciers (anciens et modernes), ont été effectués. Un modèle numérique basé sur le code de calcul par éléments finis ANSYS APDL a été développé pour simuler le procédé de soudage et les essais de traction.

La deuxième partie de la thèse se concentre sur le comportement mécanique des assemblages, avec et sans renforcement par soudure. Une approche combinée d'études analytiques, numériques et expérimentales est adoptée. Cinq assemblages de longeron sur pièce de pont, renforcés ou non par soudure, ont été testés sous chargement statique. Des modèles numériques intégrant des éléments volumiques et de contact sont développés dans ANSYS APDL. Un modèle analytique pour calculer la rigidité en rotation, le moment plastique et la position du centre de compression est proposé. Ce modèle prend en compte la déformabilité transversale de la poutre en contact avec une fondation élastique de Winkler pour les composants en compression, ainsi que la flexion, l'élongation, le cisaillement des rivets et l'ovalisation des perçages pour les composants en traction.

Title : Behaviour of riveted connections reinforced by welding

Keywords: weldability, residual stress, rivet, transverse deformation, contact

Abstract : This thesis focuses on studying the possibility of reinforcing riveted connections of stringer-to-floor-beam connections in ancient railway bridge through welding. The primary objective of this study is to comprehend the welding's impact on residual stress development. Due to the potential non-weldability of old steels, the initial phase of the research involves calculating a weldability index based on chemical composition and conducting quality control tests on the welds. In order to be able to understand the influence of welding's process on residual stress, experimental tests were conducted on two types of specimens, combining X-ray diffraction and contour methods. Tensile tests on lap joints made from various steels (ancient and modern) were performed. A numerical model, developed using the finite element analysis code ANSYS APDL, was employed to simulate the welding process and tensile tests.

In the second part of the research, the focus shifted to the mechanical behaviour of the stringer-to-floor-beam connection, both with and without welding reinforcement. A combined approach of analytical, numerical, and experimental studies was adopted. Five full-scale tests of stringer-to-floor-beam connections subjected to static loads have been performed. Numerical models integrating brick and contact elements were developed in ANSYS APDL. In addition, an analytical model was proposed to calculate initial rotation stiffness, plastic bending moment, and the center of compression of the connection. This model takes into account the transverse deformability of the beam in contact with an elastic Winkler foundation for compression components, as well as bending, elongation, shear, and rivet bearing deformation for tension components.