

UNIVERSITÉ DE LIÈGE



Faculté des Sciences Appliquées

# Contribution à l'étude des assemblages de construction métallique sous charges exceptionnelles

Travail de fin d'études présenté par

**Antoine Warnant**

en vue de l'obtention du grade d'Ingénieur Civil des Constructions

Année académique 2009-2010

Membres du jury

J-P.	Jaspart
J-F.	Demonceau
J-M.	Franssen
A.	Plumier
L.	Ly
F.	Ferrario



## Contribution à l'étude des assemblages de construction métallique sous charges exceptionnelles

Lorsqu'un bâtiment métallique est soumis à des chargements exceptionnels non prévus lors de son dimensionnement, il n'est pas rare de voir se développer des efforts de traction significatifs dans les assemblages initialement calculés pour transmettre des moments de flexion et/ou des efforts tranchants.

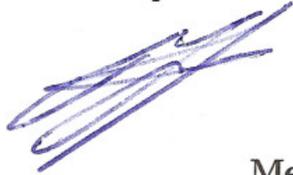
La capacité des assemblages à reprendre ces efforts complémentaires est souvent garante de la stabilité de l'ensemble du bâtiment soumis à des conditions extrêmes et dont une partie a été détruite suite à une explosion, un impact,... Mais force est de constater que la connaissance de la réponse des assemblages dans ces situations est encore mal maîtrisée. En effet, la méthode de caractérisation de la réponse des plats d'about et semelles de colonne en flexion, actuellement proposée par l'Eurocode, néglige totalement le développement possible d'efforts membranaires pouvant apparaître en cas de faible épaisseur des plats assemblés et influençant de façon significative le comportement de ces composantes.

Des essais sur des assemblages et tronçons en Té ont été récemment effectués dans le cadre d'un projet européen de recherche afin de mieux comprendre leur comportement sous sollicitations exceptionnelles de traction ; l'Université de Liège, qui a activement participé à ces études, souhaite à présent développer des modèles analytiques de prédiction de ce comportement ; et en particulier le développement d'efforts membranaires dans les semelles de colonne et les plats d'abouts en flexion.

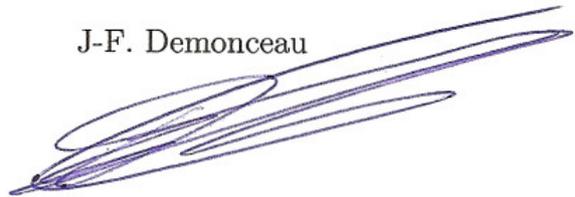
Ce travail de fin d'études consiste à reprendre les résultats d'essais existants, les analyser et tenter d'adopter le « modèle du tronçon T » prescrit par l'Eurocode à la présence d'efforts membranaires conséquents.

### Promoteurs et membres du jury

J-P. Jaspart



J-F. Demonceau



### Membres du jury

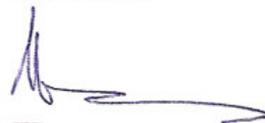
J-M. Franssen



Ly Lam



A.Plumier



F. Ferrario



UNIVERSITÉ DE LIÈGE



**Faculté des Sciences Appliquées**

# Contribution à l'étude des assemblages de construction métallique sous charges exceptionnelles

Travail de fin d'études présenté par

**Antoine Warnant**

en vue de l'obtention du grade d'Ingénieur Civil des Constructions

Année académique 2009-2010

Membres du jury

J-P.	Jaspart
J-F.	Demonceau
J-M.	Franssen
A.	Plumier
L.	Ly
F.	Ferrario

# Table des matières

<b>Remerciements</b>	<b>5</b>
<b>Résumé</b>	<b>6</b>
<b>Summary</b>	<b>7</b>
<b>Nomenclature</b>	<b>10</b>
<b>1 Introduction</b>	<b>11</b>
<b>2 Rappel théorique</b>	<b>13</b>
2.1 Propriétés des assemblages . . . . .	13
2.2 Méthode des composantes . . . . .	15
2.2.1 Calcul des résistances . . . . .	16
2.2.2 Calcul des rigidités . . . . .	17
2.2.3 Assemblage des composantes . . . . .	18
2.2.3.1 Rigidité initiale de l'assemblage . . . . .	19
2.2.3.2 Résistante plastique de l'assemblage . . . . .	19
2.2.3.3 Rigidité post-limite de l'assemblage . . . . .	20
2.2.3.4 Résistante ultime de l'assemblage . . . . .	20
2.3 Semelle et plat d'about fléchis . . . . .	20
2.3.1 Introduction . . . . .	20
2.3.2 Modes de ruine et résistances . . . . .	21
2.3.2.1 Mode de ruine 1 . . . . .	22
2.3.2.2 Mode de ruine 2 . . . . .	23
2.3.2.3 Mode de ruine 3 . . . . .	24
2.3.2.4 Evaluation de la résistance de calcul . . . . .	24
2.3.3 Améliorations du modèle initial T-Stub . . . . .	25
2.3.3.1 Prise en compte de la taille du boulon . . . . .	25
2.3.3.2 Prise en compte de la précontrainte des boulons . . . . .	26
2.3.4 Evaluation de la rigidité . . . . .	26
2.4 Conclusions . . . . .	26
<b>3 Étude des essais de Trento</b>	<b>27</b>
3.1 Introduction . . . . .	27
3.2 Descriptif des essais réalisés à Trento . . . . .	27
3.3 Développement de la méthode de l'Eurocode avec écrouissage à l'essai 1BA	30
3.3.1 Calcul des propriétés géométriques . . . . .	31
3.3.2 Détermination des longueurs efficaces . . . . .	31
3.3.2.1 Mécanisme circulaire . . . . .	32

3.3.2.2	Mécanismes non circulaires . . . . .	32
3.3.2.3	Mécanismes correspondant aux modes 1 et 2 . . . . .	32
3.3.3	Calcul des résistances plastiques . . . . .	32
3.3.3.1	Résistance plastique des boulons . . . . .	32
3.3.3.2	Résistance plastique du T-stub . . . . .	32
3.3.4	Calcul des résistances ultimes . . . . .	33
3.3.4.1	Résistance ultime des boulons . . . . .	33
3.3.4.2	Résistance ultime du T-stub . . . . .	33
3.3.5	Calcul des rigidités initiale et d'écrouissage . . . . .	34
3.3.5.1	Rigidités des boulons . . . . .	34
3.3.5.2	Rigidités du T-stub . . . . .	34
3.3.5.3	Rigidités pour l'ensemble . . . . .	34
3.3.6	Représentation graphique . . . . .	35
3.3.6.1	Méthode bi-linéaire . . . . .	35
3.3.6.2	Méthode tri-linéaire . . . . .	36
3.3.6.3	Résultats graphiques . . . . .	37
3.4	Analyse des résultats . . . . .	37
3.4.1	Tronçons courts et de faible épaisseur . . . . .	37
3.4.2	Tronçons longs et de faible épaisseur . . . . .	38
3.4.3	Plats de 12mm d'épaisseur . . . . .	40
3.4.4	Plats de fortes épaisseurs . . . . .	42
3.4.5	Conclusions . . . . .	44
3.5	Pistes de recherches . . . . .	45
3.5.1	Présence d'effets membranaires . . . . .	45
3.5.2	Méthode inverse . . . . .	45
3.5.2.1	Evaluation des longueurs efficaces . . . . .	45
3.5.2.2	Résultats obtenus . . . . .	46
3.6	Conclusions . . . . .	50
<b>4</b>	<b>Etudes numériques</b> . . . . .	<b>51</b>
4.1	Introduction . . . . .	51
4.2	Réalisation du modèle numérique . . . . .	51
4.2.1	Réalisation du maillage . . . . .	51
4.2.2	Lois de matériau introduites dans Finelg . . . . .	53
4.2.3	Conditions d'appuis . . . . .	54
4.2.4	Modélisation du boulon . . . . .	55
4.2.4.1	Modélisation du boulon tendu . . . . .	55
4.2.4.2	Modélisation du boulon en cisaillement . . . . .	55
4.2.5	Uniformisation des déplacements de l'âme . . . . .	57
4.2.6	Application de la charge . . . . .	58
4.2.7	Prise en compte des « forces de levier » . . . . .	58
4.3	Comparaisons des résultats numériques et expérimentaux . . . . .	59
4.3.1	Résultats obtenus pour la loi de comportement de Trento . . . . .	60
4.3.1.1	Essai 1BA . . . . .	60
4.3.1.2	Essai 1CA . . . . .	62
4.3.1.3	Essai 1BB . . . . .	63
4.3.1.4	Essai 1CB . . . . .	63
4.3.1.5	Essai 5BAA . . . . .	64
4.3.1.6	Essai 5BAB . . . . .	65

4.3.1.7	Essai 5BB . . . . .	66
4.3.1.8	Essai 5BC . . . . .	66
4.3.1.9	Essai 5BAC . . . . .	66
4.3.1.10	Conclusions . . . . .	67
4.3.2	Comparaison des différents types d'analyse . . . . .	67
4.4	Conclusions . . . . .	71
<b>5</b>	<b>Améliorations apportées à l'évaluation de la résistance plastique</b>	<b>72</b>
5.1	Tendance pour les tronçons courts d'épaisseurs différentes . . . . .	72
5.2	Amélioration apportée aux tronçons courts . . . . .	73
5.2.1	Détermination d'une nouvelle longueur efficace . . . . .	73
5.2.2	Influence de la valeur de « m » sur l'amélioration apportée . . . . .	75
5.3	Tendance pour les tronçons longs d'épaisseurs différentes . . . . .	76
5.4	Transition entre un tronçon court et long . . . . .	77
5.5	Etude de la zone intermédiaire . . . . .	81
5.5.1	Etude théorique des mécanismes . . . . .	81
5.5.2	Etude des lignes de plasticité . . . . .	84
5.6	Etude du nouveau mécanisme selon la méthode de Johansen . . . . .	87
5.6.1	Travail des forces extérieures . . . . .	88
5.6.2	Travail des forces intérieures . . . . .	88
5.6.3	Détermination des paramètres $\alpha$ et $\beta$ . . . . .	91
5.6.4	Détermination de la nouvelle longueur efficace . . . . .	93
5.7	Application de la nouvelle longueur efficace . . . . .	94
5.8	Déformées correspondant aux trois mécanismes observés . . . . .	97
5.9	Conclusions . . . . .	99
<b>6</b>	<b>Conclusions générales</b>	<b>100</b>
<b>7</b>	<b>Perspectives de recherches</b>	<b>102</b>
7.1	Application des améliorations à un assemblage complet . . . . .	102
7.2	Etude du comportement post-limite . . . . .	102
	<b>Table des figures</b>	<b>107</b>
	<b>Liste des tableaux</b>	<b>111</b>
	<b>Appendices</b>	<b>113</b>
<b>A</b>	<b>Rappel théorique</b>	<b>113</b>
A.1	Méthode des composantes . . . . .	113
A.1.1	Evaluation des résistances [1] . . . . .	113
A.1.2	Evaluation des rigidités [1] . . . . .	114
A.2	Semelle et plat d'about fléchis [1] . . . . .	114
A.2.1	Semelle de poteau non raidie, attache boulonnée . . . . .	114
A.2.2	Semelle de poteau raidie, attache boulonnée . . . . .	115
A.2.3	Platine d'about fléchie . . . . .	117

<b>B</b>	<b>Étude des essais de Trento</b>	<b>119</b>
B.1	Essai 1BB . . . . .	119
B.1.1	Calcul des propriétés géométriques . . . . .	120
B.1.2	Détermination des longueurs efficaces . . . . .	120
B.1.2.1	Mécanisme circulaire . . . . .	120
B.1.2.2	Mécanismes non circulaires . . . . .	120
B.1.2.3	Mécanisme correspondant aux modes 1 et 2 . . . . .	120
B.1.3	Calcul des résistances plastiques . . . . .	121
B.1.3.1	Résistance plastique des boulons . . . . .	121
B.1.3.2	Résistance plastique du T-stub . . . . .	121
B.1.4	Calcul des résistances ultimes . . . . .	121
B.1.4.1	Résistance ultime des boulons . . . . .	121
B.1.4.2	Résistance ultime du T-stub . . . . .	121
B.1.5	Calcul des rigidités initiale et d'écrouissage . . . . .	122
B.1.5.1	Rigidités des boulons . . . . .	122
B.1.5.2	Rigidités du T-stub . . . . .	122
B.1.5.3	Rigidités pour l'ensemble . . . . .	123
B.1.6	Représentation graphique . . . . .	123
<b>C</b>	<b>Etudes numériques</b>	<b>124</b>
C.1	Rapport de Stuttgart . . . . .	124

## *Remerciements*

*Je tiens avant tout à remercier mon promoteur, Monsieur le Professeur J-P. Jaspard, qui m'a donné la possibilité de réaliser ce mémoire. Ses remarques fines et judicieuses, sa rigueur dans le travail, sa grande générosité dans le partage de ses connaissances ainsi que sa disponibilité permanente malgré son emploi du temps chargé m'ont permis de mener à bien ce travail dans d'excellentes conditions.*

*J'aimerais aussi témoigner ma reconnaissance à J-F. Demonceau pour son accompagnement quotidien du travail, ses précieux conseils ainsi que ma motivation qu'il a stimulée tout au long de ce travail.*

*Je remercie Messieurs J-M. Franssen, A. Plumier, L.Ly et F.Ferrario qui ont accepté, en leur qualité de membres du jury, d'examiner attentivement ce travail.*

*Je tiens également à adresser un grand merci à H.Degée, L.Comelieu, N.Baldassino, L.Roelle ainsi que toutes les autres personnes non citées qui ont contribué de près ou de loin à la bonne réalisation de ce mémoire.*

*J'adresse également un amical merci à tous mes condisciples pour ces cinq années passées ensemble.*

*Je remercie toute ma famille pour son indispensable soutien et j'adresse particulièrement un chaleureux merci à mes parents qui n'ont jamais cessé de m'encourager et de mettre tout en oeuvre pour que je sois toujours dans des conditions de travail optimales.*

*Enfin, j'adresse un dernier mais tendre merci à Olivia, aux études elle-aussi, pour sa contribution à notre soutien mutuel et à notre parcours ensemble.*

*Antoine Warnant*

## Résumé

*Titre : Contribution à l'étude des assemblages de construction métallique sous charges exceptionnelles*

Lorsqu'un bâtiment métallique est soumis à des charges exceptionnelles non prévues lors de son dimensionnement, il n'est pas rare de voir se développer des efforts de traction significatifs dans les assemblages initialement calculés pour transmettre des moments de flexion et/ou des efforts tranchants.

La capacité des assemblages à reprendre ces efforts complémentaires est souvent garante de la stabilité de l'ensemble du bâtiment soumis à des conditions extrêmes et dont une partie a été détruite par une explosion, un impact,... Cependant, force est de constater que la connaissance de la réponse des assemblages dans ces situations est encore mal maîtrisée. En effet, la méthode de caractérisation de la réponse des plats d'about et semelles de colonne en flexion, actuellement proposée par l'Eurocode, néglige totalement le développement possible d'efforts membranaires pouvant apparaître en cas de faible épaisseur des plats assemblés et influençant de façon significative le comportement de ces composantes.

Des essais sur des assemblages et tronçons en Té ont été récemment effectués dans le cadre d'un projet européen de recherche afin de mieux comprendre leur comportement sous sollicitations exceptionnelles de traction.

La première partie de ce travail est donc consacrée à l'étude de ces essais et à la comparaison entre les résultats théoriques évalués selon la méthode de l'Eurocode et ceux obtenus expérimentalement à Trento. Des différences importantes dans l'évaluation de la résistance plastique ont été mises en évidence, principalement pour des plats de faibles épaisseurs et de courtes longueurs pour lesquels les valeurs de résistances plastiques calculées étaient trop sécuritaire, ce qui laissait présager la présence d'effets membranaires non pris en compte dans le modèle.

Cependant, la deuxième partie du travail, qui est consacrée à l'étude numérique à l'aide du logiciel Finelg, a permis de montrer l'influence des effets membranaires sur le comportement post-limite et non sur l'évaluation de la résistance plastique. Ainsi, dans le but d'expliquer les différences observables dans la première partie, d'autres pistes ont dû être suivies, principalement au niveau de l'évaluation des longueurs efficaces et diverses améliorations ont été proposées. En ce qui concerne les tronçons courts, une nouvelle longueur efficace a été introduite, elle est fondée sur une combinaison de deux mécanismes plastiques cinématiquement admissibles déjà connus. Pour les tronçons longs, il a été montré qu'un mécanisme intermédiaire, non pris en compte dans la théorie, se produit avant l'atteinte de celui correspondant à la longueur efficace «  $4m+1,25e$  ». Développé selon la méthode de Johansen, ce nouveau mécanisme a permis d'obtenir, pour la zone de transition entre un spécimen court et un long, des résultats prometteurs.

Enfin, deux perspectives d'avenir sont proposées. L'une concerne l'application des améliorations à un assemblage complet et l'autre à l'étude du comportement post-limite avec prise en compte de l'effet membranaire.

## Summary

*Title : Contribution to the study of steel joints subjected to exceptional actions*

When a steel building is subjected to exceptional actions not foreseen during its design phase, the beam-to-column joints may be subjected to forces not initially considered in the joint design. Indeed, significant tensile strengths may appear in the joints originally designed to transfer bending moments and/or shear forces.

The ability of joints to deal with these additional loads is a key factor that will contribute in preserving the stability of a whole building submitted to extreme conditions or which was partially destroyed in an explosion or by an impact. However, the analytical model able to predict the response of joints in these situations is still to be improved. Indeed, the characterization method for end-plates and column flanges in bending situations, proposed by the Eurocode, does not consider the development of membrane forces within these components which can appear in case of low thickness plates ; these forces can significantly influence the response of these components.

Experimental tests were recently made on joints and T-stub configurations within the framework of a European research project to better understand their behavior under tensile conditions.

The first part of this thesis is dedicated to the analysis of these tests as well as to the comparison between the analytical results obtained through the Eurocode method and the experimental results from Trento. In particular, significant differences are indentified between the plastic resistance analytically and experimentally determined, especially for specimens with low thickness and short lengths.

The second part of this work, which is dedicated to the numerical studies of these tests with help of the *Finelg* software programme, shows the influence of membrane effects on the post-limit behavior but not on the evaluation of the plastic resistance. So, in order to find an explanation to the differences observed in the first part of this work, other approaches have been considered, especially when evaluating the effective lengths and some improvement are suggested. For the short specimens, a new effective length has been introduced by combining two plastic mechanisms cinematically admissible. For the long one, it is shown that an intermediate mechanism, not taken into account in the theory, occurs before the apparition of the mechanism actually considered within the Eurocode. Developed according to the Johansen method, this new mechanism reveals promising results for the transition zone between a short and a long specimen.

Finally, two future prospects are proposed. The first one concerns the application of these improvements in a complete joint while the second one contributes to the study of the post-limit behavior with the consideration of the membrane effects.

# Nomenclature

$\alpha$	Paramètre à fixer dans l'étude du mécanisme plastique
$\alpha_v$	Coefficient pris égal à 0,6 pour les classes de boulons 4.6,5.6,8.8 et à 0,5 pour les classes 4.8,5.8,6.8 et 10.9
$\beta$	Paramètre à fixer dans l'étude du mécanisme plastique
$\Delta E_i$	Energie dissipée par la ligne plastique i
$\Delta E_{tot}$	Energie dissipée par le mécanisme (travail des forces intérieures)
$\Delta T$	Travail des forces extérieures
$\Delta$	Déplacement selon la direction de l'effort de traction
$\Delta \delta$	Déplacement virtuel appliqué à l'âme
$\Delta F_{Rd}$	Déplacement correspondant à la résistance plastique
$\gamma_{M0}$	Coefficient partiel de sécurité pris égal à 1.0
$\gamma_{M2}$	Coefficient partiel de sécurité pris égal à 1.25
$\lambda$	Multiplicateur de charges
$\lambda_u$	Multiplicateur de charges correspondant à la ruine
$\phi$	Différence entre les rotations absolues des deux éléments fixés
$A_s$	Section résistance en traction du boulon
$a_{p,ame}$	Epaisseur de gorge de soudure entre l'âme et le plat
$B_{t,Rd}$	Résistance plastique du boulon en traction
$B_{t,ressort}$	Résistance ultime allouée au ressort modélisant le boulon en traction
$B_{t,u,Rd}$	Résistance ultime du boulon en traction
$d_w$	Diamètre de la rondelle
$d_{16}$	Diamètre nominal d'un boulon équivalent à 16mm
$e_w$	Diamètre de la rondelle divisé par 4
$e_{min}$	Plus petite des deux distances entre centre du boulon et le bord libre pour la semelle et le plat d'about
$f_y$	Limite d'élasticité de l'acier
$F_{Rd,i}$	Résistance plastique de la composante i
$F_{Rd,min,ri}$	Résistance plastique minimum pour la rangée r

$F_{t,Rd,i}$  Résistance plastique selon le mode  $i$  du T-stub  
 $F_{t,Rd,mode,i}$  Résistance plastique du T-stub correspondant au mode  $i$   
 $F_{t,Rd}$  Résistance plastique minimum parmi celles correspondant aux 3 modes de ruine  
 $F_{tu,Rd,i}$  Résistance ultime selon le mode  $i$  du T-stub  
 $F_{tu,Rd}$  Résistance ultime minimum parmi celles correspondant aux 3 modes de ruine  
 $f_{u,bolt}$  Résistance ultime du boulon en traction (MPa)  
 $F_{u,i}$  Résistance ultime de la composante  $i$   
 $h_{tete,boulon}$  Hauteur de la tête du boulon  
 $h_{tete,crou}$  Hauteur d'écrou  
 $k_3$  Rigidité initiale de la composante « âme de poteau tendue »  
 $k_4$  Rigidité initiale de la composante « semelle de poteau fléchie »  
 $k_5$  Rigidité initiale de la composante « plat d'about fléchi »  
 $k_8$  Rigidité initiale de la composante « âme de poutre tendue »  
 $k_{10}$  Rigidité initiale de la composante « boulons tendus »  
 $k_{bolt,ini}$  Rigidité initiale du boulon en traction  
 $K_{bolt,shear}$  Rigidité du boulon en cisaillement  
 $k_{eff,ini,ri}$  Rigidité efficace initiale correspondant à la rangée  $r$   
 $k_{eff,ini,tot}$  Rigidité efficace initiale résultante de l'assemblage  
 $k_{eff,ri}$  Rigidité efficace correspondant à la rangée  $i$   
 $k_{eff,st,r}$  Rigidité post-limite efficace correspondant à la rangée  $r$   
 $k_{eff,tot}$  Rigidité efficace résultante de l'assemblage  
 $k_{i,ini,ri}$  Rigidité initiale de la composante  $i$  de la rangée  $r$   
 $k_{i,st,r}$  Rigidité post-limite de la composante  $i$  appartenant à la rangée  $r$   
 $K_{ini,i}$  Rigidité initiale d'une composante d'un assemblage  
 $K_{ini}$  Rigidité initiale résultante des boulons et T-stub  
 $K_{intermediaire}$  Rigidité intermédiaire résultante des boulons et T-stub  
 $K_{ressort}$  Rigidité axiale du ressort modélisant le boulon en traction  
 $K_{st,i}$  Rigidité d'écrouissage d'une composante d'un assemblage  
 $K_{st}$  Rigidité d'écrouissage résultante des boulons et T-stub  
 $k_{tstub,ini}$  Rigidité initiale du T-stub  
 $L$  Longueur du T-stub  
 $L_b$  Longueur du boulon soumise à l'allongement prise égale à la longueur de serrage  
 $l_{eff,cp}$  Longueur efficace correspondant au mécanisme circulaire  
 $l_{eff,mode,i}$  Longueur efficace correspondant au mode  $i$

$l_{eff,nc1}$	Longueur efficace correspondant au premier mécanisme non circulaire
$l_{eff,nc2}$	Longueur efficace correspondant au deuxième mécanisme non circulaire
$M_j$	Moment fléchissant transmis par l'assemblage
$M_{pl,Rd,i}$	Moment plastique correspondant au mode i (1 ou 2)
$M_{u,Rd,i}$	Moment ultime correspondant au mode i (1 ou 2)
$n'$	Distance entre le centre du boulon et le bord libre
$r_c$	Valeur correspondant au rayon du congé de soudure ou de raccordement
$S_{j,ini}$	Rigidité en rotation d'un assemblage
$t$	Epaisseur de la semelle ou du plat d'about
$t_{flange}$	Epaisseur de la semelle du T-stub
$t_{web}$	Epaisseur de l'âme
a	Largeur du T-stub
b	Longueur du T-stub
d	Diamètre nominal du boulon
e	Distance entre le centre du boulon et le bord libre dans le sens transversal
m	Distance entre le centre du boulon et le point situé à $0,8 r_c$ de l'âme
n	Distance entre l'application des « forces de levier » et le centre du boulon (limitée à 1,25m)
Q	forces de levier
w	Distance entre les deux boulons du T-stub

# Chapitre 1

## Introduction

Le présent travail s'inscrit dans une démarche de recherches ayant pour but d'apporter une nouvelle contribution à l'étude des assemblages de construction métallique sous charges exceptionnelles. En effet, il n'est pas rare, lorsqu'un bâtiment métallique est soumis à ce type de chargement, de voir se développer des efforts de traction significatifs dans ces éléments initialement prévus pour travailler en flexion. La capacité de ceux-ci à reprendre ces efforts complémentaires est généralement garante de la stabilité de l'ensemble du bâtiment.

Il faut toutefois constater que la réponse de tels assemblages est encore mal maîtrisée dans de telles circonstances et que la caractérisation de la réponse des plats d'about et des semelles fléchies, proposée actuellement par l'Eurocode, n'envisage pas la présence possible d'effets membranaires. A la lumière de ce constat, des essais sur des tronçons en Té équivalents ont été menés, à Trento, dans le cadre d'un projet européen de recherches et ce, dans le but de mieux comprendre leur comportement sous sollicitations extrêmes de traction.

Le travail constitue une suite logique au travail de fin d'études de M. Bonivers [2] qui avait, par le biais de l'étude des résultats expérimentaux de Trento, de la comparaison entre ceux-ci et les prévisions faites par l'Eurocode, entrouvert la porte à la possible présence d'effets membranaires influençant de façon non-négligeable la résistance plastique et le comportement post-limite. Ainsi, dans un premier temps, l'ensemble des essais non-raïdis effectués à Trento sera étudié d'une façon identique à celle de M. Bonivers. Pour ce faire, une méthode de prévision analytique basée sur la méthode des composantes sera développée et adaptée à l'étude des tronçons en Té équivalents. Ainsi, une comparaison tant d'un point de vue des résistances plastique et ultime que des rigidités initiale et post-limite pourra être menée. Les conclusions préalablement tirées pourront ainsi être confirmées ou infirmées et des pistes de recherches intéressantes pourront être introduites et développées. La première de celles-ci consistera à s'attarder sur la présence éventuelle d'effets membranaires. Cependant, comme il est développé plus loin, ceci ne constitue pas une approche unique. L'évaluation de la longueur efficace permettant de passer d'un assemblage réel à ces tronçons en Té équivalents est également remise en cause.

De plus, ne disposant pas de résultats expérimentaux en suffisance, le recours à l'outil numérique est nécessaire. Grâce au logiciel Finelg, des configurations géométriques autres que celles disponibles à Trento pourront également être étudiées. La loi de comportement pourra ainsi être modifiée pour passer d'une loi expérimentale à une loi élastique parfaitement plastique ou encore à une loi élastique rigide parfaitement plastique.

Au final, ce travail devrait nous permettre de tirer des conclusions importantes quant à la présence d'effets membranaires mais également quant à la justesse de l'évaluation de la résistance plastique selon l'Eurocode.

# Chapitre 2

## Rappel théorique

Le but de ce chapitre est le rappel des notions théoriques qui concernent le développement des calculs nécessaires à la mise en place de la méthode dite des composantes. Dans un premier temps, les différentes propriétés qui permettent de quantifier la rigidité et la résistance d'un assemblage sont décrites de façon générale et succincte. La méthode des composantes permettant le calcul des assemblages est ensuite exposée et la prévision analytique de la loi de comportement présentée dans sa thèse par le professeur J-P. Jaspard est également introduite. Celle-ci consiste en une loi élastique-plastique avec prise en compte de l'érouissage de l'acier. Enfin, la fin de ce chapitre sera principalement consacrée à l'évaluation des composantes « platine d'about fléchie » et « semelle de poteau fléchie » dont l'étude fait intervenir la notion de « tronçon en T é équivalent ».

### 2.1 Propriétés des assemblages

Cette première partie est consacrée à la caractérisation des assemblages tant du point de vue de leur résistance, que de celui de leur rigidité ou de leur ductilité.

Tout d'abord, "les méthodes habituelles d'analyse des structures planes considèrent les noeuds d'assemblages poutre-colonne comme des rotules ou des encastremets" [3]. Pour la première configuration, les assemblages ne transmettent aucun moment fléchissant et sont uniquement dimensionnés dans le but de transmettre un effort tranchant. Dans le deuxième cas, ceux-ci ne permettent aucune rotation entre la poutre et la colonne et transmettent de ce fait l'entièreté du moment fléchissant. En fait, le comportement réel d'un assemblage se situe entre ces deux considérations extrêmes ([4] et [5]). En effet, le noeud le plus rigide possède toujours une certaine flexibilité et les noeuds que l'on qualifie généralement comme des rotules transmettent néanmoins un certain moment fléchissant, ce qui amène à considérer l'assemblage comme semi-rigide et partiellement résistant.

Une façon simple de représenter ce qui vient d'être évoqué est l'application d'un ressort en rotation entre les extrémités des éléments assemblés. Ce dernier est caractérisé par une rigidité en rotation «  $S_{j,ini}$  », un moment fléchissant transmis «  $M_j$  » et une rotation relative entre les éléments constitutifs du noeud «  $\phi$  ».

Trois critères permettent de classer les assemblages en fonction des caractéristiques des ressorts représentatifs [4] :

- i. Classification en terme de rigidité, figure 2.1, dont la séparation entre les domaines

rigide, semi-rigide et articulé s'effectue en comparant la rigidité de calcul de l'assemblage aux limites consultables dans [4] et [1]

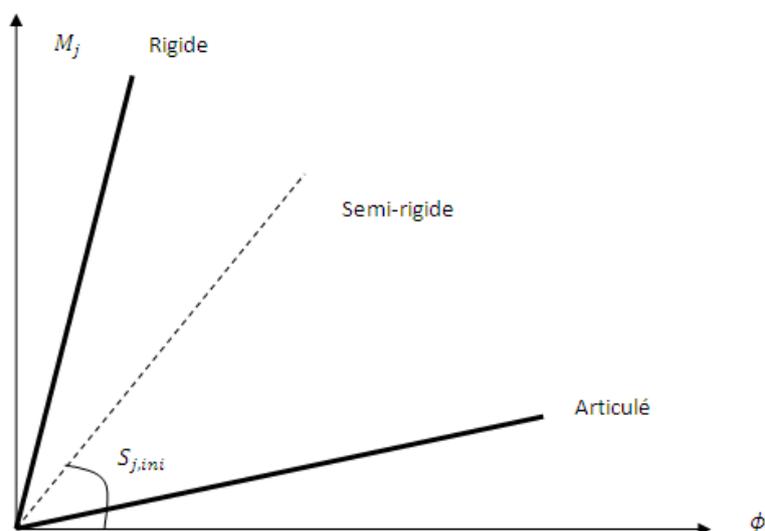


FIGURE 2.1 – Classification en terme de rigidité [4]

- ii. Classification en terme de résistance, figure 2.2, pour laquelle il suffit de comparer la résistance de calcul déterminée à celle correspondant à une pleine résistance ou résistance articulée.



FIGURE 2.2 – Classification en terme de résistance [4]

- iii. Classification en terme de ductilité, figure 2.3, constituant en quelque sorte une capacité de l'assemblage à se déformer avant la ruine. Des critères de ductilité peuvent notamment être consultés aux références [1] et [2].

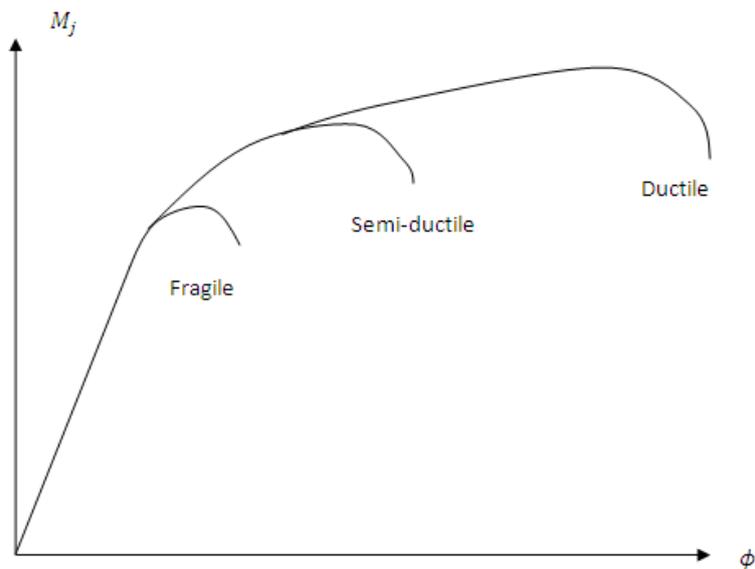


FIGURE 2.3 – Classification en terme de ductilité [4]

A noter que dans le cadre d'un assemblage purement tendu, il n'y a plus lieu de parler de moment fléchissant et de capacité de rotation. Il convient dès lors de les remplacer par effort de traction et capacité de déformation.

## 2.2 Méthode des composantes

Par définition, la méthode des composantes permet la modélisation d'un assemblage comme un ensemble de composantes de base. Celles-ci sont évaluées séparément et ensuite assemblées suivant des règles précises dans le but d'obtenir le comportement de l'ensemble. L'Eurocode 3 [1] donne une liste des composantes qui doivent être activées suivant la configuration de l'assemblage. L'application de cette méthode requiert les trois principales étapes suivantes :

- l'identification des composantes actives ;
- pour chacune d'elles, l'évaluation de leurs caractéristiques en terme de rigidité et de résistance ;
- l'assemblage.

La dernière étape repose sur l'utilisation du "théorème statique" [4]. Celui-ci consiste à distribuer les efforts sollicitants dans la section considérée de manière la plus rationnelle en satisfaisant les trois conditions ci-après :

- le respect de l'équilibre entre les efforts intérieurs et efforts extérieurs ;
- le respect des critères de plasticité : chaque composante doit être capable de résister aux efforts intérieurs auxquels elle est soumise ;
- le respect des critères de déformation maximale : la capacité de déformation d'un élément de la section ne doit jamais être dépassée.

Après avoir pris connaissance des différentes règles, un exemple d'application de la méthode des composantes pour un assemblage poutre-colonne par platine d'about comportant deux rangées de boulons et soumis à traction est développé ci-après. La méthode développée dérive de celle originellement présentée dans les théories pour un assemblage fléchi et servira de base au développement de la méthode Eurocode présentée au chapitre 3. Il est cependant aisé d'étendre cet exemple à d'autres types de chargements ou de configurations d'assemblages.

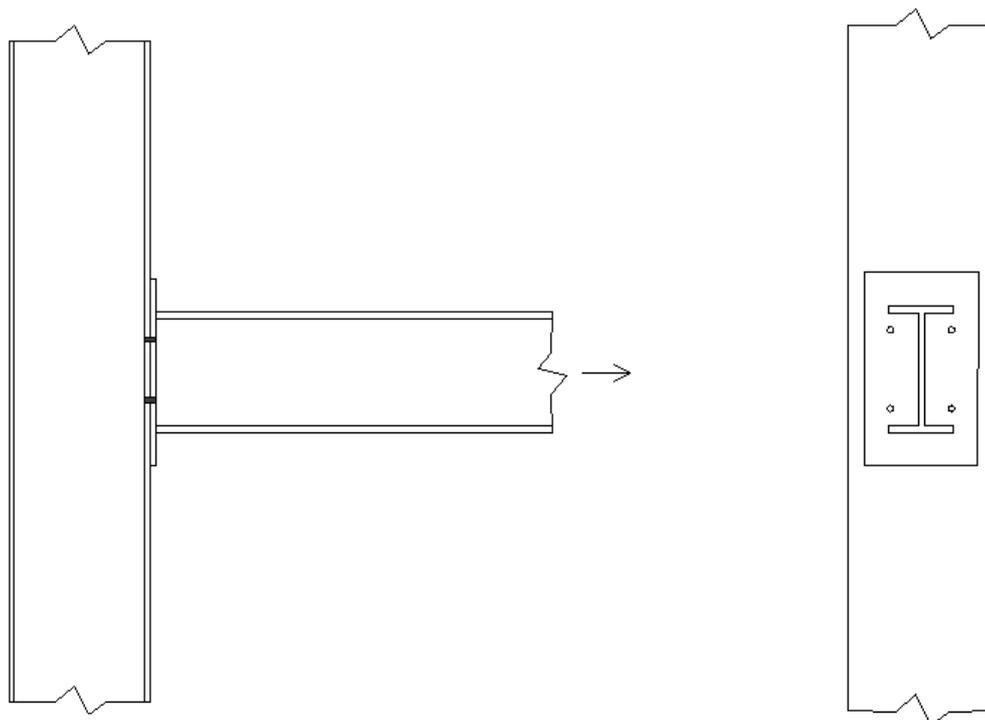


FIGURE 2.4 – Représentation de l'exemple développé

Les composantes à activer dans le cadre de cet exemple sont les suivantes :

- Boulons tendus
- Semelle de poteau fléchi
- Plat d'about fléchi
- Ame de poutre tendue
- Ame de poteau tendue

### 2.2.1 Calcul des résistances

La résistance de chaque élément calculée séparément est conforme à l'Eurocode avec prise en compte si nécessaire des effets de groupe pour l'évaluation des modes de ruine de la semelle en flexion et/ou du plat d'about fléchi. L'analyse étant une analyse élastique-plastique avec prise en compte de l'écroûissage (modèle considéré dans sa thèse par le professeur J-P. Jaspard [3]), une distinction est ainsi réalisée entre la résistance plastique

et la résistance ultime des composantes. Ainsi, chaque partie d'assemblage peut être représentée par une loi de type bi-linéaire :

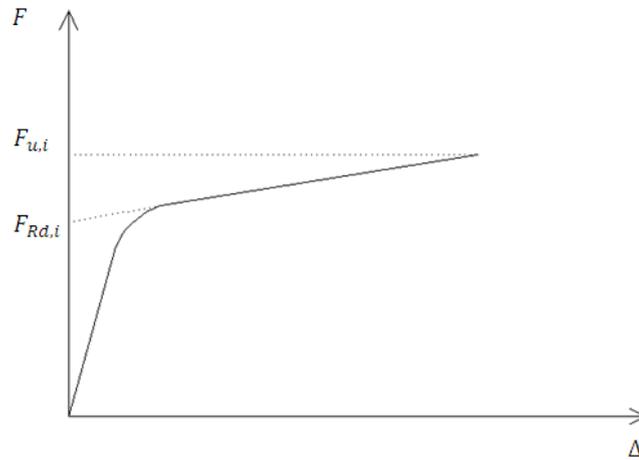


FIGURE 2.5 – Représentation des valeurs résistantes

Le lecteur désireux de connaître les formulations employées dans le calcul des résistances plastiques et ultimes peut se référer au paragraphe A.1.1 des annexes. Seule une étude détaillée de la semelle et du plat d'about fléchi, pour lequel le sous-chapitre 2.3 est consacré, est présentée. En effet, ces deux composantes font intervenir la notion de tronçons en T<sub>e</sub> équivalents qui représente l'objet principal de ce travail.

### 2.2.2 Calcul des rigidités

En ce qui concerne les rigidités, le même principe est d'application et les formulations se trouvent également au paragraphe A.1.2 des annexes en fonction des propriétés mécaniques et géométriques.

L'évaluation de l'écrouissage, liée au caractère bi-linéaire de la loi de comportement, constitue une étape importante dans la prévision du comportement non-linéaire jusqu'à la ruine des courbes force-déplacement. Chaque composante possède une résistance et une rigidité post-limite liées à l'apparition et à la propagation de l'écrouissage à l'exception des composantes fragiles.

Il convient généralement de considérer la rigidité d'écrouissage comme étant égale à  $E_{st}/E$  fois la rigidité initiale. D'après les résultats obtenus dans sa thèse, le professeur J-P. Jaspard a convenu que ce rapport est généralement équivalent à 1/50 [3].

Chaque composante, à l'exception de celles présentant une ruine fragile, peut être caractérisée par ses rigidités initiale et d'écrouissage comme indiqué sur la figure 2.6.

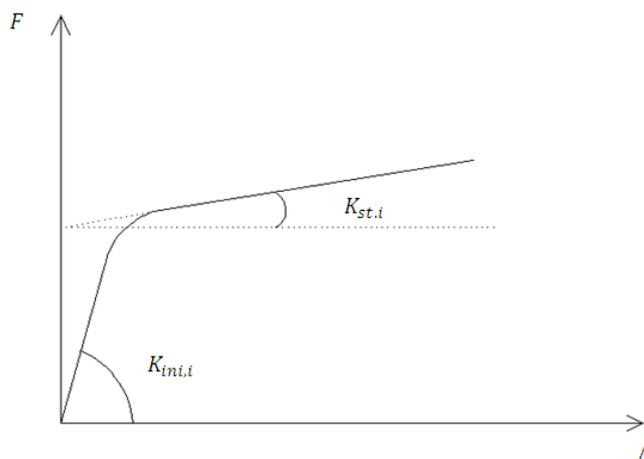


FIGURE 2.6 – Représentation des rigidités

### 2.2.3 Assemblage des composantes

Le comportement élastique de chacune des composantes qui constituent l'assemblage est modélisé par un ressort extensionnel reprenant un effort de traction (ou de compression dans d'autres configurations d'assemblages). Afin de modéliser le comportement d'ensemble de l'assemblage, les ressorts sont assemblés entre eux suivant les principes ci-après. La figure 2.7 représente un exemple de « modèle à ressorts » dans le cas de l'assemblage poutre-colonne tendu présenté auparavant.

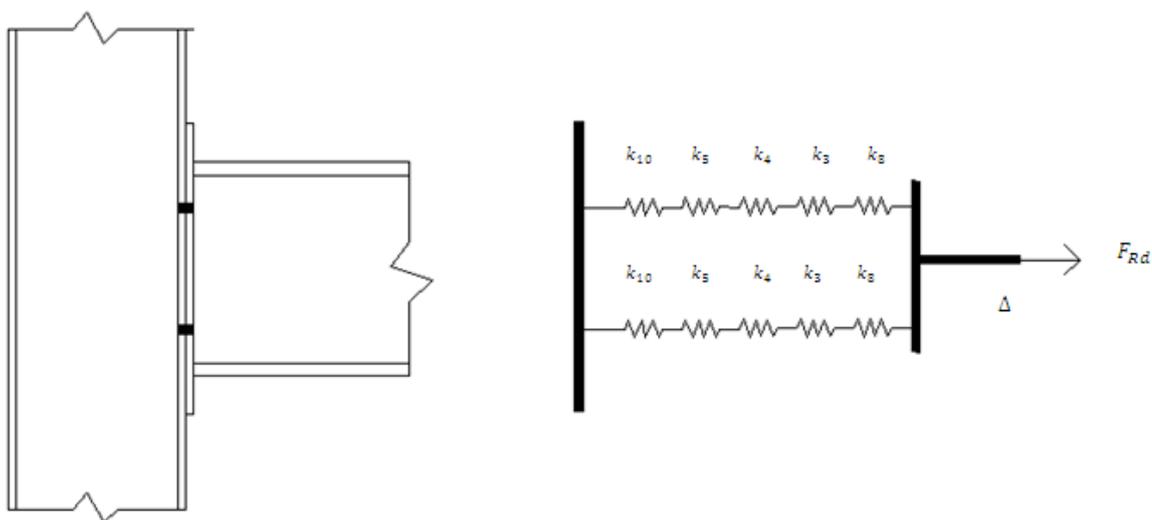


FIGURE 2.7 – Exemple de modèle ressort

Ce modèle peut également être simplifié par le biais de rigidités efficaces établies par rangées et ensuite d'une rigidité efficace de l'ensemble de l'assemblage comme présenté sur le schéma 2.8.

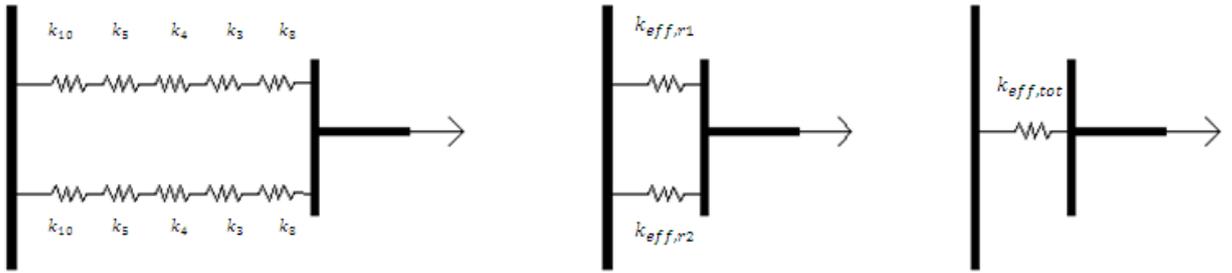


FIGURE 2.8 – Simplification du modèle ressort

### 2.2.3.1 Rigidité initiale de l'assemblage

La rigidité efficace correspondant à chacune des rangées résulte de l'association de rigidités en série et peut simplement être évaluée par l'expression :

$$k_{eff,ini,ri} = \frac{1}{\sum_i \frac{1}{k_{i,ini,ri}}}$$

où  $ri$  représente la rangée considérée et « ini » indique la valeur initiale de « k ».

Une fois les deux rigidités efficaces calculées, celle correspondant à l'ensemble de l'assemblage est évaluée comme une combinaison de rigidités en parallèle :

$$k_{eff,ini,tot} = \sum_i k_{eff,ini,ri}$$

### 2.2.3.2 Résistante plastique de l'assemblage

La résistance plastique d'une rangée correspond à la plus petite des valeurs de calcul des composantes formant celle-ci. Ainsi, pour chacune d'elle :

$$F_{Rd,min,ri} = \min(F_{Rd,i})$$

où  $F_{Rd,min,ri}$  correspond à la valeur minimale pour la rangée.

Etant donné que chaque rangée, dans le cas d'un assemblage purement tendu, subit le même déplacement  $\Delta$ , nous pouvons écrire :

$$\frac{F_{Rd,min,r1}}{k_{eff,ini,r1}} = \frac{F_{Rd,min,r2}}{k_{eff,ini,r2}} = \frac{F_{Rd,tot}}{k_{eff,ini,tot}}$$

De cette dernière double égalité, la valeur résistante pour l'ensemble de l'assemblage peut aisément être déduite :

$$F_{Rd,tot} = \frac{F_{Rd,min,r1} \cdot k_{eff,ini,tot}}{k_{eff,ini,r1}} = \frac{F_{Rd,min,r2} \cdot k_{eff,ini,tot}}{k_{eff,ini,r2}}$$

### 2.2.3.3 Rigidité post-limite de l'assemblage

Au cours du chargement d'un assemblage, l'absence d'instabilité (le voilement par exemple) ou de rupture fragile permet le développement d'un domaine d'augmentation progressive de résistance après l'atteinte de la résistance plastique. Ce domaine est caractérisé par une rigidité post-limite  $K_{st}$  [3] et est principalement dû à l'écroutissement de l'acier. Afin de l'évaluer, une distinction entre les composantes participant au comportement post-limite via leur rigidité d'écroutissement ou non doit être effectuée. Pour ce faire, les parties d'assemblage dont la valeur résistante plastique est proche de la valeur  $F_{Rd,min,ri}$  (valeur minimale par rangée) s'écrouriront en cours de chargement et influenceront la rigidité post-limite de l'assemblage par leur rigidité d'écroutissement. Dans le cas inverse, elles conserveront leur valeur initiale. Afin d'opérer cette distinction, de nombreux essais ont montré que la valeur charnière [3]

$$F_{Rd,i} > 1,65.F_{Rd,min,ri}$$

pouvait être adoptée. Pour des valeurs supérieures à  $1,65.F_{Rd,min,ri}$ , la contribution à la rigidité post-limite se fera via la rigidité initiale tandis que dans le cas contraire, elle se fera via la rigidité d'écroutissement. En résumé des explications ci-dessus, on peut établir l'équation suivante :

$$k_{eff,st,ri} = \frac{1}{\sum_i \left( \frac{1}{k_{i,ini,ri}} \right)_{si F_{Rd,i} \geq 1,65.F_{Rd,min,ri}} + \sum_i \left( \frac{1}{k_{i,st,ri}} \right)_{si F_{Rd,i} \leq 1,65.F_{Rd,min,ri}}$$

La rigidité efficace relative à l'ensemble de l'assemblage se calcule comme précédemment en considérant une association en parallèle.

### 2.2.3.4 Résistante ultime de l'assemblage

De la même façon que précédemment, la résistance ultime par rangée peut être évaluée par :

$$F_{u,min,ri} = \min(F_{u,i})$$

et celle pour l'ensemble de l'assemblage par :

$$F_{u,tot} = \frac{F_{u,min,r1} \cdot k_{eff,st,tot}}{k_{eff,st,r1}} = \frac{F_{u,min,r2} \cdot k_{eff,st,tot}}{k_{eff,st,r2}}$$

## 2.3 Semelle et plat d'about fléchis

### 2.3.1 Introduction

Ce paragraphe est consacré à la modélisation des semelles et des plats d'about fléchis selon l'Eurocode. Ainsi, l'idéalisation faite par la norme permet de remplacer les éléments tendus par un tronçon en T équivalent, appelé également T-stub. Ce dernier est ensuite

connecté via ses semelles à un support supposé rigide et est soumis à une force de traction uniformément distribué agissant au niveau de l'âme.

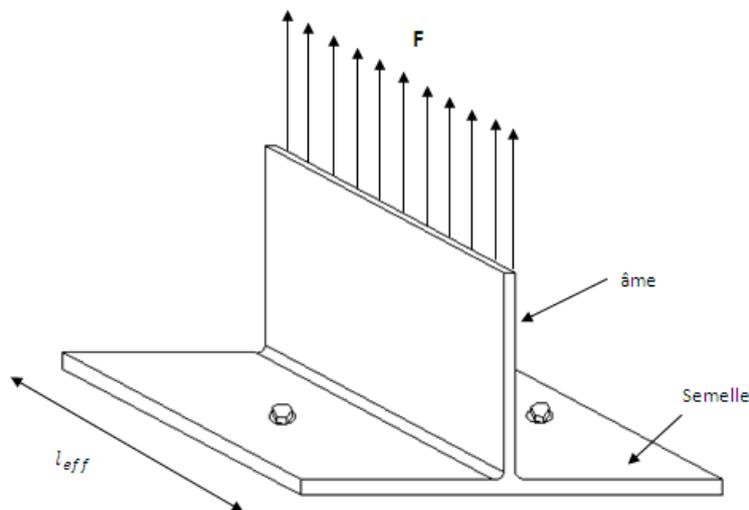


FIGURE 2.9 – Tronçon en Té équivalent relié par deux boulons à une fondation supposée rigide [1]

Cette approche présente la particularité de substituer à la semelle (ou platine) un tronçon en Té dont la résistance et le mode de ruine sont similaires aux éléments réels. L'équivalence entre la semelle (ou plat d'about) et ce tronçon se traduit par la définition d'une longueur efficace  $l_{eff}$ . Cette valeur n'est bien entendu qu'une valeur théorique et peut ne pas être équivalente à la longueur physique de la composante qu'elle représente [3]. Celle-ci est reprise dans l'Eurocode et dépend :

- de la composante correspondante (semelle et/ou plat d'about) ;
- de la présence ou non d'un raidisseur ;
- des propriétés géométriques (espacement des boulons, distance entre ceux-ci et l'âme, distance avec le bord libre de la semelle ou du plat) ;
- de la présence de boulons sur la partie débordante dans le cas d'un assemblage par plat d'about et
- du fonctionnement en groupe des différentes rangées de boulons.

Le lecteur désireux d'en savoir plus sur l'évaluation de ces longueurs efficaces consultera la section A.2 des annexes.

### 2.3.2 Modes de ruine et résistances

Après avoir défini les différentes longueurs efficaces correspondantes (pour des rangées de boulons isolées mais également comme faisant partie d'un groupe de rangées), vient le calcul de la résistance. Suivant la configuration géométrique et les propriétés mécaniques des composantes étudiées (épaisseur du plat ou de la semelle, distance entre boulons, résistance en traction des boulons...), trois modes de ruine différents peuvent être observés ([3], [1], [6]). La résistance plastique du T-stub est bien entendu égale à la plus petite des trois valeurs présentées ci-après. Les mêmes développements peuvent également être effectués pour la résistance ultime en remplaçant la limite élastique par celle correspondant

à la valeur ultime.

### 2.3.2.1 Mode de ruine 1

"Le premier mode s'apparente à la ruine du tronçon par formation d'un mécanisme plastique, avant que la ruine des boulons ne soit atteinte" [3]. Les lignes de plastification se forment au niveau des rangées de boulons et à la naissance des congés de raccordement (2.10)

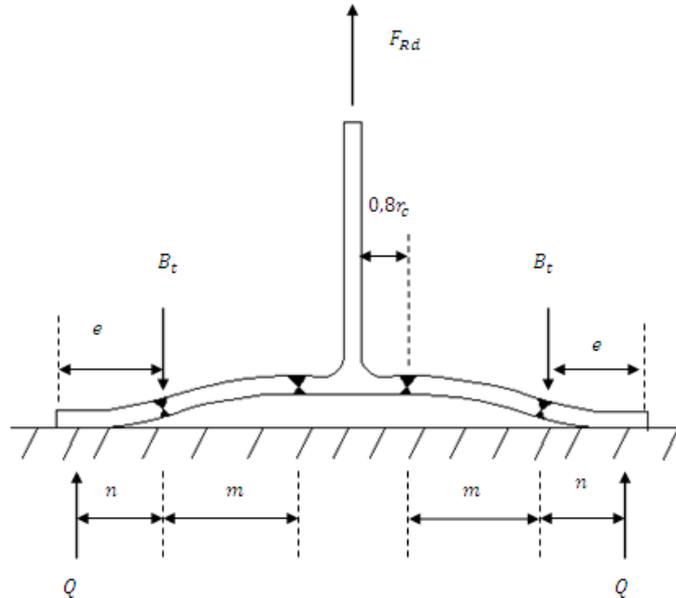


FIGURE 2.10 – Mode de ruine 1 [3]

"Les efforts de levier  $Q$  résultent de la déformabilité de la semelle des tronçons T $\acute{e}$ " [3]. Leur localisation dépend de la rigidité relative des boulons tendus et de la semelle. La distance «  $n$  » entre le centre du boulon et l'application de ces forces est donnée par l'Eurocode et s'exprime par

$$n = \min(e_{min}; 1, 25.m)$$

où  $e_{min}$  est défini au paragraphe A.2.

Pour ce premier mode de ruine, la résistance s'exprime par

$$F_{t,Rd,mode1} = \frac{4.M_{pl,Rd1}}{m}$$

où  $m$  est donnée par la figure 2.10 et  $M_{pl,Rd,1}$  est le moment plastique de la semelle (ou du plat d'about) donné par

$$M_{pl,Rd,1} = \frac{0, 25.l_{eff,mode1}.t^2.f_y}{\gamma_{M0}}$$

Dans cette dernière formule,  $l_{eff,mode1}$  correspond à la longueur efficace propre au mode 1,  $t$  à l'épaisseur de la semelle et  $f_y$  la limite d'élasticité.

La valeur de  $B_t$  (figure 2.10) représente l'effort dans le boulon (inférieure à la valeur résistance  $B_{t,Rd}$  au moment de la formation du mécanisme plastique).

### 2.3.2.2 Mode de ruine 2

"Le deuxième mode de ruine s'apparente à l'atteinte de la résistance de calcul des boulons alors que les lignes de plastification se sont déjà développées à la naissance du congé de raccordement entre la semelle et l'âme du tronçon en T" [3]. C'est donc une ruine dite mixte.

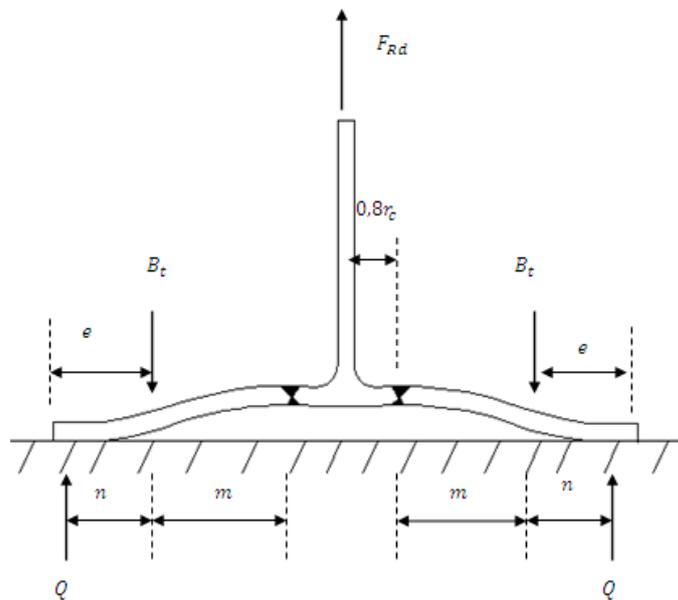


FIGURE 2.11 – Mode de ruine 2 [3]

La formule de l'Eurocode qui permet d'évaluer la résistance de ce mode de ruine est :

$$F_{t,Rd,mode2} = \frac{2 \cdot M_{pl,Rd,2} + n \cdot \sum B_{t,Rd}}{m + n}$$

où  $M_{pl,Rd,2}$  est le moment plastique correspondant au mode 2

$$M_{pl,Rd,2} = \frac{0,25 \cdot l_{eff,mode2} \cdot t^2 \cdot f_y}{\gamma_{M0}}$$

et  $B_{t,Rd}$  la résistance plastique du boulon en traction donnée par :

$$B_{t,Rd} = \frac{0,9 \cdot A_s \cdot f_{u,bolt}}{\gamma_{M2}}$$

### 2.3.2.3 Mode de ruine 3

"Ce dernier mode correspond à la ruine des boulons" [3]. De plus, la rigidité importante de la semelle du tronçon en T é conduit à la séparation des plats sans apparition d'effort de levier.

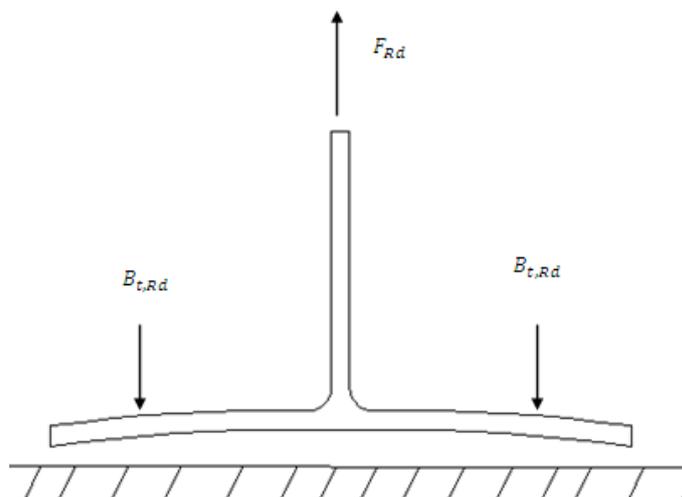


FIGURE 2.12 – Mode de ruine 3 [3]

La résistance de calcul associée à ce mode est égale à la somme des résistances des boulons

$$F_{t,Rd,mode3} = \sum B_{t,Rd}$$

### 2.3.2.4 Evaluation de la résistance de calcul

Pour la détermination de la résistance de calcul à la traction d'une composante de base représentée par une semelle de tronçon en T équivalent, il convient selon l'Eurocode [1], de calculer successivement :

- "la résistance d'une rangée de boulons isolée, déterminée en considérant uniquement cette rangée ;
- la contribution de chaque rangée de boulons à la résistance de deux ou plusieurs rangées adjacentes dans un groupe de boulons, déterminée en considérant uniquement ces rangées de boulons".

De là, il est nécessaire de déterminer si la rangée agit de façon isolée ou comme faisant partie d'un groupe [1]. Ainsi, une rangée sera considérée comme faisant partie d'un groupe de rangées de boulons si :

- "l'effort exercé au niveau de chaque rangée de boulons n'excède pas la résistance de calcul déterminée en considérant uniquement cette rangée isolée de boulons ;
- l'effort total exercé sur chaque groupe de rangées de boulons, comprenant deux ou plusieurs rangées adjacentes dans le même groupe, n'excède pas la résistance de calcul de ce groupe de rangées de boulons."

### 2.3.3 Améliorations du modèle initial T-Stub

Lors de comparaisons entre les résultats d'essais et les prévisions faites par l'Eurocode 3, il a été démontré que l'approche T-stub, lors de l'atteinte des modes de ruines 2 et 3, était relativement fiable [6]. Cependant, la formule développée précédemment pour le mode 1 semble quant à elle quelque peu conservatrice. Dès lors, la question d'un raffinement de la formulation s'est posée et deux nouvelles méthodes ont été développées dans l'annexe du professeur J-P. Jaspard disponible en [6].

#### 2.3.3.1 Prise en compte de la taille du boulon

Dans la méthode existante, les forces correspondant aux boulons ont toujours été idéalisées comme des charges ponctuelles, la taille des boulons et rondelles n'ayant jamais été prises en compte dans les développements.

Afin de palier à cette lacune, la charge du boulon peut être considérée comme distribuée linéairement sur une distance  $d_w$  positionnée de façon symétrique par rapport à l'axe du boulon [6] ( $d_w$  représentant le diamètre du boulon ou de la rondelle). Finalement, par simplicité, la charge  $B_t$  présentée au paragraphe précédent pour le mode de ruine 1 peut être subdivisée en deux charges statiquement égales  $B_t/2$  agissant à une distance  $e_w$  de l'axe du boulon.

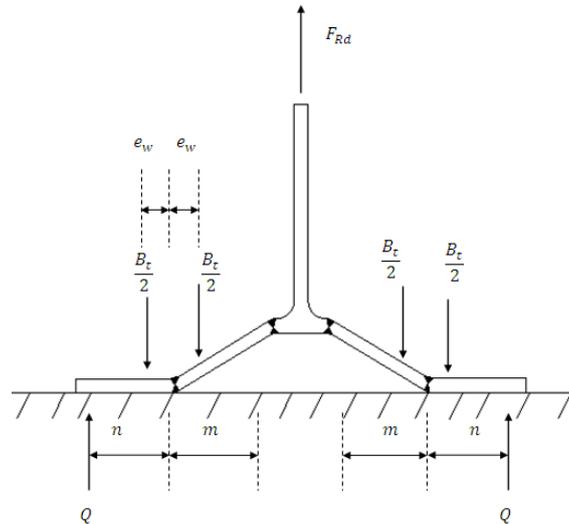


FIGURE 2.13 – Mode de ruine 1 - Méthode 2 [6]

Ainsi, par application des travaux virtuels, il a été démontré [6] que la valeur résistante de calcul associée à la formation du mécanisme plastique s'exprime par

$$F_{t,Rd,mode1} = \frac{(8.n - 2.e_w) \cdot M_{pl,Rd,1}}{[2.m.n - e_w \cdot (m + n)]}$$

La résistance plastique évaluée en considérant cette amélioration sera, dans le reste de ce travail désignée comme « la méthode 2 » (celle préalablement évaluée étant la méthode 1).

### 2.3.3.2 Prise en compte de la précontrainte des boulons

La deuxième amélioration apportée à l'évaluation du premier mode consiste en l'apport bénéfique de la précontrainte des boulons. Cette dernière amélioration n'a cependant pas pu être approfondie dans le cadre de ce travail.

### 2.3.4 Evaluation de la rigidité

La rigidité initiale des tronçons en Té équivalents peut être évaluée par :

$$k_{ini} = \frac{0,9.l_{eff}.t^3}{m^3}$$

où la longueur efficace est prise comme étant égale à la plus petite des longueurs efficaces (isolément ou en tant que partie d'un groupe de rangées de boulons).

## 2.4 Conclusions

Ce chapitre constitue un rappel de la méthode des composantes permettant de déterminer de façon analytique le comportement d'un assemblage. Pour ce faire, un développement théorique a été réalisé sur un exemple et pourra servir de base à l'étude des essais de Trento effectuée au chapitre 3. En effet, l'exemple présenté peut être aisément adapté aux différentes configurations des spécimens étudiés.

Une description détaillée des différents modes de ruine ainsi que des formulations permettant l'évaluation des résistances plastiques et des rigidités des tronçons en Té équivalents ont également été mises en avant. Ainsi, deux principales méthodes pour l'évaluation du mode 1 ont été présentées :

- la méthode 1 : évaluation de la résistance plastique sans prendre en compte de l'influence bénéfique du boulon développée au paragraphe 2.3.3 ;
- la méthode 2 : évaluation de la résistance plastique avec prise en compte de cette amélioration.

Après avoir rappelé les fondements théoriques nécessaires à la réalisation de ce travail, le prochain chapitre est consacré à l'application de cette théorie et à l'étude des essais de Trento.

## Chapitre 3

# Étude des essais de Trento

### 3.1 Introduction

Comme cela a déjà été mentionné dans un précédent travail de fin d'études [2], le comportement à la ruine ainsi que la capacité de déformation des composantes semelle et plat d'about fléchis semblent mal estimées, principalement en cas de faible épaisseur de ces derniers. En effet, des essais réalisés sur des plats de faible épaisseur ont permis de mettre en évidence un comportement membranaire non-négligeable induisant une résistance ultime ainsi qu'une capacité de déformation plus importante.

Afin de dégager l'importance de ces effets, une campagne d'essais a été mise en place à Trento : « Robustness - Robust structure by joint ductility » [7]. Cette dernière fait partie d'un projet européen mené conjointement à Trento, Stuttgart et Liège pour laquelle des essais ont été effectués sur des T-stubs, des assemblages et des portiques complets possédant dans chacun des cas, des aciers de même propriétés mécaniques. Les tests menés à Trento ont permis, pour différentes configurations, d'obtenir le comportement des tronçons en T<sub>e</sub> équivalents prescrits par l'Eurocode ainsi que des boulons, le tout exempt de toute autre composante.

La première partie de ce chapitre est consacrée à la mise en oeuvre de la méthode de calcul de l'Eurocode avec prise en compte de l'écrouissage, comme décrit précédemment, à l'ensemble des essais disponibles. Ainsi, une comparaison pourra être faite entre la précision du modèle et celle des résultats expérimentaux.

Dans un deuxième temps, des remarques pourront être effectuées quant à l'éventuelle présence d'effets membranaires et à la justesse de l'évaluation des longueurs efficaces permettant l'application de la méthode.

### 3.2 Descriptif des essais réalisés à Trento

Dans le but de déterminer le comportement des T-stubs et la réponse des assemblages tendus dans le domaine des grands déplacements, un total de 95 essais ont été réalisés à Trento [7]. Cette étude comprend notamment :

- des T-stubs non raidis uniquement tendus simulant le comportement des composantes semelles et plats d'about fléchis. Ainsi, différents tests ont été menés sur des

- spécimens caractérisés par des configurations géométriques différentes;
- des tests comprenant une interaction entre effort tranchant et effort normal;
- des T-stubs raidis soumis uniquement à traction permettant de montrer l'influence de la position du raidisseur sur le comportement global.

Dans le cadre de ce travail, nous nous intéresserons uniquement à la première configuration pour lesquels l'effet membranaire apparaît explicitement.

L'ensemble des essais tendus ont été réalisés en connectant la semelle du T-stub à un support rigide de 54mm d'épaisseur. La charge est appliquée de façon centrée sur l'âme de telle façon qu'elle soit alignée avec les boulons connectant la semelle au support rigide.

L'étude expérimentale concerne les assemblages poutres colonnes présentés en figure 3.1 et 3.2.

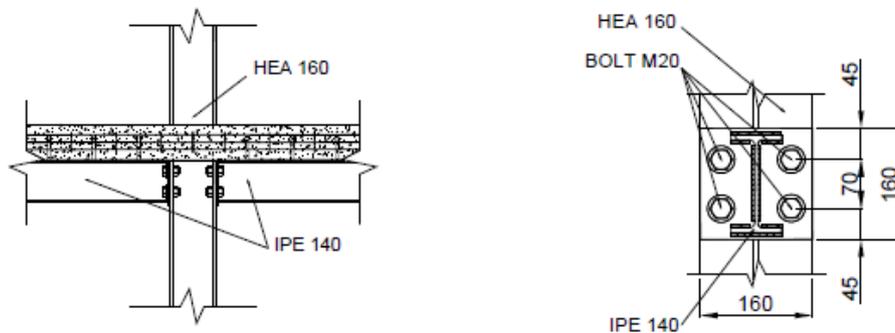


FIGURE 3.1 – Assemblages composites acier-béton (CS) [7]

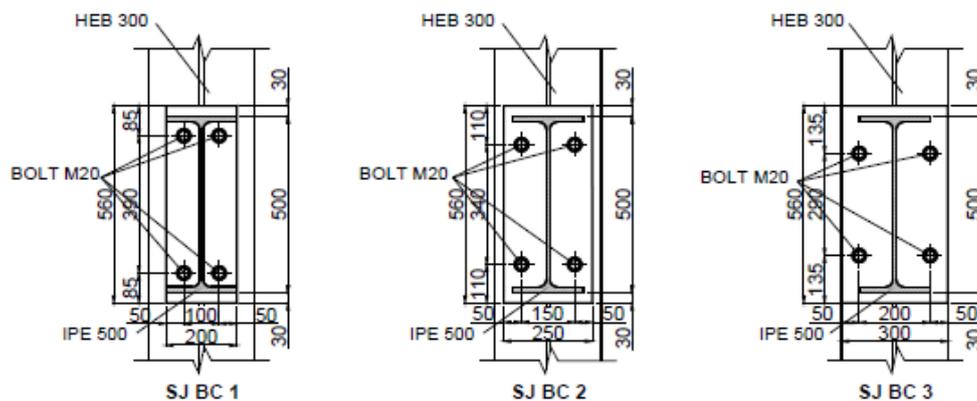


FIGURE 3.2 – Assemblages métalliques [7]

De ces différentes configurations ont été tirés les spécimens étudiés en accord avec l'EN 1993-1-8 et l'évaluation des longueurs efficaces ainsi que les modes de ruine associés. Par ailleurs, des T-stubs dont la longueur est inférieure à celle prescrite par la norme ont également été testés. De plus, concernant les essais « SJ BC1 », différentes épaisseurs ont été choisies.

Soit ci-après deux tableaux reprenant les différentes configurations envisagées en fonction de leur propriétés géométriques.

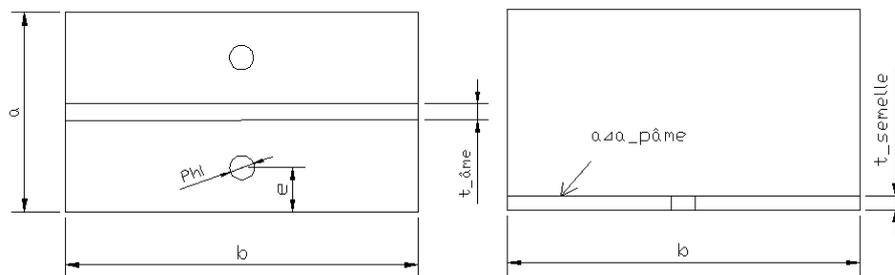


FIGURE 3.3 – Propriétés géométriques des T-stubs

	Spécimen	Composante	Géométrie						
			a	b	e	$\phi$	Epaisseur		$a_{p,\text{âme}}$
							semelle	âme	
mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm		
CS	1BA	end-plate	160	80	30	22	8	5	3
	1BB		160	256	30	22	8	5	3
	1BC		160	256	30	22	8	5	3
	1CA	Column	160	80	30	22	9	6	10,6
	1CB		160	256	30	22	9	6	10,6
	1CC		160	256	30	22	9	6	10,6

TABLE 3.1 – Propriétés géométriques des essais de configuration CJ [7]

	Spécimen	Composante	Géométrie						
			a	b	e	$\phi$	Epaisseur		$a_{p,\text{âme}}$
							semelle	âme	
mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm		
SJ BC1	5CA	Column	300	170	100	21	19	11	19,1
	5BAA	End-plate	200	254	50	21	8	10,2	4
	5BAB		200	254	50	21	12	10,2	4
	5BAC		200	254	50	21	16	10,2	4
SJ BC2	5CB	Column	300	285	75	21	19	11	19,1
	5BB	End-plate	250	354	50	21	12	10,2	4
SJ BC2	5CC	Column	300	354	50	21	19	11	19,1
	5BC	End-plate	300	443	50	21	12	10,2	4

TABLE 3.2 – Propriétés géométriques des essais de configuration SJ [7]

Au niveau des propriétés mécaniques, des essais ont été réalisés afin de déterminer la limite élastique et ultime des aciers utilisés. Des essais de traction ont également été menés sur les boulons pour lesquels la résistance ultime en traction a été déterminée.

Le tableau 3.3 reprend ces différentes valeurs.

	Spécimen	Propriétés mécaniques				
		T-stub			Boulons	
		$f_y$ MPa	$f_u$ MPa	E MPa	Nuance	$B_{t,u,bolt}$ kN
CS	1BA	412,544	550,939	213324	M20 8.8	228,829
	1BB	412,544	550,939	213324	M20 8.8	228,829
	1BC	412,544	550,939	213324	M20 8.8	228,829
	1CA	392,2	523,2	194600	M20 8.8	228,829
	1CB	392,2	523,2	194600	M20 8.8	228,829
	1CC	392,2	523,2	194600	M20 8.8	228,829
SJ BC1	5CA	396,1	536,6	198400	M20 10.9	280,07
	5BAA	569,3	663,4	198800	M20 10.9	280,07
	5BAB	378,5	537	208800	M20 10.9	280,07
	5BAC	515,9	584	209100	M20 10.9	280,07
SJ BC2	5CB	396,1	536,6	198400	M20 10.9	280,07
	5BB	378,5	537	208800	M20 10.9	280,07
SJ BC3	5CC	396,1	536,6	198400	M20 10.9	280,07
	5BC	378,5	537	208800	M20 10.9	280,07

TABLE 3.3 – Propriétés mécaniques des essais CS et SJ [7]

### 3.3 Développement de la méthode de l’Eurocode avec écrouissage à l’essai 1BA

La première partie consiste en l’évaluation des essais de Trento avec la méthode précédemment décrite au paragraphe 2.2. Pour ce faire, l’application est effectuée sur l’essai 1BA, possédant les caractéristiques d’un tronçon court (au paragraphe B.1 se trouve le même développement pour un tronçon dit long). Les propriétés géométriques et mécaniques sont celles reprises en 3.1 et 3.3.

Soit en figure 3.4 le schéma détaillé des caractéristiques géométriques :

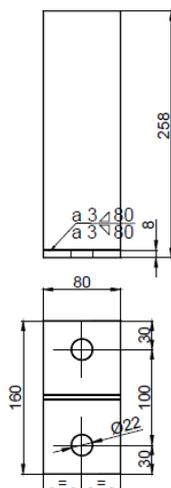


FIGURE 3.4 – Représentation de l’essai 1BA [7]

### 3.3.1 Calcul des propriétés géométriques

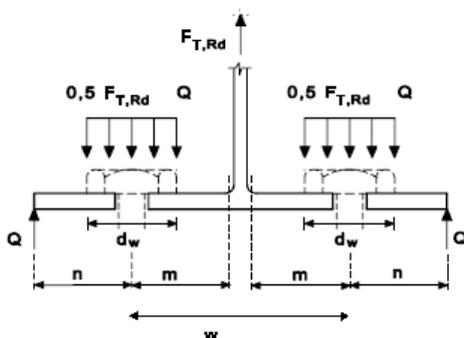


FIGURE 3.5 – Caractéristiques géométriques de calcul du Tstub [1]

$$\begin{aligned}
 w &= a - 2.e = 160 - 2.30 = 100\text{mm} \\
 m &= \frac{w}{2} - \frac{t_{web}}{2} = 0,8 \cdot \sqrt{2} \cdot a_{p,\hat{a}me} = 44,106\text{mm} \\
 n &= \min(e; 1,25m) = 30\text{mm} \\
 e_w &= \frac{d_w}{4} = 9,25\text{mm}
 \end{aligned}$$

### 3.3.2 Détermination des longueurs efficaces

Il est important de distinguer, dans le cadre de l'évaluation des longueurs efficaces, celles possédant réellement un sens physique. Ainsi, seuls les mécanismes symétriques par rapport à un axe perpendiculaire à l'âme du T-stub doivent être retenus. Si nous nous référons aux tableaux A.1 et A.3 du paragraphe A.2 des annexes, les mécanismes admissibles sont :

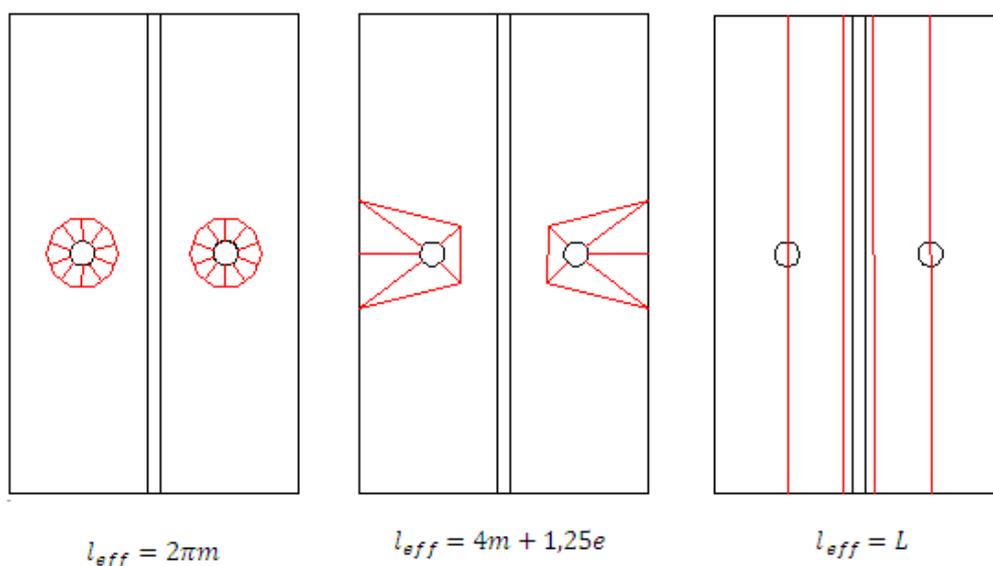


FIGURE 3.6 – Mécanismes plastiques admissibles

### 3.3.2.1 Mécanisme circulaire

$$l_{eff,cp} = 2.\pi.m = 2.\pi.44,105 = 277,12mm$$

### 3.3.2.2 Mécanismes non circulaires

$$l_{eff,nc1} = 4.m + 1,25.e = 213,92mm$$

$$l_{eff,nc2} = L = 80mm$$

### 3.3.2.3 Mécanismes correspondant aux modes 1 et 2

$$l_{eff,mode1} = \min(l_{eff,cp}; l_{eff,nc1}; l_{eff,nc2}) = L = 80mm$$

$$l_{eff,mode2} = \min(l_{eff,nc1}; l_{eff,nc2}) = L = 80mm$$

## 3.3.3 Calcul des résistances plastiques

### 3.3.3.1 Résistance plastique des boulons

$$\begin{aligned} B_{t,Rd} &= 0,9.B_{t,u,Rd} \\ &= 206kN \\ \Rightarrow \sum B_{t,Rd} &= 412kN \end{aligned}$$

### 3.3.3.2 Résistance plastique du T-stub

1. Mode 1

$$M_{pl,Rd1} = 0,25.l_{eff,mode1}.t_{flange}^2.f_{y,tstub} = 0,528kN.m$$

$$F_{t,Rd1} = \frac{4.M_{pl,Rd1}}{m} = 47,89kN \quad \text{selon la méthode 1}$$

$$F_{t,Rd1} = \frac{(8n - 2e_w).M_{pl,Rd1}}{2mn - e_w(m + n)} = 59,65kN \quad \text{selon la méthode 2}$$

2. Mode 2

$$M_{pl,Rd2} = 0,25.l_{eff,mode2}.t_{flange}^2.f_{y,tstub} = 0,528kN.m$$

$$F_{t,Rd2} = \frac{2.M_{pl,Rd2} + n.\sum B_{t,Rd}}{m + n} = 181kN$$

3. Mode 3

$$F_{t,Rd3} = \sum B_{t,Rd} = 412kN$$

La valeur à prendre en compte correspond à la plus petite des trois valeurs ci-dessus

$$\begin{aligned} F_{t,Rd} &= \min(F_{t,Rd1}; F_{t,Rd2}; F_{t,Rd3}) = 47,89kN && \text{selon la méthode 1} \\ F_{t,Rd} &= \min(F_{t,Rd1}; F_{t,Rd2}; F_{t,Rd3}) = 59,65kN && \text{selon la méthode 2} \end{aligned}$$

### 3.3.4 Calcul des résistances ultimes

#### 3.3.4.1 Résistance ultime des boulons

$$\begin{aligned} B_{t,u,Rd} &= 228,829kN \\ \implies \sum B_{t,u,Rd} &= 457,658kN \end{aligned}$$

#### 3.3.4.2 Résistance ultime du T-stub

1. Mode 1

$$\begin{aligned} M_{u,Rd1} &= 0,25.l_{eff,mode1}.t_{flange}^2.f_{u,tstub} = 0,705kN.m \\ F_{tu,Rd1} &= \frac{4.M_{u,Rd1}}{m} = 65,95kN && \text{selon la méthode 1} \\ F_{tu,Rd1} &= \frac{(8n - 2e_w).M_{u,Rd1}}{2mn - e_w(m + n)} = 79,66kN && \text{selon la méthode 2} \end{aligned}$$

2. Mode 2

$$\begin{aligned} M_{u,Rd2} &= 0,25.l_{eff,mode2}.t_{flange}^2.f_{u,tstub} = 0,705kN.m \\ F_{tu,Rd2} &= \frac{2.M_{u,Rd2} + n. \sum B_{tu,Rd}}{m + n} = 204,3kN \end{aligned}$$

3. Mode 3

$$F_{tu,Rd3} = \sum B_{t,u,Rd} = 457,658kN$$

La valeur à prendre en compte correspond à la plus petite des trois valeurs ci-dessus

$$\begin{aligned} F_{tu,Rd} &= \min(F_{tu,Rd1}; F_{tu,Rd2}; F_{tu,Rd3}) = 65,95kN && \text{selon la méthode 1} \\ F_{tu,Rd} &= \min(F_{tu,Rd1}; F_{tu,Rd2}; F_{tu,Rd3}) = 79,66kN && \text{selon la méthode 2} \end{aligned}$$

### 3.3.5 Calcul des rigidités initiale et d'écrouissage

#### 3.3.5.1 Rigidités des boulons

1. Rigidité initiale

$$\begin{aligned}
 L_b &= e_{support,rigide} + t_{flange} + 2 \cdot \frac{h_{tete,boulon} + h_{tete,ecrou}}{2} + 2 \cdot e_{prondelle} \\
 &= 54 + 8 + \frac{13 + 16}{2} + 2.4 = 84,5 \text{ mm} \\
 A_s &= 245 \text{ mm}^2 \\
 \Rightarrow k_{bolt,ini} &= E \cdot 1,6 \cdot \frac{A_s}{L_b} \\
 &= 210000 \cdot 1,6 \cdot \frac{245}{84,5} = 974201,18 \text{ kN/m}
 \end{aligned}$$

2. Rigidité d'écrouissage

$$k_{bolt,st} = k_{10,ini}$$

La rigidité du boulon reste initiale car il ne peut subir d'écrouissage (rupture fragile)

#### 3.3.5.2 Rigidités du T-stub

1. Rigidité initiale

$$\begin{aligned}
 l_{eff} &= \min(l_{eff,mode1}; l_{eff,mode2}) = 80 \text{ mm} \\
 k_{tstub,ini} &= \frac{E \cdot 0,9 \cdot l_{eff} \cdot t_{flange}^3}{m^3} = 91654 \text{ kN/m}
 \end{aligned}$$

2. Rigidité d'écrouissage

$$k_{tstub,st} = \frac{k_{tstub,ini}}{50} = 1833 \text{ kN/m}$$

#### 3.3.5.3 Rigidités pour l'ensemble

1. Rigidité initiale

$$K_{ini} = \frac{1}{\frac{1}{k_{bolt,ini}} + \frac{1}{k_{tstub,ini}}} = 83772 \text{ kN/m}$$

2. Rigidité intermédiaire

$$K_{intermediaire} = \frac{1}{\frac{1}{k_{bolt,ini}} + \frac{3}{k_{tstub,ini}}} = 29622 \text{ kN/m}$$

## 3. Rigidité d'écroissage

$$K_{ini} = \frac{1}{\frac{1}{k_{bolt,ini}} + \frac{1}{k_{tstub,st}}} = 1829,64 kN/m$$

## 3.3.6 Représentation graphique

## 3.3.6.1 Méthode bi-linéaire

La première loi envisagée est une loi de type bi-linéaire qui répond aux caractéristiques suivantes

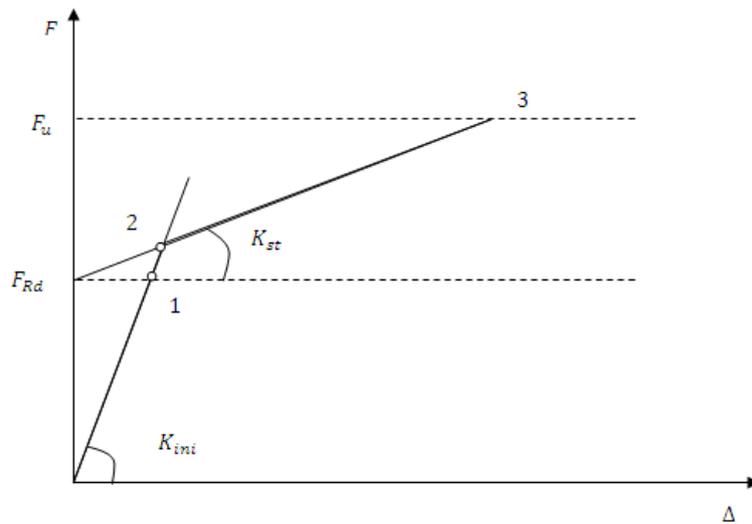


FIGURE 3.7 – Représentation schématique de la loi bi-linéaire

i) Point 1 : atteinte de la résistance plastique de la composante :

$$F_1 = F_{Rd}$$

$$\Delta_1 = \frac{F_1}{K_{ini}}$$

ii) Point 2 : intersection entre la droite représentant le comportement élastique et d'écroissage

$$\Delta_2 = \frac{F_1}{K_{ini} - K_{st}}$$

$$F_2 = F_1 + \Delta_2 \cdot K_{st}$$

iii) Point 3 : atteinte de la résistance ultime

$$F_3 = F_u$$

$$\Delta_3 = \frac{F_3 - F_1}{K_{st}}$$

### 3.3.6.2 Méthode tri-linéaire

Afin d'obtenir une loi de comportement plus proche de la réalité, notamment au moment de la plastification, une loi de type tri-linéaire peut également être adoptée. Celle-ci est caractérisée par trois rigidités : initiale, intermédiaire (rigidité sécante) et d'écroissage.

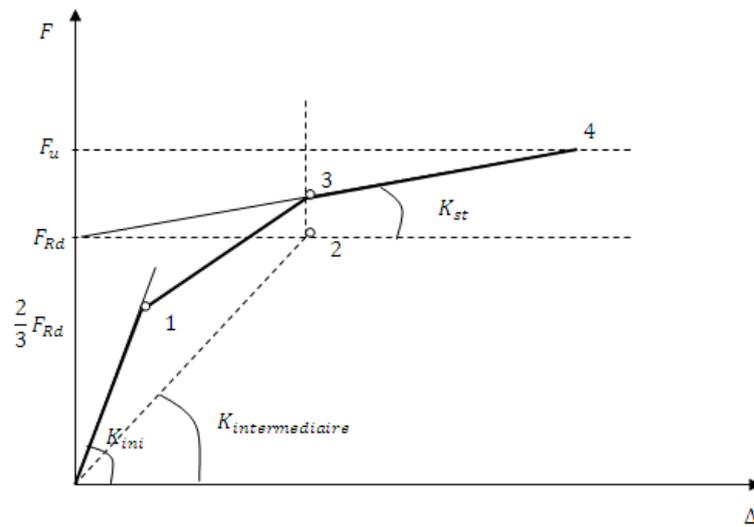


FIGURE 3.8 – Représentation schématique de la loi tri-linéaire

- i) Point 1 : atteinte de  $\frac{2}{3}$  de la résistance plastique

$$F_1 = \frac{2}{3}F_{Rd}$$

$$\Delta_1 = \frac{F_1}{K_{ini}}$$

- ii) Point 2 : atteinte de la résistance plastique sur base d'une rigidité sécante intermédiaire

$$F_2 = F_{Rd}$$

$$\Delta_2 = \frac{F_2}{K_{intermediaire}}$$

- iii) Point 3 : déplacement identique au point 2 mais intersection avec la droite d'écroissage

$$\Delta_3 = \Delta_2$$

$$F_3 = F_2 + \Delta_3 \cdot K_{st}$$

- iv) Point 4 : atteinte de la résistance ultime

$$F_4 = F_u$$

$$\Delta_4 = \Delta_3 + \frac{F_4 - F_3}{K_{st}}$$

### 3.3.6.3 Résultats graphiques

On trouve ci-dessous la représentation graphique des résultats obtenus selon la méthode 1 et 2 décrites respectivement aux paragraphes 2.3.2 et 2.3.3 concernant l'essai 1BA développé ci-avant

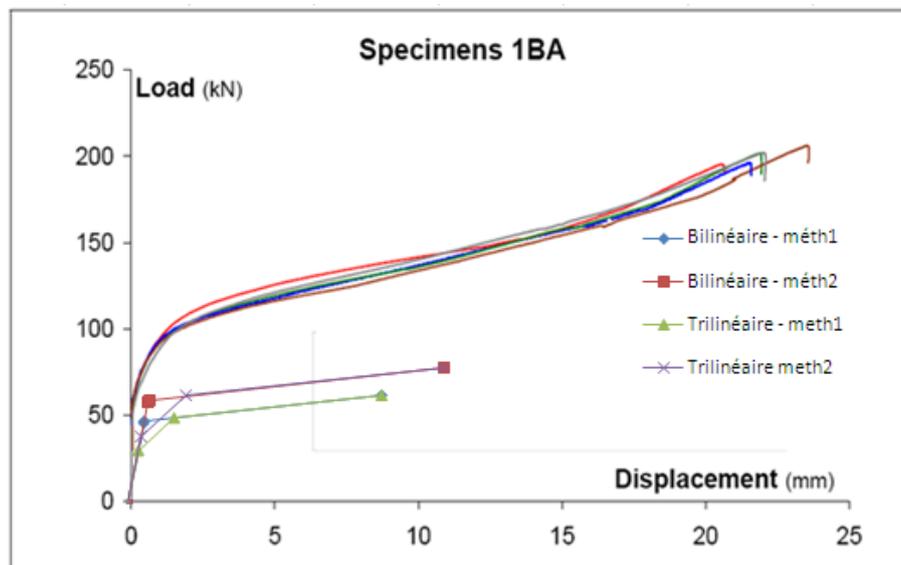


FIGURE 3.9 – Résultats essai 1BA - représentation graphique

## 3.4 Analyse des résultats

### 3.4.1 Tronçons courts et de faible épaisseur

Les deux tronçons courts de 80mm de longueur à disposition sont ceux correspondant aux essais 1BA développés ci-avant et 1CA :

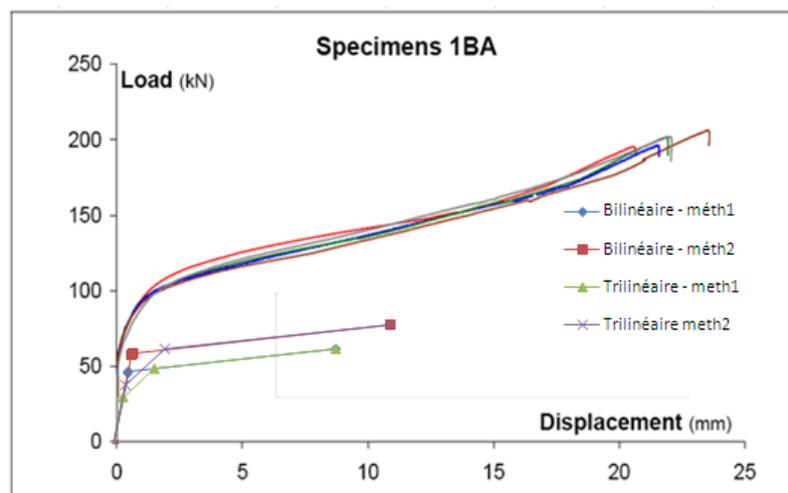


FIGURE 3.10 – Résultats essai 1BA

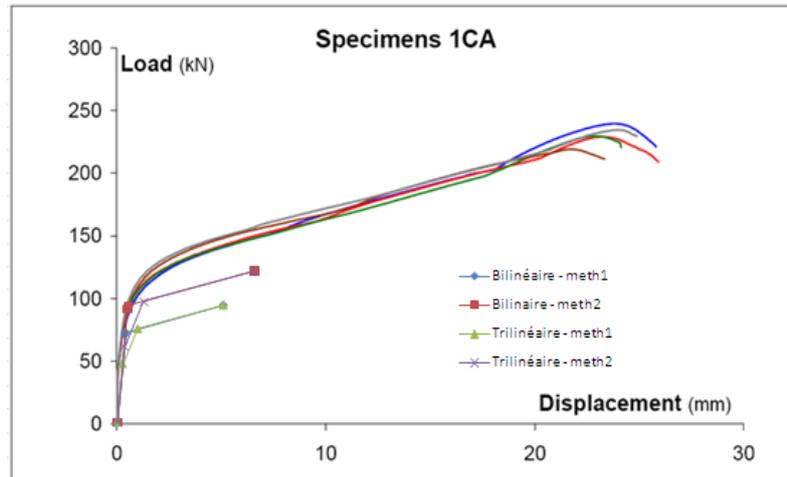


FIGURE 3.11 – Résultats essai 1CA

La première information pouvant être déduite de ces résultats est que le modèle de calcul semble trop sécuritaire dans l'évaluation de la résistance des plats de faible épaisseur et de courte longueur (80mm). De plus, cette différence semble se marquer d'avantage sur l'essai 1BA ( $t_{flange} = 8\text{mm}$ ) que sur l'essai 1CB ( $t_{flange} = 9\text{mm}$ ). Le mode de ruine de ces deux tronçons courts s'apparente à la longueur L de ces derniers.

Nous pouvons également observer, et cela se confirme sur les photos 3.12 et 3.13, que ces deux configurations de T-stub subissent des effets membranaires non-négligeables. Sur les graphiques représentatifs des résultats expérimentaux, cela se marque principalement dans la dernière partie des courbes où le déplacement devient conséquent. Le modèle de l'Eurocode ne permettant pas de prendre en compte ce phénomène, la résistance ultime est largement sous-estimée.



FIGURE 3.12 – Photo : essai 1BA [7]



FIGURE 3.13 – Photo : essai 1CA [7]

Sur les graphiques 3.10 et 3.11, les rigidités initiale et post-limite des deux configurations de T-stub semblent relativement bien évaluées.

### 3.4.2 Tronçons longs et de faible épaisseur

Ces essais correspondent aux configurations 1BB, 1CB et 5BAA. Ces T-stubs, de type long, sont caractérisés par une modification de la longueur efficace. En effet, nous passons

d'une longueur efficace  $l_{eff} = L$  pour les tronçons courts à une valeur de  $l_{eff} = 4m+1,25e$  et la ruine est une ruine par création d'un mécanisme plastique selon le mode 1.

La représentation graphique des résultats est la suivante :

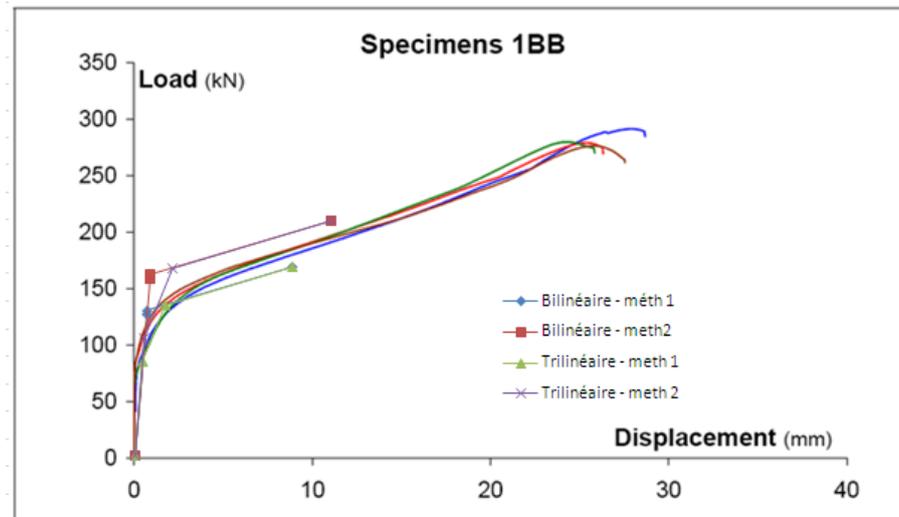


FIGURE 3.14 – Résultats essai 1BB

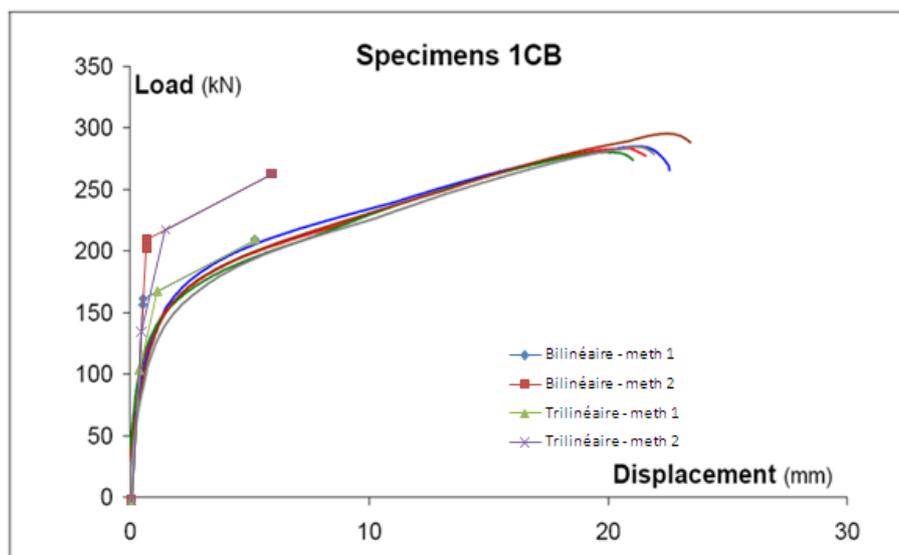


FIGURE 3.15 – Résultats essai 1CB

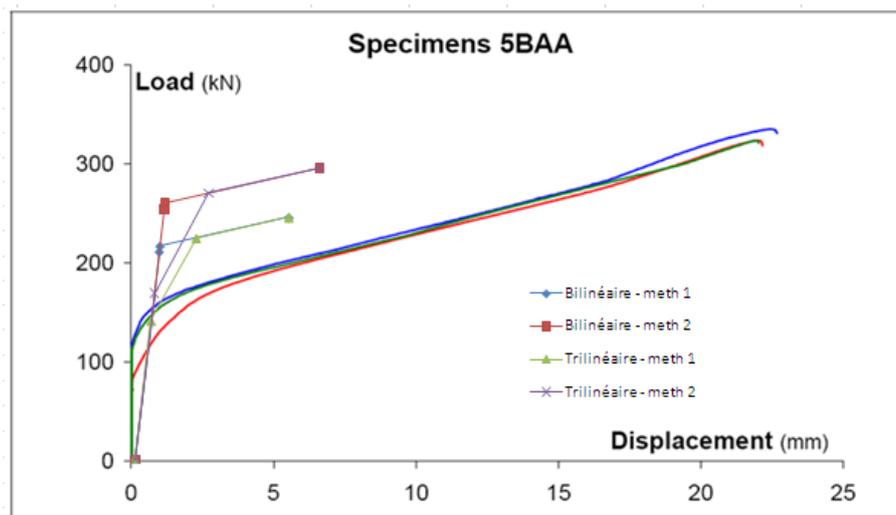


FIGURE 3.16 – Résultats essai 5BAA

Nous pouvons à présent constater, que selon la méthode 2 définie au paragraphe 2.3.3, qui semble la plus cohérente d'un point de vue physique, la résistance plastique est à présent sur-évaluée et la méthode trop peu sécuritaire. Les rigidités initiale et post-limite sont à nouveau bien évaluées ce qui nous conforte dans la bonne utilisation de la méthode des composantes. Les effets membranaires semblent également apparaître, comme dans le cas des tronçons courts, dans la dernière partie des courbes expérimentales ce qui ne permet pas une bonne estimation de la résistance ultime.

Il est cependant important de noter que les résultats obtenus pour l'essai 5BAA semblent nettement supérieurs aux valeurs expérimentales. Une discussion y sera consacrée au paragraphe 4.3.1.5 de ce rapport.

### 3.4.3 Plats de 12mm d'épaisseur

Dans ce paragraphe est regroupé l'ensemble des essais sur des plats de 12mm d'épaisseur. Les essais concernés sont : 5BAB, 5BB et 5BC. La différence principale entre ces trois configurations réside dans la distance entre les deux boulons :

$$w_{5BAB} = 100mm$$

$$w_{5BB} = 150mm$$

$$w_{5BC} = 200mm$$

Pour ces trois essais, le schéma de plastification correspond à  $l_{eff} = 4m + 1,25e$  et la ruine s'apparente à un mode 2.

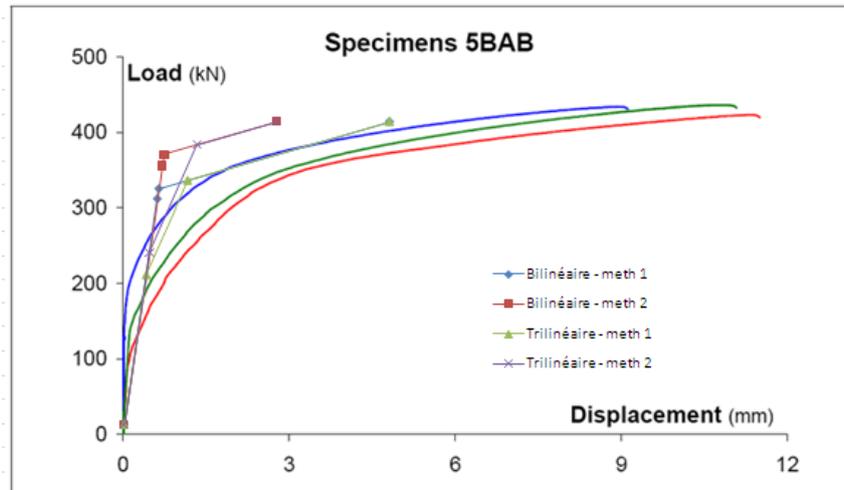


FIGURE 3.17 – Résultats essai 5BAB

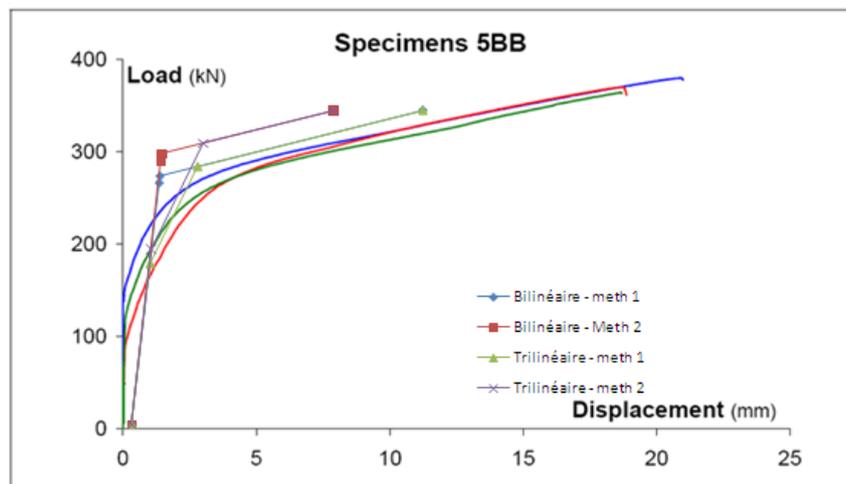


FIGURE 3.18 – Résultats essai 5BB

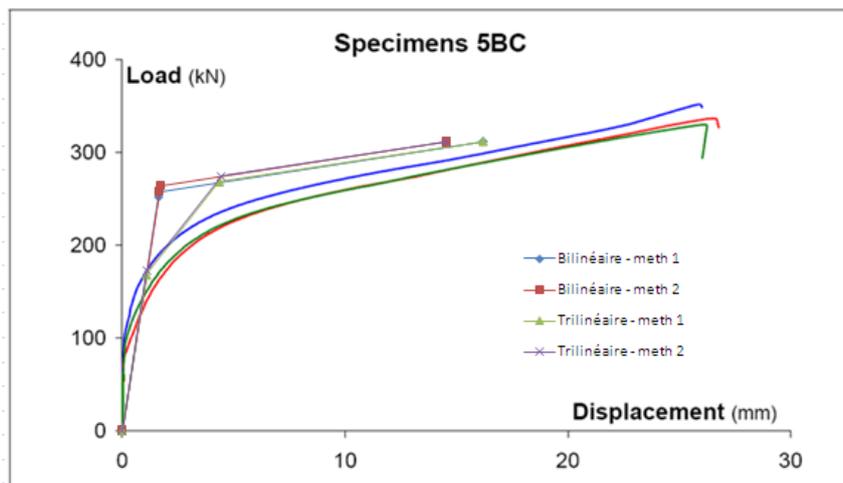


FIGURE 3.19 – Résultats essai 5BC

Il est aisé de constater sur les trois essais ci-dessus que la correspondance entre la méthode de calcul Eurocode et les résultats expérimentaux est mieux approchée. En effet, l'erreur faite sur l'évaluation de la résistance plastique semble moindre et les rigidités initiale et post-limite correspondent avec les résultats expérimentaux.

De plus, l'influence de la distance entre boulons s'exprime par l'augmentation de la déformabilité du T-stub. En effet, plus les boulons sont éloignés de l'âme et moins la raideur est importante et donc plus le plat a tendance à se déformer de façon importante. Cela explique notamment pourquoi, dans l'essai 5BC (3.19), une déformation à la ruine de 30 mm peut être observée.

### 3.4.4 Plats de fortes épaisseurs

Les essais concernés dans ce cadre sont : 5BAC pour lequel l'épaisseur est égale à 16mm et 5CA, 5CB, 5CC pour lesquels elle est égale à 19 mm.

Ces trois essais s'apparentent tous à une ruine peu ductile comme représenté sur les résultats expérimentaux :

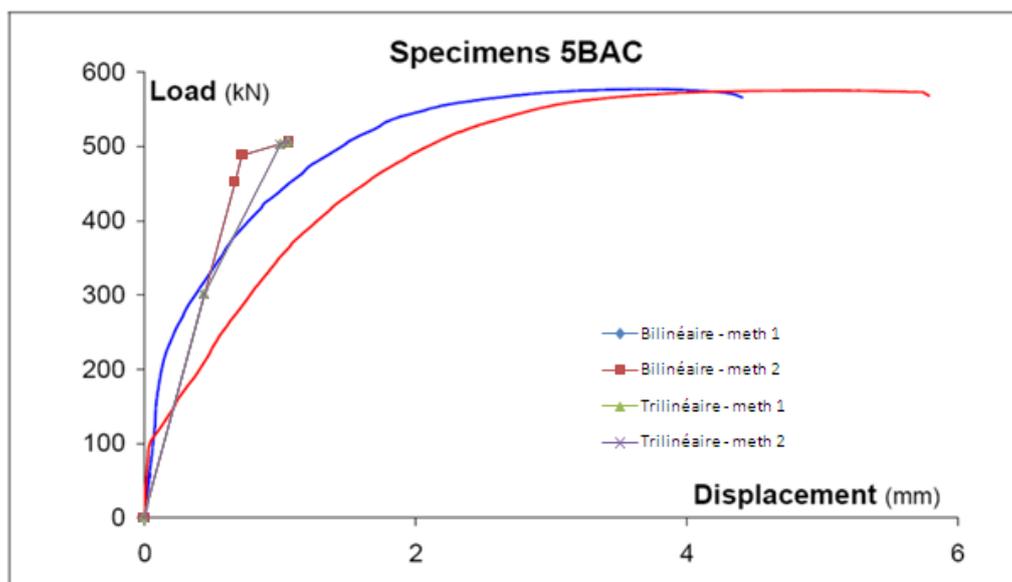


FIGURE 3.20 – Résultats essai 5BAC

L'essai 5BAC présente un mode de ruine de type 2 selon l'Eurocode mais à fortiori, est égale à un mode 3 expérimentalement. Le mécanisme de ruine suit une longueur efficace égale à  $l_{eff} = 4m + 1,25e$ .

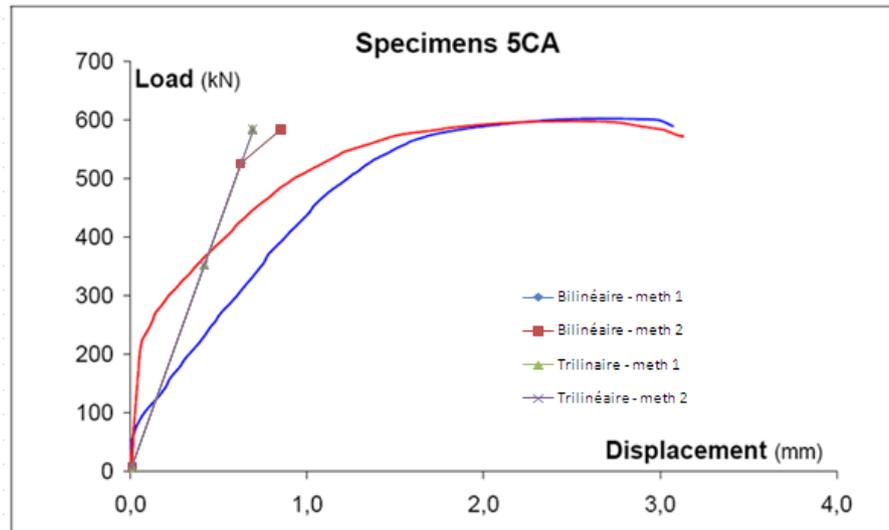


FIGURE 3.21 – Résultats essai 5CA

Cette figure montre clairement une ruine fragile de type 3 par rupture des boulons.

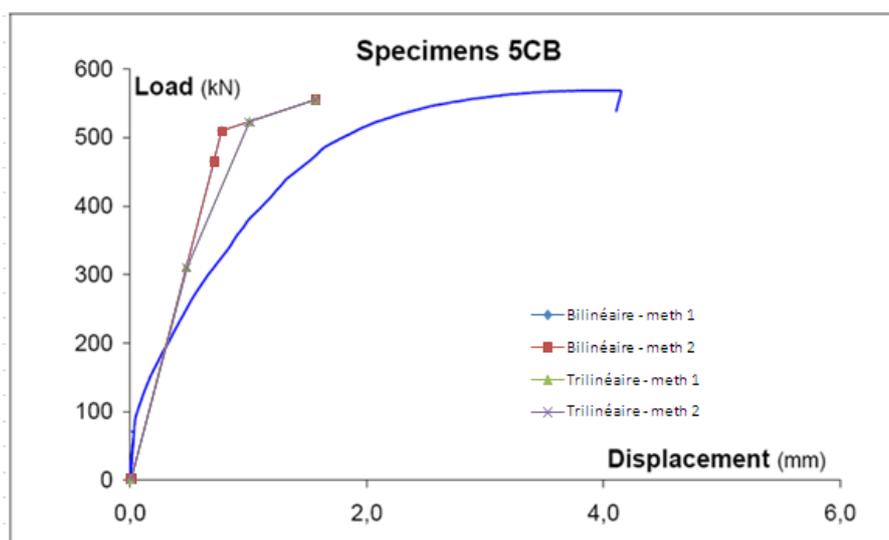


FIGURE 3.22 – Résultats essai 5CB

La ruine de cet essai est également de type 3, mais possède une déformabilité plus importante. En effet, le manque de ductilité apporté par l'épaisseur importante du plat est compensée quelque peu par la longueur plus importante du T-stub, mais également par l'entre-distance plus importante entre les boulons.

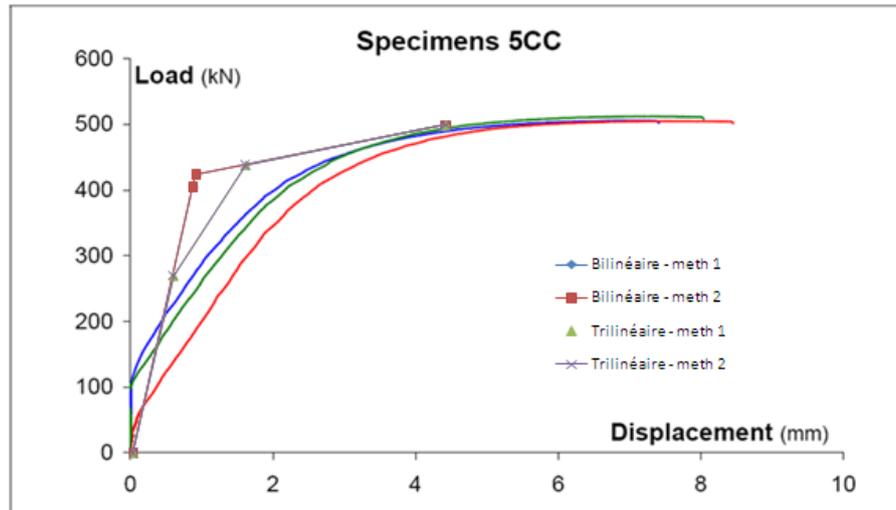


FIGURE 3.23 – Résultats essai 5CC

La remarque portant sur l'analyse de l'essai en figure 3.22 se confirme ici dans la mesure où le mode de ruine passe de celui de type 3 à celui de type 2 avec une augmentation à nouveau plus importante de la ductilité en raison de la grande longueur et une plus grande distance entre boulons, propre à cette configuration.

### 3.4.5 Conclusions

Après avoir analysé les différents essais à disposition, différentes conclusions peuvent être tirées.

Tout d'abord, la plus importante est probablement la différence non-négligeable qui existe entre l'évaluation de la résistance plastique par le modèle de calcul mis en place selon les critères de l'Eurocode et les résultats expérimentaux pour les tronçons de faible épaisseur. En effet, cette analyse a permis de mettre en avant trois points principaux :

- une estimation trop sécuritaire dans le cadre de plats de faible longueur ;
- une estimation trop peu sécuritaire pour des plats de grande longueur ;
- une présence, probablement fort importante, des effets membranaires.

Afin notamment de confirmer cette différence, une résolution au moyen d'une méthode inverse ainsi que diverses simulations numériques seront mises en oeuvre plus loin dans ce travail.

Ensuite, pour des essais sur des plats d'épaisseur moyenne, une meilleure concordance des résultats a été observée bien que ceux-ci sous-évaluent toujours largement la résistance ultime, probablement en raison de la présence de ces effets membranaires.

Enfin pour des plats de fortes épaisseurs, le modèle paraît être suffisant pour l'évaluation des résistances plastique et ultime mais présente cependant toujours un certain manque de précision du point de vue de la ductilité.

## 3.5 Pistes de recherches

### 3.5.1 Présence d'effets membranaires

La première piste intéressante de recherches est celle déjà introduite dans le travail de M. Bonivers [2]. Celle-ci consiste à étudier les effets membranaires pouvant intervenir dans des configurations de T-stubs de faible épaisseur et leur influence ou non sur l'évaluation de la résistance plastique. Pour réaliser cet étude, l'outil numérique semble le plus adapté en raison du peu d'essais à disposition. Le chapitre 4 y est consacré.

### 3.5.2 Méthode inverse

La méthode inverse permet quant à elle, si il est démontré que la présence d'effets membranaires n'influence en rien la valeur de la résistance plastique, de déterminer les différences entre les longueurs efficaces théoriques et celles qu'il faudrait utiliser afin que les résistances plastiques théoriques et expérimentales soient approximativement égales.

#### 3.5.2.1 Evaluation des longueurs efficaces

Afin de pouvoir évaluer les différences entre les résultats expérimentaux et l'évaluation de la loi de comportement via la méthode de l'Eurocode, une méthode inverse est appliquée. En effet, plutôt que de suivre le chemin habituel qui consiste à déterminer une longueur efficace et ensuite une résistance, la méthode inverse consiste à partir de la résistance pour déterminer une longueur efficace.

Pour ce faire, la résistance plastique doit tout d'abord être évaluée en prenant l'intersection entre l'asymptote à la courbe correspondant au comportement post-limite et l'axe de la force appliquée. La méthode employée est explicitée sur le schéma 3.24.

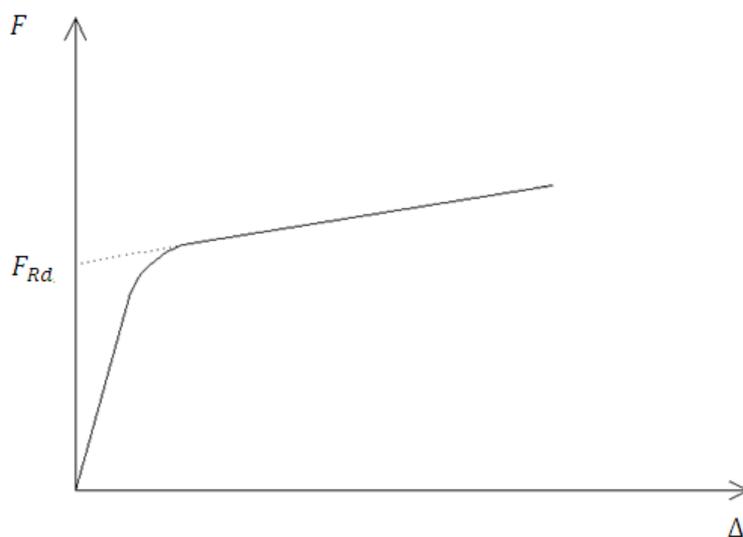


FIGURE 3.24 – *Évaluation  $F_{Rd}$  par la méthode inverse*

Une fois la résistance plastique évaluée, il suffit de prendre les formules permettant de calculer celle-ci en fonction du mode considéré et de la longueur efficace et de les exprimer

non pas en fonction de  $F_{Rd}$  mais de  $l_{eff}$ . Cela donne :

i) pour le mode 1, selon la méthode traditionnelle (méthode 1)

$$l_{eff,mode1} = \frac{F_{Rd} \cdot m}{t_f^2 \cdot f_y}$$

ii) pour le mode 1, selon la méthode 2 (prise en compte du boulon)

$$l_{eff,mode1} = \frac{F_{Rd} \cdot [2 \cdot m \cdot n - e_w \cdot (m + n)]}{[8 \cdot n - 2 \cdot e_w] \cdot 0,25 \cdot t_f^2 \cdot f_y}$$

iii) pour le mode 2

$$l_{eff,mode2} = \frac{F_{Rd} \cdot (m + n) - n \cdot \sum B_{t,Rd}}{0,5 \cdot t_f^2 \cdot f_y}$$

Une fois ces longueurs évaluées, il suffit de les introduire à nouveau dans le modèle Eurocode prenant en compte l'écroûissage déjà développé auparavant.

Bien entendu, certains essais ne peuvent être rigoureusement résolus par cette méthode. En effet, pour les figures 3.20, 3.21, 3.22 et 3.23, une valeur de résistance plastique ne peut être déterminée avec suffisamment de précision. Il conviendra donc de ne pas les prendre en compte dans l'application de la méthode.

### 3.5.2.2 Résultats obtenus

Seuls, les résultats relatifs à la méthode inverse obtenus selon la méthode 2 sont présentés dans le cadre de ce travail.

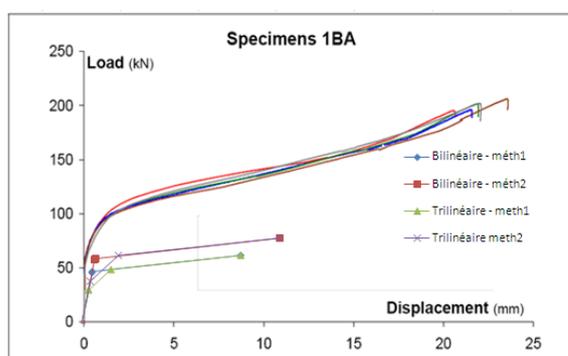


FIGURE 3.25 – 1BA - méth. normale

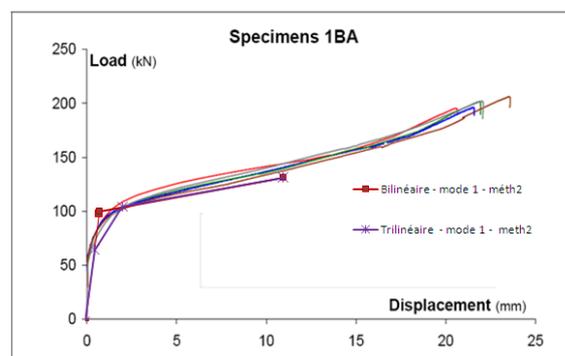


FIGURE 3.26 – 1BA - méth. inverse

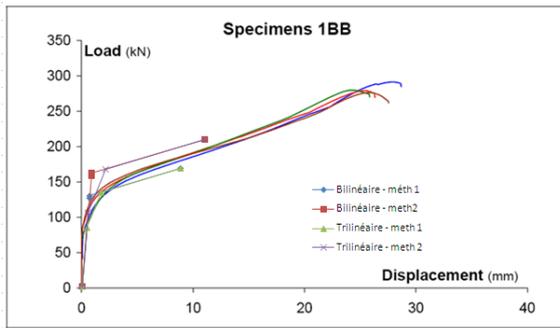


FIGURE 3.27 – 1BB - méth. normale

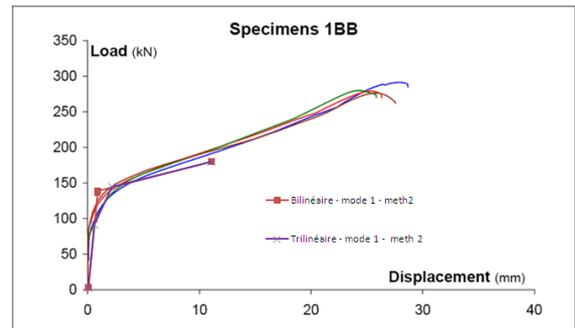


FIGURE 3.28 – 1BB - méth. inverse

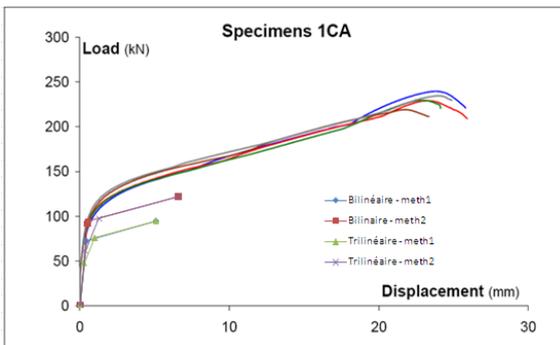


FIGURE 3.29 – 1CA - méth. normale

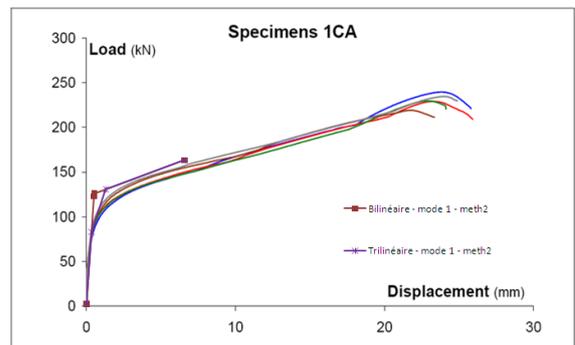


FIGURE 3.30 – 1CA - méth. inverse

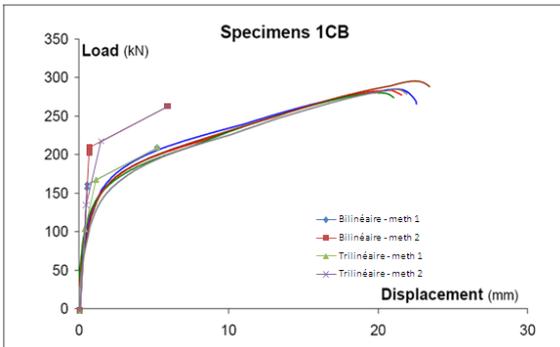


FIGURE 3.31 – 1CB - méth. normale

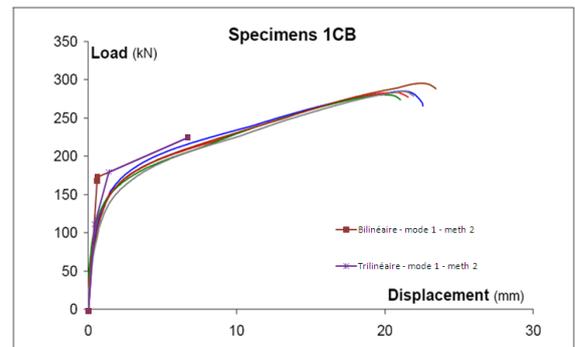


FIGURE 3.32 – 1CB - méth. inverse

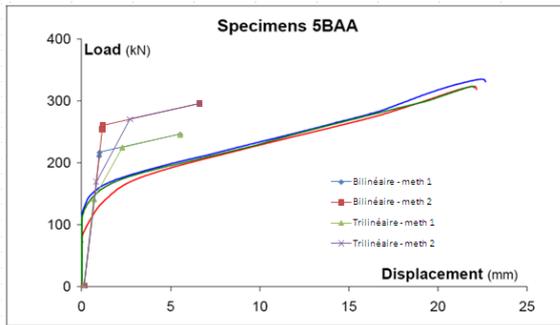


FIGURE 3.33 – 5BAA - méth. normale

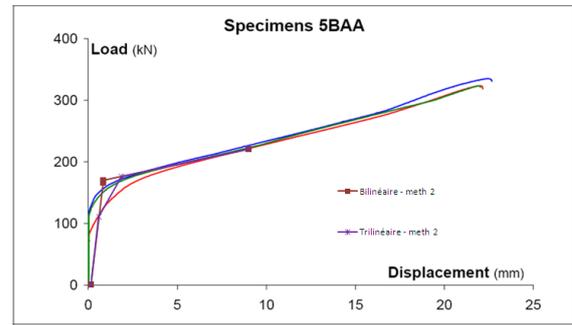


FIGURE 3.34 – 5BAA- méth. inverse

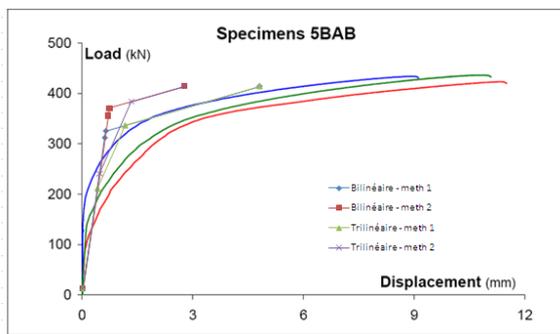


FIGURE 3.35 – 5BAB - méth. normale

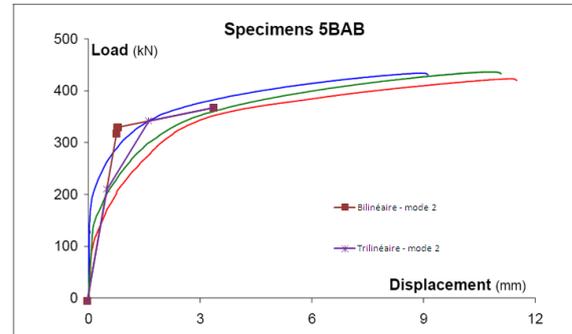


FIGURE 3.36 – 5BAB - méth. inverse

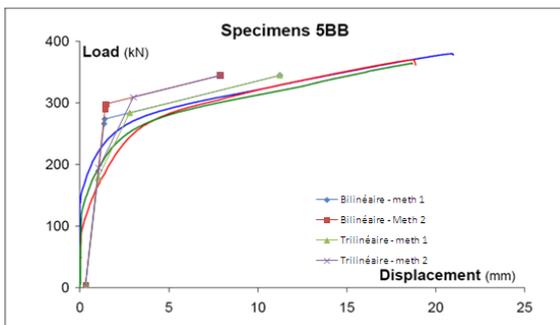


FIGURE 3.37 – 5BB - méth. normale

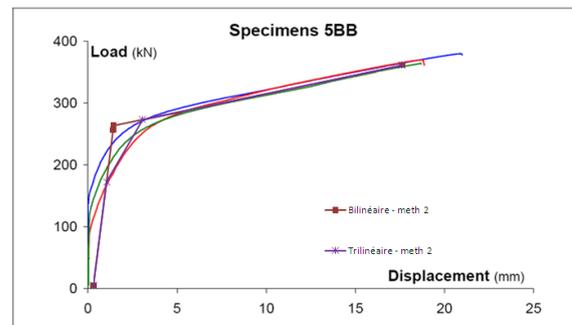


FIGURE 3.38 – 5BB - méth. inverse

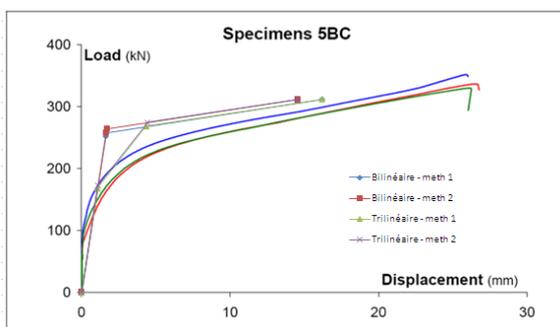


FIGURE 3.39 – 5BC - méth. normale

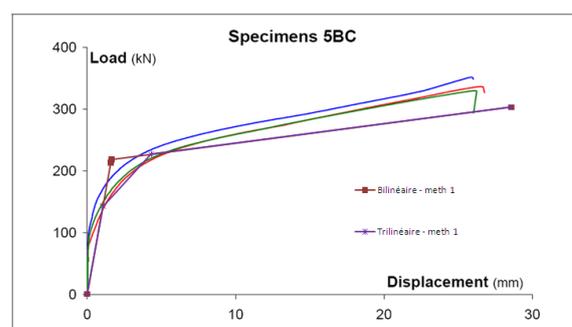


FIGURE 3.40 – 5BC - méth. inverse

D'après les graphiques ci-dessus, il est aisé de constater que l'évaluation des longueurs efficaces par la méthode inverse constitue une meilleure approximation du comportement réel des spécimens étudiés.

Il est également intéressant, et c'est le but principal du tableau récapitulatif 3.4, de comparer les deux méthodes étudiées au point de vue des valeurs résistantes et longueurs efficaces. Sont repris dans ce dernier, les essais correspondants à des épaisseurs inférieures ou égales à 12mm.

Essai	Mode plasticité selon EC	$F_{Rd}$ selon EC [kN]	$F_{Rd}$ meth. inv. [kN]	$l_{eff}$ selon EC [mm]	$l_{eff}$ meth. inv. [mm]	Différence [%]
1BA	1	59,6	100	80	134,11	+ 67,7
1BB	1	159,5	136	213,9	182,3	- 14,7
1CA	1	93,87	123,1	80	104,87	+ 31,1
1CB	1	208,3	177,22	177,53	146,76	-14,9
5BAA	1	243,13	158,33	224	145,9	- 33,8
5BAB	2	346,5	325	224	200,2	-10,6
5BB	2	295	260	324	273,6	-15,5
5BC	2	261,8	211,6	424	322,5	-23

TABLE 3.4 – Comparaison entre la méthode EC et inverse

Concernant les résultats obtenus pour les essais 5BB et 5BC, le mode de ruine 2 obtenu par l'Eurocode fait place à un mode de ruine 1 par la méthode inverse. En effet, en comparant les deux résultats obtenus par la méthode inverse pour les modes 1 et 2, on peut constater la bonne concordance pour le premier mode :

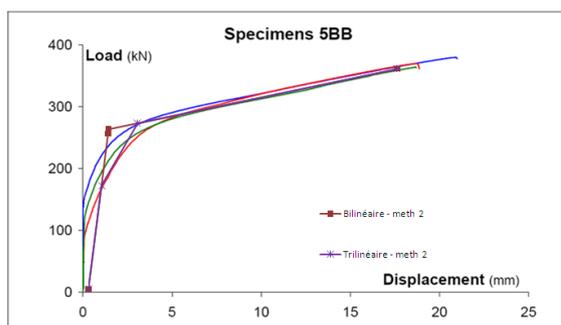


FIGURE 3.41 – 5BB - mode 1

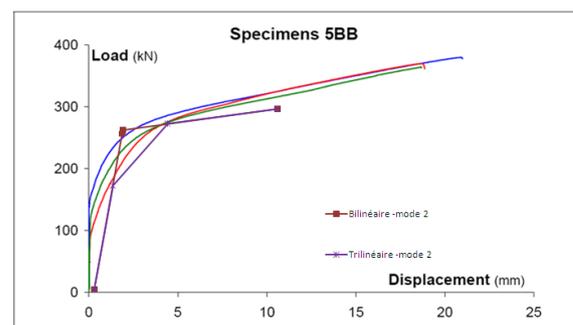


FIGURE 3.42 – 5BB - mode 2

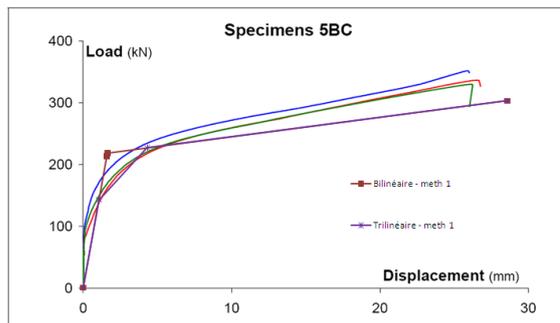


FIGURE 3.43 – 5BC - mode 1

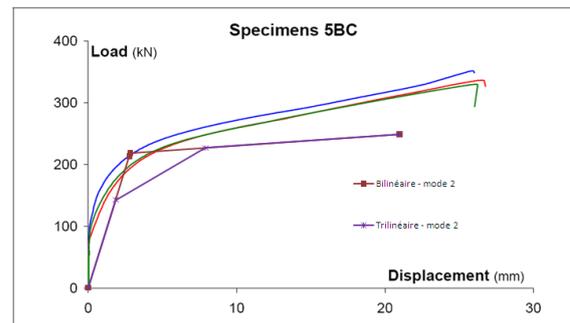


FIGURE 3.44 – 5BC - mode 2

De plus, pour le mode 2, les différences entre les longueurs efficaces évaluées par l'Eurocode et celle par la méthode inverse s'élève à 45,7% pour 5BB et 55% pour 5BC, ce qui semble élevé par rapport aux autres résultats obtenus pour des plats de même épaisseur.

### 3.6 Conclusions

Dans ce chapitre, une méthode de calcul théorique du comportement des T-stubs qui se base sur la méthode des composantes, a été mise en place. En fonction des résultats obtenus, plusieurs conclusions sont à tirer :

- la méthode sous-estime la résistance plastique dans le cas de tronçons en T équivalents de courte longueur. La différence est relativement importante mais se positionne du côté de la sécurité ;
- dans le cas de spécimens longs, la résistance théorique est quant à elle sur-estimée, ce qui positionne le résultat du côté insécuritaire ;
- on peut notamment observer la présence d'effets membranaires sur les T-stubs de faibles épaisseurs. Il est cependant, à ce stade, difficile de dire si cet effet peut influencer ou non la résistance plastique.
- pour des plats de fortes épaisseurs, la méthode dite de l'Eurocode avec écrouissage donne des résultats satisfaisants ;
- dans l'ensemble des configurations, la résistance ultime ainsi que la déformabilité sont quant à elles largement sous-estimées.

Par le biais de la méthode inverse, il a été possible de déterminer des longueurs efficaces pour lesquelles les résultats coïncident avec les valeurs expérimentales. Comme il sera montré plus loin, l'évaluation de ces longueurs efficaces fera l'objet de discussions.

Ne disposant pas d'essais en suffisance, il paraît essentiel de réaliser des simulations numériques. Ainsi, la présence d'effets membranaires pourra être démontrée et leur influence ou non sur la résistance plastique pourra être déterminée. De plus, des études de variabilité sur des paramètres comme la longueur du T-stub pourront être menées, permettant de dégager des tendances et d'obtenir de nouvelles pistes de recherches.

# Chapitre 4

## Etudes numériques

### 4.1 Introduction

Le logiciel qui a été utilisé pour réaliser les simulations numériques s'appelle « Finelg ». Celui-ci permet un calcul non-linéaire des structures tant géométriquement que mécaniquement.

Dans un premier temps, un modèle numérique est réalisé pour chaque essai de Trento disponible (tableaux 3.1 et 3.2) tant pour valider le modèle numérique que les essais expérimentaux. Une fois le modèle numérique validé, ce dernier sert d'outil pour la modélisation de T-stubs de configurations géométriques différentes de celles préalablement répertoriées. Ainsi, des études de variabilité sur les principaux paramètres, à savoir la longueur du T-stub, la distance du boulon à l'âme ou encore la distance du boulon au bord libre de façon transversale sont menées et des tendances sont observées.

Le but de ce chapitre est, par le biais de l'outil numérique, de tenter de comprendre les différences observables entre de la méthode « Eurocode » développée dans le chapitre précédent et les résultats expérimentaux.

### 4.2 Réalisation du modèle numérique

Le développement qui a conduit à la réalisation du modèle numérique est suivi ci-après dans le cas d'un tronçon dit court. Il n'a pas été jugé nécessaire d'indiquer dans ce rapport la démarche effectuée pour chaque géométrie, le même raisonnement pouvant être appliqué à l'ensemble des configurations étudiées.

#### 4.2.1 Réalisation du maillage

Un maillage a été réalisé de façon la plus représentative possible. La figure 4.1 rappelle la géométrie du T-stub 1BA .

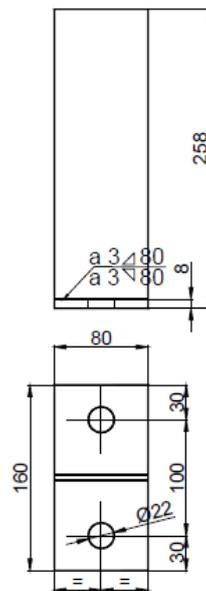


FIGURE 4.1 – Géométrie de l'essai 1BA [7]

La première étape a donc été de constituer un maillage, suffisamment raffiné pour éviter les influences de ce dernier sur les résultats et donc sur la précision du calcul. Ce maillage n'est toutefois pas trop élaboré non plus, principalement pour favoriser la vitesse de calcul. Celui-ci peut être observé sur la figure 4.2 où seul un quart de la structure a été représenté par souci de symétrie.

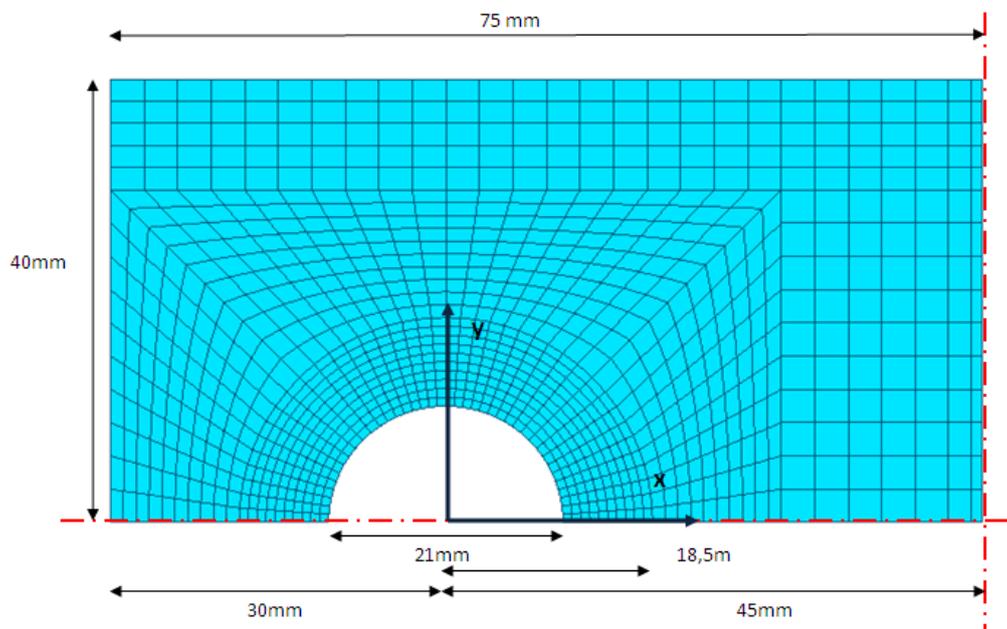


FIGURE 4.2 – Maillage correspondant à l'essai 1BA

L'élément utilisé pour cette modélisation est l'élément 62 « QSCRA/B » de type coque prenant en compte un comportement élastique-plastique du matériau.

Une attention particulière a été apportée à la réalisation d'un premier arc de cercle modélisant la présence du boulon et d'un deuxième modélisant celle d'une rondelle de 37 mm de diamètre, dont les différentes caractéristiques sont développées au paragraphe correspondant à la modélisation du boulon.

Il peut également être constaté sur la figure 4.2 que la position de l'âme se situe à 45 mm (et non à 50 mm) du centre du boulon. Cela permet d'indiquer que la rotule plastique ne se formera non pas à 50 mm (centre de l'âme) mais à une distance qui correspond à une demi-épaisseur d'âme et une partie du congé de raccordement.

#### 4.2.2 Lois de matériau introduites dans Finelg

La loi de matériau utilisée pour l'acier est une loi approchée de la loi contrainte-déformation réelle, mesurée sur des échantillons de l'acier utilisé pour les essais de Trento. C'est donc une loi multi-linéaire comme représentée sur le graphique 4.3.

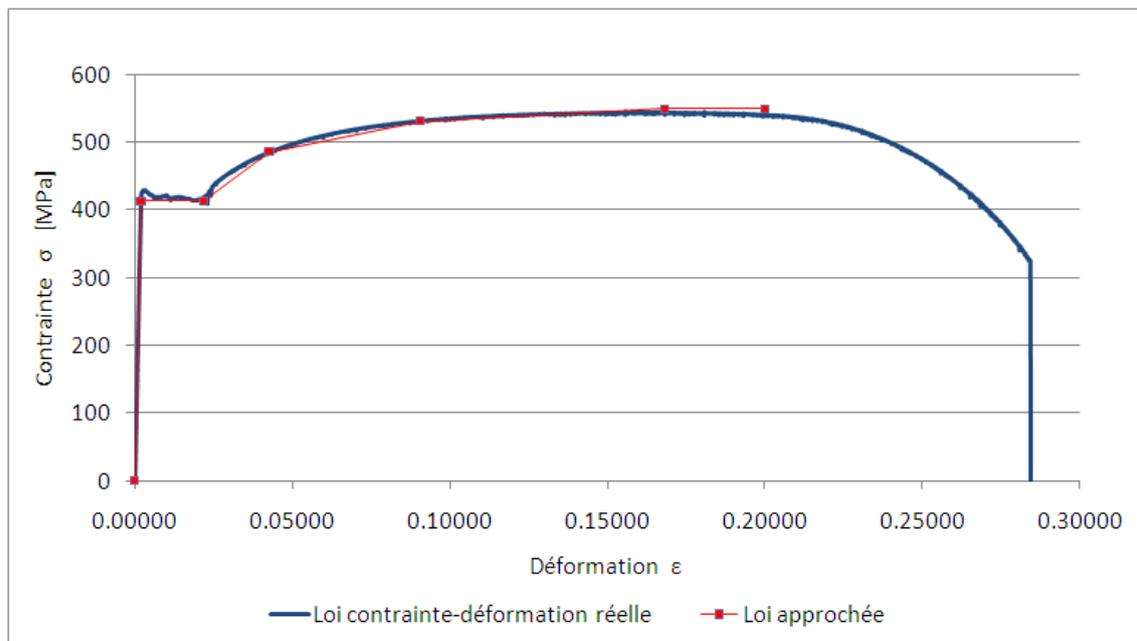


FIGURE 4.3 – Loi de comportement approchée - Essai 1BA

Comme au tableau 3.3, il est possible d'observer sur le graphique 4.3 une limite élastique égale approximativement à 412 MPa ainsi qu'une valeur ultime à 550 MPa.

Le même type de graphique peut également être obtenu pour les autres essais. Ainsi, pour les configurations 5BAA, 5BAB (également 5BB et 5BC), 5BAC, la figure 4.4 illustre le résultat obtenu.

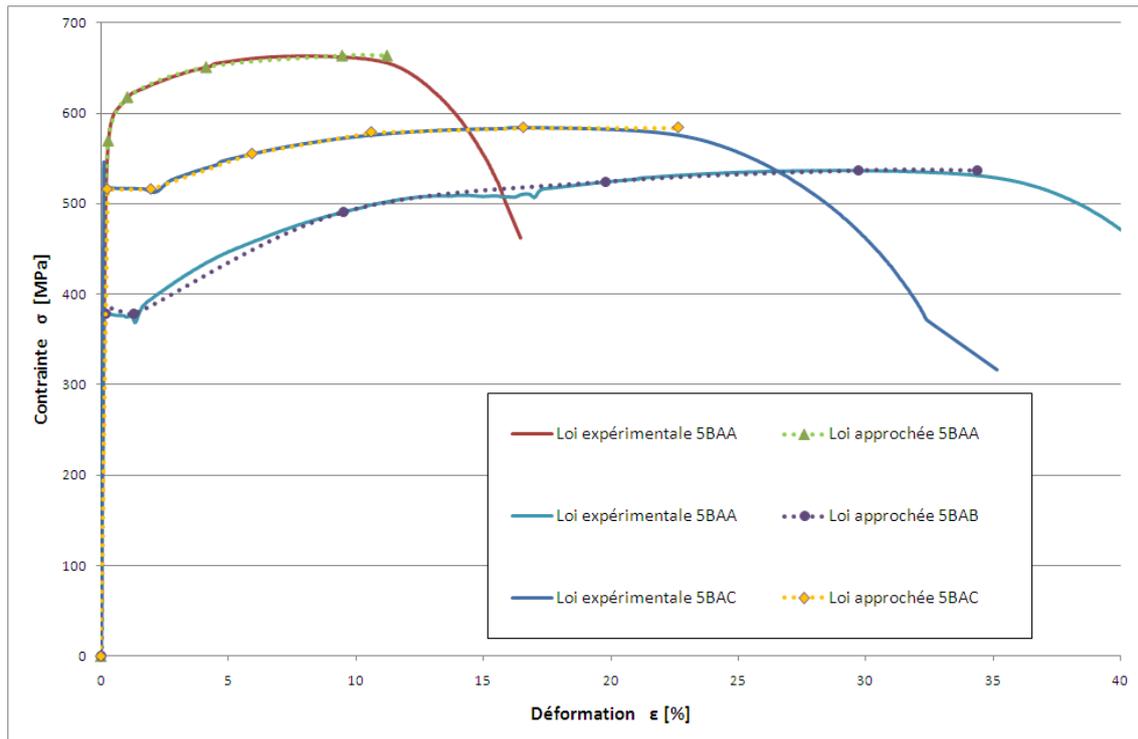


FIGURE 4.4 – Loïs de matériau pour les tronçons longs 5BAA, 5BAB et 5BAC

### 4.2.3 Conditions d'appuis

Différentes conditions d'appuis doivent être introduites et certaines hypothèses doivent être prises en compte. Tout d'abord, il faut envisager celles propres à la symétrie du problème qui sont appliquées sur les côtés du modèle adjacents aux deux axes de symétrie :

- les noeuds situés sur l'axe de symétrie parallèle à l'axe global « y » verront bloqués leur déplacement selon « x » ainsi que la rotation autour « y » ;
- ceux situés le long de l'axe parallèle à « x » verront bloqués leur déplacement selon « y » et leur rotation autour de « x » ;
- pour le noeud particulier situé à l'intersection des deux plans de symétrie, les deux conditions précédentes s'additionnent.

Ensuite, pour tenir compte de l'influence du boulon, un encastrement parfait est appliqué à tous les noeuds disposés sur l'arc de cercle à une distance de 10,5 mm du centre. Cependant, la seule prise en compte du boulon n'est pas suffisante. Il convient selon le même principe de tenir compte de la présence de la rondelle en réalisant un encastrement parfait des noeuds à l'extrémité de celle-ci, à une distance de 18,5mm du centre de l'arc de cercle. Cette hypothèse a été jugée suffisante dans le cadre de ce travail malgré qu'elle soit probablement trop restrictive puisque ceci revient à considérer la rondelle comme soudée à la platine d'about.

De plus, une contrainte linéaire est appliquée via l'élément 120 « CLIA/B » de Finelg afin d'appliquer le même déplacement entre les points qui représentent le boulon et ceux correspondants à la rondelle. Cette restriction exprime donc que le boulon et la rondelle se déplacent verticalement de la même façon.

#### 4.2.4 Modélisation du boulon

Le comportement du boulon est décomposé en deux composantes principales :

- boulon tendu ;
- boulon cisailé.

Ces deux comportements sont représentés par des ressorts (éléments 201 et 203 « RESSA2A/B) qui travaillent en traction dans le premier cas et en compression dans le second.

##### 4.2.4.1 Modélisation du boulon tendu

Dans la modélisation du boulon tendu, 41 ressorts sont disposés selon la direction « z » au niveau de l'arc de cercle que l'on voit sur la figure 4.2. L'Eurocode donne une évaluation de la rigidité axiale pour deux boulons par la relation suivante [1]

$$\begin{aligned} K_{bolt} &= E \cdot 1,6 \cdot \frac{A_s}{L_b} \\ &= 974201,18 \text{ kN/m} \end{aligned}$$

Etant donné que seul un demi boulon est représenté, chaque ressort possède une rigidité égale à

$$\begin{aligned} K_{ressort} &= \frac{K_{bolt}}{4,41} \\ &= 5940,25 \text{ kN/m} \end{aligned}$$

Du point de vue de la résistance, les essais sur les boulons réalisés à Trento ont permis de déterminer la résistance ultime  $B_{t,u,Rd}$  de ceux-ci. Elle est reprise au tableau 3.3. Ainsi, pour l'exemple développé du tronçon court,  $B_{t,u,Rd}$  est égal à 228,829 kN et la résistance de chaque ressort est exprimée par :

$$\begin{aligned} B_{t,ressort} &= \frac{B_{t,u,Rd}}{2,41} \\ &= 2,790 \text{ kN} \end{aligned}$$

La loi de comportement utilisée pour la modélisation est une loi élastique parfaitement plastique. De ce fait, lorsque les premiers ressorts atteignent la charge de 2,790 kN, ceux-ci ne peuvent plus reprendre de charge et l'accroissement de celle-ci se redistribue sur les autres jusqu'à ce que chaque élément atteigne la valeur résistante. A partir de ce moment, un accroissement de charge supplémentaire correspond à un déplacement infini ; il y a divergence du calcul et donc arrêt.

##### 4.2.4.2 Modélisation du boulon en cisaillement

Le deuxième comportement du boulon pris en considération est le cisaillement. Celui-ci apparaît notamment lorsque les effets du second ordre entre en jeu. Le plat, en se déformant

fini par entrer en contact avec le boulon et le cisaillement de ce dernier se produit. Celui-ci est modélisé par un ressort en compression disposé selon la direction « x ». Son emplacement est indiqué sur la figure 4.5 :

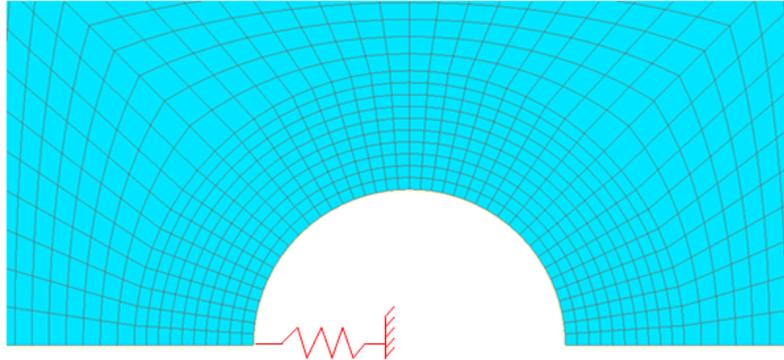


FIGURE 4.5 – *Emplacement du ressort - cisaillement*

Pour la rigidité, l'Eurocode [1] (également en [8] dans la thèse développée par J. Henriques) fournit la formule pour deux boulons :

$$K_{bolt, shear} = \frac{16.n_b.d^2.f_u}{d_{16}}$$

Pour un demi boulon, on obtient

$$\begin{aligned} K_{bolt, shear} &= \frac{4.n_b.d^2.f_u}{d_{16}} \\ &= 80000 \text{ kN/m} \end{aligned}$$

La résistance est quand à elle donnée pour un boulon par

$$\begin{aligned} F_{bolt, shear} &= \frac{\alpha_v.A_s.f_u}{\gamma_{M2}} \\ &= \frac{0,6.245.800}{1,25} = 94,08 \text{ kN} \end{aligned}$$

Soit, pour un demi boulon 47,04 kN. D'après la thèse du professeur J-P. Jaspart [3], la résistance ultime en cisaillement peut raisonnablement être évaluée par  $0,5.A_s.f_u$  et la rigidité post-limite comme étant égale à la rigidité initiale à un facteur 1/50 près. La loi introduite pour modéliser le comportement en cisaillement est donc une loi de type bi-linéaire classique comme il a déjà été expliquée à la figure 3.7.

L'exemple numérique, bien qu'appliqué uniquement à l'essai 1BA, peut aisément être étendu aux autres configurations géométriques.

### 4.2.5 Uniformisation des déplacements de l'âme

Un autre point important de la modélisation est l'application du même déplacement aux noeuds qui correspondent à l'âme du T-stub. Celui-ci étant supposé rigide dans son plan, des déplacements relatifs entre deux points de cet élément ne sont pas admis. Pour ce faire, l'utilisation d'éléments de type poutre (62 « PS7PCA/B ») infiniment raide, représentés en figure 4.6 a été privilégié à la méthode des déplacements imposés pour une raison de convergence.

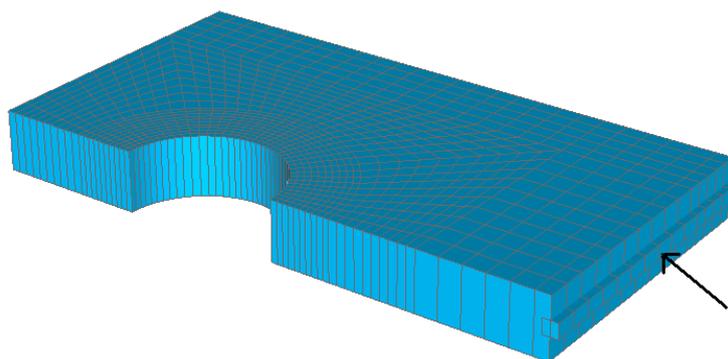


FIGURE 4.6 – *Eléments de poutre infiniment raide*

Une étude de variabilité a ensuite été effectuée pour déterminer la valeur du module d'élasticité à allouer à ces éléments de poutre afin que ceux-ci n'influencent plus le calcul numérique. Pour ce faire, différentes valeurs de  $E$  ont été introduites dans Finelg. Sur le graphique 4.7, il ressort qu'à partir d'une valeur de  $E = 2,1 \cdot 10^{10} \text{ MPa}$ , l'influence de la poutre semble ne plus se marquer.

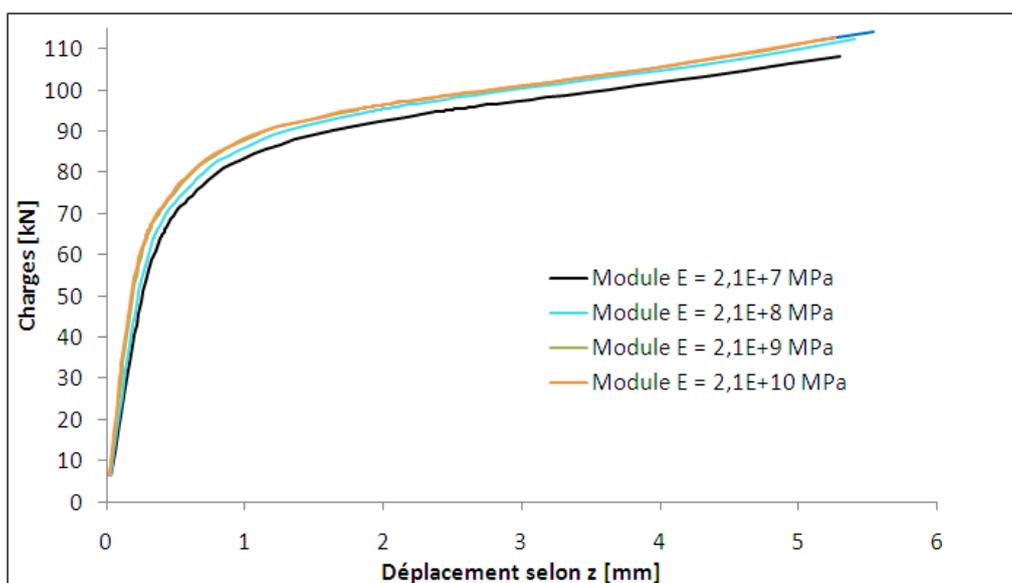


FIGURE 4.7 – *Influence du module d'élasticité de la poutre*

### 4.2.6 Application de la charge

La charge est appliquée de façon uniformément linéaire. Ceci est représenté sur la figure 4.8, au niveau de l'âme du T-stub au moyen d'éléments 276 « Chalia ».

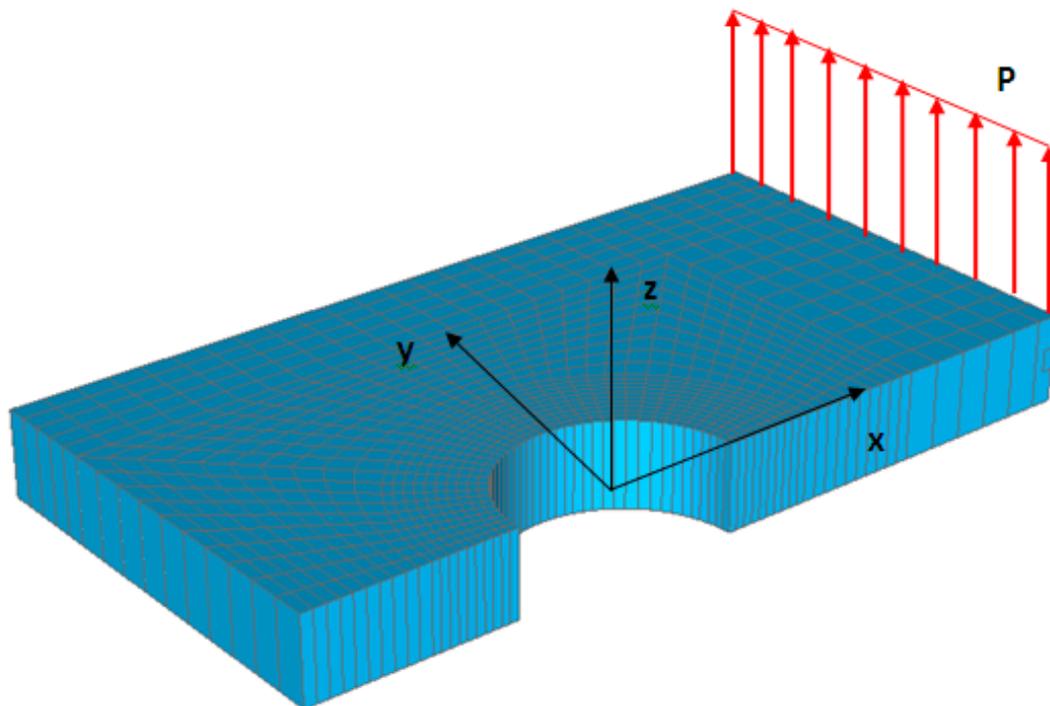


FIGURE 4.8 – *Chargement selon l'axe z*

Vu que le calcul effectué est un calcul élastique-plastique avec la formation d'un mécanisme de ruine, on notera qu'à chaque itération correspond un multiplicateur ( $\lambda$ ) qui augmente progressivement jusqu'à la ruine ( $\lambda_u$ ). Ainsi, la valeur de charge initiale n'a que peu d'importance sur le résultat final mais a par contre une importance significative sur la convergence des premières itérations. Il faut donc choisir de façon raisonnable la valeur initiale du premier multiplicateur de ruine tout comme celle de la charge de façon à coller à la réalité physique du problème. Pour ce faire, les résultats d'essais dans le rapport de Trento sont disponibles. Une valeur de charge appliquée  $P$ , de 200 N/mm, et un multiplicateur de ruine  $\lambda$  de 0,1 ont été choisis comme valeurs initiales de calcul.

### 4.2.7 Prise en compte des « forces de levier »

La dernière partie de la modélisation consiste à introduire des ressorts infiniment rigides qui ne travaillent qu'en compression afin de modéliser les éventuelles « forces de levier » pouvant intervenir. Deux modèles ont été utilisés :

- des ressorts disposés le long du bord libre, à l'extrémité gauche de la figure 4.2 ;
- des ressorts disposés sur la totalité de la partie gauche de la figure précitée de façon à tenir compte du fait que les « forces de levier » peuvent ne pas intervenir uniquement le long du bord libre.

Les résultats obtenus, sur des plats de 8 et 12 mm d'épaisseur (figure 4.9), tendent à montrer que l'influence de la position des ressorts modélisant les forces de levier est pratiquement nulle.

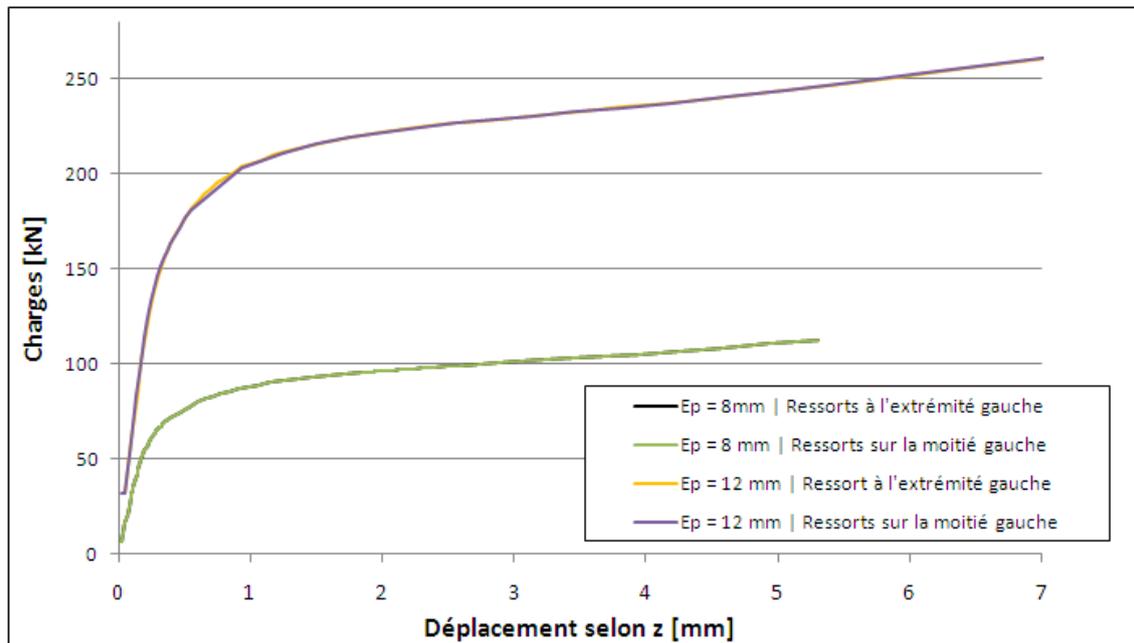


FIGURE 4.9 – Influence de la position des ressorts modélisant les « forces de levier »

### 4.3 Comparaisons des résultats numériques et expérimentaux

Le modèle numérique a donc été appliqué aux essais de Trento disponibles, tant pour valider ce dernier que les courbes expérimentales.

Dans un premier temps, une comparaison des résultats pour chaque essai répertorié aux tableaux 3.1 et 3.2 est présentée. Ces simulations possèdent comme loi de matériau, la loi expérimentale présentée aux graphiques 4.3 et 4.4. Après validation du modèle, deux analyses supplémentaires sont effectuées :

- une analyse élastique parfaitement plastique sans tenir compte de phénomène d'écrouissage ;
- une analyse élastique rigide parfaitement plastique afin de faire apparaître le palier plastique (le terme rigide provient du fait que le module élastique  $E$  a été multiplié par un facteur 100).

Ces différents types d'analyses permettent de mettre en évidence la présence d'effets membranaires et leur influence éventuelle sur la résistance plastique et le comportement post-limite.

Une fois le modèle numérique validé, il servira d'outil pour représenter de nouvelles configurations géométriques.

### 4.3.1 Résultats obtenus pour la loi de comportement de Trento

#### 4.3.1.1 Essai 1BA

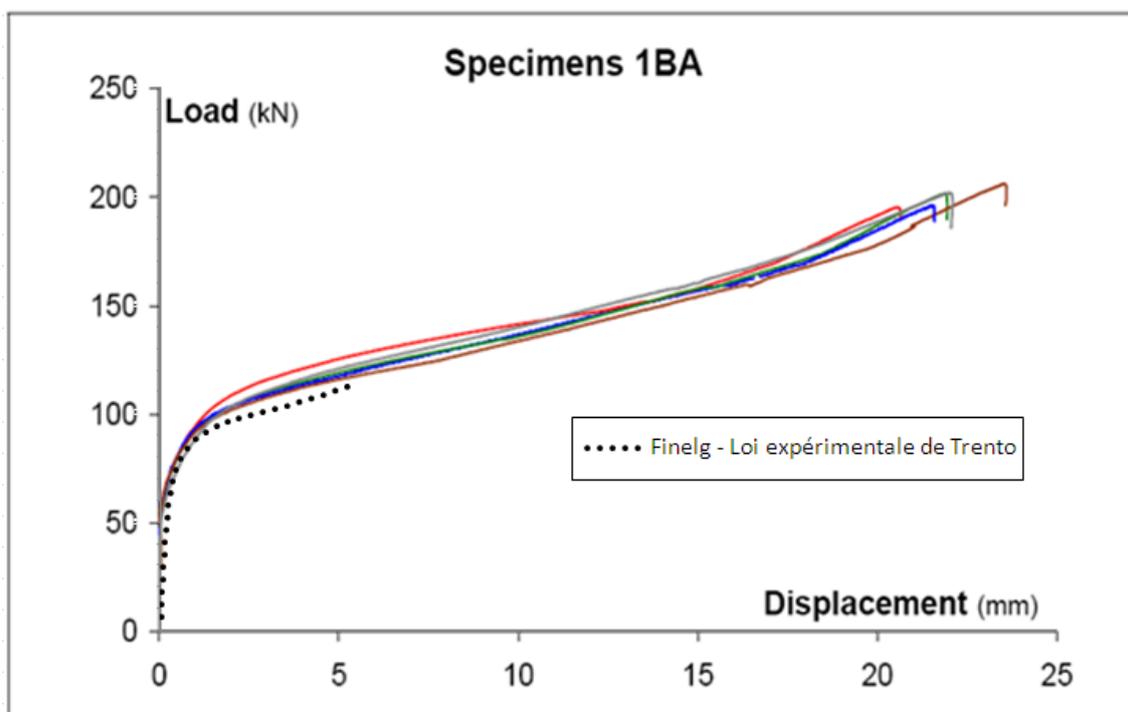


FIGURE 4.10 – Résultats numériques et expérimentaux - 1BA

La figure 4.10 présente la comparaison entre les résultats expérimentaux et numériques pour une analyse basée sur la loi de comportement réelle de Trento. Sur ce graphique, on peut constater une bonne concordance entre les résultats expérimentaux et numériques, entre d'une part la rigidité initiale et l'atteinte de la résistance plastique, mais également quant à l'allure de la rigidité post-limite.

Il paraît cependant évident que cette rigidité post-limite ne peut être évaluée de façon précise au vu de la modélisation effectuée. En effet, le problème concerne principalement la prise en compte du boulon dans le modèle numérique. A ce sujet, plusieurs points n'ayant pas été inclus dans la modélisation constituent des insuffisances du modèle :

- il existe en réalité un certain jeu entre le trou du boulon et le fût de celui-ci. Si le boulon est précontraint, ce jeu ne peut être comblé que lorsque l'effort de traction dans le boulon aura permis une décompression du plat ;
- le cisaillement du boulon est un phénomène de contact. Ainsi, la modélisation du boulon en cisaillement par un seul ressort et l'application d'une contrainte linéaire dans le but d'imposer le même déplacement aux noeuds directement adjacents semblent limitée. Un logiciel tel que Lagamine qui permet de prendre en compte ces phénomènes de contact aurait probablement permis de tracer la partie post-limite de la courbe.

Cependant, l'intérêt principal de ces simulations numériques étant l'atteinte de la résistance plastique plutôt que la partie post-limite, l'influence de ces insuffisances sur le

résultat désiré peut être considéré comme faible. Deux cas extrêmes ont été étudiés afin de mettre en évidence la variabilité de la rigidité post-limite entre ces deux-ci :

- les noeuds représentatifs du boulon ne peuvent se déplacer selon  $x$  ;
- le déplacement est laissé libre.

La figure 4.11 montre l'influence des deux cas cités.

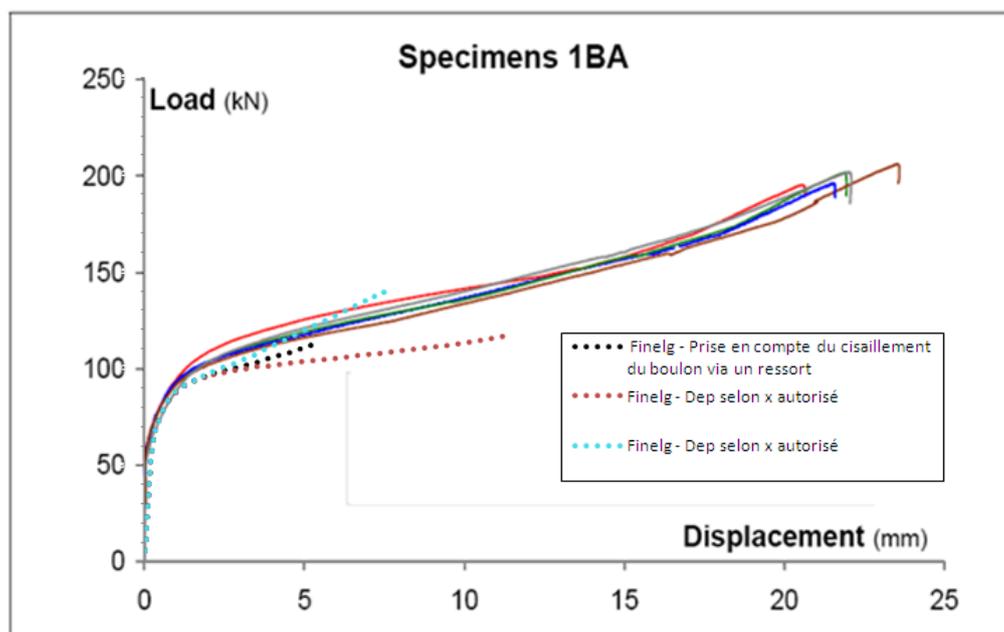


FIGURE 4.11 – Influence de la prise en compte du boulon en cisaillement

La rigidité post-limite réelle se situe donc a priori entre ces deux extrêmes. Ce raisonnement est d'application pour l'ensemble des essais présentés ci-après.

**Remarque :** Lorsque ce comportement sera étudié plus en détail, le modèle développé par J-F. Demonceau dans sa thèse [9] pourra être adapté. Cette perspective de recherche sera développée plus en détails au chapitre 7.

Il était également important de vérifier si la modélisation du boulon en cisaillement a une influence quelconque sur la valeur de résistance plastique. Pour ce faire, le même raisonnement que ci-dessus a été mené, pour une loi de comportement élastique rigide parfaitement plastique.

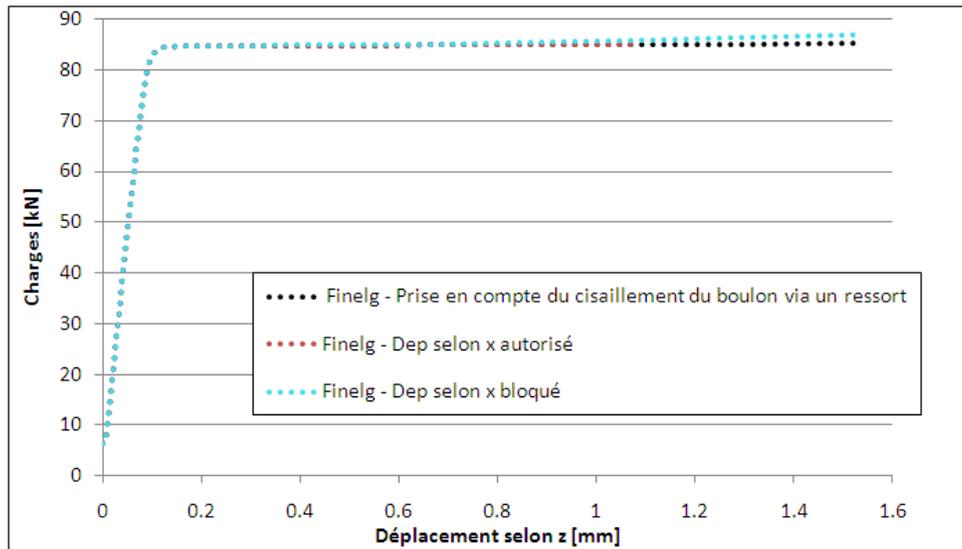


FIGURE 4.12 – Influence de la prise en compte du boulon en cisaillement sur la résistance plastique

La figure 4.12 permet de constater que la modélisation du boulon en cisaillement influence uniquement le comportement post-limite et non la résistance plastique. L'hypothèse réalisée sur la modélisation du boulon en cisaillement reste de ce fait valable.

#### 4.3.1.2 Essai 1CA

Afin de confirmer une nouvelle fois la validité du modèle, celui-ci a également été appliqué au tronçon court 1CA. La figure 4.13 illustre les résultats obtenus. Le modèle est à nouveau représentatif de l'essai étant donné que la résistance plastique et les rigidités initiale et post-limite semblent être bien évaluées.

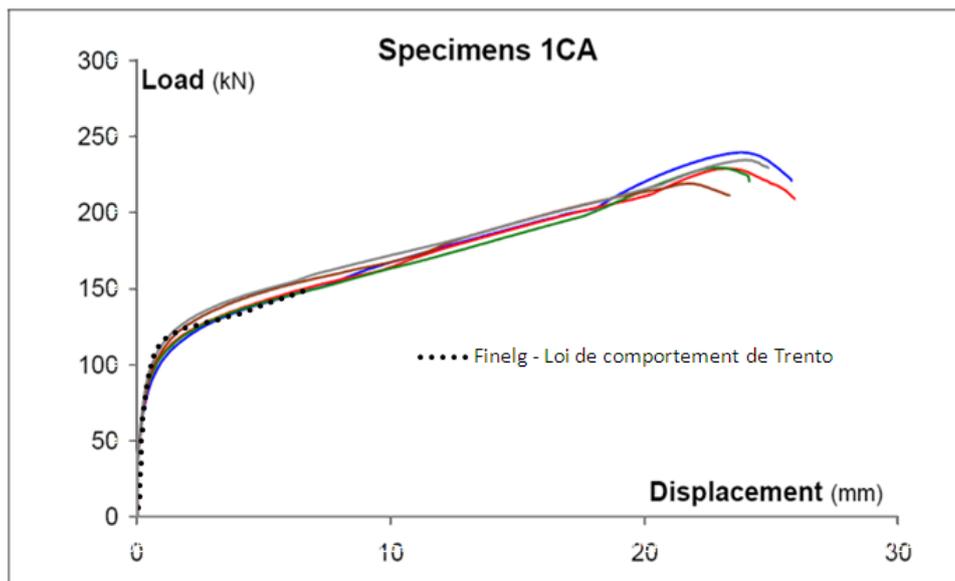


FIGURE 4.13 – Résultats numériques et expérimentaux - 1CA

#### 4.3.1.3 Essai 1BB

L'essai 1BB correspond au premier tronçon dit long. Il possède la même géométrie que l'essai 1BA mais est d'une longueur significativement plus longue.

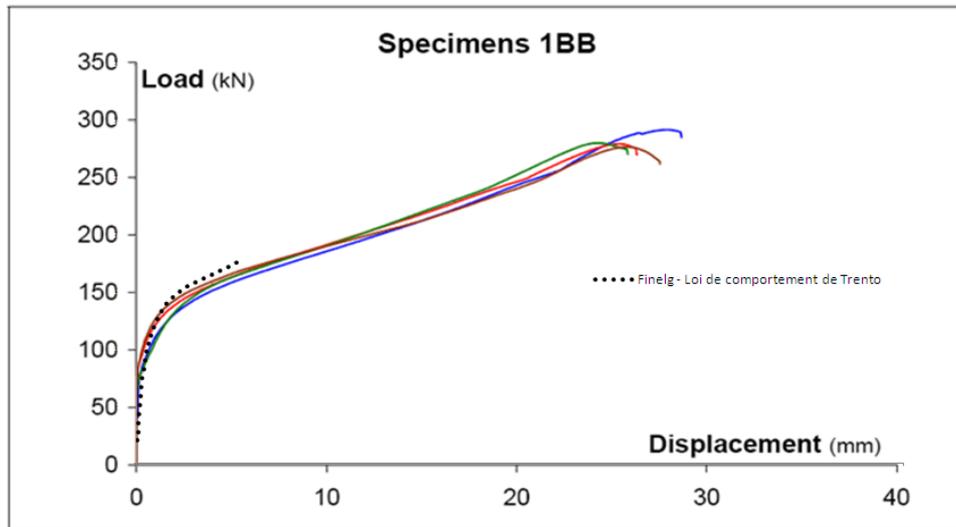


FIGURE 4.14 – Résultats numériques et expérimentaux - 1BB

De nouveau, une assez bonne concordance peut être mise en évidence entre le modèle numérique et les résultats expérimentaux.

#### 4.3.1.4 Essai 1CB

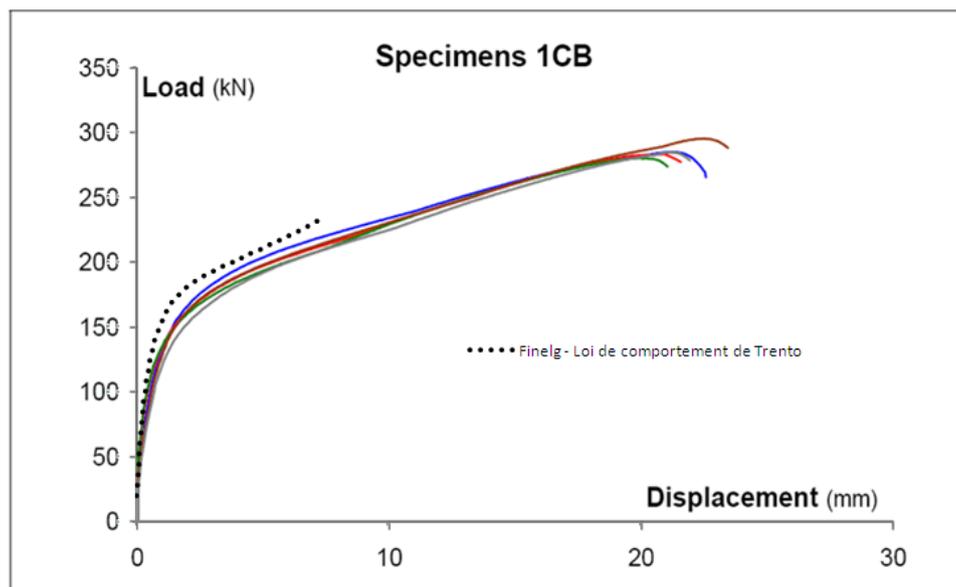


FIGURE 4.15 – Résultats numériques et expérimentaux - 1CB

#### 4.3.1.5 Essai 5BAA

En ce qui concerne l'essai 5BAA, une constatation doit être faite concernant les données disponibles. En effet, si l'on se réfère au tableau 3.2 et 3.3 issus de [7] :

- l'épaisseur de plat est de 8 mm ;
- la limite élastique est évaluée à 569,3 MPa et celle correspondant à la ruine à 663,4 MPa (figure 4.4).

Comme il a déjà été indiqué à la section 3.1, les essais de Trento font partie d'une campagne européenne faisant intervenir les universités de Trento, Stuttgart et Liège. Ainsi, des lots d'acier comportant les mêmes propriétés mécaniques ont été envoyés aux différents endroits.

Les essais permettant de déterminer la loi de matériau réelle des aciers qui composent les configurations SJ (5BAA, 5BAB, 5BAC, 5BB et 5BC du tableau 3.3) ont été menés à Stuttgart. Les résultats obtenus sont disponibles au chapitre C.1 des annexes dans lequel on peut constater que l'épaisseur correspondant au T-stub 5BAA n'est pas de 8 mm mais bien de 9,1 mm. La figure 4.16 indique les résultats numériques et expérimentaux pour cette configuration de T-stub.

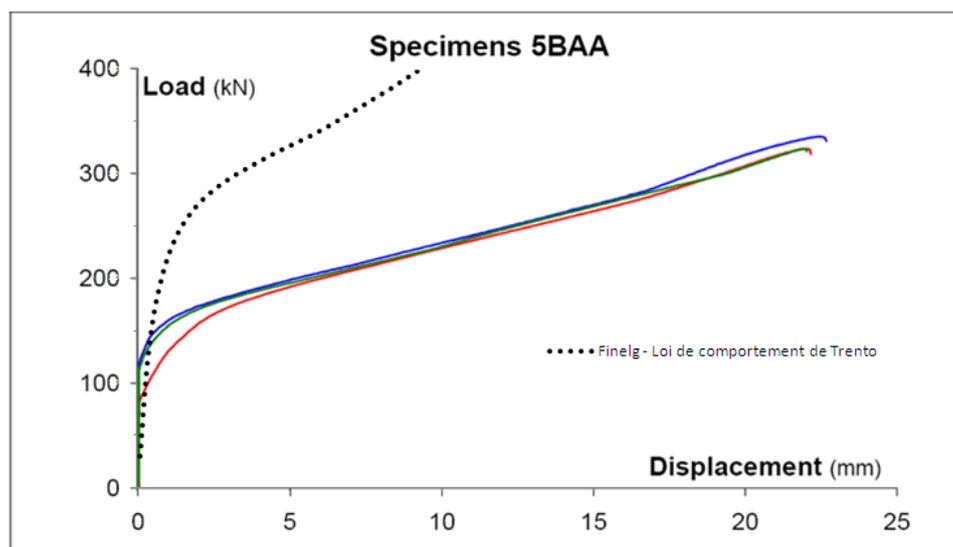


FIGURE 4.16 – Résultats numériques et expérimentaux - 5BAA

Le résultat obtenu par la simulation numérique semble cependant nettement plus élevé que le comportement expérimental. Le fait que le modèle numérique concorde avec les courbes mesurées pour l'ensemble des autres essais conduit à remettre en question les propriétés tant géométriques que mécaniques de la configuration 5BAA qui a été étudiée.

L'épaisseur nominale étant de 8 mm, une autre simulation numérique a été réalisée à partir de la loi de comportement propre aux essais 1BA et 1BB (figure 4.3), qui tous deux comportent également un plat de 8 mm. Le résultat est illustré en figure 4.17 et permet notamment de mettre en évidence une bien meilleure concordance entre le modèle numérique et les résultats expérimentaux. Une incohérence au niveau des données s'avère donc être justifiée et la limite élastique de l'essai 5BAA sera considérée égale à celle des

essais 1BA et 1BB, à savoir 412,5 MPa, pour le reste de ce travail.

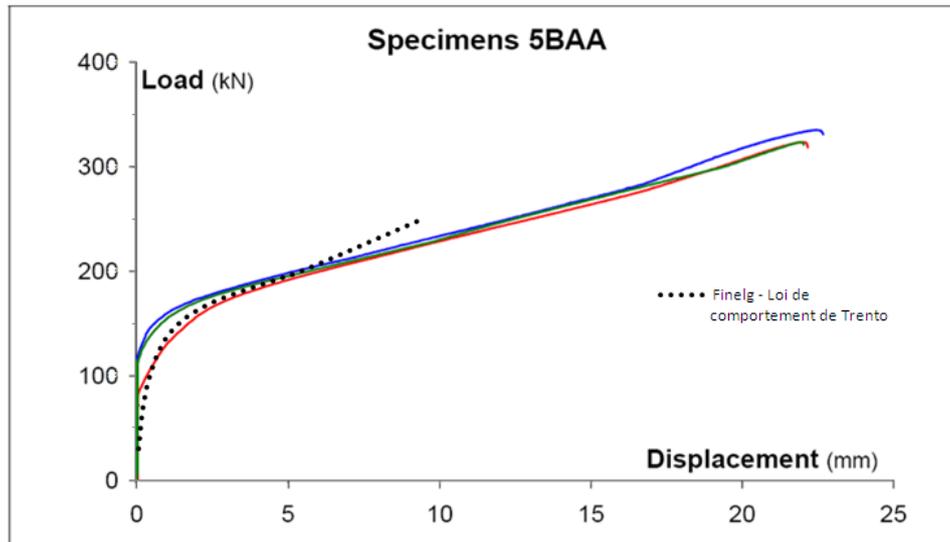


FIGURE 4.17 – Résultats numériques et expérimentaux - 5BAA (autre  $f_y$ )

#### 4.3.1.6 Essai 5BAB

L'essai 5BAB est le premier qui comporte un plat d'une épaisseur plus importante, à savoir 12mm. Le résultat obtenu que l'on peut visualiser sur la figure 4.18 permet à nouveau de conforter la validité de modèle numérique.

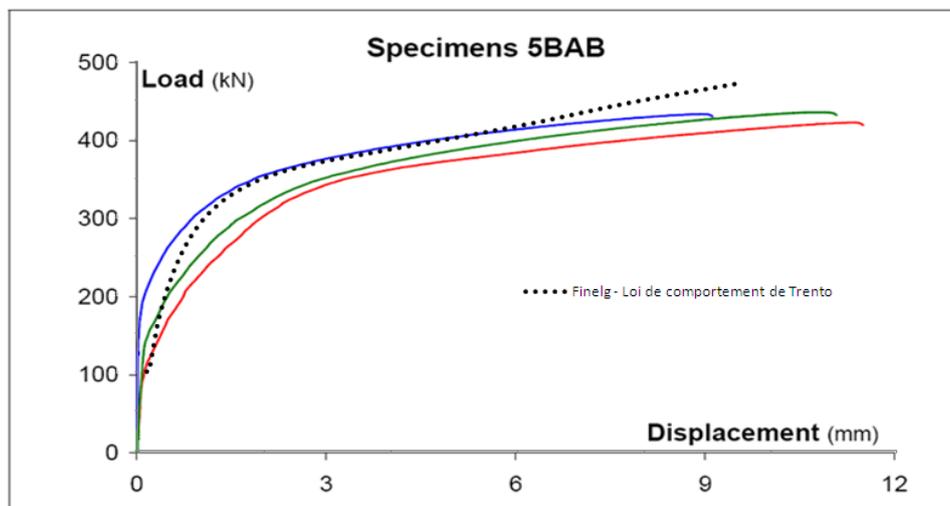


FIGURE 4.18 – Résultats numériques et expérimentaux - 5BAB

## 4.3.1.7 Essai 5BB

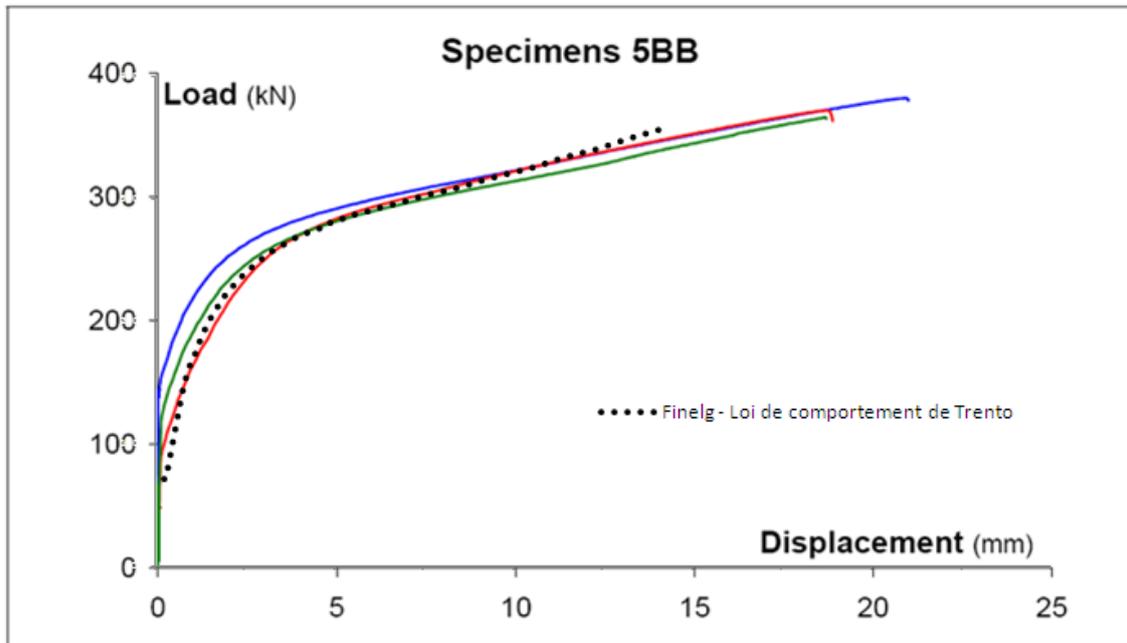


FIGURE 4.19 – Résultats numériques et expérimentaux - 5BB

## 4.3.1.8 Essai 5BC

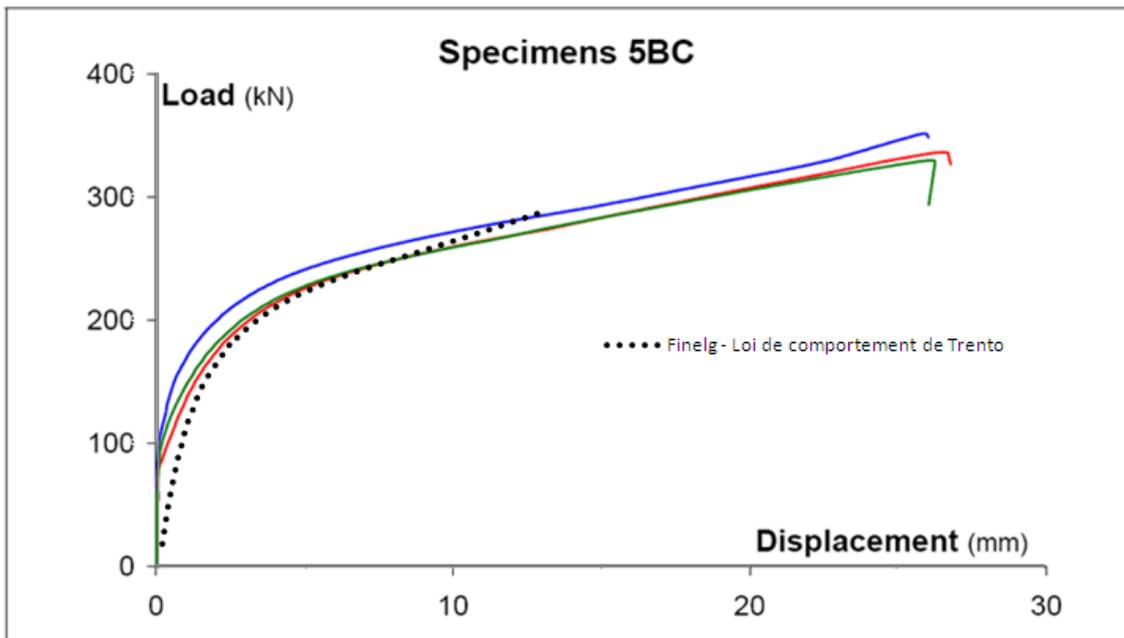


FIGURE 4.20 – Résultats numériques et expérimentaux - 5BC

## 4.3.1.9 Essai 5BAC

L'essai 5BAC est un essai de forte épaisseur. La figure 4.21 met en évidence la concordance entre le modèle numérique et les résultats expérimentaux pour la résistance ultime

mais montre aussi un certain manque d'un point de vue de la ductilité. En effet, le comportement étant de type fragile, le modèle réalisé par Finelg ne semble pas être apte à représenter le comportement réel d'un point de vue de la déformabilité.

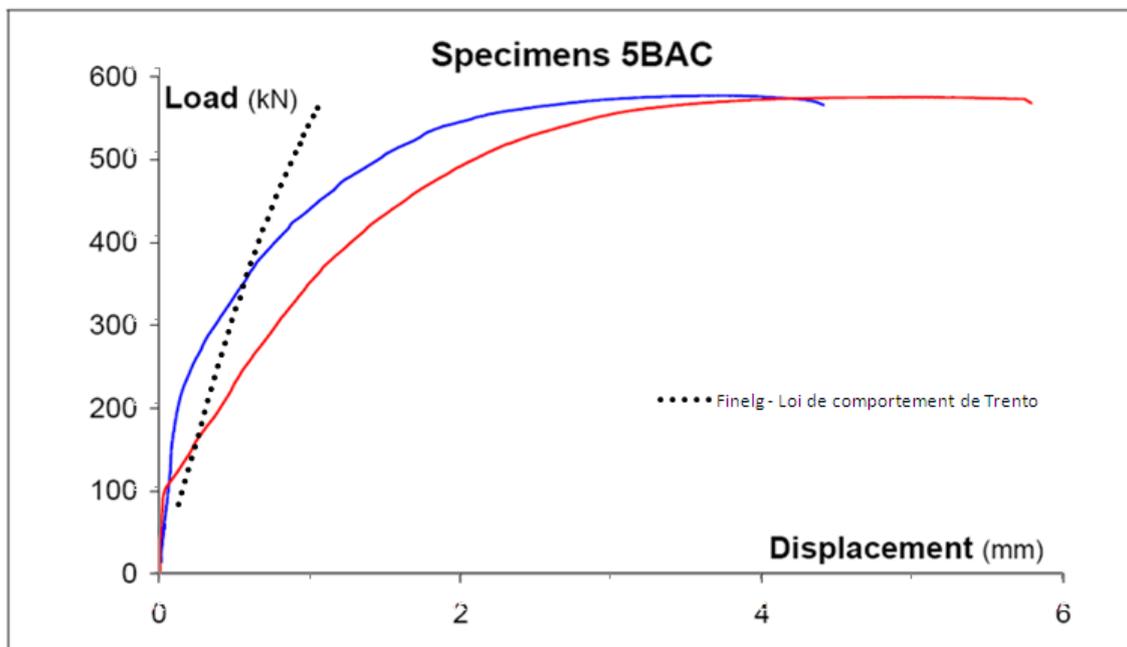


FIGURE 4.21 – Résultats numériques et expérimentaux - 5BAC

Cependant, les résistances plastique et ultime des plats d'about de forte épaisseur semblent relativement bien évaluées par la méthode de l'Eurocode développée au chapitre précédent. Il ne sera dès lors pas nécessaire de s'étendre à ce sujet.

#### 4.3.1.10 Conclusions

Au vu des résultats obtenus, le modèle numérique peut être validé et peut à présent servir d'outil pour simuler le comportement de configurations géométriques diverses jusqu'à l'atteinte de la résistance plastique. Il a également été montré que le comportement post-limite est influencé par la modélisation, probablement trop sommaire, du boulon. Le modèle semble donc comporter des limites quant à une évaluation exhaustive de cette deuxième partie de comportement.

#### 4.3.2 Comparaison des différents types d'analyse

Le modèle numérique étant validé, il est à présent intéressant de comparer les différentes analyses effectuées (comportement réel, loi élastique parfaitement plastique, loi élastique rigide parfaitement plastique). La présence d'effets membranaires pourra ainsi être mise en évidence. La figure 4.22 reprend les résultats obtenus pour chaque type d'analyse effectué sur l'essai 1BA.

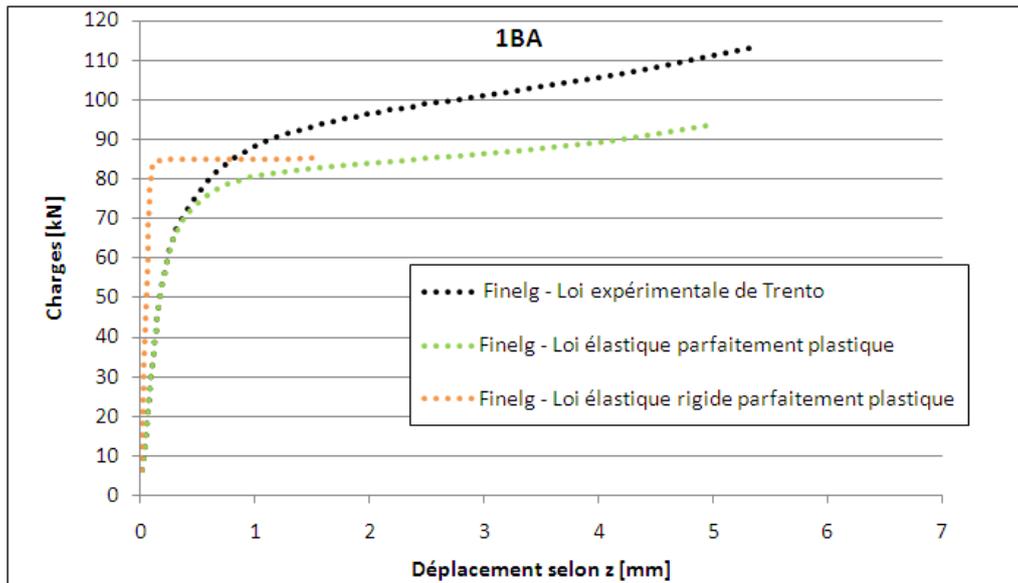


FIGURE 4.22 – Résultats pour les différentes analyses effectuées - 1BA

Cette comparaison fournit plusieurs indications intéressantes :

- le palier plastique, donc la résistance plastique, semble bien évalué par les trois analyses. En effet, si on trace la tangente à la partie post-limite des deux premières courbes, l'intersection avec l'axe des ordonnées coïncide approximativement avec la valeur représentative du palier présent sur la troisième courbe ;
- pour des raisons de convergence, la simulation n'a pu aller plus loin. Cependant, si l'on prolonge le palier plastique, il est facile de constater que la courbe qui correspond à une loi élastique parfaitement plastique tend à se situer au-dessus de la courbe élastique rigide parfaitement plastique. La différence entre ces deux courbes s'apparenterait donc à un effet membranaire. Ces effets, d'après les résultats obtenus, tendent à se manifester assez rapidement étant donné que nous sommes dans des déplacements de l'ordre de 3 à 4 mm ;
- la différence entre les courbes qui représentent d'une part la loi de comportement réelle et d'autre part la loi élastique parfaitement plastique est quant à elle due à de l'écroutissage.

La figure 4.23 schématise les observations effectuées ci-dessus.

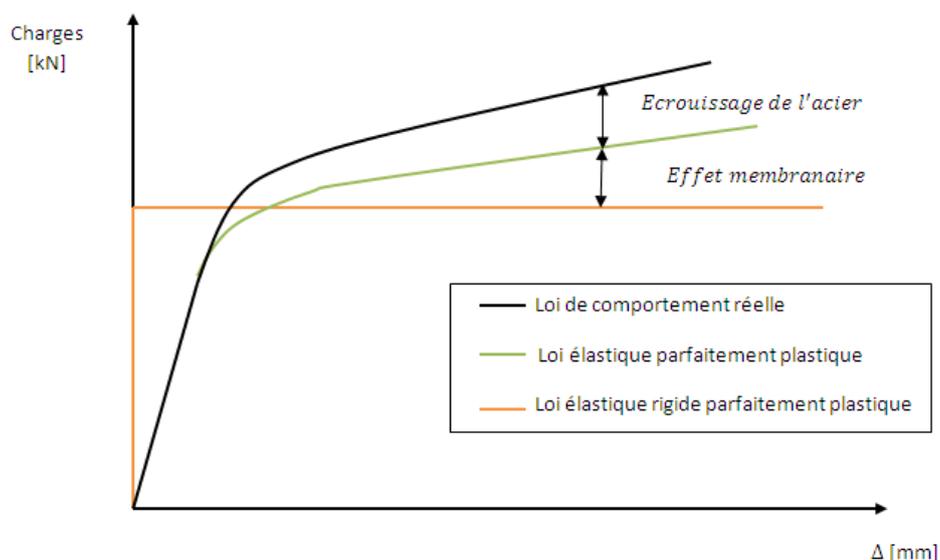


FIGURE 4.23 – Comparaisons des différentes analyses - Schéma de principe

Une observation est, à ce stade, importante à faire : les effets membranaires semblent ne pas influencer la résistance plastique étant donné que le palier plastique obtenu par l'analyse élastique rigide parfaitement plastique nous donne une valeur réelle, exempte de toute autre influence. Là où M. Bonivers [2] avait ouvert une piste de recherche potentiellement intéressante, celle-ci semble déjà se refermer... Cette même observation se confirme sur l'ensemble des essais (figures 4.24, 4.25, 4.26) et ne constitue donc pas un cas isolé. Ainsi, les différences entre la méthode de l'Eurocode et les résultats expérimentaux à propos de l'évaluation de la résistance plastique, déjà mises en avant par M. Bonivers, ne peuvent pas s'expliquer par la présence d'effets membranaires étant donné que ceux-ci semblent n'apparaître qu'après l'atteinte du palier plastique.

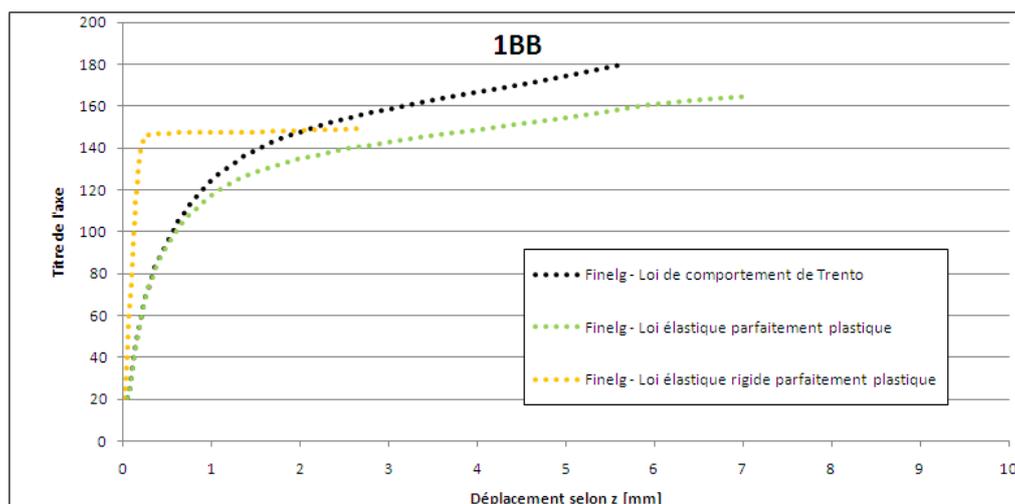


FIGURE 4.24 – Résultats pour les différentes analyses effectuées - 1BB

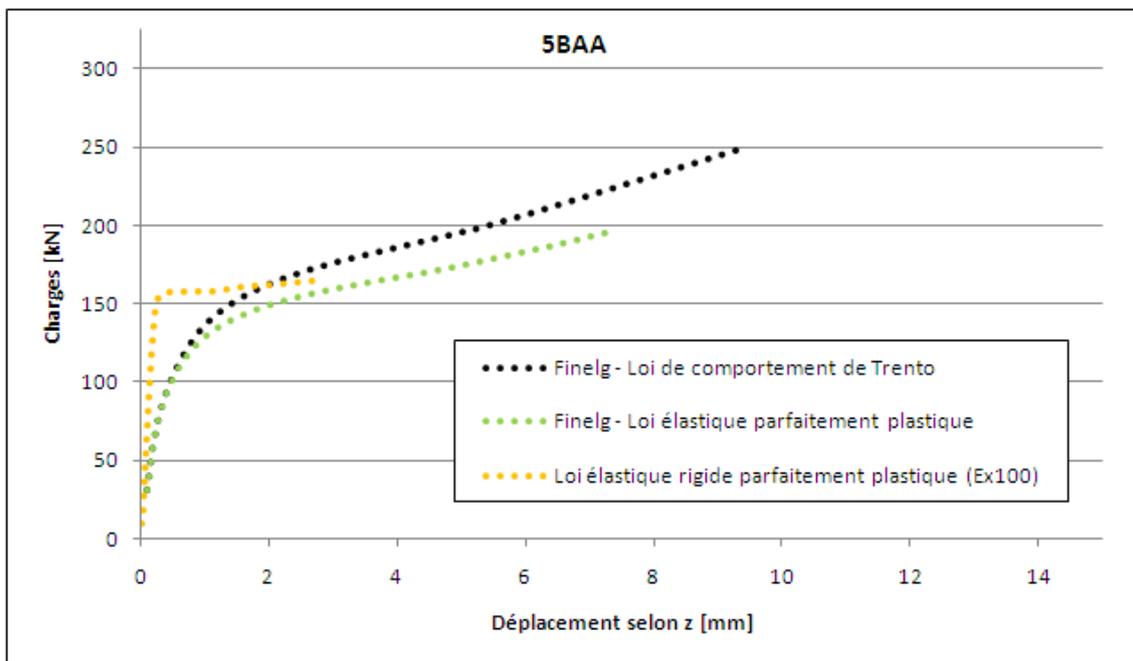


FIGURE 4.25 – Résultats pour les différentes analyses effectuées - 5BAA

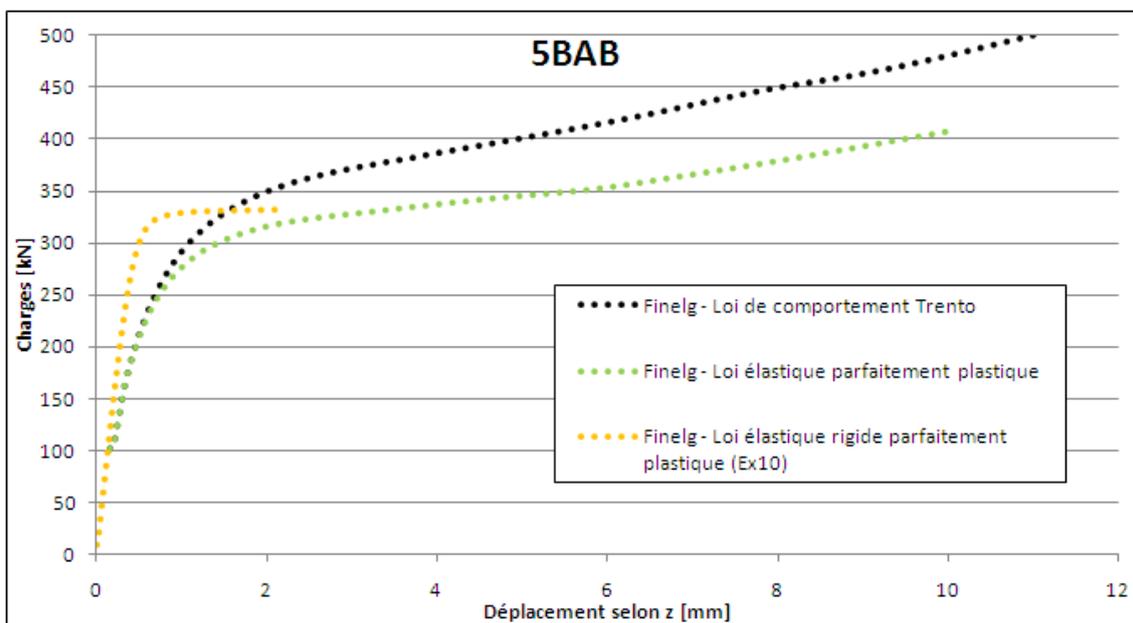


FIGURE 4.26 – Résultats pour les différentes analyses effectuées - 5BAB

## 4.4 Conclusions

Dans un premier temps, un modèle numérique a été réalisé. Malgré les hypothèses qui ont dû être formulées notamment en ce qui concerne la prise en compte du boulon et de l'uniformisation des déplacements de l'âme, celui-ci a pu être validé de façon convaincante sur l'ensemble des essais de Trento disponibles. Cette validation a notamment pu mettre en évidence une incohérence au niveau des données disponibles pour l'essai 5BAA et des décisions ont été prises à ce sujet.

Ensuite, l'outil numérique a permis l'étude de différentes analyses : loi de comportement expérimentale de Trento, loi élastique parfaitement plastique et loi élastique rigide parfaitement plastique. Ainsi, il a pu être démontré, notamment par le palier plastique visible sur la troisième analyse énoncée, que la résistance plastique n'est pas influencée par la présence d'effets membranaires et que ceux-ci semblent donc n'apparaître qu'au niveau du comportement post-limite. Ainsi, la différence entre l'évaluation de la résistance plastique par la méthode de l'Eurocode développée au chapitre 3 et celle observée expérimentalement ne peut pas être expliquée par cet effet membranaire. Dès lors, le but intrinsèque de ce travail ne peut plus rester la quantification de ces effets et le développement d'une méthode analytique permettant leur prise en compte, mais plutôt la compréhension des différences observables et la recherche d'une formulation permettant une meilleure évaluation de la résistance plastique.

Le chapitre 5 est dès lors consacré à la recherche d'améliorations de l'évaluation de la résistance plastique. Pour ce faire, l'outil numérique permettra de faire varier les différentes propriétés géométriques et de dégager des tendances.

## Chapitre 5

# Améliorations apportées à l'évaluation de la résistance plastique

Alors qu'il a été démontré que les effets membranaires n'influencent pas l'évaluation de la résistance plastique, il est intéressant de pouvoir, au travers de simulations basées sur des configurations géométriques différentes, dégager des tendances dans le but d'indiquer de nouvelles pistes de recherches.

Tout d'abord, des simulations basées sur des T-stubs d'épaisseurs différentes seront réalisées tant pour les tronçons dits courts que longs. Ensuite, après avoir étudié l'influence de l'épaisseur sur l'évaluation de la résistance plastique, la longueur du T-stub sera modifiée, passant progressivement d'un tronçon court à un tronçon long. Ainsi, le passage d'un mécanisme de ruine faisant intervenir la longueur efficace « L » à celui caractérisé par celle correspondant à «  $4m + 1,25e$  » sera montré tant théoriquement que numériquement. Ceci permettra d'expliquer les différences observées au chapitre 4 et des perspectives d'améliorations seront introduites.

### 5.1 Tendances pour les tronçons courts d'épaisseurs différentes

Pour cette comparaison, le modèle relatif à l'essai court 1BA est utilisé et ce, pour différentes épaisseurs de plat. La figure 5.1 indique les résultats obtenus.

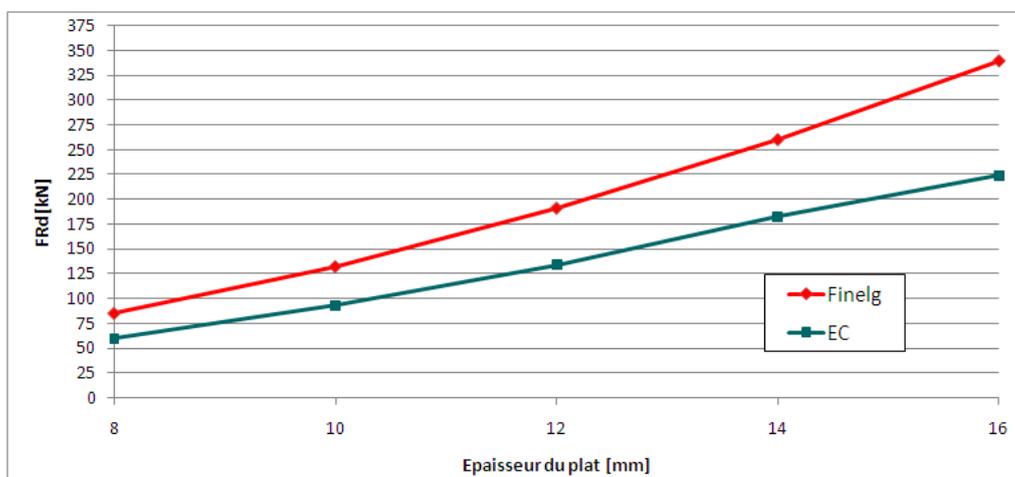


FIGURE 5.1 – Tendances observées pour les tronçons courts d'épaisseurs différentes

Il est manifeste de constater sur la figure 5.1 que l'évaluation de la résistance plastique par la méthode de l'Eurocode développée au chapitre 3 est relativement sécuritaire. Il convient donc d'essayer de déterminer des améliorations afin de mieux approcher un comportement réel.

## 5.2 Amélioration apportée aux tronçons courts

### 5.2.1 Détermination d'une nouvelle longueur efficace

La question se pose de savoir si l'évaluation de la longueur efficace était correctement effectuée. Les lignes de plasticité observables par le logiciel Finelg permettent de donner quelques indications.

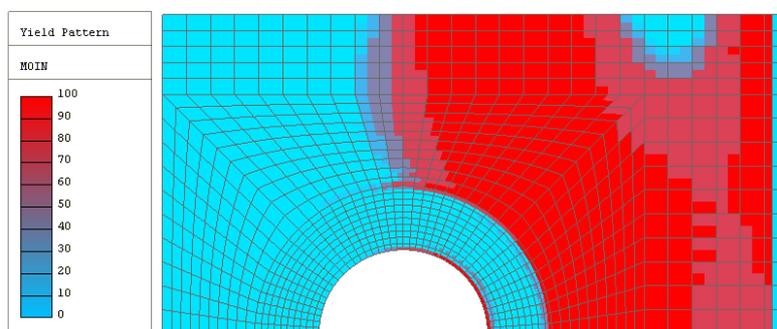


FIGURE 5.2 – Lignes de plasticité - tronçon court

Sur la figure 5.2, la ligne de plasticité qui, théoriquement est une ligne longitudinale, tend à s'incurver à proximité du boulon et de la rondelle. Cela suggère donc que la longueur théorique « L » est sous-estimée.

Dès lors, la recherche d'une nouvelle longueur efficace a abouti à la combinaison de deux mécanismes plastiques cinématiquement admissibles déjà connus, donnant ainsi un nouveau mécanisme également cinématiquement admissible. Ce dernier est représenté sur la figure 5.3.

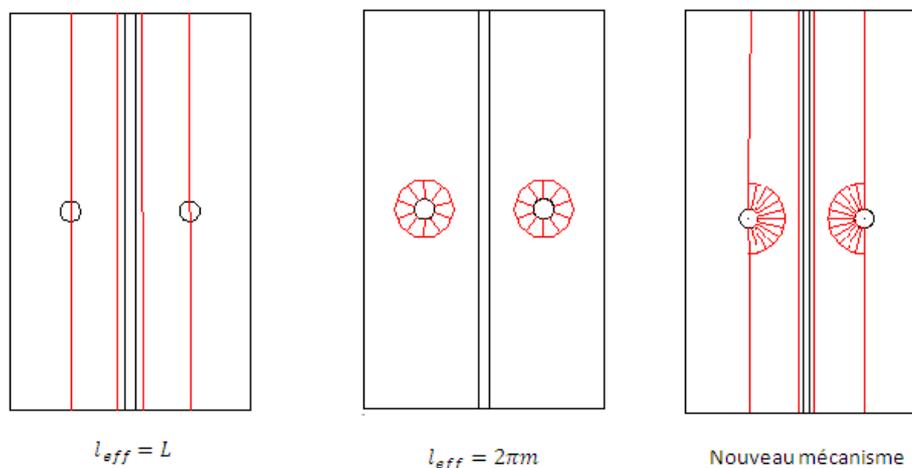


FIGURE 5.3 – Nouveau mécanisme pour les tronçons courts

La nouvelle longueur efficace introduite peut être évaluée par la formulation suivante. Elle consiste en une moyenne arithmétique entre la longueur de la ligne de plasticité à proximité de l'âme du T-stub et celle à proximité du boulon

$$L_{eff} = \frac{L + L - 2m + \pi m}{2}$$

En insérant cette nouvelle formulation de la longueur efficace dans la méthode de l'Eurocode on peut tracer la même courbe de tendance que celle obtenue à la figure 5.1.

Le graphique 5.4 illustre le résultat. Une nette amélioration peut être observée jusqu'à 12mm d'épaisseur. Des écarts sont cependant à noter pour les plats de 14 et 16mm. Pour ces deux configurations, l'Eurocode indique une ruine par l'atteinte du mécanisme en mode 2 (faisant intervenir la longueur efficace « L » car seule la ligne plastique le long de l'âme se forme) tandis que les simulations numériques tendent à conserver un mécanisme en mode 1, celles-ci variant toutes en fonction du rapport  $t_{i+1}^2/t_i^2$  où  $t_{i+1}$  et  $t_i$  correspondent à deux plats d'épaisseur directement adjacentes.

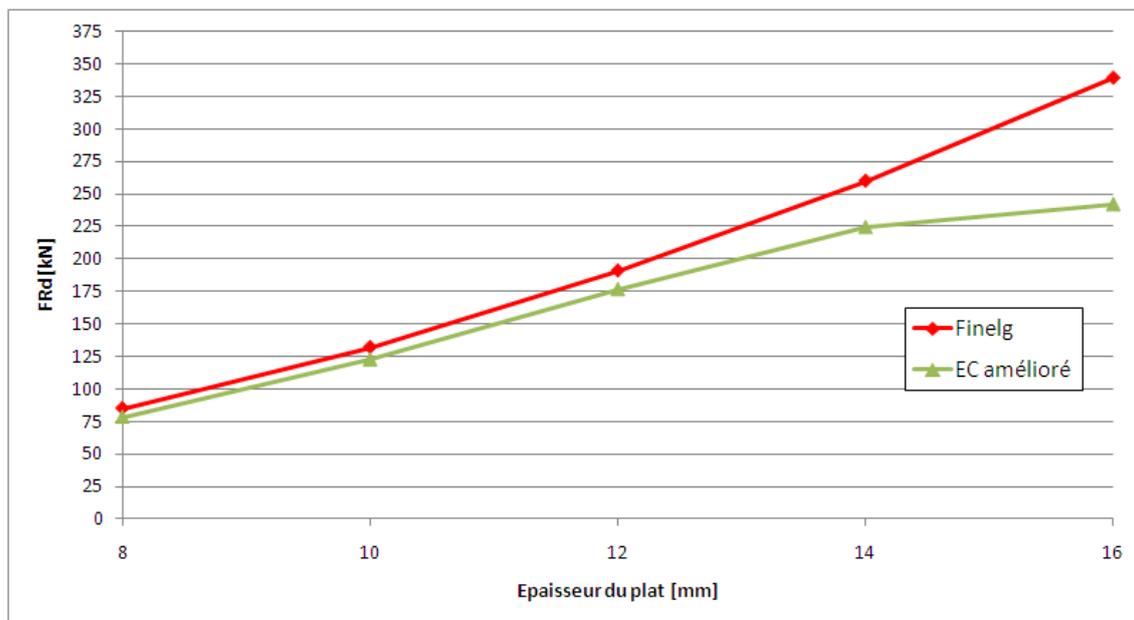


FIGURE 5.4 – Tendances observées pour les tronçons courts d'épaisseurs différentes avec utilisation de la nouvelle longueur efficace

Si sur un même graphique on compare les pourcentages de différences observés entre les résultats numériques, ceux donnés par la méthode initiale de l'Eurocode et ceux qui bénéficient de l'amélioration apportée, on constate qu'on descend en dessous des 10% de différences pour la méthode améliorée (pour des plats jusqu'à 12mm). Cette observation permet ainsi d'indiquer que l'amélioration s'avère viable et qu'elle permet une meilleure approximation de la résistance plastique.

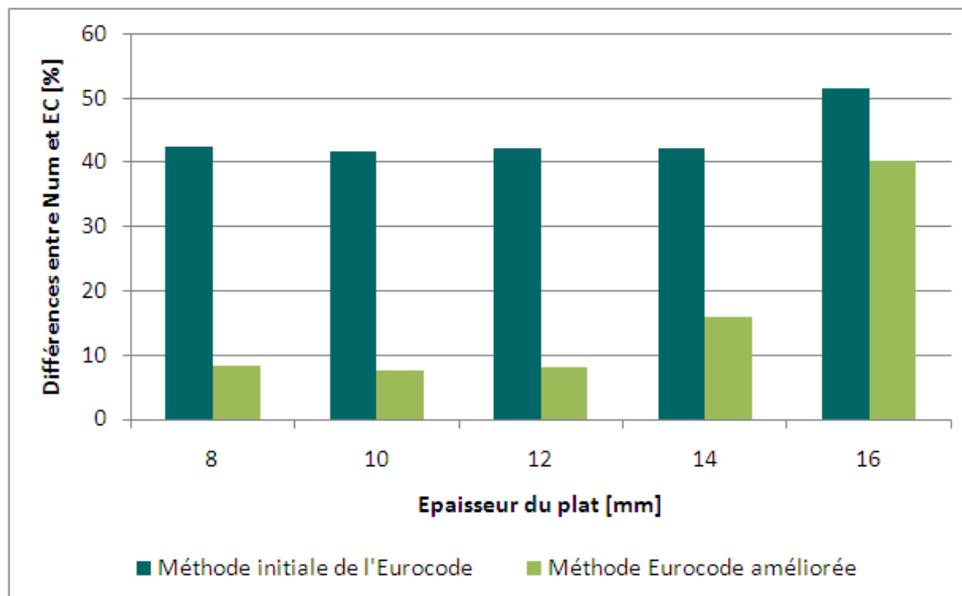


FIGURE 5.5 – Comparaisons des différences entre valeurs numériques et celles correspondant aux deux méthodes Eurocode développées

### 5.2.2 Influence de la valeur de « m » sur l'amélioration apportée

Après avoir défini la nouvelle longueur efficace, il était intéressant de pouvoir juger des limites apportées par cette amélioration. Ainsi, une étude de variabilité a été effectuée sur le paramètre  $m$ . Les résultats ont été portés sur le graphique de la figure 5.6.

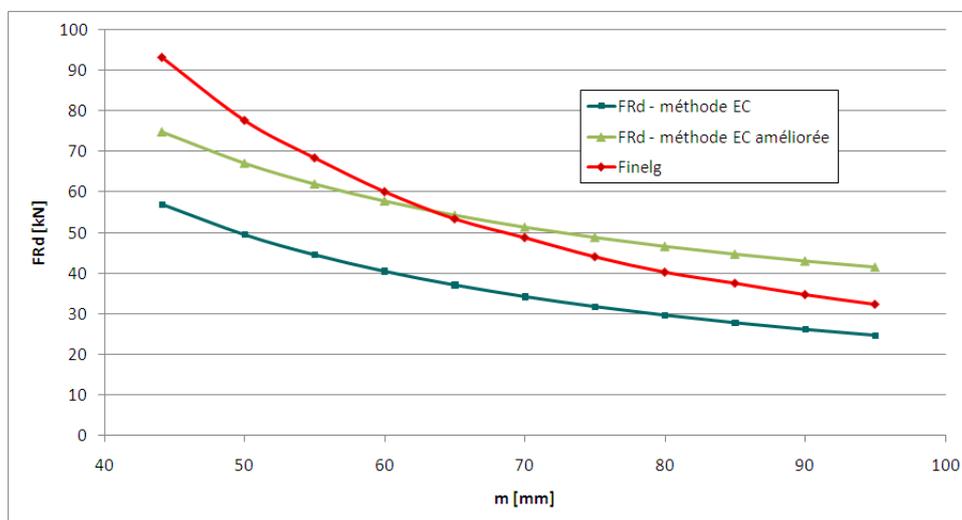


FIGURE 5.6 – Influence de la valeur de  $m$  sur la résistance plastique - Tronçon court

Il en ressort que l'amélioration reste sécuritaire pour des valeurs de  $m$  limitées à 65mm et devient légèrement insécuritaire pour des valeurs directement supérieures. Cependant, de grandes valeurs du paramètre «  $m$  » semblent peu indiquées dans la réalité dans la mesure où des distances maximales entre boulons doivent être respectées.

Si l'on prolonge les courbes pour des valeurs de «  $m$  » très grandes, on peut constater la

bonne concordance entre la méthode initiale de l'Eurocode prenant en compte une longueur efficace égale à la longueur du T-stub et les résultats numériques.

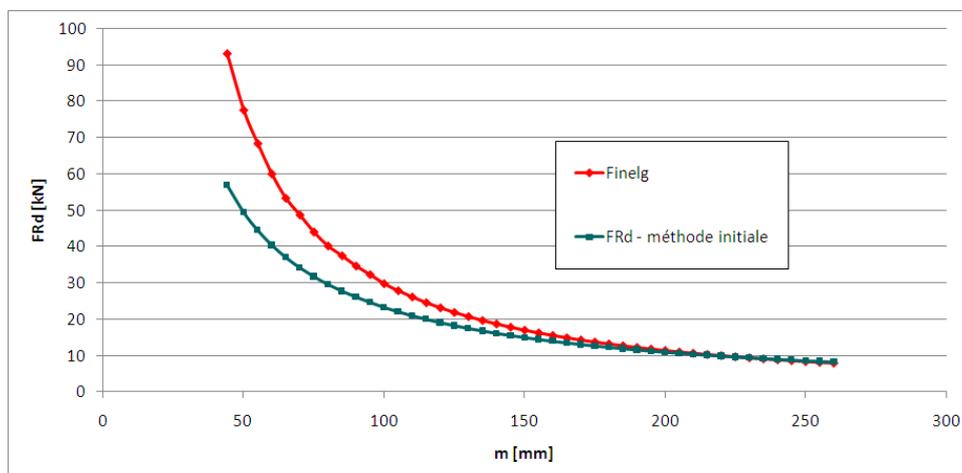


FIGURE 5.7 – Influence de la valeur de  $m$  sur la résistance plastique pour de grandes valeurs de  $m$  - Tronçon court

Cette bonne concordance s'explique par le fait que la ligne de plasticité à proximité du boulon ne tend plus à s'incurver à l'approche de celui-ci mais reste bien rectiligne comme représenté en figure 5.8

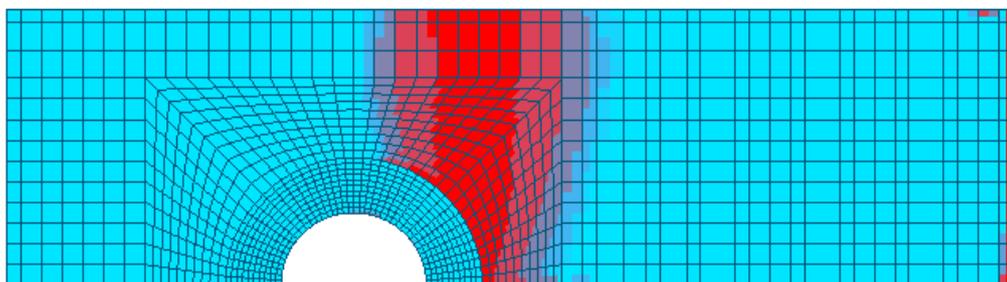
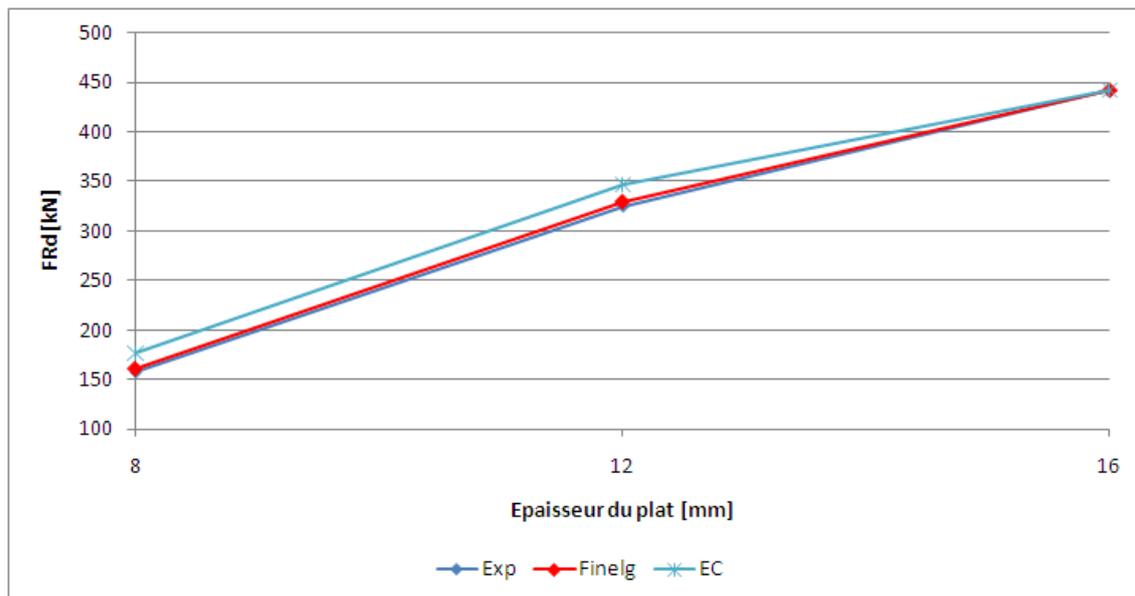


FIGURE 5.8 – Lignes de plasticité pour une valeur de  $m$  égale à 95mm

### 5.3 Tendance pour les tronçons longs d'épaisseurs différentes

La même démarche qu'au point 5.1 peut être suivie pour les tronçons dits longs. Pour ce faire, trois essais (5BAA, 5BAB et 5BAC) possèdent la même configuration géométrique à l'exception de l'épaisseur qui varie de 8 à 12 puis 16mm. Ils permettent de tracer le graphique 5.9 qui compare les résistances plastiques obtenues numériquement, expérimentalement et par la méthode initiale de l'Eurocode.

FIGURE 5.9 – *Tendance observée pour les tronçons longs d'épaisseurs différentes*

Il est aisé de constater que les résultats numériques et expérimentaux coïncident plutôt bien tandis que les résultats obtenus théoriquement par l'Eurocode surestime de 10% la résistance plastique pour le plat de 8mm et de 6% pour le plat de 12mm. Pour un plat de forte épaisseur, l'évaluation théorique s'avère correcte.

## 5.4 Transition entre un tronçon court et long

Après avoir étudié des tronçons courts puis longs de différentes épaisseurs et en avoir dégagé différentes tendances, une nouvelle campagne de simulations numériques a été menée dans le but de couvrir le passage d'un tronçon en Té équivalent de courte longueur à celui considéré comme long. Ainsi, le passage théorique entre les différents mécanismes de ruine pourra être confronté avec les résultats numériques.

Dans cette optique, différentes configurations géométriques ont été utilisées :

	Epaisseur [mm]	Longueur initiale [mm]	Longueur finale [mm]	m [mm]	n [mm]	$f_y$ [MPa]
a	8	80	400	45	30	412,5
b	8	80	440	45	50	412,5
c	12	80	340	45	50	378,5
d	12	80	512	68,5	50	378,5
e	12	80	644	93,5	50	378,5
f	8	80	512	68,5	50	412,5

TABLE 5.1 – Propriétés géométriques et mécaniques des simulations

Les figures 5.10, 5.11, 5.12, 5.13, 5.14 et 5.15 illustrent les résultats obtenus pour les

différentes configurations étudiées.

Pour les plats de 12mm d'épaisseur, les courbes représentant les résistances plastiques calculées en prenant une longueur efficace égale à «  $L$  » ou «  $(L + L - 2m + \pi m)/2$  » changent de pente à partir d'une certaine longueur qui correspond au passage selon la méthode Eurocode d'un mode 1 à un mode 2 (qui fait intervenir la résistance du boulon).

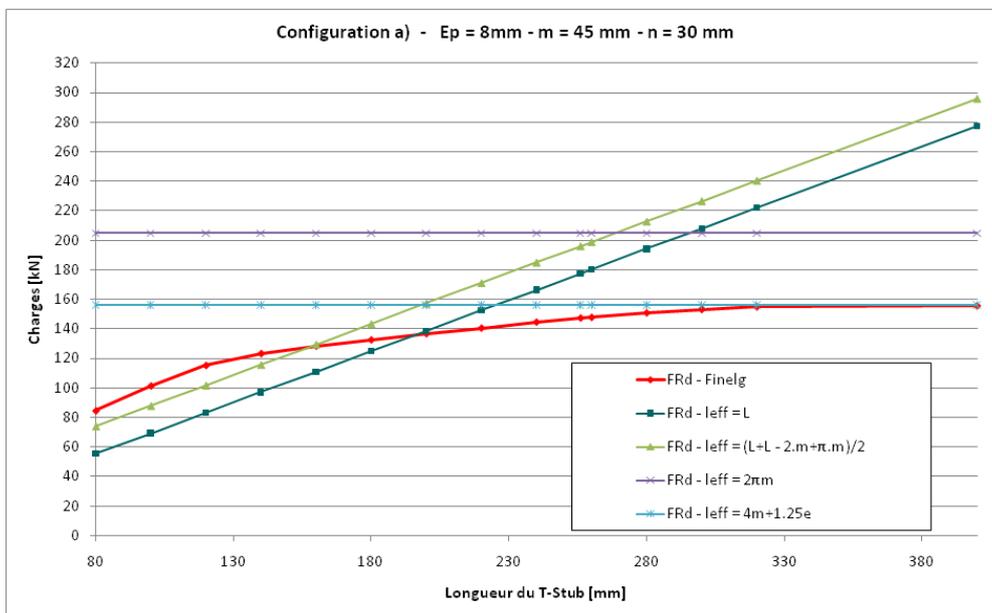


FIGURE 5.10 – Représentation des résistances plastiques pour différentes longueurs - Configuration a)

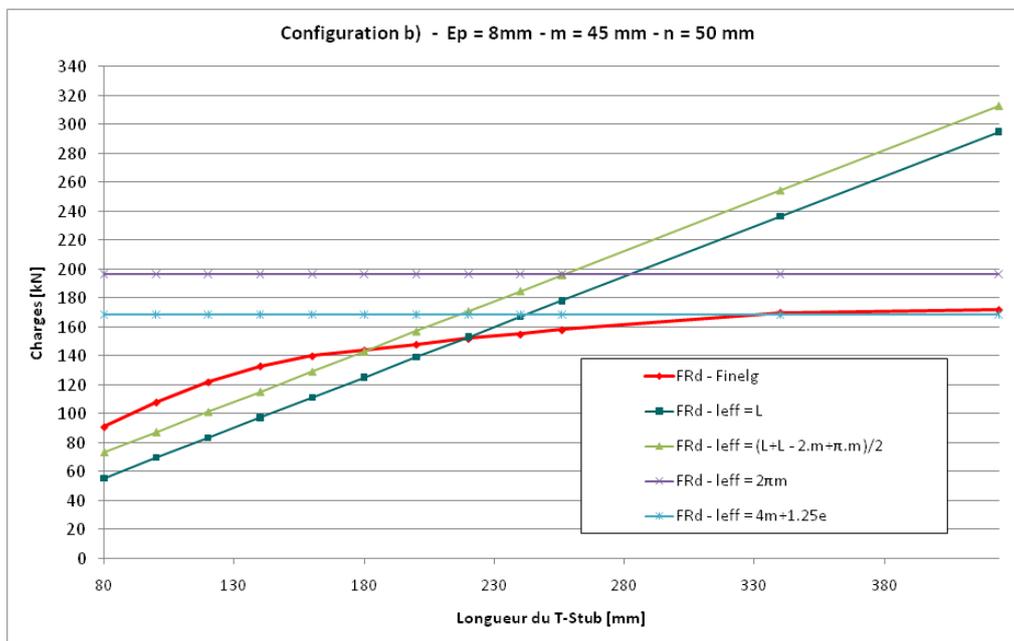


FIGURE 5.11 – Représentation des résistances plastiques pour différentes longueurs - Configuration b)

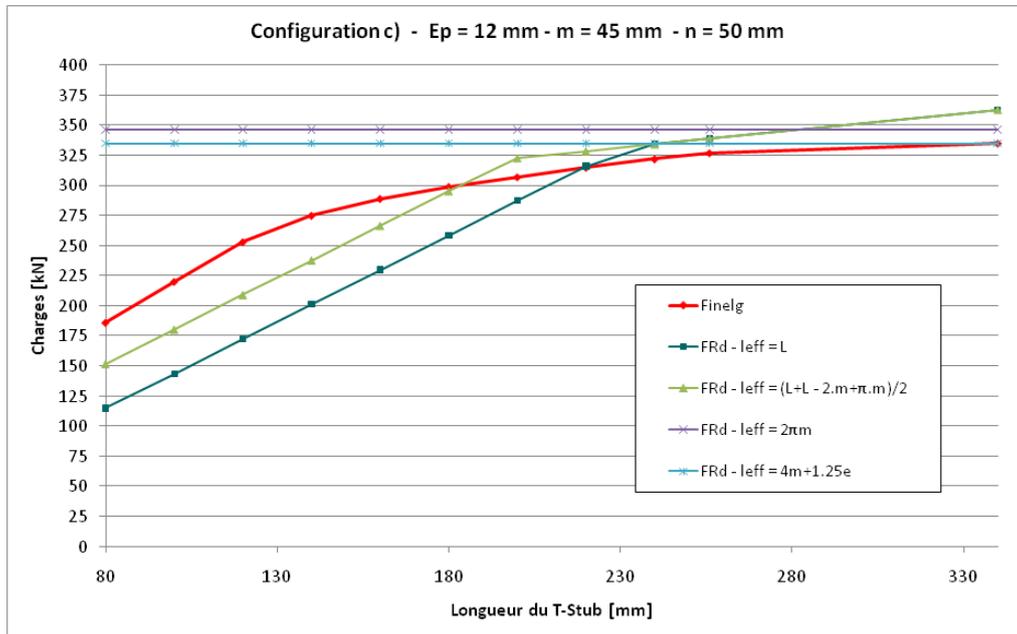


FIGURE 5.12 – Représentation des résistances plastiques pour différentes longueurs - Configuration c)

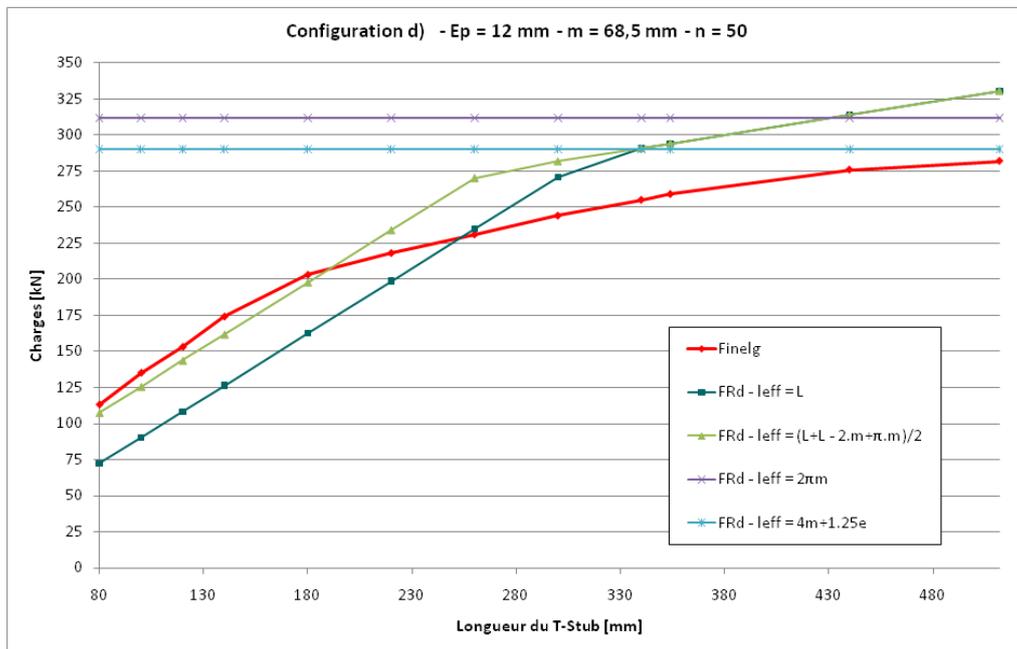


FIGURE 5.13 – Représentation des résistances plastiques pour différentes longueurs - Configuration d)

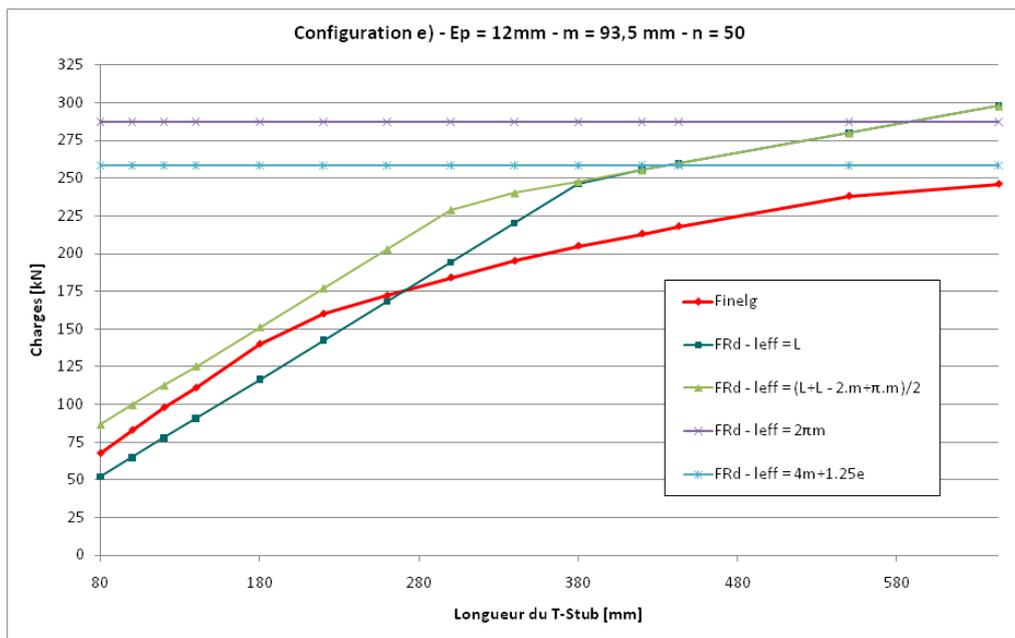


FIGURE 5.14 – Représentation des résistances plastiques pour différentes longueurs - Configuration e)

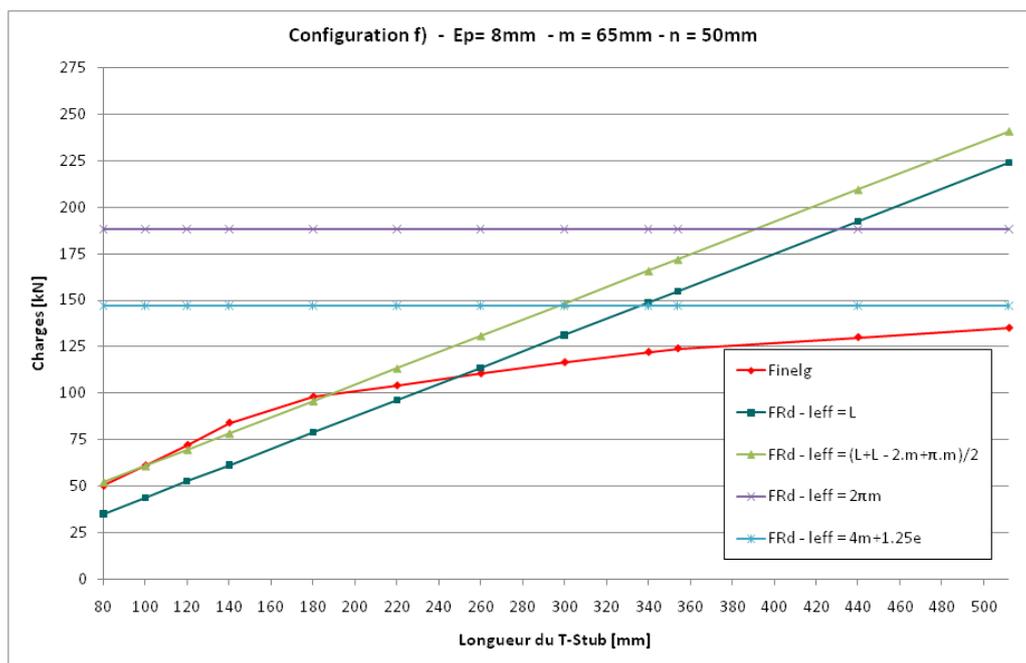


FIGURE 5.15 – Représentation des résistances plastiques pour différentes longueurs - Configuration f)

On constate sur ces figures que les comportements observés pour chaque configuration sont similaires. En effet, la courbe qui représente la résistance plastique obtenue via Finelg possède la même allure, à savoir une courbe de type tri-linéaire dont les caractéristiques sont les suivantes :

- une première partie linéaire correspondant à un mécanisme de plastification typique des tronçons en T é équivalents de type court, faisant intervenir la longueur efficace «  $L$  » ou celle préalablement améliorée «  $(L + L - 2m + \pi m)/2$  » ;
- pour des longueurs importantes, une bonne correspondance entre la résistance plastique obtenue par Finelg et celle correspondant au mécanisme plastique faisant intervenir  $l_{eff} = 4m + 1,25e$  est observée (ou en tout cas, pour les graphiques pour lesquelles les simulations n'ont pas été suffisamment loin en longueur, la courbe tend vers cette valeur).

Cependant, entre ces deux configurations extrêmes se trouvent une zone de transition pour laquelle l'Eurocode, à priori, ne donne que peu d'informations. Les prochains paragraphes y sont donc consacrés.

Dans le cadre de ce travail, les développements qui suivent seront effectués à partir de la configuration b) mais peuvent aisément être étendus aux autres exemples. Pour ces derniers, seuls les résultats finaux sont indiqués.

## 5.5 Etude de la zone intermédiaire

Après avoir précédemment mis en évidence la bonne concordance des résultats pour des petites et grandes longueurs, cette section est consacrée à l'étude de la zone dite intermédiaire.

### 5.5.1 Etude théorique des mécanismes

Dans un premier temps, le développement théorique des mécanismes plastiques sera étudié en se référant à l'article de Zoetemeijer [10].

La figure 5.16 illustre le mécanisme étudié par ce dernier.

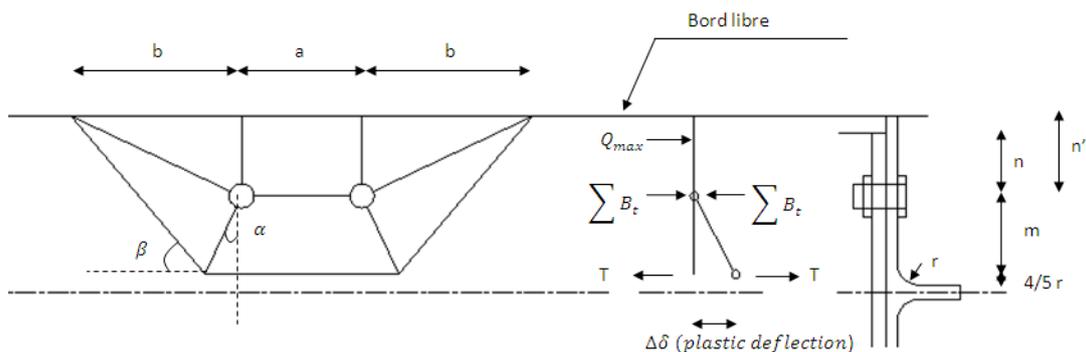


FIGURE 5.16 – Mécanisme étudié par Zoetemeijer [10]

Seul le résultat final de sa démarche est indiqué ci-après. Le lecteur désireux d'en savoir plus sur l'ensemble de ce raisonnement peut se référer à [10].

Par l'utilisation du principe des travaux virtuels, cet auteur a ainsi pu écrire l'égalité entre le travail développé par la force extérieure «  $T$  » et l'ensemble des énergies dissipées le long des lignes de plasticité décrites au schéma 5.16. Après avoir déterminé les valeurs des

paramètres  $\alpha$  et  $\beta$  qui conduise à une énergie dissipée minimale et toutes simplifications faites, le résultat final peut s'écrire

$$\begin{aligned} T.\Delta\delta &= 2. \left( \frac{a}{m} + \frac{6m + 8n'}{\sqrt{3m^2 + 4n'm}} \right) .m_p.\Delta\delta \\ \Leftrightarrow T.m &= 2. \left( a + \frac{6m + 8n'}{\sqrt{3 + \frac{4n'}{m}}} \right) .m_p \end{aligned}$$

De l'expression précédente on peut tirer l'approximation suivante

$$T.m = 2. (a + 4m + 1,25n') .m_p$$

Les essais réalisés à Trento ne comportaient qu'un seul boulon ( $a = 0$ ) et la formule ci-dessus peut donc facilement s'adapter.

Théoriquement, on constate que le mécanisme se produit pour des valeurs de  $\alpha$  et  $\beta$  qui correspondent à l'énergie minimale. En reprenant ces valeurs dans [10], il est possible de déterminer une estimation de la longueur «  $2b$  » (figure 5.16) à partir de laquelle théoriquement le mécanisme correspondant à la longueur efficace  $4m+1,25e$  est complètement développé.

$$\cos(\alpha) = \frac{\sin(\beta)}{\sqrt{\frac{m+n'}{m}}} \qquad \cos(\beta) = \frac{1}{2.\sqrt{\frac{m+n'}{m}}}$$

Par de simples relations géométriques issues de la figure 5.16, on a :

$$2.b = 2. \left( m. \tan(\alpha) + \frac{m+n'}{\tan(\beta)} \right)$$

Après simplification, on obtient :

$$2.b = 2. \left( \frac{2m^2 + 3m.n'}{\sqrt{(3m + 4n').m}} \right)$$

**Remarque :** Il est à ce stade important de préciser que l'expression de «  $b$  » ci-avant est différente de celle consultable en [10] car l'expression mentionnée dans l'article de Zoetemeijer est erronée.

$$\begin{aligned} b &= m. \tan(\alpha) + \frac{m+n'}{\sin(\beta)} \\ &= \frac{m^2 + 2mn' + (m+n).2.\sqrt{m^2 + m.n'}}{\sqrt{3m^2 + 4m.n'}} \end{aligned}$$

D'un point de vue mathématique, afin que l'expression soit correcte,  $\sin(\beta)$  doit être remplacé par  $\tan(\beta)$ .

Si on applique la formule corrigée pour déterminer la longueur nécessaire afin que le mécanisme soit entièrement développé aux exemples du tableau 5.1, on obtient les résultats suivants

Configuration	Longueur 2b nécessaire
a	151 mm
b	175,9 mm
c	175,9 mm
d	234 mm
e	297,3 mm
f	234 mm

TABLE 5.2 – Longueurs théoriques permettant la formation du mécanisme plastique

La figure 5.17 illustre, d'après la théorie développée par Zoetemeijer, le « chemin » suivi théoriquement par la résistance plastique. Ainsi, pour les tronçons courts, le mécanisme plastique s'apparente à celui comportant des lignes plastiques longitudinales au spécimen (départ du point (1) vers le point(2)). On constate que le chemin suivi est tangent à la courbe  $F_{inlg}$  jusqu'à une valeur de  $L$  égale à 120mm. Une fois la longueur du T-stub suffisante (point (2) d'abscisse  $2b$ ), un autre mécanisme prend le pas sur le précédent, joignant ainsi le point (2) au point (3).

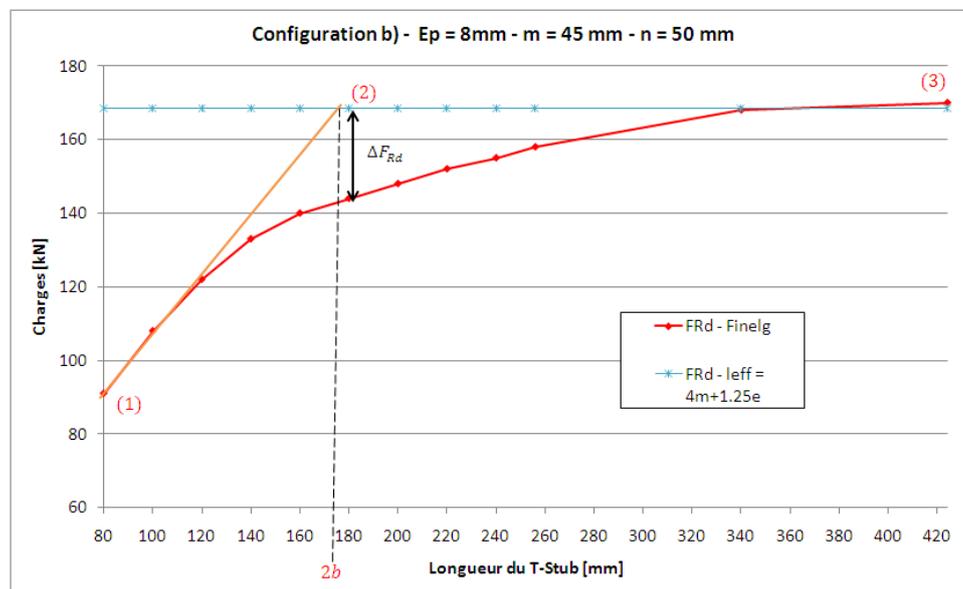


FIGURE 5.17 – Mécanismes théoriques - configuration b)

Comme il peut être observé sur la figure 5.17, une fois le point (2) atteint, la résistance plastique théorique est constante et évaluée à

$$F_{Rd} = 169 \text{ kN}$$

Or, la valeur obtenue via le logiciel Finelg est égale quant à elle à 142 kN, soit 16% de moins que celle estimée théoriquement. La valeur déterminée par l'Eurocode se trouve donc relativement insécuritaire dans cette zone intermédiaire.

**Remarque :** Le même raisonnement que celui suivi ci-dessus peut être appliqué à l'ensemble des configurations étudiées.

### 5.5.2 Etude des lignes de plasticité

La question s'est alors posée de savoir comment évolue réellement le mécanisme entre un tronçon court et celui dit long. Pour ce faire, les lignes de plasticité pour chacune des étapes ont été obtenues par le logiciel Finelg.

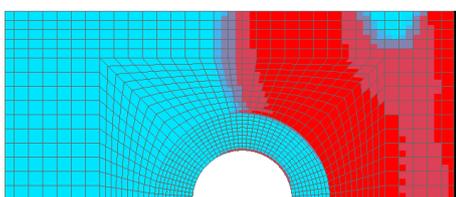


FIGURE 5.18 – Plasticité -  $L = 80mm$

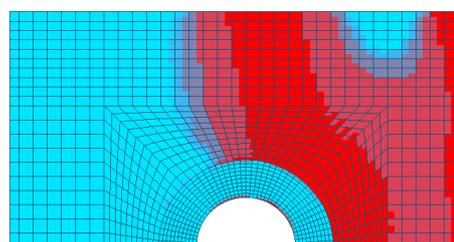


FIGURE 5.19 – Plasticité -  $L = 100mm$

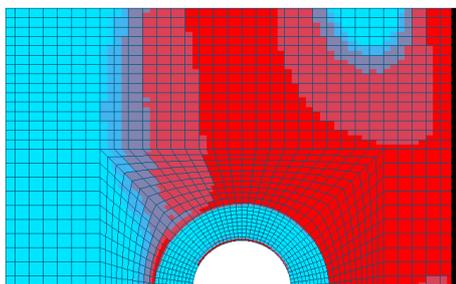


FIGURE 5.20 – Plasticité -  $L = 120mm$

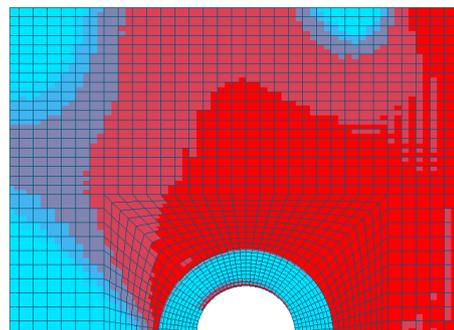


FIGURE 5.21 – Plasticité -  $L = 140mm$

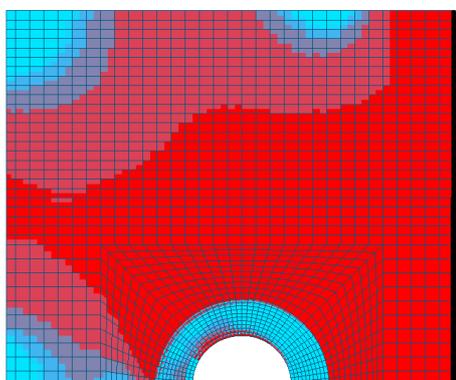


FIGURE 5.22 – Plasticité -  $L = 160mm$

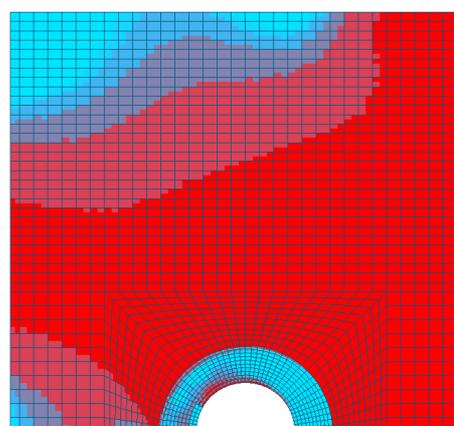


FIGURE 5.23 – Plasticité -  $L = 180mm$

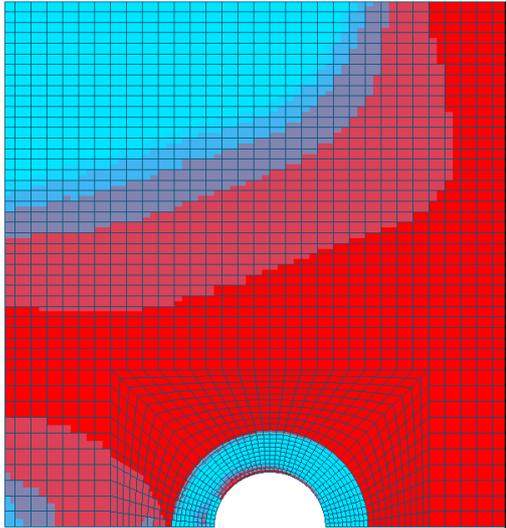


FIGURE 5.24 – *Plasticité* -  $L = 200\text{mm}$

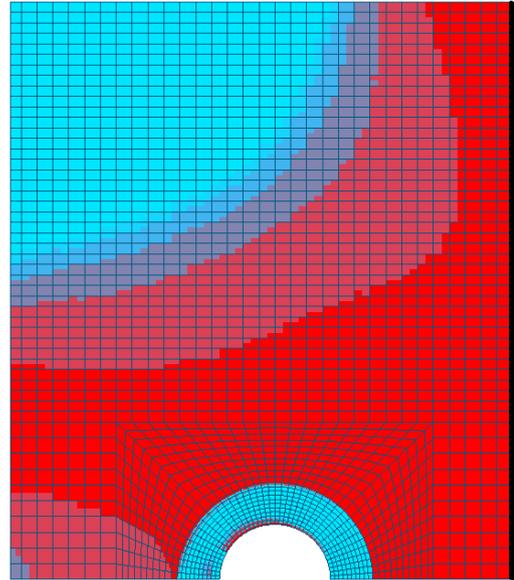


FIGURE 5.25 – *Plasticité* -  $L = 220\text{mm}$

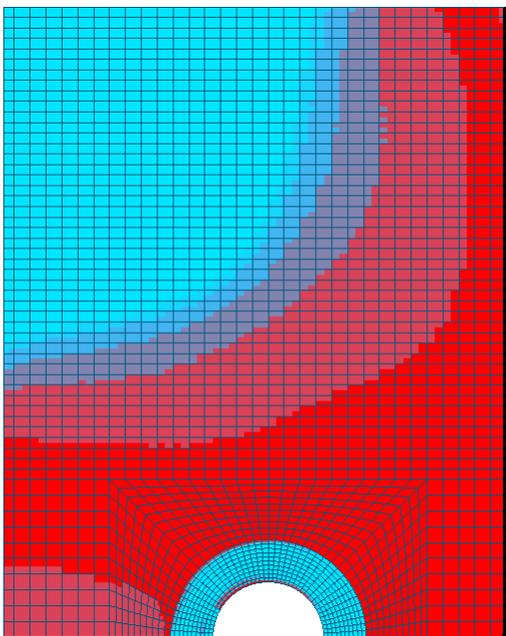


FIGURE 5.26 – *Plasticité* -  $L = 240\text{mm}$

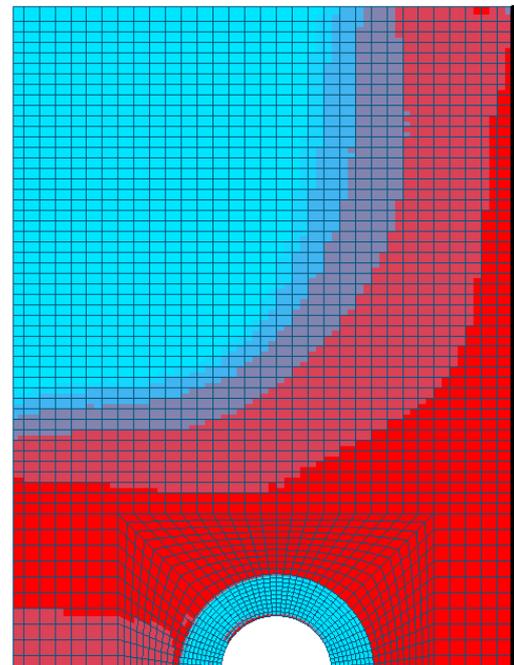
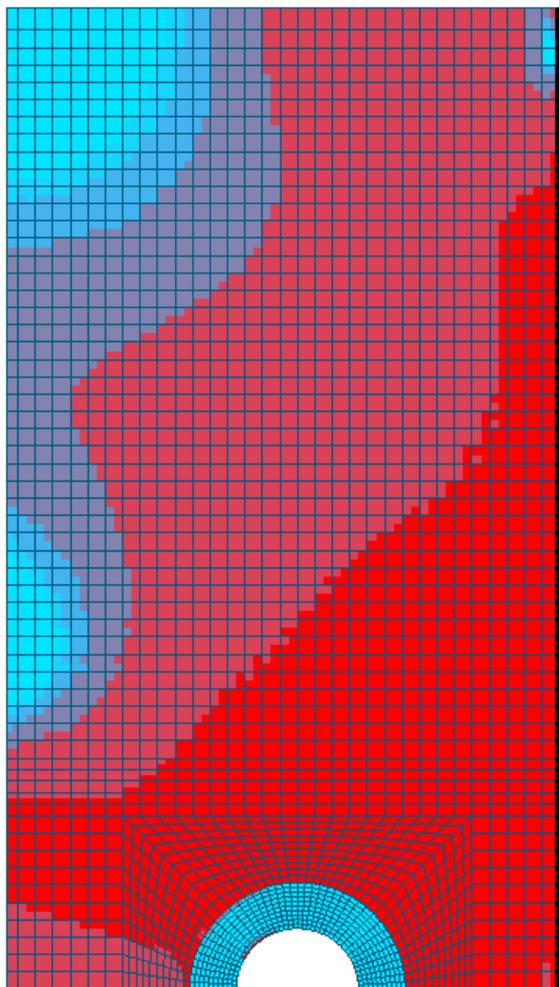
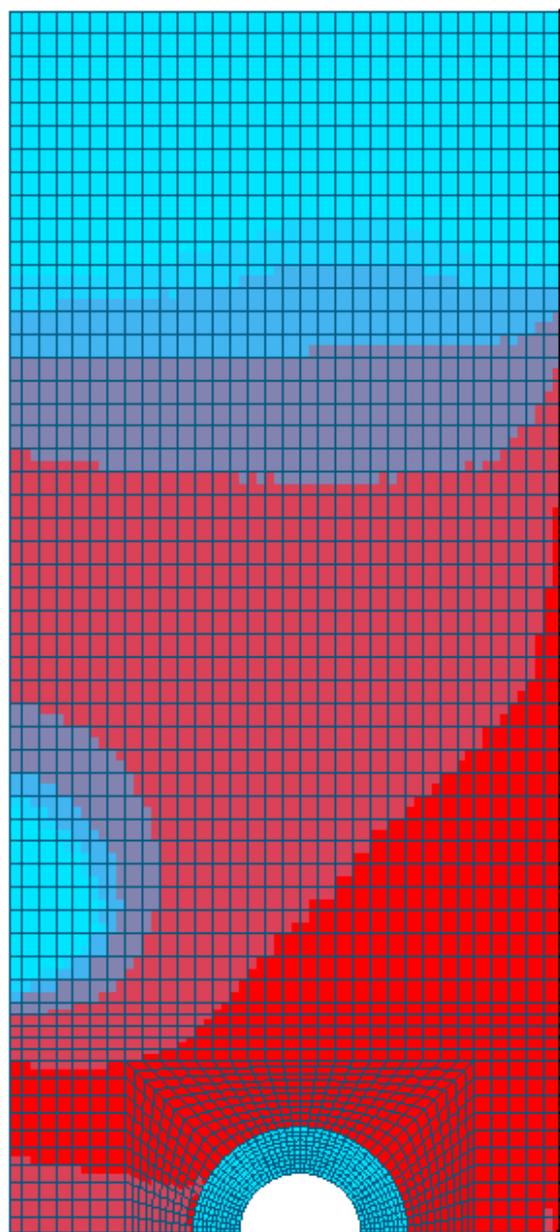


FIGURE 5.27 – *Plasticité* -  $L = 254\text{mm}$

FIGURE 5.28 – *Plasticité -  $L = 340mm$* FIGURE 5.29 – *Plasticité -  $L = 424mm$* 

Les figures qui précèdent permettent de tirer des enseignements qu'il est intéressant de mettre en relation avec la figure 5.17 ainsi qu'avec le schéma du mécanisme développé par Zoetemeijer (figure 5.16) :

- pour les longueurs de spécimens égales à 80, 100 et 120mm, un mécanisme de type longitudinal est facilement observable. En effet, on peut constater la présence d'une charnière plastique au niveau de l'âme (représentée par un trait noir) ainsi qu'une autre positionnée à proximité du boulon. Ceci correspond donc aux trois premiers points de la courbe Finelg de la figure 5.17;
- pour un «  $L$  » égal à 140 et 160mm, la ligne de plasticité longitudinale au niveau

- du boulon tend à bifurquer et à s'incliner par rapport à la direction principale du T-stub, ce qui correspond aux points 4 et 5 de la courbe Finelg ;
- un mécanisme qui n'est pas encore celui développé par Zoetemeijer apparaît ensuite. Ce dernier se produit pour des longueurs allant de 160mm à 340mm ;
  - à partir de cette dernière longueur, on peut constater l'apparition d'un deuxième « pied » au mécanisme précédent qui conduit à la formation, en  $L = 424\text{mm}$ , du mécanisme développé théoriquement par Zoetemeijer, ce qui s'observe notamment bien, sur la figure 5.29, et qui correspond à la bonne concordance entre le résultat obtenu numériquement et celui en utilisant la longueur efficace de  $4m+1,25e$ . La longueur (tableau 5.2) pour laquelle le mécanisme est théoriquement développée semble donc largement sous-estimée.

En conclusion, l'étude des lignes de plasticité a permis de mettre en avant la présence d'un mécanisme intermédiaire non encore couvert par la théorie. Le paragraphe suivant est donc consacré à la caractérisation ainsi qu'au calcul de ce mécanisme suivant la méthode de Johansen [11].

## 5.6 Etude du nouveau mécanisme selon la méthode de Johansen

Il faut tout d'abord déterminer un mécanisme cinématiquement admissible. Celui-ci, doit comporter une partie qui est fonction de la longueur du T-stub (avec présence d'une charnière plastique le long de l'âme) ainsi qu'une partie qui correspond au mécanisme défini par Zoetemeijer.

La solution rassemblant les critères ci-avant correspond à celle représentée par la figure 5.30.

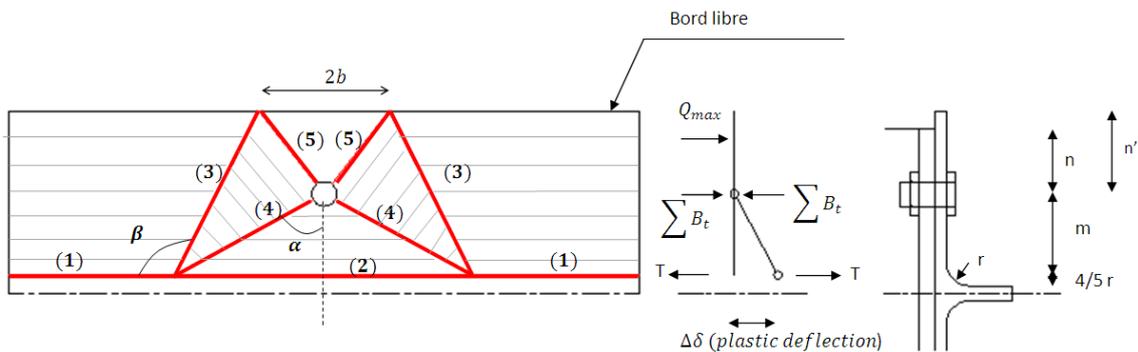


FIGURE 5.30 – Nouveau mécanisme étudié

Ce mécanisme est cinématiquement admissible et possède deux paramètres,  $\alpha$  et  $\beta$ , à fixer pour obtenir l'énergie minimale permettant sa formation.

Il est également important de noter que le triangle compris entre les lignes plastiques (5), ainsi que l'ensemble du bord libre possèdent, par hypothèse, un déplacement vertical nul et donc ne subissent aucune rotation. Les lignes grises indiquent quant à elles le sens selon lequel les différentes parties du mécanismes pivotent.

Afin de résoudre ce problème, la méthode de Johansen [11] est appliquée. Les développements sont indiqués ci-après.

### 5.6.1 Travail des forces extérieures

Le travail exercé par la force extérieure « T » est égal à

$$\Delta T = T \cdot \Delta \delta$$

### 5.6.2 Travail des forces intérieures

#### Lignes plastiques 1 (figure 5.30)

La longueur est donnée par

$$L_1 = L - 2 \cdot m \cdot \tan(\alpha)$$

La rotation est quant à elle évaluée par

$$\theta_1 = \frac{\Delta \delta}{m + n'}$$

L'énergie dissipée par la ligne 1 vaut donc

$$\begin{aligned} \Delta E_1 &= L_1 \cdot \theta_1 \cdot m_p \\ &= \frac{L - 2 \cdot m \cdot \tan(\alpha)}{m + n'} \cdot \Delta \delta \cdot m_p \end{aligned}$$

#### Ligne plastique 2 (figure 5.30)

La longueur vaut

$$L_2 = 2 \cdot m \cdot \tan(\alpha)$$

La rotation est égale à

$$\theta_2 = \frac{\Delta \delta}{m}$$

L'énergie dissipée selon la ligne plastique 2 équivaut à

$$\begin{aligned} \Delta E_2 &= L_2 \cdot \theta_2 \cdot m_p \\ &= \frac{2 \cdot m \cdot \tan(\alpha)}{m} \cdot \Delta \delta \cdot m_p \end{aligned}$$

### Lignes plastiques 3 (figure 5.30)

Afin de calculer l'énergie dissipée par la ligne 4, le théorème de Johansen sur l'énergie dissipée dans les lignes d'articulation [11] est appliqué :

« L'énergie dissipée dans les lignes d'articulation séparant les portions mobiles de la dalle à la ruine, s'obtient en multipliant par  $m_p$  la somme des produits des rotations de ces portions autour de leurs axes par les projections sur ces axes des lignes d'articulations considérées. »

La figure 5.31 illustre le théorème énoncé ci-avant.

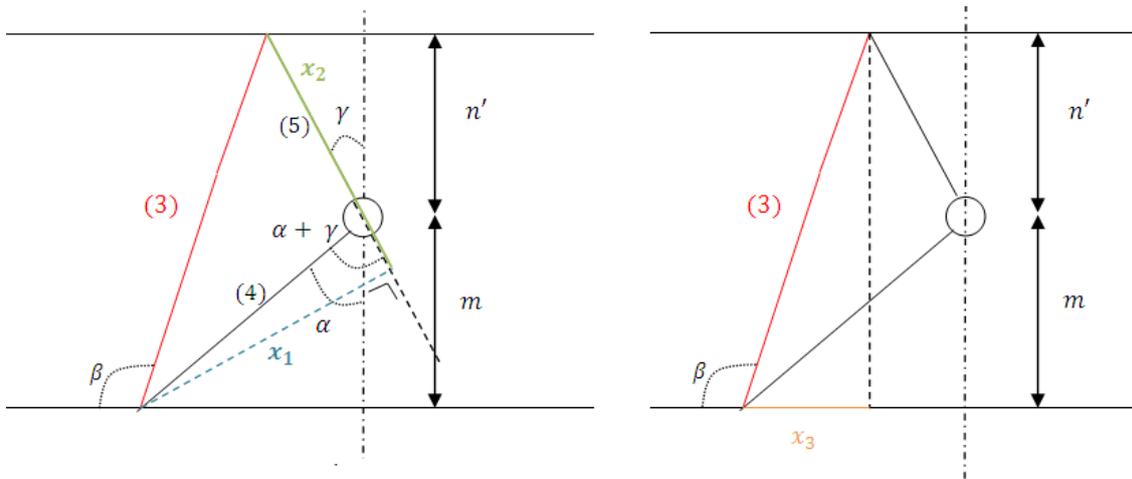


FIGURE 5.31 – Relation géométrique permettant le calcul de  $\Delta E_3$

L'application du théorème de Johansen permet le calcul direct de l'énergie dissipée par la ligne plastique 3. Il vient :

$$\begin{aligned}
 \Delta E_3 &= 2.L_3.\theta_3.m_p \\
 &= 2.x_2.\theta_5.m_p + 2.x_3.\theta_1.m_p \\
 &= 2.\left(\sqrt{b^2 + n'^2} + \frac{m}{\cos(\alpha)} \cdot \cos(\alpha + \gamma)\right) \cdot \frac{\Delta\delta.m_p}{\frac{m}{\cos(\alpha)} \cdot \sin(\alpha + \gamma)} \\
 &\quad + 2.\left(\frac{m + n'}{\sin(\beta)} \cdot |\cos(\beta)|\right) \cdot \frac{\Delta\delta.m_p}{m + n'}
 \end{aligned}$$

où  $b$  est donné par la figure 5.30 et vaut

$$b = m \cdot \tan(\alpha) + \frac{m + n'}{\tan(\beta)}$$

**Lignes plastiques 4 (figure 5.30)**

L'énergie dissipée par la ligne plastique 4 peut être obtenue de la même façon. La figure 5.32 indique les relations géométriques utilisées dans ce but.

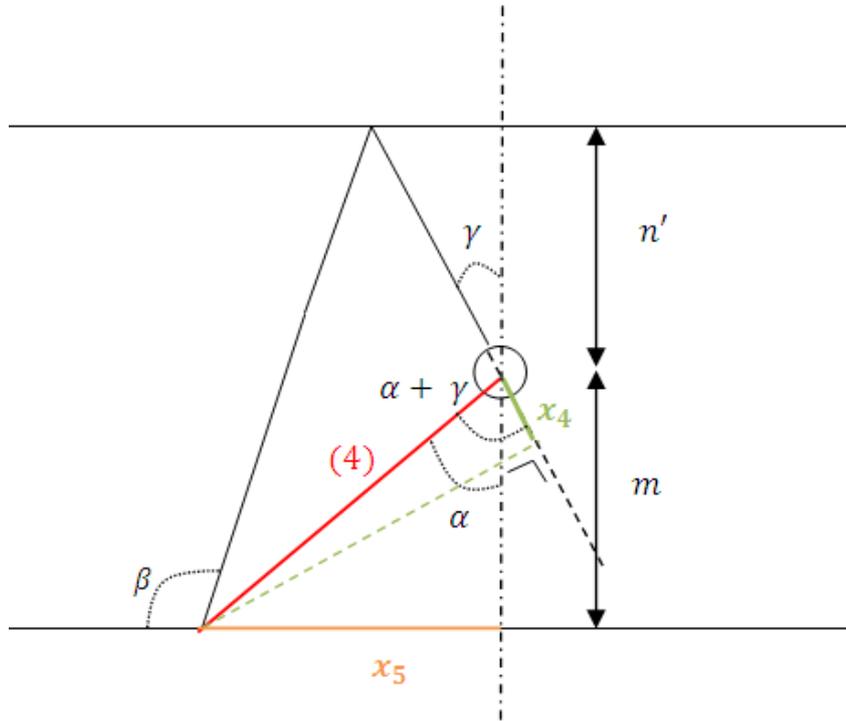


FIGURE 5.32 – Relation géométrique permettant le calcul de  $\Delta E_4$

$$\begin{aligned}
 \Delta E_4 &= 2.L_4.\theta_4.m_p \\
 &= 2.x_4.\theta_5.m_p + 2.x_5.\theta_2.m_p \\
 &= 2.\frac{m}{\cos(\alpha)}.\left|\cos(\alpha + \gamma)\right|.\frac{\Delta\delta.m_p}{\frac{m}{\cos(\alpha)}.\sin(\alpha + \gamma)} + \frac{2.m.\tan(\alpha)}{m}.\Delta\delta.m_p
 \end{aligned}$$

**Lignes plastiques 5 (figure 5.30)**

La longueur de la ligne plastique 5 est évaluée par

$$L_5 = 2.\sqrt{b^2 + n'^2}$$

La rotation est quant à elle égale à

$$\begin{aligned}
 \theta_5 &= \frac{\Delta\delta}{x_1} \\
 &= \frac{\Delta\delta}{\frac{m}{\cos(\alpha)}.\sin(\alpha + \gamma)}
 \end{aligned}$$

où  $x_1$  est déterminable géométriquement à partir de la figure 5.31.

L'énergie dissipée est donc égale à

$$\begin{aligned}\Delta\delta E_5 &= L_5 \cdot \theta_5 \cdot m_p \\ &= 2 \cdot \sqrt{b^2 + n'^2} \cdot \frac{\Delta\delta}{\frac{m}{\cos(\alpha)} \cdot \sin(\alpha + \gamma)}\end{aligned}$$

### 5.6.3 Détermination des paramètres $\alpha$ et $\beta$

L'énergie totale dissipée correspond à la somme des énergies pour chacune des lignes plastiques et peut s'écrire sous la forme

$$\Delta E_{tot} = \frac{L}{m + n'} \cdot \Delta\delta \cdot m_p + fct(m, n') \cdot \Delta\delta \cdot m_p$$

Afin de déterminer les paramètres  $\alpha$  et  $\beta$  permettant de rendre celle-ci minimale, le système de deux équations à deux inconnues ( $\alpha$  et  $\beta$ ) doit être résolu

$$\begin{cases} \frac{\partial \Delta E_{tot}}{\partial \alpha} = 0 \\ \frac{\partial \Delta E_{tot}}{\partial \beta} = 0 \end{cases}$$

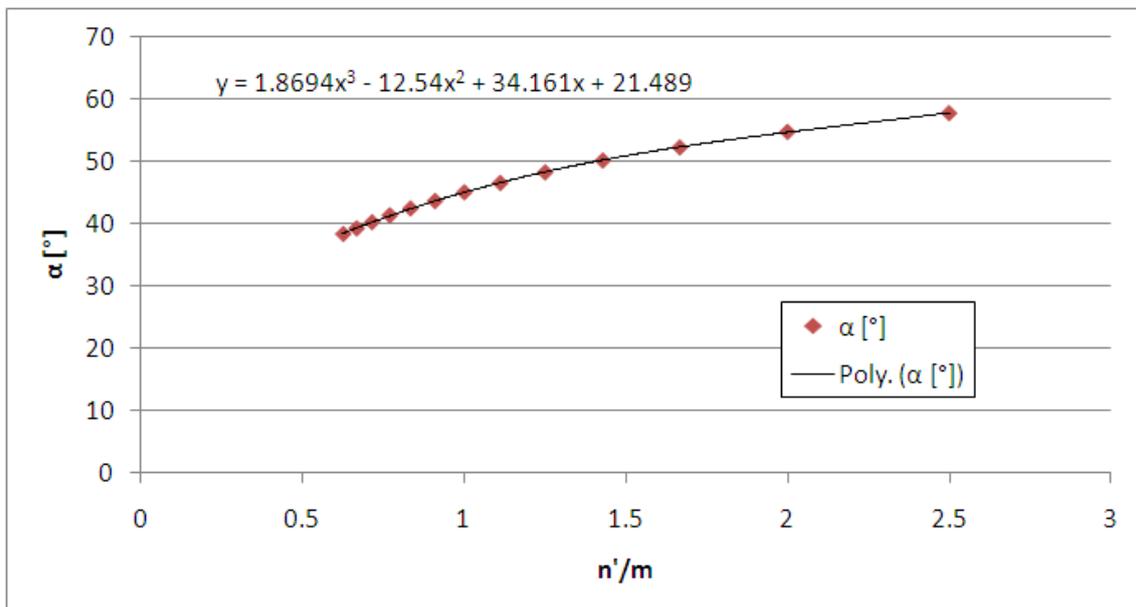
Cependant, ce système est trop lourd à résoudre analytiquement, même au moyen d'un logiciel tel que « Mathematica ». Pour palier à cette difficulté, une résolution numérique au moyen d'une routine écrite en « Visual Basic » a été implémentée. Celle-ci fait varier les paramètres  $\alpha$  et  $\beta$ , pour des valeurs de  $m$  et  $n'$  données ( $L$  n'intervenant pas dans les dérivées de l'énergie), et détermine l'énergie minimale. Ainsi, pour chaque configuration de  $m$  et  $n'$  étudiée, il a été possible de déterminer numériquement les angles  $\alpha$  et  $\beta$  qui minimalisent la valeur de  $\Delta E_{tot}$ .

Le tableau 5.3 reprend les résultats obtenus pour les différentes configurations. Il a notamment été constaté que ce n'était pas les valeurs de  $m$  et  $n'$  qui étaient primordiales mais bien le rapport entre ces deux valeurs. Ainsi, des valeurs de  $m$  et  $n'$  qui donnent le même rapport  $n'/m$  induisent au final une même valeur pour les angles  $\alpha$  et  $\beta$ .

$n'/m$	$\alpha$ [°]	$\beta$ [°]
2.5	57.7	90
2	54.7	90
1.66666667	52.2	90
1.42857143	50.1	90
1.25	48.2	90
1.11111111	46.5	90
1	45	90
0.90909091	43.6	90
0.83333333	42.4	90
0.76923077	41.3	90
0.71428571	40.2	90
0.66666667	39.2	90
0.625	38.3	90

TABLE 5.3 – Résultats obtenus pour  $\alpha$  et  $\beta$  selon différentes configurations

A priori,  $\beta$  est égale à une valeur constante de  $90^\circ$ . Afin de déterminer une expression approchée de  $\alpha$  fonction  $m$  et  $n'$ , il suffit à présent de tracer la courbe  $\alpha$  en fonction du rapport  $n'/m$  et d'en exprimer une courbe de tendance. Le figure 5.33 illustre cette courbe.

FIGURE 5.33 – Représentation de l'angle  $\alpha$  en fonction du rapport  $n'/m$ 

L'expression analytique approchée de ce paramètre peut donc s'écrire

$$\alpha = 1,8694 \cdot \left(\frac{n'}{m}\right)^3 - 12,54 \cdot \left(\frac{n'}{m}\right)^2 + 34,161 \cdot \left(\frac{n'}{m}\right) + 21,489$$

### 5.6.4 Détermination de la nouvelle longueur efficace

Afin de déterminer la longueur efficace relative au mécanisme plastique étudié, la même procédure que celle utilisée par Zoetemeijer dans son article [10] est appliquée.

$$\begin{aligned}\Delta T &= \Delta E_{tot} \\ \Leftrightarrow T \cdot \Delta \delta &= \frac{L}{m+n} \cdot \Delta \delta \cdot m_p + fct(m, n') \cdot \Delta \delta \cdot m_p \\ \Leftrightarrow T \cdot m &= 2 \cdot \left( \frac{L \cdot m}{2(m+n')} \cdot m_p + \frac{m}{2} \cdot fct(m, n') \cdot m_p \right) \\ \Leftrightarrow T \cdot m &= 2 \cdot \underbrace{\left( \frac{L \cdot m}{2(m+n')} + \frac{m}{2} \cdot fct(m, n') \right)}_{l_{eff}} \cdot m_p\end{aligned}$$

L'expression analytique de la longueur efficace étant difficile à déterminer, la même démarche que pour déterminer de façon approchée les valeurs de  $\alpha$  et  $\beta$  est suivie.

Connaissant l'évolution du premier terme  $\frac{L \cdot m}{2 \cdot (m+n)}$ , seul le deuxième terme reste à étudier. Ainsi, la fonction  $\frac{fct(m, n')}{2}$  est représentée graphiquement en fonction du rapport  $n'/m$ . Une courbe de tendance est ensuite déterminée. Le résultat est illustré par la figure 5.34.

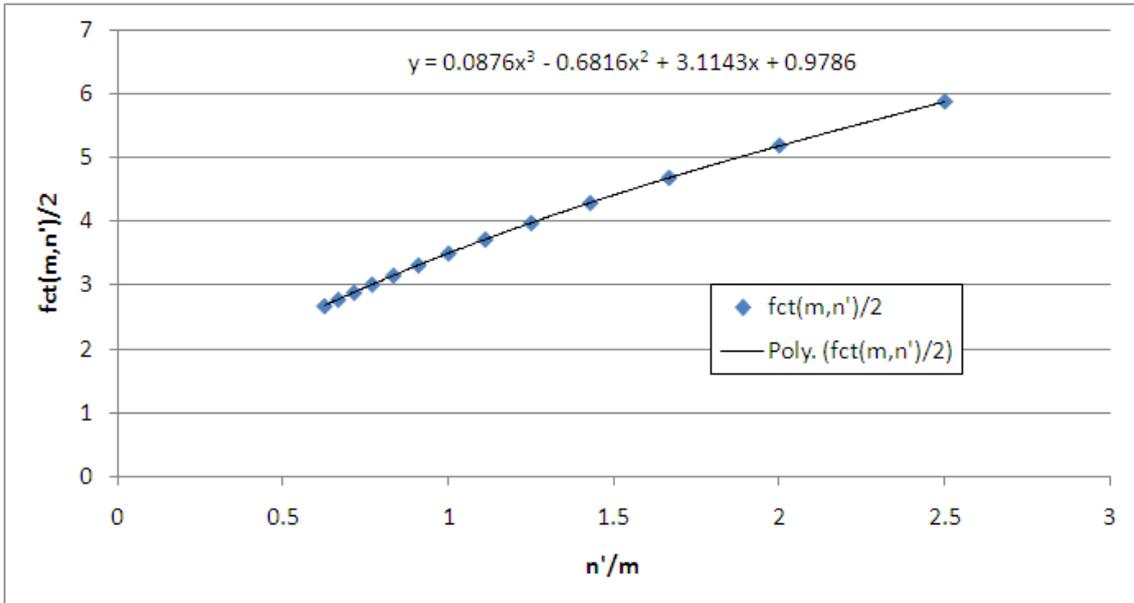


FIGURE 5.34 – Représentation de  $fct(m, n')/2$  en fonction du rapport  $n'/m$

L'expression analytique approchée de la nouvelle longueur efficace peut donc s'écrire

$$l_{eff} = \frac{L.m}{2.(m+n')} + m \left( 0,0876. \left( \frac{n'}{m} \right)^3 - 0,6816. \left( \frac{n'}{m} \right)^2 + 3,1143. \left( \frac{n'}{m} \right) + 0,9786 \right)$$

## 5.7 Application de la nouvelle longueur efficace

Après avoir défini l'expression analytique approchée de la longueur efficace correspondant au nouveau mécanisme de ruine, il est à présent intéressant de constater son apport bénéfique en représentant graphiquement l'évolution de la résistance plastique sur les configurations étudiées au paragraphe 5.4.

Ainsi, sur le même graphique sont représentés :

- l'évolution de la résistance plastique selon Finelg ;
- $F_{Rd}$  calculée en considérant l'amélioration apportée sur les tronçons courts ;
- les valeurs calculées à partir de la nouvelle longueur efficace ; et
- les résistances plastiques évaluées à partir de  $4m+1,25e$ .

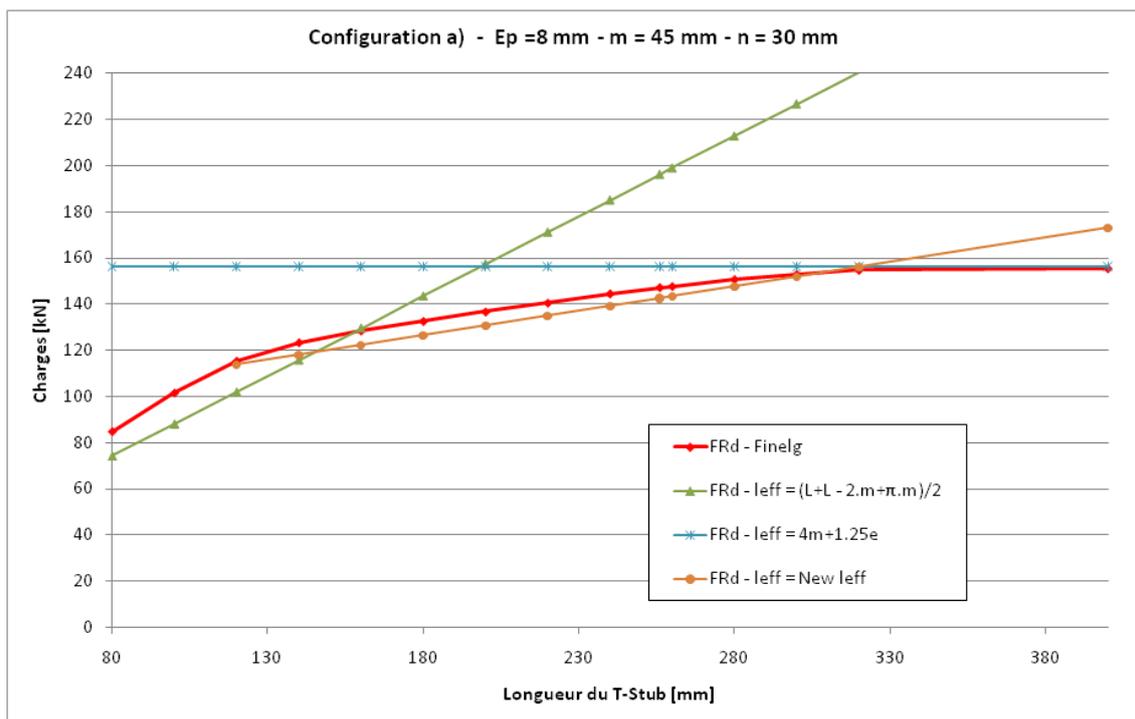


FIGURE 5.35 – Evolution de la résistance plastique avec les différentes améliorations apportées - configuration a)

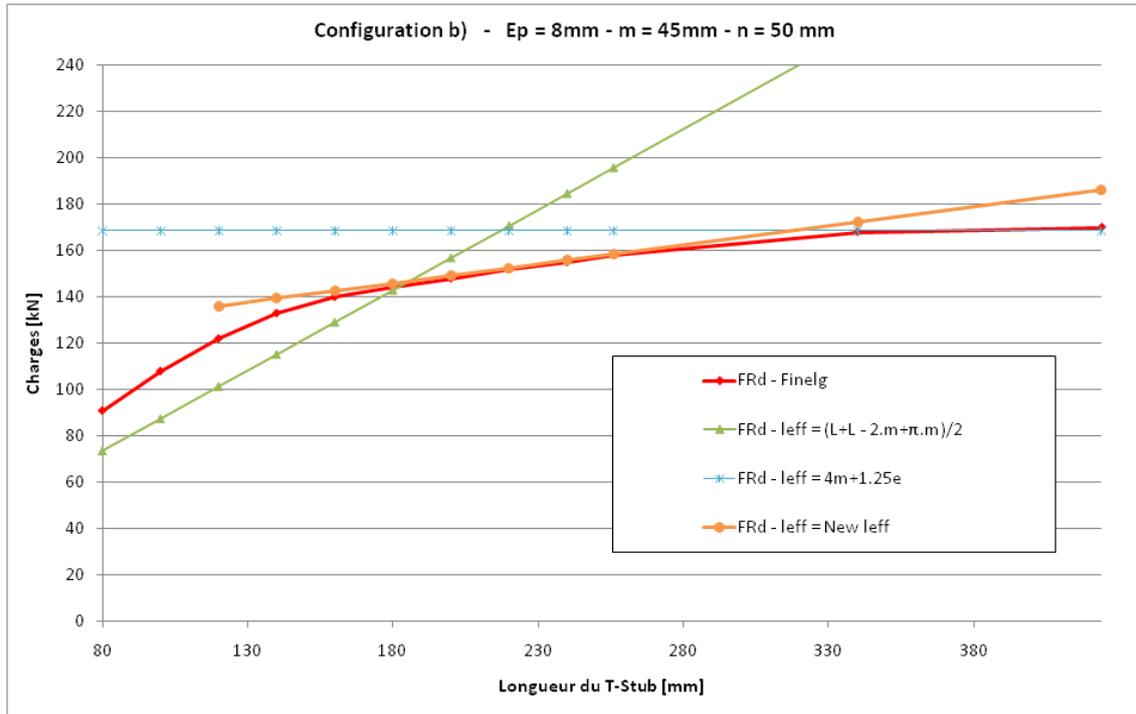


FIGURE 5.36 – Evolution de la résistance plastique avec les différentes améliorations apportées - configuration b)

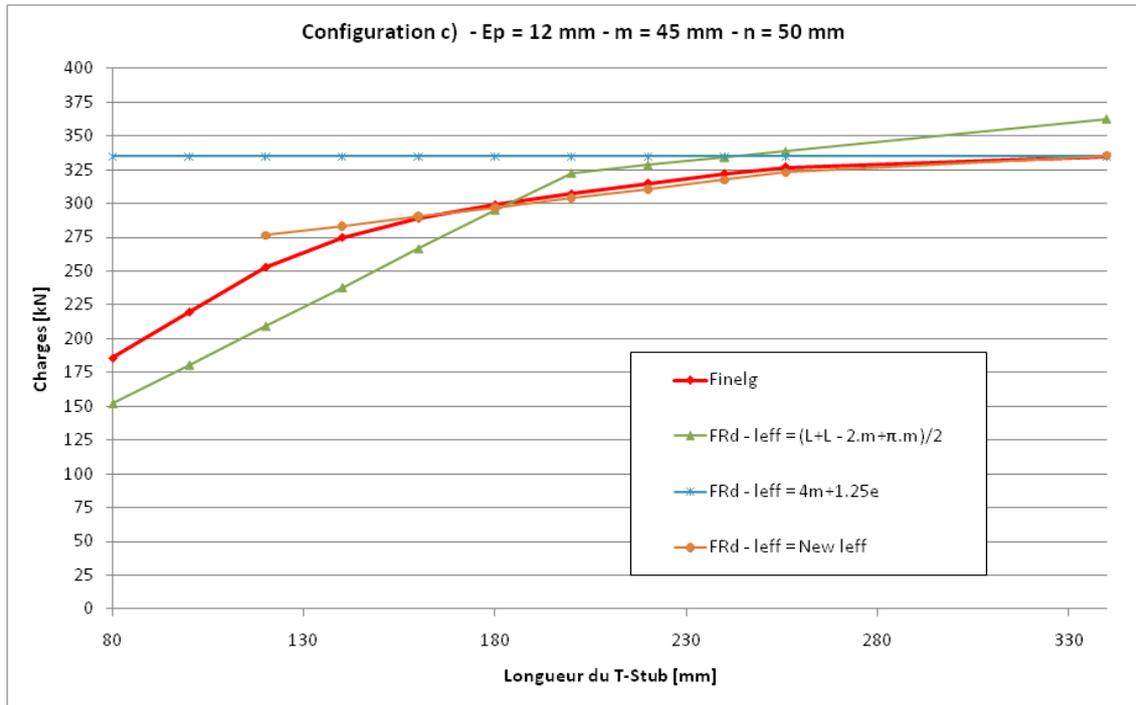


FIGURE 5.37 – Evolution de la résistance plastique avec les différentes améliorations apportées - configuration c)

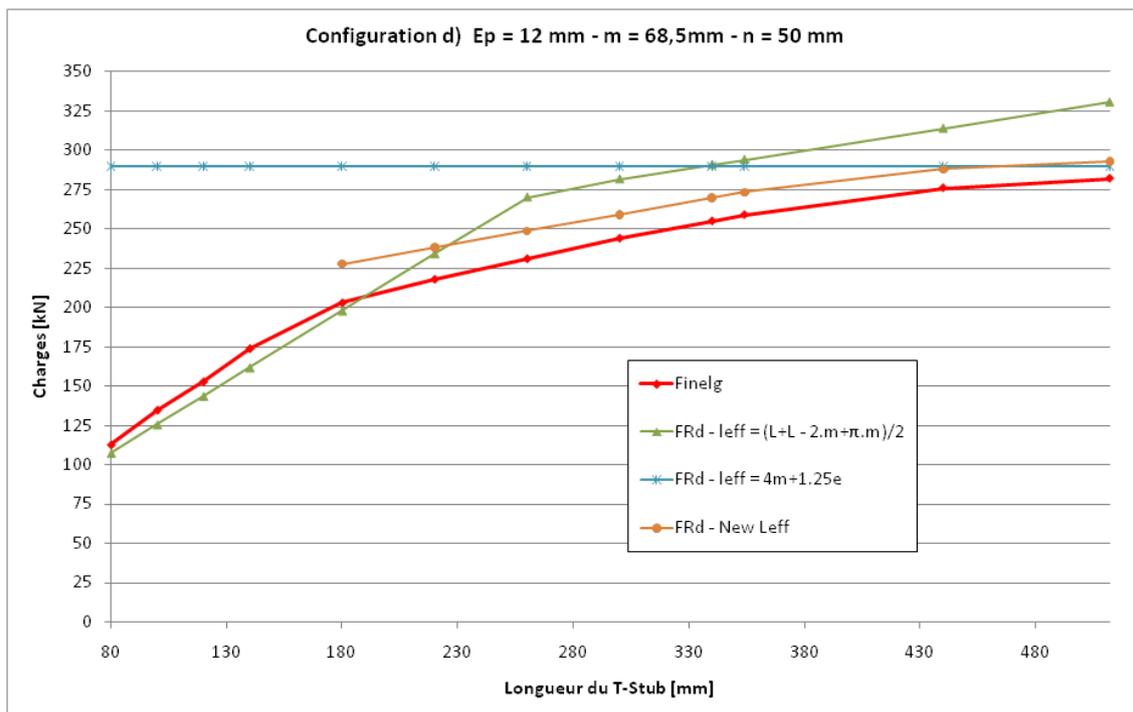


FIGURE 5.38 – Evolution de la résistance plastique avec les différentes améliorations apportées - configuration d)

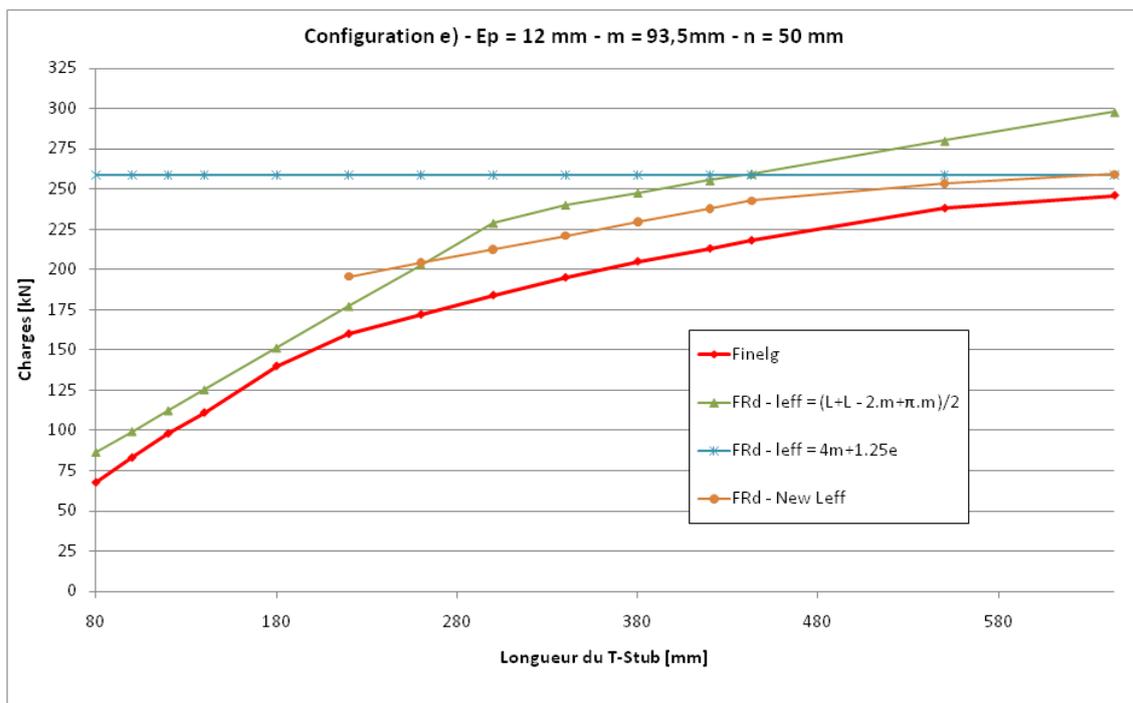


FIGURE 5.39 – Evolution de la résistance plastique avec les différentes améliorations apportées - configuration e)

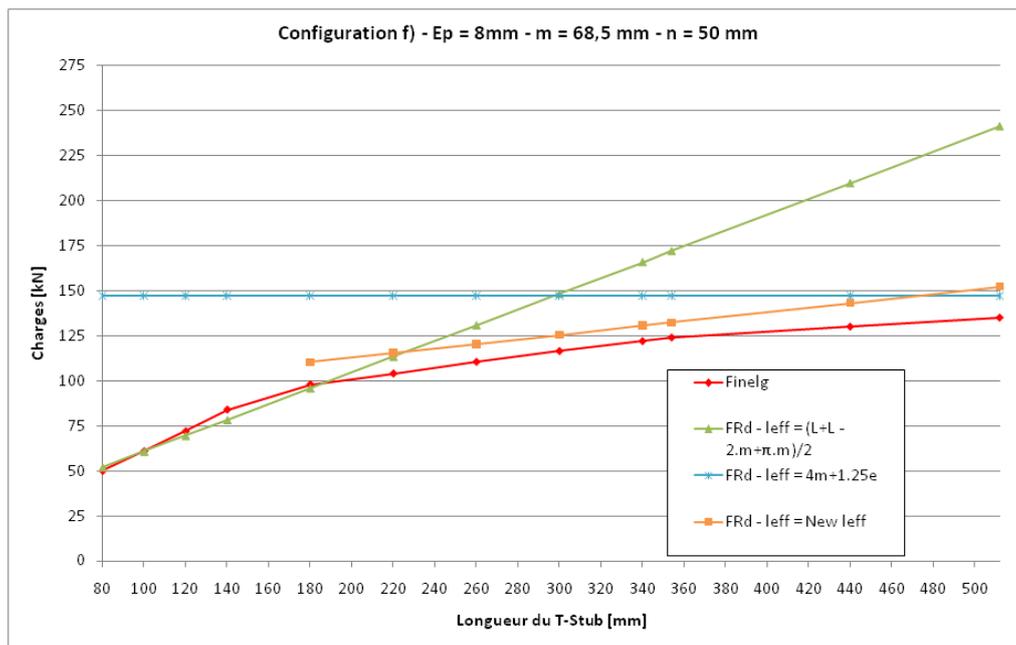


FIGURE 5.40 – Evolution de la résistance plastique avec les différentes améliorations apportées - configuration f)

Il est facile, en fonction de l'étude des différentes configurations ci-avant, de constater l'amélioration apportée par l'introduction du mécanisme intermédiaire. En effet, ce dernier permet de mieux évaluer la résistance plastique et semble donc une bonne solution au problème qui avait été posé par cette zone de transition.

La résistance plastique théorique suit donc le chemin vert-orange-bleu.

## 5.8 Déformées correspondant aux trois mécanismes observés

Ci-après sont représentées les déformées correspondants aux trois mécanismes observés. Celles-ci sont prises pour des longueurs égales à 80, 240 et 424 mm.

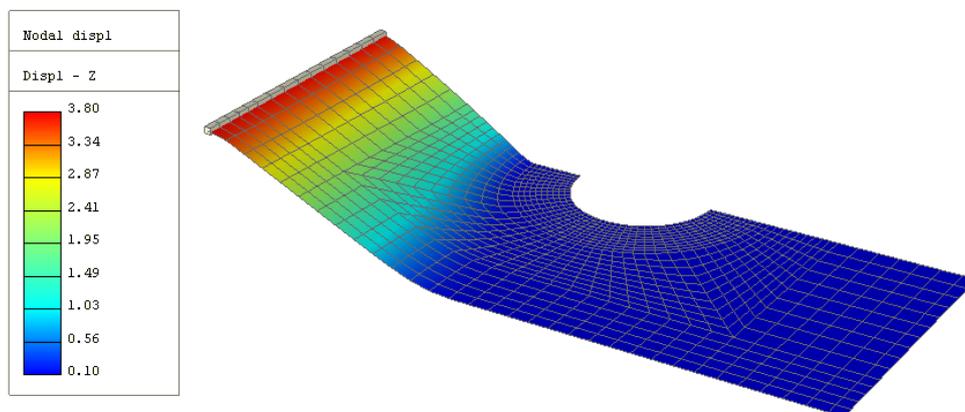


FIGURE 5.41 – Déformée du T-stub - L = 80 mm

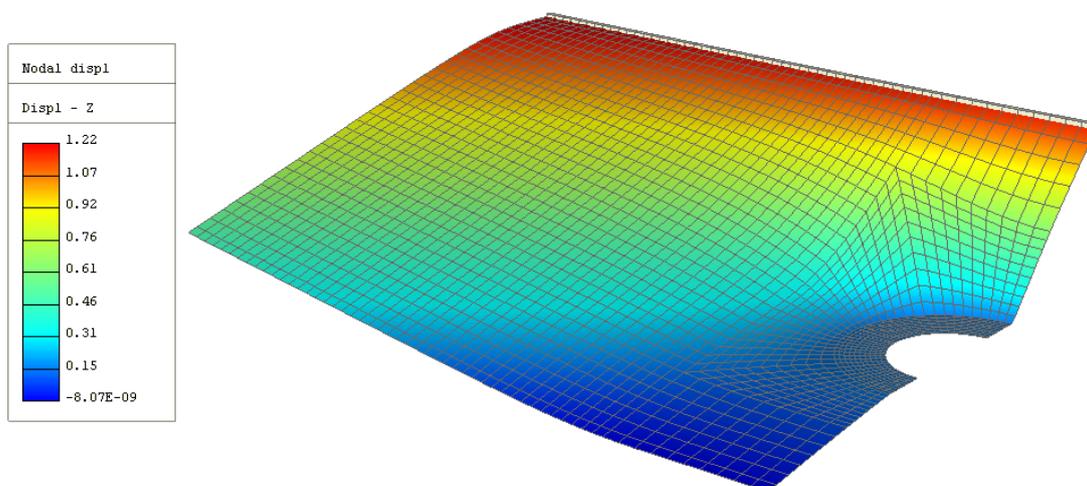


FIGURE 5.42 – Déformée du T-stub -  $L = 240$  mm

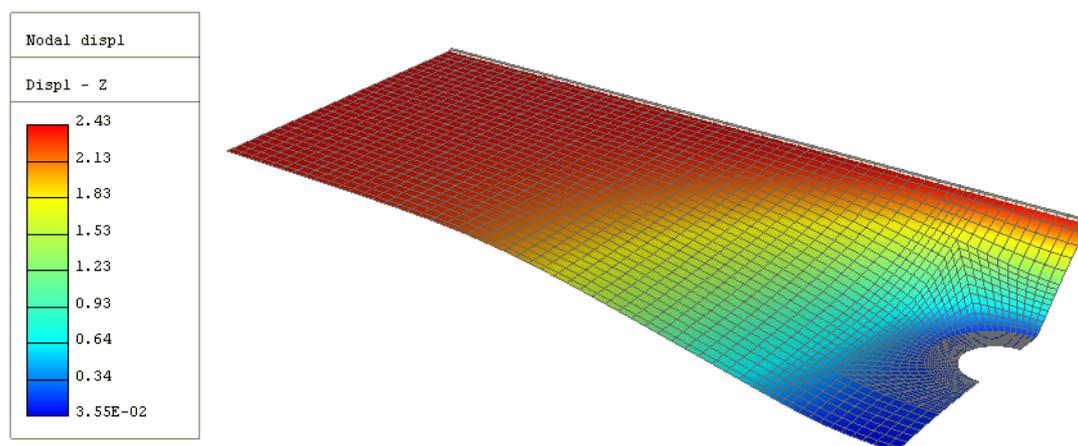


FIGURE 5.43 – Déformée du T-stub -  $L = 424$  mm

Le déplacement représenté sur la figure 5.41 permet de montrer le mécanisme typique des tronçons courts avec deux charnières plastiques positionnées au niveau de l'âme du T-stub et à proximité du boulon.

La figure 5.43 représente quant à elle bien le mécanisme développé dans son article par Zoetemeijer. En effet, on constate une zone possédant le même déplacement vertical suivie, à proximité du boulon, du mécanisme plastique développé théoriquement.

Enfin la figure 5.42 indique le déplacement selon  $z$  du mécanisme intermédiaire. En effet, le mécanisme observé ne constitue plus celui typique d'un tronçon court mais ne représente pas non plus celui d'un spécimen long. L'observation de la déformée conforte donc bien la solution apportée d'un mécanisme intermédiaire.

## 5.9 Conclusions

Ce chapitre visait la recherche d'améliorations pour permettre une évaluation plus précise de la résistance plastique. Pour ce faire, de nombreuses simulations numériques, basées sur des configurations géométriques différentes, ont été effectuées dans le but de dégager différentes tendances.

Pour commencer, une comparaison a été réalisée sur des tronçons courts d'épaisseurs différentes. Une nette différence a pu être observée en utilisant la méthode initiale de l'Eurocode. Afin d'y apporter une amélioration, une combinaison linéaire de deux mécanismes plastiques a été appliquée. Bien que cette démarche ne soit probablement pas la plus rigoureuse mathématiquement, l'étude des lignes de plasticité a permis de mettre en avant le bien-fondé du raisonnement. Appliquant la nouvelle longueur efficace ainsi déterminée, une amélioration dans l'évaluation de la résistance plastique a pu être montrée. Cependant, une étude de variabilité menée sur le paramètre  $m$  (distance entre le centre du boulon et l'âme) a indiqué que la détermination de la résistance plastique par la méthode initiale semblait la plus adaptée pour des grandes valeurs de  $m$ . Cependant, cette valeur est limitée par l'entredistance maximale entre les boulons.

Dans un second temps, une étude similaire mais basée sur des épaisseurs différentes a été menée dans le cadre des tronçons longs. Celle-ci a montré une meilleure évaluation de  $F_{Rd}$ , bien que positionnée du côté de l'insécurité.

Enfin, ne disposant que de peu d'informations pertinentes, une dernière étude basée sur la transition entre un tronçon court et long et ce, pour différentes configurations, a été réalisée. Celle-ci a pu mettre en avant la bonne évaluation pour les tronçons courts ainsi que pour les très longs mais également la présence d'une zone de transition non encore prise en compte dans les normes. L'étude des lignes de plasticité a en effet révélé la présence d'un mécanisme intermédiaire. Celui-ci a été développé selon les principes de la méthode de Johansen et les résultats se sont avérés prometteurs en présentant une meilleure évaluation de la résistance plastique dans la zone dite de transition.

## Chapitre 6

# Conclusions générales

L'évaluation de la résistance plastique par la méthode des composantes, pour certaines configurations d'essais réalisés à Trento, semblait ne pas être entièrement satisfaisante. Cette constatation avait principalement été faite par M. Bonivers [2] dans son travail de fin d'étude. Dans son mémoire, ce dernier avait ainsi indiqué une piste intéressante de recherches, à savoir que la présence d'effets membranaires influenceraient de façon importante le comportement des spécimens étudiés, principalement dans le cadre de plats de faible épaisseur et de courte longueur.

Le présent travail constitue donc une suite logique aux conclusions tirées et aux perspectives de recherches suggérées par M. Bonivers. Ainsi, le but final initialement espéré était d'adapter le modèle « tronçon en T équivalent » à la présence d'effets membranaires conséquents.

Au départ, comme cela se fait à la base de toute étude, la recherche de méthodes déjà existantes a été poursuivie. La méthode des composantes qui a été développée sur l'exemple d'un assemblage poutre-colonne par plat d'about tendu comportant deux rangées de boulons constitue le fondement de la méthode analytique de prévision du comportement (avec prise en compte de l'écroutissage) des T-stubs qui a été mise en oeuvre tout au long de ce travail.

Dans un deuxième temps, après avoir défini un modèle analytique, ce dernier a été appliqué à l'ensemble des essais non-raidis disponibles dans le cadre des études menées à Trento. Cette première démarche a notamment pu confirmer des observations de M. Bonivers. Ainsi, pour les tronçons de courte longueur (80mm), l'évaluation selon l'Eurocode de la résistance plastique semble trop sécuritaire. Ce résultat semblait, à première vue, indiquer que les effets membranaires avaient comme conséquence de « relever » la valeur de la résistance plastique observable expérimentalement. Concernant les tronçons dits longs, l'évaluation théorique, bien que positionnée du côté de l'insécurité, présentait une différence moindre avec les résultats expérimentaux. Pour les spécimens de fortes épaisseurs, il a été conclu que le modèle analytique développé était satisfaisant. De plus, et cela constitue un manquement important, la déformabilité ainsi que la résistance ultime étaient sous-estimées et ce, probablement en raison de la présence de ces effets membranaires non-pris en compte dans le modèle.

Ensuite, ne disposant pas de résultats expérimentaux en suffisance, le passage par l'utilisation de l'outil numérique est apparu inévitable. Pour ce faire, le logiciel « Finelg »,

permettant un calcul non-linéaire tant matériellement que géométriquement, a été utilisé. La première étape a été de réaliser le maillage de façon la plus représentative possible du spécimen réel. Ensuite, certaines hypothèses ont dû être formulées, notamment au niveau de la prise en compte du boulon ou encore de l'uniformisation des déplacements de l'âme. Cependant, il a été démontré que la modélisation du boulon n'influencait pas l'évaluation de la résistance plastique mais bien le comportement post-limite. Après avoir validé de façon convaincante le modèle numérique sur l'ensemble des essais, celui-ci a servi d'outil pour la réalisation d'études de variabilité mais a également permis l'étude de lois de comportement différentes. Ainsi, trois types d'analyses ont pu être menées : une étude selon la loi de comportement réelle de Trento, une étude élastique parfaitement plastique et une dernière basée sur une loi élastique rigide parfaitement plastique. Ces trois analyses, appliquées à divers essais de Trento, ont permis de tirer une conclusion importante, à savoir que les effets membranaires n'influaient nullement la valeur de résistance plastique. De par cette constatation, la piste de recherches ouverte par M. Bonivers a été refermée.

En raison des conclusions intermédiaires apportées au paragraphe précédent, le but initial de ce travail qui était de déterminer une méthode analytique de prévision des efforts membranaires, s'est reconcentré sur l'évaluation de la résistance plastique elle-même. Dans le but de comprendre et d'apporter des réponses et des améliorations, de nombreuses simulations numériques portant sur des configurations géométriques différentes ont été menées. Ainsi, une première amélioration a pu être apportée à l'évaluation des tronçons courts en combinant deux mécanismes plastiques cinématiquement admissibles et en déterminant une nouvelle longueur efficace. Une comparaison avec les résultats expérimentaux a notamment permis de mettre en avant les bienfaits de cette amélioration. Le fait que l'évaluation des tronçons longs était toujours du côté de l'insécurité restait à aborder. Une étude portant sur la transition entre un spécimen dit court et un long a ainsi rendu possible l'identification d'une zone de transition entre le mécanisme de ruine linéaire typique des tronçons courts et celui qui correspond à une longueur efficace de «  $4m+1,25e$  » relatif aux spécimens longs. En effet, il a été montré, en se basant sur la théorie développée par Zoetemeijer, que ce dernier mécanisme se produit mais pour les longueurs réelles, plus grandes que les valeurs pour lesquelles le mécanisme est théoriquement développé. A la suite de l'étude des lignes de plasticité pour chacune des longueurs intermédiaires, la présence d'un nouveau mécanisme a été mise en avant. En étudiant ce dernier selon les principes de la méthode de Johansen, une nouvelle longueur efficace a pu être déterminée. Introduite dans le modèle analytique préalablement développé, celle-ci a montré des résultats prometteurs et a notamment permis une meilleure évaluation théorique de la résistance plastique située dans la zone intermédiaire pour laquelle le modèle initial était insuffisant.

En conclusion, ce travail a principalement été consacré à la recherche d'améliorations permettant une meilleure évaluation théorique de la résistance plastique. Cependant, parce que le temps disponible à sa réalisation ne permettait pas de poursuivre d'avantage les études, le prochain chapitre introduit deux perspectives intéressantes de recherches. L'une concerne l'application des améliorations à un assemblage complet, l'autre est basée sur l'étude du comportement post-limite et de la prise en compte des effets membranaires.

# Chapitre 7

## Perspectives de recherches

### 7.1 Application des améliorations à un assemblage complet

Une première perspective de recherche concerne l'application des améliorations développées au chapitre 5 à un assemblage complet.

En effet, il est important de rappeler que les études de Trento portaient sur des spécimens correspondant à des tronçons en Té équivalents issus d'un assemblage réel. Les essais réalisés sur ces T-stubs ont été effectués sur un support considéré comme rigide (54mm d'épaisseur). La méthode des composantes ne faisait donc intervenir que les composantes « boulons » et « plat fléchi », exemptes de toute autre influence. Or, en réalité les phénomènes observés sont plus complexes pour diverses raisons :

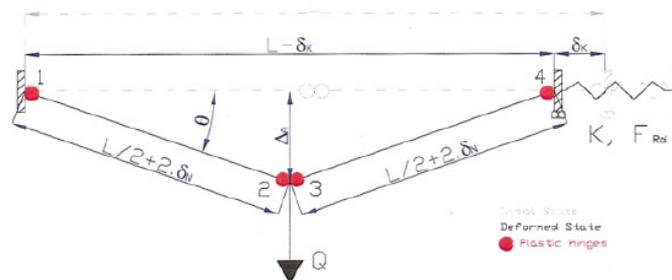
- le support n'est pas rigide mais possède une certaine déformabilité ;
- des rangées de boulons peuvent également travailler comme faisant partie d'un groupe de rangées ;
- l'assemblage n'est en général pas soumis à une traction pure mais plutôt à une flexion ;
- il se peut qu'en réalité, les longueurs des tronçons en Té équivalents soient telles que l'amélioration apportée ne puisse pas être utilisée.

Il serait donc intéressant de pouvoir confronter les résultats obtenus sur les T-stubs étudiés isolément à ceux obtenus sur un assemblage complet.

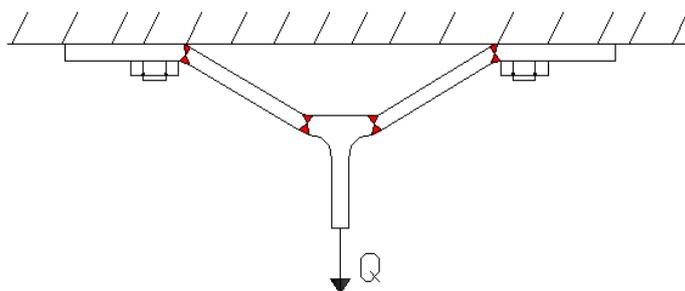
### 7.2 Etude du comportement post-limite

La deuxième perspective, probablement la plus intéressante, est l'étude du comportement post-limite. En effet, il a été démontré au paragraphe 4.3.2 que la présence d'effets membranaires n'influence pas la valeur de la résistance plastique mais par contre joue un rôle non négligeable dans l'évaluation du comportement post-limite jusqu'à la ruine. En effet, la résistance ultime ainsi que la déformabilité semblent toujours mal évaluée par la méthode dite de l'Eurocode.

Ce comportement pourrait cependant être approché. En effet, J-F. Demonceau a, dans sa thèse [9], développé une méthode analytique de prévision du comportement post-limite avec prise en compte des effets membranaires dans le cadre d'une sous-structure constituée de deux poutres successives dont l'appui central est supposé perdre sa capacité portante. La figure 7.1 illustre le système étudié.

FIGURE 7.1 – *Système étudié après formation du mécanisme plastique [9]*

D'après ce schéma, un rapprochement peut rapidement être effectué avec la ruine en mode 1 du T-stub pour laquelle se produisent quatre rotules plastiques (deux au niveau de l'âme et deux à proximité des boulons) comme indiqué sur la figure 7.2.

FIGURE 7.2 – *Analogie du modèle de J-F. Demonceau à l'étude des T-stubs*

Le modèle théorique développé dans [9] est fonction de différents paramètres :

- $Q$  : charge concentrée agissant au centre du système ;
- $L = 2l$  : longueur totale initiale de la sous-structure (consisterait dans le cadre du T-stub en la distance entre les deux boulons) ;
- $\Delta_A$  : déplacement vertical au point d'application de la charge  $Q$  ;
- $\delta_K$  : allongement du ressort horizontal représentant la restrainte apportée par la structure latérale ;
- $K$  : raideur latérale. Dans le cadre de l'étude des T-stub, cette raideur correspondrait en quelque sorte à la restrainte au déplacement horizontal apportée par le boulon. Il a notamment été montré au paragraphe 4.3.1 que cette prise en compte du déplacement latéral dans le cadre de la modélisation Finelg avait une influence non-négligeable sur le comportement post-limite.  $K$  constitue donc un paramètre à devoir déterminer de façon assez précise ;
- $K_N$  : raideur extensionnelle lors de la propagation de la plastification liée au développement d'un effort de traction après la formation du mécanisme plastique. C'est un paramètre difficilement déterminable de façon analytique. La voie numérique permet néanmoins de déterminer une valeur approximative ;
- $\delta_N$  : allongement élasto-plastique ;
- $\theta$  : rotation des rotules plastiques ;
- $N_{Rd}$  : effort de traction ;
- $M_{Rd}$  : moment résistant. A noter que l'effort de traction et le moment résistant sont corrélés par une courbe d'interaction M-N développée dans le cadre d'une poutre.

Celle-ci devra donc également être étendue à l'étude du T-stub.

Tous ces paramètres définis, il serait donc possible en partant d'un point connu  $(F_{Rd}, \Delta_{F_{Rd}})$ , de déterminer le comportement post-limite du T-stub.

Pour les lecteurs désireux d'en savoir plus sur la méthode étudiée par J-F. Demonceau, les développements mathématiques sont disponibles dans sa thèse en [9] et un exemple d'application a été développé par L. Comélieu [12].

# Bibliographie

- [1] Eurocode 3. *Calcul des structures en acier. Partie 1-8 : Calcul des assemblages. Norme européenne, EN 1993-1-8*, Mai 2005.
- [2] M. Bonivers. Capacité de rotation des assemblages de constructions métalliques ou mixtes. Master's thesis, Université de Liège, Année académique 2007-2008. Travail de fin d'études réalisé en vue de l'obtention du grade d'Ingénieur Civil des Constructions.
- [3] J-P. Jaspart. *Étude de la semi-rigidité des noeuds poutre-colonne et son influence sur la résistance et la stabilité des ossatures en acier*. PhD thesis, Université de Liège, Novembre 2007. Thèse présentée en vue de l'obtention du grade scientifique de Docteur en Sciences Appliquées.
- [4] J-P. Jaspart. Cours de constructions métalliques, en béton, en bois et mixtes : Concepts généraux relatifs à l'analyse et au dimensionnement des structures de bâtiments.
- [5] Cost C1. Composite steel-concrete joints in frames for buildings : Design provisions. semi-rigid behaviour of civil engineering structural connections. Technical report, Edited by David Anderson, University of Warwick, Brussels - Luxembourg 1999.
- [6] J-P. Jaspart. *Appendix 3 : Design stiffness and resistance properties of bolted joints may be significantly increased by the additional consideration of the bolt head size and the bolt preloading*. PhD thesis, Université de Liège, 1990-1991. Thèse présentée en vue de l'obtention du grade scientifique de Docteur en Sciences Appliquées.
- [7] R. Zandonini N. Baldassino. Robustness project : « robust structures by joint ductility" ». experimental tests on steel an concrete beam-to-column joint components. Technical report, Department of mechanical and structural engineering, Trento, Trento (Italy), June 2007.
- [8] José Alexandre Gouveia Henriques. *Ductility requirements in shear bolted connections*. PhD thesis, Departamento de Engenharia Civil Faculdade de Ciências e Tecnologia, Universidade de Coimbra, 1990-1991. Thèse présentée en vue de l'obtention du grade scientifique de Docteur en Sciences Appliquées.
- [9] J-F. Demonceau. *Steel an composite building frames sway response under conventional loading and development of membrane effects in beams further to an exceptional action*. PhD thesis, Université de Liège, 2007-2008. Thèse présentée en vue de l'obtention du grade scientifique de Docteur en Sciences Appliquées.
- [10] P. Zoetemeijer. Heron : A design method for the tension side of statically loaded, bolted beam-to-column connections. Technical report, Stevin Laboratory, Volume 20 - 1974.
- [11] R. Maquoi J-P. Jaspart. Problèmes spéciaux de stabilité. cours destiné aux étudiants de deuxième épreuve constructions, tendance structure.

- [12] L. Comeliau. Effets du comportement dynamique des structures de bâtiments en acier suite à la ruine accidentelle de l'une des colonnes portantes. Master's thesis, Université de Liège, Année académique 2008-2009. Travail de fin d'études réalisé en vue de l'obtention du grade d'Ingénieur Civil des Constructions.

# Table des figures

2.1	<i>Classification en terme de rigidité [4]</i> . . . . .	14
2.2	<i>Classification en terme de résistance [4]</i> . . . . .	14
2.3	<i>Classification en terme de ductilité [4]</i> . . . . .	15
2.4	<i>Représentation de l'exemple développé</i> . . . . .	16
2.5	<i>Représentation des valeurs résistantes</i> . . . . .	17
2.6	<i>Représentation des rigidités</i> . . . . .	18
2.7	<i>Exemple de modèle ressort</i> . . . . .	18
2.8	<i>Simplification du modèle ressort</i> . . . . .	19
2.9	<i>Tronçon en T équivalent relié par deux boulons à une fondation supposée rigide [1]</i> . . . . .	21
2.10	<i>Mode de ruine 1 [3]</i> . . . . .	22
2.11	<i>Mode de ruine 2 [3]</i> . . . . .	23
2.12	<i>Mode de ruine 3 [3]</i> . . . . .	24
2.13	<i>Mode de ruine 1 - Méthode 2 [6]</i> . . . . .	25
3.1	<i>Assemblages composites acier-béton (CS) [7]</i> . . . . .	28
3.2	<i>Assemblages métalliques [7]</i> . . . . .	28
3.3	<i>Propriétés géométriques des T-stubs</i> . . . . .	29
3.4	<i>Représentation de l'essai 1BA [7]</i> . . . . .	30
3.5	<i>Caractéristiques géométriques de calcul du Tstub [1]</i> . . . . .	31
3.6	<i>Mécanismes plastiques admissibles</i> . . . . .	31
3.7	<i>Représentation schématique de la loi bi-linéaire</i> . . . . .	35
3.8	<i>Représentation schématique de la loi tri-linéaire</i> . . . . .	36
3.9	<i>Résultats essai 1BA - représentation graphique</i> . . . . .	37
3.10	<i>Résultats essai 1BA</i> . . . . .	37
3.11	<i>Résultats essai 1CA</i> . . . . .	38
3.12	<i>Photo : essai 1BA [7]</i> . . . . .	38
3.13	<i>Photo : essai 1CA [7]</i> . . . . .	38
3.14	<i>Résultats essai 1BB</i> . . . . .	39
3.15	<i>Résultats essai 1CB</i> . . . . .	39
3.16	<i>Résultats essai 5BAA</i> . . . . .	40
3.17	<i>Résultats essai 5BAB</i> . . . . .	41
3.18	<i>Résultats essai 5BB</i> . . . . .	41
3.19	<i>Résultats essai 5BC</i> . . . . .	41
3.20	<i>Résultats essai 5BAC</i> . . . . .	42
3.21	<i>Résultats essai 5CA</i> . . . . .	43
3.22	<i>Résultats essai 5CB</i> . . . . .	43
3.23	<i>Résultats essai 5CC</i> . . . . .	44
3.24	<i>Evaluation <math>F_{Rd}</math> par la méthode inverse</i> . . . . .	45

3.25	1BA - méth. normale	46
3.26	1BA - méth. inverse	46
3.27	1BB - méth. normale	47
3.28	1BB - méth. inverse	47
3.29	1CA - méth. normale	47
3.30	1CA - méth. inverse	47
3.31	1CB - méth. normale	47
3.32	1CB - méth. inverse	47
3.33	5BAA - méth. normale	48
3.34	5BAA- méth. inverse	48
3.35	5BAB - méth. normale	48
3.36	5BAB - méth. inverse	48
3.37	5BB - méth. normale	48
3.38	5BB - méth. inverse	48
3.39	5BC - méth. normale	48
3.40	5BC - méth. inverse	48
3.41	5BB - mode 1	49
3.42	5BB - mode 2	49
3.43	5BC - mode 1	50
3.44	5BC - mode 2	50
4.1	Géométrie de l'essai 1BA [7]	52
4.2	Maillage correspondant à l'essai 1BA	52
4.3	Loi de comportement approchée - Essai 1BA	53
4.4	Lois de matériau pour les tronçons longs 5BAA,5BAB et 5BAC	54
4.5	Emplacement du ressort - cisaillement	56
4.6	Éléments de poutre infiniment raide	57
4.7	Influence du module d'élasticité de la poutre	57
4.8	Chargement selon l'axe z	58
4.9	Influence de la position des ressorts modélisant les « forces de levier »	59
4.10	Résultats numériques et expérimentaux - 1BA	60
4.11	Influence de la prise en compte du boulon en cisaillement	61
4.12	Influence de la prise en compte du boulon en cisaillement sur la résistance plastique	62
4.13	Résultats numériques et expérimentaux - 1CA	62
4.14	Résultats numériques et expérimentaux - 1BB	63
4.15	Résultats numériques et expérimentaux - 1CB	63
4.16	Résultats numériques et expérimentaux - 5BAA	64
4.17	Résultats numériques et expérimentaux - 5BAA (autre $f_y$ )	65
4.18	Résultats numériques et expérimentaux - 5BAB	65
4.19	Résultats numériques et expérimentaux - 5BB	66
4.20	Résultats numériques et expérimentaux - 5BC	66
4.21	Résultats numériques et expérimentaux - 5BAC	67
4.22	Résultats pour les différentes analyses effectuées - 1BA	68
4.23	Comparaisons des différentes analyses - Schéma de principe	69
4.24	Résultats pour les différentes analyses effectuées - 1BB	69
4.25	Résultats pour les différentes analyses effectuées - 5BAA	70
4.26	Résultats pour les différentes analyses effectuées - 5BAB	70
5.1	Tendances observées pour les tronçons courts d'épaisseurs différentes	72

5.2	<i>Lignes de plasticité - tronçon court</i>	73
5.3	<i>Nouveau mécanisme pour les tronçons courts</i>	73
5.4	<i>Tendances observées pour les tronçons courts d'épaisseurs différentes avec utilisation de la nouvelle longueur efficace</i>	74
5.5	<i>Comparaisons des différences entre valeurs numériques et celles correspondant aux deux méthodes Eurocode développées</i>	75
5.6	<i>Influence de la valeur de <math>m</math> sur la résistance plastique - Tronçon court</i>	75
5.7	<i>Influence de la valeur de <math>m</math> sur la résistance plastique pour de grandes valeurs de <math>m</math> - Tronçon court</i>	76
5.8	<i>Lignes de plasticité pour une valeur de <math>m</math> égale à 95mm</i>	76
5.9	<i>Tendance observée pour les tronçons longs d'épaisseurs différentes</i>	77
5.10	<i>Représentation des résistances plastiques pour différentes longueurs - Configuration a)</i>	78
5.11	<i>Représentation des résistances plastiques pour différentes longueurs - Configuration b)</i>	78
5.12	<i>Représentation des résistances plastiques pour différentes longueurs - Configuration c)</i>	79
5.13	<i>Représentation des résistances plastiques pour différentes longueurs - Configuration d)</i>	79
5.14	<i>Représentation des résistances plastiques pour différentes longueurs - Configuration e)</i>	80
5.15	<i>Représentation des résistances plastiques pour différentes longueurs - Configuration f)</i>	80
5.16	<i>Mécanisme étudié par Zoetemeijer [10]</i>	81
5.17	<i>Mécanismes théoriques - configuration b)</i>	83
5.18	<i>Plasticité - <math>L = 80\text{mm}</math></i>	84
5.19	<i>Plasticité - <math>L = 100\text{mm}</math></i>	84
5.20	<i>Plasticité - <math>L = 120\text{mm}</math></i>	84
5.21	<i>Plasticité - <math>L = 140\text{mm}</math></i>	84
5.22	<i>Plasticité - <math>L = 160\text{mm}</math></i>	84
5.23	<i>Plasticité - <math>L = 180\text{mm}</math></i>	84
5.24	<i>Plasticité - <math>L = 200\text{mm}</math></i>	85
5.25	<i>Plasticité - <math>L = 220\text{mm}</math></i>	85
5.26	<i>Plasticité - <math>L = 240\text{mm}</math></i>	85
5.27	<i>Plasticité - <math>L = 254\text{mm}</math></i>	85
5.28	<i>Plasticité - <math>L = 340\text{mm}</math></i>	86
5.29	<i>Plasticité - <math>L = 424\text{mm}</math></i>	86
5.30	<i>Nouveau mécanisme étudié</i>	87
5.31	<i>Relation géométrique permettant le calcul de <math>\Delta E_3</math></i>	89
5.32	<i>Relation géométrique permettant le calcul de <math>\Delta E_4</math></i>	90
5.33	<i>Représentation de l'angle <math>\alpha</math> en fonction du rapport <math>n'/m</math></i>	92
5.34	<i>Représentation de <math>\text{fct}(m,n')/2</math> en fonction du rapport <math>n'/m</math></i>	93
5.35	<i>Evolution de la résistance plastique avec les différentes améliorations apportées - configuration a)</i>	94
5.36	<i>Evolution de la résistance plastique avec les différentes améliorations apportées - configuration b)</i>	95
5.37	<i>Evolution de la résistance plastique avec les différentes améliorations apportées - configuration c)</i>	95

5.38	<i>Evolution de la résistance plastique avec les différentes améliorations apportées - configuration d)</i>	96
5.39	<i>Evolution de la résistance plastique avec les différentes améliorations apportées - configuration e)</i>	96
5.40	<i>Evolution de la résistance plastique avec les différentes améliorations apportées - configuration f)</i>	97
5.41	Déformée du T-stub - L = 80 mm	97
5.42	Déformée du T-stub - L = 240 mm	98
5.43	Déformée du T-stub - L = 424 mm	98
7.1	<i>Système étudié après formation du mécanisme plastique [9]</i>	103
7.2	<i>Analogie du modèle de J-F. Demonceau à l'étude des T-stubs</i>	103
A.1	<i>Platine d'about soudée plus étroite que la semelle du poteau [1]</i>	115
A.2	<i>Platine d'about soudée plus large que la semelle du poteau [1]</i>	115
A.3	<i>Paramètres relatifs à l'influence du raidisseur [1]</i>	116
A.4	<i>Abaque permettant le calcul de <math>\alpha</math> [1]</i>	117
B.1	<i>Représentation de l'essai 1BB [7]</i>	119
B.2	<i>Caractéristiques géométriques de calcul du Tstub [1]</i>	120
B.3	<i>Résultats essai 1BB - représentation graphique</i>	123

# Liste des tableaux

3.1	<i>Propriétés géométriques des essais de configuration CJ [7]</i> . . . . .	29
3.2	<i>Propriétés géométriques des essais de configuration SJ [7]</i> . . . . .	29
3.3	<i>Propriétés mécaniques des essais CS et SJ [7]</i> . . . . .	30
3.4	<i>Comparaison entre la méthode EC et inverse</i> . . . . .	49
5.1	Propriétés géométriques et mécaniques des simulations . . . . .	77
5.2	Longueurs théoriques permettant la formation du mécanisme plastique . . .	83
5.3	Résultats obtenus pour $\alpha$ et $\beta$ selon différentes configurations . . . . .	92
A.1	<i>Longueurs efficaces pour une semelle de poteau non raidie [1]</i> . . . . .	116
A.2	<i>Longueurs efficaces pour une semelle de poteau raidie [1]</i> . . . . .	118
A.3	<i>Longueurs efficaces pour une platine d'about [1]</i> . . . . .	118
B.1	<i>Propriétés relatives à l'essai 1BB</i> . . . . .	119

# Appendices

# Annexe A

## Rappel théorique

### A.1 Méthode des composantes

#### A.1.1 Evaluation des résistances [1]

Les formules ci-dessous sont applicables par rangées de boulons.

1. Boulons en traction

Résistance plastique

$$B_{t,Rd} = \frac{0,9 \cdot A_s \cdot f_{u,bolt}}{\gamma_{M2}}$$

Résistante ultime

$$B_{t,u,Rd} = A_s \cdot f_{u,bolt}$$

2. Semelle de poteau fléchi et plat d'about fléchi

Ces deux exemples ont déjà fait l'objet de discussion préalablement dans ce travail.

3. Ame de poutre tendue

Résistance plastique

$$F_{t,wb,Rd} = \frac{b_{eff,t,wb} \cdot t_{wb} \cdot f_{y,wb}}{\gamma_{M0}}$$

Résistante ultime

$$F_{t,u,wb,Rd} = \frac{b_{eff,t,wb} \cdot t_{wb} \cdot f_{u,wb}}{\gamma_{M0}}$$

où il convient de prendre la longueur efficace  $b_{eff,t,wb}$  de l'âme de la poutre tendue égale à la longueur efficace du tronçon en T équivalent représentant la platine d'about fléchi pour une rangée de boulon isolée ou pour un groupe de boulons.

4. Ame de poteau tendue transversalement

Résistance plastique

$$F_{t,wc,Rd} = \frac{\omega \cdot b_{eff,t,wc} \cdot t_{wc} \cdot f_{y,wc}}{\gamma_{M0}}$$

Résistante ultime

$$F_{t,u,wc,Rd} = \frac{\omega \cdot b_{eff,t,wc} \cdot t_{wc} \cdot f_{u,wc}}{\gamma_{M0}}$$

où  $\omega$  est un coefficient réducteur prenant en compte l'interaction avec le cisaillement dans le panneau d'âme du poteau. Etant donné que dans l'exemple développé, nous n'avons pas de cisaillement du panneau d'âme de la colonne, il conviendra de prendre  $\omega = 1$ .

Pour une attache boulonnée, il convient également de prendre la largeur efficace  $b_{eff,t,wc}$  d'âme de poteau tendue égale à la longueur efficace du tronçon en T équivalent représentant la semelle de poteau.

### A.1.2 Evaluation des rigidités [1]

#### 1. Boulons tendus

Rigidité initiale

$$k_{10,ini} = 1,6 \cdot \frac{A_s}{L_b}$$

Rigidité d'écroûissage

$$k_{10,st} = k_{10,ini}$$

#### 2. Semelle de poteau fléchie

Rigidité initiale

$$k_{4,ini} = \frac{0,9 \cdot l_{eff} \cdot t_{fc}^3}{m^3}$$

Rigidité d'écroûissage

$$k_{4,st} = \frac{k_{4,ini}}{50}$$

#### 3. Plat d'about fléchi

Rigidité initiale

$$k_{5,ini} = \frac{0,9 \cdot l_{eff} \cdot t_p^3}{m^3}$$

Rigidité d'écroûissage

$$k_{5,st} = \frac{k_{5,ini}}{50}$$

#### 4. Ame de poutre tendue

Rigidité initiale

$$k_{8,ini} = \infty$$

Rigidité d'écroûissage

$$k_{8,st} = \text{inconnue}$$

#### 5. Ame de poutre tendue

Rigidité initiale

$$k_{3,ini} = \frac{0,7 \cdot b_{eff,t,wc} \cdot t_{wc}}{d_c}$$

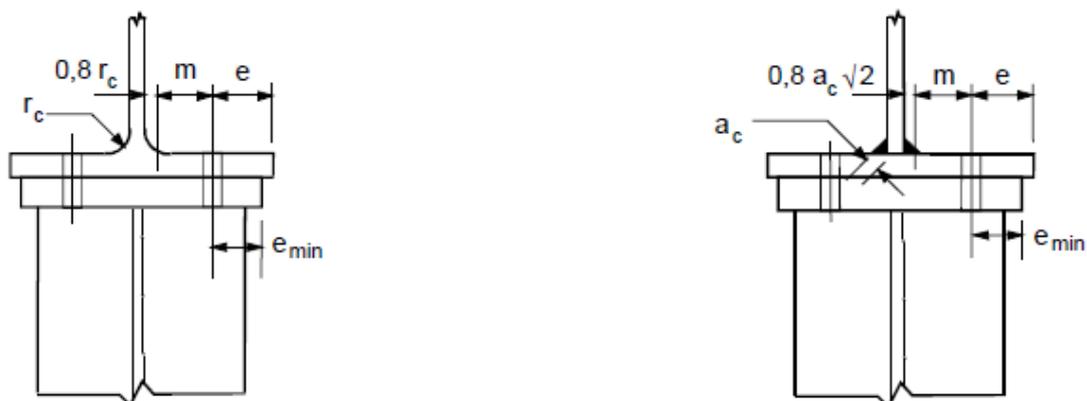
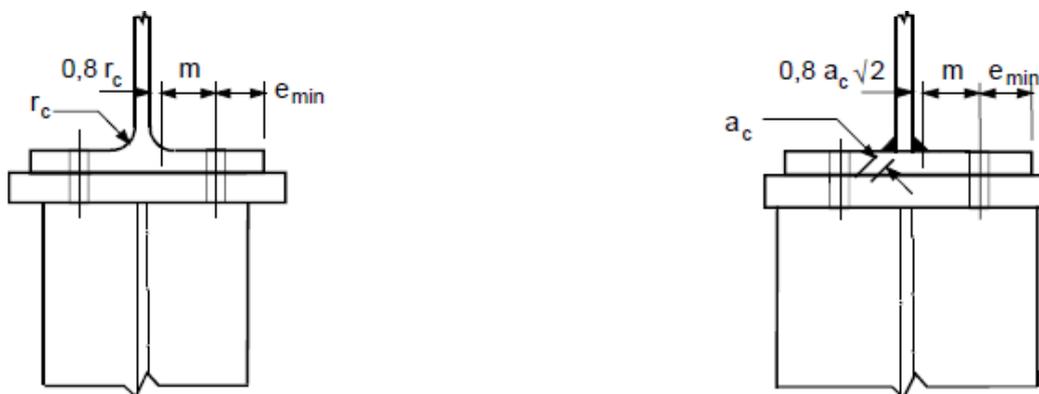
Rigidité d'écroûissage

$$k_{3,st} = \frac{k_{3,ini}}{50}$$

## A.2 Semelle et plat d'about fléchis [1]

### A.2.1 Semelle de poteau non raidie, attache boulonnée

Le calcul des longueurs efficaces d'une semelle non-raide est fonction de plusieurs paramètres représentés sur les figures A.1 et A.2 en fonction des dimensions relatives du plat d'about et de la semelle.

FIGURE A.1 – *Platine d'about soudée plus étroite que la semelle du poteau [1]*FIGURE A.2 – *Platine d'about soudée plus large que la semelle du poteau [1]*

Une fois ces propriétés géométriques définies, l'Eurocode met à disposition des tableaux permettant, suivant le position de la rangée de boulon (intérieure ou extérieure) et suivant le fait qu'elle soit prise isolément ou faisant partie d'un groupe de rangées. La norme fait également une distinction entre les mécanismes circulaires et non-circulaires pouvant apparaître.

### A.2.2 Semelle de poteau raidie, attache boulonnée

Dans le cas d'une semelle raidie, l'influence du raidisseur sur les rangées de boulons qui lui sont adjacentes doit être prise en compte au travers de l'évaluation des longueurs efficaces et notamment au moyen du paramètre  $\alpha$ . Ce dernier est exprimé dans un abaque et dépend des paramètres  $\lambda_1$  et  $\lambda_2$ . Ces derniers, comme indiqués sur la figure A.3, dépendent de la distance entre le centre du boulon et le raidisseur

Emplacement de la rangée de boulons	Rangée de boulons prise isolément		Rangée de boulons considérée comme partie d'un groupe de rangées de boulons	
	Mécanismes circulaires $\ell_{eff,cp}$	Mécanismes non circulaires $\ell_{eff,nc}$	Mécanismes circulaires $\ell_{eff,cp}$	Mécanismes non circulaires $\ell_{eff,nc}$
Rangée de boulons intérieure	$2\pi m$	$4m + 1,25e$	$2p$	$p$
Rangée de boulons d'extrémité	La plus petite des deux valeurs : $2\pi m$ $\pi m + 2e_1$	La plus petite des deux valeurs : $4m + 1,25e$ $2m + 0,625e + e_1$	La plus petite des deux valeurs : $\pi m + p$ $2e_1 + p$	La plus petite des deux valeurs : $2m + 0,625e + 0,5p$ $e_1 + 0,5p$
Mode 1 :	$\ell_{eff,1} = \ell_{eff,nc}$ mais $\ell_{eff,1} \leq \ell_{eff,cp}$		$\Sigma \ell_{eff,1} = \Sigma \ell_{eff,nc}$ mais $\Sigma \ell_{eff,1} \leq \Sigma \ell_{eff,cp}$	
Mode 2 :	$\ell_{eff,2} = \ell_{eff,nc}$		$\Sigma \ell_{eff,2} = \Sigma \ell_{eff,nc}$	

TABLE A.1 – Longueurs efficaces pour une semelle de poteau non raidie [1]

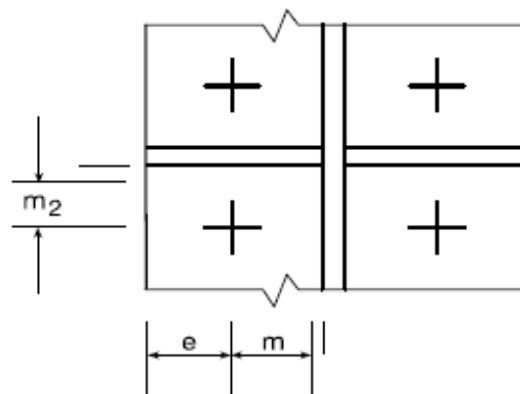
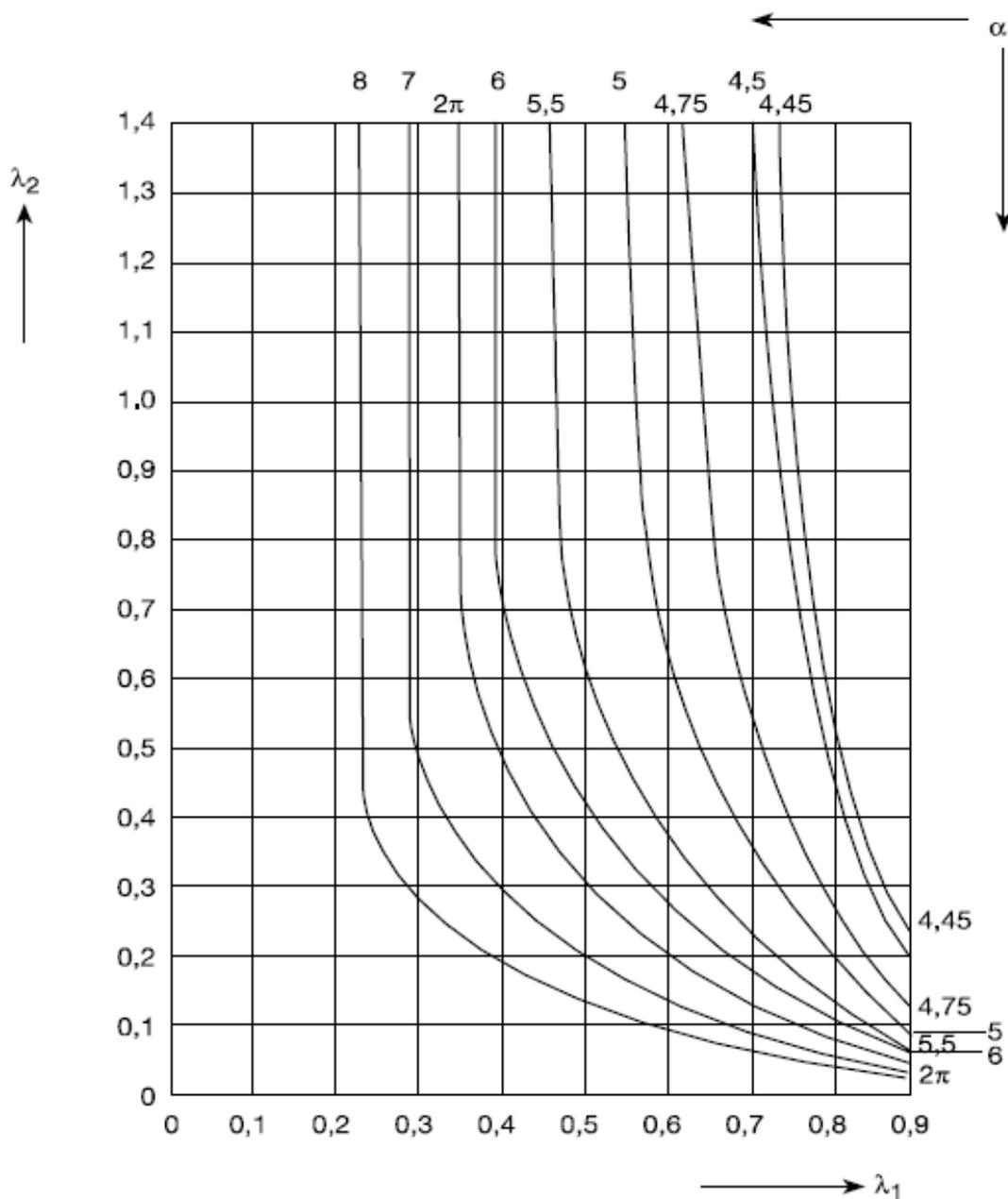


FIGURE A.3 – Paramètres relatifs à l'influence du raidisseur [1]

$$\lambda_1 = \frac{m}{m + e}$$

$$\lambda_2 = \frac{m_2}{m + e}$$

Enfin, le paramètre  $\alpha$  est obtenu via l'abaque en figure A.4 ci-après

FIGURE A.4 – Abaque permettant le calcul de  $\alpha$  [1]

La norme donne enfin le tableau reprenant les longueurs efficaces :

### A.2.3 Platine d'about fléchie

Concernant la platine d'about fléchie, les mêmes raisonnements sont d'application. En effet, la platine d'about étant soudée à la section droite de la poutre, les rangées de boulons directement adjacentes à la semelle de la poutre sont influencées par leur présence (raidissage). Les longueurs efficaces sont données par le tableau A.3

Emplacement de la rangée de boulons	Rangée de boulons prise séparément		Rangée de boulons considérée comme partie d'un groupe de rangées de boulons	
	Mécanismes circulaires $l_{eff,cp}$	Mécanismes non circulaires $l_{eff,nc}$	Mécanismes circulaires $l_{eff,cp}$	Mécanismes non circulaires $l_{eff,nc}$
Rangée de boulons adjacente à un raidisseur	$2m$	$cm$	$m + p$	$0,5p + cm - (2m + 0,625e)$
Autre rangée de boulons intérieure	$2m$	$4m + 1,25e$	$2p$	$p$
Autre rangée de boulons d'extrémité	La plus petite des deux valeurs : $2m$ $m + 2e_1$	La plus petite des deux valeurs : $4m + 1,25e$ $2m + 0,625e + e_1$	La plus petite des deux valeurs : $m + p$ $2e_1 + p$	La plus petite des deux valeurs : $2m + 0,625e + 0,5p$ $e_1 + 0,5p$
Rangée de boulons d'extrémité adjacente à un raidisseur	La plus petite des deux valeurs : $2m$ $m + 2e_1$	$e_1 + cm - (2m + 0,625e)$	Sans objet	Sans objet
Pour Mode 1 :	$l_{eff,1} = l_{eff,nc}$ mais $l_{eff,1} \leq l_{eff,cp}$		$\Sigma l_{eff,1} = \Sigma l_{eff,nc}$ mais $\Sigma l_{eff,1} \leq \Sigma l_{eff,cp}$	
Pour Mode 2 :	$l_{eff,2} = l_{eff,nc}$		$\Sigma l_{eff,2} = \Sigma l_{eff,nc}$	

TABLE A.2 – Longueurs efficaces pour une semelle de poteau raidie [1]

Emplacement de la rangée de boulons	Rangée de boulons prise séparément		Rangée de boulons considérée comme partie d'un groupe de rangées de boulons	
	Mécanismes circulaires $l_{eff,cp}$	Mécanismes non circulaires $l_{eff,nc}$	Mécanismes circulaires $l_{eff,cp}$	Mécanismes non circulaires $l_{eff,nc}$
Rangée de boulons située sur la partie débordante de la platine d'about	La plus petite des valeurs : $2m_x$ $m_x + w$ $m_x + 2e$	La plus petite des valeurs : $4m_x + 1,25e_x$ $e + 2m_x + 0,625e_x$ $0,5b_p$ $0,5w + 2m_x + 0,625e_x$	–	–
Première rangée de boulons sous la semelle de poutre tendue	$2m$	$cm$	$m + p$	$0,5p + cm - (2m + 0,625e)$
Autre rangée de boulons intérieure	$2m$	$4m + 1,25e$	$2p$	$p$
Autre rangée de boulons d'extrémité	$2m$	$4m + 1,25e$	$m + p$	$2m + 0,625e + 0,5p$
Mode 1 :	$l_{eff,1} = l_{eff,nc}$ mais $l_{eff,1} \leq l_{eff,cp}$		$\Sigma l_{eff,1} = \Sigma l_{eff,nc}$ mais $\Sigma l_{eff,1} \leq \Sigma l_{eff,cp}$	
Mode 2 :	$l_{eff,2} = l_{eff,nc}$		$\Sigma l_{eff,2} = \Sigma l_{eff,nc}$	

TABLE A.3 – Longueurs efficaces pour une platine d'about [1]

## Annexe B

# Étude des essais de Trento

Cette section est dédiée aux développements mathématiques ayant permis de réaliser le modèle de calcul nécessaire à la programmation sous Excel.

### B.1 Essai 1BB

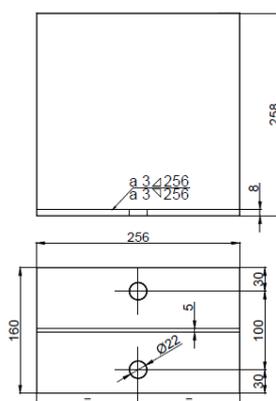


FIGURE B.1 – Représentation de l'essai 1BB [7]

L'essai ci-dessus correspond à un essai sur tronçon court. Les propriétés géométriques et matérielles sont les suivantes :

Propriétés du T-stub					
a	b	e	$t_{flange}$	$t_{web}$	$a_p, âme$
160 mm	254 mm	30 mm	8 mm	5 mm	3 mm
$f_{y,tstub}$		$f_{u,tstub}$		Module E	
412.544 MPa		550.939 MPa		213324 MPa	

Propriétés des boulons			
Nuance	$\phi$	$B_{t,Rd}$	$B_{tu,Rd}$
8.8	M20	206 kN	228.829 kN

TABLE B.1 – Propriétés relatives à l'essai 1BB

### B.1.1 Calcul des propriétés géométriques

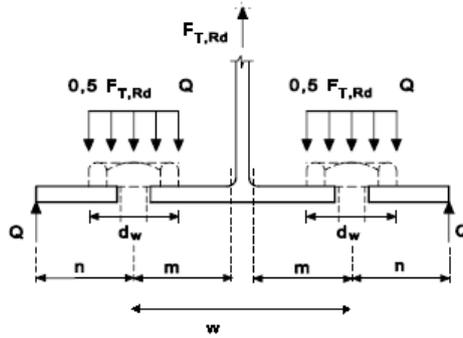


FIGURE B.2 – Caractéristiques géométriques de calcul du Tstub [1]

$$\begin{aligned}
 w &= a - 2.e = 160 - 2.30 = 100mm \\
 m &= \frac{w}{2} - \frac{t_{web}}{2} - 0,8.\sqrt{2}.a_{p,\hat{a}me} = 44,106mm \\
 n &= \min(e; 1,25m) = 30mm \\
 e_w &= \frac{d_w}{2} = 9,25mm
 \end{aligned}$$

### B.1.2 Détermination des longueurs efficaces

#### B.1.2.1 Mécanisme circulaire

$$l_{eff,cp} = 2.\pi.m = 2.\pi.44,105 = 277,12mm$$

#### B.1.2.2 Mécanismes non circulaires

$$\begin{aligned}
 l_{eff,nc1} &= 4.m + 1,25.e = 213,92mm \\
 l_{eff,nc2} &= L = 254mm
 \end{aligned}$$

#### B.1.2.3 Mécanisme correspondant aux modes 1 et 2

$$\begin{aligned}
 l_{eff,mode1} &= \min(l_{eff,cp}; l_{eff,nc1}; l_{eff,nc2}) = 4.m + 1,25.e = 213,92mm \\
 l_{eff,mode2} &= \min(l_{eff,nc1}; l_{eff,nc2}) = 4.m + 1,25.e = 213,92mm
 \end{aligned}$$

### B.1.3 Calcul des résistances plastiques

#### B.1.3.1 Résistance plastique des boulons

$$B_{t,Rd} = 206kN$$

$$\implies \sum B_{t,Rd} = 412kN$$

#### B.1.3.2 Résistance plastique du T-stub

1. Mode 1

$$M_{pl,Rd1} = 0,25 \cdot I_{eff,mode1} \cdot t_{flange}^2 \cdot f_{y,stub} = 1,412kN \cdot m$$

$$F_{t,Rd1} = \frac{4 \cdot M_{pl,Rd1}}{m} = 128,06kN \quad \text{selon la méthode 1}$$

$$F_{t,Rd1} = \frac{(8n - 2e_w) \cdot M_{pl,Rd1}}{2mn - e_w(m + n)} = 159,5kN \quad \text{selon la méthode 2}$$

2. Mode 2

$$M_{pl,Rd2} = 0,25 \cdot I_{eff,mode2} \cdot t_{flange}^2 \cdot f_{y,stub} = 1,412kN \cdot m$$

$$F_{t,Rd2} = \frac{2 \cdot M_{pl,Rd2} + n \cdot \sum B_{t,Rd}}{m + n} = 204,9kN$$

3. Mode 3

$$F_{t,Rd3} = \sum B_{t,Rd} = 412kN$$

La valeur à prendre en compte correspond au minimum des trois valeurs ci-dessus

$$F_{t,Rd} = \min(F_{t,Rd1}; F_{t,Rd2}; F_{t,Rd3}) = 128,06kN \quad \text{selon la méthode 1}$$

$$F_{t,Rd} = \min(F_{t,Rd1}; F_{t,Rd2}; F_{t,Rd3}) = 159,5kN \quad \text{selon la méthode 2}$$

### B.1.4 Calcul des résistances ultimes

#### B.1.4.1 Résistance ultime des boulons

$$B_{tu,Rd} = 228,829kN$$

$$\implies \sum B_{t,Rd} = 457,658kN$$

#### B.1.4.2 Résistance ultime du T-stub

1. Mode 1

$$\begin{aligned}
M_{u,Rd1} &= 0,25.l_{eff,mode1}.t_{flange}^2.f_{u,stub} = 1,886kN.m \\
F_{tu,Rd1} &= \frac{4.M_{u,Rd1}}{m} = 171,02kN && \text{selon la méthode 1} \\
F_{tu,Rd1} &= \frac{(8n - 2e_w).M_{u,Rd1}}{2mn - e_w(m+n)} = 213,01kN && \text{selon la méthode 2}
\end{aligned}$$

2. Mode 2

$$\begin{aligned}
M_{u,Rd2} &= 0,25.l_{eff,mode2}.t_{flange}^2.f_{u,stub} = 1,886kN.m \\
F_{tu,Rd2} &= \frac{2.M_{u,Rd2} + n.\sum B_{tu,Rd}}{m+n} = 236,16kN
\end{aligned}$$

3. Mode 3

$$F_{tu,Rd3} = \sum B_{tu,Rd} = 457,658kN$$

La valeur à prendre en compte correspond au minimum des trois valeurs ci-dessus

$$\begin{aligned}
F_{tu,Rd} &= \min(F_{tu,Rd1}; F_{tu,Rd2}; F_{tu,Rd3}) = 171,02kN && \text{selon la méthode 1} \\
F_{tu,Rd} &= \min(F_{tu,Rd1}; F_{tu,Rd2}; F_{tu,Rd3}) = 213,01kN && \text{selon la méthode 2}
\end{aligned}$$

## B.1.5 Calcul des rigidités initiale et d'écrouissage

### B.1.5.1 Rigidités des boulons

1. Rigidité initiale

$$\begin{aligned}
L_b &= e_{support,rigide} + t_{flange} + 2.\frac{h_{tete,boulon} + h_{tete,ecrou}}{2} + 2.e_{prondelle} \\
&= 54 + 8 + \frac{13 + 16}{2} + 2.4 = 84,5mm \\
A_s &= 245mm^2 \\
\Rightarrow k_{bolt,ini} &= E.1,6.\frac{A_s}{L_b} = 974201,18kN/m
\end{aligned}$$

2. Rigidité d'écrouissage

$$k_{bolt,st} = k_{10,ini}$$

### B.1.5.2 Rigidités du T-stub

1. Rigidité initiale

$$\begin{aligned}
l_{eff} &= \min(l_{eff,mode1}; l_{eff,mode2}) = 213,92mm \\
k_{tstub,ini} &= \frac{E.0,9.l_{eff}.t_{flange}^3}{m^3} = 245087,46kN/m
\end{aligned}$$

## 2. Rigidité d'écroûissage

$$k_{tstub,st} = \frac{k_{tstub,ini}}{50} = 4901,75kN/m$$

**B.1.5.3 Rigidités pour l'ensemble**

## 1. Rigidité initiale

$$K_{ini} = \frac{1}{\frac{1}{k_{bolt,ini}} + \frac{1}{k_{tstub,ini}}} = 195822,78kN/m$$

## 2. Rigidité intermédiaire

$$K_{ini} = \frac{1}{\frac{1}{k_{bolt,ini}} + \frac{3}{k_{tstub,ini}}} = 75374,9kN/m$$

## 3. Rigidité d'écroûissage

$$K_{ini} = \frac{1}{\frac{1}{k_{bolt,ini}} + \frac{1}{k_{tstub,st}}} = 4877,21kN/m$$

**B.1.6 Représentation graphique**

La représentation graphique des résultats obtenus selon la méthode 1 et 2 suit un schéma bi et tri-linéaire :

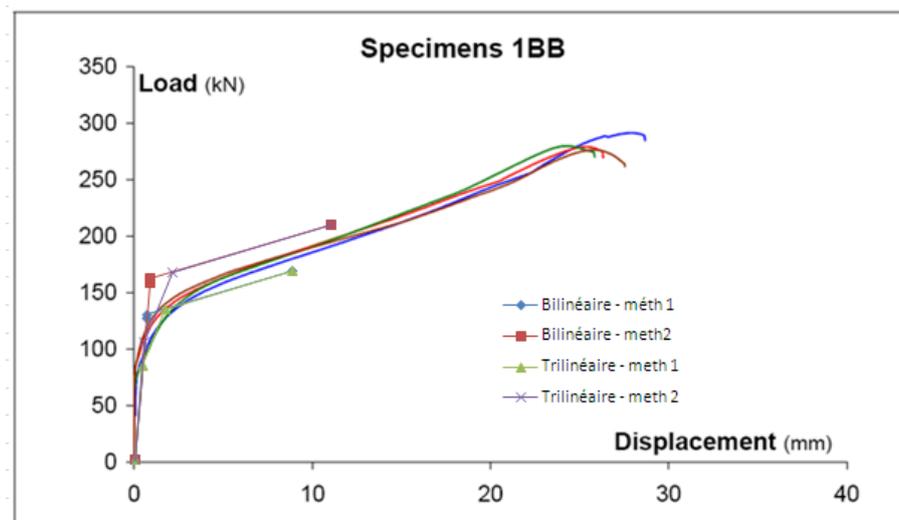


FIGURE B.3 – Résultats essai 1BB - représentation graphique

# Annexe C

## Etudes numériques

### C.1 Rapport de Stuttgart



OTTO-GRAF-INSTITUT, UNIVERSITÄT STUTTGART  
FORSCHUNGS- UND MATERIALPRÜFUNGSANSTALT FÜR DAS BAUWESEN (FMPA)  
Abteilung 2: Baukonstruktionen



## Prüfbericht

### Metallzugversuch

Test Standard.....EN 10002  
Prüfer/in.....Schneider  
Material.....Steg + Flanschproben

Lieferant.....Profil Arberd  
Testdatum.....13-07-2006

Prüfmaschine.....600kN M+F  
Extensometer längs.....L0 50  
Vorspannung.....0 kN  
Einspannlänge.....100 mm  
Geschwindigkeit 1.....0 % -> 1 mm/min

Artikel / Projekt.....Uni-Stuttgart  
Parametersatz.....SO\_600kN\_LE-50

#### Legende

Datum.....Testdatum  
ChNo.....Chargennummer  
a.....Dicke  
b.....Breite  
S0.....Querschnittsfläche  
Rp0.2.....0.2% Dehngrenze  
Fm.....Höchstkraft

E.....E-Modul  
Rm.....Zugfestigkeit  
L0.....Messlänge  
Lu.....Messlänge n.B.  
A\*.....Bruchdehnung (manuell)  
Kommentar.....Kommentar

Test Nr.	Datum	ChNo	a mm	b mm	S0 mm <sup>2</sup>	Rp0.2 N/mm <sup>2</sup>	Fm kN	E kN/mm <sup>2</sup>	Rm N/mm <sup>2</sup>	L0 mm	Lu mm	A* %	Kommentar
82	12-07-2006	E3_S1	4.930	16.06	79.18	482.5	44.42	202.3	561.0	50.00	65.10	30.20	freie Länge
83	12-07-2006	E3_S2	4.990	16.04	80.04	432.2	44.32	161.1	553.7	50.00	66.20	32.40	freie Länge
84	12-07-2006	E3_F1	6.940	20.04	139.1	414.4	77.50	115.5	557.3	65.00	83.00	27.69	freie Länge
85	12-07-2006	E3_F2	6.930	20.00	138.6	391.9	76.59	133.6	552.6	65.00	84.30	29.69	freie Länge
86	12-07-2006	E5	6.230	19.94	124.2	271.3	48.02	218.1	386.6	60.00	82.90	38.17	freie Länge
87	13-07-2006	E6	9.110	24.96	227.4	569.3	150.8	198.8	663.4	85.00	101.0	18.82	freie Länge
88	13-07-2006	E7	11.78	26.08	307.2	378.5	165.0	208.8	537.0	100.0	132.0	32.00	freie Länge
89	13-07-2006	E8	16.13	29.99	483.7	515.9	282.5	209.1	584.0	120.0	151.0	25.83	freie Länge