

الجمهورية الجزائرية الديمقراطية الشعبية

REPUBLIQUE ALGERIENNE DEMOCRATIQUE ET POPULAIRE

وزارة التعليم العالي والبحث العلمي

Ministère de l'Enseignement Supérieur et de la Recherche Scientifique

جامعة أبي بكر بلقايد - تلمسان

Université Aboubakr Belkaïd- Tlemcen –

Faculté de TECHNOLOGIE



THESE

Présentée pour l'obtention du **grade de DOCTORAT 3^{ème} Cycle**

En : Génie Civil

Spécialité : Construction Métallique

Par : MERAD BOUDIA Sofiane Boumedyen

Thème

**COMPORTEMENT MECANIQUE DES
RAIDISSEURS DANS LES ASSEMBLAGES DES
STRUCTURES METALLIQUES**

Soutenue publiquement le 19 / 02 / 2022 devant le jury composé de :

M. HAMD AOUI Karim	Professeur	Président	Université de Tlemcen
M. BOUMECHRA Nadir	Professeur	Encadrant	Université de Tlemcen
M. BOU CHAIR Abdelhamid	Professeur	Co- Encadrant	Université Clermont-Auvergne
M. KERDAL Djamel Eddine	Professeur	Examineur	USTO-MB Oran
M. ABIDELAH Anis	Professeur	Examineur	USTO-MB Oran
M. MISSOUM Abdelghani	MCB	Invité	Université de Tlemcen

Remerciements

Je tourne mes premières pensées vers Dieu, le tout puissant, le miséricordieux que je remercie pour m'avoir donné le courage et la force de concrétiser ce travail.

J'exprime mes remerciements à Monsieur HAMDAOUI Karim, pour m'avoir fait l'honneur de présider le jury.

Je tiens également à remercier le Professeur KERALD Djamel Eddine et le Professeur ABIDELAH Anis pour l'intérêt qu'ils ont manifesté à l'égard de ce travail et pour avoir accepté de le juger en qualité d'examineurs.

C'est avec un grand plaisir que j'adresse mes sincères remerciements à l'endroit de mes encadrants, le Professeur BOUMECHRA Nadir, le Professeur BOUCHAIR Abdelhamid et le Docteur MISSOUM Abdelghani pour avoir largement contribué à ma formation en me donnant l'occasion de profiter de leur savoir-faire et grande expérience tout au long de ce travail. Je les remercie particulièrement pour leurs remarques pertinentes qui m'ont permis de progresser ainsi que pour leurs précieux conseils et sages orientations pour mener à bien cette recherche. Je leur exprime ici ma profonde gratitude.

Je tiens à témoigner mon immense reconnaissance à mes parents, ma femme, ma soeur ainsi qu'à toute ma famille et mes amis qui m'ont soutenu pendant toutes ces années de travail assidu.

Je réserve une pensée spéciale à tous les enseignants du département de Génie Civil ainsi que toutes les équipes des Laboratoires de recherches EOLE et RISAM de l'Université de Tlemcen qui ont su me dispenser une formation didactique et appréciable durant tout mon cursus.

Je voudrais également remercier l'équipe de recherches et les doctorants de l'Université Clermont Auvergne (Polytech et Institut Pascal) pour leur bon accueil et leur bonne humeur qui m'ont accompagné durant mon année de stage.

Je ne terminerai pas sans exprimer mes sincères remerciements à toutes les personnes qui ont contribué de près ou de loin, chacun à sa manière, à la réalisation de ce projet.

Résumé

Dans les structures métalliques, les éléments de l'ossature (poteaux, poutres...) sont liés à l'aide d'assemblages soudés ou boulonnés. Les assemblages constituent généralement des points singuliers dans les structures à cause des discontinuités de transfert des efforts entre éléments. Dans le cadre de la présente thèse, les assemblages métalliques de type poteau-poutre boulonnés par platine d'about sont étudiés. Le travail de cette recherche porte sur le comportement mécanique des raidisseurs dans les assemblages des structures métalliques. La présence des raidisseurs de platine d'about modifie la rigidité globale de l'assemblage ainsi que son mode de ruine. Un bilan des approches dédiées aux études des assemblages métalliques boulonnés disponibles dans la littérature est présenté. Il concerne les approches analytiques, numériques et expérimentales.

La première partie du travail de la thèse concerne l'analyse par éléments finis à l'aide du logiciel ANSYS d'un tronçon en té qui est considéré comme composante principale de la zone tendue d'un assemblage boulonné. L'étude porte sur deux séries de tronçons en té disponibles dans la bibliographie avec et sans raidisseurs. Le modèle développé qui tient compte des non-linéarités matérielles et géométriques est validé sur la base des résultats expérimentaux pour les deux séries. De plus, les résultats numériques sont confrontés aux formules analytiques de l'Eurocode 3. Une étude paramétrique est menée pour évaluer les effets de certains paramètres sur le comportement global des tronçons en té tels que la précontrainte et la position du boulon ainsi que l'épaisseur de la semelle. Un regard particulier est porté sur l'influence du raidisseur sur la résistance, la rigidité et les modes de ruines.

La deuxième partie est consacrée au développement d'un modèle numérique tridimensionnel non linéaire d'une série d'assemblages boulonnés avec platine d'about en présence des raidisseurs. Le modèle permet de représenter le comportement réel des assemblages en tenant en compte des non-linéarités matérielles et géométriques (contact, plasticité, grands déplacements) ainsi que de la précontrainte et des instabilités. Le modèle numérique est validé par des résultats expérimentaux issus de la littérature. La comparaison des résultats est effectuée sur la base des lois de comportement force-déplacement et moment-rotation ainsi que des modes de ruines. Après validation du modèle, il est utilisé pour analyser les efforts internes agissants dans l'assemblage qui sont peu abordés dans les travaux existants. Ceci concerne notamment les efforts dans les boulons y compris la précontrainte, les efforts de levier en zone tendue de l'assemblage ainsi que l'effort de compression entre la platine d'about et la semelle du poteau. Une étude paramétrique est également menée pour mettre en évidence l'influence d'un certain nombre de paramètres en particulier ceux des géométries des raidisseurs de platine d'about dans la zone tendue et comprimée de l'assemblage.

Mots clés : Assemblage, Platine d'about, Raidisseur, Semi-rigidité, Modélisation éléments finis, Tronçon en té, Boulon, Force de levier.

Abstract

In steel structures, the frame elements (columns, beams, etc.) are assembled using welded or bolted connections. The connections generally constitute singular points in the structures because of the discontinuities of forces transfer between the elements. Within the framework of this thesis, endplate bolted beam-column steel connections are studied. The research work focuses on the mechanical behavior of stiffeners in the connections. The presences of endplate stiffeners modify the overall stiffness of the connection as well as its failure mode. A review of the existing studies on bolted steel connections is presented. It concerns analytical, numerical and experimental research.

The first part of the thesis concerns the finite element analysis using ANSYS software of a T-stub which is considered as the main component of the tensile zone of a bolted connection. The study concerns two series of T-stub available in the bibliography with and without stiffeners. The model developed which takes account of material and geometric nonlinearities is validated on the basis of the experimental results for the two series. In addition, the numerical results are compared to the analytical formulations of Eurocode 3. A parametric study is carried out to evaluate the effects of various parameters on the overall behavior of the T-stub such as the pretension and the position of the bolt as well as the flange thickness. A particular look is given on the influence of the stiffener on the strength, the stiffness and the failure mode.

The second part is devoted to the development of a nonlinear three-dimensional numerical model of a series of bolted connections with endplates and stiffeners. The model makes it possible to represent the real behavior of the connections considering the material and geometrical nonlinearities (contact, plasticity, large displacements) as well as the pretension of bolt and buckling. The numerical model is validated by experimental results from the literature. The comparisons of the results are based on the load-displacement and moment-rotation curves as well as the failures modes. After validation of the model, it is used to analyze the internal forces acting in the connections which are little approached by existing studies. This concerns in particular the tensile forces in the bolts including the preload, the prying forces in the tension zone of the connection as well as the compressive force between the endplate and the column flange. Finally, a parametric study is carried out to highlight the influence of some parameters, in particular the geometrical parameters of the endplate stiffeners in the tension and compression zones of the connection.

Keywords : Connection, Endplate, Stiffener, Semi-rigid, Finite element modeling, T-stub, Bolt, Prying force.

الملخص

في الهيكل المعدني، ترتبط عناصر الإطار (الأعمدة، الحزم، إلخ) باستخدام تركيبات ملحومة أو مثبتة بمسامير. تشكل التجمعات عمومًا نقاطًا مفردة في الهياكل بسبب انقطاع نقل القوى بين العناصر. في إطار هذه الأطروحة، تمت دراسة التركيبات المعدنية من نوع شعاع العمود المثبت بمسامير من الصفيحة الطرفية. يركز عمل هذا البحث على السلوك الميكانيكي للمصلبات في تجمعات الهياكل المعدنية. يؤدي وجود مقويات اللوحة الطرفية إلى تعديل الصلابة الكلية للتجميع بالإضافة إلى وضع الفشل. يتم تقديم مراجعة لنهج الدراسة للتجمعات المعدنية المثبتة بمسامير المتاحة في الأدبيات. يتعلق بالنهج التحليلية والرقمية والتجريبية.

يتعلق الجزء الأول من عمل الأطروحة بتحليل العناصر المحدودة باستخدام برنامج ANSYS لقسم نقطة الانطلاق والذي يعتبر المكون الرئيسي لمنطقة الشد لوصلة مثبتة بمسامير. تتعلق الدراسة بسلسلتين من أقسام نقطة الانطلاق المتوفرة في البيولوجرافية مع وبدون تقوية. يتم التحقق من صحة النموذج الذي تم تطويره والذي يأخذ في الاعتبار المواد اللاصقة الهندسية على أساس النتائج التجريبية للسلسلتين. بالإضافة إلى ذلك، تتم مقارنة النتائج العددية بالصيغ التحليلية لـ Eurocode 3. تم إجراء دراسة حدودية لتقييم تأثيرات المعلمات على السلوك العام لأقسام نقطة الإنطلاق مثل الإجهاد المسبق وموضع التبراس بالإضافة إلى سمك النعل. يتم إلقاء نظرة خاصة على تأثير التقوية على المقاومة والصلابة وأنماط الخراب.

الجزء الثاني مخصص لتطوير نموذج رقمي غير خطي ثلاثي الأبعاد لسلسلة من التجميعات المثبتة بمسامير مع لوحة طرفية في وجود مقويات. يتيح النموذج تمثيل السلوك الحقيقي للتجمعات مع الأخذ في الاعتبار المواد وغير الخطية الهندسية (الاتصال، اللدونة، الإزاحة الكبيرة) بالإضافة إلى الإجهاد المسبق وعدم الاستقرار المحتمل. تم التحقق من صحة النموذج العددي من خلال النتائج التجريبية من الأدبيات. مقارنات النتائج تتعلق بالقانون التأسيسي إزاحة القوة والدوران اللحظي وأنماط الخراب. بعد التحقق من صحة النموذج، يتم استخدامه لتحليل القوى الداخلية التي تعمل في التجميع والتي غالبًا ما يقترن منها الباحثون قليلاً. تتعلق هذه القوى على وجه الخصوص بالقوى الموجودة في البراغي بما في ذلك التحميل المسبق وقوى الرافعة في المنطقة المشدودة بالتجميع بالإضافة إلى قوة الضغط بين اللوحة الطرفية وشفة العمود. أخيرًا، يتم إجراء دراسة حدودية لتسليط الضوء على تأثير عدد معين من المعلمات، ولا سيما مقويات اللوحة الطرفية في المناطق المشدودة والمضغوطة من التجميع.

الكلمات الرئيسية: التجميع ، لوحة النهاية ، التقوية ، شبه الصلابة ، نمذجة العناصر المحدودة ، قسم الإنطلاق ، التبراس ، الرافعة.

Table des matières

Remerciements	i
Résumé	ii
Abstract	iii
المخلص	iv
Liste des figures	ix
Liste des tableaux	xiii
Annotations	xiv
Introduction générale	1
I - Introduction	1
II - Objectifs de la thèse	2
III - Organisation de la thèse	2
Chapitre I : Généralités sur les assemblages	4
I.1 – Introduction	5
I.2 – Moyens d'assemblages	5
I.2.1 – Rivetage	5
I.2.2 - Boulonnage	6
I.2.3 – Soudage	9
I.3 – Classification générale des assemblages	9
I.3.1 – Selon le type	9
I.3.2 – Selon le mode constructif	10
I.4 – Notion de la semi-rigidité des assemblages	13
I.5 – Classification des assemblages selon l'EC3	14
I.5.1 – Classification par rigidité	14
I.5.2 – Classification par résistance	15
I.5.3 – Classification par capacité de rotation	16
I.6 – Modélisation analyse globale	16
I.6.1 – Analyse globale	16
I.6.2 – Loi de comportement	17
I.7 – Analyse d'assemblages boulonnés par platine d'about	19
I.8 – Renforcement des assemblages	20
I.8.1 – Renforcement de poteau	21
I.8.2 – Renforcement de platine d'about	22
I.8.3 – Renforcement de la poutre	22
I.8.4 – Renforcement par jarrets	22
I.9 – Conclusions	26

Chapitre II : Approche analytique des assemblages boulonnés par platine d'about	27
II.1 – Introduction	28
II. 2 – Présentation de la méthode des composantes.....	28
II.3 – Comportement de la zone tendue	30
II.3.1 – Notion des tronçons en té équivalents.....	30
II.3.2 – Notion de la longueur efficace	31
II.3.3 – Notion de mécanisme de levier	32
II.3.4 – Mode de ruines	33
II.3.5 – Résistance des tronçons en té.....	34
II.3.6 – Rigidité des tronçons en té	36
II.4 – Evaluation des caractéristiques mécaniques	36
II.4.1 – Moment résistant ($M_{j,Rd}$)	36
II.4.2 – Rigidité initiale ($S_{j,ini}$).....	40
II.4.3 – Capacité de rotation	43
II.5 – Influence des raidisseurs sur le comportement des assemblages	43
II.5.1 – Raidisseurs de platine d'about en zone tendue	43
II.5.2 – Raidisseurs de platine en zone comprimée	45
II.6 – Conclusions	45
Chapitre III : Recherche bibliographique	46
III.1 – Introduction.....	47
III.2 – Essais expérimentaux.....	47
III.2.1 – Assemblages entiers.....	47
III.2.2 – Assemblages de tronçons en té	50
III.3 – Modèles numériques	53
III.4 – Modèles analytiques	55
III.5 – Modèles empiriques.....	58
III.6 – Modèles mécaniques.....	61
III.7 – Conclusions.....	61
Chapitre IV : Etude numérique d'un tronçon en Té avec et sans raidisseurs	62
IV. 1 – Introduction.....	63
IV. 2 – Géométrie des tronçons en té étudiés	64
IV. 3 – Développement du modèle numérique	65
IV.3.1 – Maillage	65
IV.3.2 – Modèle numérique et matériaux	66
IV.3.3 – Conditions aux limites	67

IV.3.4 – Modélisation de la précontrainte des boulons.....	67
IV.3.5 – Modélisation du contact.....	68
IV.3.6 – Types d'analyse.....	68
IV. 4 – Résultats numériques.....	69
IV.4.1 – Validation du modèle numérique.....	69
IV.4.2 – Modes de ruines.....	70
IV.4.3 – Comparaison avec l’approche analytique de l'EC3.....	72
IV.4.4 – Force dans les boulons et force de levier.....	72
IV. 5 – Etude paramétrique.....	79
IV.5.1 – Paramètres géométriques pour des tronçons non raidis.....	79
IV.5.2 – Paramètres géométriques pour des tronçons raidis.....	86
IV.5.3 – Effet de la précontrainte des boulons.....	95
IV. 6 – Conclusions.....	97
Chapitre V : Etude numérique d’un assemblage boulonné par platine d’about avec et sans raidisseurs.....	99
V.1 – Introduction.....	100
V.2 – Caractéristiques des assemblages étudiés.....	100
V.2.1 – Description du dispositif d'essais.....	100
V.2.2 – Données géométriques des spécimens étudiés.....	101
V.2.3 – Loi de comportement matérielle.....	102
V.3 – Développement du modèle numérique.....	103
V.3.1 – Eléments de maillage.....	103
V.3.2 – Lois de comportement des matériaux.....	103
V.3.4 – Modélisation du contact et de la précontrainte des boulons.....	104
V.3.5 – Conditions aux limites.....	105
V.3.6 – Type d’analyse.....	105
V.4 – Résultats numériques.....	106
V.4.1 – Validation du modèle.....	106
V.4.2 – Comportement $M-\Phi_s$ et $M-\Phi_{ep}$	109
V.4.3 – Modes de ruines.....	111
V.4.4 – Comparaisons générales des modèle MEF.....	113
V.4.5 – Etude des boulons à l’effort normal.....	115
V.4.6 – Résultante de compression et de levier.....	120
V.5 – Conclusions.....	123

Chapitre VI : Etude paramétrique des assemblages boulonnés par platine d'about avec et sans raidisseurs	124
VI.1 – Introduction.....	125
VI.2 – Effet de la précontrainte des boulons.....	126
VI.3 – Effet de l'épaisseur de la platine d'about.....	129
VI.4 – Effet de diamètre des boulons.....	132
VI.5 – Association t_p/d_b et comparaison avec le modèle analytique.....	133
VI.6 – Effet du débord de la platine d'about.....	136
VI.7 – Effet des raidisseurs de platine d'about sur le comportement des assemblages	137
VI.7.1 – Combinaisons épaisseur platine / présence des raidisseurs	137
VI.7.2 – Effet de la disposition des raidisseurs.....	139
VI.7.3 – Combinaisons débords de platine d'about / disposition des raidisseurs.....	143
VI.7.4 – Effets des paramètres géométriques	146
VI.7 – Conclusions.....	149
Conclusion générale et perspectives	151
Bibliographie	153
Annexes	158
Annexe A – Composantes de bases selon l'EC3	159
Annexe B – Résistances et rigidités des composants de base.....	161
Annexe C – Autres paramètres géométriques.....	163
Annexe D – Longueurs efficaces	164
Annexe E – Coefficient α	166
Annexe F – Bras de levier.....	168
Annexe G – Formulation des éléments de maillage	169
Annexe H – Exemple de calcul analytique selon l'EC3 d'un tronçon en té.....	171
Annexe I – Exemple de calcul analytique selon l'EC3 d'un assemblage poteau-poutre boulonné par platine d'about.	174

Liste des figures

Chapitre I : Généralités sur les assemblages

Figure. I. 1 – Différentes liaisons dans un portique métallique : poteau poutre et poteau fondation. .5	5
Figure. I. 2 – Assemblage par rivet.....6	6
Figure. I. 3 – Assemblage par boulon.....6	6
Figure. I. 4 – Pincés et entraxes minimales.9	9
Figure. I. 5 – Différents types d'assemblage dans une ossature métallique.....10	10
Figure. I. 6 – Configurations des assemblages poteau poutre dans le plan.10	10
Figure. I. 7 – Assemblage par platine d'about.11	11
Figure. I. 8 – Assemblage par cornière.....12	12
Figure. I. 9 – Assemblage par couvre joint ou éclissage.12	12
Figure. I. 10 – Assemblage par soudure.13	13
Figure. I. 11 – Notion de la semi rigidité sur une poutre chargée uniformément.....13	13
Figure. I. 12 – Notion de la semi rigidité sur un assemblage poteau poutre.....14	14
Figure. I. 13 – Limites de classification par rigidité.15	15
Figure. I. 14 – Limites de classification par résistance.....15	15
Figure. I. 15 – Limites de classification par capacité de rotation.16	16
Figure. I. 16 – Modélisation d'un assemblage poteau-poutre dans une analyse globale.17	17
Figure. I. 17 – Loi de comportement moment-rotation de l'assemblage ($M-\theta$).18	18
Figure. I. 18 – Idéalisations des courbes $M-\theta$ en fonction de type d'analyse.....19	19
Figure. I. 19 – Déformabilité des assemblages par platine d'about.20	20
Figure. I. 20 – Raidisseurs de poteau.....24	24
Figure. I. 21 – Raidisseurs de platine d'about.....25	25
Figure. I. 22 – Raidisseurs de poutre.25	25
Figure. I. 23 – Renforcement par jarrets.....25	25

Chapitre II : Approche analytique des assemblages boulonnés par platine d'about

Figure. II. 1 – Composantes de base d'un assemblage boulonné par platine d'about.....28	28
Figure. II. 2 – Comportement $F-\delta$ d'un composant de base.....29	29
Figure. II. 3 – Notion de tronçons en té équivalents.....30	30
Figure. II. 4 – Tronçon équivalent de la rangée extérieure non raidie.....31	31
Figure. II. 5 – Notion de la longueur efficace.....32	32
Figure. II. 6 – Notion de l'effort de levier.32	32
Figure. II. 7 – Différents modes de ruines d'un tronçon en té non raidi.34	34
Figure. II. 8 – Diagrammes des moments en fonction des modes de ruines.35	35
Figure. II. 9 – Rigidité des tronçons en té.....36	36
Figure. II. 10 – Répartition des efforts dans un assemblage boulonné par platine d'about.....37	37
Figure. II. 11 – Distribution plastique des efforts dans les boulons.38	38
Figure. II. 12 – Limitation à partir de la rangée extérieure.....39	39
Figure. II. 13 – Limitation à partir de la première rangée sous la semelle de la poutre.40	40
Figure. II. 14 – Limitation à partir de la deuxième rangée sous la semelle de la poutre.40	40
Figure. II. 15 – Rigidité d'un assemblage par platine d'about.....41	41
Figure. II. 16 – Raidisseurs de platine d'about.....43	43
Figure. II. 17 – Adaptation d'un tronçon équivalent de la rangée extérieure raidie.44	44
Figure. II. 18 – Procédure générale de la vérification d'une rangée raidie.44	44
Figure. II. 19 – Centre de compression.....45	45

Chapitre III : Recherche bibliographique

Figure. III. 1 – Ruine des raidisseurs de platine d'about en zone tendue.....	47
Figure. III. 2 – Essai de Coelho, et al., (2007).....	48
Figure. III. 3 – Résultats des essais d'Abidelah, (2009).....	49
Figure. III. 4 – Résultats des essais de Shi, et al., (2010).....	50
Figure. III. 5 – Résultats des essais d'Eliášová, et al., (2000).....	51
Figure. III. 6 – Essais de Mimoune, et al., (2003).	52
Figure. III. 7 – Résultats des essais de Zhao, et al., (2012).	52
Figure. III. 8 – Modèle d' Ana-Maria, et al., (2012).	53
Figure. III. 9 – Résultats de Chen, et al., (2015).....	54
Figure. III. 10 – Essais et modèles de Tartaglia, et al., (2018).....	54
Figure. III. 11 – Modèles analytiques représentant le fonctionnement d'un tronçon en té.	55
Figure. III. 12 – Distribution des efforts dans les boulons selon le modèle Shi, et al., (2007).	58
Figure. III. 13 – Modèle analytique d'Abidelah, et al., (2014).....	58
Figure. III. 14 – Assemblage du modèle empirique de Frye, et al., (1975).....	59
Figure. III. 15 – Assemblage du modèle empirique de Krishnamurthy, (1978).....	60
Figure. III. 16 – Assemblage du modèle empirique de Kukreti, et al., (1987).....	60

Chapitre IV : Etude numérique d'un tronçon en Té avec et sans raidisseurs

Figure. IV. 1 – Assemblages par platine d'about débordante avec et sans raidisseurs.....	63
Figure. IV. 2 – Géométrie des tronçons en té étudiés.	64
Figure. IV. 3 – Modèles en éléments finis des tronçons en té.	65
Figure. IV. 4 – Lois matérielles des tronçons en té.....	66
Figure. IV. 5 – Conditions aux limites.....	67
Figure. IV. 6 – Modélisation de la précontrainte dans le boulon.....	67
Figure. IV. 7 – Zones de contact tronçons en té.	68
Figure. IV. 8 – Temps du calcul numérique.	68
Figure. IV. 9 – Validation du modèle MEF.....	69
Figure. IV. 10 – Paramètres mécaniques de la courbe F- δ	70
Figure. IV. 11 – Modes de ruines MEF des tronçons en té.....	71
Figure. IV. 12 – Comparaison des modes de ruines EC3 et MEF.	72
Figure. IV. 13 – Détermination de l'effort de boulon et de levier	73
Figure. IV. 14 – Evolution de B et de Q en fonction de chargement appliqué.	74
Figure. IV. 15 – Evolution de la position de Q en fonction du chargement appliqué.	75
Figure. IV. 16 – Evolution des zones et des pressions de contact.	78
Figure. IV. 17 – Influence de l'épaisseur de la semelle t_f	80
Figure. IV.18 – Modes de ruines pour différentes épaisseurs t_f de la semelle.....	81
Figure. IV. 19 - Influence de diamètre de boulon d_b	82
Figure. IV. 20 – Modes de ruines pour différents diamètres d_b du boulon.	83
Figure. IV. 21 – Influence de la pince e_y pour $t_f = 12$ mm.....	84
Figure. IV. 22 – Modes de ruines pour différents e_y et $t_f = 12$ mm.	84
Figure. IV. 23 – Influence de la pince e_y pour $t_f = 20$ mm.....	85
Figure. IV. 24 – Modes de ruines pour différents e_y et $t_f = 20$ mm.	85
Figure. IV. 25 – Modes de ruines pour différents hauteurs h_{sr}	87
Figure. IV. 26 – Influence de la hauteur du raidisseur h_{sr}	88
Figure. IV. 27 – Modes de ruines pour différentes largeurs b_{sr}	89

Figure. IV. 28 – Influence de la largeur de raidisseur b_{sr}	89
Figure. IV. 29 – Influence de l'épaisseur de raidisseur t_{sr}	90
Figure. IV. 30 – Modes de ruines pour différentes épaisseurs t_{sr}	91
Figure. IV. 31 – Comparaison MEF / EC3	92
Figure. IV. 32 – Modes de ruines pour les différentes valeurs e_y	92
Figure. IV. 33 – Influence de la pince e_y pour des modèles raidis.....	93
Figure. IV. 34 – Modes de ruines pour les différentes valeurs e_x	94
Figure. IV. 35 – Influence de pince e_x pour des modèles raidis.	94
Figure. IV. 36 – Tronçons en té avec et sans précontrainte.	96
Figure. IV. 37 – Effet de la précontrainte sur l'effort de boulon et de levier	97

Chapitre V : Etude numérique d'un assemblage boulonné par platine d'about avec et sans raidisseurs

Figure. V. 1 – Détails schématique de l'essai de Shi, et al., (2007).	101
Figure. V. 2 – Détails des spécimens testés	101
Figure. V. 3 – Détails géométriques communs aux assemblages testés.	102
Figure. V. 4 – Maillage de l'assemblage	103
Figure. V. 5 – Maillage du boulon	103
Figure. V. 6 – Données matérielles de l'acier des profilés et des boulons	104
Figure. V. 7 – Zone de contacts.	104
Figure. V. 8 – Section de précontrainte.	104
Figure. V. 9 – Conditions aux limites du modèle	105
Figure. V. 10 – Illustration des temps de calcul.....	105
Figure. V. 11 – Plaque rigide de chargement.....	105
Figure. V. 12 – Rotation d'un assemblage boulonné.....	106
Figure. V. 13 – Caractéristiques de la courbe $M-\Phi$	106
Figure. V. 14 – Validation du modèle numérique force-déplacement.....	107
Figure. V. 15 – Validation du modèle numérique moment rotation	108
Figure. V. 16 – Lois moment-rotation $M-\Phi_s$ et $M-\Phi_{ep}$	110
Figure. V. 17 – Modes de ruines.	112
Figure. V. 18 – Ecart entre semelle de poteau et platine d'about en zone tendue.	112
Figure. V. 19 – Comparaison numérique $M-\theta$ entre les différents spécimens.....	113
Figure. V. 20 – Distribution des contraintes de von Mises sur la 1ere rangée de boulons.	114
Figure. V. 21 – Zone d'extraction des efforts dans les boulons.....	115
Figure. V.22 – Evolution des efforts dans les boulons en fonction du moment appliqué.	116
Figure. V. 23 – Répartition des efforts dans les boulons pour différents niveaux de chargement ..	117
Figure. V. 24 – Points permettant de déterminer l'allongement d'un boulon.	118
Figure. V. 25 – Contraintes normales en phase de précontrainte	119
Figure. V. 26 – Loi de comportement force-allongement des boulons.....	120
Figure. V. 27 – Efforts et résultantes de boulons et de levier.....	121
Figure. V. 28 – Evolution des résultantes de traction et de compression.	122

Chapitre VI : Etude paramétrique des assemblages boulonnés par platine d'about avec et sans raidisseurs

Figure. VI. 1 – Paramètres étudiés	125
Figure. VI. 2 – Comportement global avec et sans précontrainte (assemblage sc02)	126
Figure. VI. 3 – Distribution des efforts de rangées de boulons	127
Figure. VI. 4 – Evolution des efforts dans la rangée 1 et 2 en fonction de chargement	127
Figure. VI. 5 – Evolution des efforts dans la rangée 1 et 2 en fonction de l'allongement.....	128
Figure. VI. 6 – Résultantes de compression avec et sans précontrainte	128
Figure. VI. 7 – Comparaison des rigidités initiales avec et sans précontrainte des boulons	129
Figure. VI. 8 – Comportement global en fonction de t_p	129
Figure. VI. 9 – Rigidité initiale $S_{j,ini}$ en fonction de t_p	130
Figure. VI. 10 – Déformées des platines d'about en fonction de t_p	131
Figure. VI. 11 – Déplacement relatif entre platine d'about et semelle de poteau.....	131
Figure. VI. 12 – Comportement global en fonction du diamètre du boulon d_b	132
Figure. VI. 13 – Résultante de traction en fonction de d_b	133
Figure. VI. 14 – Distribution de contraintes de von Mises pour différentes configurations	135
Figure. VI. 15 – Modèles d'assemblages avec et sans débords de la platine d'about	136
Figure. VI. 16 – Effet des débords de la platine d'about sur le comportement global	136
Figure. VI. 17 – Paramètres relatifs aux raidisseurs	137
Figure. VI. 18 – Modèles avec et sans raidisseurs en fonction de t_p	137
Figure. VI. 19 – Comportement global avec et sans raidisseurs en fonction de t_p	138
Figure. VI. 20 – Modes de ruines et répartition des contraintes avec et sans raidisseurs en fonction de t_p	138
Figure. VI. 21 – Modèles avec et sans raidisseurs en fonction de leurs dispositions	139
Figure. VI. 22 – Comportement global avec et sans raidisseurs en fonction de leurs dispositions	139
Figure. VI. 23 – Déformées des assemblages en fonction de la disposition des raidisseurs	140
Figure. VI. 24 – Distribution des contraintes plastiques sur la platine d'about.....	141
Figure. VI. 25 – Distribution des contraintes de contact sur la platine d'about.....	141
Figure. VI. 26 – Evolution de la position de l'effort de levier et l'effort de compression	141
Figure. VI. 27 – Evolution des efforts en zone tendue en fonction de la disposition des raidisseurs	142
Figure. VI. 28 – Modèles avec et sans raidisseurs en zone comprimée.....	143
Figure. VI. 29 – Comportement global avec et sans raidisseurs en zone comprimée	143
Figure. VI. 30 – Centre de compression avec et sans raidisseurs en zone comprimée.....	144
Figure. VI. 31 – Modèles avec et sans raidisseurs en zone tendue	144
Figure. VI. 32 – Comportement global avec et sans raidisseurs en zone tendue.....	145
Figure. VI. 33 – Efforts boulons avec et sans raidisseurs en zone tendue	145
Figure. VI. 34 – Effort de levier avec et sans raidisseurs en zone tendue	145
Figure. VI. 35 – Contraintes de contact avec et sans raidisseurs au débord de la zone tendue	146
Figure. VI. 36 – Déformée de la platine d'about	146
Figure. VI. 37 – Modèles assemblages raidis en fonction de la longueur du raidisseur h_{sr}	147
Figure. VI. 38 – Comportement global en fonction de la longueur du raidisseur h_{sr}	147
Figure. VI. 39 – Modèles assemblages raidis en fonction de b_{sr}	148
Figure. VI. 40 – Comportement global en fonction de b_{sr}	148
Figure. VI. 41 – Modèles assemblages raidis en fonction de t_{sr}	148
Figure. VI. 42 – Comportement global en fonction de l'épaisseur du raidisseur t_{sr}	149
Figure. VI. 43 – Déplacement hors plan du raidisseur $tsr05$ soumis au voilement local.....	149

Liste des tableaux

Chapitre I : Généralités sur les assemblages

Tableau. I. 1 – Caractéristiques géométriques des boulons (NF EN 1993-1-8) et (Muzeau, 2012)....	6
Tableau. I. 2 – Classes et résistance des boulons (NF EN 1993-1-8).....	7
Tableau. I. 3 – Différentes formes possibles de soudure dans un assemblage.	9
Tableau. I. 4 – Modélisation de l'assemblage dans une analyse globale de structure.	16
Tableau. I. 5 – Types d'analyse globale de la structure.	17
Tableau. I. 6 – Classification générale des modes de renforcement.....	20

Chapitre II : Approche analytique des assemblages boulonnés par platine d'about

Tableau. II. 1 – Composantes de base dans un assemblage boulonné par platine d'about.	29
--	----

Chapitre III : Recherche bibliographique

Tableau. III. 1 – Essais de Mimoune, et al., (2011).....	51
Tableau. III. 2 – Constantes C_i et paramètre K	59

Chapitre IV : Etude numérique d'un tronçon en Té avec et sans raidisseurs

Tableau. IV. 1 – Données géométriques de la série 1.....	64
Tableau. IV. 2 – Données géométriques de la série 2.....	65
Tableau. IV. 3 – Données matérielles des tronçons en té.....	66
Tableau. IV. 4 – Paramètres mécaniques tirés à partir de la loi de comportement.....	70
Tableau. IV. 5 – Paramètres géométriques pour les tronçons non raidis.....	79
Tableau. IV. 6 – Paramètres géométriques pour les tronçons raidis.....	86
Tableau. IV. 7 – Tronçons en té avec et sans précontrainte.....	95
Tableau. IV. 8 – Effet d la précontrainte sur la raideur initiale K_{ini}	96

Chapitre V : Etude numérique d'un assemblage boulonné par platine d'about avec et sans raidisseurs

Tableau. V. 1 – Dimensions des profilés.....	101
Tableau. V. 2 – Détails des spécimens modélisés.....	102
Tableau. V. 3 – Caractéristiques mécaniques des matériaux utilisés (Shi, et al., 2007).....	103
Tableau. V. 4 – Comparaisons entre les résultats :MEF, essais et EC3.....	109
Tableau. V. 5 – Etude des différentes rigidités.....	111
Tableau. V. 6 – Principaux paramètres de la loi moment-rotation.	113

Chapitre VI : Etude paramétrique des assemblages boulonnés par platine d'about avec et sans raidisseurs

Tableau. VI. 1 – Paramètres étudiés.....	125
Tableau. VI. 2 – Comparaisons avec et sans précontrainte.....	127
Tableau. VI. 3 – Effet de la précontrainte des boulons sur les différents spécimens étudiés.	129
Tableau. VI. 4 – Comparaisons modes de ruine MEF et EC3.....	134
Tableau. VI. 5 – Paramètres géométriques relatifs aux raidisseurs.....	146

Annotations

Majuscules Latines

A	: Aire de la partie non filetée du boulon
A_s	: Aire de la partie filetée du boulon
A_0	: Diamètre trou rivet
P_1	: Entraxe dans le sens longitudinal
P_2 ou W	: Entraxe dans le sens transversal
P_{12}	: Entraxe verticale entre les rangées 1 et 2
P_{23}	: Entraxe verticale entre les rangées 2 et 3
P_{34}	: Entraxe verticale entre les rangées 3 et 4
L_b	: Longueur réelle du boulon
L_b^*	: Longueur théorique du boulon
$F_{t,rd}$: Résistance théorique d'un boulon à la traction
$F_{v,rd}$: Résistance théorique d'un boulon au cisaillement
$F_{t,Ed}$: Effort de traction sollicitant
$F_{v,Ed}$: Effort de cisaillement sollicitant
F_{rd}	: Résistance théorique du rivet
$V_{wp,Rd}$: Résistance de l'âme de poteau au cisaillement
$F_{c,wc,Rd}$: Résistance de l'âme de poteau à la compression
$F_{c,b,Rd}$: Résistance de la poutre à la compression
$F_{t,wc,Rd}$: Résistance de l'âme de poteau à la traction
$F_{t,fc,Rd}$: Résistance de la semelle de poteau à la flexion
$F_{t,ep,Rd}$: Résistance de la platine d'about à la flexion
$F_{t,wb,Rd}$: Résistance de l'âme de la poutre à la traction
$F_{T,1,Rd}$: Résistance du mode 1
$F_{T,1-2,Rd}$: Résistance du mode 1-2
$F_{T,2,Rd}$: Résistance du mode 2
$F_{T,3,Rd}$: Résistance du mode 3
$F_{T,4,Rd}$: Résistance du mode 4
$M_{pl,1,Rd}$: Moment plastique résistant de la semelle du mode 1
$M_{pl,2,Rd}$: Moment plastique résistant de la semelle du mode 2
$N_{j,Ed}$: Effort normal sollicitant de l'assemblage
$N_{j,Rd}$: Effort normal résistant de l'assemblage
$M_{j,Ed}$: Moment sollicitant de l'assemblage
$M_{j,Rd}$: Moment résistant de l'assemblage
$M_{b,pl,Rd}$: Moment résistant de la poutre
F	: Effort appliqué
F_{el}	: Effort de chargement en phase élastique
F_p	: Effort de chargement en phase plastique
F_{max}	: Effort de chargement maximum
M	: Moment appliqué
M_e	: Moment élastique de l'assemblage
M_p	: Moment plastique de l'assemblage
M_u	: Moment ultime de l'assemblage

$S_{j,ini}$: Rigidité initiale de l'assemblage
S_j	: Rigidité sécante de l'assemblage
I_b	: Moment d'inertie de la poutre ;
L_b	: Longueur de la poutre
F_{pr}	: Effort de précontrainte
S_{pr}	: Contrainte de prétention
B ou F_b	: Force de traction des boulons
Q ou F_{lt}	: Force de levier en zone tendue
F_c	: Force de compression en zone comprimée
$\sum F_T$: Résultante des efforts de traction provenant des boulons
$\sum F_C$: Résultante des efforts de compression
E	: Module de Young
G	: Module de cisaillement

Minuscules Latines

d_b	: Diamètre nominal du boulon
j	: Jeu du trou
d_0	: Diamètre du trou
d_h	: Diamètre de la tête de boulon
d_e	: Diamètre de l'écrou
d_r	: Diamètre des rondelles
t_h	: Epaisseur de la tête de boulon
t_e	: Epaisseur de l'écrou
t_r	: Epaisseur des rondelles
$f_{y,bl}$: Limite élastique du boulon
$f_{u,bl}$: Limite ultime du boulon
f_{ur}	: Limite ultime du rivet
e_1	: Pince dans le sens longitudinal
e_2	: Pince dans le sens transversal
k_1	: Raideur de l'âme de poteau au cisaillement
k_2	: Raideur de l'âme de poteau à la compression
k_3	: Raideur de l'âme de poteau à la traction
k_4	: Raideur de la semelle de poteau à la flexion
k_5	: Raideur de la platine d'about à la flexion
k_{10}	: Raideur du boulon en traction
l_{eff}	: Longueur efficace du tronçon
r	: Congé de raccordement
m	: Distance entre l'axe du boulon jusqu'à $0.8 r$ dans le sens transversal
m_x ou m_2	: Distance entre l'axe du boulon jusqu'à $0.8 r$ dans le sens longitudinal
e ou e_y	: Pince correspondant à e_2
e_x	: Pince correspondant à e_1
n	: Distance entre l'axe du boulon et la résultante de levier
h	: Hauteur des profilés
b	: Largeur des profilés
t_w	: Epaisseur de l'âme de poteau ou de la poutre

t_f	: Epaisseur de la semelle de poteau ou de la poutre
h_p	: Hauteur de la platine d'about
b_p	: Largeur de la platine d'about
t_p	: Epaisseur de la platine d'about
h_{sr}	: Hauteur de raidisseur
b_{sr}	: Largeur de raidisseur
t_{sr}	: Epaisseur de raidisseur
f_y	: Limite d'élasticité
f_u	: Limite de rupture
h_t	: Distance entre les lignes médianes des semelles de la poutre
k_s	: Rigidité initiale de l'assemblage due à la déformation de l'âme de poteau
k_{ep}	: Rigidité initiale de l'assemblage due à la déformation de la platine d'about

Majuscules Grecs

γ_{M2}	: Coefficient de sécurité
Δ	: Déplacement du panneau d'âme de poteau
Φ_s	: Rotation due à la déformation de l'âme de poteau
Φ_{ep}	: Rotation due à la déformation de la platine d'about
Φ_e	: Rotation élastique de l'assemblage
Φ_p	: Rotation plastique de l'assemblage
Φ_u	: Rotation ultime de l'assemblage
Φ_{Cd}	: Capacité de rotation de l'assemblage

Minuscules Grecs

λ_1	: Coefficient qui dépend de m , m_x et e
λ_2	: Coefficient qui dépend de m , m_x et e_x
α	: Coefficient qui dépend de λ_1 et λ_2
ν	: Coefficient de Poisson
δ	: Déplacement entre la platine d'about et la semelle tendue du poteau
η	: Coefficient pour déterminer la rigidité sécante S_j
μ	: Coefficient de frottement

Indices

APR	: Avec précontrainte
SPR	: Sans précontrainte
Th	: Théorique
MEF	: Méthode des éléments finis
EXP	: Expérimental
EC3	: Eurocode 3

Introduction générale

I - Introduction

L'acier est l'un des matériaux de construction les plus utilisés dans les systèmes structurels en construction moderne. Sa large utilisation comme matériau de construction se justifie par ses performances de qualité qui sont la résistance élevée, l'homogénéité, la ductilité, la flexibilité de fabrication, le gain de temps ainsi que la démontabilité après construction. L'acier est un matériau qui a un bon rapport résistance/poids. Ce fait est un point important pour les ponts à longues portées, les bâtiments à plusieurs étages et les structures reposant sur des sols de mauvaise qualité.

Les assemblages en acier permettent de garantir la liaison ainsi que la transmission des efforts entre les éléments de charpente tels que les poteaux, les poutres et les contreventements jusqu'aux massifs de fondations. Actuellement, la construction métallique utilise principalement la soudure et le boulonnage comme moyens d'assemblages. Chacun de ces moyens présentent des avantages et des inconvénients. Souvent, les assemblages boulonnés sont préférés pour leurs facilités de mise en œuvre lors du montage.

Les assemblages boulonnés sont liés principalement par des boulons ordinaires ou à haute résistance. Ils sont composés de deux ou plusieurs barres, plaques, boulons et soudures éventuellement. Dans la pratique, nous pouvons rencontrer une diversité de modes constructifs des assemblages boulonnés tels que la liaison par platine d'about, assemblage par simple ou double cornières, assemblage par gousset ou assemblage par éclissage. Les assemblages boulonnés par platine d'about sont très répandus dans les structures métalliques notamment dans les liaisons poteau-poutre, poutre-solive, assemblage de continuité et assemblage pieds de poteau.

Les assemblages métalliques qui représentent les nœuds de jonction entre les barres assemblées se caractérisent par une complexité issue de plusieurs discontinuités géométriques et matérielles provenant de changement de section de profilé et des éléments intermédiaires qui constituent l'assemblage (plaques, cornières, boulons et soudures). Ces discontinuités convergent vers différentes zones de contact pour assurer la transmission des efforts appliqués ce qui conduit à des non linéarités dans le comportement mécanique de l'assemblage et par conséquent, une influence sur le comportement global de la structure.

En règle générale, les assemblages en acier, modélisés par des nœuds, sont supposés soit entièrement rigides ou totalement articulés. Une connexion rigide permet la transmission d'un moment fléchissant et ne permet aucune rotation contrairement à un assemblage articulé. Cependant, ces conditions sont rarement satisfaites dans la pratique car les assemblages articulés sont capables de transmettre un certain moment de flexion tandis que les assemblages rigides autorisent toujours une légère rotation non négligeable. En conséquence, l'introduction de la notion d'un autre type d'assemblage, appelé semi-rigide, devient plus réaliste et permet la prise en compte d'un comportement plus réel dans le dimensionnement des assemblages. Les assemblages boulonnés par platine d'about, souvent considérés rigides, peuvent présenter un comportement semi-rigide en fonction de leurs paramètres géométriques : épaisseur et débord de la platine d'about, diamètre et disposition des rangées de boulons ainsi que la présence ou non des raidisseurs.

Selon la Réglementation Européenne de calcul des assemblages en acier "Eurocode 3 partie 1-8", le comportement global des assemblages sous un moment de flexion est caractérisé par une loi moment rotation ($M-\theta$) qui permet à déterminer la rigidité initiale, le moment résistant et la capacité de rotation pour chaque assemblage étudié. De plus, la méthode des composantes de l'EC3, est développée pour la caractérisation et la justification du comportement mécanique des assemblages. Cette méthode considère que l'assemblage est constitué d'un ensemble de composantes élémentaires, en zones tendue, comprimée et cisailée. Les paramètres des composantes permettent d'obtenir ceux de l'assemblage (rigidité, résistance et mode de ruine).

Afin de mieux améliorer les performances mécaniques des assemblages boulonnés par platine d'about (poteau poteau, pieds de poteau ou de continuité), des renforcements peuvent être effectués à cet égard. Ces renforcements sont parfois nécessaires pour augmenter la rigidité et/ou la résistance d'une manière locale d'un composant de base ou globale de l'assemblage entier. Dans la pratique, il existe plusieurs moyens de renforcement tels que l'ajout des raidisseurs et/ou des jarrets. La prise en compte dans le calcul de l'effet de certains de ces renforcements sur le comportement des assemblages n'est pas toujours évidente à estimer dans les standards actuels. Ceci est le cas pour la présence des raidisseurs de platine d'about dans la zone tendue et comprimée des assemblages boulonnés dont l'influence peut être remarquable faisant l'objet de notre recherche.

Dans la littérature, les essais expérimentaux sur les assemblages boulonnés par platine d'about débordante raidie à sa zone tendue et/ou comprimée restent limités en nombre et ne permettent donc pas de comprendre de façon satisfaisante leur fonctionnement mécanique ainsi que leur apport. De plus, dans l'Eurocode 3, la partie concernant le renforcement par raidisseurs de la platine d'about est très limitée et ne fournit pas une formulation analytique adéquate. En zone tendue, une approche est établie par analogie de la platine d'about raidie à la semelle du poteau raidie tandis qu'en zone comprimée, aucune indication n'est proposée, que ce soit pour le débord ou le raidissage.

II - Objectifs de la thèse

L'objectif de notre recherche est de développer un modèle numérique 3D qui permet de représenter de façon satisfaisante le comportement réel des assemblages poteau poteau boulonnés par platine d'about débordante raidie sous chargement monotone en tenant en compte des non linéarités géométriques et matérielles ainsi que la prise en compte de contact et des instabilités éventuelles.

En outre, une étude paramétrique approfondie est menée pour mettre en évidence l'influence de plusieurs paramètres géométriques tels que le raidissage de platine d'about au niveau de ses débords tendu et comprimé.

De plus, la modélisation est menée pour étudier numériquement l'effet des paramètres importants qui ont une influence sur le comportement de la zone tendue sans raidisseurs et avec raidisseurs, représentées par des tronçons en té, afin d'évaluer leur effet sur la rigidité et la résistance ainsi que les modes de ruines.

III - Organisation de la thèse

Du point de vue organisation, ce manuscrit comporte six chapitres suivis par une conclusion générale et des annexes.

Le premier chapitre comporte des généralités sur les assemblages des structures métalliques. Nous décrivons une classification générale des d'assemblages boulonnés et soudés d'utilisation courante

selon le type et mode constructif. Nous revenons également à la classification des assemblages selon l'EC3, en particulier les critères de résistance et de rigidité ainsi que l'idéalisation des courbes moments-rotation. Au final, nous présentons les techniques de renforcement des assemblages boulonnés rencontrées dans la pratique.

Le deuxième chapitre présente la procédure générale de dimensionnement retenue par la réglementation Européenne "Eurocode 3" appelée méthode des composants. Pour le calcul des assemblages boulonnés par platine d'about, nous présentons les formules principales de calcul des caractéristiques mécaniques liées à chaque composant de base, puis le calcul de la résistance et de la rigidité initiale des assemblages avec platine d'about.

Le troisième chapitre se caractérise par une recherche bibliographique sur le comportement non linéaire des assemblages boulonnés par platine d'about et des tronçons en té avec et sans raidisseurs. Nous examinons à partir des résultats des essais expérimentaux, modèles numériques et analytiques disponibles dans la littérature, le comportement des assemblages et mettre en évidence les différents paramètres qui l'influencent, notamment le raidissage de la platine d'about.

Le quatrième chapitre est dédié à l'étude numérique d'un tronçon en té avec et sans raidisseurs qui représente uniquement la partie tendue d'un assemblage boulonné par platine d'about. Un modèle en éléments finis 3D est développé à l'aide de l'outil ANSYS pour représenter son comportement mécanique tout en tenant compte des non linéarités matérielles et géométriques (contact, plasticité, grands déplacements) ainsi que la précontrainte des boulons. Le modèle numérique est validé par la suite à la base des essais expérimentaux disponibles dans la littérature en termes force-déplacement et modes de ruines. De plus, une autre analyse permet aussi d'évaluer le modèle analytique simplifié retenu par l'Eurocode 3 comparé aux résultats numériques. Enfin, nous effectuons une étude paramétrique sur différentes géométries de tronçons en té pour distinguer l'effet de la position des boulons, la précontrainte dans les boulons et l'épaisseur de la semelle d'un côté et celui des raidisseurs d'un autre côté.

Le cinquième chapitre est consacré au développement d'un modèle en éléments finis 3D représentant un assemblage boulonné poteau poutre par platine d'about avec et sans raidisseurs à l'aide du logiciel ANSYS. Le modèle MEF tient compte des non linéarités matérielles et géométriques (contact, plasticité, grands déplacements) ainsi que de la précontrainte des boulons et des instabilités locales. Les résultats du modèle numérique sont validés par des essais expérimentaux existants en termes force-déplacement, moment-rotation et modes de ruines. Par la suite d'autres interprétations et comparaisons issues de la MEF sont présentées difficiles à les évaluer physiquement telles que les efforts de levier, la déformation des boulons et les zones de compression.

Le sixième chapitre a pour objectif d'illustrer les résultats d'une étude paramétrique concernant les assemblages boulonnés par platine d'about débordante. Il s'agit d'étudier d'une manière générale l'effet de plusieurs paramètres tels que la précontrainte des boulons, l'épaisseur et le débord de la platine d'about. De plus, une partie détaillée dédiée au raidissage de platine d'about en zone tendue et comprimée de l'assemblage est présentée.

Enfin, une conclusion générale du travail est présentée ainsi que des recommandations sont proposées.

Chapitre I :
Généralités sur les assemblages

I.1 – Introduction

Dans une structure métallique donnée, l'assemblage sert à lier deux ou plusieurs pièces de charpente (poteaux, poutres, diagonales, ...) en assurant la transmission des efforts en bonnes circonstances. Lors du calcul de structures, les assemblages sont considérés comme des nœuds de liaison, rigides ou articulés, entre les barres des portiques. Or, en pratique, l'assemblage qui est considéré comme un simple nœud, présente un comportement plus complexe puisqu'il est composé de boulons, plats variés et soudures (figure. I.1).

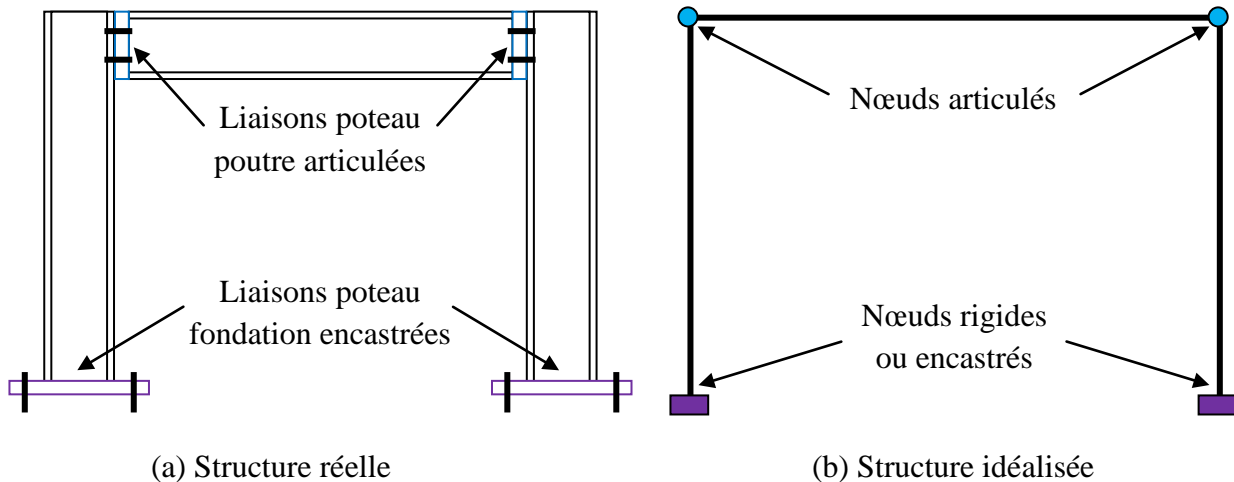


Figure. I. 1 – Différentes liaisons dans un portique métallique : poteau poutre et poteau fondation.

Dans ce chapitre, nous présentons une vue générale sur les moyens d'assemblages actuels (boulonnés et soudés). Ensuite, nous présentons les différents types et configurations des assemblages rencontrés dans les ossatures métalliques suivi par une description de leurs modes constructifs. Nous présentons aussi la discrétisation et la classification des assemblages selon la norme Européenne actuelle Eurocode 3 (NF EN 1993-1-8) lors d'une analyse globale de la structure. Les différents types de renforcement et de raidissage pour les assemblages boulonnés par platine d'about sont aussi illustrés et détaillés.

I.2 – Moyens d'assemblages

En construction métallique, l'assemblage entre profilés ou plaques nécessite des fixations permettant de transmettre les efforts supportés par la structure. Parmi ces fixations, on peut citer :

I.2.1 – Rivetage

Le rivetage est parmi les anciens moyens d'assemblage. Il n'est pratiquement plus employé que pour la réhabilitation d'ouvrages anciens. Il est considéré comme une bonne technique d'assemblage, qui présente une bonne résistance mécanique, dont les seuls défauts restent sa mise en œuvre et sa non démontabilité sans destruction de l'attache.

Bien que le rivetage soit considéré comme un ancien moyen d'assemblage, l'Eurocode 3 (NF EN 1993-1-8) nous fournit une formule (équation I.1) permettant d'évaluer la résistance au cisaillement et à la traction d'un rivet.

$$F_{Rd} = \frac{0.6 f_{ur} A_0}{\gamma_{M2}} \dots \dots \text{équation. I. 1}$$

Avec :

f_{ur} : Résistance ultime à la traction ;

A_0 : Aire du trou de rivet ($A_0 = \pi \cdot d_0^2 / 4$) (figure. I.2) ;

γ_{M2} : coefficient de sécurité égale à 1.25

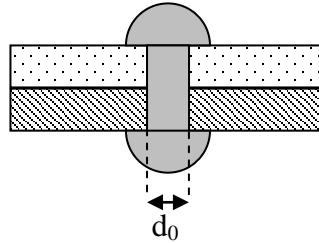


Figure. I. 2 – Assemblage par rivet.

I.2.2 - Boulonnage

i - Caractéristiques des boulons

Le boulonnage est un procédé mécanique qui est le plus utilisé dans la construction métallique du fait de sa simplicité de pose et des possibilités de réglage et de démontabilité. Un boulon se compose d'une tige filetée sur toute ou une partie de sa longueur, d'un écrou et des rondelles éventuelles (figure. I.3). La désignation d'un boulon se fait par son diamètre en millimètres de sa tige non filetée (tableau. I.1) et par sa classe de résistance. Les tableaux I.1 et I.2 présentent les caractéristiques géométriques et matérielles des boulons respectivement.

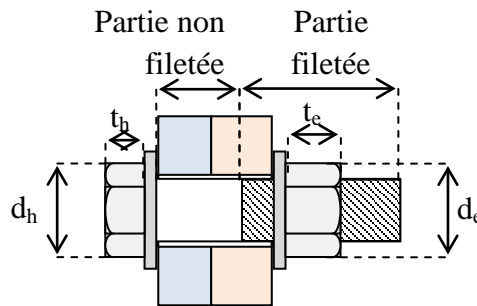


Figure. I. 3 – Assemblage par boulon.

Tableau. I. 1 – Caractéristiques géométriques des boulons (NF EN 1993-1-8) et (Muzeau, 2012).

Désignation	M8	M10	M12	M14	M16	M18	M20	M22	M24	M27
d (mm)	8	10	12	14	16	18	20	22	24	27
j (mm)	1	1	1	1	2	2	2	2	2	3
d ₀ (mm)	9	11	13	15	18	20	22	24	26	30
A (mm ²)	50.3	78.5	113	154	201	254	314	380	452	573
A _s (mm ²)	36.6	58	84.3	115	157	192	245	303	353	459
t _h (mm)	5.3	6.4	7.5	8.8	10	11.5	12.5	14	15	17.5
t _e (mm)	6.8	8.4	10.8	12.8	14.8	15.8	18	19.4	21.5	23.8
t _r (mm)	2	2	3	3	3	4	4	4	4	5
d _h (mm)	13	16	18	21	24	27	30	34	36	41
d _e (mm)	13	16	18	21	24	27	30	34	36	41
d _r (mm)	16	20	24	27	30	34	36	40	44	50

Avec :

- d : Diamètre nominal du boulon ;
- j : Jeu du trou ;
- d₀ : Diamètre du trou ;
- A : Aire de la partie non filetée ;
- A_s : Aire de la partie filetée ;
- t_h : Hauteur de la tête de boulon ;
- t_e : Hauteur de l'écrou ;
- t_r : Hauteur des rondelles ;
- d_h : Diamètre de la tête de boulon ;
- d_e : Diamètre de l'écrou ;
- d_r : Diamètre des rondelles.

Tableau. I. 2 – Classes et résistance des boulons (NF EN 1993-1-8).

Classe	4.6	4.8	5.6	5.8	6.8	8.8	10.9	12.9
$f_{y,bl}$ (N/mm ²)	240	320	300	400	480	640	900	1080
$f_{u,bl}$ (N/mm ²)	400	400	500	500	600	800	1000	1200

Avec :

- $f_{y,bl}$: Limite élastique du boulon ;
- $f_{u,bl}$: Limite ultime du boulon.

Dans un assemblage métallique, nous distinguons deux types de boulons :

ii – Boulons ordinaires

Appelés aussi boulons normaux ou boulons de charpente. Leurs classes de résistance sont celles du **tableau I.2**, c'est à dire qu'elles vont de la classe 4.6 à la classe 10.9. La mise en place des boulons ordinaires ne nécessite pas de préparation des surfaces de contact, ni de spécification particulière lors de serrage. En général, l'usage de rondelles n'est pas obligatoire. Les boulons ordinaires travaillent essentiellement en traction et/ou en cisaillement.

iii – Boulons haute résistance

Un boulon à haute résistance (HR) ne présente pas de différence géométrique importante avec un boulon ordinaire à l'exception de l'usage des rondelles qui est obligatoire. Seules les classes de résistance 8.8, 10.9 et 12.9 du **tableau I.2** peuvent être utilisées comme boulons à haute résistance pour la construction selon les exigences conformes à l'Eurocode 3 (NF EN 1993-1-8). Les boulons HR peuvent être utilisés en précontraint ou pas. Leur serrage doit être contrôlé à l'aide d'une clé dynamométrique dont la valeur du couple de serrage nommée C est donnée dans la formule suivante (**équation I.2**) en fonction de la force de précontrainte $F_{p,cd}$ qui est estimée à 70% de la limite ultime du boulon (**équation I.3**) selon l'Eurocode 3 (NF EN 1993-1-8).

$$C = 0.19 d F_{p,cd} \dots \dots \text{équation I. 2}$$

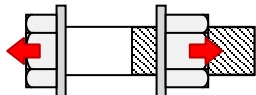
$$F_{p,cd} = 0.7 A_s f_{u,bl} / 1.1 \dots \dots \text{équation I. 3}$$

Le serrage des boulons HR provoque une forte traction interne dans la tige du boulon et conduit à une pression importante sur les pièces assemblées qui permet de mobiliser une résistance au glissement. Le critère de ruine des boulons précontraints est le cisaillement et la traction de la tige et aussi le glissement des pièces assemblées.

iv – Résistance des boulons

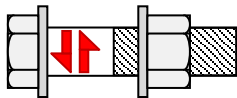
D'après l'Eurocode 3 (NF EN 1993-1-8), la résistance d'un boulon à la traction (équation I.4) et au cisaillement (équation I.5 et équation I.6) ainsi que leur combinaison (équation I.7) est donnée par les formules suivantes :

Résistance à la traction :



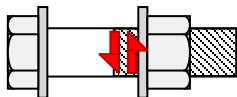
$$F_{t,Rd} = \frac{0.9 f_{u,bl} A_s}{\gamma_{M2}} \dots\dots\dots \text{équation I.4}$$

Résistance au cisaillement de la partie non filetée de la tige :



$$F_{v,Rd} = \frac{\alpha_v f_{u,bl} A}{\gamma_{M2}} \dots\dots\dots \text{équation I.5}$$

Résistance au cisaillement de la partie filetée de la tige :



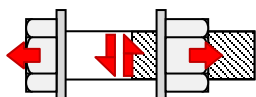
$$F_{v,Rd} = \frac{\alpha_v f_{u,bl} A_s}{\gamma_{M2}} \dots\dots\dots \text{équation I.6}$$

Avec :

$\alpha_v = 0.6$ pour les classes 4.6, 5.6 et 8.8;

$\alpha_v = 0.5$ pour les classes 4.8, 5.8, 6.8 et 10.9.

Traction et cisaillement combinés :



$$\frac{F_{t,Ed}}{1.4 F_{t,Rd}} + \frac{F_{v,Ed}}{F_{v,Rd}} \leq 1 \dots\dots\dots \text{équation I.7}$$

Avec :

$F_{t,Ed}$: Effort de traction sollicitant ;

$F_{v,Ed}$: Effort de cisaillement sollicitant.

v – Dispositions constructives

Lors de la disposition des boulons, les entraxes et les pinces des boulons (figure. I.4) doivent être comprises entre des limites comme il est indiqué dans l'Eurocode 3 (NF EN 1993-1-8). Les valeurs minimales sont définies pour assurer une meilleure mise en place des boulons et pour éviter la rupture de la plaque lorsque la pince est trop faible. Il n'y a pas de valeurs maximales d'entraxe, de pinces longitudinale et transversale, sauf dans les cas suivants :

- pour les barres comprimées afin d'éviter le voilement local et les prévenir de la corrosion lorsqu'elles sont exposées ;
- pour les barres tendues exposées dans un milieu agressif afin de prévenir la corrosion.

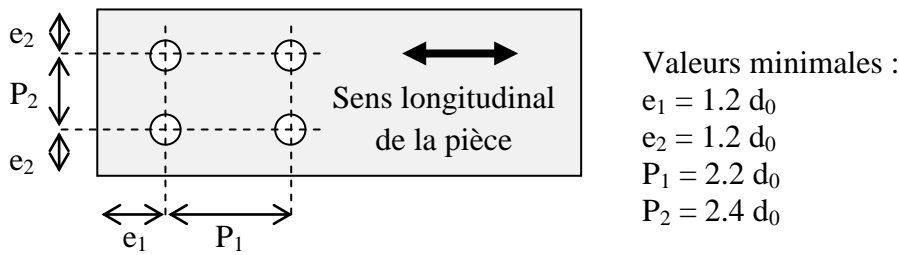


Figure. I. 4 – Pincées et entraxes minimales.

I.2.3 – Soudage

La soudure est un moyen d'assemblage électrothermique permanent obtenu par fusion localisée du métal des pièces à assembler dans la zone du joint. Ce procédé est très utilisé en atelier lors de la fabrication des pièces et moins utilisé sur chantier à cause des difficultés de mise en œuvre liées à l'accessibilité de l'assemblage ou des conditions climatiques non favorables. Parmi les avantages de ce moyen de liaison, est la possibilité de réaliser des assemblages étanches sans discontinuités.

Les combinaisons possibles entre les types de soudure et formes de l'attache sont présentées dans le tableau (tableau. I.3).

Tableau. I. 3 – Différentes formes possibles de soudure dans un assemblage.

Attache	Soudure		
	Pénétration totale	Pénétration partielle	Cordon d'angle
Bout à bout			-
En té			
Par recouvrement	-	-	

I.3 – Classification générale des assemblages

Une structure métallique comprend plusieurs éléments porteurs. Afin de lier entre ces éléments structuraux, diverses formes d'assemblages sont utilisées en pratique. Nous pouvons classer les assemblages selon deux catégories :

I.3.1 – Selon le type

Nous pouvons identifier plusieurs types d'assemblages selon leur emplacement dans une structure métallique (figure. I.5). Nous citons :

- 1 - Liaison pied de poteau ;
- 2 - Liaison poteau poutre centrale ;
- 3 - Liaison poteau poutre de rive ;
- 4 - Liaison poteau traverse ;
- 5 - Liaison de continuité traverse ;
- 6 - Liaison de continuité de poteau ;
- 7 - Liaison de continuité de poutre.

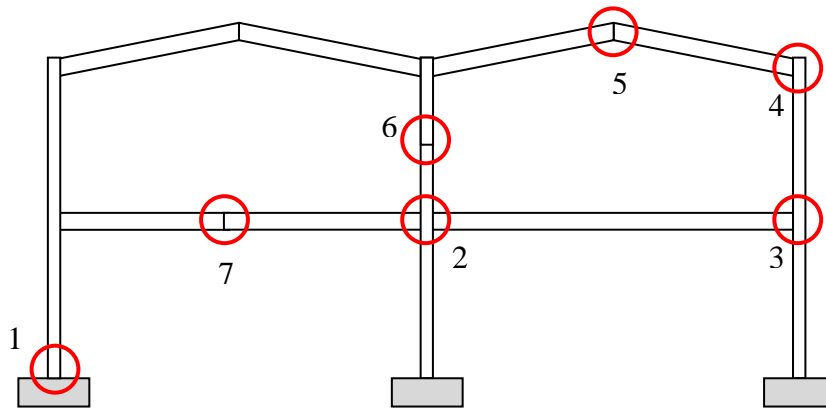


Figure. I. 5 – Différents types d'assemblage dans une ossature métallique.

Pour les assemblages poteau poutre, selon le nombre et la position des éléments assemblés entre eux dans le plan, l'EC3 (NF EN 1993-1-8) définit la notion des configurations d'assemblages unilatérales (sur un seul côté) ou bilatérales (sur deux côtés) (figure. I.6).

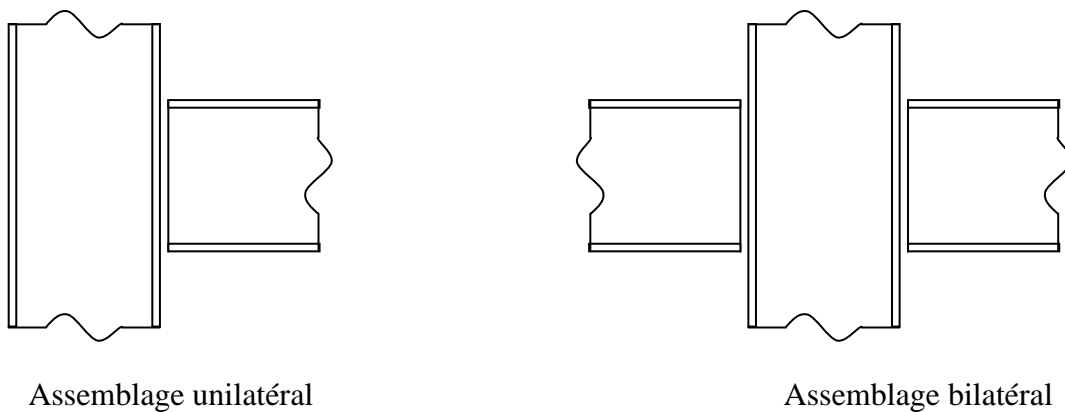


Figure. I. 6 – Configurations des assemblages poteau poutre dans le plan.

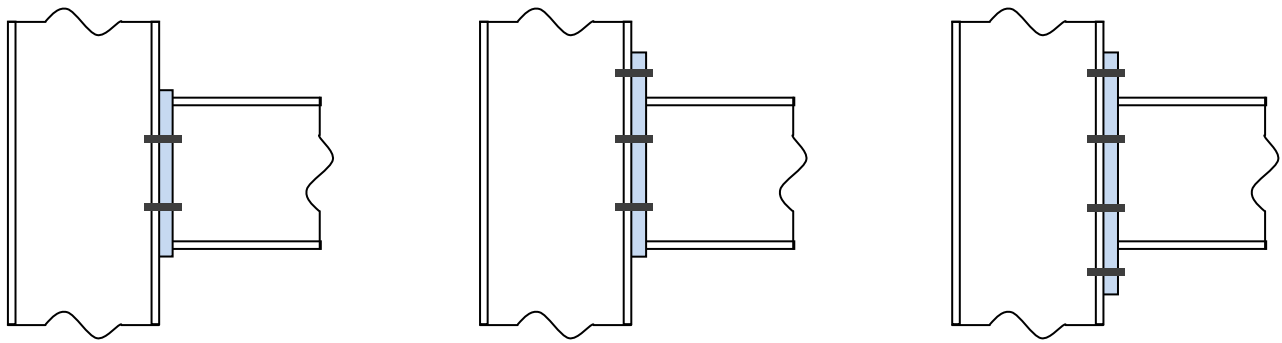
I.3.2 – Selon le mode constructif

Le mode constructif concerne les détails nécessaires entre les éléments à assembler tels que les boulons, les soudures et les plaques. Dans la pratique, nous pouvons rencontrer une diversité de modes constructifs en fonction du besoin et des performances recherchées. Nous pouvons les classer comme suit :

i – Assemblage par platine d'about

Ce mode d'assemblage est réalisé à l'aide d'une plaque appelée platine d'about, soudée à l'extrémité de la pièce et attachée à une autre pièce porteuse par le biais des boulons disposés en plusieurs rangées verticales. Selon la géométrie de la platine, nous pouvons trouver en pratique trois variantes en fonction de son débord : platine non débordante, avec un débord d'un seul côté ou débords des deux côtés (figure. I.7-a). Ce mode constructif est largement répandu (Owens, et al., 1989) (Trahair, et al., 2007) et peut être utilisé dans les assemblages poteau-poutre, de continuité (figure. I.7-b) et pied de poteau (figure. I.7-c). A noter que dans les assemblages pied de poteau, la platine d'about prend l'appellation de platine ou plaque d'assise. Ce type d'assemblage est souvent considéré comme encasturé transmettant tous types d'efforts (M-N-V) bien que dans certains cas il peut être considéré comme articulé. Le passage de l'articulation à l'encastrement dépend de certains paramètres

constructifs tels que le débord ou non de la plaque d'extrémité, le raidissage éventuel ainsi que la position des boulons ou des tiges d'ancrage pour les platines d'about ou d'assise respectivement.

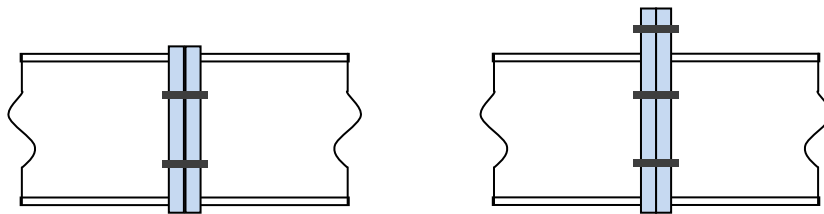


Platine non débordante

Débord d'un seul côté

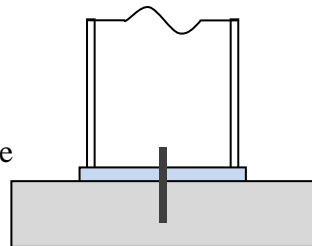
Débord des deux cotés

(a) – Assemblage poteau poutre.

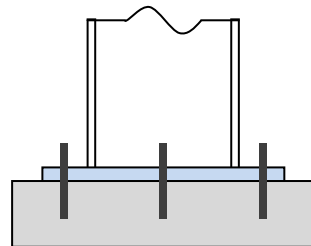


(b) – Assemblage de continuité de poutre.

Pied de poteau avec une seule rangée des tiges, considéré comme articulé



Articulation



Encastrement

Pied de poteau avec six rangées de tiges, considéré comme encastré

(c) – Assemblage pied de poteau.

Figure. I. 7 – Assemblage par platine d'about.

ii – Assemblage par cornière

Ce mode d'assemblage est réalisé à l'aide d'une cornière ou une tôle pliée de forme L, liée par boulonnage à l'extrémité de l'âme ou/et de la semelle de la pièce et attachée à une autre pièce porteuse. Comme alternative, les cornières peuvent être soudées en atelier et les autres fixations étant réalisées par boulonnage sur chantier. Selon l'effort appliqué, la disposition des cornières peut être seulement d'un seul côté ou des deux côtés. Ce mode constructif est souvent utilisé (Swanson, 1999) et peut être rencontré dans les assemblages poteau-poutre (figure. I.8-a), poutre-solive (figure. I.8-b) et d'autres dispositions secondaires. Ce type d'assemblage est souvent considéré comme articulé transmettant seulement un effort normal et un effort tranchant et doit être capable de subir une rotation significative sans développer des valeurs élevées de moment fléchissant. Dans certains cas, il peut être considéré comme semi-encastré.

Ce passage de l'articulation à l'encastrement est réalisé en présence combinée des cornières au niveau de l'âme et semelles de la barre assemblée (figure. I.8-c).

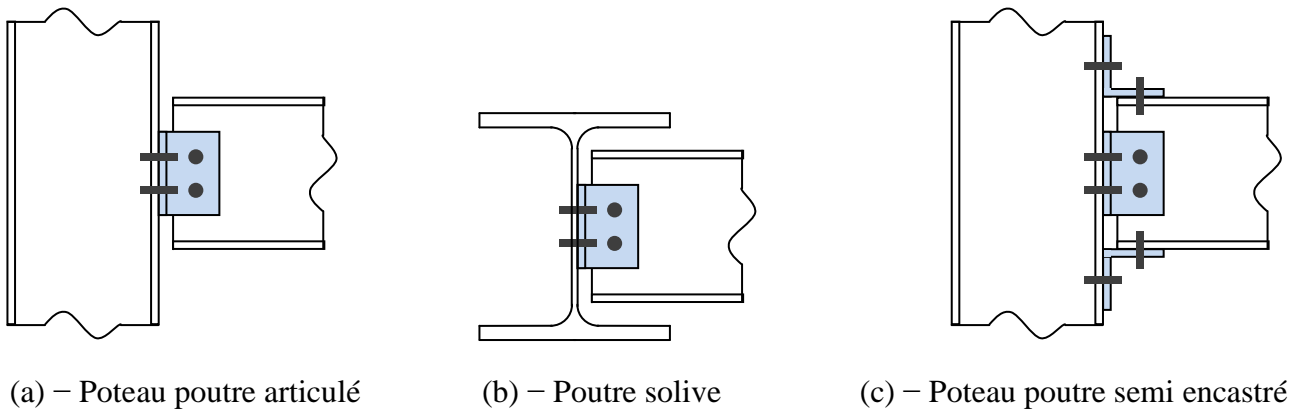


Figure. I. 8 – Assemblage par cornière.

iii – Assemblage par couvre joint ou éclissage

Ce mode d'assemblage a pour but d'assurer la continuité entre deux des éléments d'une ossature métallique (figure .I.9-a), ayant les mêmes fonctions et les mêmes sections telles que les liaisons poteau-poteau ou les liaisons poutre-poutre. Il est considéré comme une alternative à l'utilisation d'assemblage par platine d'extrémité. Ce mode d'assemblage est composé des deux pièces à assembler et reliées entre elles par des plats boulonnés au niveau de leurs âmes et/ou semelles (figure. I.9-b). Les assemblages de continuité sont habituellement considérés comme des nœuds rigides, permettant la transmission de tous types d'efforts (M-N-T). Ils sont dimensionnés afin de créer un élément possédant les mêmes caractéristiques de la section transversale que celles des pièces constitutives lorsque la longueur totale est excessive pour le transport ou la construction.

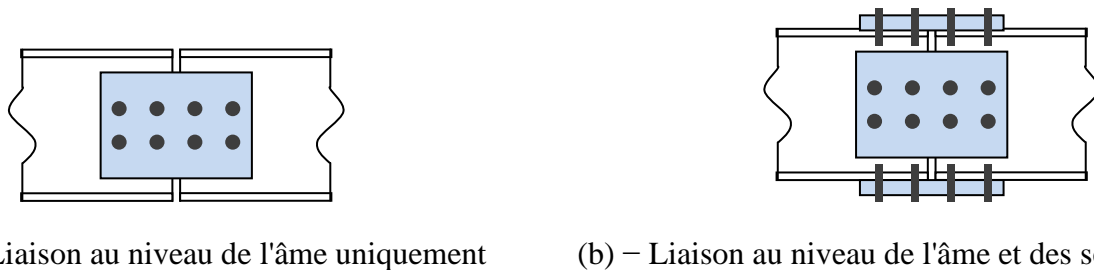


Figure. I. 9 – Assemblage par couvre joint ou éclissage.

iv – Assemblage par soudure

Ce mode d'assemblage est réalisé par un simple cordon de soudure entre deux ou plusieurs éléments de structure. Il est de plus en plus utilisé dans la pratique car il est en mesure de transmettre tous types d'efforts et peut être considéré comme une alternative des assemblages boulonnés en présentant des caractéristiques mécaniques assez satisfaisantes. Il est rencontré assez souvent dans les assemblages poteau-poutre (figure. I.10-a), poutre-solive, liaison diagonales et jonction des profilés tubulaires. Nous pouvons également trouver ce mode d'assemblage dans les liaisons de continuité à l'aide des cordons de soudure pénétrantes ou par raboutage (figure. I.10-b). L'assemblage par soudure présente certains inconvénients tels que la précision, le contrôle de son exécution et la complexité de sa réalisation sur chantier. Il est aussi considéré comme assemblage permanent, donc aucune transformation n'est possible.

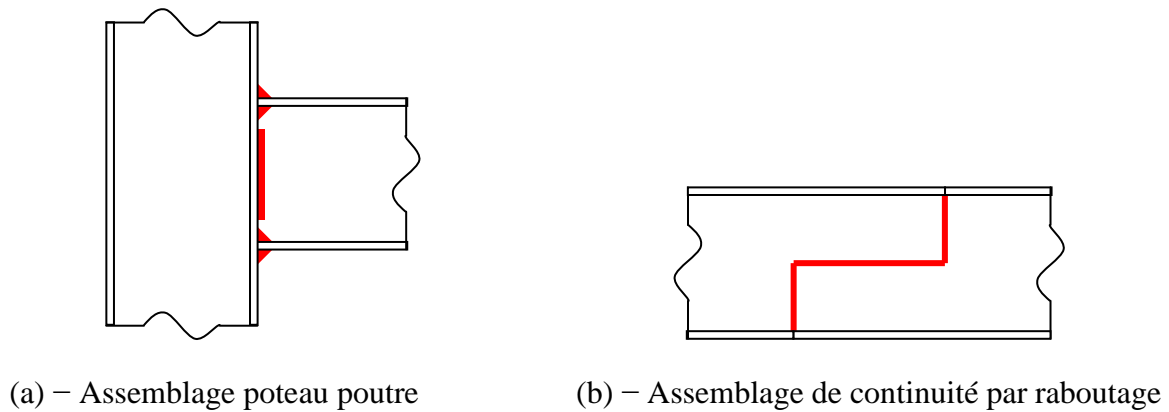


Figure. I. 10 – Assemblage par soudure.

Dans la suite de cette thèse, nous allons essentiellement nous intéresser aux assemblages boulonnés par platine d'about de type poteau-poutre ou poutre-poutre.

I.4 – Notion de la semi-rigidité des assemblages

Les assemblages de structure sont traditionnellement modélisés comme de simples nœuds, reliant deux ou plusieurs barres, considérés comme rigides ou articulés. D'une manière théorique, les articulations transmettent uniquement l'effort normal et l'effort tranchant et permettent la rotation entre les barres assemblées. Les encastremets transmettent tous types d'efforts y compris le moment de flexion et empêchent toute rotation au niveau du nœud. Dans la pratique, il n'est presque pas possible de réaliser de parfaites articulations ou de parfaits encastremets, d'où la notion de la semi rigidité qui a été introduite dans le calcul afin de s'approcher plus du comportement réel des assemblages (figure. I.11). Un assemblage semi rigide doit être capable de transmettre un moment de flexion tout en permettant une certaine rotation du nœud (figure. I.12). Il a été démontré dans plusieurs réglementations (NF EN 1993-1-8) (AISC) et recherches (Colson, et al., 1992) (Anderson, et al., 1994) (Iványi, 2000) (Jaspart, 2000) que l'introduction de ce concept dans le calcul et le dimensionnement converge à un résultat plus exact et plus économique.

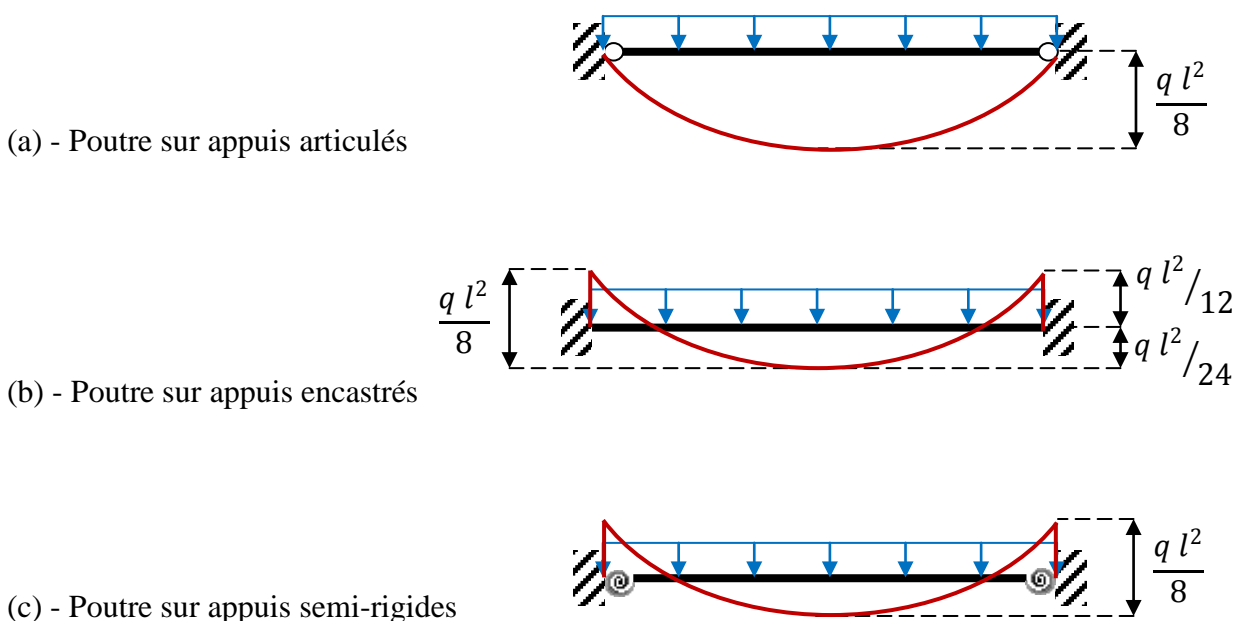


Figure. I. 11 – Notion de la semi rigidité sur une poutre chargée uniformément.

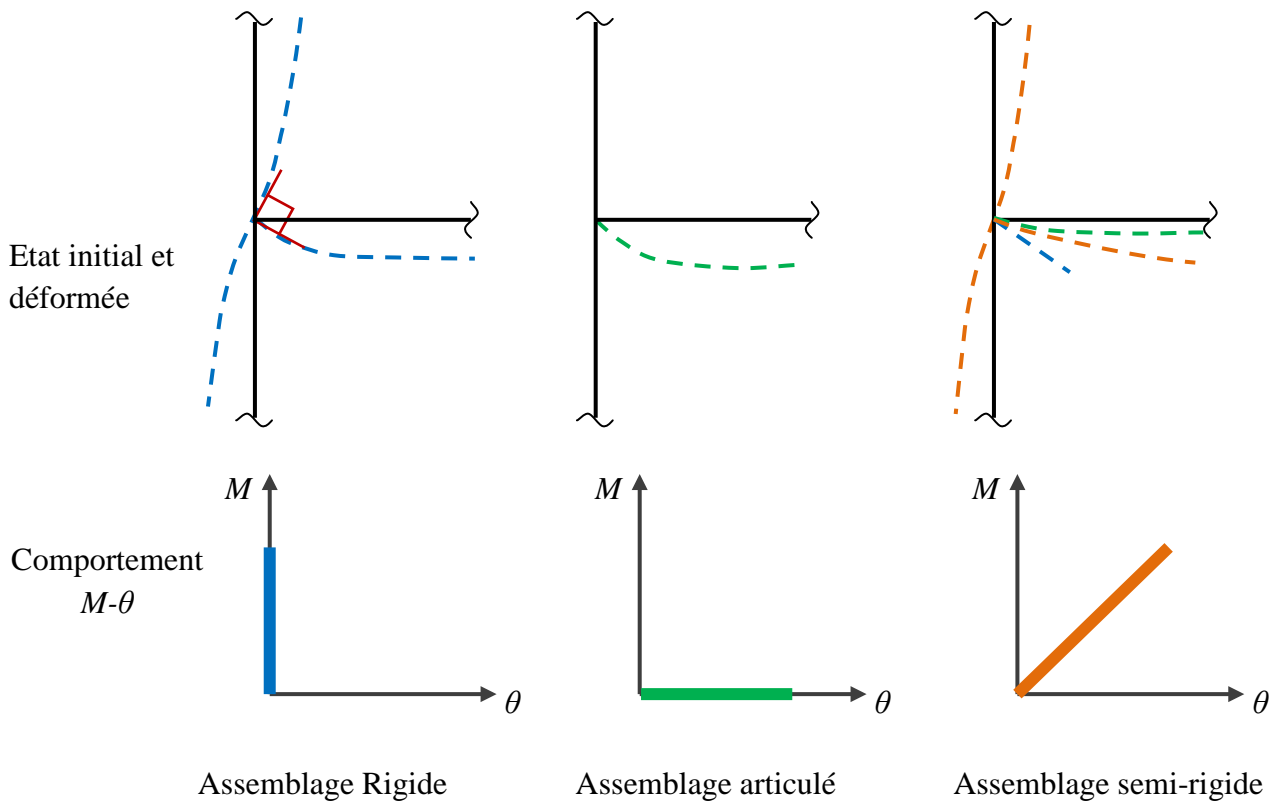


Figure. I. 12 – Notion de la semi rigidité sur un assemblage poteau poutre.

I.5 – Classification des assemblages selon l'EC3

D'après la norme Européenne EC3 (NF EN 1993-1-8), les assemblages doivent être discrétisés en vue d'une analyse globale de la structure. Le type de la modélisation d'assemblage à adopter dépend de la classification de l'assemblage en termes de rigidité, de résistance et de capacité de rotation. Les critères de cette classification sont décrits ci-dessous.

I.5.1 – Classification par rigidité

Selon la Réglementation Européenne EC3 (NF EN 1993-1-8), la classification d'un assemblage par sa rigidité est définie par un rapport entre la rigidité initiale de l'assemblage ($S_{j,ini}$) qui correspond au 2/3 du moment résistant plastique et la rigidité flexionnelle de la poutre ($E_b L_b / I_b$). La liaison est considérée rigide lorsqu'elle est assez importante et supérieure à 8. La connexion est considérée comme articulée lorsque le rapport est inférieur à 0.5. Entre ces deux valeurs, l'assemblage est défini comme semi-rigide (figure. I.13). Cette classification se traduit par les vérifications suivantes :

- Assemblage rigide si :
$$\frac{S_{j,ini}}{E_b I_b / L_b} > k_b$$
- Assemblage semi-rigide si :
$$0.5 \leq \frac{S_{j,ini}}{E_b I_b / L_b} \leq k_b$$
- Assemblage articulé si :
$$\frac{S_{j,ini}}{E_b I_b / L_b} < 0.5$$

Avec :

$S_{j,ini}$: rigidité initiale ;

E_b : module de Young de la poutre ;

I_b : moment d'inertie de la poutre ;

L_b : longueur de la poutre ;

$k_b = 25$ pour les autres ossatures ;

$k_b = 8$ pour les ossatures où le système de contreventement réduit le déplacement horizontal d'au moins 80 % ;

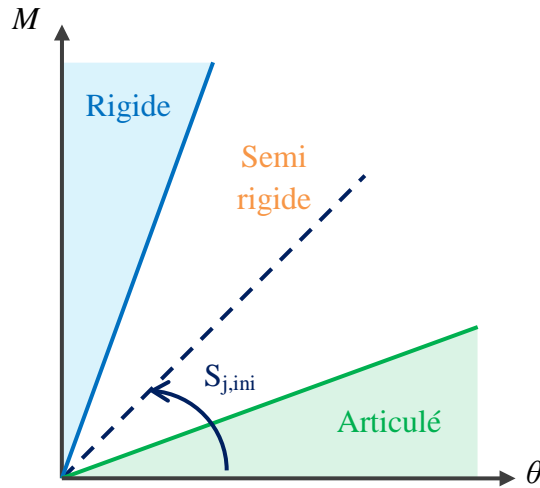


Figure. I. 13 – Limites de classification par rigidité.

I.5.2 – Classification par résistance

Un assemblage peut être classé comme à résistance complète, nominale-ment articulé ou à résistance partielle en comparant son moment résistant $M_{j,Rd}$ avec les moments résistants des barres attachées. L'EC3 (NF EN 1993-1-8) définit les limitations suivantes (figure. I.14) :

- Un assemblage à résistance complète possède une résistance plus grande que la résistance des éléments structuraux assemblés (poutre, poteau).
- Un assemblage articulé possède une faible résistance, inférieure à 25% de la résistance minimale des éléments assemblés.
- Un assemblage à résistance partielle représente la solution intermédiaire.

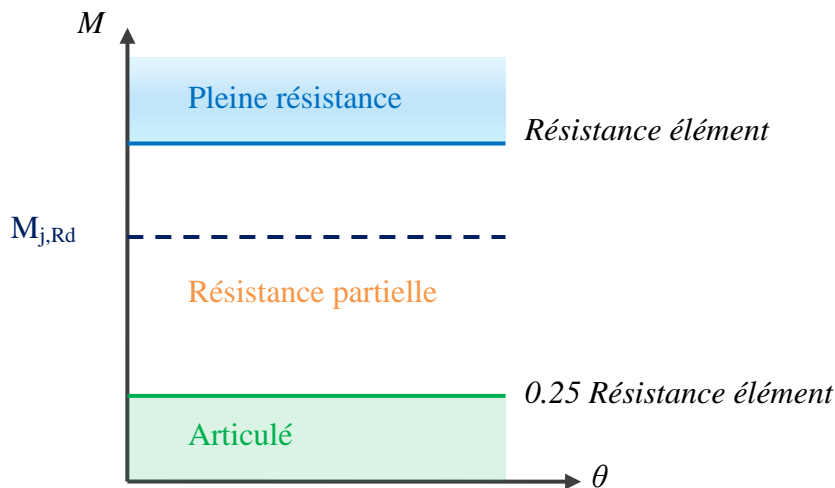


Figure. I. 14 – Limites de classification par résistance.

I.5.3 – Classification par capacité de rotation

Les assemblages peuvent être classifiés en fonction de la capacité de rotation. Cette classification constitue une mesure de leur capacité de déformation par rapport à celle de la poutre assemblée. L'intérêt pratique d'une telle classification est de contrôler la plasticité entre la poutre et l'assemblage afin d'éviter une ruine fragile prématurée d'un côté et d'un autre côté, de vérifier si une analyse globale plastique peut être effectuée pour atteindre un mécanisme de ruine plastique ce qui conduit à la formation des rotules plastiques dans un certain assemblage. Dans la littérature, des auteurs (Gomes, et al., 1998) (Jaspart, 2000) (Da Silva, et al., 2002) ont classifié les assemblages par leur capacité de rotation par rapport à celle de la poutre en trois classes : ductile, semi-ductile et fragile (figure. I.15). A noter que cette classification reste un paramètre difficile à évaluer et l'EC3 ne propose aucune limite en termes de capacité de rotation. Il est seulement recommandé que le moment résistant de calcul $M_{j,Rd}$ de l'assemblage soit au moins égal à 1,2 fois la résistance plastique de calcul $M_{b,Rd}$ de la section de la poutre attachée pour une analyse globale plastique.

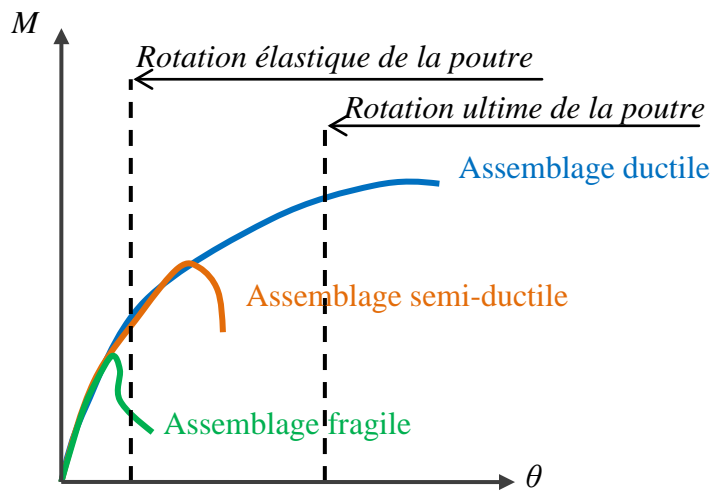


Figure. I. 15 – Limites de classification par capacité de rotation.

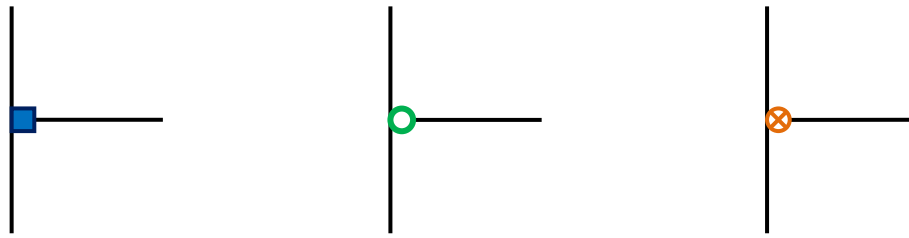
I.6 – Modélisation analyse globale

I.6.1 – Analyse globale

Le comportement des assemblages affecte le comportement des structures et doit donc être modélisé. Les trois types de liaisons définies dans l'EC3 (NF EN 1993-1-8) sont les liaisons articulées, semi-continues et continues (figure. I.16). Elles sont issues de la combinaison rigidité et résistance comme indique le tableau (tableau. I.4).

Tableau. I. 4 – Modélisation de l'assemblage dans une analyse globale.

		Résistance		
		Pleine résistance	Résistance partielle	Articulé
Rigidité	Rigide	Continu	Semi-continu	-
	Semi-rigide	Semi-continu	Semi-continu	-
	Articulé	-	-	Articulé



(a) – assemblage continu (b) – assemblage semi-continu (c) – assemblage articulé

Figure. I. 16 – Modélisation d'un assemblage poteau-poutre dans une analyse globale.

Dans le cas d'une analyse globale élastique de la structure, seules les caractéristiques de rigidité ($S_{j,ini}$) sont utiles pour la modélisation des assemblages. Dans le cas d'une analyse rigide plastique, la caractéristique principale est la résistance ($M_{j,Rd}$). Dans tous les autres cas, ce sont à la fois les caractéristiques de rigidité et de résistance qui déterminent la manière dont il convient de modéliser les assemblages. Ces possibilités sont illustrées dans le (tableau. I.5).

Tableau. I. 5 – Types d'analyse globale de la structure.

		Type d'analyse		
		Elastique	Elastique-plastique	Rigide-plastique
Modélisation	Continue	Rigide	Rigide / Pleine résistance	Pleine résistance
	Semi-continu	Semi-rigide	Rigide / Résistance partielle Semi-rigide / Résistance partielle Semi-rigide / Pleine résistance	Résistance partielle
	Articulé	Articulé	Articulé	Articulé

Les assemblages articulés et rigides sont des simplifications classiques qui conduisent à un calcul simple contrairement aux cas réels qui se trouvent souvent entre ces deux cas extrêmes. Cependant, pour une analyse élastique-plastique globale de la structure, l'assemblage peut être modélisé à l'aide de ressorts caractérisés par une raideur et qui tiennent compte de ses sources de déformabilité (Jaspart, 1991). Cette modélisation, retenue finalement par l'Eurocode 3 (NF EN 1993-1-8).

I.6.2 – Loi de comportement

Le comportement moment-rotation ($M-\theta$) des assemblages est généralement représenté à l'aide d'une courbe non-linéaire (figure. I.17) qui peut être obtenue par essais expérimentaux ou par modélisation numérique. Afin de permettre un calcul analytique simple des structures, les courbes moment-rotation des assemblages peuvent être idéalisées, selon l'EC3 (NF EN 1993-1-8), par des modèles tri-linéaires, bilinéaires ou linéaires. Le choix d'une idéalisation est lié à la méthode d'analyse utilisée et aux outils de calcul disponibles : analyse élastique (figure. I.18-a), analyse élastique-plastique (figure. I.18-b) ou analyse rigide-plastique (figure. I.18-c).

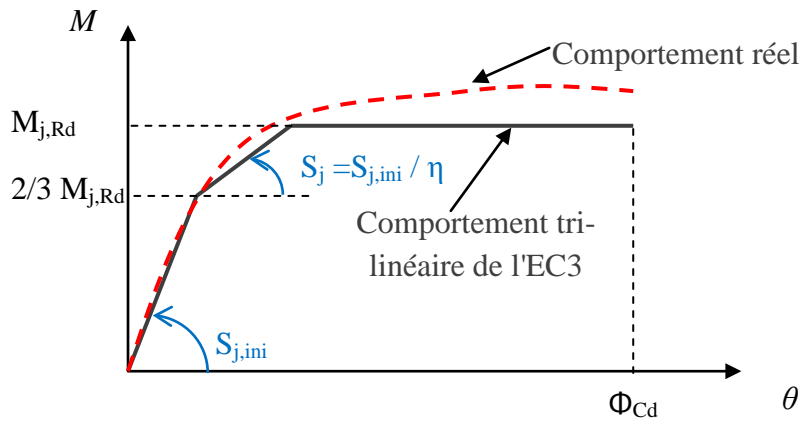
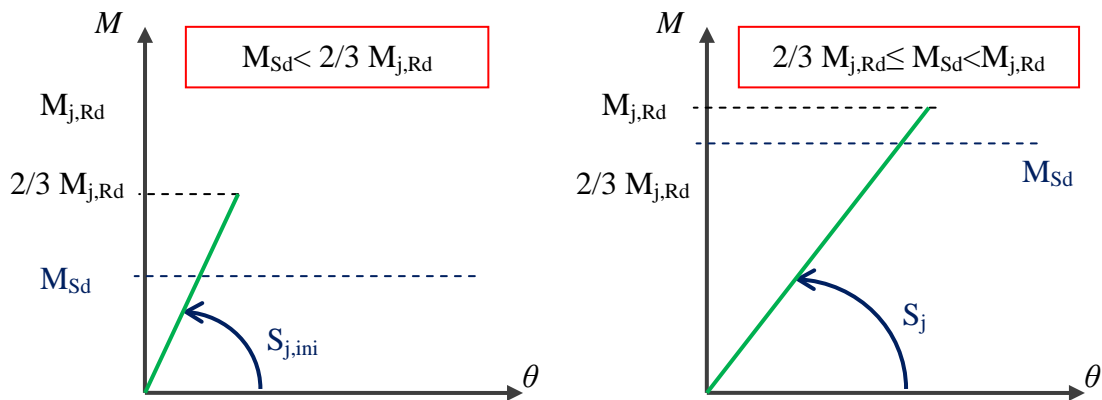


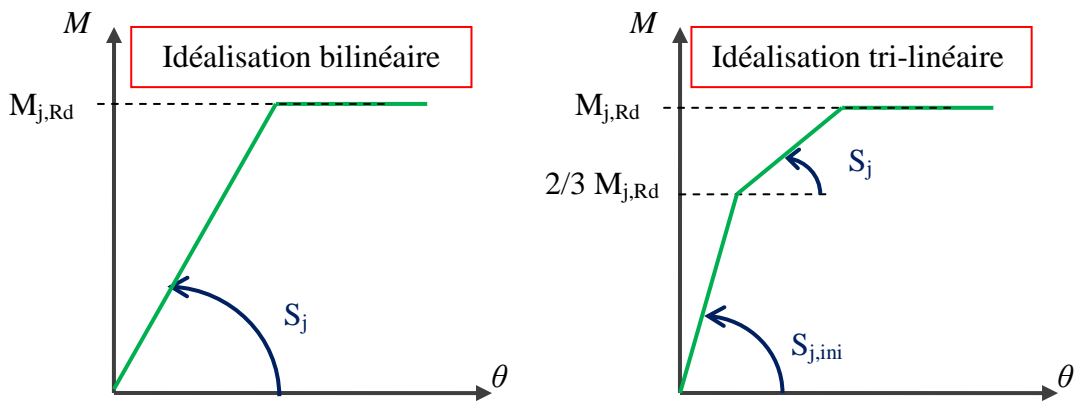
Figure. I. 17 – Loi de comportement moment-rotation de l'assemblage ($M-\theta$).

- Avec
- $S_{j,ini}$: Rigidité initiale de l'assemblage (pente élastique) ;
 - S_j : Rigidité sécante de l'assemblage ;
 - $\eta = 2$ et 3 pour un assemblage poteau-poutre et poutre-poutre respectivement ;
 - $M_{j,Rd}$: Moment résistant plastique de l'assemblage ;
 - $2/3 M_{j,Rd}$: Moment élastique de l'assemblage ;
 - Φ_{Cd} : Capacité de rotation de l'assemblage.

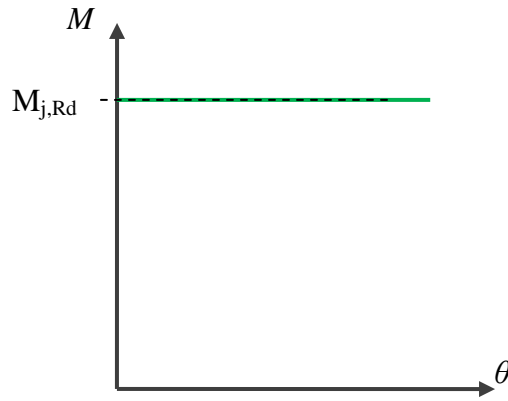
La procédure de calcul des paramètres cités précédemment de la courbe moment rotation est présentée en détail dans le chapitre suivant.



(a) – Analyse élastique



(b) – Analyse élastique-plastique

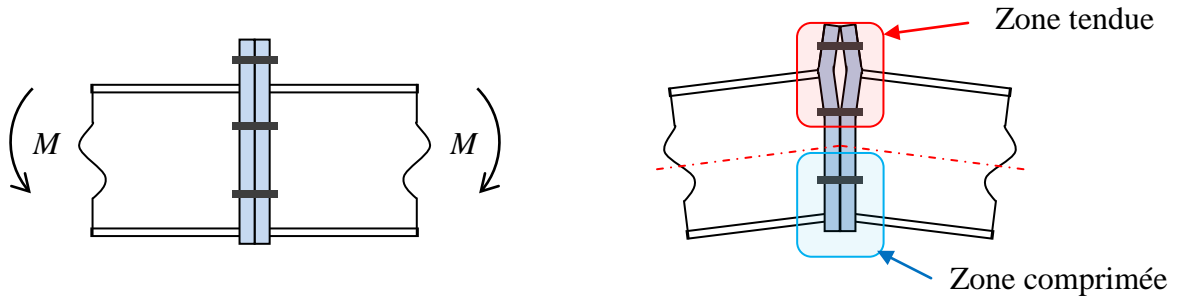


(c) – Analyse rigide-plastique

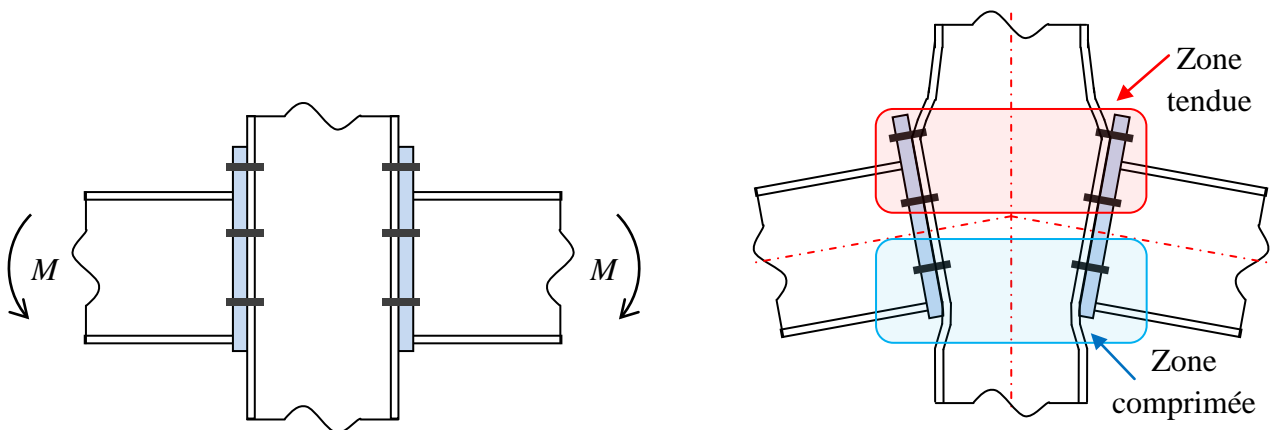
Figure. I. 18 – Idéalisations des courbes $M-\theta$ en fonction de type d'analyse.

I.7 – Analyse d'assemblages boulonnés par platine d'about

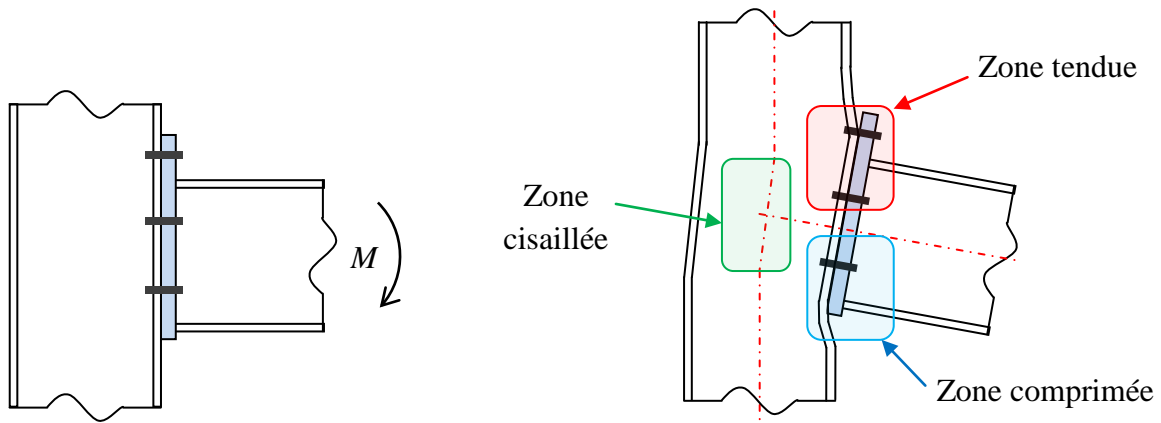
Le comportement des éléments constituant un assemblage peut être analysé et dimensionné pour résister aux charges. Les concepts de base de transfert d'efforts et des moments dans les assemblages boulonnés par platine d'about, sont présentés (figure. I.19). L'EC3 (NF EN 1993-1-8) nous mène à diviser l'assemblage en trois zones de sollicitations différentes : zone cisailée, tendue et comprimée. Dans un assemblage poutre-poteau unilatéral, en plus des forces de traction et de compression engendrées par le moment de flexion, un effort de cisaillement est développé dans le panneau d'âme du poteau.



(a) – Assemblage de continuité poutre-poutre



(b) – Assemblage poteau-poutre bilatéral



(c) – Assemblage poteau-poutre unilatéral

Figure. I. 19 – Déformabilité des assemblages par platine d'about.

Chaque zone de sollicitation regroupe des composants sollicités différemment. Nous pouvons citer :

- La zone tendue qui est caractérisée par l'allongement des boulons sous un effort de traction ainsi que la flexion de la semelle de poteau et de la platine d'about.
- La zone comprimée qui est caractérisée par un effort qui sera appliqué sur l'âme de poteau avec un éventuel risque de voilement local.
- La zone cisailée qui est caractérisée par un effort de cisaillement sur le panneau d'âme de poteau dans un assemblage unilatéral.

I.8 – Renforcement des assemblages

Les assemblages par platine d'about sont beaucoup répandus dans les structures métalliques car ils permettent la transmission de tout type d'efforts. Cependant, ils sont souvent soumis à des efforts importants qui impliquent des déformations importantes où des ajustements peuvent être apportés sur quelques éléments qui le constituent (poteau, poutre ou platine d'about) afin d'améliorer les caractéristiques mécaniques de l'assemblage. A cet égard, nous pouvons citer deux modes de renforcement : par plats (raidisseurs) ou par profilés (jarrets). Le **tableau I.6** illustre une classification des différents types de renforcement.

Tableau. I. 6 – Classification générale des modes de renforcement.

Mode de renforcement	Type d'assemblage	Eléments	Type de renforcement
Plats (raidisseurs)	Poteau-poutre Poutre-poutre	Poteau	Raidisseurs transversaux
			Raidisseurs diagonaux
			Doublures d'âme
			Contre plaques
		Platine	Goussets
			Raidisseurs longitudinaux
			Contre plaques
Profilés (jarrets)	Poutre	Raidisseurs transversaux	
		Assemblage	

I.8.1 – Renforcement de poteau

i – Raidisseurs transversaux en zone tendue

Ils sont généralement alignés avec la semelle supérieure de la poutre. Ils augmentent la résistance et la rigidité de l'âme en traction et améliorent le comportement de la semelle fléchie et réduisent ses déformations flexionnelles. Leur longueur peut être aussi totale ou partielle (figure. I.20-a).

ii – Raidisseurs transversaux en zone comprimée

Ils sont généralement alignés avec la semelle inférieure de la poutre au niveau de centre de compression de l'assemblage. Leur longueur peut être totale ou partielle (figure. I.20-b). Leur effet est constaté dans la résistance et la rigidité de l'âme du poteau soumise à la compression, et d'empêcher ainsi tout risque de voilement local.

iii – Raidisseurs transversaux combinés

La combinaison des deux raidisseurs a pour but de renforcer le panneau d'âme du poteau vis à vis du cisaillement dans un assemblage poteau-poutre unilatéral. Ils peuvent aussi jouer le rôle de continuité des semelles de poutres dans les cas d'un assemblage bilatéral (figure. I.20-c).

iv – Raidisseurs diagonaux en N

Ils ont pour but de renforcer le panneau d'âme du poteau en cisaillement. Ils peuvent aussi apporter un plus en zone tendue ou comprimée selon le sens de leur disposition (figure. I.20-d). Leur présence peut créer un encombrement et gêner l'accès pour le serrage des boulons lors du montage.

v – Raidisseurs diagonaux en K

La disposition de deux raidisseurs diagonaux est en forme de la lettre K. Ce type de raidisseurs comporte deux diagonales, l'une joue le rôle d'un raidisseur de traction l'autre de compression et le tout pour la zone cisailée (figure. I.20-e).

vi – Raidisseurs transversaux et diagonaux combinés

Leur combinaison a pour but de rigidifier totalement le poteau en zone tendue, comprimée et cisailée (figure. I.20-f). Cette solution peut créer un encombrement et peut gêner l'accès pour le serrage des boulons lors du montage.

vii – Raidisseurs Morris

Il s'agit d'associer des raidisseurs transversaux en zone tendue, de longueur partielle, avec des raidisseurs diagonaux. Cette solution est structurellement efficace et surmonte les difficultés d'accès aux boulons associées aux autres formes telles que les raidisseurs diagonaux (Group, 2013) (figure. I.20-g).

viii – Contre plaques

Ce sont des plaques placées en zone tendue de l'assemblage de côté du poteau couvrant au moins deux rangées de boulons (figure. I.20-h). Elles permettent d'augmenter la résistance à la flexion de la semelle de poteau. Dans la littérature, des travaux de recherches ont été menés pour ce type de renforcement (Al Khatab, 2003) (Al Khatab, et al., 2007).

ix – Doublures d'âme

Il s'agit des plats soudés parallèlement à l'âme de poteau (**figure. I.20-i**), placés d'un seul côté ou des deux côtés. Leur rôle est d'augmenter remarquablement la résistance et la rigidité en zone tendue, comprimée et cisailée de l'âme uniquement en augmentant son épaisseur.

I.8.2 – Renforcement de platine d'about

i – Raidisseurs de la partie débordantes

Appelés aussi goussets, ces raidisseurs sont utilisés dans tous les types d'assemblage par platine d'about débordante (poteau-poutre, continuité et pieds de poteau). Ils sont soudés entre la semelle de la poutre et la platine d'about. Ils ont pour but principal de raidir la partie débordante de la platine d'about et assurer la continuité de l'âme de la poutre. Leur disposition peut être uniquement en zone tendue (**figure. I.21-a**), uniquement en zone comprimée (**figure. I.21-b**) ou combinée (**figure. I.21-c**). Ils peuvent avoir des formes géométriques différentes (rectangulaires, triangulaire, trapézoïdale, ...). Dans la littérature, des travaux de recherches ont été menés pour ce type de raidissage (**Abidelah, et al., 2012**) tandis que dans la réglementation actuelle (**NF EN 1993-1-8**), aucune indication n'est fournie à ce propos.

ii – Contre plaques

Elles sont utilisées essentiellement dans un assemblage de continuité afin de renforcer la platine d'about (**figure. I.21-d**). Elles ont le même rôle que celles de la semelle de poteau.

iii – Raidisseurs longitudinaux

Ce sont des plats soudés entre l'âme de la poutre et la platine d'about (**figure. I.21-c**). Leur rôle est d'augmenter la résistance en flexion de la platine pour les rangées tendues centrales ainsi que d'assurer la continuité dans le cas où les deux barres assemblées ne sont pas de la même section. Leur utilisation est moins fréquente et ils peuvent aussi servir comme goussets pour attacher d'autres barres éventuelles.

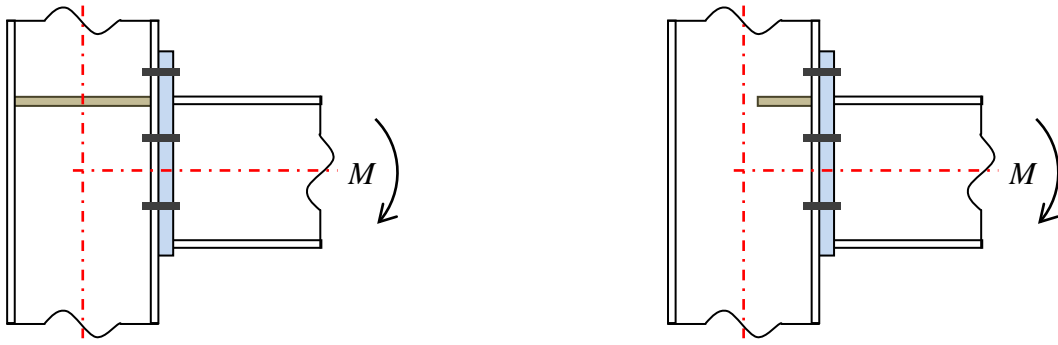
I.8.3 – Renforcement de la poutre

i – Raidisseurs transversaux

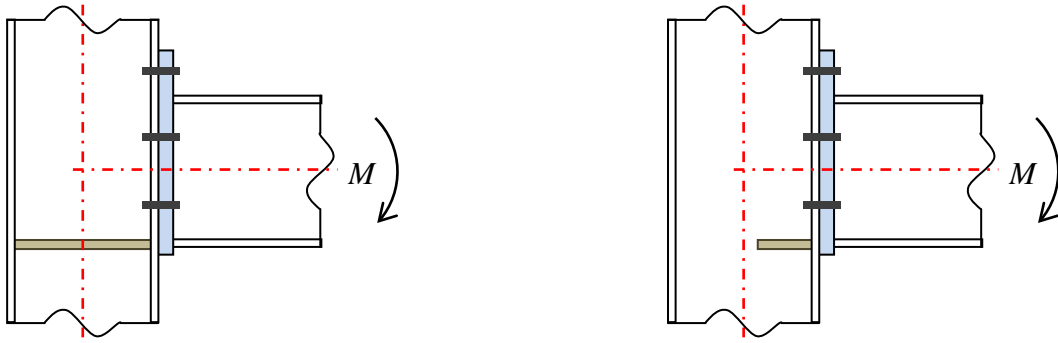
Ces raidisseurs sont soudés entre l'âme et la semelle de la poutre. Ils sont alignés avec l'extrémité du raidisseur (**figure. I.22-a**) ou du jarret (**figure. I.22-b**). Leur but est d'améliorer la poutre vis à vis du cisaillement et du voilement local surtout lorsque l'âme est élancée. Leur longueur peut être aussi totale ou partielle.

I.8.4 – Renforcement par jarrets

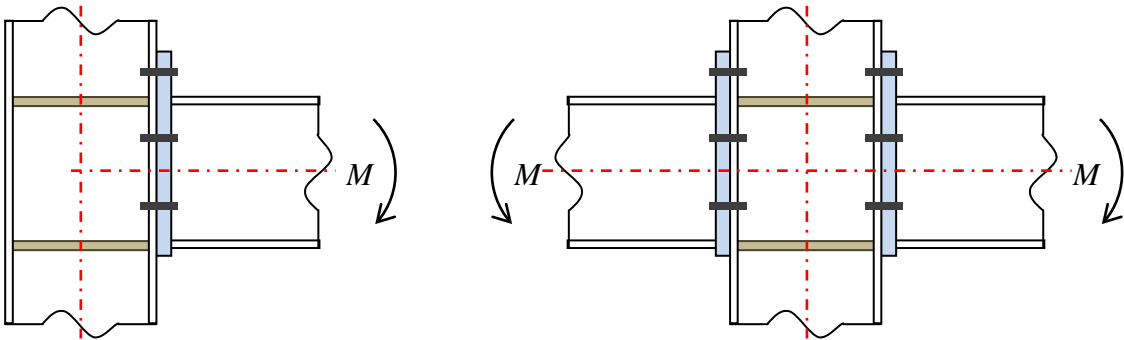
Il s'agit d'un élément additionnel découpé en triangle et soudé entre la poutre et la partie débordante de la platine d'about. Il est généralement fabriqué à partir d'un profilé de même section que la poutre. Il est souvent utilisé dans les assemblages poteau traverse d'angle (**figure. I.23-a**) et continuité de traverses (**figure. I.23-b**) dans les portiques auto-stables. Le but de son utilisation est d'améliorer la résistance et la rigidité de l'assemblage d'un côté et d'un autre côté lui permettre de travailler d'une manière assez satisfaisante dans le cas d'un moment inverse. Sa longueur est généralement de l'ordre de 10% de la portée de la poutre.



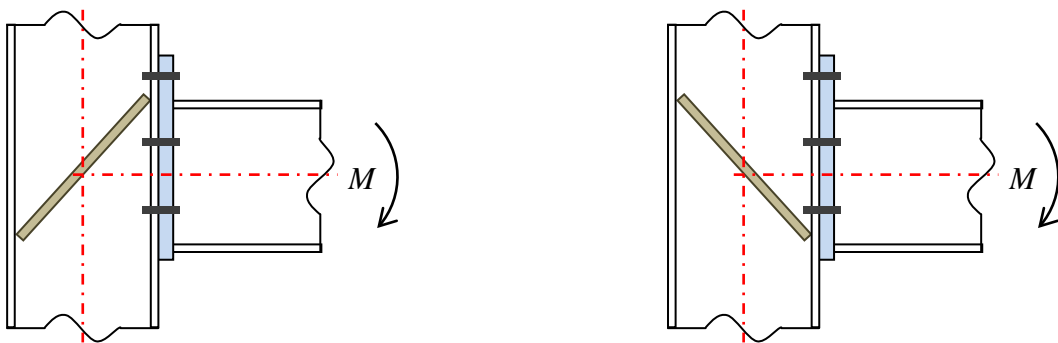
(a) – Raidisseurs en zone tendue de longueur totale et partielle.



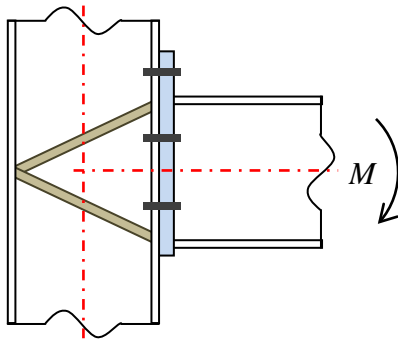
(b) – Raidisseurs en zone comprimée de longueur totale et partielle.



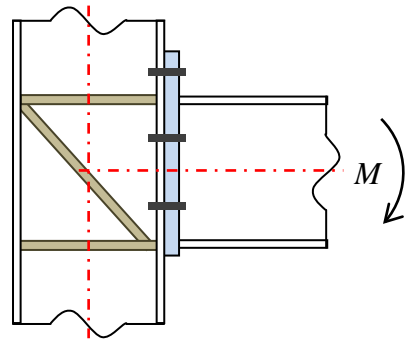
(c) – Raidisseurs combinés dans un assemblage uni et bilatéral.



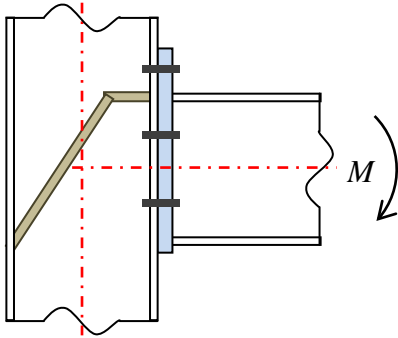
(d) – Raidisseurs diagonaux en N.



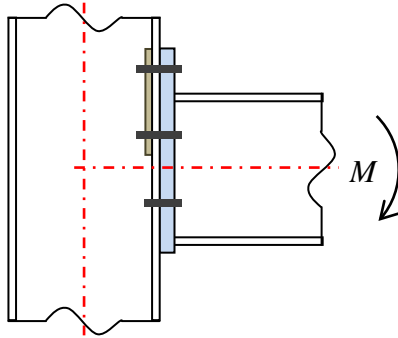
(e) – Raidisseurs en K



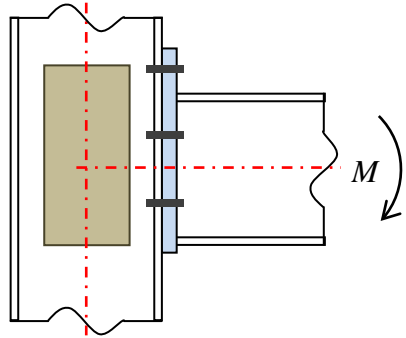
(f) – Raidisseurs transversaux et diagonaux combinés.



(g) – Raidisseur Morris

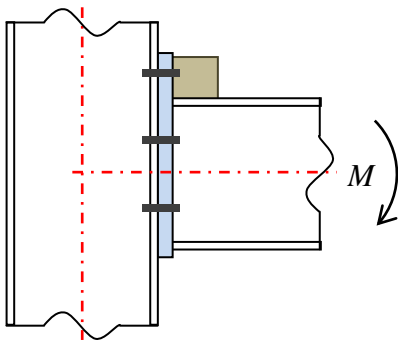


(h) – Contre plaque

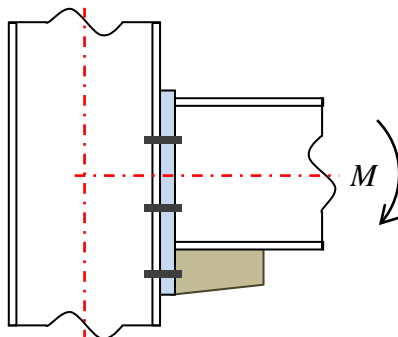
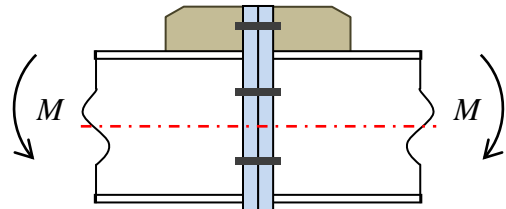


(i) – Doublure d'âme.

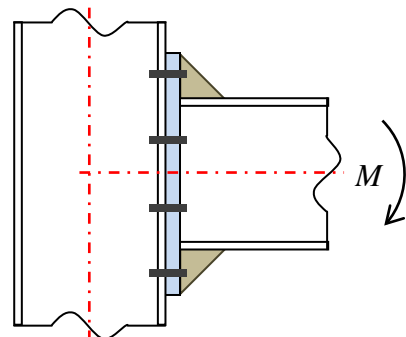
Figure. I. 20 – Raidisseurs de poteau.



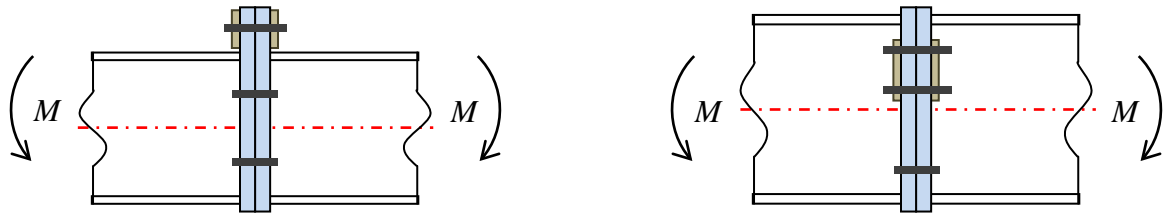
(a) – Raidisseur en zone tendue pour un assemblage poteau-poutre et poutre-poutre



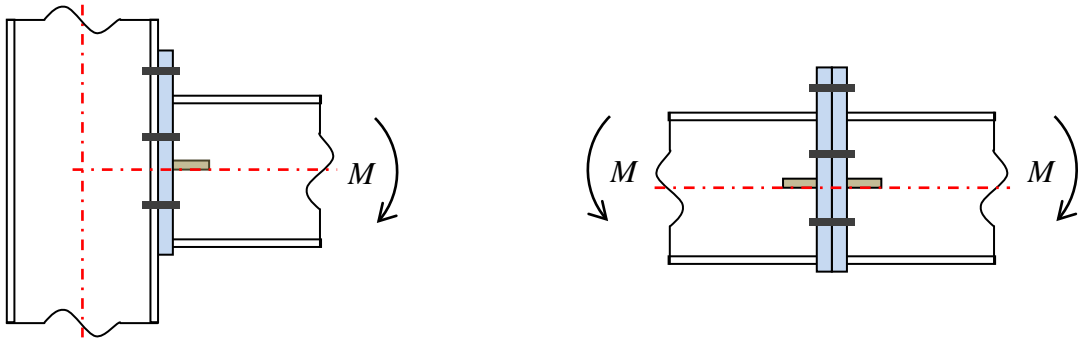
(b) – Raidisseur en zone comprimée



(c) – Raidisseurs combinés

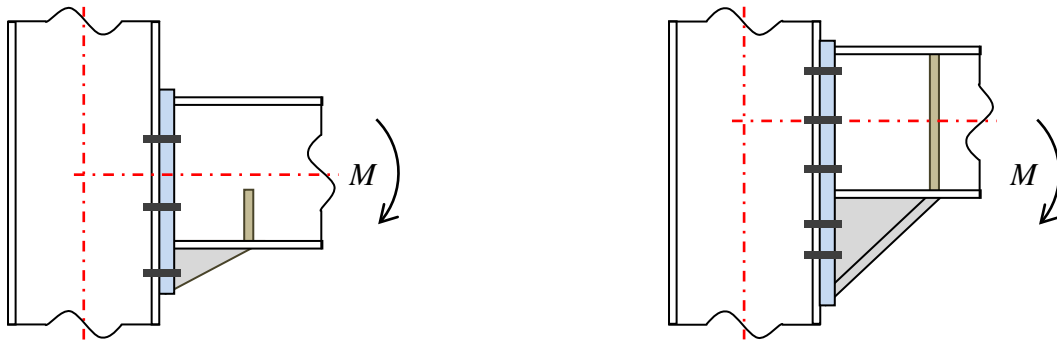


(d) – Contre plaque dans une platine débordante et non débordante.



(e) – Raidisseurs longitudinaux

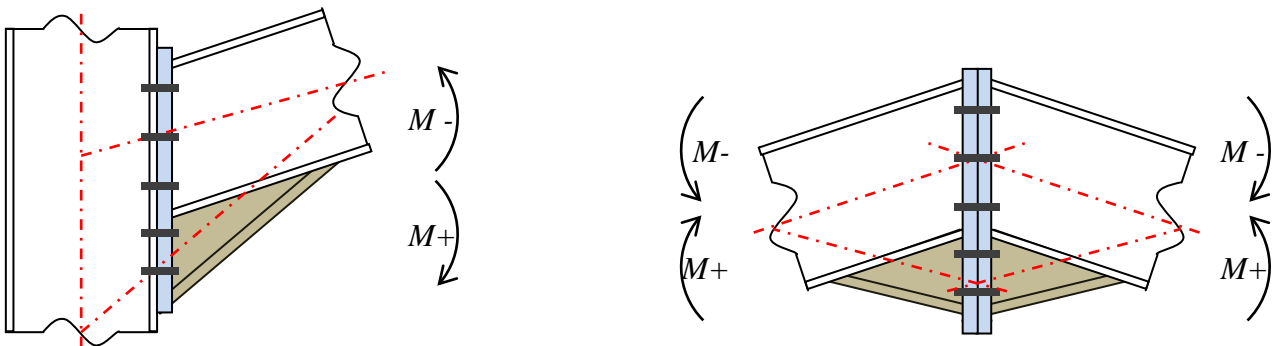
Figure. I. 21 – Raidisseurs de platine d'about.



(a) – Raidisseur de poutre sur gousset

(b) – Raidisseur de poutre sur jarret

Figure. I. 22 – Raidisseurs de poutre.



(a) – Assemblage poteau-traverse

(b) – Assemblage de faitage traverse-traverse

Figure. I. 23 – Renforcement par jarrets.

I.9 – Conclusions

Dans ce chapitre, nous avons présenté une classification générale des assemblages métalliques rencontrés dans la pratique. Cette classification porte tout d'abord sur les moyens d'assemblage actuels (rivets, boulons et soudures) qui ont été brièvement décrits. Ensuite sur la typologie des assemblages dans une ossature métallique : assemblages poutre-poteau, assemblages de continuité de poutres, assemblages de continuité de poteaux et assemblages pied du poteau. Au final, une autre classification concernant le mode constructif a été présentée.

La modélisation des assemblages dans les calculs classiques est représentée par des nœuds rigides ou articulés. La notion de semi-rigidité d'un assemblage a été présentée. Elle permet de représenter le comportement réel qui est situé entre un comportement parfaitement rigide et parfaitement articulé. Une classification selon le comportement mécanique englobe les classes de rigidité, de résistance et de ductilité. Dans ce contexte, les assemblages peuvent être considérés comme rigides, semi-rigides ou articulés selon la rigidité, à résistance totale ou à résistance partielle selon le moment résistant, et finalement ductiles, semi-ductiles ou fragiles selon la capacité de rotation. Contrairement à une modélisation classique d'un assemblage et en tenant compte des classes mécaniques présentées, trois types de liaisons peuvent être définies : continues, semi-continues et simples.

La modélisation du comportement mécanique d'un assemblage qui se traduit par une relation moment rotation a été présentée ainsi que le type d'analyse adopté (élastique, élastique-plastique ou rigide-plastique). Le choix de type d'analyse dépend des types de liaisons citées dans le paragraphe précédent.

Pour les assemblages, les zones de sollicitations, le transfert des efforts et les principales sources de déformabilité ont été brièvement décrits.

Enfin, nous avons présenté en détail les différents moyens de renforcement des assemblages poteau-poutre et poutre-poutre, boulonnés par platine d'about. Le raidissage de la partie débordante de la platine d'about en zone tendue ou comprimée fera l'objet principal de cette thèse.

Chapitre II :
**Approche analytique des assemblages boulonnés
par platine d'about**

II.1 – Introduction

Dans ce chapitre, nous présentons une vue globale de l'approche analytique des assemblages boulonnés par platine d'about. Cette approche s'appuie essentiellement sur le modèle mécanique de l'EC3 (NF EN 1993-1-8), appelée méthode des composants ou méthode des composantes, et qui est basée sur les travaux de (Zoetemeijer, et al., 1983). La méthode des composantes considère l'assemblage comme un ensemble de composantes modélisées par des ressorts. Chaque ressort possède sa propre loi de comportement et se caractérise par une résistance et une raideur. Les composantes sont ensuite associées en série ou en parallèle selon la configuration géométrique de l'assemblage. L'association des ressorts nous conduit à déterminer les caractéristiques mécaniques (résistance et rigidité) de l'assemblage étudié ainsi que ses modes de ruines. La notion des tronçons en T représentant la zone tendue d'un assemblage est présentée en détail par les formules principales qui donnent la rigidité et la résistance des tronçons en té. Actuellement, la méthode des composantes est suffisamment générale et permet de couvrir le calcul des différentes configurations géométriques des assemblages. Cependant, des manques peuvent être relevés concernant l'apport des raidisseurs au niveau des débords de platine d'about soit en zone tendue ou comprimée de l'assemblage ainsi que la précontrainte dans les boulons. D'autres guides et supports basés sur l'EC3 et servant comme complément concernant le raidissage de la platine d'about en particulier sont présentés dans ce chapitre.

II. 2 – Présentation de la méthode des composantes

La méthode des composantes considère un assemblage quelconque comme un ensemble de composantes élémentaires individuelles. Pour un assemblage boulonné avec platine d'about, soumis à un moment de flexion, nous pouvons citer les composantes suivantes (figure II.1).

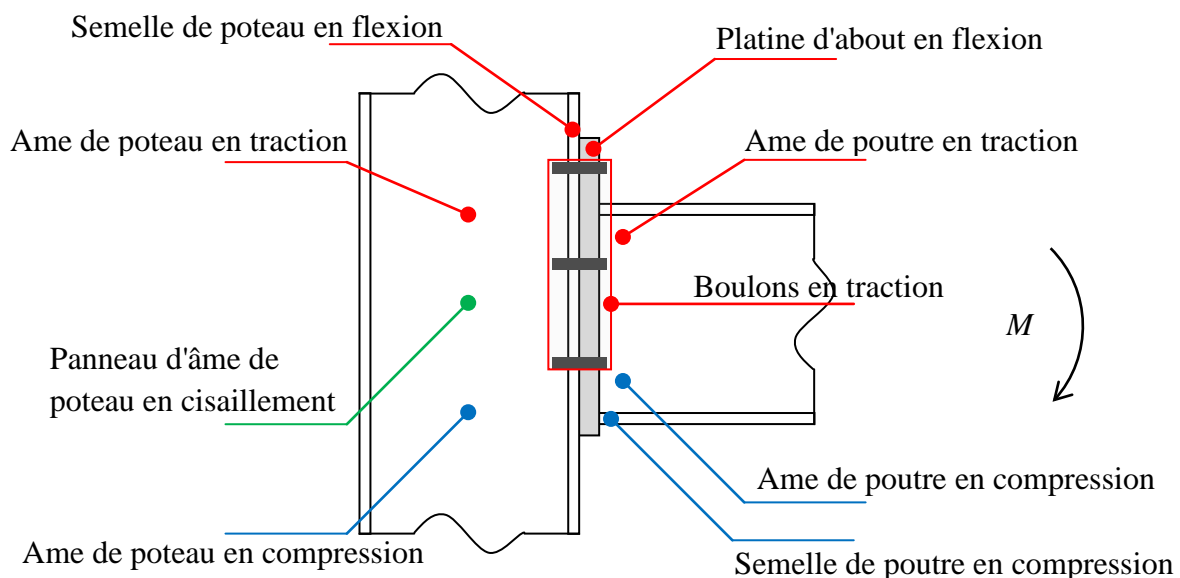


Figure. II. 1 – Composantes de base d'un assemblage boulonné par platine d'about.

Chaque composante élémentaire possède sa propre résistance et rigidité en traction, en compression ou en cisaillement. Le tableau (tableau II.1) illustre le numéro de chaque composante comme il est donné dans (NF EN 1993-1-8) pour chaque zone de sollicitation pour les assemblages poteau-poutre ou de continuités boulonnées par platine d'about. La liste globale de toutes les composantes définies dans l'EC3 est présentée dans l'Annexe A.

Tableau. II. 1 – Composantes de base dans un assemblage boulonné par platine d'about.

Zones de sollicitations	Eléments	Numéro de composante dans l'EC3	Composantes	Résistance	Rigidité
Zone cisailée*	Poteau	1	Ame cisailée	$V_{wp,Rd}$	k_1
Zone comprimée	Poteau	2	Ame comprimée	$F_{c,wc,Rd}$	k_2
	Poutre	7	Semelle et âme en compression	$F_{c,b,Rd}$	-
Zone tendue	Poteau	3	Ame tendue	$F_{t,wc,Rd}$	k_3
	Poteau	4	Semelle fléchie	$F_{t,fc,Rd}$	k_4
	Platine	5	Platine d'about fléchie	$F_{t,ep,Rd}$	k_5
	Poutre	8	Ame tendue	$F_{t,wb,Rd}$	-
	Boulons	10	Boulons en traction	$F_{T,Rd}$	k_{10}

*: A noter que la zone cisailée n'est pas prise en compte dans le cas d'un assemblage poteau-poutre bilatéral à moment égaux et dans le cas des assemblages de continuité. Cependant, lorsque l'âme du poteau est soumise à une combinaison d'efforts de compression, de traction et de cisaillement conduit à des interactions de contraintes susceptibles de diminuer la résistance des composantes élémentaires.

Le concept fondamental, sur lequel est basée la méthode des composantes se décompose selon les étapes suivantes :

- Identification de toutes les composantes élémentaires de l'assemblage ;
- Evaluation des caractéristiques (résistance et rigidité) de ces composantes ;
- Association des composantes pour obtenir la résistance et la rigidité de l'assemblage entier (assemblage des ressorts).

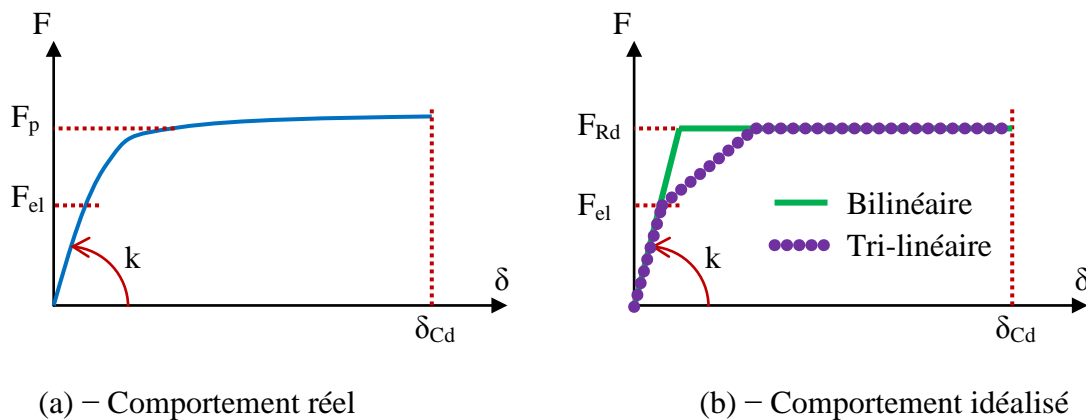


Figure. II. 2 – Comportement F - δ d'un composant de base.

Le comportement réel de chaque composante est représenté par une courbe force-déplacement de type non-linéaire (figure II.2-a). La non linéarité est due aux effets divers tels que la plasticité, le contact entre différents éléments. Ce comportement peut être simplifié par un modèle tri-linéaire ou bilinéaire (figure II.2-b). Dans ce dernier cas, les paramètres du modèle sont : la résistance du calcul F_{Rd} , la raideur k et la capacité de déformation δ_{Cd} . Ces paramètres peuvent être calculés à partir des propriétés matérielles et géométriques des composantes. Pour la détermination de la courbe moment-rotation de l'assemblage, le concepteur n'a besoin que de la rigidité initiale et du moment résistant en flexion de l'assemblage. Ces deux paramètres peuvent être facilement obtenus en associant les composantes décrites par le modèle bilinéaire qui est d'utilisation courante.

II.3 – Comportement de la zone tendue

La zone tendue d'un assemblage boulonné est représentée par des tronçons en té travaillant à la traction. Le tronçon en té peut être considéré comme un assemblage élémentaire unique ou comme une partie d'une configuration plus complexe.

II.3.1 – Notion des tronçons en té équivalents

Dans le contexte d'un assemblage boulonné par la platine d'about de type poteau-poutre ou de continuité de poutre, la notion de tronçon en té s'applique sur les composants tendus du côté poteau, platine d'about et poutre (figure II.3-a et figure II.3-c). Chaque rangée de boulons isolés ou groupes de rangées sont représentés par des tronçons en té. Chaque tronçon en té est caractérisé par une longueur efficace l_{eff} , une résistance $F_{t,Rd}$ et une raideur initiale k_{ini} . Un tronçon en té est composé d'une âme et d'une semelle qui sont reliées soit par un cordon de soudure ou par congé de raccordement (figure II.3-b et figure II.3-d).

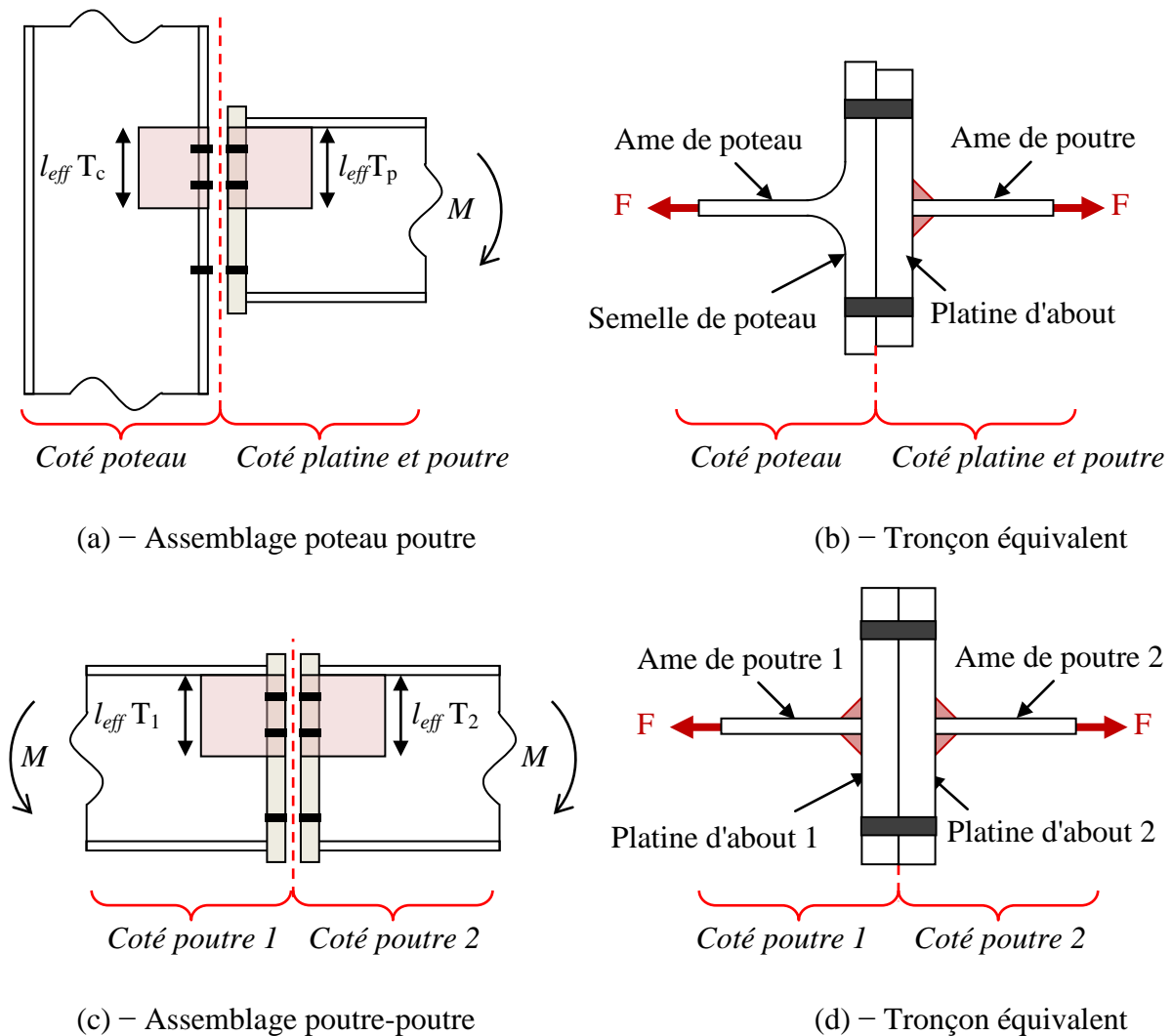
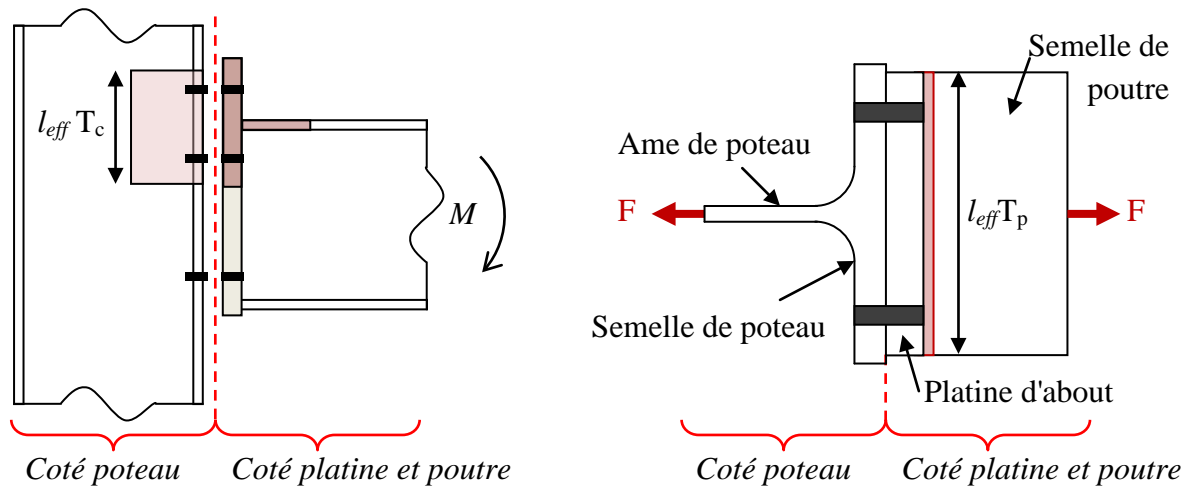


Figure. II. 3 – Notion de tronçons en té équivalents.

Le débord de la platine d'about et la présence des rangées de boulons extérieurs en zone tendue modifient la configuration des tronçons en té côté poutre (figure II.4-a). Pour une platine d'about débordante sans raidisseurs, l'âme du tronçon devient la semelle et non pas l'âme de la poutre (figure II.4-b).



(a) -Assemblage poteau poutre avec débord de platine (b) – Tronçon équivalent

Figure. II. 4 – Tronçon équivalent de la rangée extérieure non raidie.

La présence des raidisseurs au niveau du débord extérieur de la platine d'about ou au niveau de l'âme de poteau en zone tendue modifie aussi de la configuration des tronçons du côté de la poutre et du poteau respectivement. Tous ces détails sont présentés dans le [paragraphe II.5.1](#).

La notion des tronçons en té a fait l'objet de plusieurs études expérimentales, numériques et analytiques depuis plusieurs années ([Zoetemeijer, 1974](#)), ([Sherbourne, et al., 1996](#)), ([Bursi, et al., 1997a](#)), ([Bursi, et al., 1997b](#)), ([Bursi, et al., 1998](#)), ([Piluso, et al., 2001](#)), ([Coelho, et al., 2004](#)), ([Al Khatab, et al., 2007](#)), ([Zhao, et al., 2012](#)), ([Abidelah, et al., 2014](#)), ([Dong, et al., 2015](#)) et ([Merad Boudia, et al., 2019](#)). Ces recherches ont étudié beaucoup de paramètres qui ont une influence majeure sur le comportement mécanique des tronçons en té. Parmi ces paramètres, on peut citer :

- Caractéristiques géométriques et matérielles du tronçon et des boulons ;
- Disposition et précontrainte des boulons ;
- Influence des raidisseurs ou des contre-plaques.

II.3.2 – Notion de la longueur efficace

L'équivalence entre le tronçon en té et la zone tendue de l'assemblage est traduite par l'introduction d'une longueur théorique, dite longueur efficace l_{eff} . Elle est conventionnelle et ne correspond pas nécessairement à une longueur physique de la partie d'assemblage qu'elle représente [figure II.5](#). Elle trace les lignes de plastification des différentes rangées de boulons ou groupes de rangées qui sont susceptibles de se développer dans la zone tendue de l'assemblage. Leurs longueurs efficaces sont déterminées en fonction de la géométrie de l'assemblage réel afin de tenir compte de la disposition des trous de boulons ainsi que les conditions de raidissage de la platine d'about ou de la semelle du poteau au voisinage des boulons considérés. On peut distinguer deux types de longueur efficace : celle correspondant aux mécanismes circulaires, notée $l_{eff,cp}$, et celle correspondant aux mécanismes non circulaires, notée $l_{eff,nc}$. L'EC3 ([NF EN 1993-1-8](#)) propose des valeurs de l_{eff} pour la plupart des cas rencontrés dans la pratique avec leurs schémas de ruine et qui sont présentés dans [l'annexe D](#).

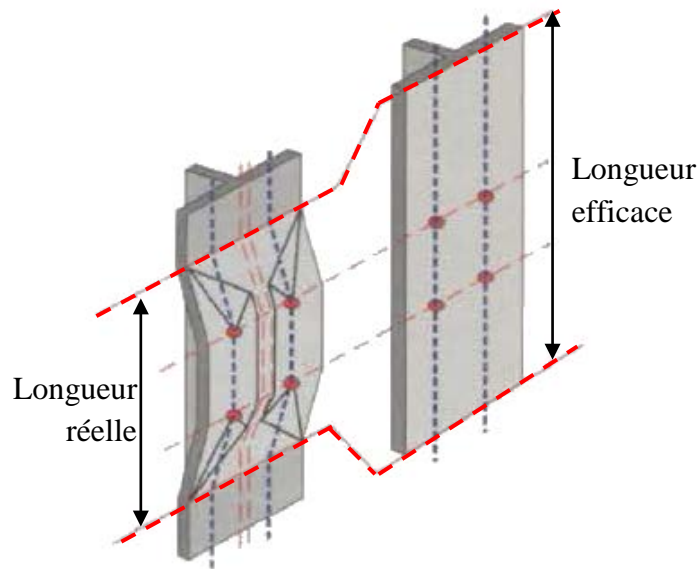


Figure. II. 5 – Notion de la longueur efficace.

II.3.3 – Notion de mécanisme de levier

Une des caractéristiques très importantes du comportement des tronçons en té est le développement de forces de levier entre les semelles des tronçons lorsqu'elles sont toujours en contact. Ces forces supplémentaires, qui sont introduites dans les boulons en plus de la traction directe peuvent provoquer un état de déformation conduisant à une ruine prématurée. Dans le calcul, l'effort de levier est considéré comme une force ponctuelle dont sa position par rapport à l'axe de boulon est variable. Cette dernière est la résultante d'une charge non uniformément répartie et qui peut s'étendre de l'axe du boulon jusqu'à l'extrémité extérieure de la semelle. Une illustration du mécanisme de levier dans un tronçon en té est présentée dans la [figure II.6](#). La notion de l'effet de levier sur les tronçons en té affecte sur le comportement global des assemblages boulonnés. Dans la littérature, peu de recherches préconisent cet effet sur le comportement des assemblages boulonnés ([Chasten, et al., 1992](#)), ([Bai, et al., 2015](#)) et ([Huang, et al., 2017](#)). Pour une force F appliquée à l'âme du tronçon, des forces de levier Q se développent en raison de la flexion de la semelle. L'équation de l'équilibre statique des force verticales montre que la force dans un boulon B est égale à $(F/2 + Q)$.

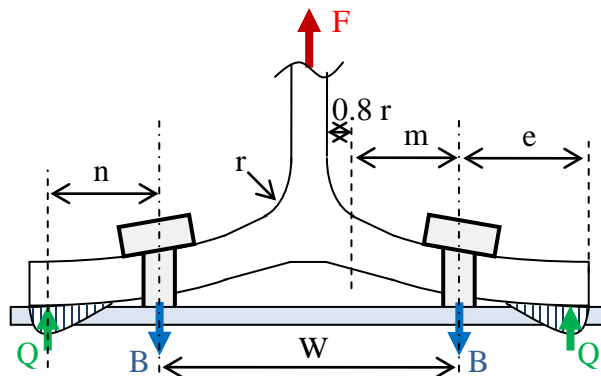


Figure. II. 6 – Notion de l'effort de levier.

Avec :

F : Effort de traction appliqué ;

B : Effort dans le boulon ;

Q : Effort de levier ;

W : Entraxe ;

e : Pince ;

r : Congé de raccordement (Peut être aussi égale à $\sqrt{2} a$ pour les tronçons en té soudés) ;

m : Distance entre l'axe du boulon jusqu'à $0.8 r$;

n : Distance entre l'axe du boulon et la résultante de levier Q. $n = \min (1.25 m ; e)$. (EC3)

Selon EC3, l'apparition de l'effort de levier est liée à la flexibilité des boulons par rapport à la semelle du tronçon en té. Elle se traduit par la relation suivante :

Si : $L_b \leq L_b^*$: Les boulons ne sont pas flexibles \Rightarrow présence de l'effet de levier.
 $L_b > L_b^*$: Les boulons sont flexibles \Rightarrow absence de l'effet de levier.

Avec :

L_b : Longueur réelle du boulon soumise à l'allongement. Elle s'agit de la longueur de serrage qui est égale à la somme de la longueur de la tige, épaisseur des rondelles ainsi que les demi-épaisseurs de la tête et de l'écrou (voir [Annexe C](#)) ;

L_b^* : Longueur théorique du boulon qui dépend des caractéristiques géométriques du tronçon en té et qui est égale :

$$L_b^* = \frac{8.8 m^3 A_s}{l_{eff} t_f^3} \dots \dots \dots \text{(equation II. 1)}$$

Avec :

A_s : Aire de la partie fileté de la tige du boulon ;

t_f : Épaisseur de la semelle de tronçon en té ;

l_{eff} : Longueur efficace du tronçon (voir [Annexe D](#)).

II.3.4 – Mode de ruines

Lorsqu'un tronçon en té est soumis à un effort de traction, sa déformation selon le modèle de l'EC3 est essentiellement d'une part liée au comportement des boulons sollicités en traction et d'autre part, à l'état de déformation de la semelle (semelle de poteau ou platine d'about) en flexion. Les modes de ruines, définis selon l'EC3 dépendent du rapport des résistances de la semelle du tronçon en flexion et des boulons en traction ([figure II.7](#)). A noter que la déformation de l'âme de tronçon, sollicitée en traction, est aussi à prendre en compte et peut être considérée comme un mode de ruine ([Cabinet, 2013](#)). Les modes de ruines d'un tronçon en té sont présentés ci-dessous :

i – Mode 1 : appelé aussi mécanisme complet qui correspond à la ruine de la semelle du tronçon en té par formation d'un mécanisme plastique, avant que la ruine des boulons ne soit atteinte. Les rotules plastiques se forment au niveau de l'axe des rangées de boulons et à la naissance des congés de raccordement (distance m à partir de l'axe des boulons) ([figure II.7-a](#)). L'effort de levier est présent dans ce mode.

ii – Mode 2 : appelé aussi mécanisme partiel qui se rapporte à l'atteinte de la résistance 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 ([figure II.7-b](#)). L'effort de levier est présent dans ce mode.

iii – Mode 1-2 : Ce mode apparaît si les boulons sont flexibles, ils ne peuvent pas plaquer suffisamment la semelle pour provoquer le mode 1 ou le mode 2. Il est caractérisé par le décollement des semelles et la formation des rotules plastiques à la naissance des congés de raccordement sans la présence de l'effort de levier (figure II.7-c). Un tel mode ne concerne que des assemblages à fixation longue (Ryan, 2006).

iv – Mode 3 : Ce mode est lié essentiellement à la ruine brutale des boulons soumis à la traction (figure II.7-d). La rigidité importante des semelles du tronçon en té conduit à un décollement des plats sans apparition d'effort de levier.

v – Mode 4 : Ce mode est lié essentiellement à la ruine de l'âme de tronçon en té qui est soumise à une sollicitation de traction (figure II.7-e).

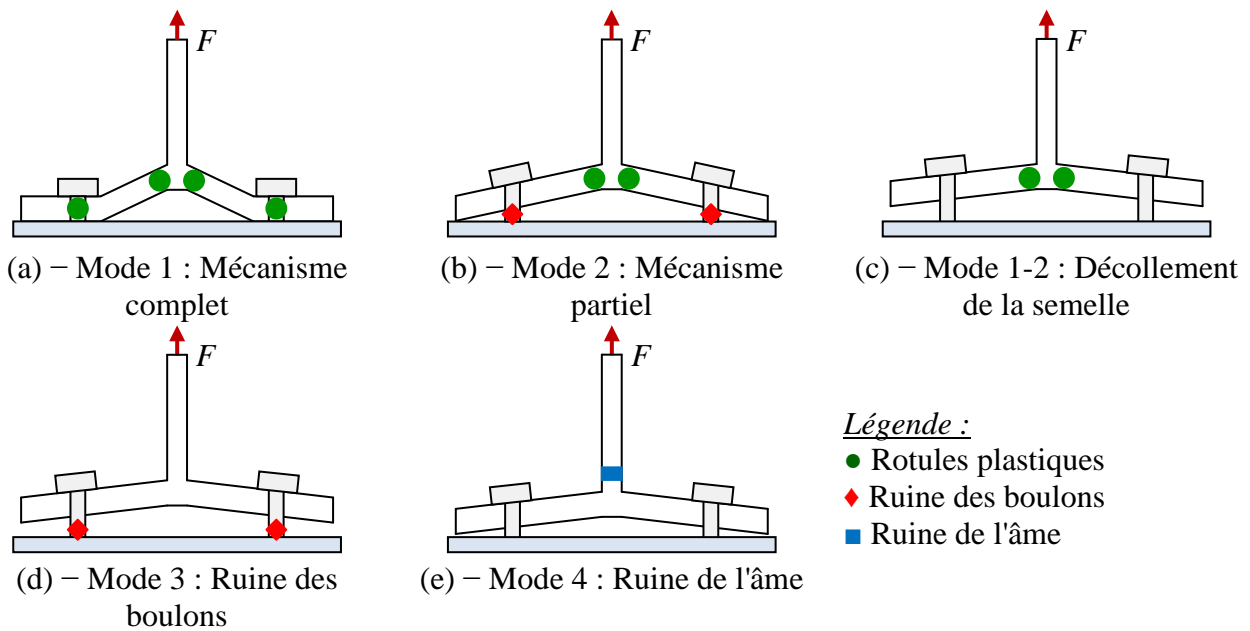


Figure. II. 7 – Différents modes de ruines d'un tronçon en té non raidi.

II.3.5 – Résistance des tronçons en té

La résistance à considérer est celle donnée par la valeur minimale des modes de ruine cités précédemment. Elle est donnée par la relation suivante :

$$F_{Rd} = \min (F_{T,1,Rd}; F_{T,2,Rd}; F_{T,3,Rd}; F_{T,4,Rd}) \quad \Rightarrow \text{Avec effet de levier ;}$$

$$F_{Rd} = \min (F_{T,1-2,Rd}; F_{T,3,Rd}; F_{T,4,Rd}) \quad \Rightarrow \text{Sans effet de levier.}$$

Avec :

$F_{T,1,Rd}$: Résistance du mode 1 ;

$F_{T,1-2,Rd}$: Résistance du mode 1-2 ;

$F_{T,2,Rd}$: Résistance du mode 2 ;

$F_{T,3,Rd}$: Résistance du mode 3 ;

$F_{T,4,Rd}$: Résistance du mode 4.

i – Mode 1 : La résistance de tronçon est celle de la semelle fléchiée et peut être exprimée par les deux formules suivantes :

$$F_{T,1,Rd} = \frac{4 M_{pl,1,Rd}}{m} \dots\dots (\text{équation II. 2})$$

Formule simplifiée en considérant le boulon comme une charge ponctuelle sur la semelle (figure II.8-a).

$$F_{T,1,Rd} = \frac{(8n - 2e_w) M_{pl,1,Rd}}{2mn - e_w(m + n)} \dots (\text{équation II. 3})$$

Formule simplifiée en considérant le boulon comme une charge répartie sur la semelle (figure II.8-b).

ii – Mode 2 : La résistance de tronçon est partagée entre la semelle fléchiée et les boulons tendus (figure II.8-c). Elle est exprimée par la formule suivante :

$$F_{T,2,Rd} = \frac{M_{pl,2,Rd} + n \sum B_{t,Rd}}{m + n} \dots\dots (\text{équation II. 4})$$

iii – Mode 1-2 : La résistance de tronçon est celle de la semelle fléchiée sans effet de levier (figure II.8-d). Elle est exprimée par la formule suivante :

$$F_{T,1-2,Rd} = \frac{2 M_{pl,1,Rd}}{m} \dots\dots (\text{équation II. 5})$$

iv – Mode 3 : La résistance de tronçon est gouvernée par le comportement des boulons tendus (figure II.8-e) et peut être exprimée par la formule suivante :

$$F_{T,3,Rd} = \sum B_{t,Rd} \dots\dots (\text{équation II. 6})$$

v – Mode 4 : La résistance de tronçon est gouvernée par l'âme de tronçon tendue (figure II.8-f) et peut être exprimée par la formule suivante :

$$F_{T,4,Rd} = \frac{l_{eff,1} t_w f_{y,w}}{\gamma_{M0}} \dots\dots (\text{équation II. 7})$$

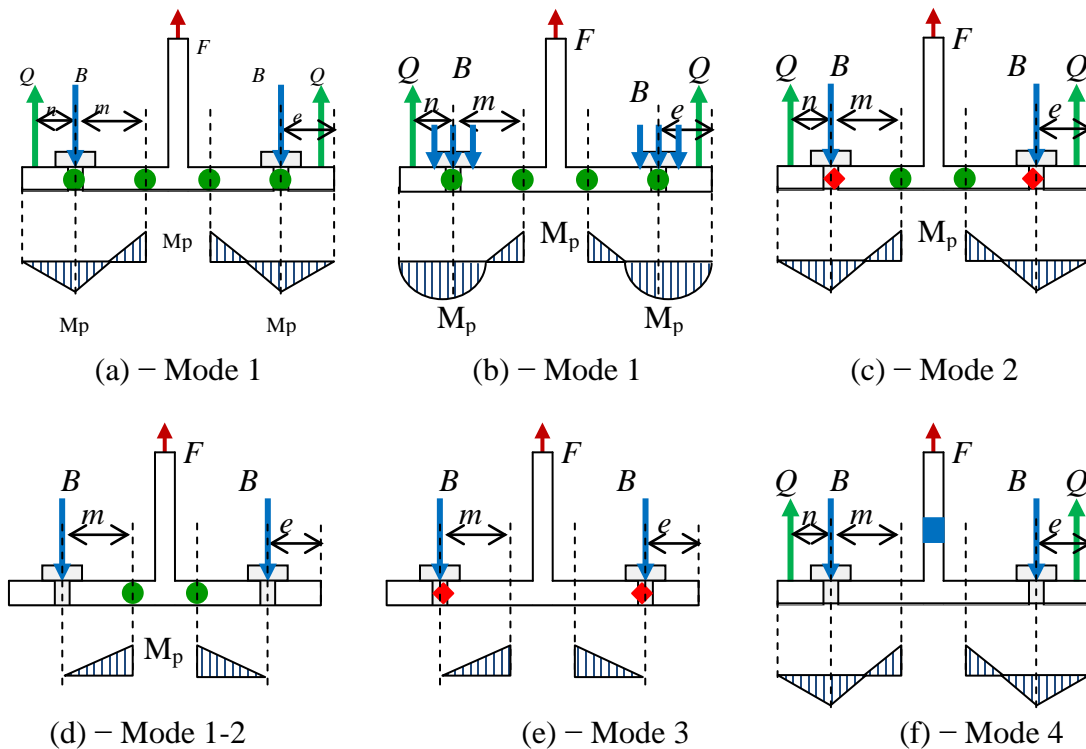


Figure. II. 8 – Diagrammes des moments en fonction des modes de ruines.

Avec :

$M_{pl,1,Rd}$: Moment plastique résistant de la semelle du mode 1 ;

$M_{pl,2,Rd}$: Moment plastique résistant de la semelle du mode 2 ;

$B_{t,Rd}$: Effort de traction d'un boulon.

II.3.6 – Rigidité des tronçons en té

La rigidité initiale d'un tronçon en té est donnée pour une seule rangée de boulons (figure II.9) où il convient d'assembler les ressorts en série représentant les raideurs de chaque composante et pour chaque tronçon.

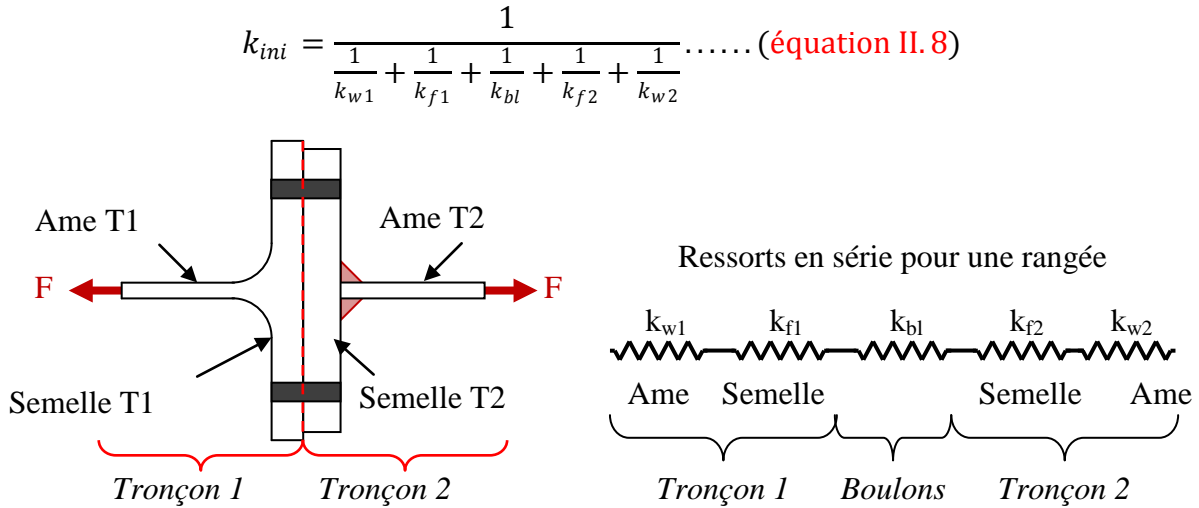


Figure. II. 9 – Rigidité des tronçons en té.

II.4 – Evaluation des caractéristiques mécaniques

Dans l'EC3 (NF EN 1993-1-8), trois caractéristiques principales sont à retenir pour caractériser un assemblage semi-rigide. Ce sont le moment résistant de calcul ($M_{j,Rd}$), la rigidité initiale ($S_{j,ini}$) et la capacité de rotation. Ces caractéristiques permettent au concepteur de déterminer la loi moment-rotation de calcul de l'assemblage quel que soit le type d'analyse globale effectué.

II.4.1 – Moment résistant ($M_{j,Rd}$)

II.4.1.1 – Formules générales de vérification

Le moment résistant correspond au moment maximum de dimensionnement que peut supporter l'assemblage par rapport à son axe de forte inertie. Il convient de satisfaire la condition suivante :

$$\frac{M_{j,Ed}}{M_{j,Rd}} \leq 1.0 \dots \dots \dots \text{(équation II. 9)}$$

Les formules de résistance données par l'EC3 (NF EN 1993-1-8) ne prennent pas en considération d'un éventuel effort axial $N_{j,Ed}$ coexistant dans l'élément assemblé. Si l'effort normal sollicitant dépasse 5 % de la résistance plastique ($N_{pl,Rd}$) de l'élément assemblé, il est recommandé de vérifier le critère suivant :

$$\frac{N_{j,Ed}}{N_{j,Rd}} + \frac{M_{j,Ed}}{M_{j,Rd}} \leq 1.0 \dots \dots \text{(équation II. 10)}$$

Avec :

- $N_{j,Ed}$: Effort normal sollicitant de l'assemblage provenant des charges extérieures ;
- $N_{j,Rd}$: Effort normal résistant de l'assemblage déterminé à partir des composantes de base ;
- $M_{j,Ed}$: Moment sollicitant de l'assemblage provenant des charges extérieures ;
- $M_{j,Rd}$: Moment résistant de l'assemblage déterminé à partir des composantes de base.

II.4.1.2 – Résistance des composantes de base

Pour déterminer le moment résistant d'un assemblage boulonné par platine d'about de type poteau-poutre ou de continuité, nous devons déterminer les efforts résistants de chaque composante des différentes zones de sollicitations (figure II.10). Par la suite une distribution des efforts des rangées tendues sera effectuée en tenant en compte de certaines limitations éventuelles.

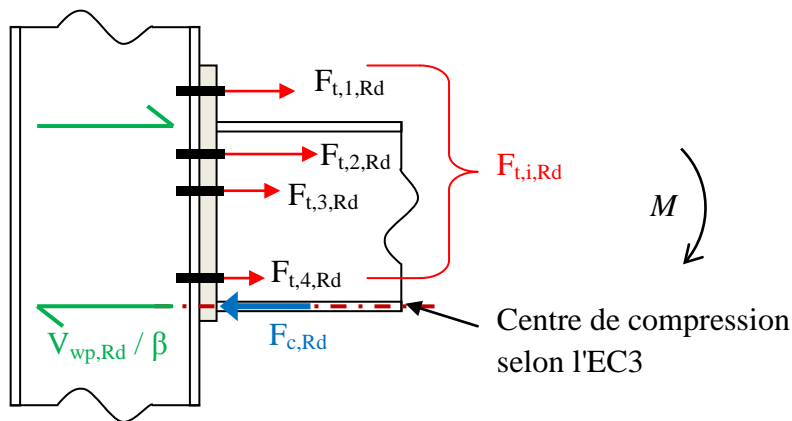


Figure. II. 10 – Répartition des efforts dans un assemblage boulonné par platine d'about.

- La résistance de la zone tendue de l'assemblage ($F_{t,i,Rd}$) qui dépend de la flexion de la plaque d'extrémité, la flexion de la semelle du poteau, la traction des boulons, la traction de l'âme du poteau et la traction de l'âme de la poutre est répartie sur le nombre des rangées de boulons de l'assemblage. La contribution de ces composantes est évaluée en considérant le comportement de chaque rangée seule puis en groupe de rangées. La résistance en zone tendue est exprimée par la relation suivante :

$$F_{t,i,Rd} = \min (F_{t,i,wc,Rd}; F_{t,i,fc,Rd}; F_{t,i,ep,Rd}; F_{t,i,wb,Rd}; F_{T,Rd}) \dots \dots \dots \text{(équation II.11)}$$

- La résistance de la zone comprimée de l'assemblage ($F_{c,Rd}$) qui comprend l'âme du poteau et l'âme et la semelle de la poutre et peut s'exprimer par la relation suivante :

$$F_{c,Rd} = \min (F_{c,wc,Rd}; F_{c,b,Rd}) \dots \dots \dots \text{(équation II.12)}$$

- La résistance de la zone cisailée de l'âme du poteau est ($V_{wp,Rd} / \beta$) si l'assemblage est unilatéral ou bilatéral avec moments inégaux.

La formulation analytique fournit par l'EC3 (NF EN 1993-1-8) et l'annexe J (ENV 1993-1-1:1992/A2:1998) pour chaque composante de base est illustrée dans l'annexe B de cette thèse.

II.4.1.3 – Calcul de moment résistant $M_{j,Rd}$

Dans la procédure d'évaluation de la résistance de chaque rangée de boulons, la première rangée à considérer est la plus éloignée du centre de compression. Les autres rangées, qui sont progressivement de plus en plus proches du centre de compression, sont successivement analysées. Pour les assemblages par platine d'about calculés selon l'EC3 (NF EN 1993-1-8), le centre de compression est situé à mi-épaisseur de la semelle inférieure de la poutre

Le moment plastique résistant de l'assemblage dépend de la capacité de déformation des rangées de boulons tendues et nécessite une ductilité significative dans les rangées de boulons les plus éloignées du centre de compression. Lorsque la résistance des tronçons en té est gouvernée par le mode 1 ou le mode 2 (flexion de la semelle de poteau ou platine d'about), une ductilité suffisante est généralement disponible. Dans ce cas, une distribution plastique des efforts internes peut être autorisée (figure II.11) pour la détermination du moment résistant de l'assemblage $M_{j,Rd}$ et qui est calculée par l'équation II.13.

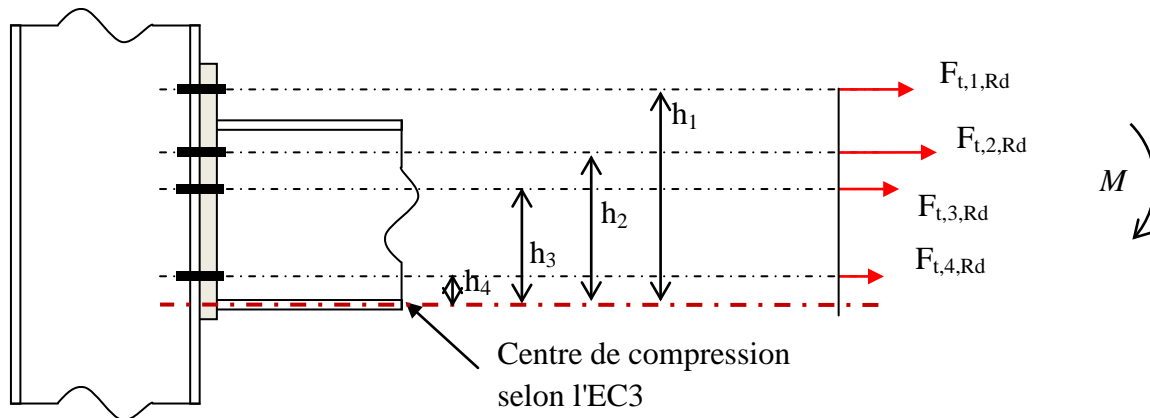


Figure. II. 11 – Distribution plastique des efforts dans les boulons.

$$M_{j,Rd} = \sum_{i=1}^{n_b} h_i F_{t,i,Rd} \dots \dots \dots \text{(équation II. 13)}$$

Avec :

- $F_{t,i,Rd}$: Résistance de la rangée de boulons (i) des tronçons en té
- n_b : Nombre de rangées de boulons ;
- h_i : Distance entre l'axe de boulon i jusqu'au centre de compression.

La valeur du moment calculé par l'équation équation II.13 peut être tronquée pour satisfaire les limitations suivantes :

i – Atteinte de la résistance maximale en compression ou en cisaillement

Les rangées de boulons travaillant en traction sont définies par équilibre interne des efforts de traction, de compression et de cisaillement éventuels dans l'assemblage. Le moment résistant de calcul peut être limité par la résistance obtenue en zone comprimée ou cisailée de l'assemblage afin d'assurer l'équilibre. Une vérification de celle-ci doit être effectuée sur la base des formules suivantes :

$$\sum F_{t,i,Rd} < \min(F_{c,wc,Rd}; F_{c,b,Rd}; V_{wp,Rd}) \dots\dots (\text{équation II. 14}) \quad \text{Pour un assemblage poteau-poutre unilatéral.}$$

$$\sum F_{t,i,Rd} < \min(F_{c,wc,Rd}; F_{c,b,Rd}) \dots\dots (\text{équation II. 15}) \quad \text{Pour un assemblage poteau-poutre bilatéral.}$$

$$\sum F_{t,i,Rd} < F_{c,b,Rd} \dots\dots (\text{équation II. 16}) \quad \text{Pour un assemblage de continuité de poutres.}$$

Pour satisfaire à cette condition, le nombre de rangées de boulons en traction peut être limité, par exemple en négligeant la participation des rangées proches du centre de compression à condition que l'on retienne au moins 50 % des rangées de boulons de l'assemblage. Selon l'annexe J (ENV 1993-1-1:1992/A2:1998), les rangées de boulons ignorées sont situées à une distance du centre de compression inférieure à 40 % de la distance le séparant de la rangée de boulons la plus éloignée. La réduction en termes de moment résistant est habituellement inférieure à 15 %.

ii – Insuffisance de capacité de rotation de l'assemblage :

La capacité de déformation plastique d'une rangée est déclarée insuffisante si : $F_{t,i,Rd} > 1.9 B_{t,Rd}$. Cette condition est liée à la zone tendue de l'assemblage gouvernée par le mode 3 (ruine des boulons). Lorsque cette condition est remplie pour une rangée de boulons, on limite la capacité résistante des rangées situées en dessous par une répartition triangulaire élastique ou élasto-plastique. Suivant les cas, cette répartition est construite soit à partir de la rangée extérieure (figure II.12), soit à partir des autres rangées (figure II.13) et (figure II.14), de sorte à minimiser le moment résistant qui en résulte. La résistance tronquée d'une rangée de boulon s'exprime par la relation suivante :

$$F'_{t,i,Rd} \leq F_{tx,Rd} \frac{h_i}{h_x} \dots\dots (\text{équation II. 17})$$

Avec :

- $F'_{t,i,Rd}$: Résistance tronquée d'une rangée de boulons ;
- $F_{tx,Rd}$: Résistance de la rangée x qui satisfait la condition $F_{t,i,Rd} > 1.9 B_{t,Rd}$;
- $B_{t,Rd}$: Résistance à la traction d'un boulon ;
- h_x : Bras de levier de la rangée x.

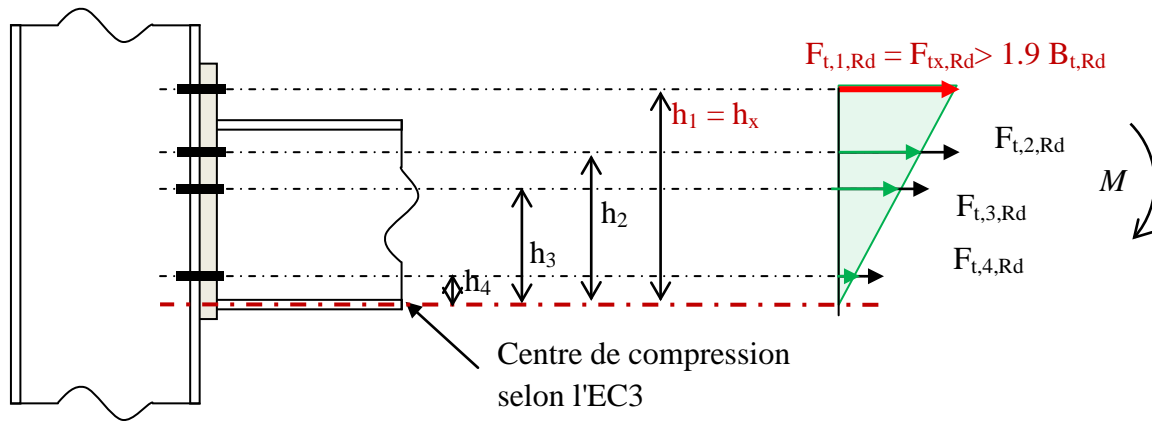


Figure. II. 12 – Limitation à partir de la rangée extérieure.

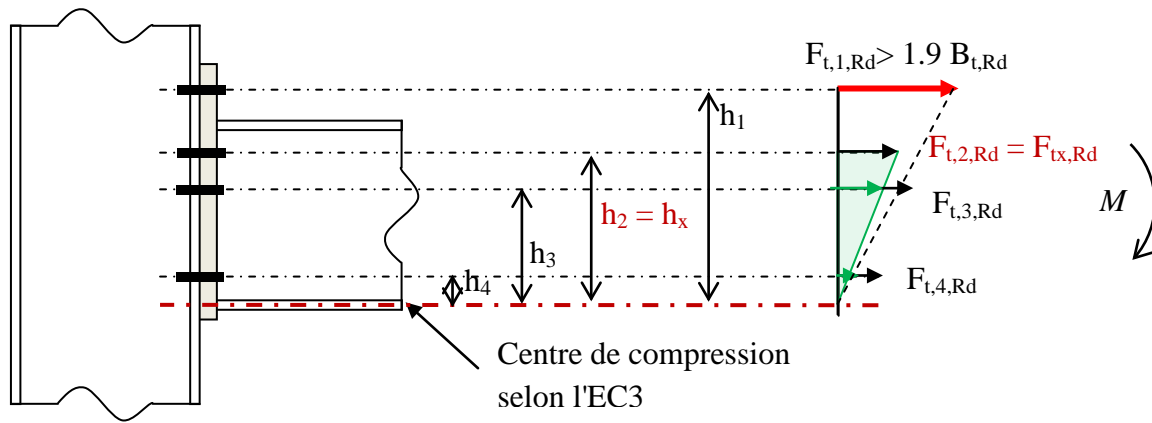


Figure. II. 13 – Limitation à partir de la première rangée sous la semelle de la poutre.

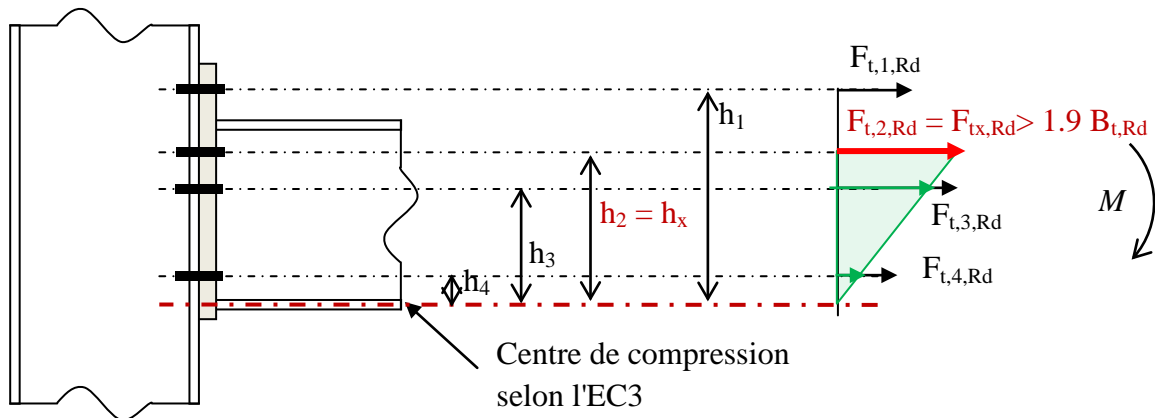


Figure. II. 14 – Limitation à partir de la deuxième rangée sous la semelle de la poutre.

II.4.1.4 – Classification par résistance

Suivant la valeur du moment résistant du calcul $M_{j,Rd}$, l'assemblage peut être considéré à résistance totale, à résistance partielle ou articulé. Il est considéré à résistance partielle pour des valeurs de $M_{j,Rd}$ situées dans les intervalles suivants :

$$0,25.M_{b,pl,Rd} < M_{j,Rd} < M_{b,pl,Rd}$$

Avec :

$M_{b,pl,Rd}$: Moment résistant de la poutre.

II.4.2 – Rigidité initiale ($S_{j,ini}$)

La rigidité en rotation des assemblages soumis à la flexion constitue une caractéristique importante de comportement. Elle correspond à la rigidité flexionnelle de l'assemblage au tout début du chargement. Les étapes pour la détermination des rigidités sont les suivantes :

- Identification des composants de base de l'assemblage et détermination de leurs raideurs k_i ;
- Assemblage de raideurs de base ;
- Calcul de la rigidité en rotation de l'assemblage.

II.4.2.1 – Détermination des raideurs k_i

L'évaluation de la rigidité passe d'abord par l'identification des composantes de base de l'assemblage et la détermination de leurs raideurs en chaque zone de sollicitation. Les raideurs k_i de différentes composantes sont calculées à partir des formules de bases suivantes :

Composante cisailée : k_1 $k = \frac{G A}{L}$ (équation II. 18)

Composantes fléchies : k_4 et k_5 $k = \frac{E I}{L^3}$ (équation II. 19)

Composantes tendues : k_2, k_3 et k_{10} $k = \frac{E A}{L}$ (équation II. 20)

Avec :

- E : Module d'élasticité longitudinal ;
- G : Module de cisaillement ;
- A : Aire de la composante ;
- I : Moment d'inertie de la composante ;
- L : Longueur efficace ou hauteur de la composante ;

La formulation actuelle des raideurs proposée par l'EC3 (NF EN 1993-1-8) est présentée dans l'annexe B. Elle est calculée à partir des formules de RDM citées ci-dessus tout en intégrant des coefficients correcteurs afin de prendre en compte certains paramètres dédiés aux assemblages tels que la présence de plusieurs rangées de boulons (Ryan, et al., 1991). D'autres travaux dans la littérature proposent une formulation différente des rigidités (Serbout, 1989) et (Yee, et al., 1986).

II.4.2.2 – Assemblage des raideurs k_i

Après avoir déterminé les raideurs k_i de chaque composante, il convient de les assembler en les considérant comme des ressorts montés en série ou en parallèle. La figure II.15 illustre un schéma d'un mécanisme de ressorts d'un assemblage poteau poutre avec deux rangées de boulons actives. Les rangées non actives proches du centre de compression ne sont pas prises en compte dans le calcul de la rigidité initiale.

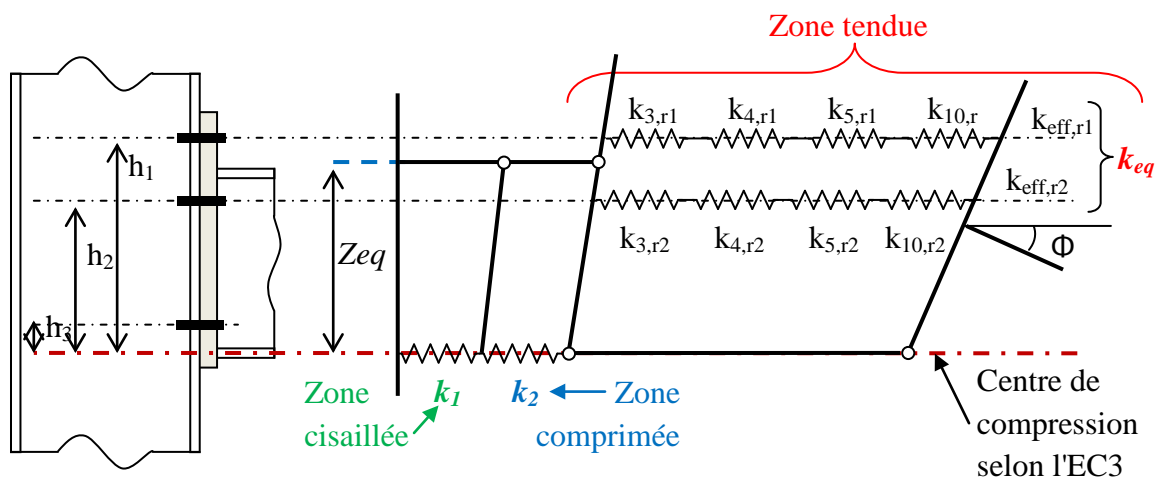


Figure. II. 15 – Rigidité d'un assemblage par platine d'about.

Avec :

h_1, h_2 et h_3 : bras de levier de chaque rangée par rapport au centre de compression ;

k_1 : raideur de la composante cisailée (âme du poteau) ;

k_2 : raideur de la composante comprimée (âme du poteau) ;

$k_{3,ri}, k_{4,ri}, k_{5,ri}$ et $k_{10,ri}$: raideurs des composantes tendues par rangées ;

$k_{eff,ri}$: rigidité équivalente pour chaque rangée représentée par des ressorts montés en série qui est égale à :

$$k_{eff,ri} = \frac{1}{\frac{1}{k_{3,ri}} + \frac{1}{k_{4,ri}} + \frac{1}{k_{5,ri}} + \frac{1}{k_{10,ri}}} \quad \dots \dots \dots \text{(équation II. 21)}$$

Z_{eq} : bras de levier équivalent en zone tendue qui est donné par la formule ci-dessous. Par simplification l'EC3 (NF EN 1993-1-8) propose des valeurs de Z_{eq} en fonction des configurations usuelles (annexe F) ;

$$Z_{eq} = \frac{\sum k_{eff,ri} h_i^2}{\sum k_{eff,ri} h_i} \quad \dots \dots \dots \text{(équation II. 22)}$$

k_{eq} : rigidité de la contribution de toutes les rangées tendues de l'assemblage ;

$$k_{eq} = \frac{\sum k_{eff,ri} h_i}{Z_{eq}} \quad \dots \dots \dots \text{(équation II. 23)}$$

Le ressort qui englobe la contribution des rigidités de toutes les composantes montées en série s'exprime par la formule suivante :

$$k_{\theta} = \frac{1}{\frac{1}{k_1} + \frac{1}{k_2} + \frac{1}{k_{eq}}} \quad \dots \dots \dots \text{(équation II. 24)}$$

II.4.2.3 – Rigidité flexionnelle de l'assemblage

La rigidité initiale $S_{j,ini}$ de l'assemblage qui représente la pente élastique de la courbe $M-\theta$ s'obtient comme suit :

$$S_{j,ini} = E k_{\theta} Z_{eq}^2 \quad \dots \dots \dots \text{(équation II. 25)}$$

II.4.2.4 – Classification par rigidité

Suivant la valeur de la rigidité initiale calculée $S_{j,ini}$, l'assemblage peut être considéré comme rigide, semi-rigide ou articulé. Il est considéré semi-rigide pour des valeurs de K situées dans les intervalles suivants :

$0.5 \leq K \leq 25$ structures non contreventées

$0.5 \leq K \leq 8$ structures contreventées

Avec : $K = S_{j,ini} / K_b$

D'où K_b est la rigidité de la poutre

II.4.3 – Capacité de rotation

L'EC3 (NF EN 1993-1-8) ainsi que l'Annexe J (ENV 1993-1-1:1992/A2:1998) ne proposent pas de formules directes permettant de calculer la capacité de rotation des assemblages boulonnés par platine d'about. Cependant, il est mentionné que pour avoir une capacité de rotation suffisante, le moment résistant de l'assemblage doit être piloté par la résistance de la semelle du poteau ou la platine d'about en flexion (mode 1 ou mode 2) et satisfaire la vérification suivante :

$$t \leq 0.36 d \sqrt{\frac{f_{ub}}{f_y}} \quad \dots \dots \dots \text{(équation II. 26)}$$

Avec :

- t : épaisseur de la semelle de poteau ou de la platine d'about ;
- d : diamètre des boulons ;
- f_{ub} : limite ultime du boulon ;
- f_y : limite élastique de la semelle de poteau ou de la platine d'about.

II.5 – Influence des raidisseurs sur le comportement des assemblages

La présence des raidisseurs, présentés dans le paragraphe I.8, améliore localement les caractéristiques mécaniques de la composante concernée et par conséquent, cela peut avoir une influence sur le comportement global de l'assemblage ainsi que ses modes de ruine. L'EC3 (NF EN 1993-1-8) fournit des formules analytiques présentant l'apport de certains types de renforcement tels que les raidisseurs transversaux de poteau, les contre-plaques et les doublures d'âme. Cependant, un manque peut être relevé comme le cas des raidisseurs de platine d'about (figure II.16) et des raidisseurs diagonaux de l'âme de poteau.

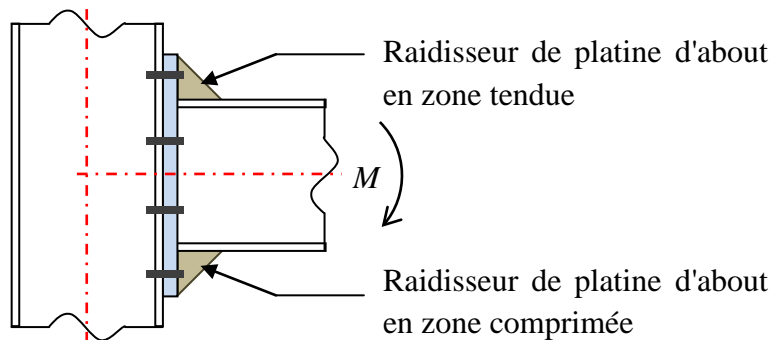


Figure. II. 16 – Raidisseurs de platine d'about.

II.5.1 – Raidisseurs de platine d'about en zone tendue

L'effet des raidisseurs au niveau de débord de la platine d'about en zone tendue est pris en compte dans le calcul lors de la détermination de la longueur efficace de tronçon en té de la rangée extérieure. Cette longueur n'est pas tout à fait définie dans l'EC3 (NF EN 1993-1-8) d'où la nécessité de trouver une approche adéquate qui s'appuie sur une adaptation fournie par (Ryan, 2006), (Semin, 2010), (Group, 2013), (Cabinet, 2013) et est présentée dans l'annexe D de cette thèse. Il s'agit du cas de semelle raidie côté poteau où la rangée est formée par les éléments semelle + âme + raidissage transversal du poteau. L'adaptation consiste à considérer que la platine joue le

rôle de la semelle du poteau, le raidisseur de platine celui de l'âme de poteau et la semelle de la poutre celui de raidissage transversal de poteau (figure II.17).

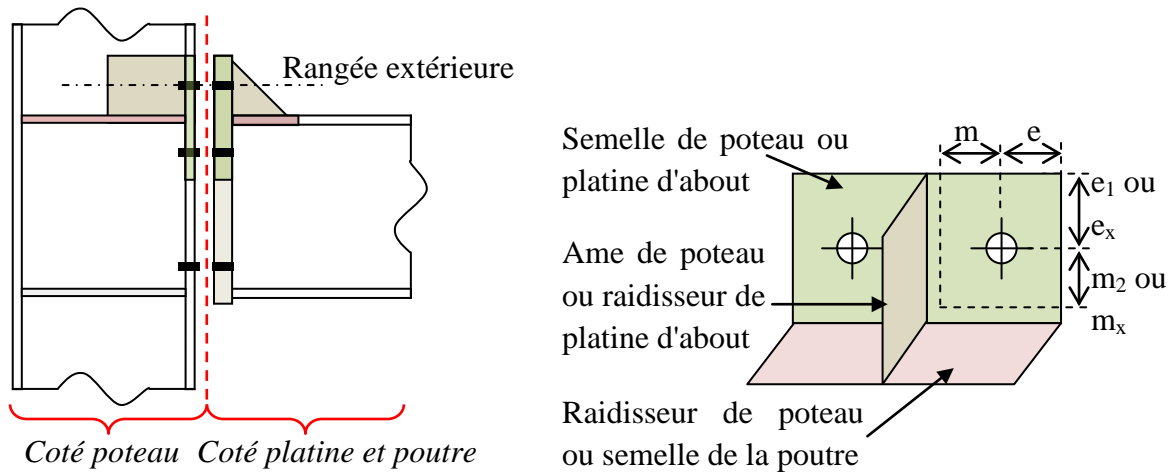


Figure. II. 17 – Adaptation d'un tronçon équivalent de la rangée extérieure raidie.

Cette prise en compte se traduit par l'introduction du coefficient α , qui prend en charge les rapports entre m , m_x , e et e_x , dans le cas des mécanismes non circulaires. A noter que les propriétés géométriques et matérielles du raidisseur ne sont pas prises en compte. Selon l'EC3 (NF EN 1993-1-8), le coefficient α est uniquement fourni sous la forme d'un abaque et nécessite donc une lecture graphique d'une précision limitée (annexe E). Comme alternatives, des méthodes dans la littérature (Group, 2013) et (Rodier, 2018) proposent des expressions analytiques de ce coefficient. Ainsi, il est envisagé de les introduire dans les futures révisions de l'Eurocode 3 Partie 1-8 (prEN 1993-1-8 Draft 2.1). La procédure générale de calcul d'une rangée extérieure raidie de platine d'about est illustrée dans la figure II.18 ci-dessous :

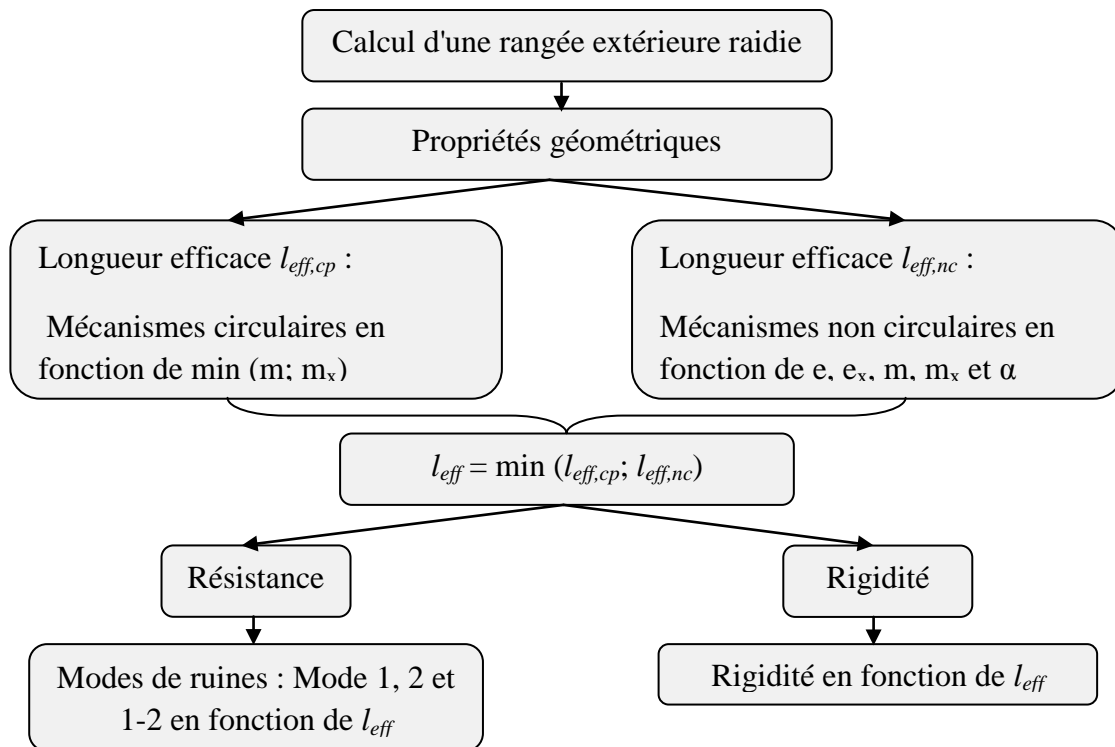


Figure. II. 18 – Procédure générale de la vérification d'une rangée raidie.

II.5.2 – Raidisseurs de platine en zone comprimée

Pour ce type de raidisseur, aucune indication n'est donnée dans l'EC3. Cependant, il a été remarqué dans certaines recherches (Abidelah, et al., 2012), (D'Aniello, et al., 2017) et (Tartaglia, et al., 2018) que la position du centre de compression d'un assemblage peut être modifiée dans le cas d'un assemblage comportant des raidisseurs dans le débord de platine en zone comprimée. Sa position a été suggérée au centre de gravité de la forme triangulaire du raidisseur (figure II.19-a). A noter que le centre de compression selon l'EC3 (NF EN 1993-1-8) est situé à mi-épaisseur de la semelle inférieure de la poutre (figure II.19-b) quelle que soit la configuration y compris le débord en zone comprimée (figure II.19-c) de la platine ainsi que la présence éventuelle des raidisseurs (figure II.19-d).

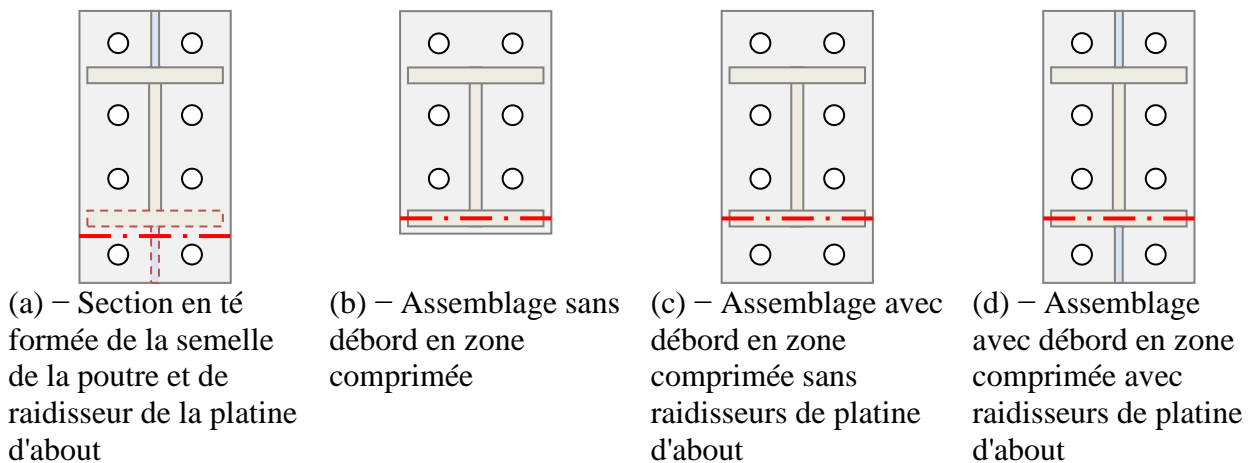


Figure. II. 19 – Centre de compression.

II.6 – Conclusions

Dans ce chapitre, nous avons présenté l'approche analytique selon l'EC3, appelée méthode des composantes, des assemblages boulonnés par platine d'about. Cette méthode permet d'obtenir le moment résistant de calcul et la rigidité initiale de l'assemblage sous un moment de flexion.

Nous avons décrit chacune des composantes en différentes zones de sollicitations. Leurs formulations analytiques sont présentées dans l'Annexe B de cette thèse.

Une illustration détaillée qui décrit le comportement de la zone tendue d'un assemblage boulonné par platine d'about en se basant sur la notion des tronçons en té a été abordée. Un tronçon en té peut être considéré comme un assemblage élémentaire se caractérisant par une longueur efficace, une résistance plastique et une raideur initiale. Tous ces paramètres ont été présentés au sein de ce chapitre.

La procédure de calcul du moment résistant d'un assemblage a été présentée y compris ses limitations qui peuvent avoir lieu dans certains modes de ruines. Par la suite, les étapes de calcul de la rigidité initiale de chaque composant et de tout l'assemblage par montage des ressorts en série ou en parallèle a été illustré.

La méthode des composantes est vaste et permet de traiter une diversité de configurations et de modes constructifs des assemblages boulonnés par platine d'about. Cependant, elle reste limitée sur certains cas tel que l'effet des raidisseurs de platine d'about d'où se porte l'objectif essentiel de ce travail de recherche.

Chapitre III :
Recherche bibliographique

III.1 – Introduction

L'objectif principal de la plupart des recherches est de trouver une méthode pour prédire un comportement force-déplacement ou moment-rotation d'un assemblage donné. Selon la technique utilisée, il existe dans la littérature plusieurs démarches permettant de modéliser le comportement des assemblages poteau poutre boulonnés par platine d'about. On peut distinguer : essais expérimentaux, modèles numériques, modèles analytiques, modèles empiriques et modèles mécaniques.

Dans ce chapitre, nous allons présenter une revue générale sur des essais expérimentaux, modèles numérique, méthodes analytiques, empiriques et mécaniques permettant de caractériser le comportement global des assemblages poteau-poutre boulonnés par platine d'about et des assemblages de tronçons en té avec et sans raidisseurs.

III.2 – Essais expérimentaux

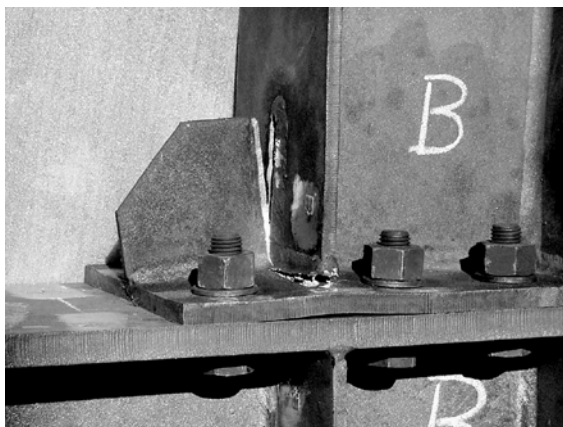
Les modèles expérimentaux permettent d'étudier le comportement réel des assemblages à partir d'un programme d'essais effectué en laboratoire sur des spécimens à une échelle réelle ou réduite.

Leur avantage est qu'une fois les résultats obtenus, ils peuvent être utilisés comme références afin de valider tous autres types de modèles (numérique, analytique,...) et permettent d'enrichir la bibliographie sur les assemblages.

Leur inconvénient sont : la complexité de pouvoir réaliser le banc d'essai, l'instrumentation de mesure nécessaire, le coût, la durée que doit prendre l'essai et l'accompagnement de cet essai par un personnel qualifié dans le domaine de l'extensométrie.

III.2.1 – Assemblages entiers

(Guo, 2003) et (Shi, et al., 2005) ont effectué des essais sous sollicitations cycliques sur des assemblages par platine d'about débordante, boulonnés avec quatre rangées de boulons avec et sans raidisseurs. La ruine de certains de ces spécimens a été observée le long de la soudure entre le raidisseur et la semelle de la poutre en zone tendue (figure III.1-a). Sur d'autres spécimens, la ruine a été sous forme de déchirure dans la section de raidisseur en zone tendue (figure III.1-b) en raison de sa faible épaisseur par rapport aux autres composants de l'assemblage (platine, boulons).



(a) – Essai de Guo, (2003)



(b) – Essai de Shi, et al., (2005)

Figure. III. 1 – Ruine des raidisseurs de platine d'about en zone tendue

Des chercheurs ont étudié le comportement de huit assemblages boulonnés par platine d'extrémité, sans raidisseurs, soumis à un chargement statique (Coelho, et al., 2007). Les échantillons ont été conçus pour provoquer la rupture dans la plaque d'extrémité plutôt que celle de la poutre ou du poteau (figure III.2). Les paramètres étudiés étaient l'épaisseur de la plaque d'extrémité et la nuance d'acier. En conséquences, la variation de l'épaisseur de la plaque d'extrémité ou de la nuance d'acier n'a pas eu d'effet significatif sur la rigidité en rotation post-limite de l'assemblage. Au contraire, ils ont un effet significatif sur la capacité de rotation des liaisons. En outre, il a été conclu que l'EC3 (NF EN 1993-1-8) donne une prédiction sûre et conservatrice pour la capacité portante de type d'assemblage.



Figure. III. 2 – Essai de Coelho, et al., (2007)

(Abidelah, 2009) a mené une étude expérimentale de huit spécimens d'assemblages en acier poteau-poutre et poutre-poutre boulonnés avec des platine d'about. Les raidisseurs et le débord de platine d'about étaient les paramètres essentiels à étudier. Quatre de ces assemblages avaient les plaques d'extrémité renforcées avec des raidisseurs dans les parties débordantes. Un poteau de faible section a été utilisé pour observer les modes de rupture dans ses zones tendues et comprimées. Les résultats obtenus du comportement global moment-rotation sont présentés dans la figure III.3. Dans la suite de cette recherche, (Abidelah, et al., 2012) ont montré que le moment plastique et la rigidité initiale des spécimens avec raidisseurs de platine d'about en zone tendue et comprimée sont supérieurs aux autres spécimens. Ils ont constaté que la présence des raidisseurs en zone comprimée (FS4) offre une augmentation supplémentaire de la résistance et de la rigidité par rapport à celles de (FS3). Ils justifient que cette augmentation est issue du décalage de bras de levier entre les forces de compression et de traction. Ceci est dû à la présence du raidisseur en zone de compression de l'assemblage et qui a pour effet de déplacer la position du centre de compression de l'axe neutre de la semelle de poutre à une position inférieure située à la section du raidisseur. Ils suggèrent que la position du bras de levier se trouve au centre de gravité de la section en T composée du raidisseur, des parties de la platine d'about et de la semelle de poutre soudées au raidisseur.



FS2



FS3



FS4

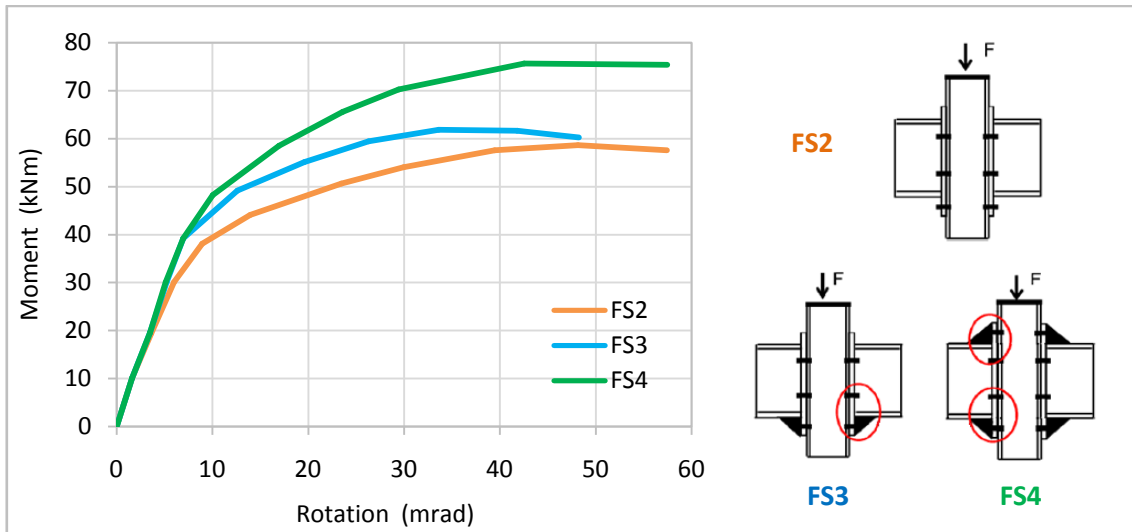
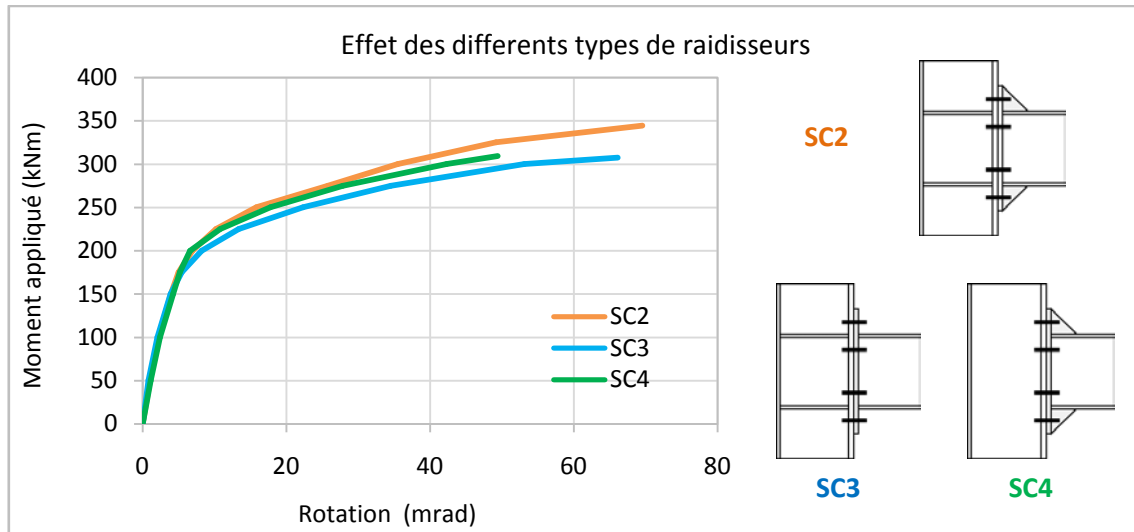


Figure. III. 3 – Résultats des essais d’Abidelah, (2009).

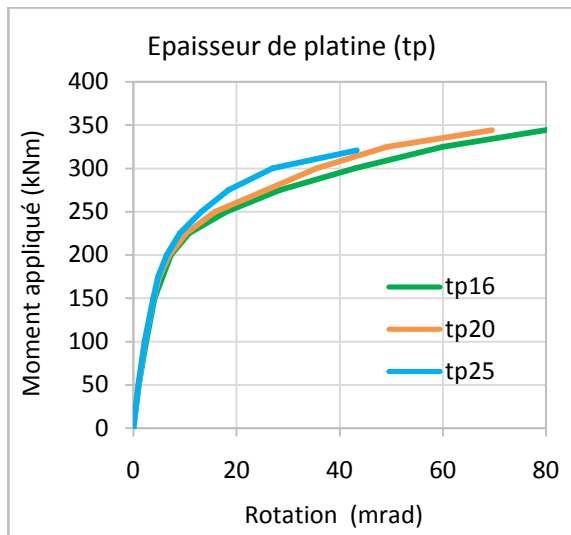
D’autres chercheurs (Shi, et al., 2010) ont mené une série d’essais sur huit spécimens d’assemblages boulonnés par platine d’about débordante sous chargements monotone. Les paramètres étudiés étaient l’épaisseur de la platine d’about, le diamètre des boulons, les raidisseurs de l’âme de poteau, les raidisseurs et le débord de la platine d’about. La figure III.4-a montre le dispositif d’essai utilisé par les auteurs. Les résultats présentés dans les figures III.4-b, III.4-c et III.4-d illustrent l’effet des raidisseurs, l’effet de l’épaisseur de platine d’about et l’effet du diamètre des boulons respectivement. Les assemblages avec raidisseurs de poteau et de platine d’about présentent une plus grande rigidité, une plus grande ductilité et une grande capacité portante. L’utilisation de platines d’about débordantes raidies peut augmenter le moment résistant de l’assemblage, sa capacité de rotation et sa rigidité. Ce type de raidissage peut minimiser la déformation flexionnelle de la plaque qui conduit à réduire les efforts dans les boulons. De plus, le mode de ruine de la platine d’about débordante passe d’une flexion uni-axiale à une flexion bi-axiale ce qui minimiserait ses déformations.



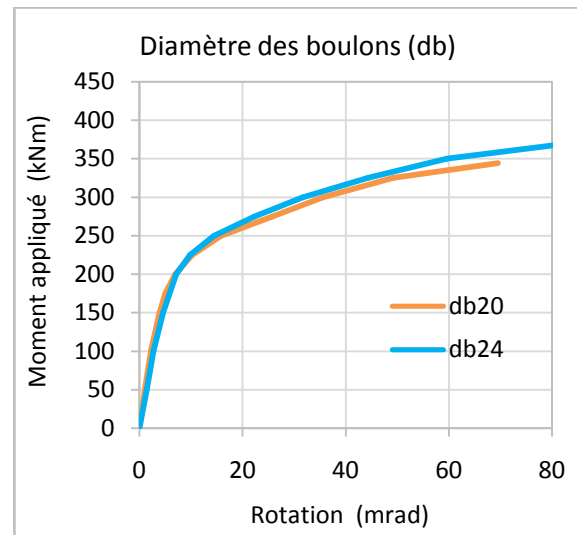
(a) – Dispositif d’essai Shi, et al., (2010)



(b) – Effet des raidisseurs



(c) – Effet de l'épaisseur de platine d'about



(c) – Effet du diamètre des boulons

Figure. III. 4 – Résultats des essais de Shi, et al., (2010).

III.2.2 – Assemblages de tronçons en té

(Eliášová, et al., 2000) ont mené six essais sur des tronçons en té raidis qui ont la même épaisseur de la semelle et qui est égale à 8 mm. Trois types de géométries différentes ont été examinés pour voir l'influence de la position des boulons par rapport aux raidisseurs. Les tronçons ont été chargés par une force de traction jusqu'à la ruine (figure III.5). L'objectif principal de cette étude est le développement d'une formulation basée sur les lignes de rupture pour la détermination d'une longueur efficace d'un tronçon en té raidi en introduisant une expression simplifiée du coefficient α (équation III.1). Les auteurs estiment que l'erreur est relativement faible et montrent une bonne applicabilité de la solution simplifiée proposée.

$$\alpha = -5.92 \lambda_1 + 9.78 \text{ (équation III. 1)}$$

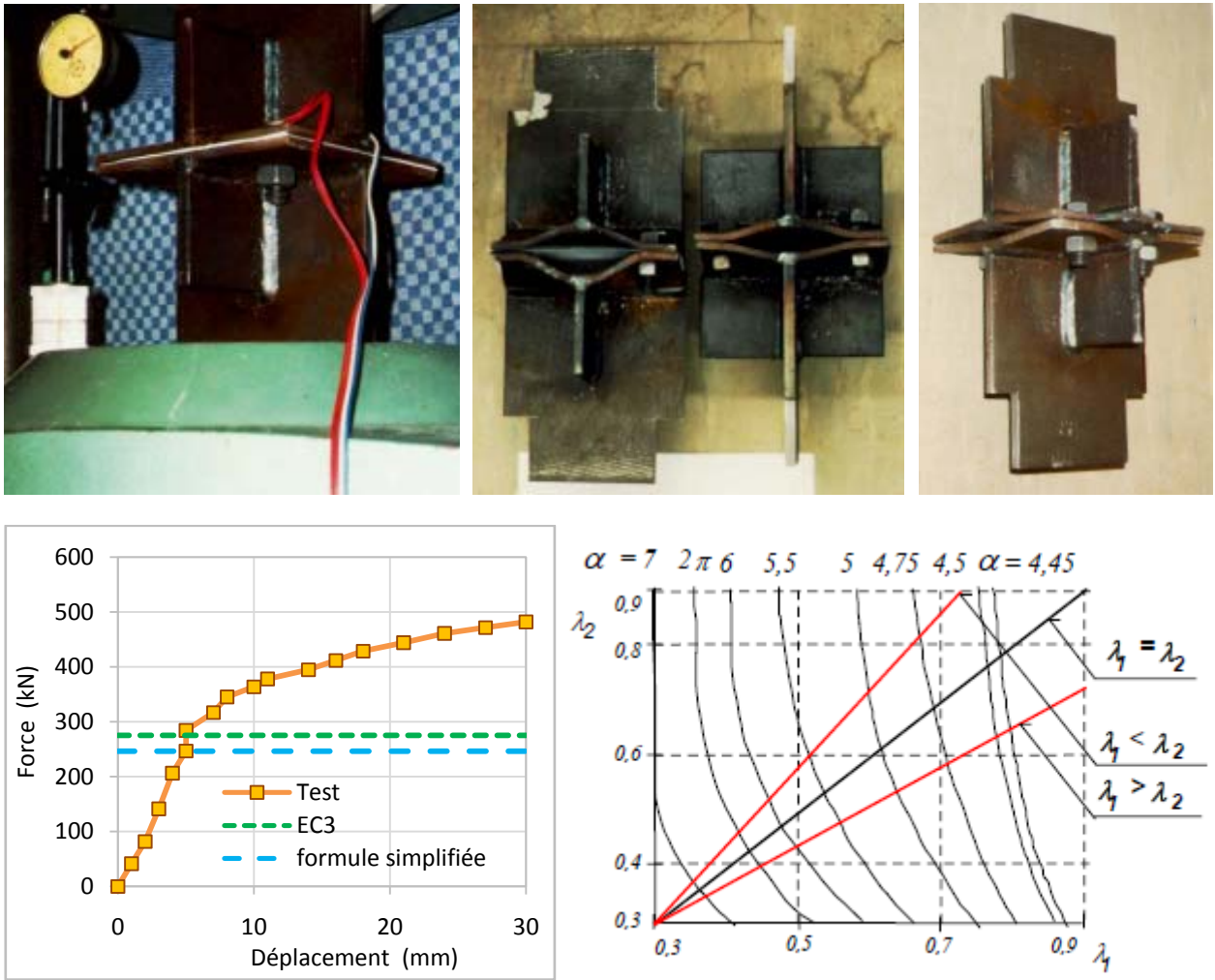


Figure. III. 5 – Résultats des essais d’Eliášová, et al., (2000).

(Mimoune, et al., 2003) ont mené une étude expérimentale sur des tronçons d’assemblages en té, liés par des boulons M16 de nuance 10.9 et disposant d’une semelle d’une épaisseur de 8 et 10 mm avec et sans raidisseurs. Ils ont remarqué que la présence des raidisseurs associés à une épaisseur de semelle relativement faible a conduit à un mode de ruine par mécanisme complet (mode 1), et non pas à une rupture des boulons (figure III.6). Les mêmes auteurs (Mimoune, et al., 2011) par la suite ont mené une étude numérique sur les mêmes tronçons avec des semelles plus épaisses (12, 15, et 18 mm). Les résultats obtenus dans le tableau III.1 ont montré qu’au delà d’une épaisseur de 12 mm, le mode de ruine change progressivement jusqu’à atteindre la ruine des boulons à $t_f = 18$ mm.

Tableau. III. 1 – Essais de Mimoune, et al., (2011).

Epaisseur de la semelle t_f (mm)	Résistance plastique F_p (kN)			Modes de ruines	
	Sans raidisseurs	Avec raidisseurs	%	Sans raidisseurs	Avec raidisseurs
8	46	107	8	Mode 1	Mode 1
10	73	167	10	Mode 1	Mode 1
12	108	242	12	Mode 1	Mode 1
15	176	343	15	Mode 1	Mode 2
18	263	271	18	Mode 2	Mode 3

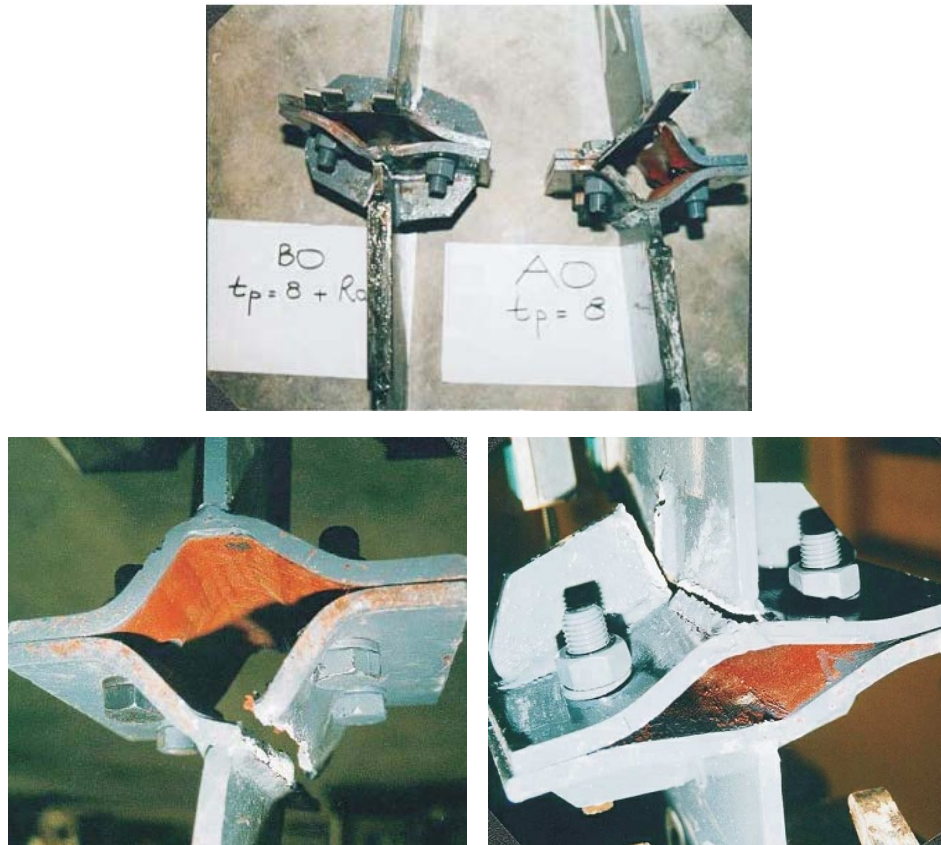


Figure. III. 6 – Essais de Mimoune, et al., (2003).

(Zhao, et al., 2012) ont mené une étude expérimentale sur des tronçons en té avec et sans raidisseurs, soumis à un chargement monotone de traction. Le but de leur étude est de déterminer l'apport des raidisseurs en termes de résistance et de rigidité sur le comportement mécanique des tronçons en té. Ils suggèrent qu'un raidisseur triangulaire avec un rapport hauteur/largeur de 2:1 est recommandé dans la pratique. Ils constatent que pour une résistance égale, les tronçons en té non raidis doivent avoir une semelle plus épaisse (plus de +25%) par rapport à une semelle de tronçon en té raidi (figure III.7). Les auteurs ont proposé une formulation analytique qui permet d'estimer l'épaisseur du raidisseur.

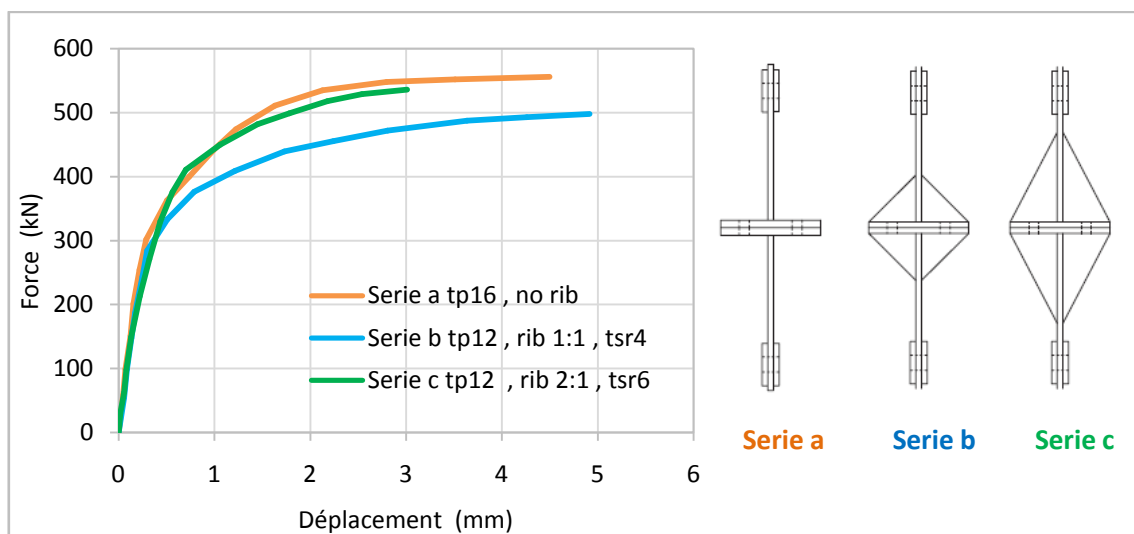


Figure. III. 7 – Résultats des essais de Zhao, et al., (2012).

III.3 – Modèles numériques

L'outil numérique est de plus en plus répandu dans la recherche scientifique et de l'analyse des comportements des systèmes d'assemblages. Il repose, le plus souvent, sur la méthode des éléments finis tridimensionnels en analyse non linéaire.

Les avantages de la discrétisation numérique sont : la rapidité de réaliser plusieurs modèles et d'obtenir des résultats précis permettant de représenter le comportement réel d'un assemblage donné ainsi que la possibilité de prendre des mesures qui sont difficiles ou même impossibles à avoir expérimentalement telles que les contraintes en zones de contact.

Les principaux inconvénients de la modélisation par éléments finis sont : l'obligation de valider le modèle par des résultats expérimentaux ou analytiques, le manque de données géométriques et matérielles réelles et la nécessité d'avoir un processeur et une mémoire de calcul puissants.

(Ana-Maria, et al., 2012) ont mené une étude numérique (figure III.8) à l'aide du logiciel ABAQUS afin de caractériser le comportement des assemblages boulonnés poteau-poutre en acier. L'étude est basée sur des recherches expérimentales existantes sur des tronçons en té, soumis à un chargement statique et cyclique, réalisées à l'Université Politehnica de Timisoara, en utilisant de l'acier doux et à haute résistance. Cette recherche consiste à une étude paramétrique géométrique et matérielle liée à la disposition des boulons sur la semelle du tronçon en té et la nuance de l'acier (S235, S460 et S690) respectivement. Les auteurs ont constaté que le changement de l'épaisseur de la semelle, la disposition des boulons et les nuances d'acier peuvent obtenir les mêmes modes de ruine ainsi que des valeurs de résistance et de rigidité équivalentes.

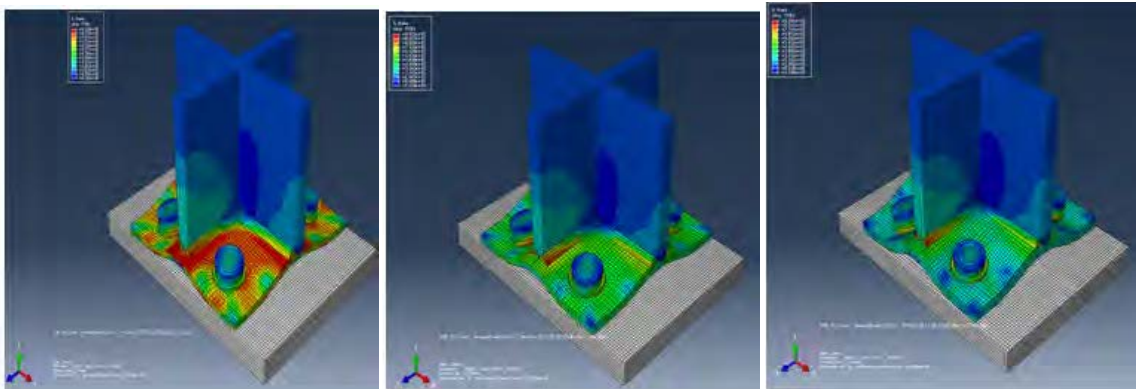
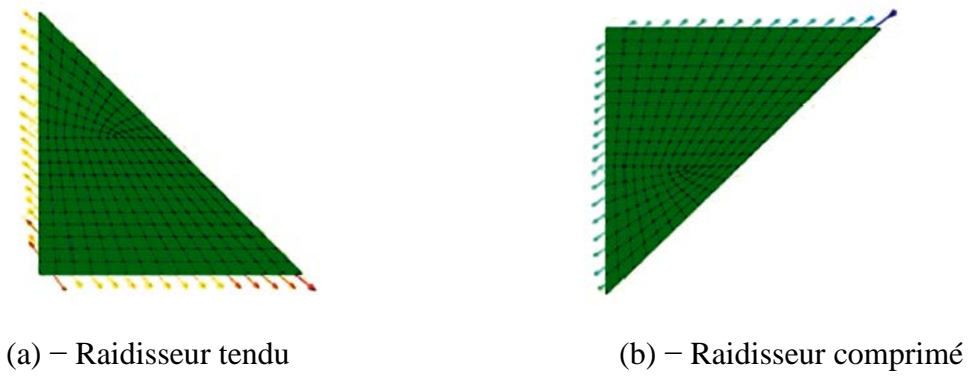


Figure. III. 8 – Modèle d' Ana-Maria, et al., (2012).

(Chen, et al., 2015) ont mené une étude numérique sur le comportement mécanique des assemblages boulonnés par plaque d'extrémité débordante avec raidisseurs. Les auteurs ont constaté que l'angle du raidisseur à un rôle important et le passage de 45° (1:1) à 63° (2:1) influe sur la distribution des efforts de cisaillement de la poutre au panneau d'âme de poteau et par conséquent la résistance globale (figure III.9). De plus, ils ont analysé la distribution des contraintes sur les raidisseurs en zone tendue et comprimée et ils ont remarqué que les sens des contraintes principales est parallèle avec le bord libre (l'hypoténuse) du raidisseur.



(a) – Raidisseur tendu

(b) – Raidisseur comprimé

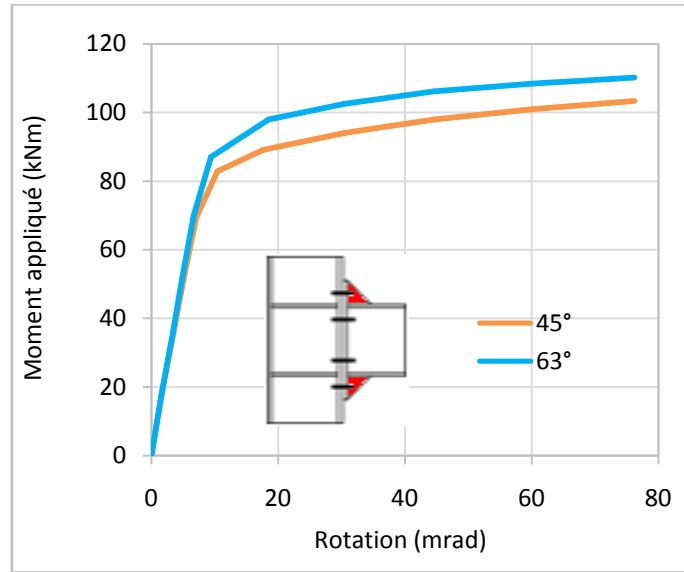


Figure. III. 9 – Résultats de Chen, et al., (2015).

(Tartaglia, et al., 2018) ont mené une étude numérique validée par une série d'essais sur les assemblages poteaux poutres boulonnés par platine d'about sous un chargement statique et cyclique (figure III.10). Leur étude se base sur le raidissage de la partie débordante de la platine d'about en zone tendue et comprimée. Ils ont remarqué que les raidisseurs ayant une épaisseur importante prolongent la phase élastique de l'assemblage. De plus, ils confirment que les renforts améliorent les performances mécaniques de l'assemblage et permettent le déplacement du centre de compression et par conséquent un bras de levier plus important.

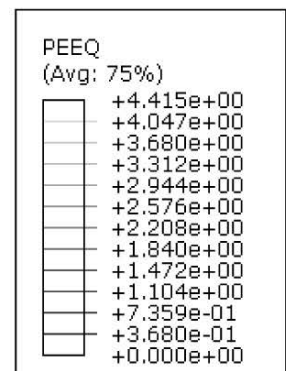
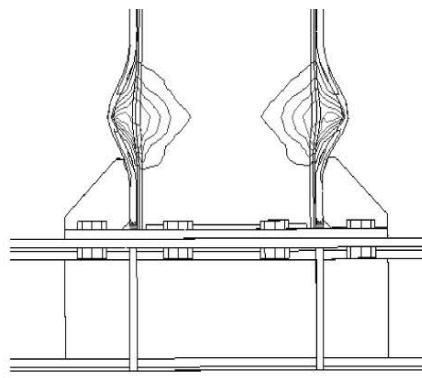


Figure. III. 10 – Essais et modèles de Tartaglia, et al., (2018).

III.4 – Modèles analytiques

Les méthodes analytiques utilisent les principes de base de l'analyse des structures : équations d'équilibre, de compatibilité et les lois de comportement pour évaluer la raideur et la résistance des assemblages en fonction de leurs propriétés géométriques et mécaniques.

L'avantage de ces modèles est leur application dans de diverses situations quel que soit les données du problème. Aussi, ils offrent des résultats avec une précision assez satisfaisante.

L'obstacle de ces méthodes est souvent la complexité de pouvoir trouver une équation généraliste qui peut représenter le comportement réel d'un côté et d'un autre côté et la difficulté de validation d'une formulation donnée d'un autre côté.

En pratique, il est souvent préférable d'utiliser des méthodes analytiques existantes. Parmi ces travaux, on peut citer :

(Al Khatab, 2003) a développé deux approches existantes dans la littérature pour déterminer les efforts internes d'un tronçon en té ainsi que sa rigidité initiale. Dans la première approche, les tronçons sont modélisés par des poutres sur quatre appuis soumis à des efforts concentrés. Deux appuis simples pour représenter l'effet de levier aux extrémités et deux appuis élastiques pour représenter les boulons (Yee, et al., 1986) et (Shi, et al., 1996) (figure III.11-a). Dans la deuxième approche, une simplification a été proposée par (Zoetemeijer, 1990) en considérant que la zone tendue elle-même est constituée de trois composantes indépendantes. Dans ce cas, la semelle du poteau et la platine d'extrémité sont représentées chacune par une poutre sur quatre appuis simples soumise à un effort concentré en milieu de travée (figure III.11-b) ce qui est, en effet, retenu par la réglementation (NF EN 1993-1-8) pour calculer la rigidité initiale du tronçon.

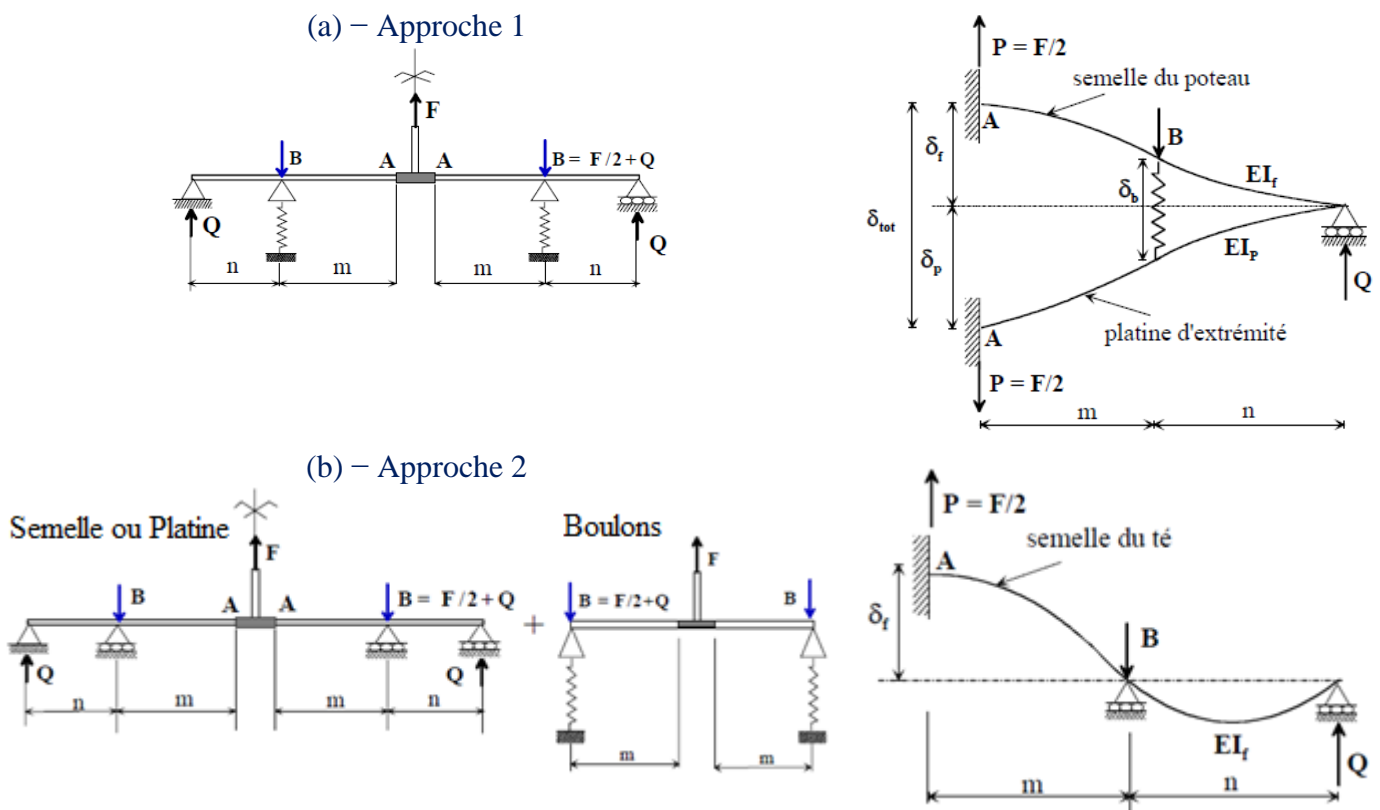


Figure. III. 11 – Modèles analytiques représentant le fonctionnement d'un tronçon en té.

En phase de fonctionnement de l'assemblage en phase élastique, la limite est fixée par la formation d'une première rotule plastique à la naissance du congé de raccordement entre l'âme et la semelle du tronçon.

Dans la première approche, pour une seule rangée de boulons, la force dans le boulon B, la force de levier Q, la rigidité totale du tronçon K_{tot} et la force élastique F_{el} qui correspond à l'apparition de la première rotule plastique sont données par les équations III.2, III.3, III.4 et III.5 suivantes :

$$\text{Effort dans les boulons B} \quad B = \frac{F \frac{n^2}{3}(n+3m) + \frac{n m^2}{2}}{2 \frac{n^2}{3}(n+3m) + \frac{L_b}{A} \left(\frac{I_f \times I_p}{I_f + I_p} \right)} \dots \dots \text{(équation III. 2)}$$

$$\text{Effort de levier Q} \quad Q = \frac{F \frac{n m^2}{2} - \frac{L_b}{A} \left(\frac{I_f \times I_p}{I_f + I_p} \right)}{2 \frac{n^2}{3}(n+3m) + \frac{L_b}{A} \left(\frac{I_f \times I_p}{I_f + I_p} \right)} \dots \dots \text{(équation III. 3)}$$

$$\text{Rigidité initiale totale } K_{tot} \quad K_{tot} = \frac{2E \left(\frac{I_f \times I_p}{I_f + I_p} \right)}{\left[\frac{(m+n)^3}{3} - \frac{\left(\frac{n^2}{3}(n+3m) + \frac{n m^2}{2} \right)^2}{\frac{n^2}{3}(n+3m) + \frac{L_b}{A} \left(\frac{I_f \times I_p}{I_f + I_p} \right)} \right]} \dots \dots \text{(équation III. 4)}$$

$$\text{Force élastique } F_{el} \quad F_{el} = \frac{2 M_p / n}{\left[\frac{m}{n} - \frac{\frac{n m^2}{2} \frac{L_b}{A} \left(\frac{I_f \times I_p}{I_f + I_p} \right)}{\frac{n^2}{3}(n+3m) + \frac{L_b}{A} \left(\frac{I_f \times I_p}{I_f + I_p} \right)} \right]} \dots \dots \text{(équation III. 5)}$$

Dans la deuxième approche, les boulons ne sont pas intégrés directement avec la semelle et la platine, mais ils sont considérés séparément. Puis, la liaison entre ces trois composantes est prise en compte en les considérant comme un système de ressorts disposés en série. Dans ce cas, la force dans le boulon B, la force de levier Q, la rigidité de la semelle K_f , la rigidité de la platine K_p et la force qui correspond à l'apparition de la première rotule plastique F_{el} sont données par les équations III.6, III.7, III.8, III.9 et III.10 suivantes :

$$\text{Effort dans les boulons B} \quad B = \frac{F \frac{n^2}{3}(n+3m) + \frac{n m^2}{2}}{2 \frac{n^2}{3}(n+3m)} \dots \dots \text{(équation III. 6)}$$

$$\text{Effort de levier Q} \quad Q = \frac{F \frac{n m^2}{2}}{2 \frac{n^2}{3}(n+3m)} \dots \dots \text{(équation III. 7)}$$

$$\text{Rigidité de la semelle } K_f \quad K_f = \frac{24 E I_f}{m^3} \left(\frac{3m+n}{3m+4n} \right) \dots \dots \text{(équation III. 8)}$$

$$\text{Rigidité de la platine } K_p \quad K_p = \frac{24 EI_p}{m^3} \left(\frac{3m+n}{3m+4n} \right) \dots \dots \text{ (équation III. 9)}$$

$$\text{Force élastique } F_{el} \quad F_{el} = \frac{4 M_p}{m} \left(\frac{3m+n}{3m+2n} \right) \dots \dots \text{ (équation III. 10)}$$

Avec :

- m, n : Paramètres géométriques ;
- I_f : Moment d'inertie de la semelle (semelle de tronçon 1) ;
- I_p : Moment d'inertie de la platine (semelle de tronçon 2) ;
- A : Section de boulon ;
- L_b : Longueur utile de boulon ;
- M_p : Moment plastique de tronçon ;
- E : Module de Young.

(Shi, et al., 2007) ont proposé un modèle analytique permettant la distribution des efforts de traction dans les boulons précontraints pour les assemblages boulonnés par platine d'about avec et sans débord. Ce modèle concerne deux configurations différentes :

La première concerne des assemblages avec platine d'about non débordante et débordante avec raidisseurs de platine et de l'âme de poteau (figure III.12-a). L'axe neutre de cette configuration est supposé au centre de la poutre quand les boulons sont disposés d'une manière symétrique. La distribution des efforts est supposée linéaire et la force maximale des boulons est celle des rangées les plus éloignées de l'axe neutre. La force de chaque boulon est donnée par les formules suivantes (équations III.11 et III.12) :

$$N_i = \frac{y_i}{y_1} N_1 \dots \dots \text{ (équation III. 11)} \quad \text{Avec} \quad N_1 = \frac{M y_1}{\sum y_i^2} \dots \dots \text{ (équation III. 12)}$$

La deuxième configuration est consacrée aux assemblages par platine d'about débordante non raidie (figure III.12-b). A noter que dans cette configuration, l'âme du poteau est raidie transversalement. Comme la première configuration, l'axe neutre est supposé à la ligne médiane de la poutre avec une disposition symétrique des boulons. Une distribution non linéaire dans les forces des boulons entre les rangées externes de la partie débordante par rapport à l'axe neutre de l'assemblage. La force des boulons est donnée par la formule suivante (équation III.13) :

$$N_1 = N_2 = N_{n-1} = N_n \quad N_i = \frac{y_i}{y_2} N_2 \dots \dots \text{ (équation III. 13)} \quad (i \neq 1 \text{ ou } n)$$

Avec :

- N₁ : Effort de la rangée d'extrémité ;
- y₁ : Distance verticale de l'axe de la rangée 1 à l'axe neutre de l'assemblage ;
- N_i : Effort dans les autres rangées ;
- y_i : Distance verticale entre l'axe de chaque rangée par rapport à l'axe neutre de l'assemblage ;
- M : Moment appliqué.

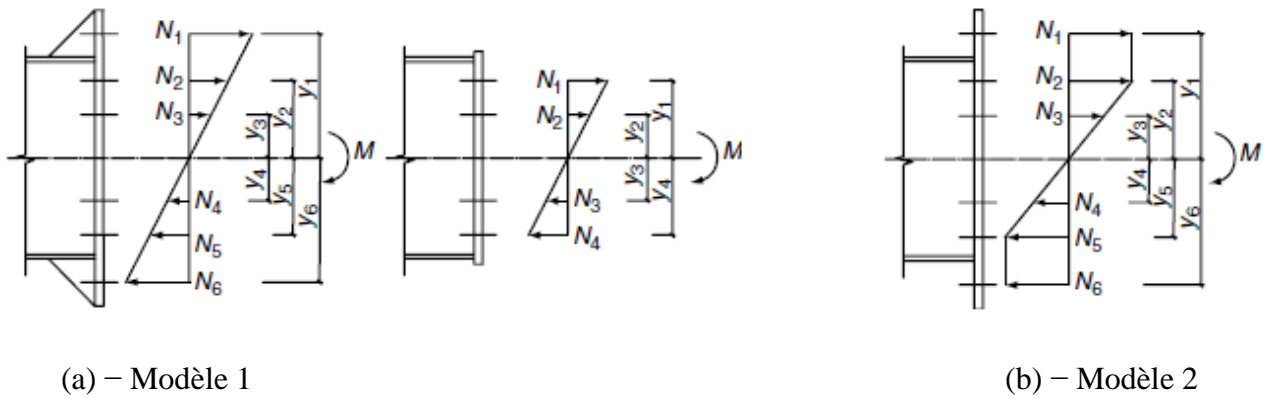


Figure. III. 12 – Distribution des efforts dans les boulons selon le modèle Shi, et al., (2007).

(Abidelah, et al., 2014) ont proposé un modèle analytique qui permet d'inclure l'effet du moment des boulons sur le comportement d'un tronçon en T. Ils ont constaté que la présence du moment de flexion dans les boulons modifie le mode de ruine des tronçons en T ainsi qu'une diminution de valeur de la charge ultime. Leur modèle est basé sur les formules analytiques de l'approche de (Yee, et al., 1986) et (Shi, et al., 1996) en leur ajoutant un ressort de rotation à chaque boulon (Figure III.13) pour simuler la flexion du boulon initialement négligée et en supposant que la semelle et la platine possèdent les mêmes caractéristiques

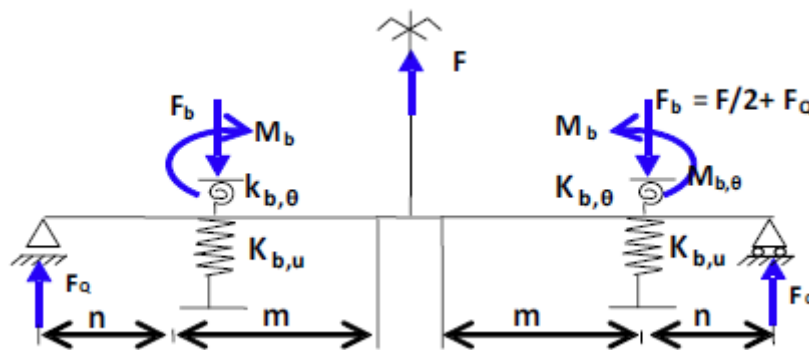


Figure. III. 13 – Modèle analytique d'Abidelah, et al., (2014).

III.5 – Modèles empiriques

Les modèles empiriques sont principalement basés sur les techniques des courbes d'ajustement par lesquelles une simple expression mathématique reproduit les données des résultats expérimentaux ou numériques avec une ou plusieurs constantes d'ajustement.

L'avantage de ce modèle est qu'une fois les constantes déterminées, la relation moment-rotation peut être exprimée et utilisée dans l'analyse structurale du problème étudié.

L'inconvénient majeur de ces méthodes est qu'ils ne sont pas applicables pour tous les cas existants. Il n'est pas aussi possible d'évaluer l'influence de chaque paramètre sur les caractéristiques de l'assemblage traité.

Il existe un grand nombre de modèles empiriques à des degrés de complexité divers. Quelques exemples de ces modèles sont présentés ci-dessous :

(Frye, et al., 1975) ont développé un modèle polynomial pour prédire le comportement de plusieurs types d'assemblages tels que par platine d'about débordante (figure III.14). Dans ce modèle, la relation $M-\theta$ est représentée par un polynôme dont son équation est la suivante (équation III.14) :

$$\theta = C_1(K.M)^1 + C_2(K.M)^3 + C_3(K.M)^5 \dots \dots \text{(équation III. 14)}$$

Où :

K : paramètre de normalisation

C_1, C_2 et C_3 : Constantes d'ajustement

Pour un assemblage poteau poutre par platine d'about avec et sans raidissage de l'âme de poteau, les valeurs de C_1, C_2, C_3 et K sont présentés dans le tableau III.2.

Tableau. III. 2 – Constantes C_i et paramètre K.

Type d'assemblage	Constantes C	Paramètre K
Platine d'about sans raidisseurs de poteau	$C_1 = 8.92 \cdot 10^{-3}$ $C_2 = 12.03 \cdot 10^{-3}$ $C_3 = 17.53 \cdot 10^{-3}$	$K = e_b^{-2.4} \times t_p^{-0.4} \times t_{fc}^{-1.5}$
Platine d'about avec raidisseurs de poteau	$C_1 = 2.6 \cdot 10^{-3}$ $C_2 = 5.37 \cdot 10^{-4}$ $C_3 = 1.31 \cdot 10^{-3}$	$K = e_b^{-2.4} \times t_p^{-0.6}$

Avec :

t_{fc} : épaisseur de la semelle de poteau ;

t_p : épaisseur de la platine d'about ;

e_b : distance verticale entraxe des boulons extrêmes

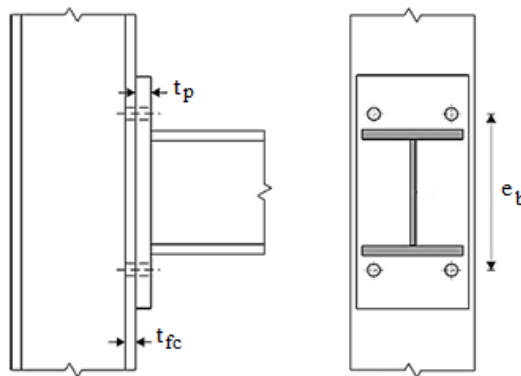


Figure. III. 14 – Assemblage du modèle empirique de Frye, et al., (1975).

(Krishnamurthy, 1978) a conduit une vaste étude paramétrique au moyen d'un modèle numérique 2D pour étudier le comportement des assemblages boulonnés par platine d'about débordante. Des essais expérimentaux ont été menés pour calibrer certains des paramètres du modèle et valider les résultats obtenus à partir des simulations numériques.

Cette méthode a été développée pour le cas des assemblages boulonnés avec platine d'about débordante ayant 4 rangées de boulons (figure III.15). La courbe moment rotation est représentée par la formule suivante (équation III.15) :

$$\theta = CM^\alpha \dots \dots \text{(équation III. 15)}$$

$$\alpha = 1.58 \quad C = \frac{1.4 \beta \mu p_f^{2.03}}{A_b^{0.36} t_p^{1.38}} \quad \beta = \frac{0.0056 b_p^{0.61} t_{fb}^{1.03}}{h_b^{1.3} t_{wb}^{0.26} W_b^{1.58}} \quad \mu = \frac{1}{f_y^{0.38} f_{yb}^{1.2}}$$

Avec :

- A_b : Section du boulon ;
- t_p : épaisseur de la platine d'about ;
- p_f : distance géométrique (voir [figure III.15](#)) ;
- b_p : largeur de la platine d'about ;
- t_{fb} : épaisseur de la semelle de la poutre ;
- h_b : hauteur de la section de la poutre ;
- t_{wb} : épaisseur de l'âme de la poutre ;
- W_b : module de flexion de la poutre ;
- f_y : limite élastique des aciers ;
- f_{yb} : limite élastique des boulons.

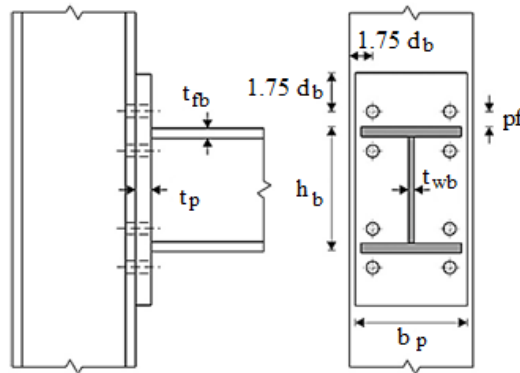


Figure. III. 15 – Assemblage du modèle empirique de Krishnamurthy, (1978).

(Kukreti, et al., 1987) a étendu le modèle de (Krishnamurthy, 1978) pour le cas des assemblages boulonnés par platine d'about non débordante ([figure III.16](#)). En réalisant une nouvelle étude paramétrique basée aussi sur un modèle numérique par éléments finis. L'auteur propose la formule présentée dans l'[équation III.16](#).

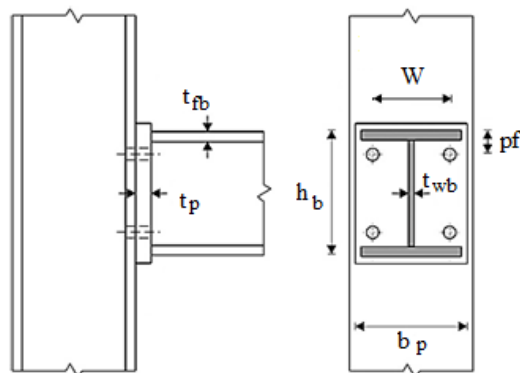


Figure. III. 16 – Assemblage du modèle empirique de Kukreti, et al., (1987).

$$\theta = CM^\alpha \dots \dots \text{(équation III. 16)}$$

$$\alpha = 1.58 \quad C = \frac{359 \times 10^{-6} p_f^{2.28}}{h_b^{2.17} t_{wb}^{0.5} t_{fb}^{0.038} d_b^{0.85} W^{0.52} b_p^{0.2.18} t_p^{1.54}}$$

III.6 – Modèles mécaniques

Les modèles mécaniques ou les modèles à ressort tel que l'EC3 (NF EN 1993-1-8), présenté dans le chapitre II, sont des modèles qui intègrent toutes les composantes de l'assemblage. Le modèle mécanique dans lequel chaque composante est, en principe représentée par un ressort permet à la fois de satisfaire les conditions d'équilibre statique et de compatibilité cinématique des déformations. En principe, chaque composante d'un assemblage est caractérisée par une loi de comportement, qui se traduit par une relation entre un effort appliqué et un déplacement correspondant. Pour chaque composante, on définit un coefficient de rigidité qui sert au calcul de la rigidité d'un assemblage et par une résistance qui sert à calculer la résistance de l'assemblage. La capacité de déformation de chaque composante doit normalement être établie. Pour développer un modèle mécanique, les étapes suivantes sont nécessaires :

- 1) identifier les composantes de l'assemblage ayant une influence significative sur la déformation et la rupture de celui-ci ;
- 2) définir une loi de comportement pour chaque composante de l'assemblage au moyen d'une méthode analytique, numérique ou expérimentale ;
- 3) Assembler toutes les composantes pour obtenir la courbe moment-rotation entière de l'assemblage.

III.7 – Conclusions

Dans ce chapitre, nous avons présenté, une revue générale sur les principales études et recherches liées au comportement des assemblages par platine d'about débordante renforcée ou non par raidisseurs sur ses débords extérieurs. Nous avons présenté aussi certains travaux et résultats concernant la zone tendue d'un assemblage qui constitue une des composantes principales pour le dimensionnement des assemblages.

Ces assemblages peuvent être analysés et modélisés par des modèles simplifiés, modèles mécaniques, modèles éléments finis et modèles expérimentaux. Chaque méthode a ses avantages et ses inconvénients. Les tests expérimentaux fournissent des résultats fiables qui peuvent décrire le comportement des assemblages poteau poutre. Bien que leur importance soit élevée, ils sont toujours limités en termes de nombre et de gamme de paramètres étudiés géométriques et mécaniques qui, de toute évidence, ne fournissent pas une compréhension globale des performances de la liaison. Cependant, dans de nombreux cas, les expériences ne sont pas réalisables ou trop coûteuses à mener. Les éléments finis constituent un outil fiable et font autorité pour étudier l'effet de tous les paramètres pertinents qui peuvent fournir des résultats acceptables et précis. Essentiellement, l'utilisation de MEF peut explorer un large éventail de paramètres et fournit par conséquent un moyen attrayant pour étudier les assemblages boulonnées plus en détail que les tests expérimentaux ne le permettraient.

Chapitre IV :
Étude numérique d'un tronçon en Té avec et sans
raidisseurs

IV. 1 – Introduction

Le comportement mécanique de la zone tendue d'un assemblage boulonné par platine d'about est idéalisé par des tronçons en té. Selon l'EC3 (NF EN 1993-1-8), chaque rangée de boulons de la zone tendue est remplacée par une longueur équivalente (pas obligatoirement égale à la longueur théorique), affectée à un tronçon en té et obtenue à la base des lignes de ruptures. Cette longueur dépend d'un certains nombres de paramètres géométriques tels que la disposition des boulons ainsi que la présence des raidisseurs éventuels.

La présence des raidisseurs de platine d'about, appelés aussi goussets, en zone tendue d'un assemblage boulonné (Figure IV.1) peut modifier le comportement de manière significative. Actuellement, elle est peu abordée dans l'EC3 et l'apport fourni par ces raidisseurs n'est pas assez explicatif. Leur présence se traduit par une formulation d'une longueur efficace en introduisant un coefficient, noté α , qui prend en charge seulement la disposition des rangées de boulons au voisinage des raidisseurs. Cependant, les paramètres géométriques et matériels ne sont pris en compte dans la formulation actuelle de l'EC3.

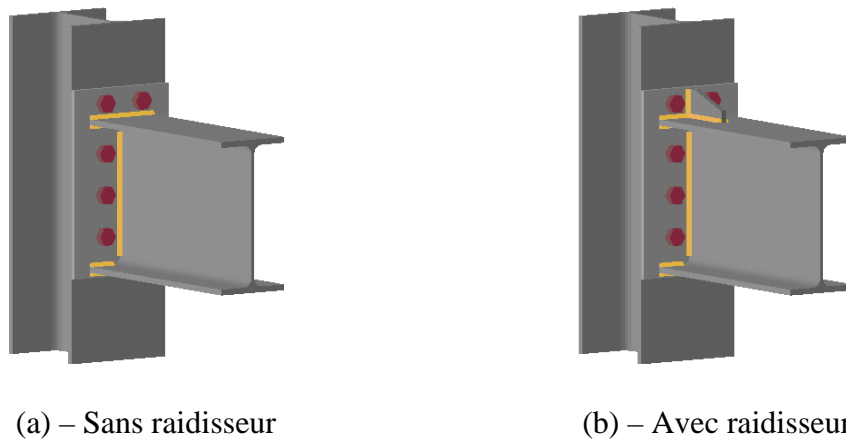


Figure. IV. 1 – Assemblages par platine d'about débordante avec et sans raidisseurs.

Ce chapitre est dédié au développement d'un modèle éléments finis 3D qui permet de simuler et d'analyser le comportement mécanique de la zone tendue de quatre assemblages boulonnés par platine d'about, idéalisés par des tronçons en té, avec et sans raidisseurs, jusqu'à le déclenchement des modes de ruine. Le modèle tient en compte des non linéarités provenant essentiellement de la plasticité, les grands déplacements et le contact unilatéral.

Le modèle numérique est validé sur la base des essais expérimentaux existants en termes de lois forces déplacement ($F-\delta$) et modes de ruines. De plus, nous présentons l'évolution de l'effort de traction dans le boulon et des forces de levier (répartition, résultante et position) qui ne sont pas faciles à mesurer expérimentalement. A noter qu'une comparaison des résultats MEF avec ceux de l'EC3 est élaborée.

Enfin, nous présentons les résultats d'une étude paramétrique pour quantifier l'effet de divers paramètres tels que la dimension du tronçon en té, le diamètre, la disposition et la précontrainte des boulons et en particulier l'effet des raidisseurs qui fera objet principal de cette étude.

IV. 2 – Géométrie des tronçons en té étudiés

Nous considérons deux séries de tronçons en té de différentes configurations géométriques pour lesquelles nous disposons de résultats expérimentaux. La première série comporte deux tronçons nommés T1 et T2, obtenus à partir des essais de (Jaspart, 1994), (Bursi, 1995), (Gebben, et al., 1997), (Swanson, 1999) et (Piluso, et al., 2001). Ils sont issus de profilés laminés, IPE300, attachés par l'intermédiaire de deux rangées de deux boulons ordinaires de diamètre M12 et M16. La différence majeure entre T1 et T2 est la position des boulons par rapport à l'axe de la semelle (figure IV.2-a et tableau IV.1). La deuxième série comprend deux tronçons nommés Ta et Tb, obtenus à partir des essais de (Zhao, et al., 2012) et (Dong, et al., 2015). Ils sont réalisés par soudage de plats pour former l'âme et la semelle et assemblés par des boulons précontraints de nuance 10.9. Ils se différencient par l'épaisseur de la semelle ainsi que par la présence des raidisseurs (figure IV.2-b et tableau IV.2).

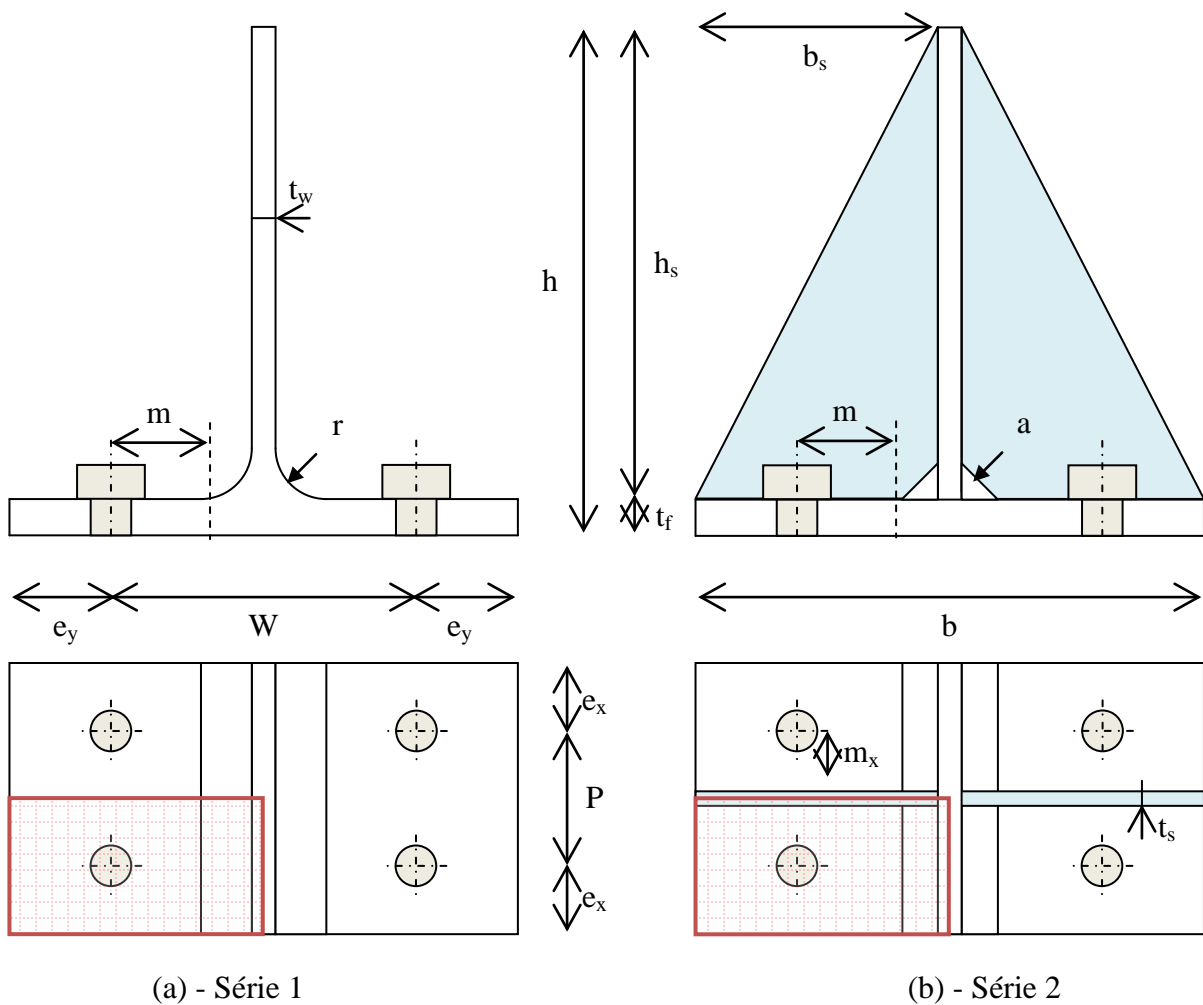


Figure. IV. 2 – Géométrie des tronçons en té étudiés.

Tableau. IV. 1 – Données géométriques de la série 1.

Série1	Dimensions (mm)														
	Tronçons										Boulons	Raidisseurs			
	h	b	l	t _f	t _w	r	e _x	e _y	P	W	Diamètre	h _s	b _s	t _s	
T1	150	150	80	10.7	7.1	15	20	30	40	90	M12	-	-	-	
T2	150	150	210	10.7	7.1	15	60	25	90	100	M16	-	-	-	

Tableau. IV. 2 – Données géométriques de la série 2.

Série2	Dimensions (mm)													
	Tronçons										Boulons		Raidisseurs	
	h	b	l	t _f	t _w	a	e _x	e _y	P	W	Diamètre	h _s	b _s	t _s
Ta	200	212	200	16	12	5	50	50	100	112	M16	-	-	-
Tb	200	212	200	12	12	5	50	50	100	112	M16	200	100	6

Pour les spécimens des deux séries, les tronçons en té ont été conçus de manière à obtenir une ruine de la platine par formation d'un mécanisme plastique complet (mode 1) ou partiel par une ruine mixte platine boulons (mode 2).

Le choix de ces deux séries se justifie par la diversité de paramètres présents et par conséquent, la fiabilité du modèle numérique développé. Parmi ces paramètres, nous citons :

- Précontrainte et excentrement des boulons ;
- Raccordement par congé ou par soudure entre l'âme et la semelle ;
- Présence des raidisseurs.

IV. 3 – Développement du modèle numérique

IV.3.1 – Maillage

Un modèle tridimensionnel des tronçons en té présentés précédemment a été développé à l'aide du logiciel (ANSYS, 2013). Il est réalisé par des éléments finis volumiques, nommés Solid45 dans le code du programme, comportant huit nœuds et trois degrés de liberté par nœud (annexe G). Le choix de l'élément a été justifié par souci d'approche réaliste et aussi des modèles élémentaires basiques auxquels nous connaissons la solution analytique tel que des poutres en flexion. En raison de symétrie axiale caractérisant les tronçons en té analysés, seul un quart de chaque spécimen est modélisé. Le maillage généré des deux séries de tronçon est illustré dans la figure IV.3.

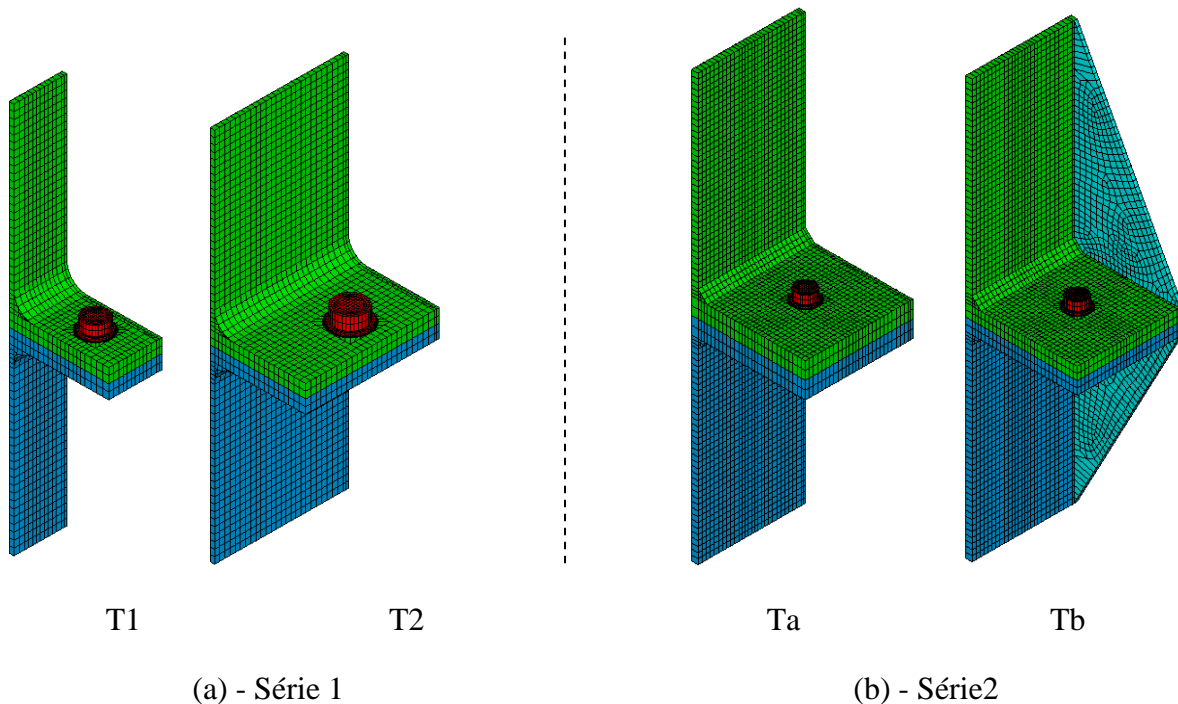
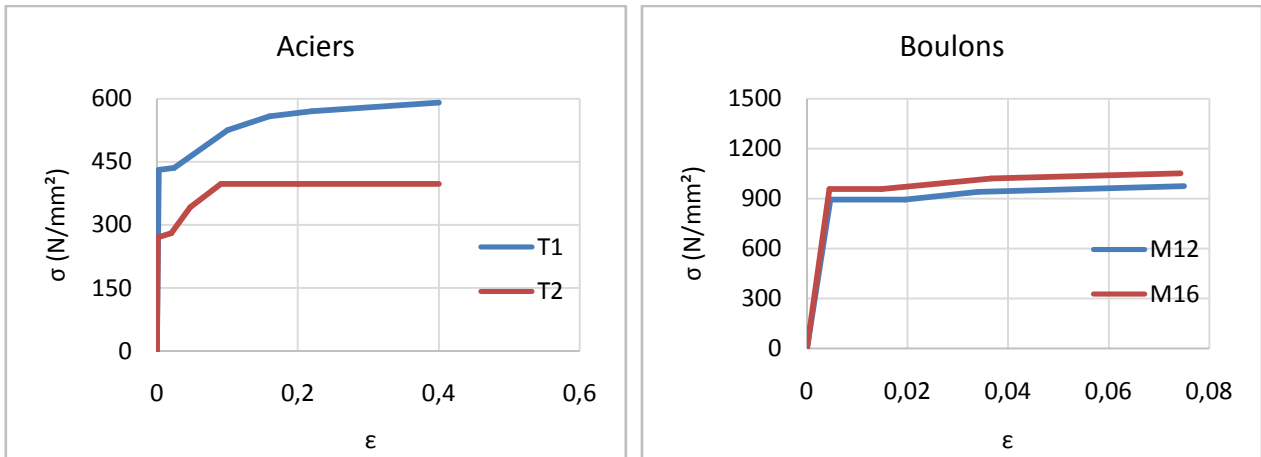


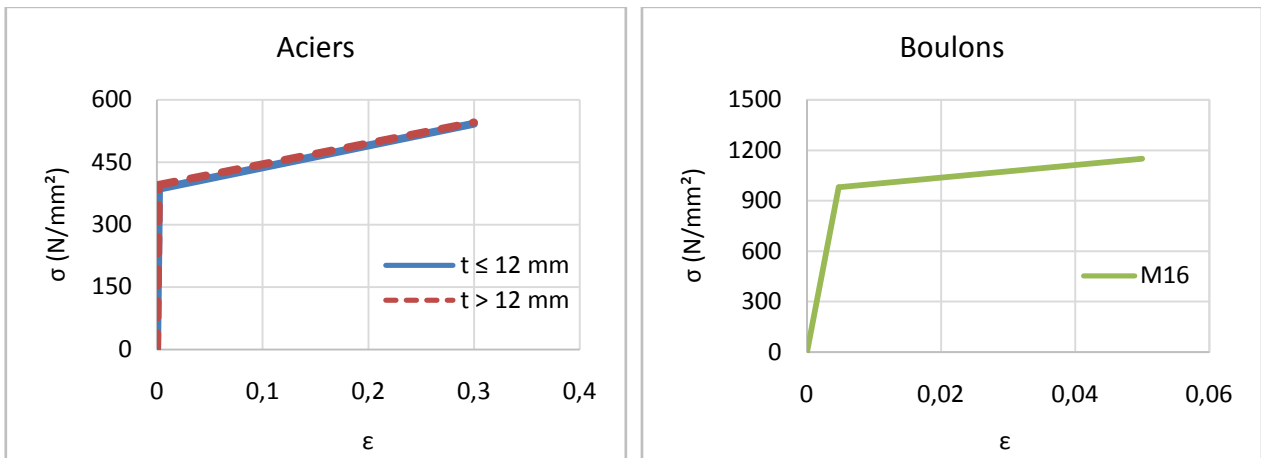
Figure. IV. 3 – Modèles en éléments finis des tronçons en té.

IV.3.2 – Modèle numérique et matériaux

Les lois de comportement des matériaux utilisés dans le modèle numérique sont issus des essais de traction effectués par (Zoetemeijer, 1974), (Coelho, et al., 2004) et (Zhao, et al., 2012) pour la série 1 et la série 2 respectivement. Il s'agit des éprouvettes normalisées, prélevées à partir de l'acier des tronçons et des boulons. Elles sont représentées par les courbes conventionnelles contraintes-déformations de la figure IV.4-a et la figure IV.4-b pour les deux séries. Les valeurs de la limite élastique f_y , la limite ultime f_u et le module de Young E sont données dans le tableau IV.3.



(a) – Matériaux de la série 1.



(b) – Matériaux de la série 2.

Figure. IV. 4 – Lois matérielles des tronçons en té.

Tableau. IV. 3 – Données matérielles des tronçons en té

Série	Matériau	Nuance	f_y (N/mm ²)	f_u (N/mm ²)	E (N/mm ²)
1	T1	S355	431	590	192000
	T2	S235	270	400	207500
	M12	8.8	893	974	208500
	M16	10.9	975	1052	214400
2	t ≤ 12 mm	Q345B ≈ S355	387	542	202100
	t > 12 mm	Q345B ≈ S355	395	545	206400
	M16	10.9	980	1150	206000

IV.3.3 – Conditions aux limites

Les conditions aux limites considérées dans les modèles sont illustrées dans la figure IV.5 et définies comme suit :

- Blocage U_x représentant la symétrie dans l'axe X ;
- Blocage U_y représentant la symétrie dans l'axe Y ;
- Blocage U_z ;
- Déplacement imposé U_z représentant le chargement extérieur.

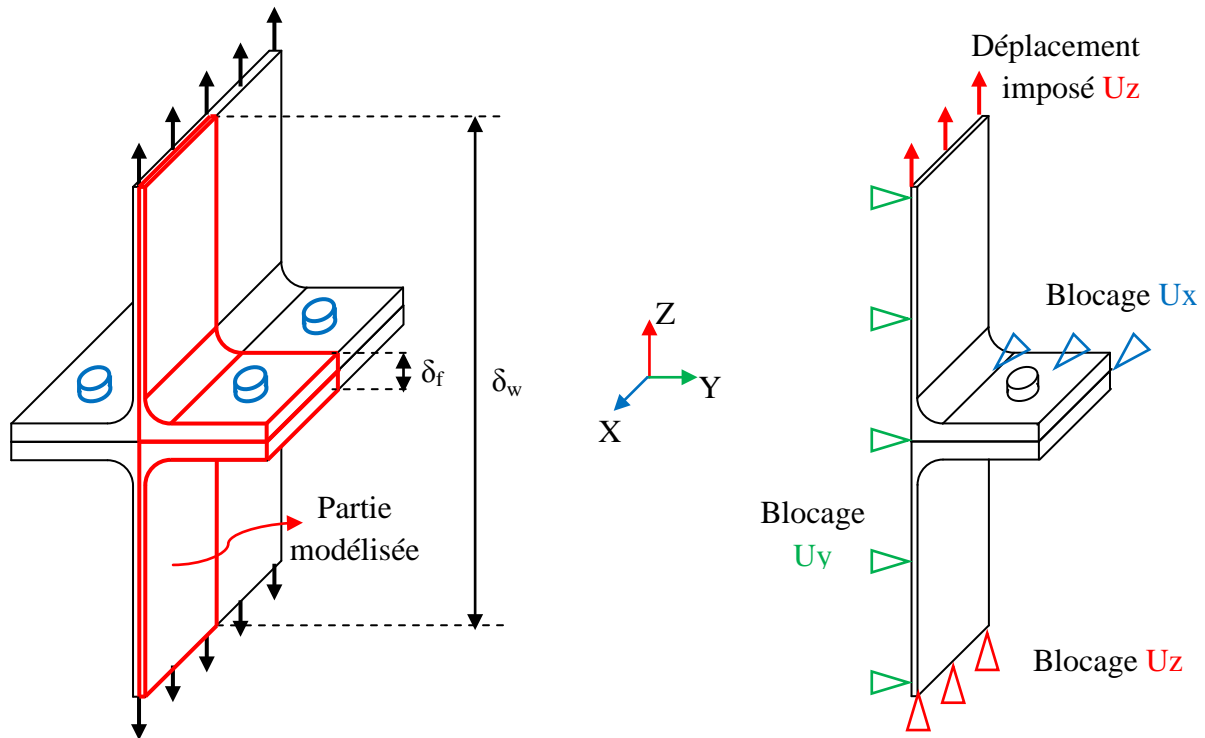


Figure. IV. 5 – Conditions aux limites

IV.3.4 – Modélisation de la précontrainte des boulons

Afin de prendre en compte la précontrainte dans les boulons, nous disposons de plusieurs approches numériques (Al Khatab, 2003) et (D'Aniello, et al., 2017), contraintes initiales, température initiale (refroidissement) et un déplacement initial. Notre choix s'est opté pour la première approche en considérant que la précontrainte est définie par une force appliquée sur une section de maillage située dans le milieu la tige suivant le sens Z (figure IV.6) et transformée par la suite en contraintes nodales. La valeur de la précontrainte des boulons M16 10.9 pour la série deux est obtenue expérimentalement par (Zhao, et al., 2012) et égale à 100 kN.

Section de précontrainte dans le sens Z

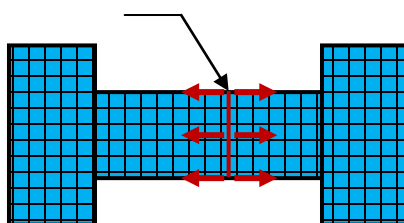


Figure. IV. 6 – Modélisation de la précontrainte dans le boulon.

IV.3.5 – Modélisation du contact

Le contact entre les éléments constitue une étape importante et assez complexe dans la modélisation. Il doit assurer la continuité des conditions aux limites dans l'assemblage dans les trois directions. Dans une liaison constituée de tronçons en té, les zones de contact sont présentées ci-dessous dans la figure IV.7. Pour l'ensemble de ces zones d'interaction, un contact sans frottement a été introduit dans le modèle.

- 1 - Contact semelle tronçon 1 / semelle tronçon 2 ;
- 2 - Contact semelle tronçon 1 / rondelle boulon ;
- 3 - Contact semelle tronçon 2 / rondelle boulon ;
- 4 - Contact perçage / tige boulon ;

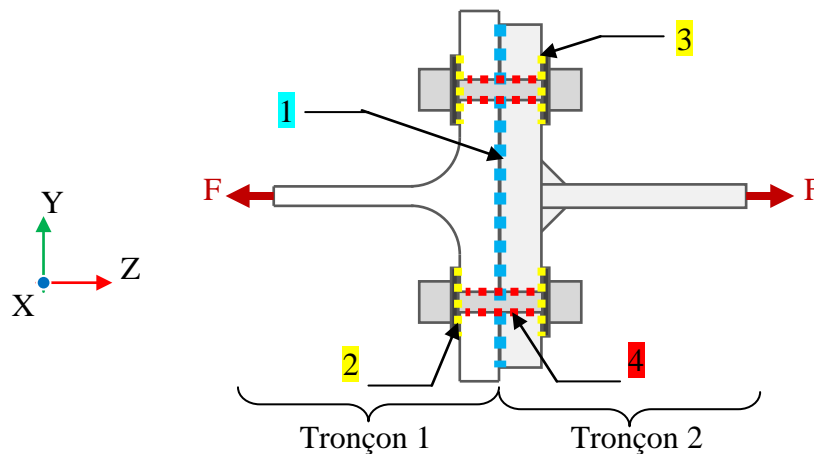


Figure. IV. 7 – Zones de contact tronçons en té.

IV.3.6 – Types d'analyse

Le modèle, caractérisé par un comportement élasto-plastique des matériaux, prend en compte la non linéarité géométrique provoquée par le contact et les grands déplacements. Le chargement est piloté par un déplacement imposé pour la série 1 tandis que pour la série 2, l'effet de la précontrainte est simulé en premier suivi par le chargement extérieur de traction. La figure IV.8 illustre les pas de chargement pour les deux séries de tronçons.

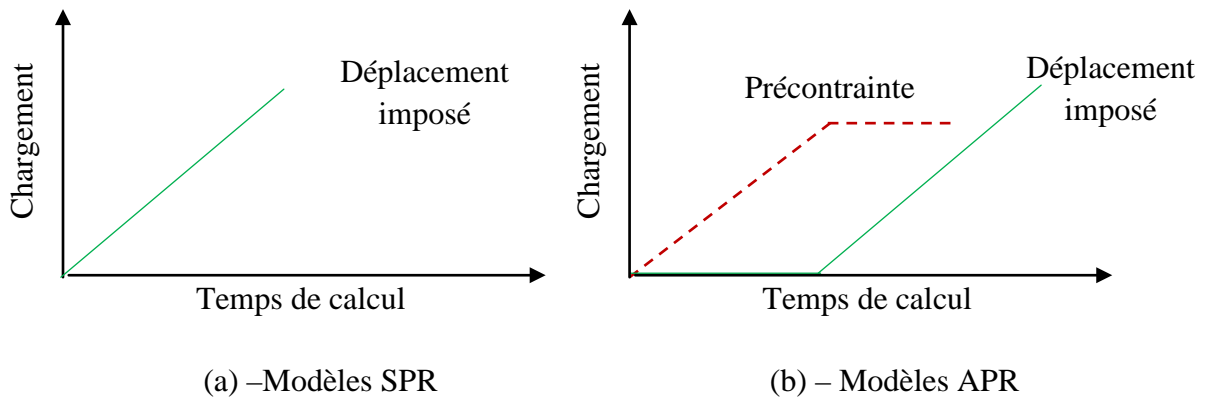


Figure. IV. 8 – Temps du calcul numérique.

IV. 4 – Résultats numériques

IV.4.1 – Validation du modèle numérique

Le modèle en éléments finis est validé sur la base des résultats expérimentaux. Les résultats des différentes simulations sont comparés sur la base des courbes de comportement globale force déplacement $F-\delta$ (figure IV.9). Numériquement, la force est obtenue à partir de la réaction de la surface où le déplacement imposé est appliqué et multiplié par quatre pour représenter le modèle en entier. Le déplacement est la différence d'allongement des points situant à l'axe de l'assemblage et qui est égale à δ_w et δ_f (figure IV.5) pour la série une et deux respectivement.

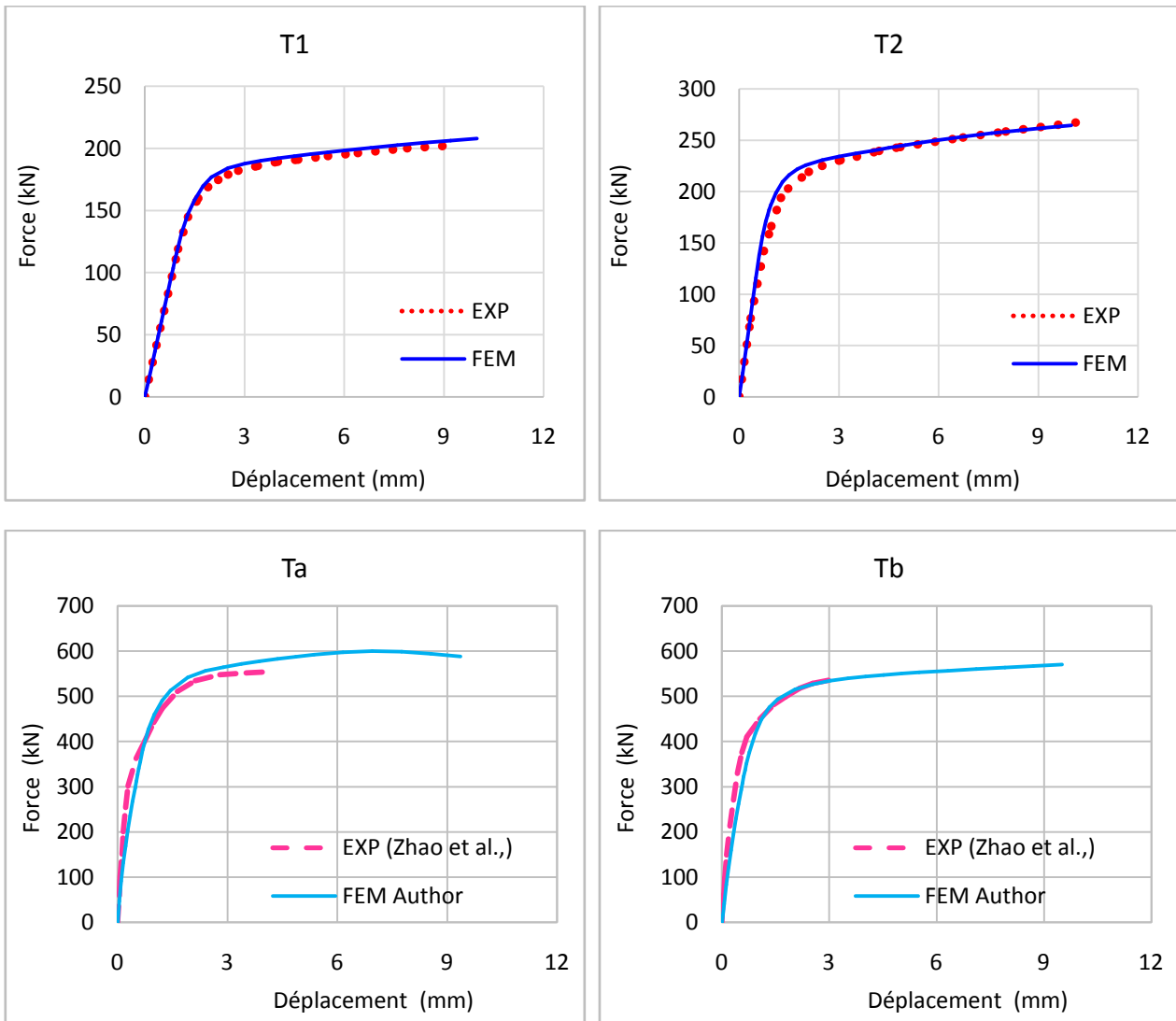


Figure. IV. 9 – Validation du modèle MEF

D'après la figure IV.9, nous remarquons qu'un faible écart a été enregistré entre les résultats obtenus numériquement et les résultats expérimentaux existants pour les deux séries de tronçons en té étudiées. Afin d'élargir l'étude, le tableau IV.4 présente une comparaison entre la rigidité initiale K_{ini} qui est égale à la pente de la phase élastique du comportement global et la force plastique F_p qui est déterminée à partir du point qui correspond à l'intersection de deux droites tangentes aux extrémités de la courbe de comportement (figure IV.10).

Tableau. IV. 4 – Paramètres mécaniques tirés à partir de la loi de comportement.

Spécimen	K_{ini} FEM (kN/mm)	K_{ini} EXP (kN/mm)	$\frac{FEM}{EXP}$	F_p FEM (kN)	F_p EXP (kN)	$\frac{FEM}{EXP}$
T1	122	119	1.03	184	182	1.01
T2	223	225	0.99	221	220	1.00
Ta	514	524	0.98	542	535	1.02
Tb	466	548	0.85	533	520	1.03

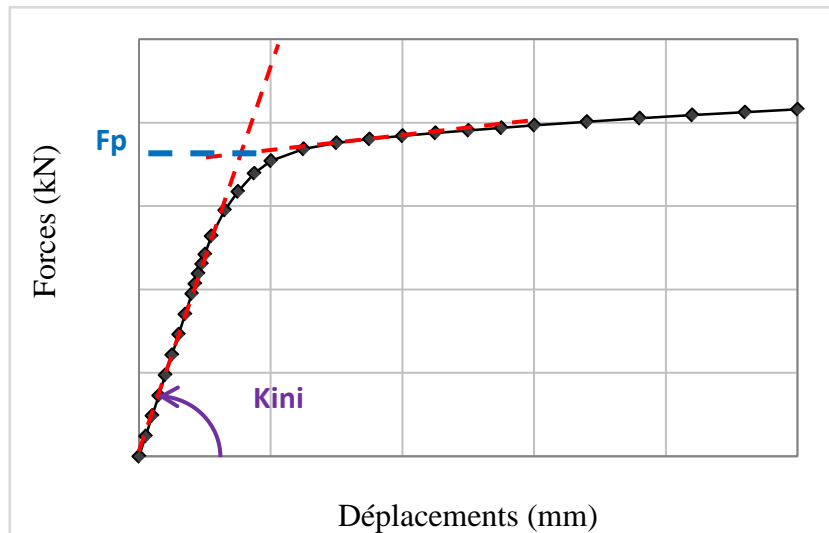


Figure. IV. 10 – Paramètres mécaniques de la courbe F-δ.

Les résultats dans la [figure IV.9](#) le [tableau IV.4](#) nous montrent que le modèle numérique est fiable et représente d'une manière assez satisfaisante le comportement global d'un tronçon en té avec et sans raidisseurs, avec et sans précontrainte ainsi que le désaxement des boulons.

IV.4.2 – Modes de ruines

Expérimentalement, les éprouvettes ont été conçues de manière à obtenir une ruine dans la semelle par formation d'un mécanisme plastique complet (mode 1) ou partiel (mode 2). Les modes de ruines numériques sont illustrés dans la [figure IV.11](#) pour chaque tronçon.

Pour les deux séries de tronçons, nous remarquons une formation de rotules plastiques à la naissance des congés et des soudures de raccordement ainsi qu'une plastification au niveau des points de perçage. Un point particulier concernant Tb, nous remarquons une autre rotule se formant au niveau de la liaison du raidisseur avec la semelle.

Pour la série 1, nous constatons que les boulons de T1 ont été plus sollicités que ceux de T2 et cela s'explique par la différence de leurs diamètres ainsi que la longueur des tronçons. D'une manière générale le mode de ruine de T1 peut être considéré comme intermédiaire entre le mode 1 et le mode 2. Pour T2, le mode de ruine est bien clair dans la semelle de tronçon.

Pour la série 2, l'épaisseur de la semelle de Ta est supérieure à celle de Tb fait que les boulons de Ta ont été plus sollicités que ceux de Tb. La présence des raidisseurs dans le tronçon Tb augmente sa résistance et s'approche de celle de Ta sans beaucoup solliciter les boulons. D'une manière générale le mode de ruine de Ta est un mécanisme partiel entre la semelle et les boulons contrairement à Tb, le mode de ruine est bien situé dans la semelle dans les deux sens.

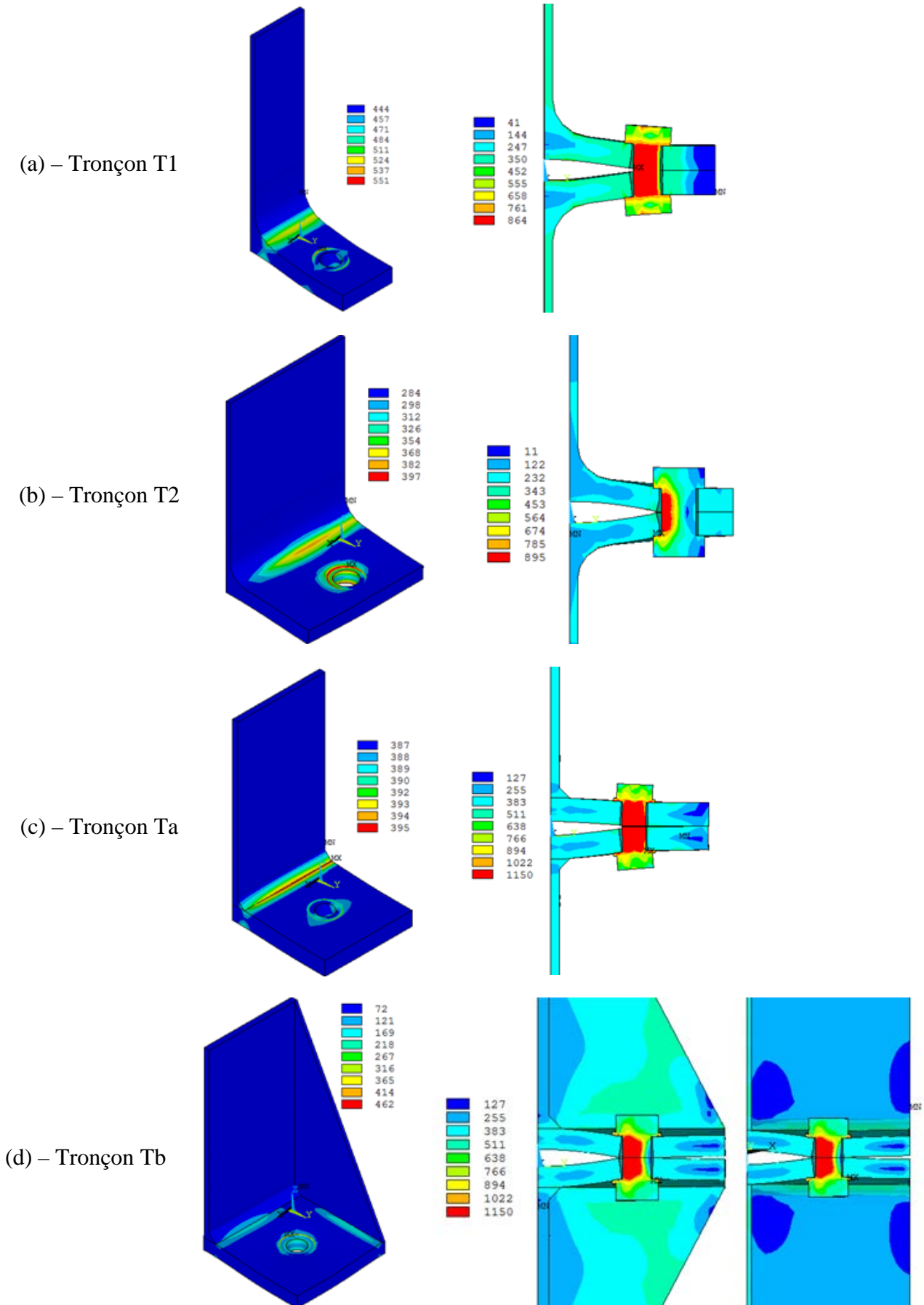


Figure. IV. 11 – Modes de ruines MEF des tronçons en té.

IV.4.3 – Comparaison avec l'approche analytique de l'EC3

La figure IV.12 présente la comparaison entre les résultats du modèle numérique et les valeurs analytiques des différents modes de ruine obtenues à partir des formules de l'EC3. Ces derniers sont calculés en utilisant les caractéristiques réelles des matériaux et le coefficient de sécurité égal à 1. Le détail du calcul analytique est présenté dans l'Annexe H. Globalement nous remarquons que l'écart entre les résultats de l'EC 3 et proche avec ceux de la MEF en termes de résistance.

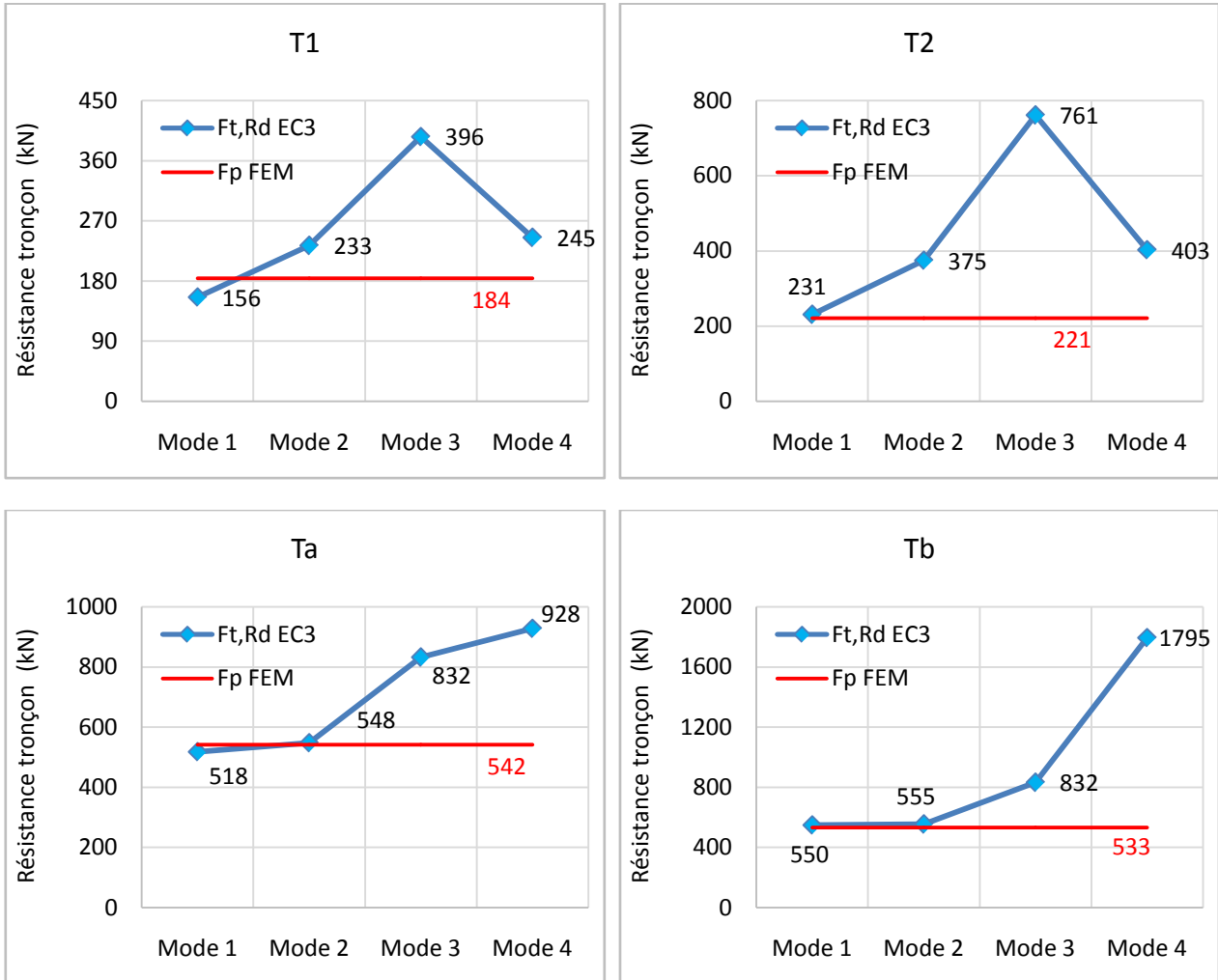
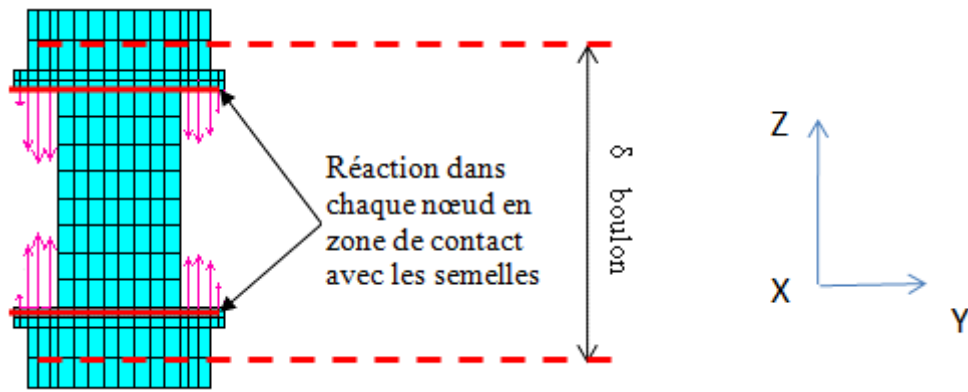


Figure. IV. 12 – Comparaison des modes de ruines EC3 et MEF.

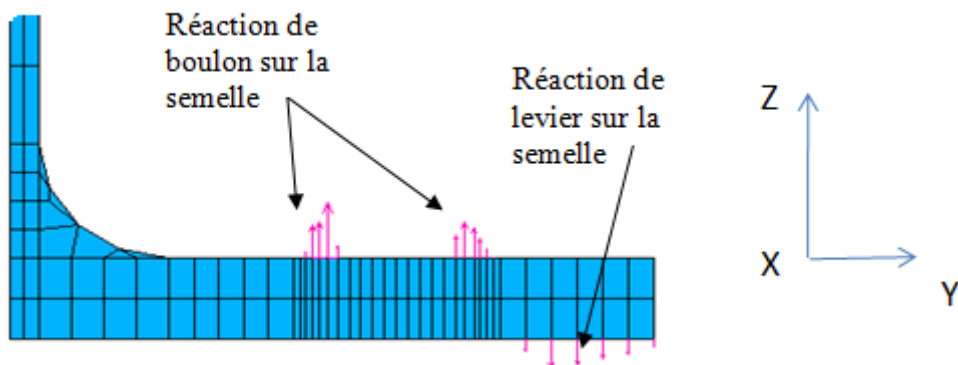
IV.4.4 – Force dans les boulons et force de levier

L'une des étapes les plus importantes lors la modélisation des assemblages boulonnés consiste à l'étude de l'effort dans les boulons, ainsi que la réaction engendrée par ces derniers sur les plaques assemblées, appelée effort de levier.

La détermination de la force dans le boulon s'obtient à partir de sa surface de contact avec la semelle du tronçon en té (figure IV.13-a). Il s'agit de la résultante des forces nodales suivant le sens axial du boulon. La résultante de l'effort de levier s'obtient aussi par la somme des forces nodales dans chaque nœud du maillage, en zone de contact, entre les deux semelles de tronçon (figure IV.13-b).



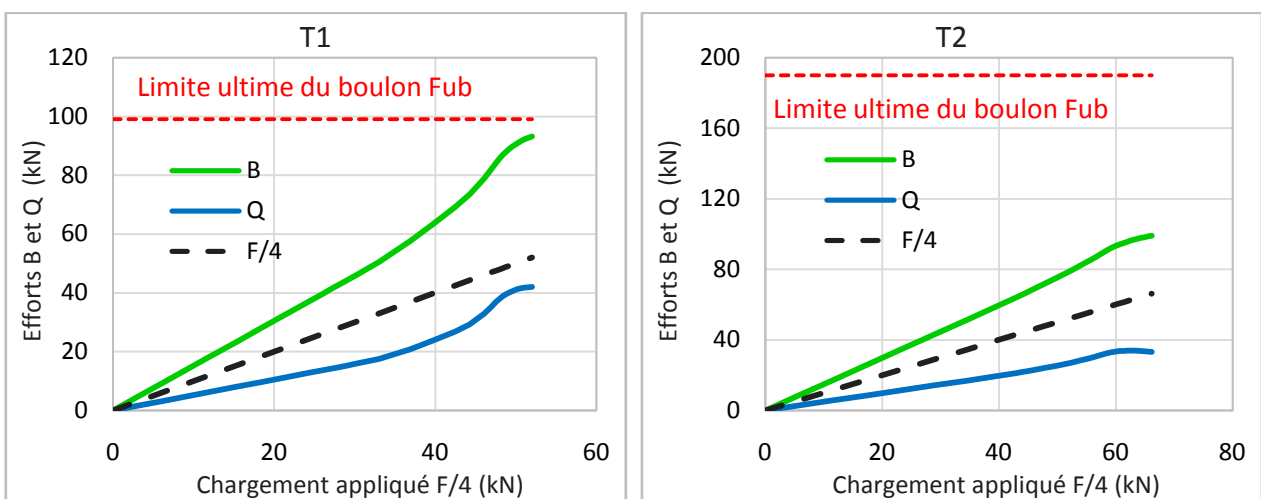
(a) – Réactions nodales force de boulon



(b) – Réactions nodales force de levier

Figure. IV. 13 – Détermination de l'effort de boulon et de levier

Nous présentons dans la figure ci-dessous (figure IV.14) l'évolution de l'effort dans le boulon, notée B , ainsi que de la résultante de levier, notée Q , en fonction de chargement appliqué, divisé sur quatre en raison de symétrie, noté $F/4$.



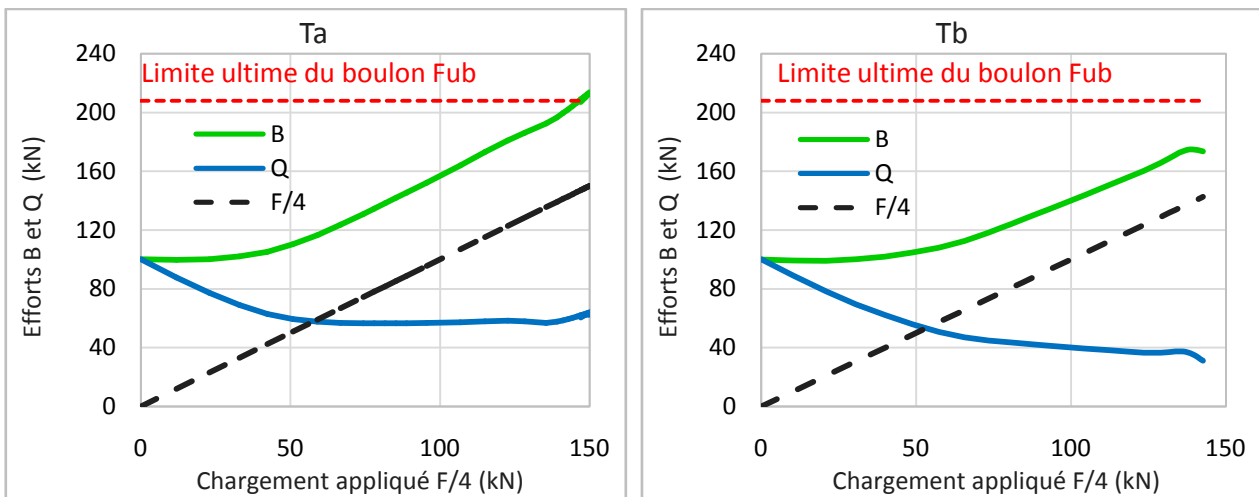


Figure. IV. 14 – Evolution de B et de Q en fonction de chargement appliqué.

A partir de la [figure IV.14](#) nous remarquons que l'effort de levier et bien présent dès le début de chargement pour les deux séries de tronçons étudiés. Ceci génère une force supplémentaire sur le boulon. Cette information sur les pressions de contact fournie par le modèle numérique est très utile et ne peut pas être obtenue à partir des essais expérimentaux.

Dans la première série de tronçons, l'évolution de l'effort de levier et l'effort dans le boulon est linéaire au début de chargement pour un niveau de charge de 33 kN et de 42 kN pour T1 et T2 respectivement. Ces valeurs correspondent au début de la formation d'un mécanisme plastique au niveau du congé de raccordement de la semelle de chaque tronçon. Au-delà de ces valeurs, l'évolution de B et Q augmente de façon exponentielle jusqu'à atteindre la valeur F_p ([tableau IV.4](#)) de chaque tronçon. Le boulon de tronçon de T1 a été plus sollicité que celui de T2 en comparant leur évolution par rapport à leur limite ultime. Cela nous mène à confirmer les modes de ruine cités au [paragraphe IV.4.2](#).

Dans la deuxième série de tronçons (tronçons soudés avec boulons précontraints), l'évolution de l'effort de levier et l'effort dans le boulon est linéaire au début de chargement et commence à partir de la valeur de la précontrainte du boulon (100 kN). Le palier linéaire est moins important que les séries précédentes ce qui engendre la formation d'une première rotule pour un niveau de charge de 32 kN et de 40 kN pour Ta et Tb respectivement. L'évolution de l'effort de levier est descendante en début de chargement et se stabilise progressivement jusqu'à ce que l'effet de la précontrainte disparaisse

en phase plastique du comportement de tronçon. La présence des raidisseurs est remarquable. Elle réduit l'effort de levier dans le tronçon Tb et par conséquent le boulon a été moins sollicité que Ta.

Il est remarqué aussi que l'évolution de B et de Q en fonction du chargement appliqué présente la même allure et cela pour les deux séries de tronçons étudiés.

La [figure IV.15](#) présente l'évolution de la position de la résultante de la force de levier en fonction de chargement appliqué sur les tronçons. La position de levier est illustrée dans la [figure IV.16](#) par des zones et des pressions de contact entre les semelles de chaque tronçon étudié pour des niveaux de charges différents.

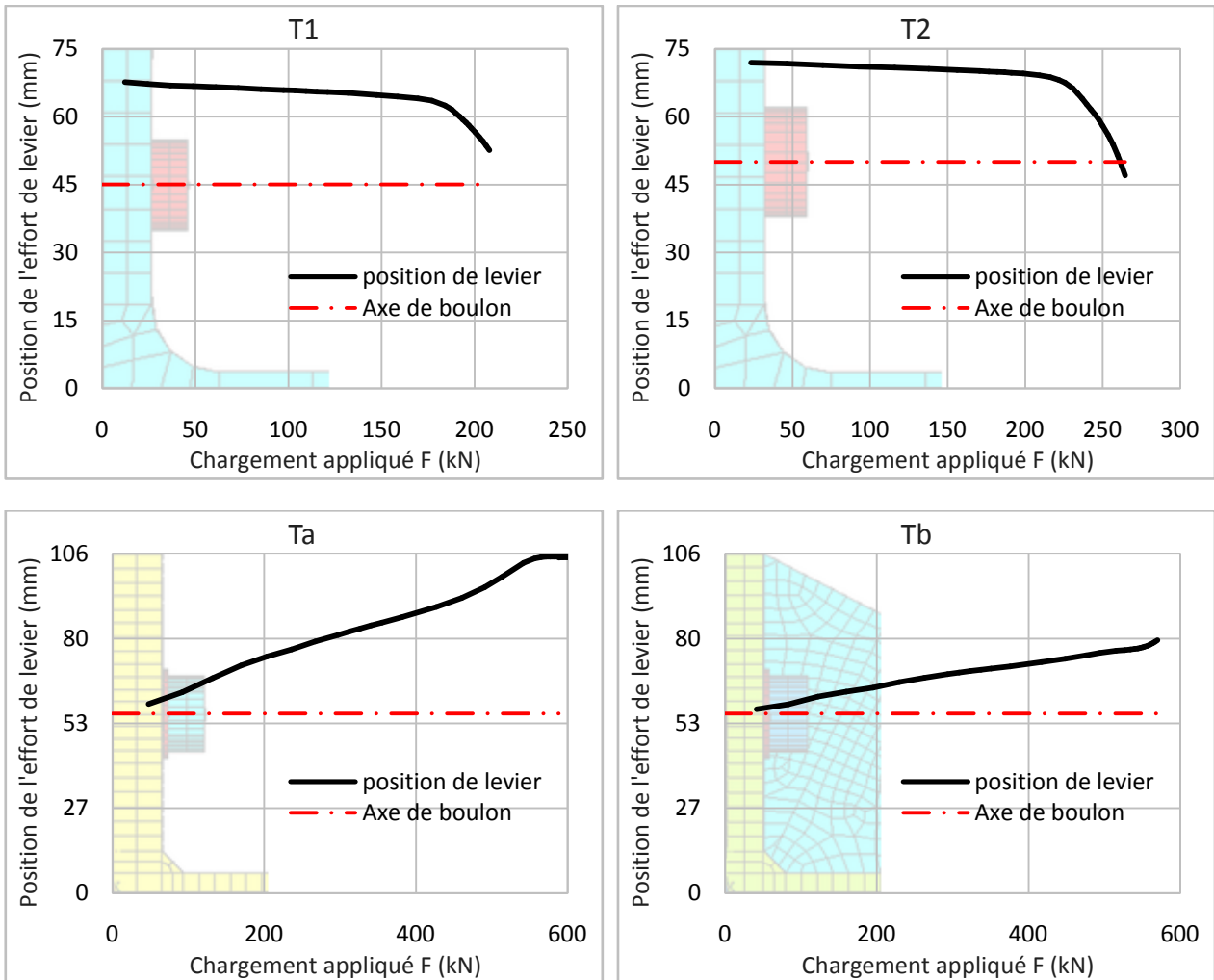
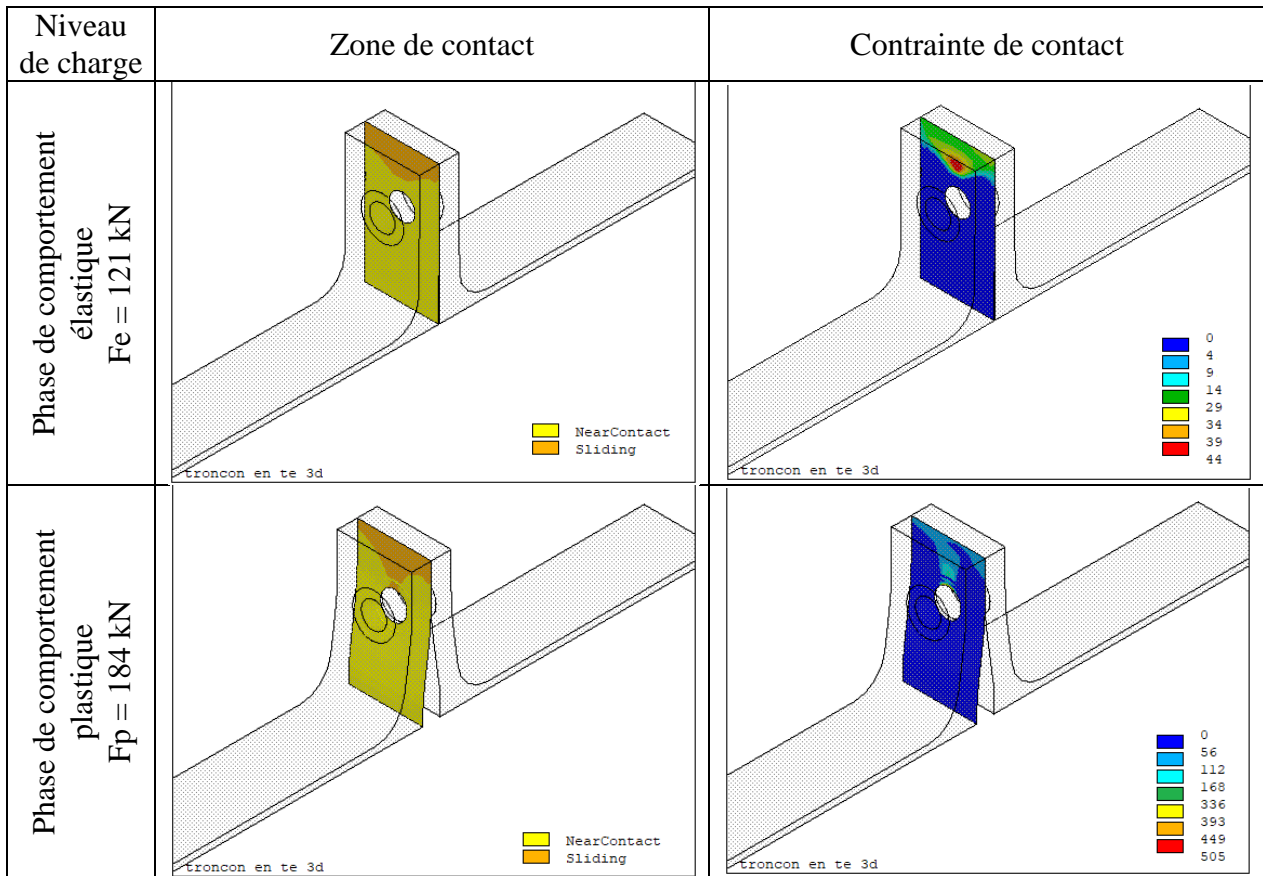


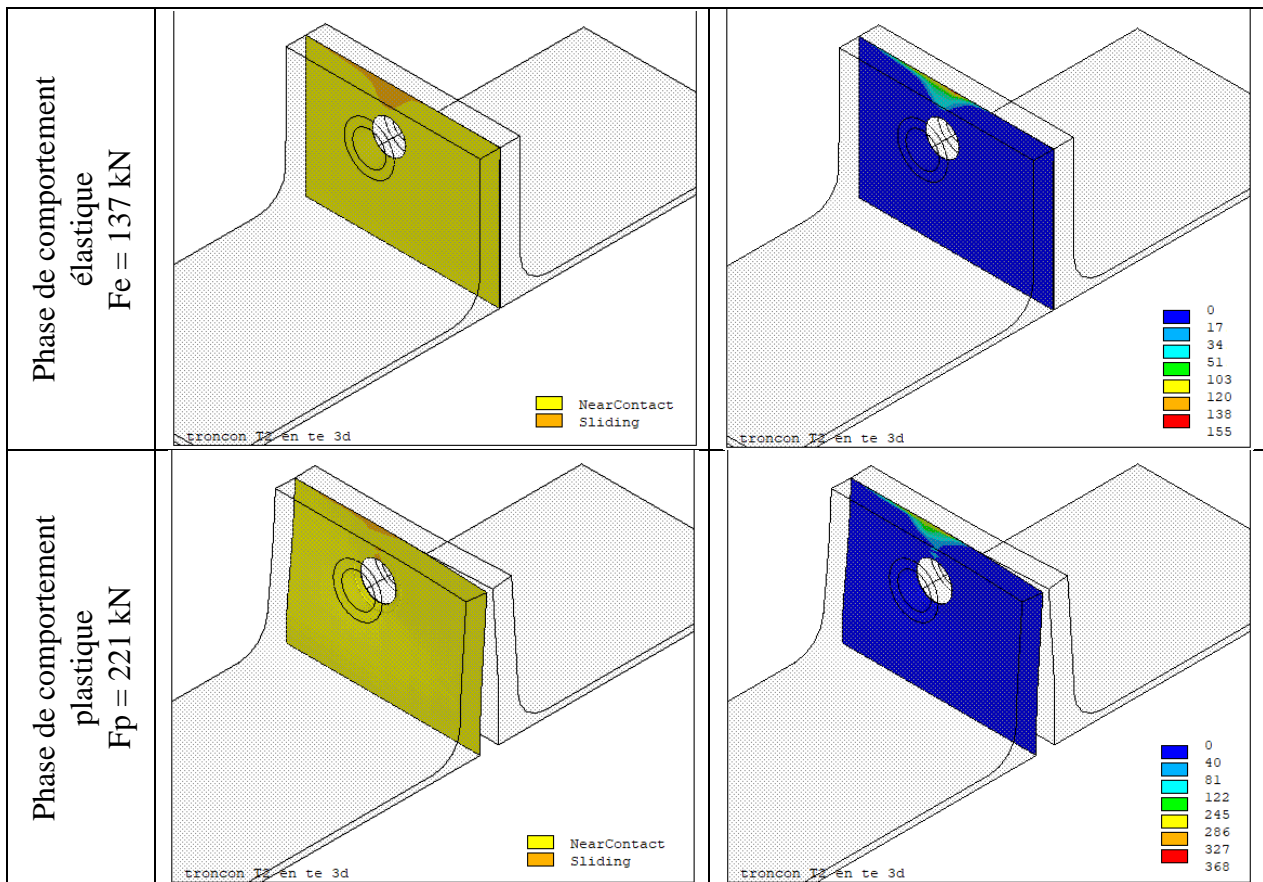
Figure. IV. 15 – Evolution de la position de Q en fonction du chargement appliqué.

Pour la série 1, nous remarquons que la position de la force de levier en phase élastique est constante. Par contre, en phase plastique cette position est décalée vers l'extérieur par rapport à l'axe du boulon de façon assez remarquable. Ce décalage de la position de la résultante de la force de levier est observé pour un chargement de 184 kN et de 221 kN pour le tronçon T1 et T2 respectivement. Ceci est dû à l'écartement entre les deux semelles et par conséquent une diminution de la surface de contact entre elles.

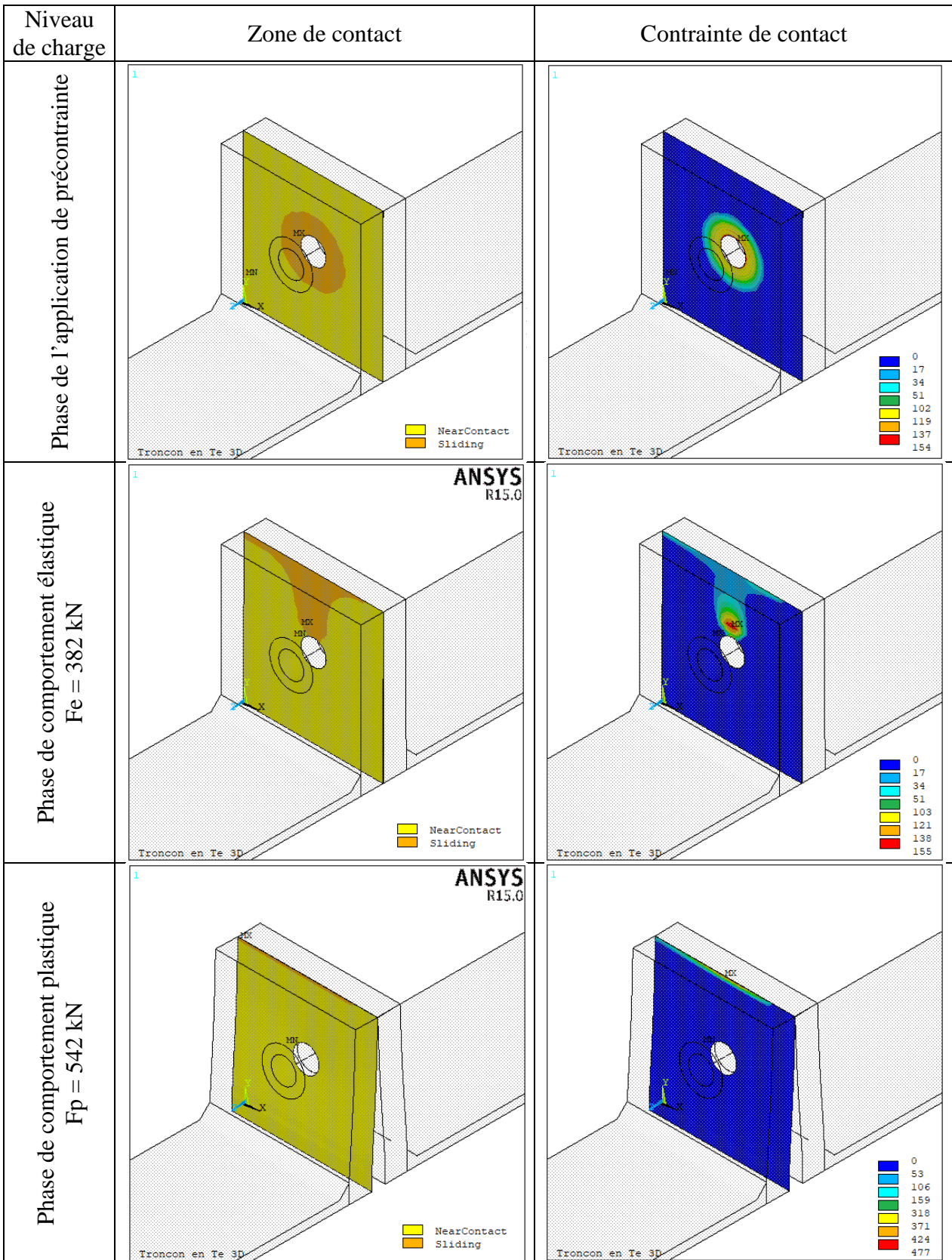
Pour la série 2, nous remarquons que la position de la force de levier est concentrée au voisinage du trou de boulon avant le début de chargement dû à l'effet de la précontrainte. Au fur à mesure que le chargement augmente la position de levier s'éloigne de l'axe de boulon. Pour Ta, la position se décale jusqu'à l'extrémité extérieure de la semelle ce qu'explique parfaitement la déformée du mode de ruine 2. Pour Tb, l'effet de la présence du raidisseur est bien remarquable sur la position du levier.



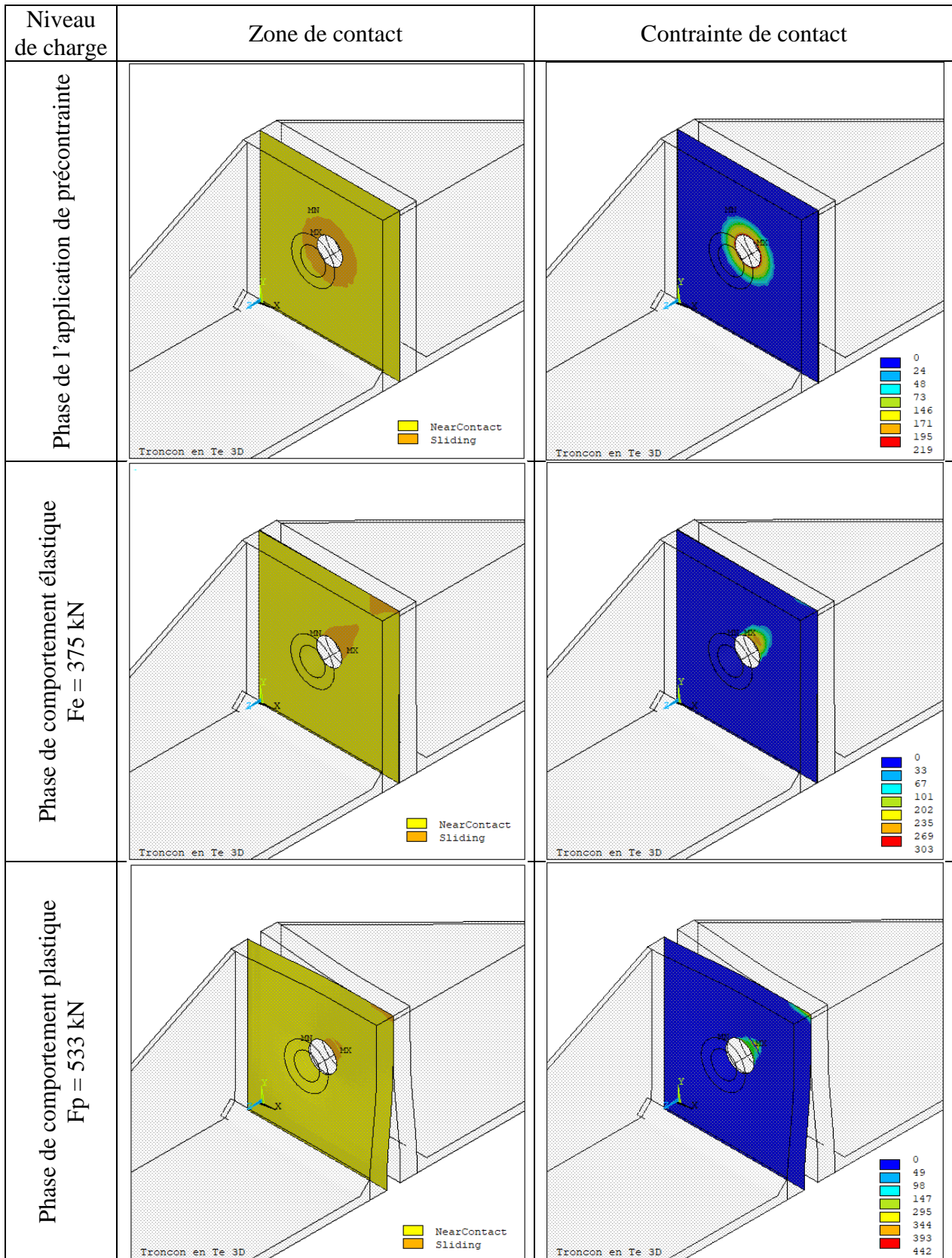
(a) – Série 1, T1



(b) – Série 1, T2



(c) – Série 2, Ta



(d) - Série 2, Tb

Figure. IV. 16 – Evolution des zones et des pressions de contact.

IV. 5 – Etude paramétrique

Après validation du modèle numérique sur la base des essais expérimentaux existants, la deuxième partie de ce chapitre concerne une étude paramétrique visant certains paramètres afin de mieux cerner leurs effets sur le comportement global d'un tronçon en Té soumis à la traction. Cette étude est menée sur des géométries de tronçons en té indépendantes aux précédentes avec les caractéristiques mécaniques nominales. Les paramètres à étudier sont :

Paramètres géométriques : - Effet de l'épaisseur de la semelle ;
 - Effet de diamètre des boulons ;
 - Effet de la disposition des boulons ;
 - Effet des raidisseurs.

Paramètres mécaniques : - Effet de la précontrainte des boulons.

L'effet de ces paramètres est présenté pour chaque cas sous forme de courbes et figures pour mettre en évidence leur influence sur :

- Comportement global force déplacement ;
- Raideur initiale, résistance et modes de ruines ;
- Effort des boulons en fonction de leurs allongements ;
- Evolution des efforts de levier en fonction de chargement.

IV.5.1 – Paramètres géométriques pour des tronçons non raidis

Les paramètres relatifs aux tronçons en té non raidis sont répartis sur des différents modèles et présentés dans le **tableau IV.5** suivant.

Tableau. IV. 5 – Paramètres géométriques pour les tronçons non raidis.

Model ID	Tronçon	Dimensions (mm)						Nuance	Boulons	Modes de ruines
		t_f	t_w	b	L	e_x	e_y			
Variable 1 : Epaisseur de la semelle t_f										
1	tf12	12	8	200	200	50	50	S235	M12 8.8	mode 1
2	tf16	16	8	200	200	50	50	S235	M12 8.8	mode 2
3	tf20	20	8	200	200	50	50	S235	M12 8.8	mode 2
4	tf24	24	8	200	200	50	50	S235	M12 8.8	mode 1-2
Variable 2 : Diamètre des boulons d_b										
3	M12	20	8	200	200	50	50	S235	M12 8.8	mode 2
5	M16	20	8	200	200	50	50	S235	M16 8.8	mode 4
6	M20	20	8	200	200	50	50	S235	M20 8.8	mode 4
Variable 3 : Disposition des boulons e_y										
7	ey25	12	8	200	200	50	25	S235	M12 8.8	mode 1
1	ey50	12	8	200	200	50	50	S235	M12 8.8	mode 1
8	ey75	12	8	200	200	50	75	S235	M12 8.8	mode 1-2
9	ey25	20	8	200	200	50	25	S235	M12 8.8	mode 2
3	ey50	20	8	200	200	50	50	S235	M12 8.8	mode 2
10	ey75	20	8	200	200	50	75	S235	M12 8.8	mode 3

IV.5.1.1 – Effet de l'épaisseur de la semelle

Dans cette partie, nous présentons l'influence de l'épaisseur de la semelle du tronçon en té sur son comportement (figures IV.17 et IV.18). Cette étude est basée sur la comparaison des résultats numériques des efforts appliqués en fonction des déplacements, comportement du boulon, effort et position de levier et raideur initiale pour différentes épaisseurs de la semelle du tronçon en té (tf12, tf16, tf20 et tf24).

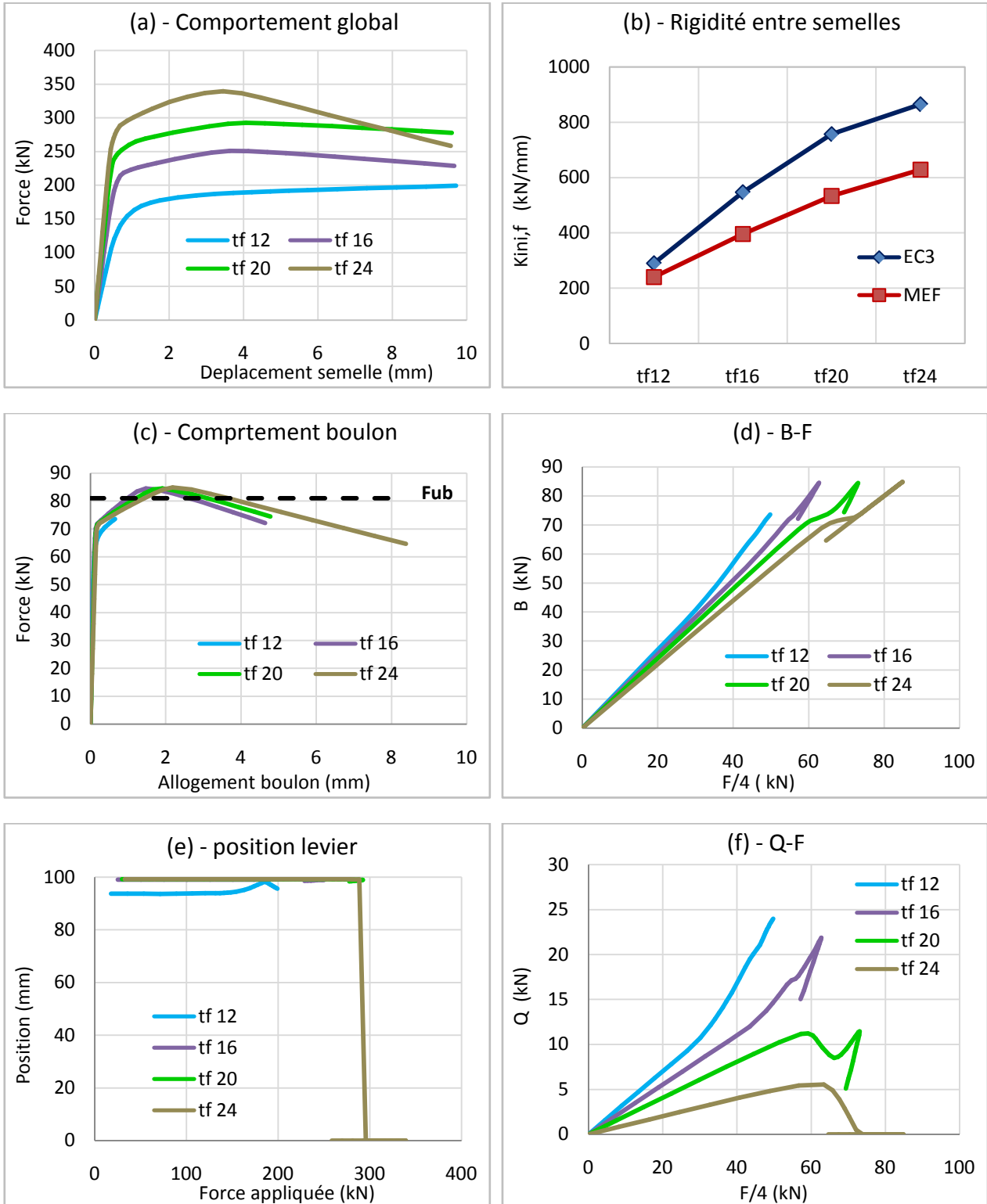


Figure. IV. 17 – Influence de l'épaisseur de la semelle t_f .

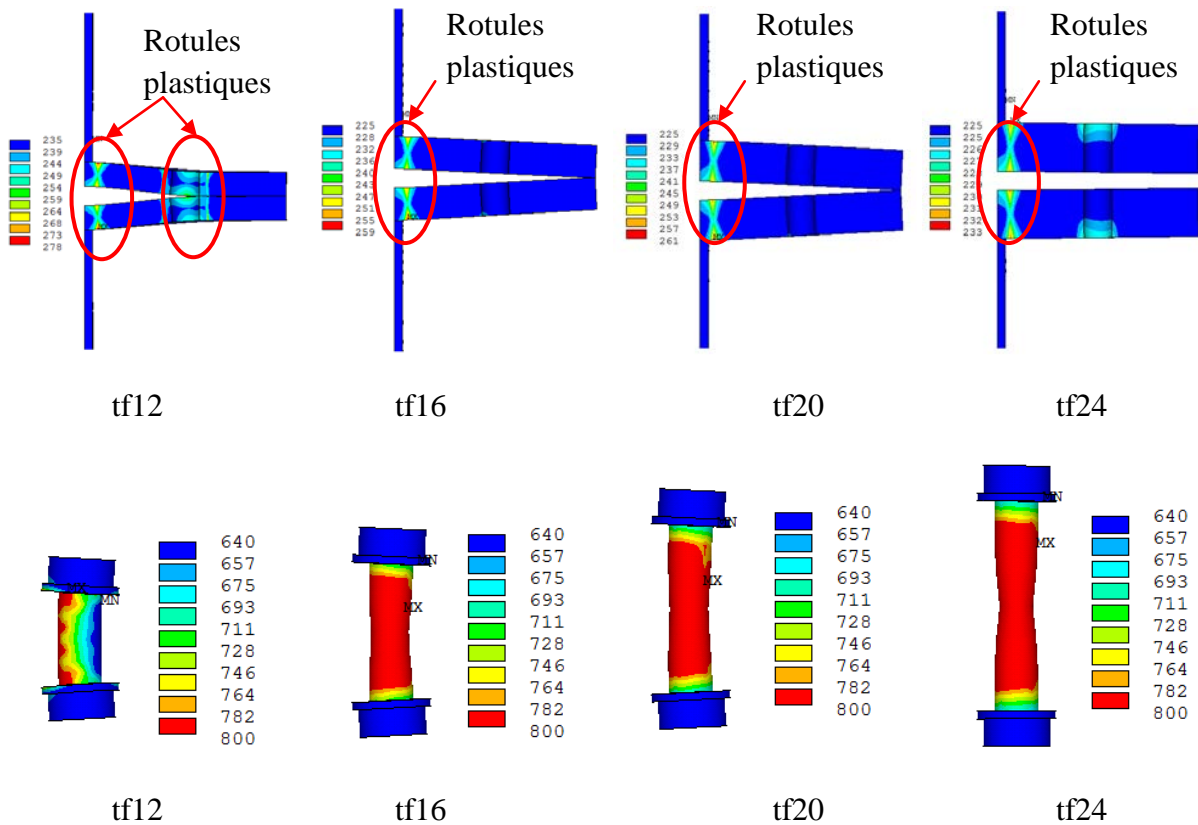


Figure. IV.18 – Modes de ruines pour différentes épaisseurs t_f de la semelle.

Les résultats ci-dessus montrent que l'épaisseur de la semelle du tronçon en té a une grande influence sur la courbe de comportement globale (F- δ). La résistance de l'assemblage ainsi que la rigidité initiale augmentent avec l'épaisseur de la semelle.

Nous remarquons que pour les épaisseurs tf16, tf20 et tf24 la résistance de tronçon dépendra aussi de la traction des boulons contrairement au tf12 où la résistance est pilotée uniquement par la flexion de la semelle. Ceci est en parfaite concordance avec les résultats analytiques de l'EC3.

L'analyse des résultats présentés ci-dessus indique que la force de levier existe depuis le début de chargement et il en est ainsi pour toutes les géométries étudiées. Nous remarquons que l'effort de levier pour tf12 est plus important que dans tf16, tf20 et tf24 cela est dû à la flexibilité de la semelle qui permet une certaine déformation et par conséquent une surface de contact plus importante.

De plus, la déformation des boulons devient plus importante quand l'épaisseur de la semelle du tronçon en té augmente (tf24). Cette augmentation conduit à une déformation axiale du boulon avec un allongement important de la tige, contrairement à tf12 où sa faible épaisseur conduit à déformation flexionnelle dans le boulon.

L'écart de la rigidité de l'EC3 avec la MEF s'explique par le comportement global du tronçon. Plus l'épaisseur t_f augmente, on tend vers un comportement axial piloté par la traction des boulons au lieu d'un comportement flexionnel piloté par la déformation plastique de la semelle chose qui n'est pas prise en compte dans l'EC3.

IV.5.1.2 – Effet du diamètre des boulons

Dans cette partie, nous présentons l'influence de diamètre de boulon du tronçon en té sur son comportement (figures IV.19 et IV.20). Cette étude est basée sur la comparaison des résultats numériques des efforts appliqués en fonction des déplacements, comportement du boulon, effort et position de levier et rigidité initiale pour différents diamètres de boulons (db12, db16 et db20).

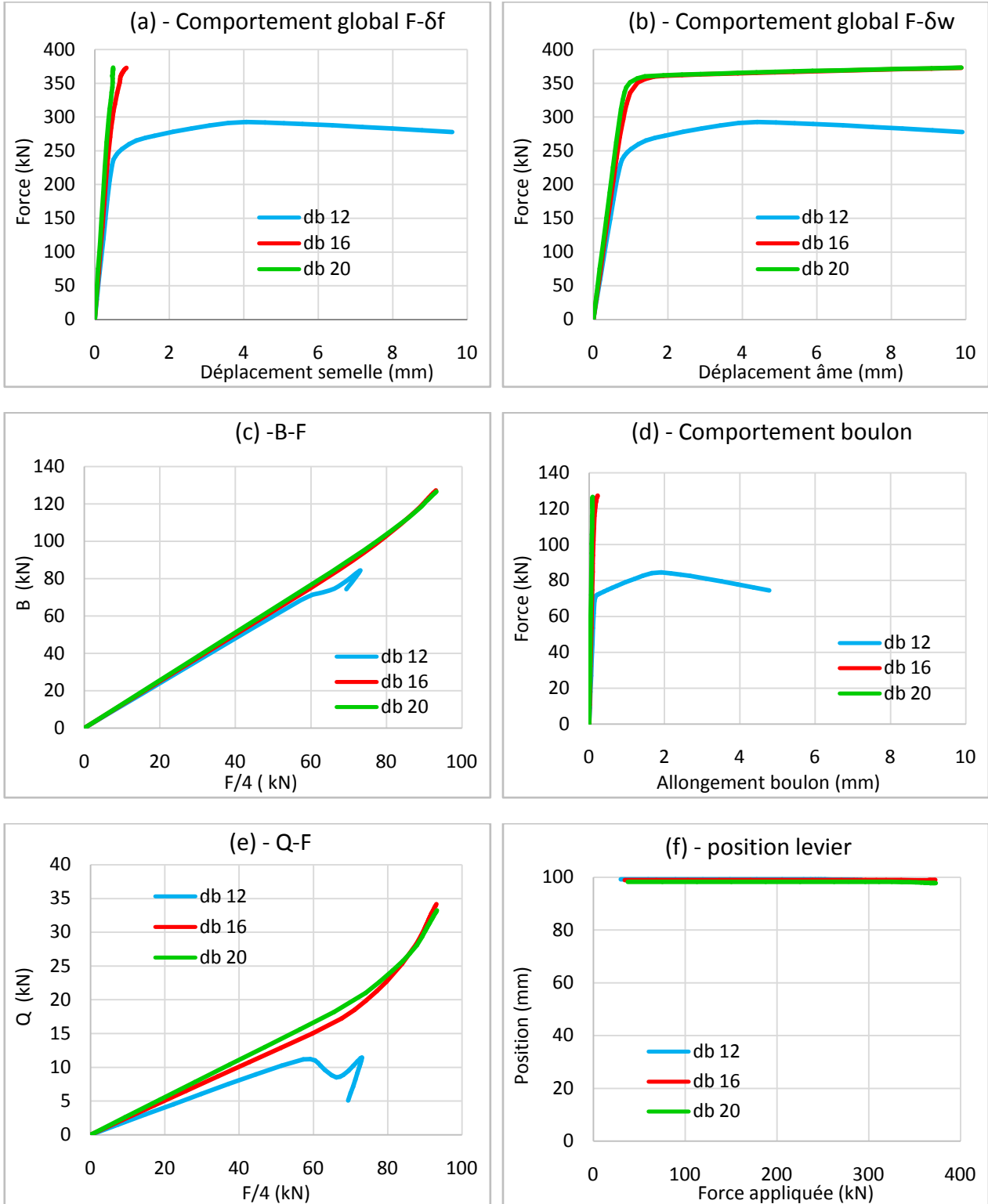


Figure. IV. 19 - Influence de diamètre de boulon d_b .

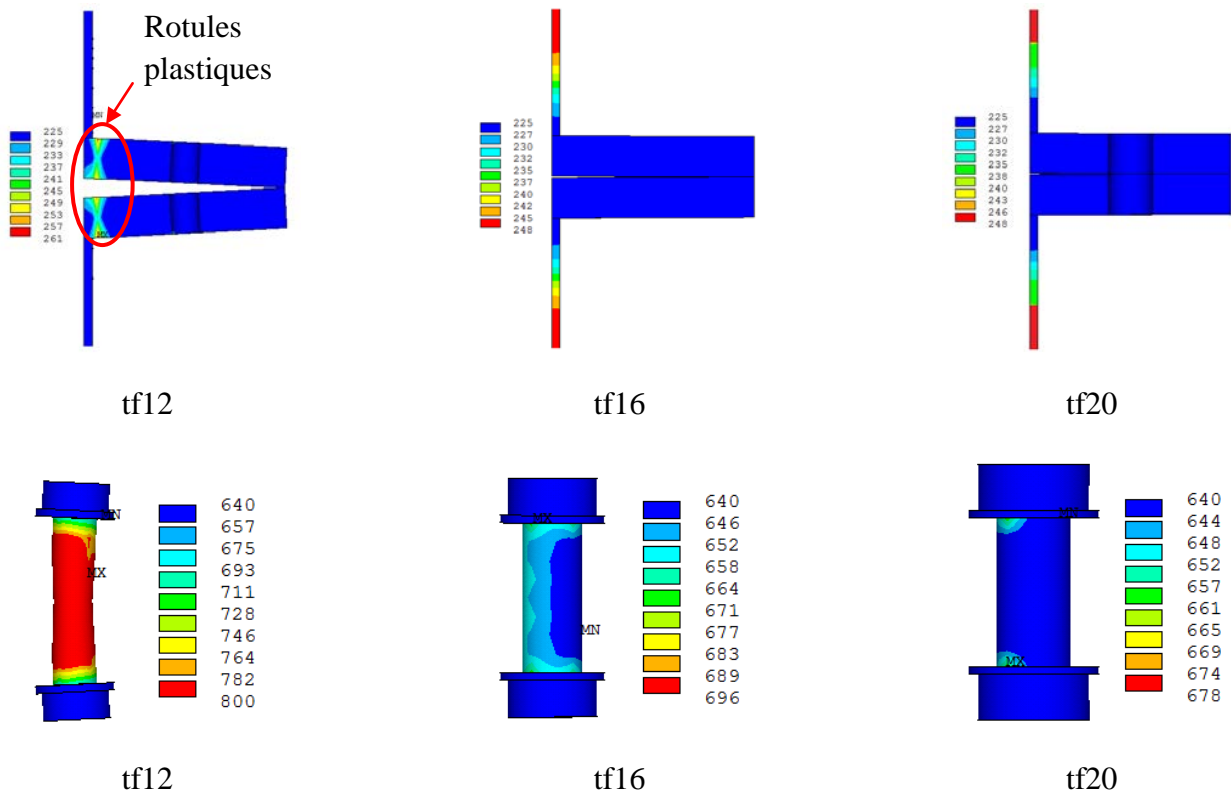


Figure. IV. 20 – Modes de ruines pour différents diamètres d_b du boulon.

Les résultats ci-dessous montrent que le diamètre des boulons a une influence sur la courbe de comportement globale ($F-\delta$). La résistance de l'assemblage ainsi que la rigidité initiale augmentent avec le diamètre des boulons.

Nous remarquons que pour le diamètre db_{12} la résistance de tronçon est pilotée par une ruine partielle de la semelle et du boulon. Tandis que pour db_{16} et db_{20} , la ruine du tronçon dépendra uniquement de l'âme qui devient l'élément le plus faible. Cela est en parfaite analogie avec les résultats analytiques de l'EC3.

L'analyse des résultats présentés sur les figures ci-dessus indique que la force de levier existe depuis le début de chargement et cela, pour toutes les géométries étudiées. Nous remarquons que l'effort de levier pour db_{12} est moins important que dans db_{16} et db_{20} , cela est dû à la déformation du boulon et par conséquent une surface de contact moins importante.

De plus, le comportement des boulons est quasi-linéaire pour db_{16} et db_{20} par rapport au chargement appliqué. Contrairement à db_{12} où il atteint sa limite ultime qui est égale à 81 kN.

IV.5.1.3 – Effet de la disposition des boulons

Après le diamètre des boulons, l'influence de leur disposition dans le plan de la semelle joue aussi un rôle important. Nous présentons dans les figures IV.21, IV.22, IV.23 et IV.24 la comparaison des résultats numériques des efforts appliqués en fonction des déplacements, comportement du boulon, effort et position de levier et raideur initiale pour différentes pinces e_y en fonction de deux épaisseurs de la semelle, notées ($e_{y25-tf12}$, $e_{y50-tf12}$, $e_{y75-tf12}$, $e_{y25-tf20}$, $e_{y50-tf20}$ et $e_{y75-tf20}$). Cette variation est effectuée en respectant les relations de la pince ($1.2d_0$) et l'entraxe ($2.4d_0$) proposées par l'EC3.

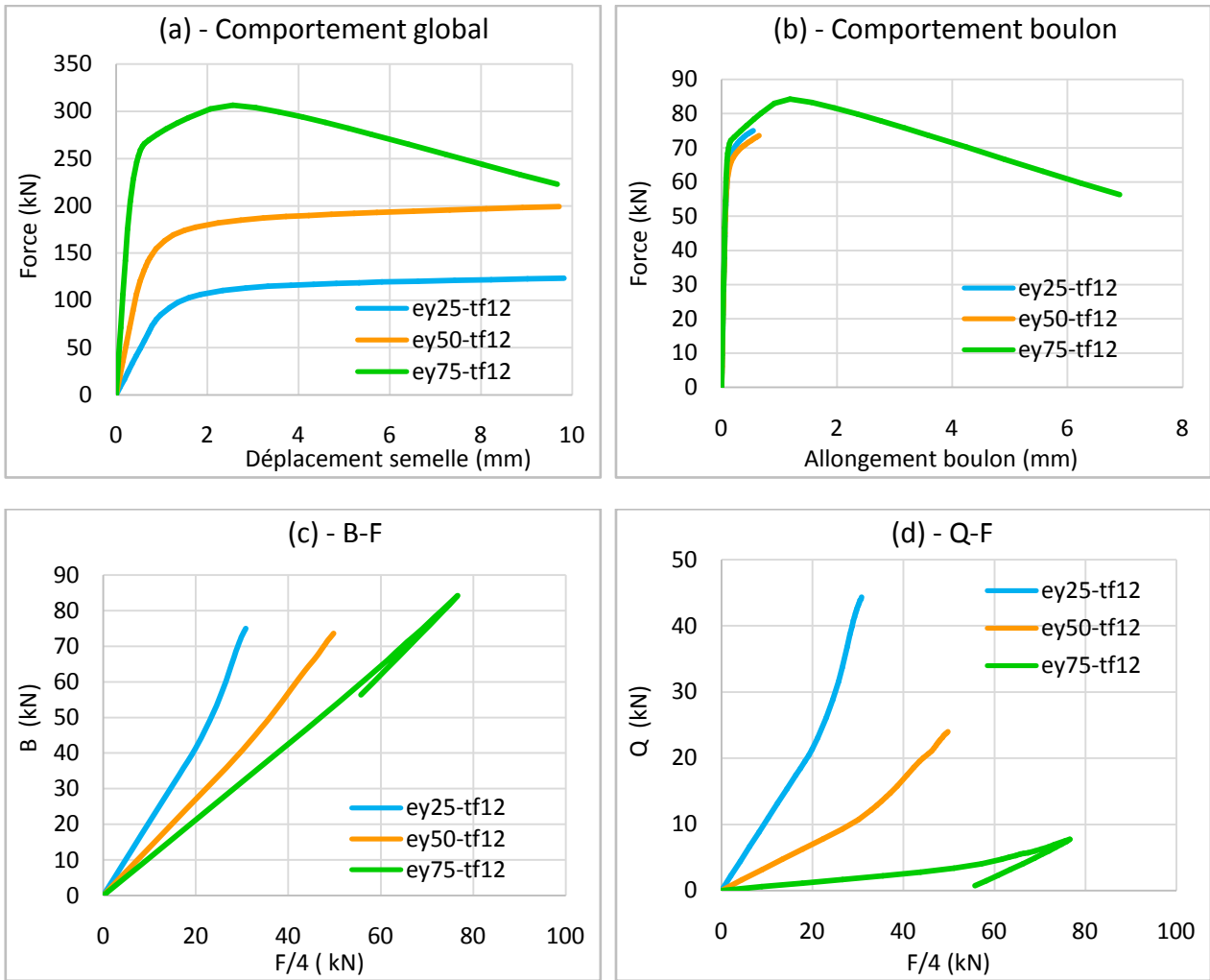


Figure. IV. 21 – Influence de la pince e_y pour $t_f = 12$ mm.

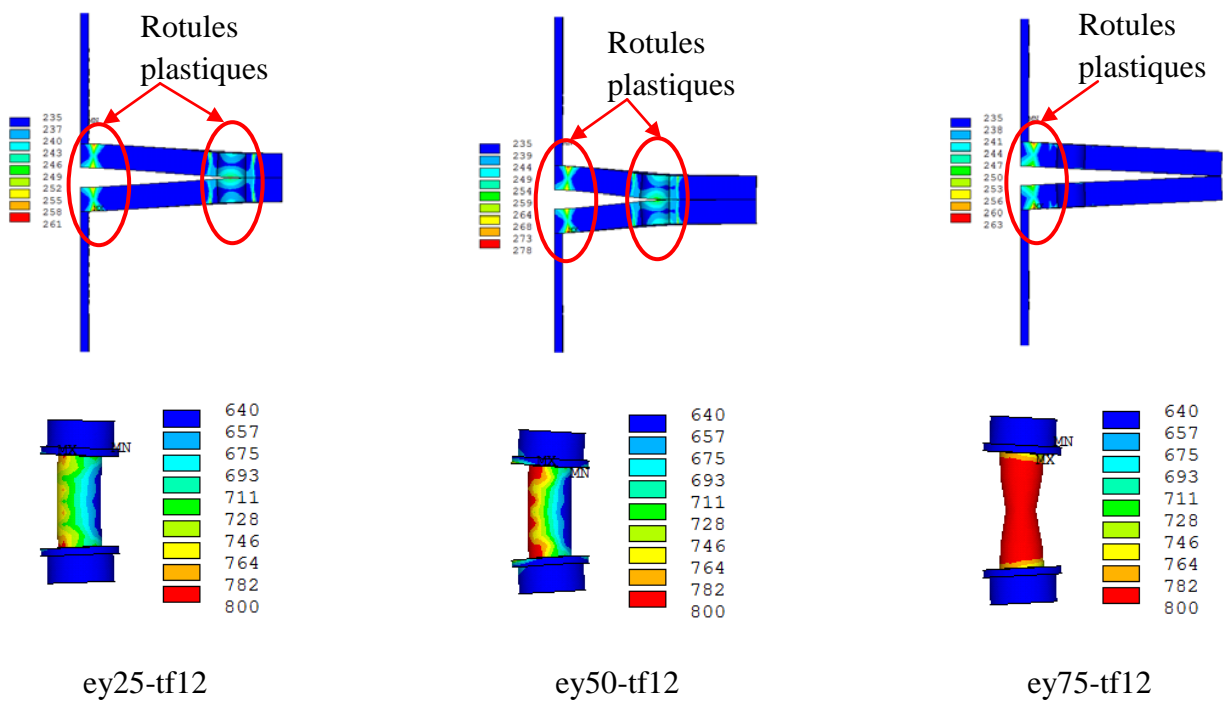


Figure. IV. 22 – Modes de ruines pour différents e_y et $t_f = 12$ mm.

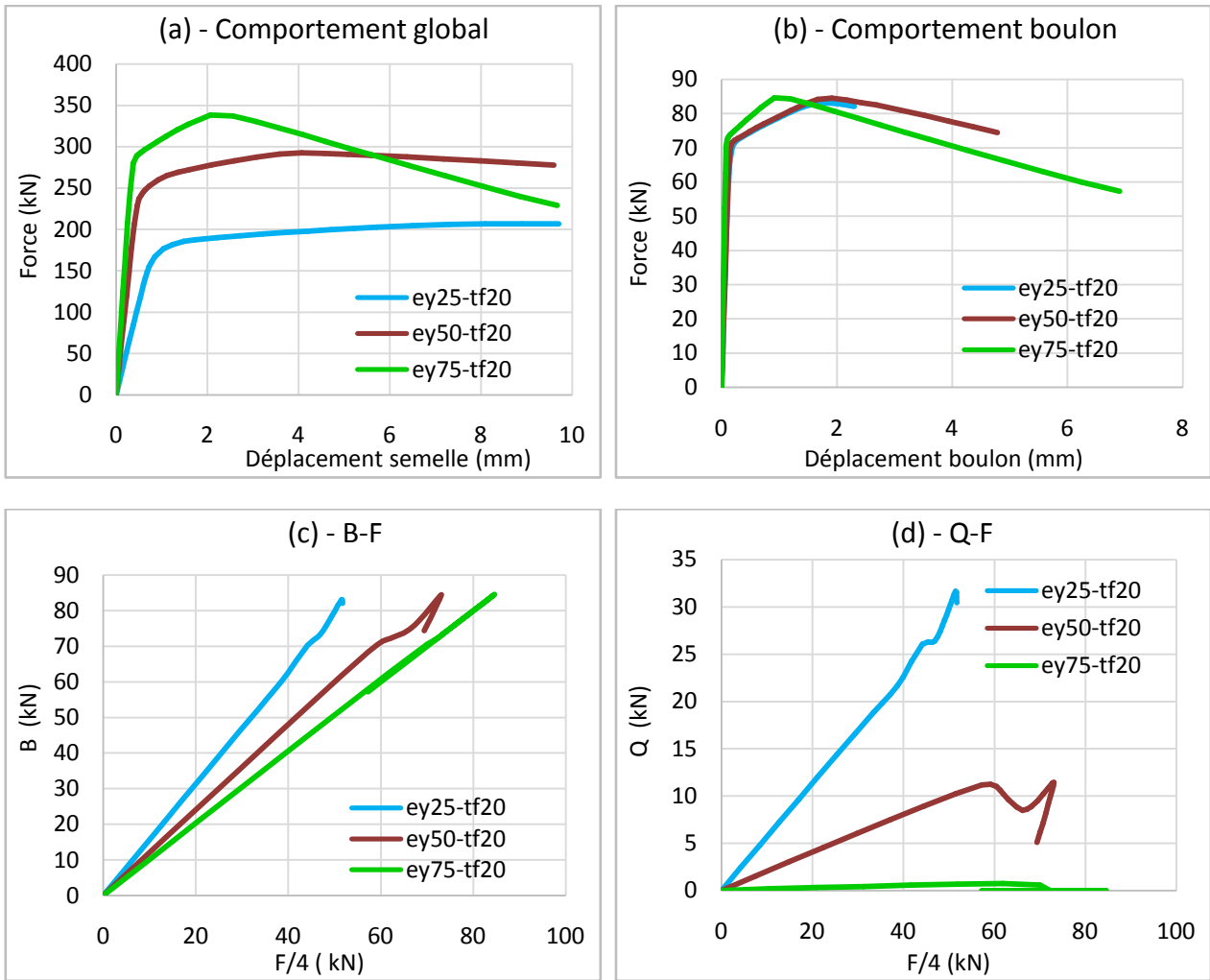


Figure. IV. 23 – Influence de la pince e_y pour $t_f = 20$ mm.

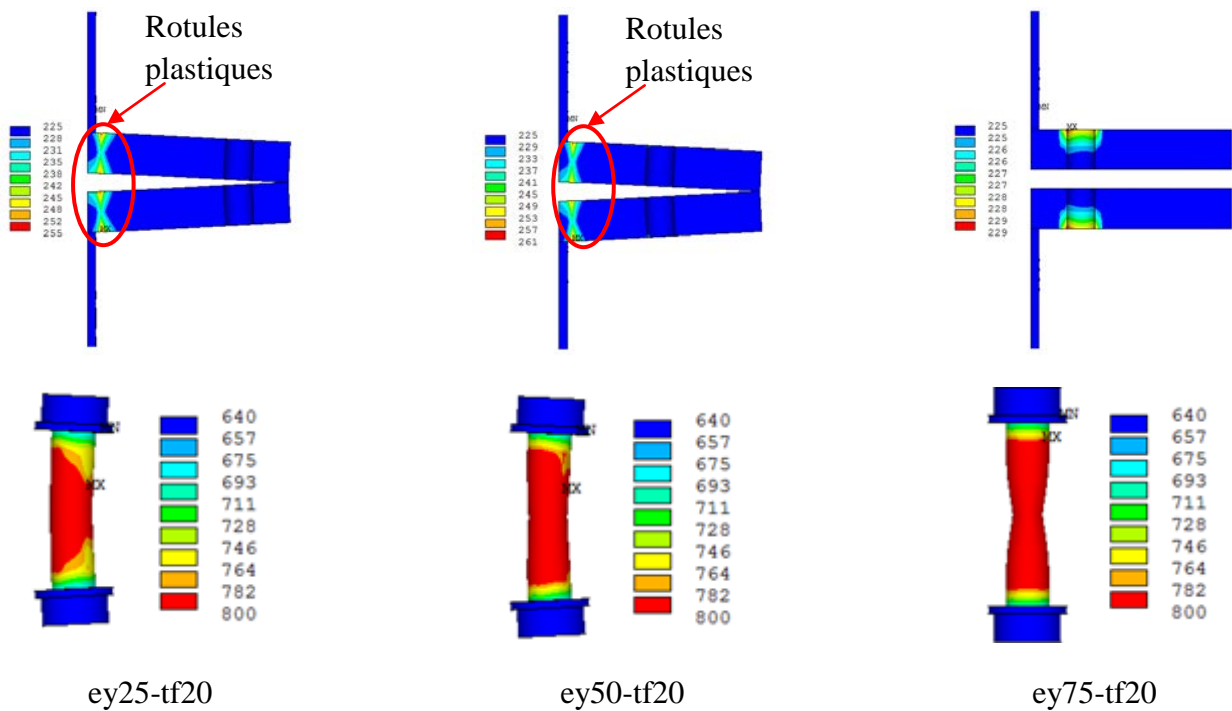


Figure. IV. 24 – Modes de ruines pour différents e_y et $t_f = 20$ mm.

A partir de ces résultats, nous remarquons que la disposition des boulons dans le plan de la semelle joue un rôle dominant dans le comportement mécanique des tronçons en té. Ce dernier se traduit en phase élastique par la variation de la raideur initiale et en phase plastique par la variation de la résistance.

Pour la semelle souple de $t_f = 12$ mm, les tronçons ey25-tf12 et ey50-tf12 présentent les mêmes allures de variation de la force en fonction du déplacement ainsi que les mêmes modes de ruines pilotés par la semelle du tronçon. Quant à ey75-tf12, l'augmentation de e_y conduit à un comportement partiel entre boulon et semelle.

Pour la semelle rigide de $t_f = 20$ mm, le comportement mixte semelle-boulons est observé pour les tronçons ey25-tf20 et ey50-tf20 avec les mêmes allures de variation de la force en fonction du déplacement. Quant à ey75-tf20, l'augmentation de e_y conduit à un comportement piloté entièrement par le boulon.

En plus de l'augmentation de t_f , nous remarquons aussi que l'augmentation de e_y , rend la semelle plus rigide et conduit à l'augmentation de la résistance et de la rigidité du tronçon en té d'un côté. D'un autre côté, une réduction de l'effort de levier est enregistrée avec un comportement plus axial du boulon. Par contre, la diminution de la distance e_y rend la semelle plus au moins flexible et a pour conséquence de réduire la résistance et la rigidité du tronçon en té d'une part et d'autre part augmenter l'effort de levier avec une augmentation de la sollicitation flexionnelle dans le boulon.

IV.5.2 – Paramètres géométriques pour des tronçons raidis

Les paramètres relatifs aux tronçons en té raidis sont répartis sur des différents modèles et présentés dans le **tableau IV.6** suivant. Ils sont comparés aux modèles précédents non raidis pour de différentes épaisseurs de semelles.

Tableau IV. 6 – Paramètres géométriques pour les tronçons raidis.

Model ID	Tronçon	Dimensions (mm)						Nuance	Boulons	Modes de ruines
		t_f	t_{sr}	b_{sr}	h_{sr}	e_x	e_y			
Variable 1 : Hauteur de raidisseur h_{sr}										
1	tf12	12	-	-	-	50	50	S235	M12 8.8	mode 1
2	tf16	16	-	-	-	50	50	S235	M12 8.8	mode 2
3	tf20	20	-	-	-	50	50	S235	M12 8.8	mode 2
14	hsr50	12	8	96	50	50	50	S235	M12 8.8	mode2
12	hsr100	12	8	96	100	50	50	S235	M12 8.8	mode2
15	hsr150	12	8	96	150	50	50	S235	M12 8.8	mode2
Variable 2 : Largeur de raidisseur b_{sr}										
1	tf12	12	-	-	-	50	50	S235	M12 8.8	mode 1
2	tf16	16	-	-	-	50	50	S235	M12 8.8	mode 2
3	tf20	20	-	-	-	50	50	S235	M12 8.8	mode 2
16	bsr30	12	8	30	100	50	50	S235	M12 8.8	mode2
17	bsr60	12	8	60	100	50	50	S235	M12 8.8	mode2
12	bsr96	12	8	96	100	50	50	S235	M12 8.8	mode2

Variable 3 : Epaisseur de raidisseur t_{sr}											
1	tf12	12	-	-	-	50	50	S235	M12	8.8	mode 1
2	tf16	16	-	-	-	50	50	S235	M12	8.8	mode 2
3	tf20	20	-	-	-	50	50	S235	M12	8.8	mode 2
11	tsr4	12	4	96	100	50	50	S235	M12	8.8	mode2
12	tsr8	12	8	96	100	50	50	S235	M12	8.8	mode2
13	tsr12	12	12	96	100	50	50	S235	M12	8.8	mode2
Variable 4 : Pince e_y											
18	ey25	12	8	100	100	50	25	S235	M12	8.8	mode2
12	ey50	12	8	100	100	50	50	S235	M12	8.8	mode2
19	ey75	12	8	100	100	50	75	S235	M12	8.8	mode2
Variable 5 : Pince e_x											
20	ex25	12	8	100	100	25	50	S235	M12	8.8	mode2
12	ex50	12	8	100	100	50	50	S235	M12	8.8	mode2
21	ex75	12	8	100	100	75	50	S235	M12	8.8	mode 1

IV.5.2.1 – Effet de la hauteur de raidisseur h_{sr}

Les résultats numériques illustrés dans les figures IV.25 et IV.26 ci-dessous présentent l'influence de la hauteur de raidisseur sur le comportement force déplacements, comportement du boulon, effort de levier et raideur initiale pour les différentes hauteurs ($h_{sr}50$, $h_{sr}100$ et $h_{sr}150$) comparés aux modèles non raidis avec des épaisseurs de semelles différentes (tf12, tf16 et tf20).

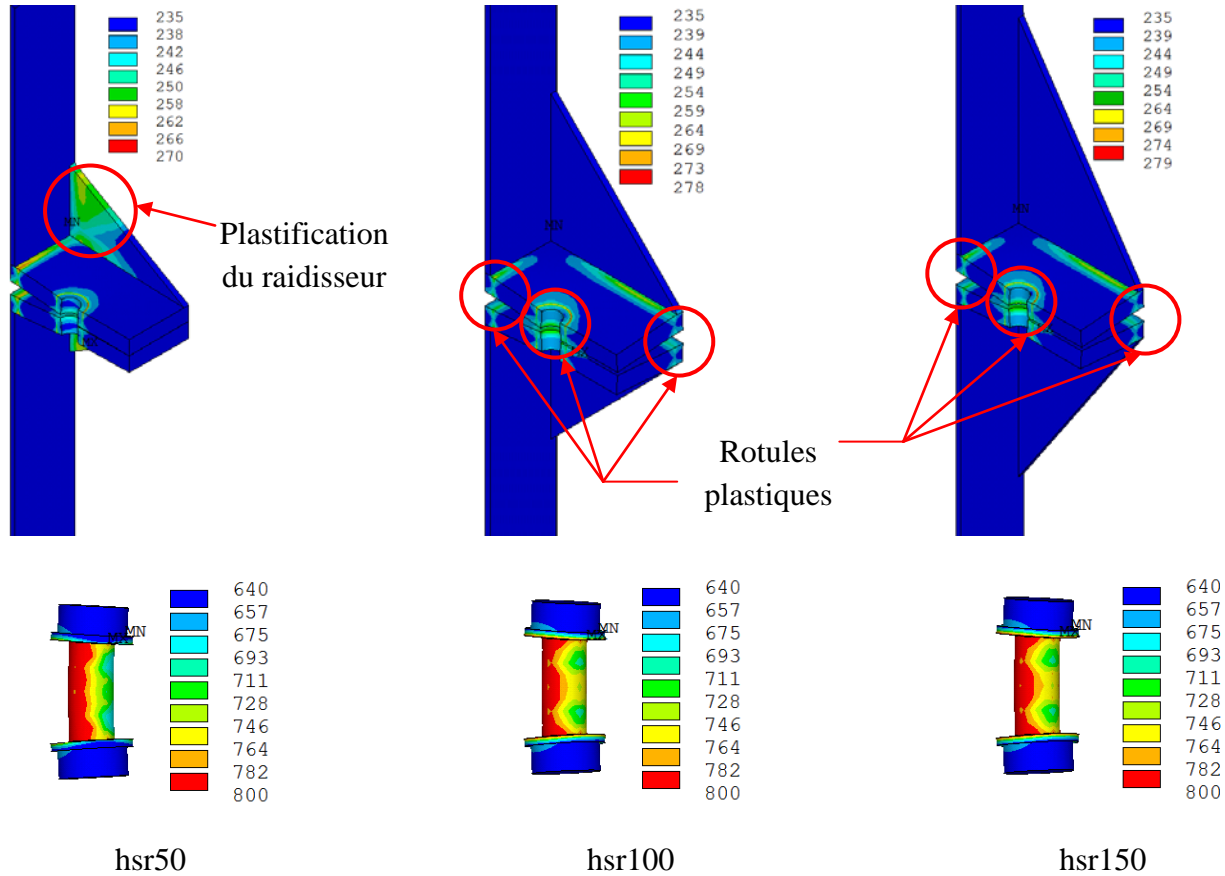


Figure. IV. 25 – Modes de ruines pour différents hauteurs h_{sr} .

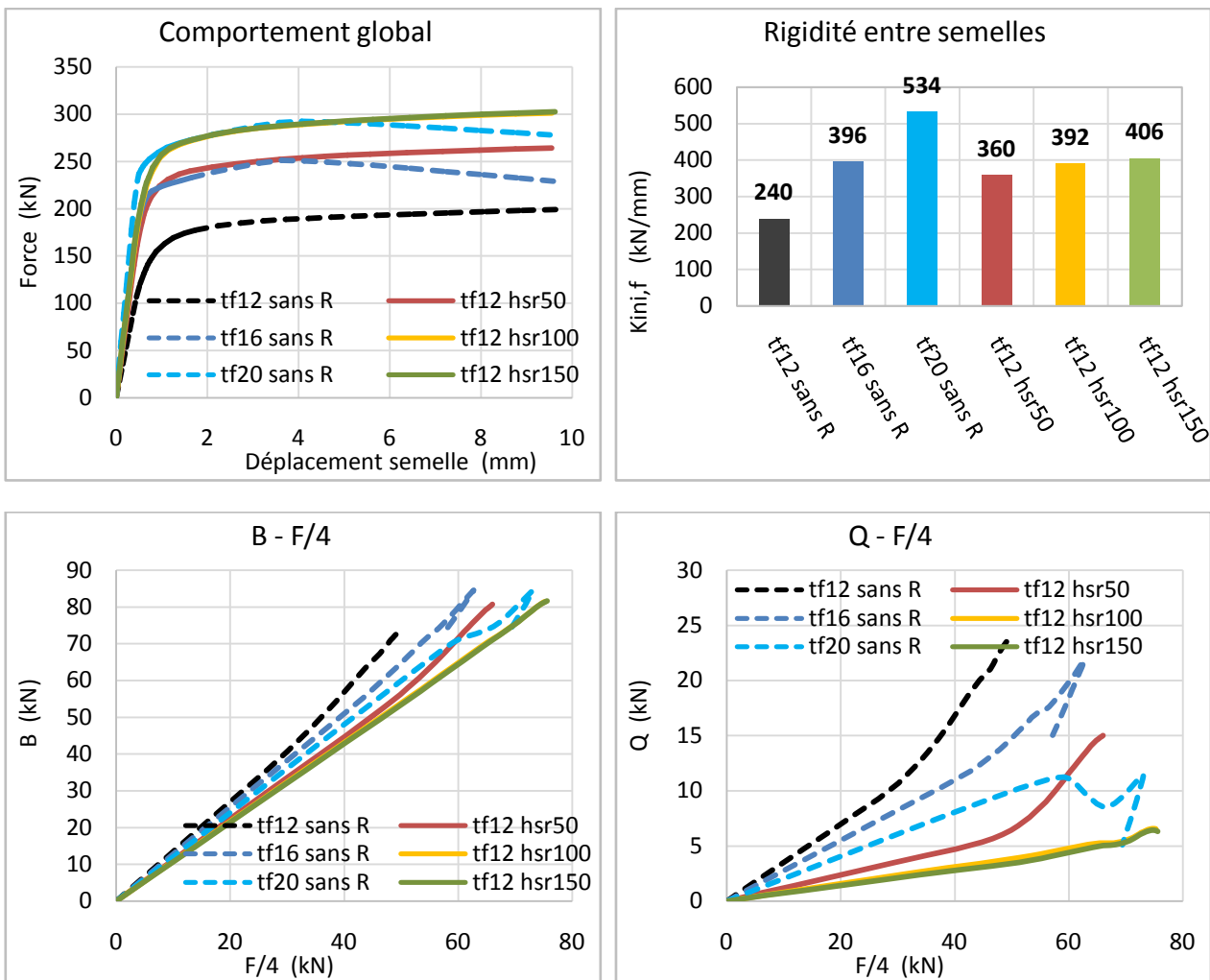


Figure. IV. 26 – Influence de la hauteur du raidisseur h_{sr} .

Nous remarquons que la hauteur du raidisseur h_{sr} influe sur le comportement global de l'assemblage en té. Pour hsr50, il a été constaté qu'en plus du mécanisme complet de la semelle, le raidisseur subit lui aussi une plastification assez remarquable avec la présence d'un effort de levier important. Le passage de la hauteur hsr100 à hsr150 apporte une faible augmentation en termes de rigidité et de résistance de tronçon avec un mode de ruine identique. Ce mode de ruine bascule du raidisseur vers la semelle de tronçon en té au niveau de perçage et des raccords avec l'âme et le raidisseur. La présence du raidisseur dans une semelle de 12 mm d'épaisseur améliore les caractéristiques du tronçon en termes de rigidité et de résistance comparée aux tronçons non raidis avec des semelles plus épaisses. De plus un effort de levier moins important qui conduit à des boulons moins sollicités en traction.

IV.5.2.2 – Effet de la largeur de raidisseur b_{sr}

Les résultats numériques illustrés dans les figures IV.27 et IV.28 ci-dessous présentent l'influence de la largeur du raidisseur sur le comportement force déplacements, comportement du boulon, effort de levier et raideur initiale pour les différentes largeurs (bsr30, bsr60 et bsr100) comparés aux modèles non raidis avec des épaisseurs de semelles différentes (tf12, tf16 et tf20).

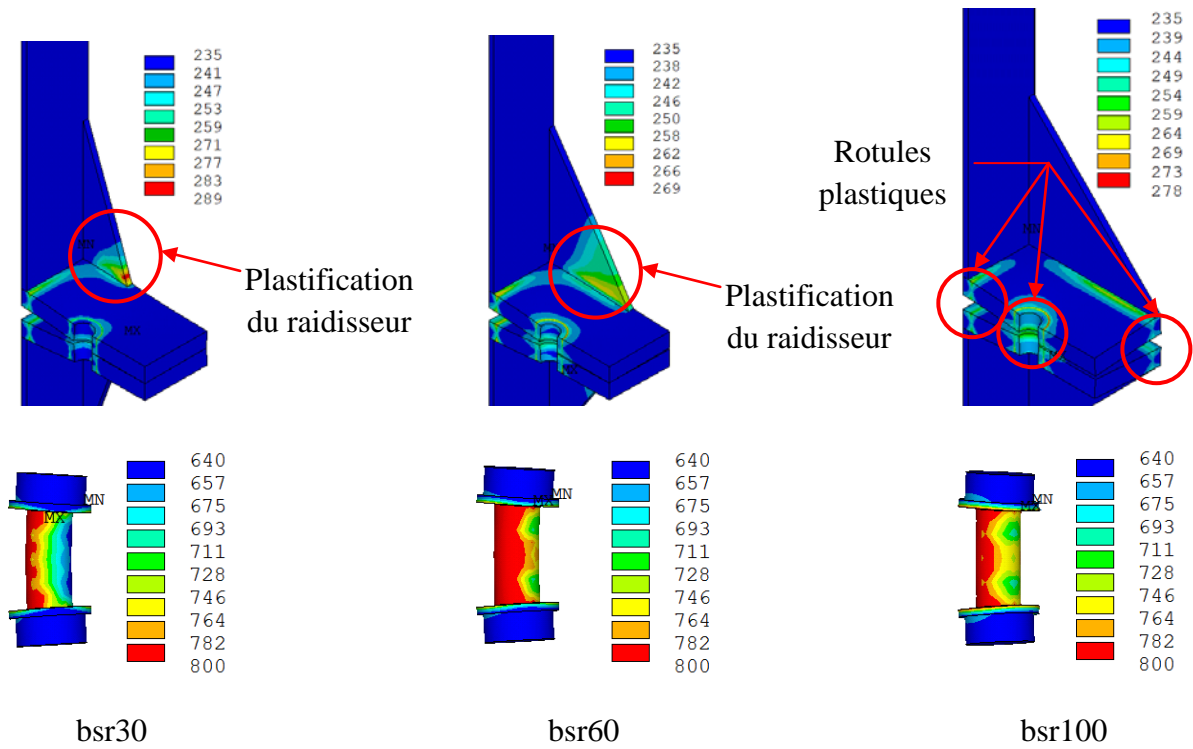


Figure. IV. 27 – Modes de ruines pour différentes largeurs b_{sr} .

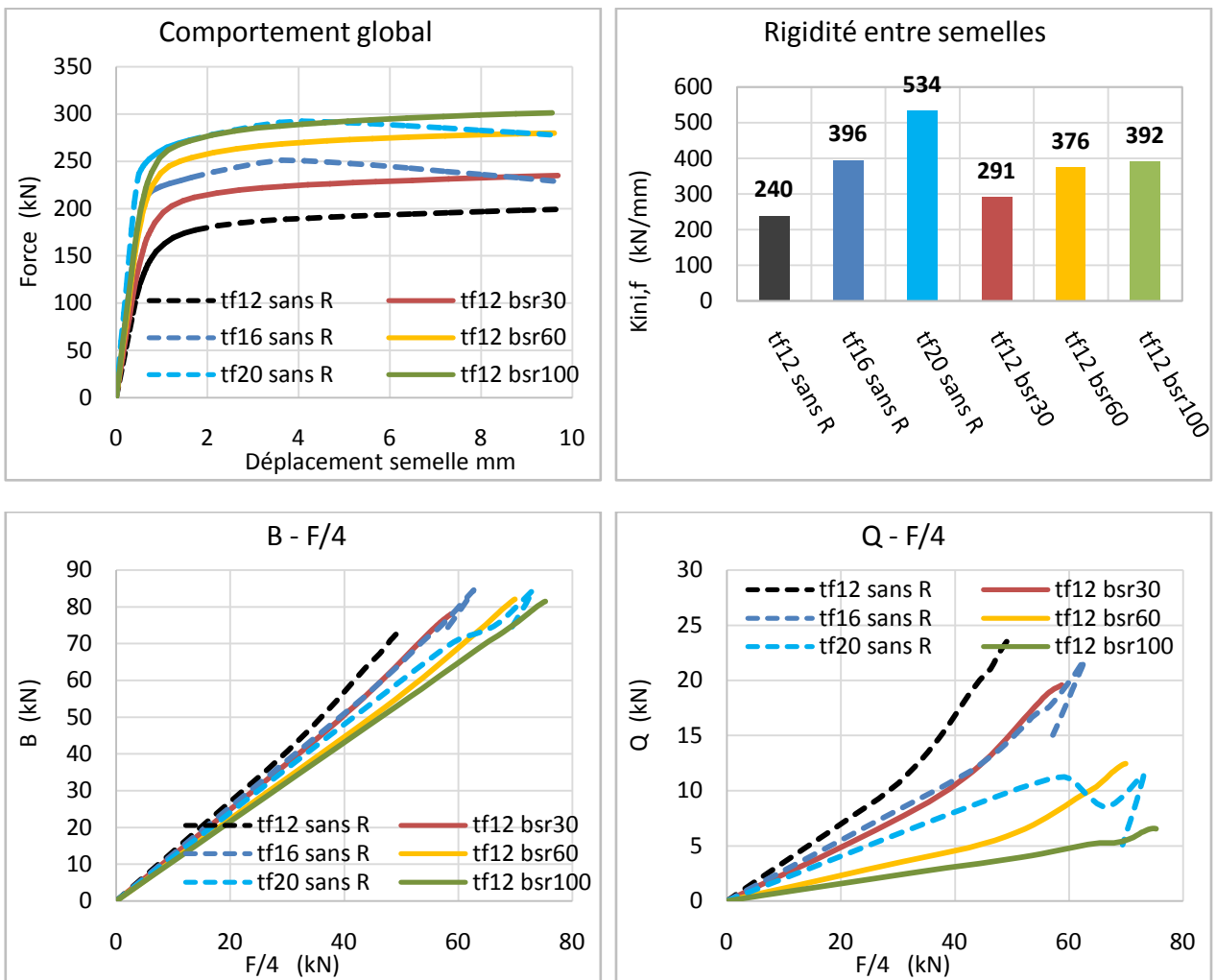


Figure. IV. 28 – Influence de la largeur de raidisseur b_{sr} .

Nous remarquons que la largeur du raidisseur b_{sr} influe sur le comportement global de l'assemblage en té. Pour $bsr30$, une augmentation d'environ +20% de résistance et rigidité par rapport au modèle non raidi $tf12$ avec un effort de levier moins important. Il a été constaté pour les largeurs partielles, $bsr30$ et $bsr60$, un mode de ruine assez semblable qui se caractérise par une plastification du raidisseur au droit de sa liaison avec la semelle et un mécanisme plastique de cette dernière. La largeur totale du raidisseur, $bsr100$, réduit l'effort de levier ce qui conduit à une résistance supplémentaire équivalente à une semelle non raidie de 20 mm d'épaisseur et un mécanisme plastique de ruine.

IV.5.2.3 – Effet de l'épaisseur de raidisseur t_{sr}

Les résultats numériques illustrés dans les figures IV.29 et IV.30 ci-dessous présentent l'influence de l'épaisseur de raidisseur sur le comportement force déplacements, comportement du boulon, effort de levier et raideur initiale pour différentes épaisseurs ($tsr4$, $tsr8$ et $tsr12$) comparés aux modèles non raidis avec des épaisseurs de semelles différentes ($tf12$, $tf16$ et $tf20$).

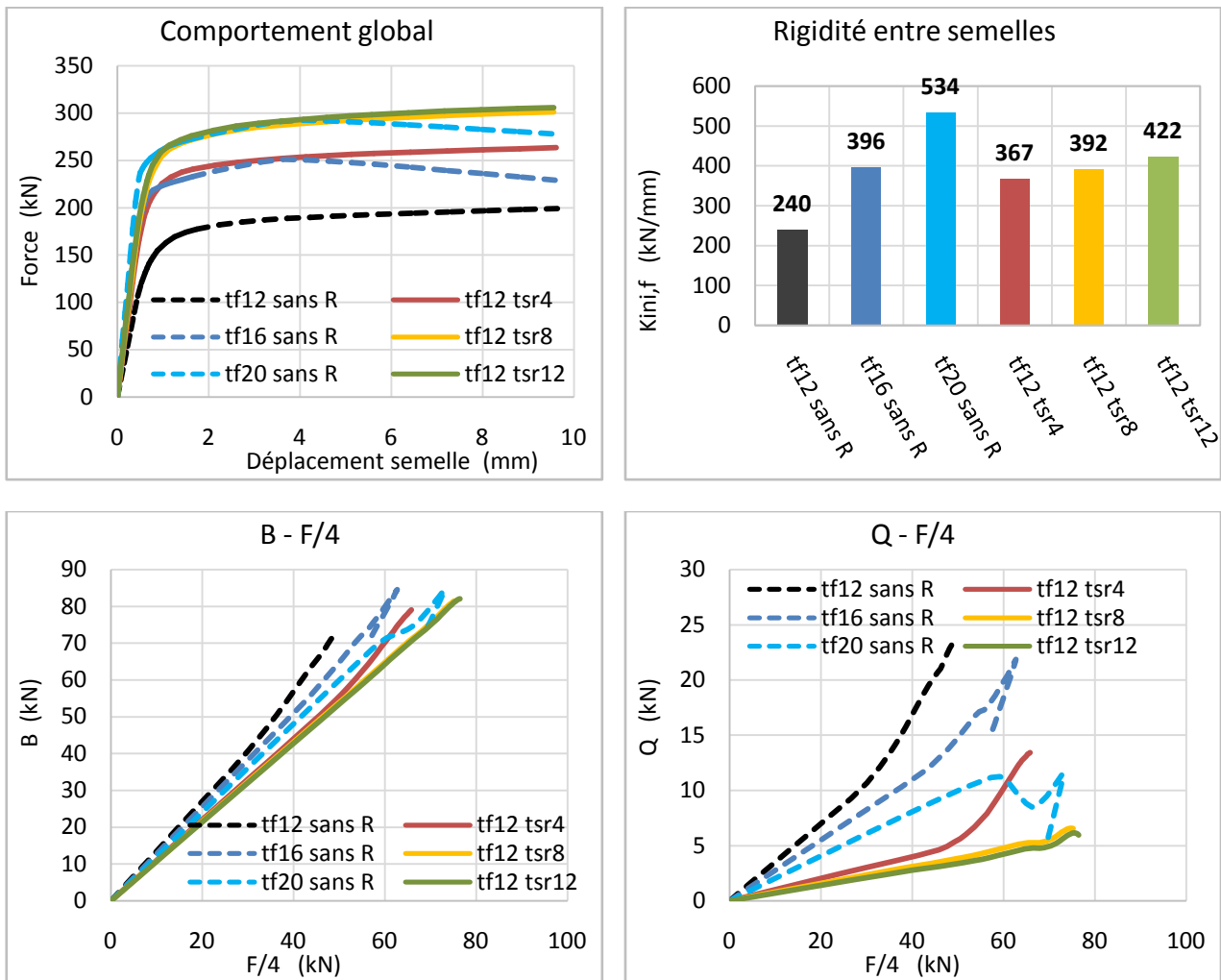


Figure. IV. 29 – Influence de l'épaisseur de raidisseur t_{sr} .

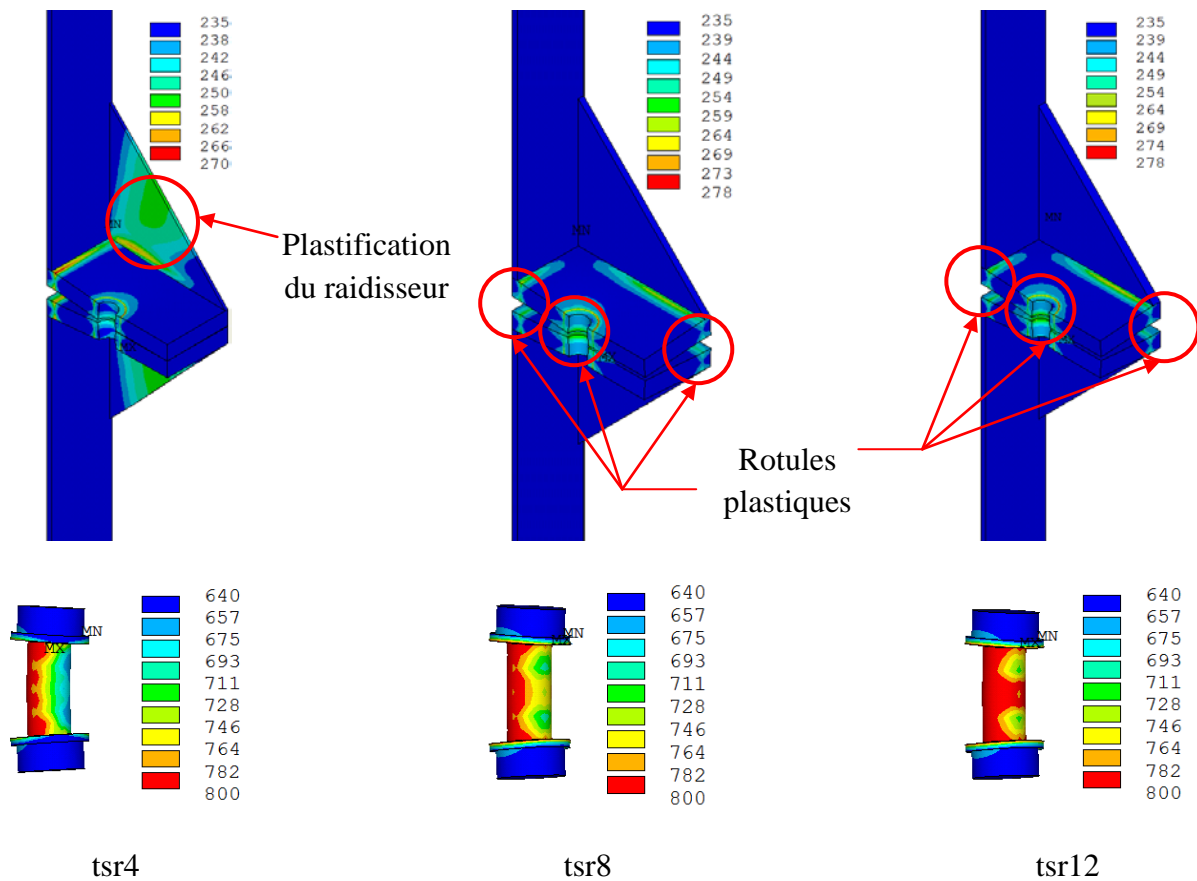


Figure. IV. 30 – Modes de ruines pour différentes épaisseurs t_{sr} .

Nous remarquons que l'épaisseur du raidisseur t_{sr} influe sur le comportement global de l'assemblage en té. La présence d'un raidisseur d'une épaisseur de 4 mm améliore d'une manière remarquable les caractéristiques du tronçon en Té et permet une augmentation de sa résistance et sa rigidité et qui peuvent être équivalentes à un tronçon non raidi avec une semelle de 16 mm d'épaisseur. Cependant, il a été remarqué qu'en plus des rotules de la semelle, une plastification s'est produite au niveau du raidisseur ce qui a conduit à une augmentation de l'effort de levier à un chargement correspondant à $F/4 = 50$ kN. Lorsque t_{sr} augmente est devient égale ou supérieure à celle de l'âme ou de la semelle de tronçon, le mode de ruine sera piloté par la semelle et aucune résistance supplémentaire n'a été enregistrée.

IV.5.2.4 – Comparaison avec l'EC3

Cette partie est dédiée à une comparaison de la force plastique (voir [figure IV.10](#)) des résultats numériques ci-dessus concernant la géométrie des raidisseurs avec ceux effectués selon la méthode de l'EC3 ([NF EN 1993-1-8](#)). Les résultats obtenus sont illustrés dans la [figure IV.31](#).

Nous remarquons que pour les modèles non raidis, la variation de l'épaisseur de la semelle de tronçon t_f est cohérente entre la MEF et l'EC3 avec un écart maximum enregistré de +10% pour le spécimen $tf12$. Cependant, pour les modèles raidis, l'écart varie de -10% pour $bsr30$ jusqu'à +20%. Ceci se justifie par le coefficient α ([annexe E](#)) permettant de déterminer la longueur efficace d'une rangée raidie qui prend en compte uniquement la disposition des boulons par rapport au raidisseur et ne tient pas en considération ses dimensions géométriques (h_{sr} , b_{sr} , t_{sr}).

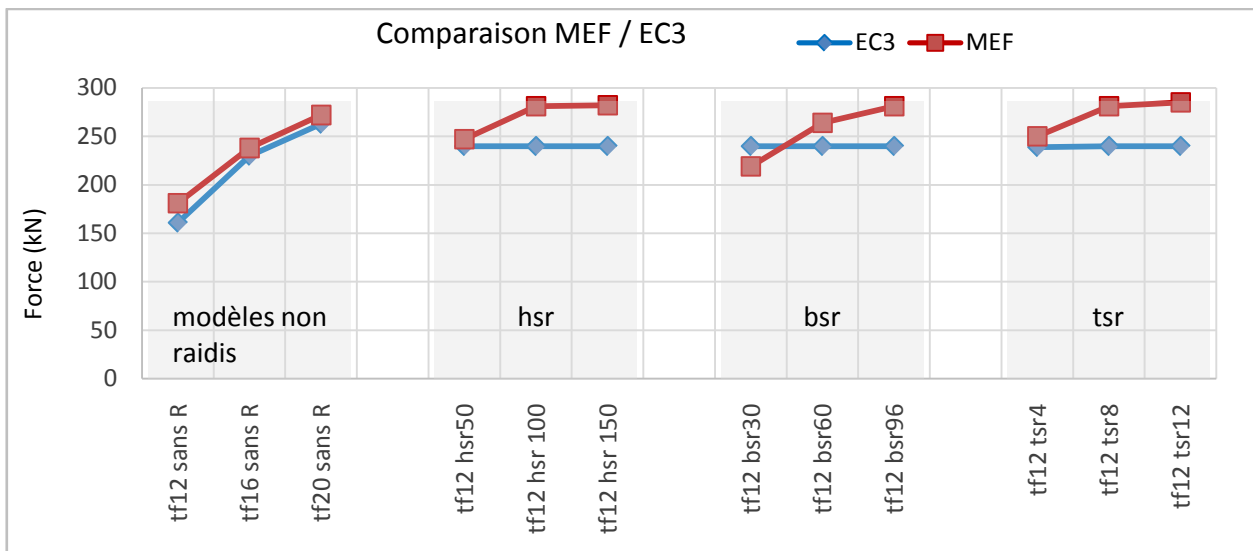


Figure. IV. 31 – Comparaison MEF / EC3

IV.5.2.4 – Effet de la pince e_y

Les résultats numériques illustrés dans les figures IV.32 et IV.33 ci-dessous présentent l'influence de la pince e_y sur le comportement force déplacements, comportement du boulon, effort de levier et raideur initiale pour différents épaisseurs (e_{y25} , e_{y50} et e_{y75}) pour des modèles raidis. Cette variation est effectuée en respectant les relations de la pince ($1.2d_0$) et l'entraxe ($2.4d_0$) proposées par l'EC3 (NF EN 1993-1-8).

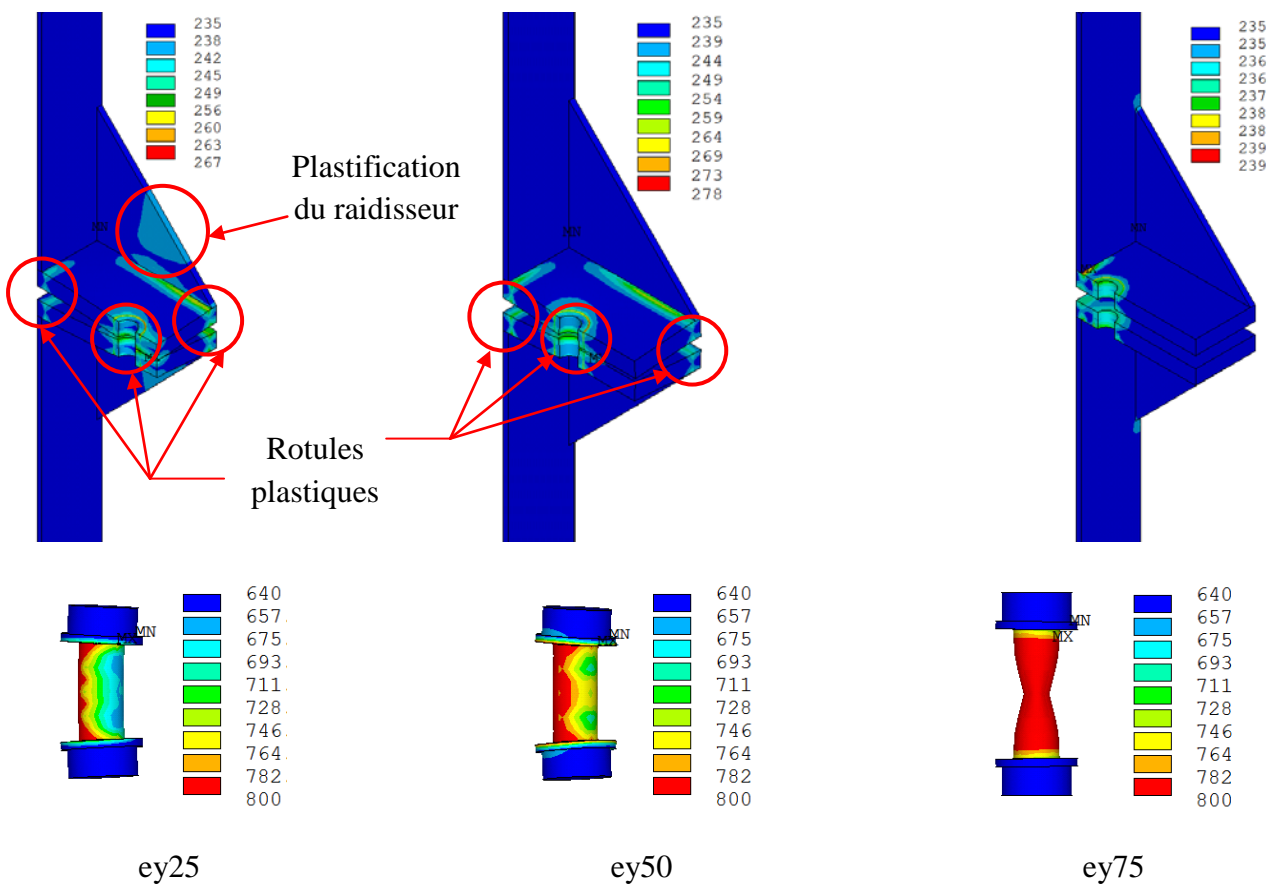


Figure. IV. 32 – Modes de ruines pour les différentes valeurs e_y .

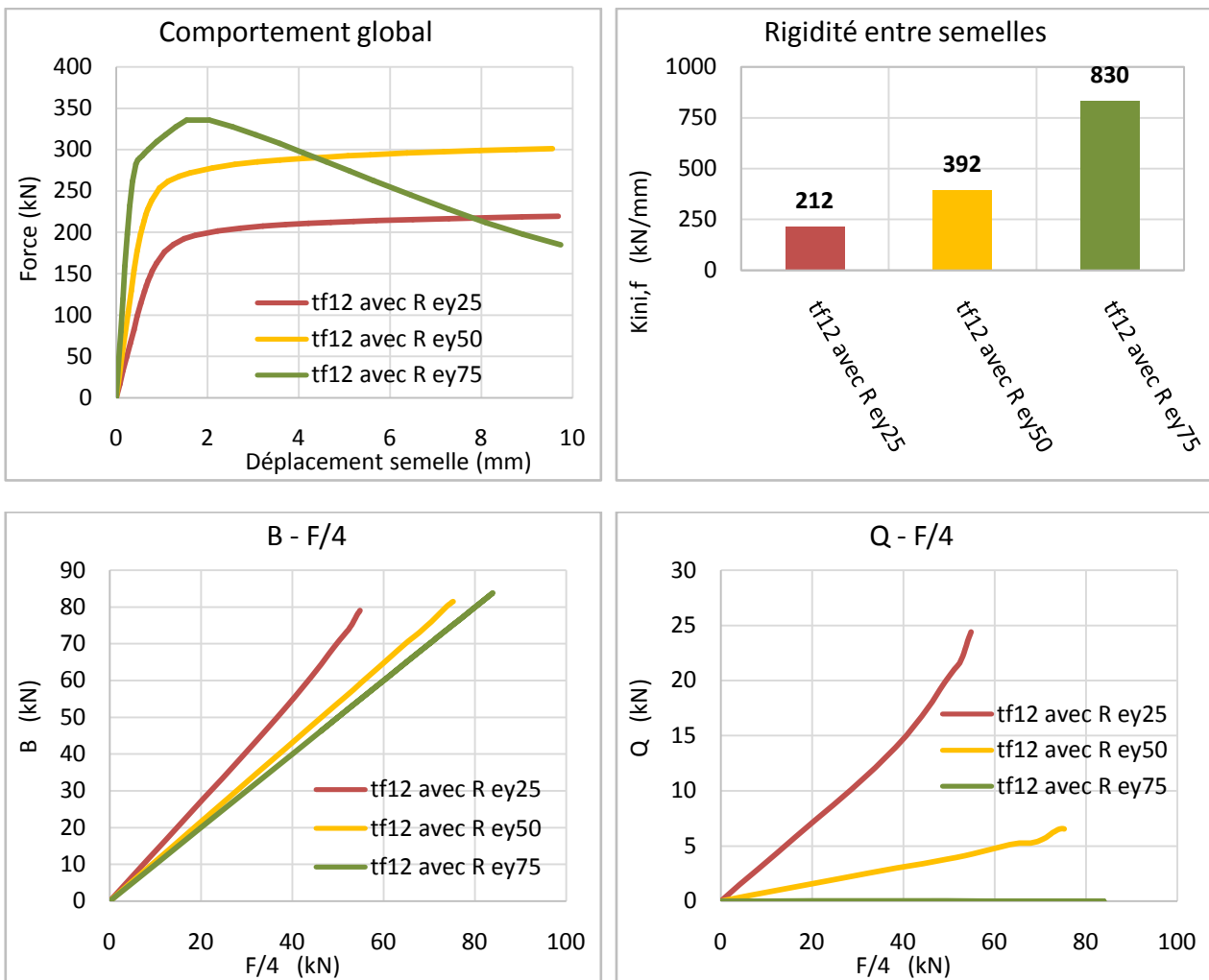


Figure. IV. 33 – Influence de la pince e_y pour des modèles raidis.

Nous remarquons que la pince e_y influe sur le comportement global de l'assemblage en té raidi comme celui non raidi (paragraphe IV.5.1.3). L'augmentation de la pince e_y permet un comportement plus axial de tronçon d'où nous avons remarqué que le mode de ruine est piloté entièrement par les boulons tendus pour le spécimen ey75 avec un effort de levier égal à zéro dès le début de chargement.

Cependant, pour ey25 et ey50 un comportement flexionnel est constaté avec un effort de levier qui augmente avec le chargement. Ce comportement est piloté par la semelle de tronçon pour le spécimen ey50 par la formation des rotules plastiques au niveau des raccords et de perçage tandis que pour ey25, nous remarquons aussi une plastification du raidisseur bien que sa largeur est totale couvrant toute la semelle. Ceci nous conduit à dire qu'il existe une largeur efficace du raidisseur $b_{sr,eff}$ différente à celle de sa largeur réelle b_{sr} .

IV.5.2.5 – Effet de la pince e_x

Les résultats numériques illustrés dans les figures IV.34 et IV.35 ci-dessous présentent l'influence de la pince e_x sur le comportement force déplacements, comportement du boulon, effort de levier et raideur initiale pour différentes épaisseurs (e_x25 , e_x50 et e_x75) pour des modèles raidis. Cette variation est effectuée en respectant les relations de la pince ($1.2d_0$) et l'entraxe ($2.4d_0$) proposées par l'EC3.

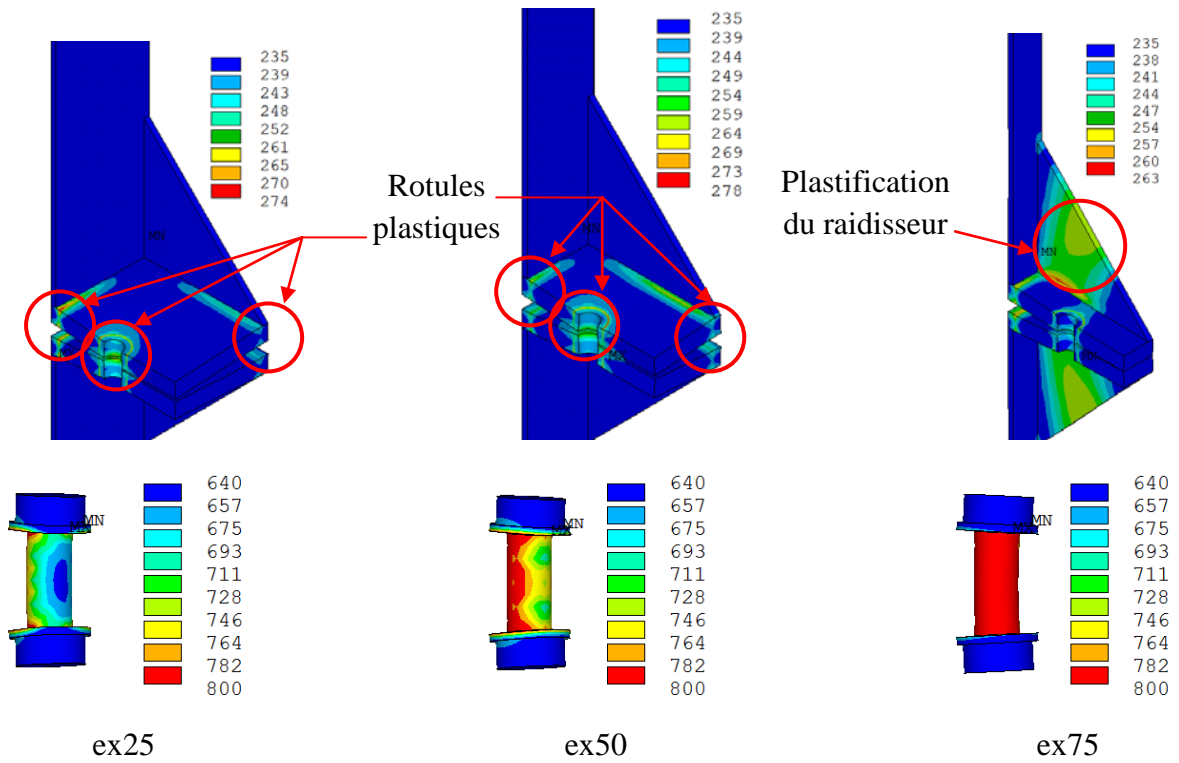


Figure. IV. 34 – Modes de ruines pour les différentes valeurs e_x .

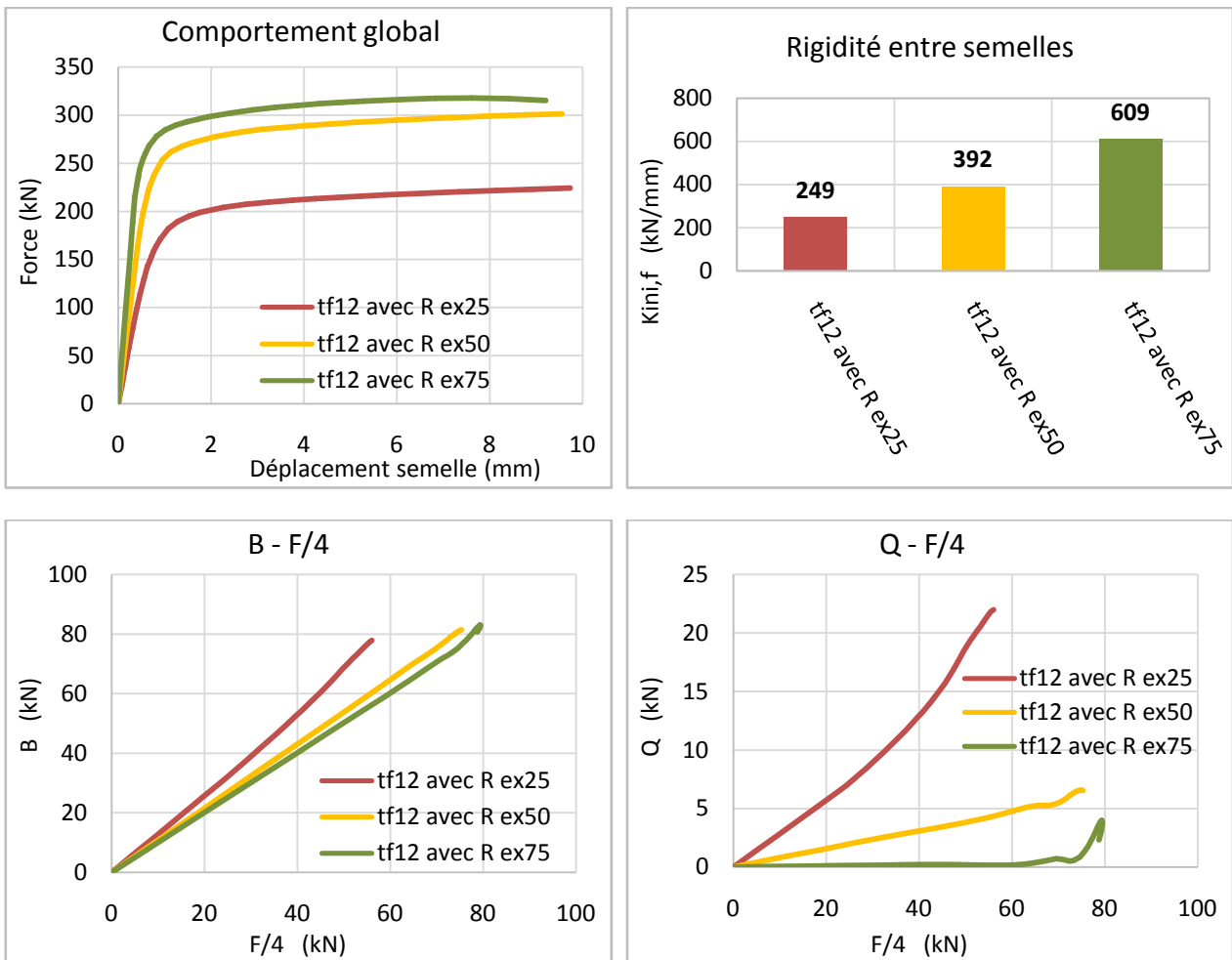


Figure. IV. 35 – Influence de pince e_x pour des modèles raidis.

Nous remarquons que la pince e_x influe sur le comportement global de tronçon en té raidi. L'augmentation de la pince e_x permet un comportement axial de tronçon d'où nous avons remarqué que le mode de ruine est piloté par les boulons tendus pour le spécimen ex75 avec un effort de levier égal à zéro depuis le début de chargement jusqu'à atteindre un effort $F/4 = 60$ kN. Au delà de cette valeur, une plastification du raidisseur et de la semelle est constatée ce qui engendre un comportement flexionnel avec l'apparition de l'effort de levier.

Cependant, pour ex25 et ex50 un comportement flexionnel est constaté avec un effort de levier qui augmente avec le chargement. Ce comportement est piloté par la semelle de tronçon par la formation des rotules plastiques au niveau du perçage et du raccordement.

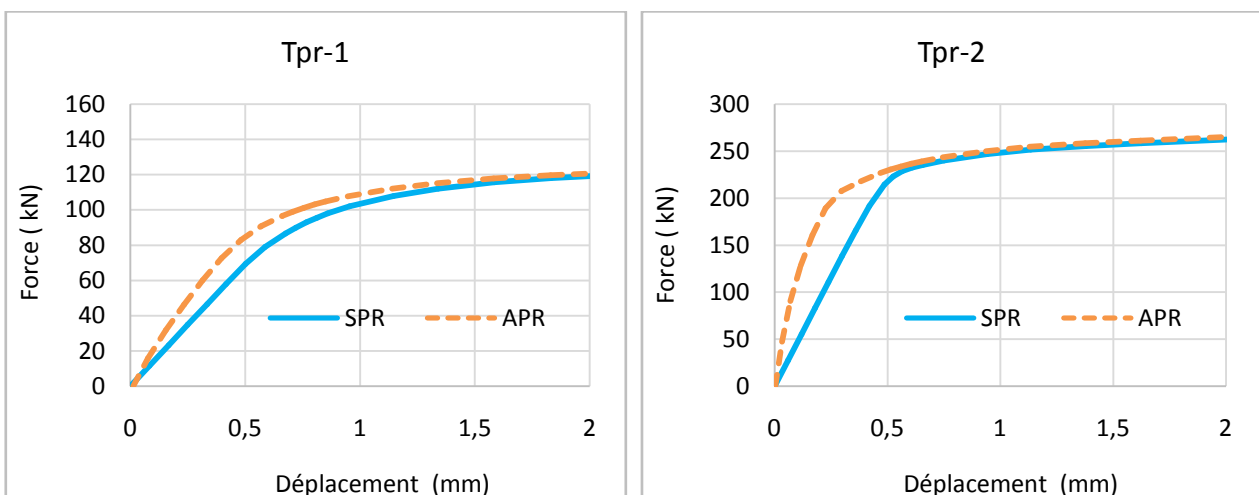
IV.5.3 – Effet de la précontrainte des boulons

Nous allons étudier l'effet de la précontrainte sur 4 tronçons en té non raidis de géométries différentes et de nuance S235. Chaque tronçon est dimensionné analytiquement de manière à produire la ruine dans des différentes zones. Le **tableau IV.7** présente les différents détails des spécimens étudiés.

Tableau. IV. 7 – Tronçons en té avec et sans précontrainte.

Model ID	Tronçon	t_f (mm)	b (mm)	e_y (mm)	Boulon	Mode de ruine	$F_{t,Rd}$ (kN)
22 23	Tpr-1	10	200	46	M12 8.8	Mode 1 : Mécanisme complet avec effet de levier	103
24 25	Tpr-2	20	200	46	M12 8.8	Mode 2 : Mécanisme partiel avec effet de levier	250
26 27	Tpr-3	20	200	60	M12 8.8	Mode 1-2 : Mécanisme partiel sans effet de levier	250
10 28	Tpr-4	20	200	75	M12 8.8	Mode 3 : Ruine des boulons	326

Le résultat du comportement force déplacement en zone élastique et élasto-plastique des quatre tronçons étudiés appelés Tpr-1, Tpr-2, Tpr-3 et Tpr-4 est illustré dans la **figure IV.36**. Chaque tronçon est représenté par 2 courbes sans et avec précontrainte nommées SPR et APR respectivement.



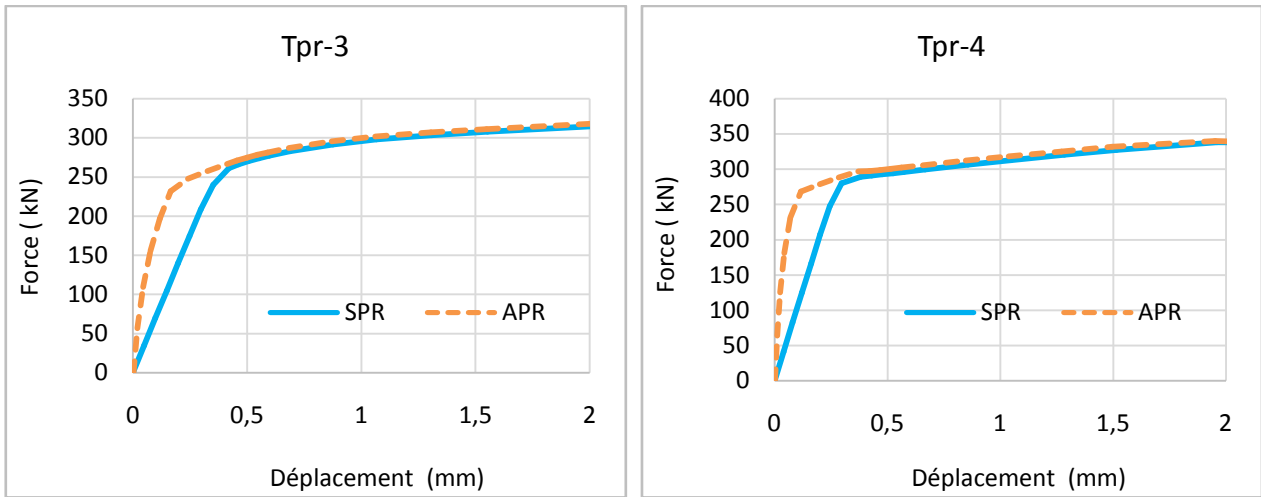
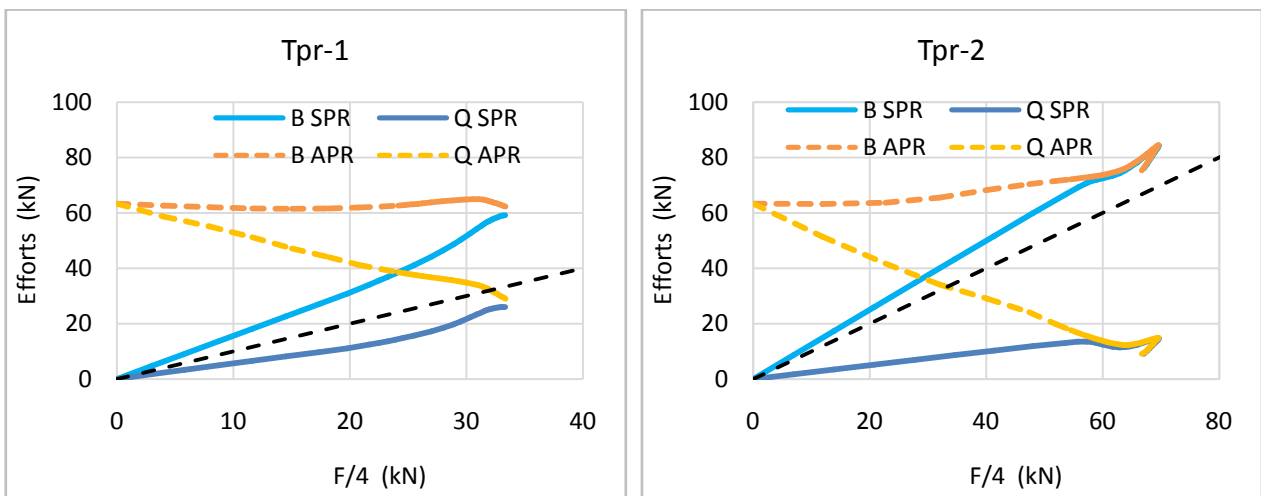


Figure. IV. 36 – Tronçons en té avec et sans précontrainte.

D'après la **figure IV.36**, nous remarquons que l'effet de la précontrainte est essentiellement en phase élastique et influe remarquablement sur la raideur initiale K_{ini} . Plus le chargement augmente, son effet se réduit jusqu'à qu'il soit égal à celui sans précontrainte. Lorsque le mode de ruine est piloté par la rupture des boulons ou par un mécanisme partiel, l'effet de la précontrainte est plus important que si l'assemblage est piloté par un mécanisme complet. De plus, nous remarquons que la présence de l'effort de levier réduit l'effet de la précontrainte en comparant le tronçon 2 et 3. Le **tableau IV.8** présente la différence de rigidité avec et sans précontrainte pour les 4 tronçons étudiés.

Tableau. IV. 8 – Effet d la précontrainte sur la raideur initiale K_{ini} .

Tronçon	Mode de ruine	K_{ini} (kN/mm)		$\frac{APR}{SPR}$
		SPR	APR	
Tpr-1	Mode 1	139	191	1.4
Tpr-2	Mode 2	464	948	2.0
Tpr-3	Mode 1-2	707	1721	2.4
Tpr-4	Mode 3	1032	3345	3.2



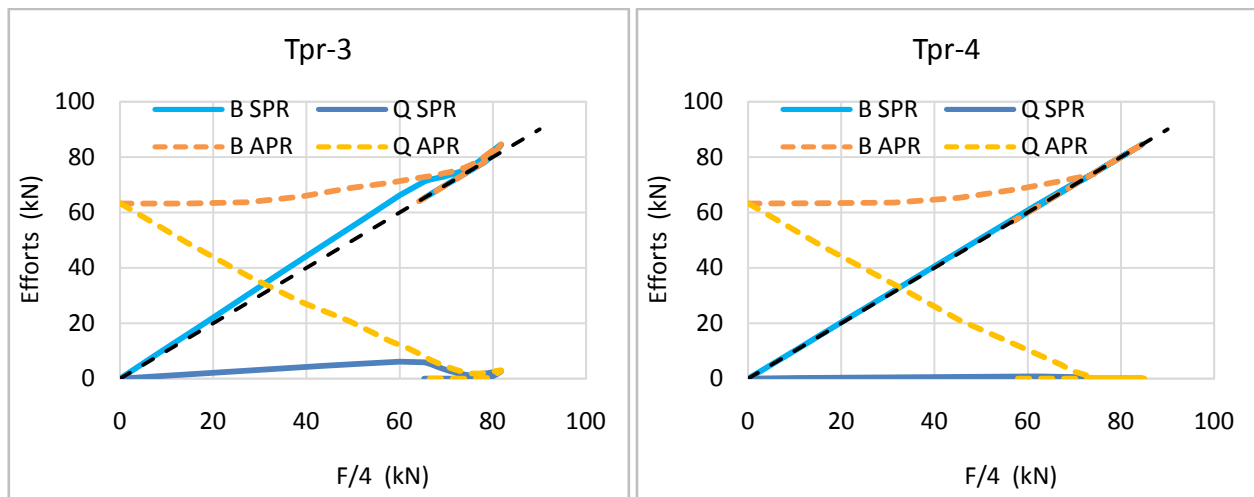


Figure. IV. 37 – Effet de la précontrainte sur l'effort de boulon et de levier

La **figure IV.37** illustre l'effet de la précontrainte sur l'évolution de l'effort dans les boulons B et l'effort de levier Q. Pour les spécimens avec précontrainte, l'évolution de B et de Q commence toujours par la valeur de la précontrainte de boulon. Au fur et à mesure que le chargement augmente, l'effet de la précontrainte diminue ce qui conduit à une convergence entre les valeurs de B et de Q avec et sans précontrainte et cela pour les différents modes de ruines.

IV. 6 – Conclusions

Dans ce chapitre, nous avons présenté une étude numérique des tronçons en té boulonnés soumis à un chargement axial monotone. La première partie de cette étude concerne la modélisation de quatre tronçons en té de géométries différentes disponibles dans la littérature dont nous disposons les résultats expérimentaux. La deuxième partie concerne une étude paramétrique approfondie de 28 modèles en éléments finis avec et sans raidisseurs. Nous pouvons en tirer les conclusions suivantes :

- Le modèle en éléments finis, validé par rapport aux travaux expérimentaux existants dans la littérature en termes de loi de comportement force-déplacement, tient en compte des différentes non linéarités géométriques et matérielles. De plus, la force de précontrainte dans les boulons ainsi que l'effet de contact entre les différents éléments ont été bien simulés dans la présente modélisation.
- Les résultats de la modélisation numérique ont montré qu'ils peuvent nous fournir plusieurs résultats difficiles à mesurer expérimentalement tels que les déplacements dans les boulons, l'effet de précontrainte ainsi que la résultante de levier et sa position provenant de la zone de contact.
- L'épaisseur de la semelle de tronçon en té ainsi que le diamètre et la position des boulons sont des paramètres déterminants et leurs effets sont remarquables sur le comportement global et les modes de ruines. Il convient d'avoir une épaisseur de la semelle en cohérence avec le diamètre des boulons afin d'éviter l'allongement excessive et la ruine des tiges de boulons d'un coté et de rester dans un comportement flexionnel ductile de l'assemblage d'un autre coté.
- L'influence de la précontrainte des boulons sur la raideur initiale de l'assemblage est assez clair en phase élastique de chargement. Elle diminue au fur à mesure que le chargement augmente jusqu'à sa disparition. Son effet est plus dominant pour les tronçons dont leur mode de ruine est piloté par les boulons.

- La présence des raidisseurs influe largement sur le comportement d'un tronçon en té ainsi que sur ses modes de ruines. Il a été constaté que la résistance et la rigidité d'une semelle de faible épaisseur raidie peut être équivalente à une semelle plus épaisse non raidie tout en restant dans un comportement flexionnel ductile de l'assemblage.
- Pour les tronçons en té raidis, deux nouveaux modes de ruines ont été constatés. Le premier concerne un mécanisme plastique de la semelle plus une plastification de raidisseur lorsque son épaisseur ou sa hauteur sont faibles. Le deuxième est la formation d'une rotule supplémentaire en plus de mécanisme de la semelle au niveau de raccordement avec le raidisseur.
- Pour les tronçons en té raidis soumis à la traction, les raidisseurs sont soumis à une sollicitation composée de deux efforts : le premier concerne une traction provenant de chargement par le biais l'âme. Le deuxième concerne une flexion due à la déformation de la semelle.
- Afin d'éviter la ruine sur le raidisseur, il convient de prendre en compte ses dimensions par rapport aux autres éléments auxquels il est assemblé. Son épaisseur doit être au moins égale à celle de l'âme ou de la semelle de tronçon pour éviter sa ruine. Sa hauteur doit être au moins égale à sa largeur afin d'avoir une inertie suffisante pour fournir un apport supplémentaire à la semelle.
- La position des boulons par rapport à la largeur de raidisseur est un paramètre assez complexe et nous conduit à dire qu'il existe une largeur efficace qui dépendra de sa forme triangulaire ou autres, et peut être considérée comme une section pour le dimensionnement.
- La formulation analytique de l'EC3 permet une bonne représentation des assemblages en té non raidis sans précontrainte en tenant en compte de plusieurs paramètres. Pour les tronçons en té raidis, il existe encore des manques pour la prise en compte du raidisseur en lui même d'un coté et son effet sur l'assemblage d'un autre côté.

Chapitre V :

**Etude numérique d'un assemblage boulonné par
platine d'about avec et sans raidisseurs**

V.1 – Introduction

L'analyse des assemblages par platine d'about représente un problème extrêmement complexe avec un grand nombre de paramètres affectant leur comportement mécanique. Ces paramètres peuvent être classés en deux catégories. La première catégorie concerne les dimensions et la disposition des différents composants de l'assemblage (poteau, poutre, platine d'about, boulons et raidisseurs). La deuxième catégorie concerne la nuance des matériaux utilisés. De plus, le recours aux expériences est souvent difficile et coûteux à réaliser et reste limité en termes de paramètres étudiés. Pour ces raisons, la méthode des éléments finis est considérée comme une alternative efficace et précise afin de fournir une simulation réaliste et satisfaisante du comportement mécanique des assemblages boulonnés.

Ce chapitre est dédié au développement d'un modèle en éléments finis tridimensionnels, issu des essais de (Shi, et al., 2007) et (Shi, et al., 2010), simulant le comportement non linéaire des assemblages boulonnés par platine d'about avec et sans raidisseurs. Le modèle développé est validé à la base des résultats expérimentaux en termes loi force-déplacement, loi moment-rotation ainsi que les modes de ruines. Par la suite, ce modèle fera l'objet d'une analyse élargie pour déterminer d'autres résultats difficiles à mesurer physiquement tels que l'évolution des efforts et des contraintes dans les boulons, l'évolution des efforts de levier en zone de contact et l'effet des raidisseurs de platine d'about dans la zone tendue et comprimée de l'assemblage.

V.2 – Caractéristiques des assemblages étudiés

V.2.1 – Description du dispositif d'essais

Sept spécimens d'assemblages par platine d'about débordante boulonnée par quatre rangées de boulons, nommés sc02 à sc08, ont été testés sous chargement statique. La figure V.1 illustre le dispositif d'essai utilisé par les auteurs (Shi, et al., 2007) et (Shi, et al., 2010). Différents paramètres sont étudiés dans ces essais : raidissage utilisé, épaisseur de la platine d'about et diamètre des boulons.



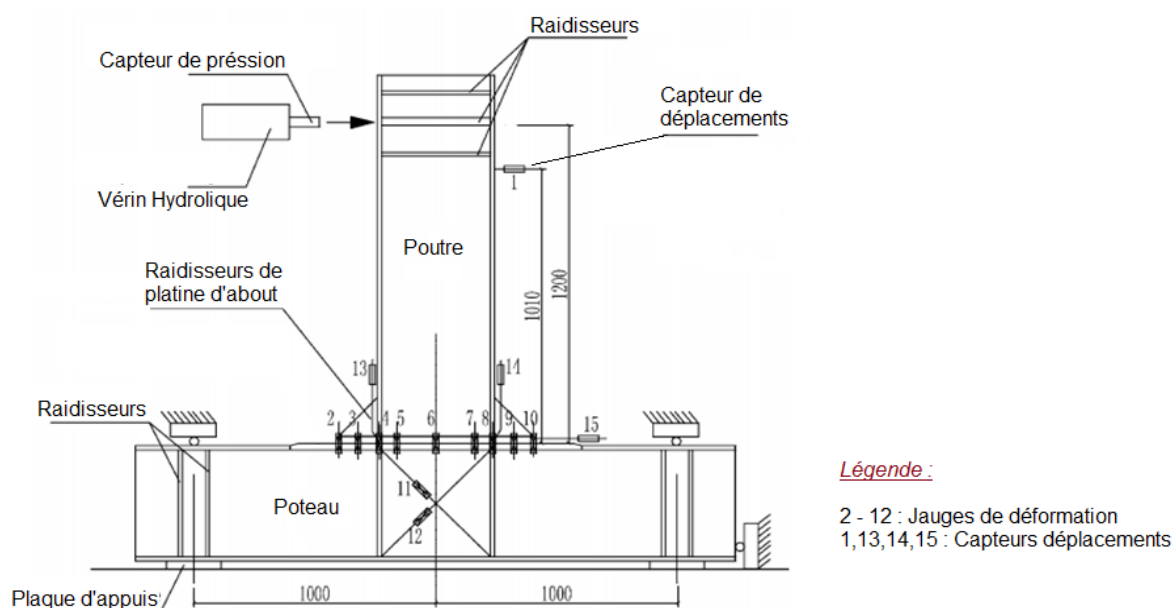


Figure. V. 1 – Détails schématique de l'essai de Shi, et al., (2007).

V.2.2 – Données géométriques des spécimens étudiés

La figure V.2 illustre les différents détails des assemblages étudiés :

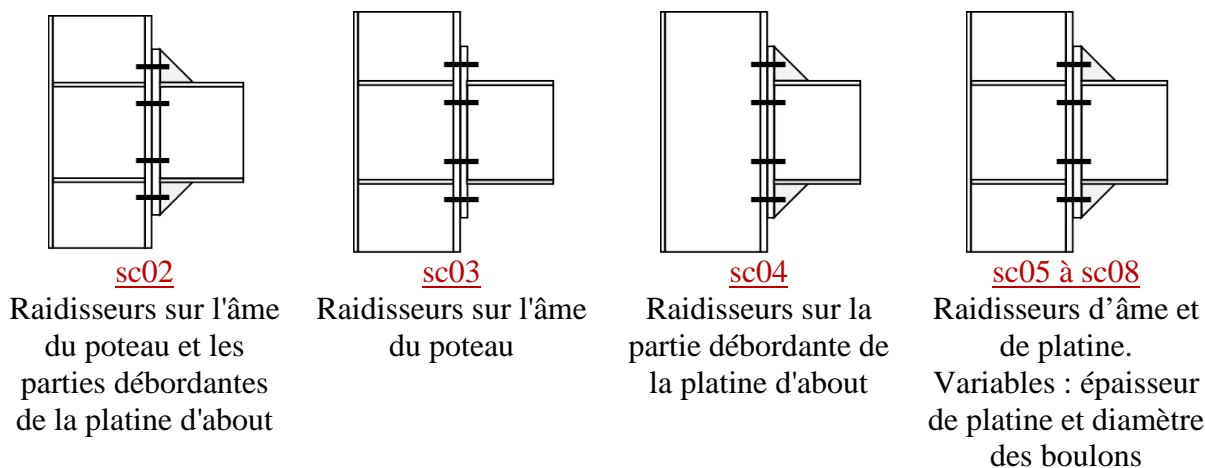


Figure. V. 2 – Détails des spécimens testés

Les assemblages testés représentés sur la figure V.2 sont tous modélisés pour valider le modèle numérique. Et pour pouvoir évaluer l'effet des raidisseurs, un assemblage non raidi nommé *sc00* est également modélisé et ses résultats sont comparés avec ceux de *sc02*, *sc03* et *sc04*.

Les dimensions des sections de profilés utilisés pour les poteaux et les poutres sont données dans le tableau V.1.

Tableau. V. 1 – Dimensions des profilés

	Hauteur h (mm)	Largeur b (mm)	Epaisseur d'âme t_w (mm)	Epaisseur des semelles t_f (mm)
Poteau	300	250	8	12
Poutre	300	200	8	12

Les épaisseurs de la platine d'about varient de 16 à 25 mm associées à des boulons précontraints de diamètres M20 et M24 (tableau V.2). Des épaisseurs de 12 mm et 10 mm sont utilisées respectivement pour les raidisseurs de l'âme de poteau et les raidisseurs de la platine d'about. Les différentes pinces et les entraxes des boulons sont donnés dans la figure V.3.

Tableau. V. 2 – Détails des spécimens modélisés.

Spécimens	Epaisseur de la platine d'about t_p (mm)	Diamètre des boulons d_b (mm)	Raidisseurs poteau	Raidisseurs platine
sc00*	20	20	Sans	Sans
sc02	20	20	Avec	Avec
sc03	20	20	Avec	Sans
sc04	20	20	Sans	Avec
sc05	25	20	Avec	Avec
sc06	20	24	Avec	Avec
sc07	25	24	Avec	Avec
sc08	16	20	Avec	Avec

* : Spécimen de base non testé par (Shi, et al., 2007) et (Shi, et al., 2010).

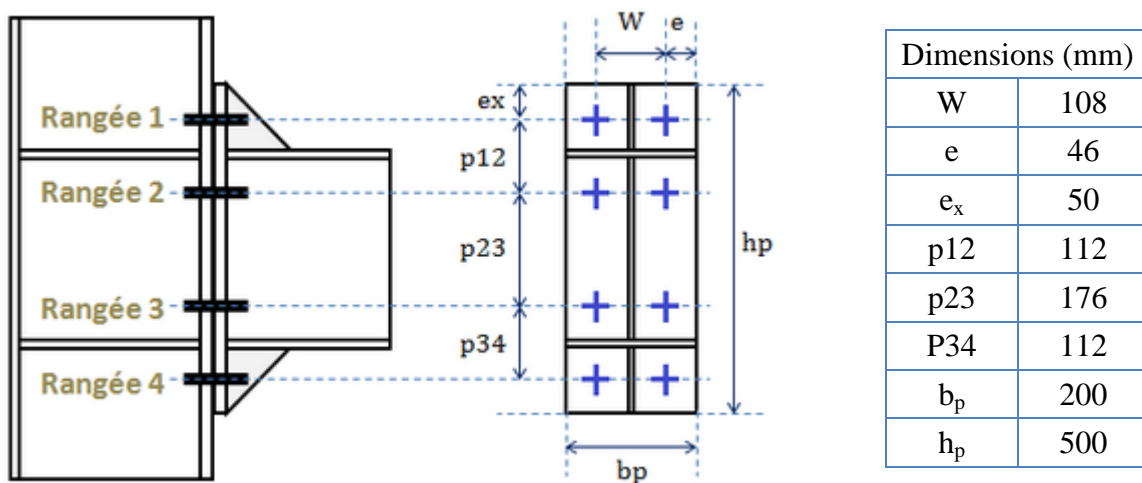


Figure. V. 3 – Détails géométriques communs aux assemblages testés.

V.2.3 – Loi de comportement matérielle

Les lois de comportement matérielles utilisées pour l'assemblage sont obtenues à partir des tests expérimentaux réalisés par les auteurs (Shi, et al., 2007) et (Shi, et al., 2010) sur des éprouvettes en acier normalisées. Les données matérielles sont présentées dans le tableau V.3. La valeur de la précontrainte des boulons M20 et M24 a été obtenue à partir du code de conception Chinois pour les assemblages boulonnés précontraints (JGJ82-91).

Tableau. V. 3 – Caractéristiques mécaniques des matériaux utilisés (Shi, et al., 2007).

Matériaux	Limite élastique f_y (N/mm ²)	Limite ultime f_u (N/mm ²)	Module de Young E (N/mm ²)	Coefficient de Poisson ν	Précontrainte F_{pr} (kN)
Acier $t \leq 16$ mm	391	559	190707	0,3	-
Acier $t > 16$ mm	363	573	204228	0,3	-
Boulon M20	995	1160	206000	0,3	185
Boulon M24	975	1188	206000	0.3	251

V.3 – Développement du modèle numérique

Les spécimens illustrés sur la **figure V.2** sont modélisés à l'aide du logiciel (ANSYS, 2013). Cet outil offre une multitude d'onglets divisés en différents processeurs. Chaque processeur possède ses propres commandes et options permettant à l'utilisateur d'introduire le type d'éléments finis, le modèle, les matériaux, les conditions aux limites, le chargement et le post-traitement des résultats.

V.3.1 – Eléments de maillage

En s'appuyant sur des travaux de la littérature (Al Khatab, 2003) et (Abidelah, 2009), un type d'élément approprié a été sélectionné pour le modèle éléments finis afin d'obtenir des résultats précis. L'élément Solid45 comportant huit nœuds et trois degrés de liberté est choisi pour tous les composants de l'assemblage (poteau, poutre, plaques et boulons). Le choix de l'élément a été justifié par des modèles élémentaires pour lesquels nous connaissons la solution analytique (poutres en flexion) ainsi que sur des modèles plus compliqués, ceux des tronçons en té étudiés dans le **chapitre IV**. Le modèle numérique développé comporte plus de 70 000 nœuds et 60 000 éléments pour les spécimens disposant des deux modes de raidissage (âme de poteau et platine). La taille des éléments de maillage varie en fonction de la zone et le maillage est soigneusement raffiné en zone de contact (voir **figure V.4**). Le boulon est modélisé par une tige de forme cylindrique de diamètre constant égal à celui de sa partie non filetée (voir **figure V.5**) afin de faciliter sa modélisation (Vilela, et al., 2019).

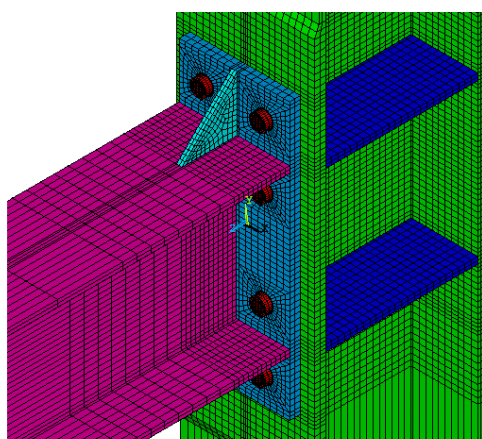


Figure. V. 4 – Maillage de l'assemblage

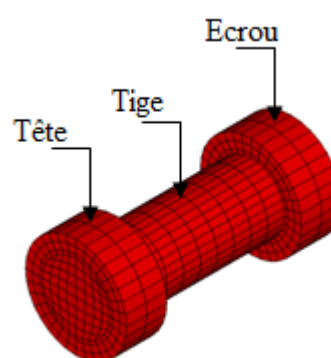


Figure. V. 5 – Maillage du boulon

V.3.2 – Lois de comportement des matériaux

Pour tous les modèles, des lois contrainte-déformation multilinéaires sont utilisées pour les plats assemblés et les boulons (**figure V.6**). Elles s'appuient sur les valeurs réelles des caractéristiques mécaniques du **tableau V.3**. Le critère de plasticité isotrope de von Mises est utilisé.

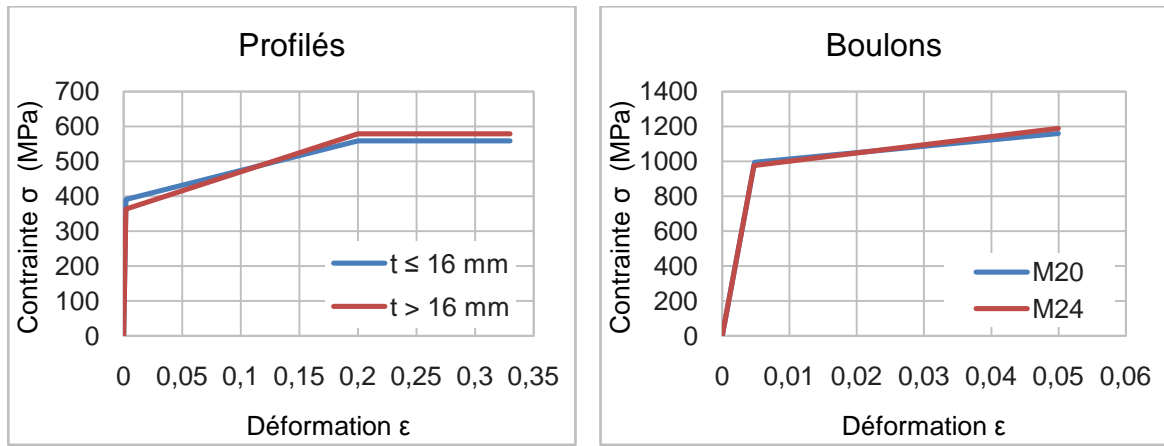


Figure. V. 6 – Données matérielles de l'acier des profilés et des boulons

V.3.4 – Modélisation du contact et de la précontrainte des boulons

Le contact entre les différents composants de l'assemblage est pris en compte lors de la modélisation. Le choix s'est porté sur le contact surface-surface défini en quatre zones différentes (figure. V.7). Le coefficient de frottement μ des surfaces traitées de la semelle de poteau et de la platine d'about est pris égal à 0.44 (Shi, et al., 2007) et (Shi, et al., 2010). Les zones de contacts sont :

- 1– Contact semelle de poteau / platine d'about ;
- 2– Contact écrou / semelle du poteau ;
- 3– Contact tête du boulon / platine d'about ;
- 4– Contact tige du boulon / perçage.

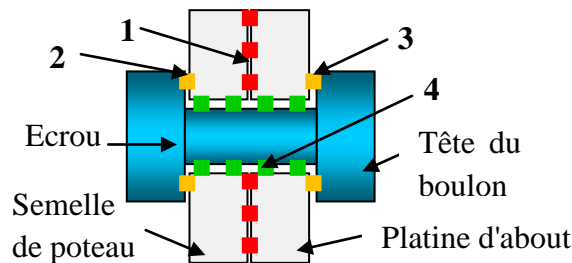


Figure. V. 7 – Zone de contacts.

Le code (ANSYS, 2013) permet aussi de simuler la précontrainte dans les boulons. Elle est définie par une force appliquée sur une section dans la tige suivant la direction Z et transformée par la suite en contraintes sur les nœuds de la section définie figure V.8.

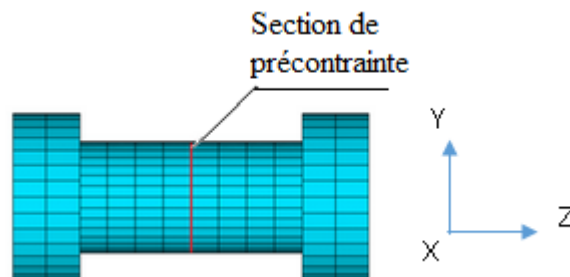


Figure. V. 8 – Section de précontrainte.

V.3.5 – Conditions aux limites

Les différentes conditions aux limites et de chargement appliquées au modèle sont présentées dans la figure V.9.

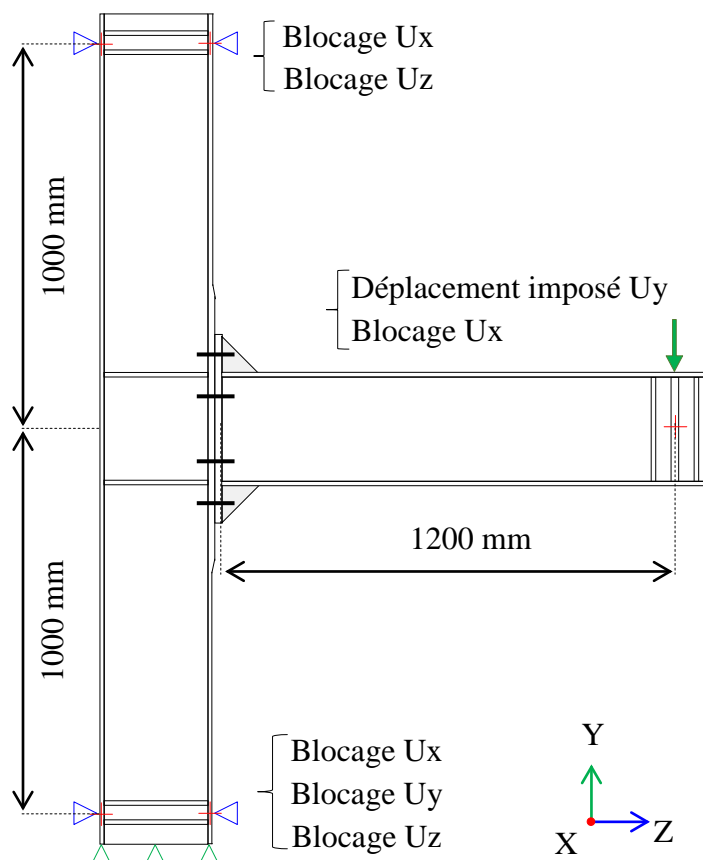


Figure. V. 9 – Conditions aux limites du modèle

V.3.6 – Type d'analyse

L'analyse globale non linéaire est réalisée en deux temps (figure V.10). Dans le premier temps, la précontrainte est appliquée aux boulons reliant la semelle de poteau à la platine d'about. Le deuxième temps permet de générer le moment de flexion appliqué sur l'extrémité libre de la poutre où la charge est contrôlée par un déplacement imposé. Le chargement en flexion est appliqué sur une plaque rigide située sur l'extrémité de la semelle de la poutre afin d'éviter les concentrations de contraintes et des plastifications locales (figure V.11).

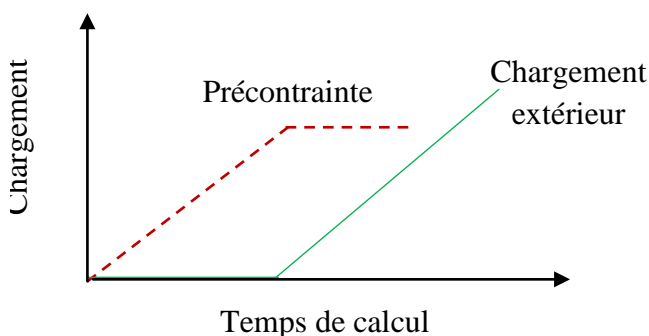


Figure. V. 10 – Illustration des temps de calcul

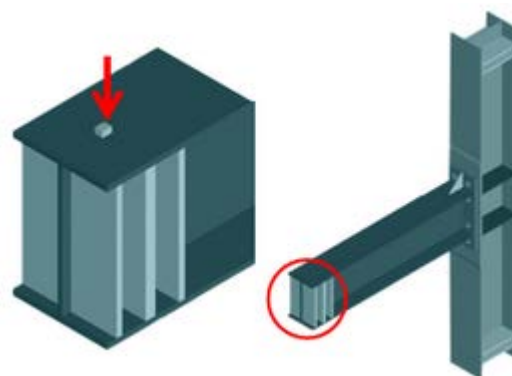


Figure. V. 11 – Plaque rigide de chargement

V.4 – Résultats numériques

V.4.1 – Validation du modèle

Le modèle numérique a été validé par comparaison avec les résultats expérimentaux présentés dans le sous chapitre V.2 en terme loi force-déplacement et de moment-rotation. Le déplacement considéré est celui du point se situant à 1010 mm de la platine d'about (voir figure V.1).

La rotation Φ est définie à partir des déplacements relatifs entre les deux lignes médianes des semelles supérieure et inférieure de la poutre (voir figure V.12). Elle se divise en deux parties : rotation (Φ_s) due au cisaillement du panneau d'âme du poteau et rotation (Φ_{ep}) causée par la déformation entre la platine d'about et la semelle du poteau, incluant les déformations flexionnelles de la platine et de la semelle aussi bien que l'allongement des boulons.

La rotation par cisaillement Φ_s est calculée par : Δ / h_t et la rotation de la déformation flexionnelle de la platine d'about Φ_{ep} par δ / h_t donnant $\Phi = \Phi_s + \Phi_{ep}$ où Δ est la différence de déplacements du panneau d'âme du poteau au niveau des lignes médianes des semelles de la poutre ; δ est le jeu entre la platine d'about et la semelle tendue du poteau et h_t est la distance entre les lignes médianes des semelles de la poutre et qui est égale à 288 mm. Le moment de l'assemblage est celui de l'effort appliqué multiplié par le bras de levier égal à 1200 mm.

Les figures V.14 et V.15 illustrent les résultats obtenus numériquement (courbes force-déplacement et moment-rotation respectivement) comparés avec les résultats expérimentaux issus des essais de (Shi, et al., 2007) et (Shi, et al., 2010). Certaines différences dans la comparaison peuvent être dues à un certain nombre de facteurs tels que la précontrainte des boulons, le contact entre les éléments, le coefficient de frottement sur la surface de contact, les imperfections initiales et les instabilités éventuelles.

D'après les résultats obtenus expérimentalement et numériquement, la comparaison est basée sur certains paramètres illustrés sur la figure V.13 : le moment ultime M_u correspondant à F_u , le moment élastique M_e , le moment plastique M_p , et la rigidité initiale $S_{j,ini}$. Les comparaisons de ces paramètres sont présentées dans le tableau V.4.

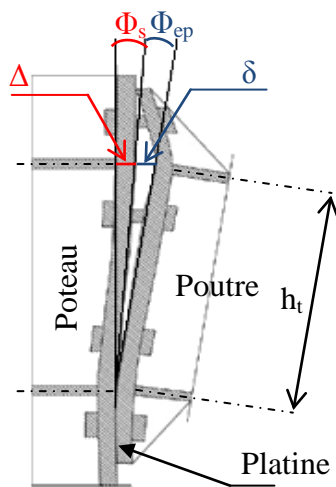


Figure. V. 12 – Rotation d'un assemblage boulonné

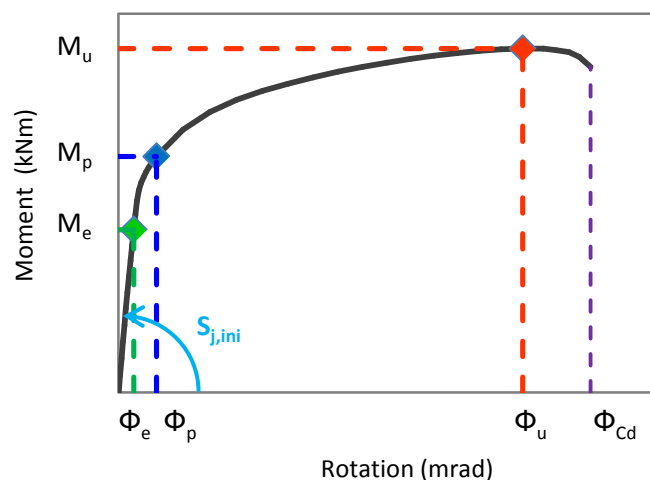


Figure. V. 13 – Caractéristiques de la courbe M- Φ

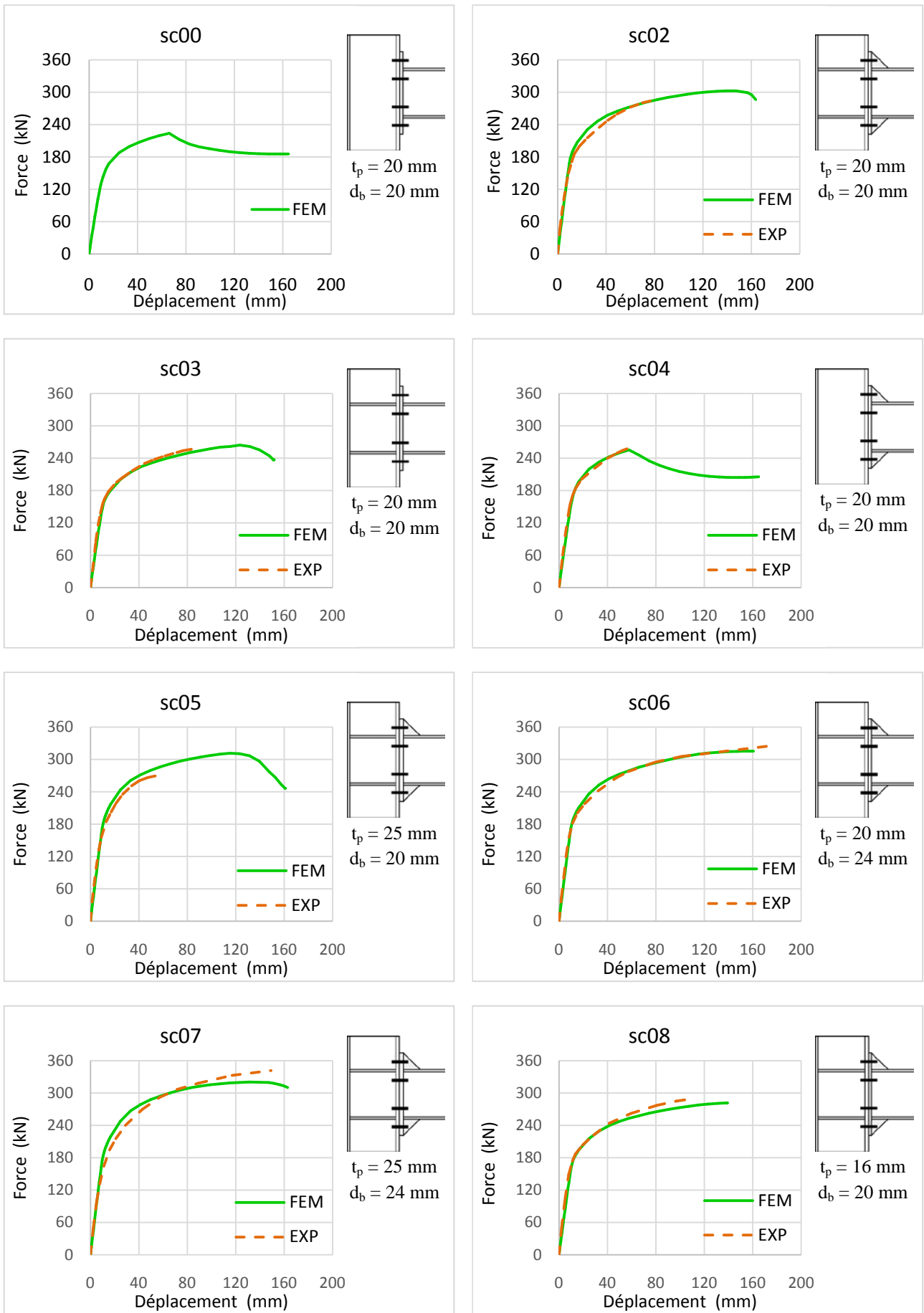


Figure. V. 14 – Validation du modèle numérique force-déplacement

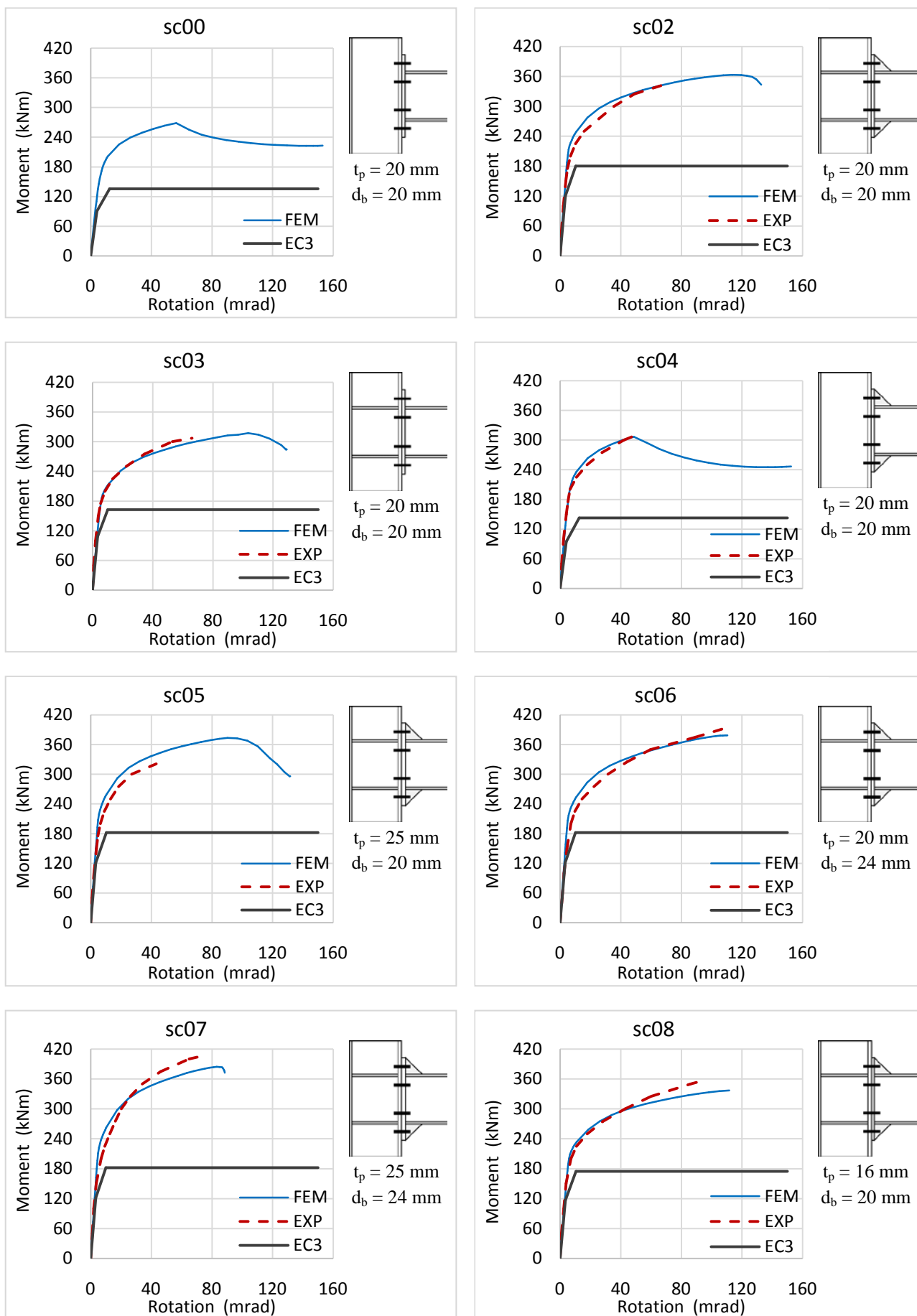


Figure. V. 15 – Validation du modèle numérique moment rotation

Tableau. V. 4 – Comparaisons entre les résultats :MEF, essais et EC3.

Paramètres		Spécimens								Moyenne (MEF/essai)
		sc00	sc02	sc03	sc04	sc05	sc06	sc07	sc08	
F_u (kN)	MEF	224	302	264	255	311	315	320	281	1.01
	EXP	-	287	257	258	269	326	342	290	
	Ratio	-	1.05	1.03	0.99	1.16	0.97	0.94	0.97	
M_e (kNm)	MEF	134	172	152	156	176	175	180	161	1.01
	EXP	-	168	140	162	181	180	184	150	
	Ratio	-	1.02	1.09	0.96	0.97	0.97	0.98	1.07	
M_p (kNm)	MEF	201	249	249	216	236	259	253	262	1.01
	EXP	-	239	238	221	223	267	263	266	
	Ratio	-	1.04	1.05	0.98	1.06	0.97	0.96	0.99	
M_u (kNm)	MEF	269	363	317	307	374	379	384	338	1.02
	EXP	-	344	307	309	321	392	405	353	
	Ratio	-	1.05	1.03	0.99	1.16	0.97	0.95	0.96	
$S_{j,ini}$ (kNm/mrad)	MEF	34	46	40	40	48	46	48	41	0.93
	EXP	-	52	49	51	46	46	47	42	
	Ratio	-	0.87	0.81	0.77	1.04	1.01	1.02	0.98	
$M_{j,Rd}$ (kNm)	EC3	105	160	148	105	160	160	160	160	
$S_{j,ini}$ (kNm/mrad)		21	32	30	21	32	33	33	31	

D'après les résultats obtenus (tableau V.4, figures V.14 et V.15), une bonne concordance est observée entre les résultats numériques et expérimentaux en phase élastique et plastique, à l'exception de sc04 et s05 où l'écart maximum a été enregistré en termes de rigidité (23%) et de résistance (16%). D'une manière globale, nous pouvons dire que le modèle en éléments finis proposé est précis avec des marges d'erreurs assez faibles et permet ainsi de représenter correctement le comportement des géométries étudiées.

Nous remarquons un écart de -45% de la résistance $M_{j,Rd}$ de l'EC3 comparée au moment plastique M_p obtenu par MEF ainsi qu'une différence de +25% entre les rigidités initiales $S_{j,ini}$. Ces écarts peuvent être expliqués par plusieurs paramètres qui ne sont pas intégrés dans la formulation de l'EC3 : précontrainte des boulons, débord de la platine d'about en zone comprimée, présence des raidisseurs aux débords extérieurs de la platine d'about.

V.4.2 – Comportement $M-\Phi_s$ et $M-\Phi_{ep}$

Les courbes numériques de la rotation causée par la déformation de l'âme de poteau Φ_s et la rotation provenant de la flexion de la platine d'about Φ_{ep} sont présentées dans la figure V.16 et comparées avec celles des essais (Shi, et al., 2007) et (Shi, et al., 2010).

La figure V.16 ci-dessous montre que pour tous les spécimens, Φ_s est plus important que Φ_{ep} et que la plus grande partie de la rotation de l'assemblage provient de la déformation due au cisaillement de panneau d'âme de poteau.

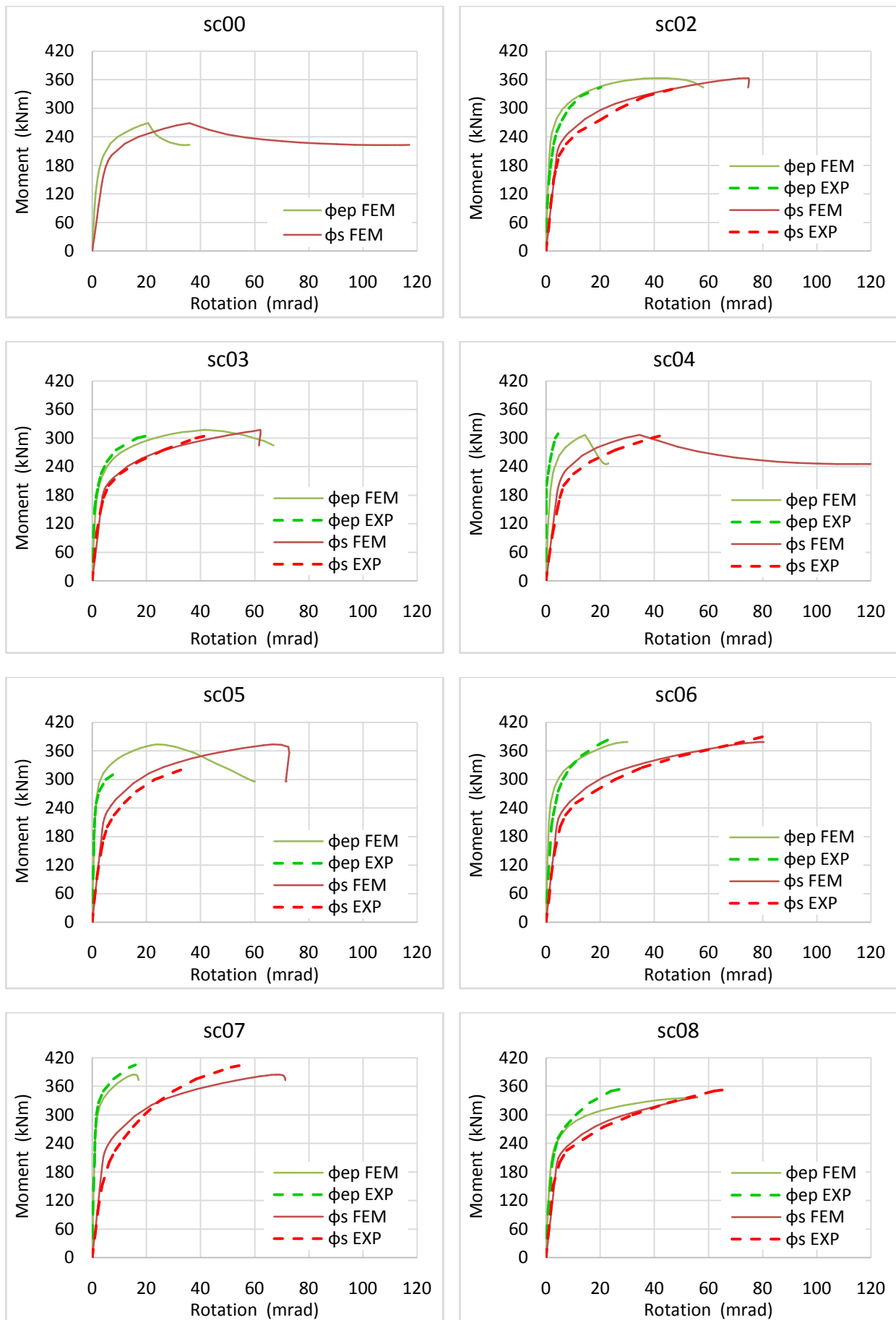


Figure. V. 16 – Lois moment-rotation $M-\Phi_s$ et $M-\Phi_{ep}$.

Le **tableau V.5** présente les différentes rigidités initiales des assemblages étudiés $S_{j,ini}$ ainsi que les rigidités dues aux déformations de l'âme de poteau K_s et de la déformation de la platine d'about K_{ep} .

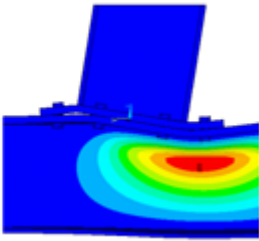

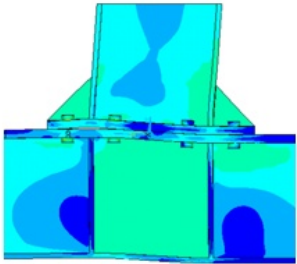
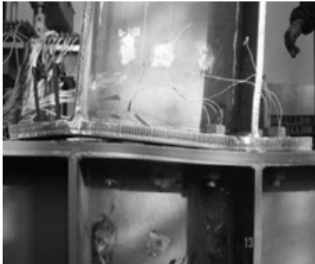
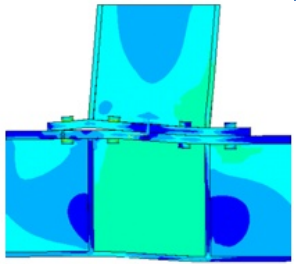
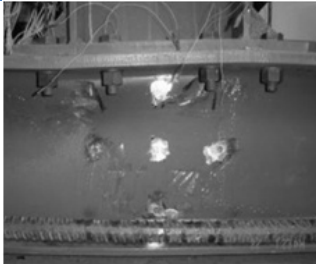
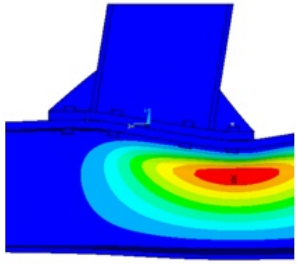
Tableau. V. 5 – Etude des différentes rigidités

	$S_{j,ini}$ (kNm/mrad)	K_s (kNm/mrad)	K_{ep} (kNm/mrad)	$\frac{K_{ep}}{K_s}$
sc00	34	42	74	1.8
sc02	46	53	157	3.0
sc03	40	49	97	2.0
sc04	40	47	115	2.5
sc05	48	53	213	4.0
sc06	46	53	190	3.6
sc07	48	54	262	4.8
sc08	41	51	105	2.1

Pour tous les assemblages avec platines débordantes modélisés (sc00 à sc08), nous remarquons dans le **tableau V.5** que K_{ep} est beaucoup plus important que K_s , et que la rotation de l'assemblage provient presque entièrement de la déformation due au cisaillement de panneau d'âme de poteau. Un rapport de 1.8 jusqu'à 4.8 entre la rigidité initiale de la platine d'about K_{ep} et la rigidité initiale de l'âme de poteau K_s a été remarqué.

V.4.3 – Modes de ruines

Les déformées numériques présentées dans la **figure V.17** correspondent au chargement F_u . Pour chaque déformée obtenue, une comparaison est effectuée avec les essais expérimentaux afin de voir le mode de ruine.

(Pas d'essai expérimental de cette géométrie)				
<u>sc00</u>	Voilement de l'âme de poteau dû à la compression		<u>sc02</u>	Ruine des boulons
				
<u>sc03</u>	Ruine des boulons Plastification de la platine d'about		<u>sc04</u>	Voilement de l'âme de poteau dû à la compression

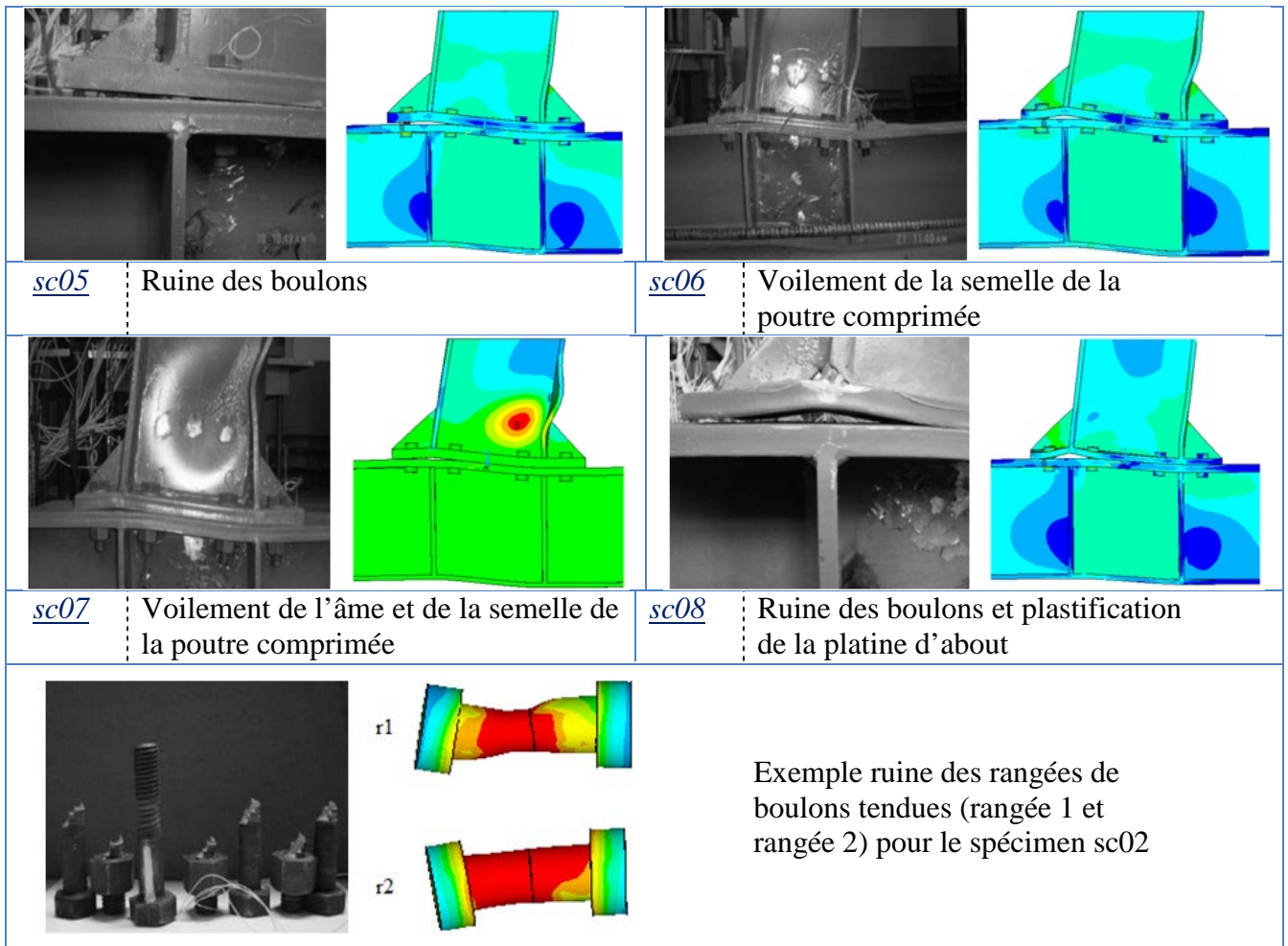


Figure. V. 17 – Modes de ruines.

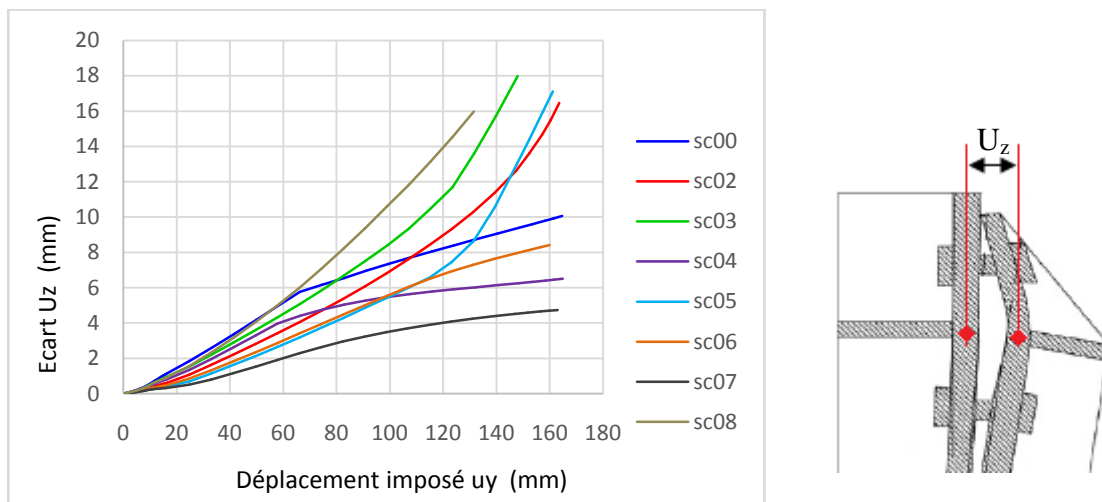


Figure. V. 18 – Ecart entre semelle de poteau et platine d'about en zone tendue.

Une comparaison entre les modes de ruine observés dans les essais et ceux obtenus par simulation numérique a été montrée sur la [figure V.17](#). Il est clair que lorsque le déplacement augmente, il se produit une augmentation de l'espace entre la semelle de poteau et la platine d'about en zone tendue de l'assemblage (voir [figure V.18](#)). Cet écart est maximum pour le spécimen sc03 qui ne dispose pas de raidissage de platine d'about.

Dans la zone de compression, la semelle de la poutre est soumise au voilement local pour les configurations possédant des boulons M24. De plus, la déformation due au cisaillement du panneau d'âme de poteau était évidente pour le sc00 et sc04, d'où la nécessité d'utiliser des raidisseurs transversaux. Il ressort des comparaisons ci-dessus que le modèle en éléments finis simule avec une précision assez acceptable le comportement des assemblages métalliques boulonnés avec platine d'about débordante.

V.4.4 – Comparaisons générales des modèle MEF

La **figure V.19** présente le comportement moment-rotation des spécimens modélisés y compris le spécimen sc00 qui ne dispose pas de raidisseurs. Les différentes courbes sont obtenues pour un même chargement où le calcul numérique est poussé au-delà de l'expérimental jusqu'à atteindre d'autres modes de ruines, à l'exception de sc06, sc07 et sc08. Le **tableau V.6** présente les différents paramètres obtenus de la loi moment-rotation.

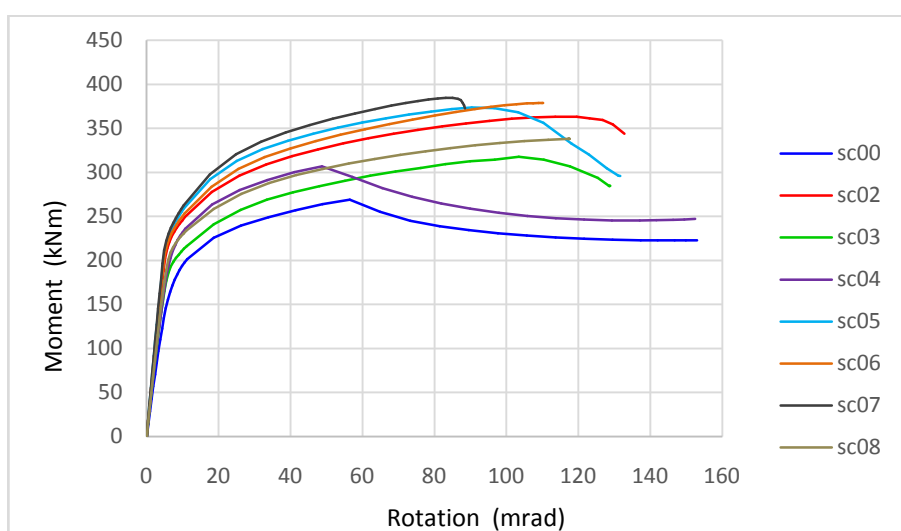


Figure. V. 19 – Comparaison numérique $M-\theta$ entre les différents spécimens.

Tableau. V. 6 – Principaux paramètres de la loi moment-rotation.

	M_e (kNm)	M_p (kNm)	M_u (kNm)	Φ_e (mrad)	Φ_p (mrad)	Φ_u (mrad)	Φ_{Cd} (mrad)	$S_{j,ini}$ (kNm/mrad)
sc00	134	201	269	5	11	56	153	33
sc02	172	249	363	4	11	114	133	46
sc03	152	216	317	4	11	103	129	40
sc04	156	236	307	5	11	49	152	40
sc05	176	259	374	4	10	90	132	48
sc06	175	253	379	4	11	109	110	46
sc07	180	262	384	4	10	83	88	48
sc08	161	234	338	4	11	117	117	41

- Les courbes moment-rotation de chaque spécimen présentent un comportement linéaire en début de chargement jusqu'à atteindre le moment élastique M_e . Par la suite, un comportement non linéaire débute avec une plasticité partielle qui se produit sur certains composants (boulons, platine d'about...). Cette étape représente le point de courbure de chaque spécimen et peut être quantifiée par

une limite appelée moment plastique M_p dont le rapport entre M_e et M_p est d'environ 2/3. Au fur et à mesure que le chargement augmente, la plastification se développe d'une manière significative jusqu'à atteindre une limite ultime de chargement M_u . Au-delà de cette limite, certains spécimens continuent en allant vers la ruine (sc02, sc03, sc05 et sc07) et d'autres ne peuvent plus continuer en raison de la plastification avancée de leurs composants (sc06 et sc08). Pour les autres spécimens (sc00 et sc04), et après cette limite M_u , nous constatons des instabilités dues au voilement local de l'âme de poteau.

- La géométrie de la platine d'about peut accroître la résistance globale de +7% et +13% pour des épaisseurs de 20 mm (sc02) et 25 mm (sc05) respectivement en comparaison avec l'épaisseur de 16 mm (sc08) ;

- Bien que le spécimen sc06 possède des boulons M24, seulement une légère augmentation de résistance est apportée en comparaison avec le spécimen sc02 possédant des boulons M20 (voir [figure V.19](#)). Cela s'explique par la différence du mode de ruine de chaque spécimen. Pour une même résistance obtenue, la ruine a été atteinte dans les boulons pour le spécimen sc02 et dans les semelles de la poutre pour le sc06 (voir [figure V.17](#)) ;

- La géométrie sc07 qui se caractérise par des boulons M24 et une platine de 25 mm présente la meilleure résistance avec une capacité de rotation limitée comparée aux autres spécimens. Vu l'importance des boulons et de la platine d'about son mode de ruine a été atteint dans la partie comprimée de la poutre ;

- Le spécimen sc05 se caractérise par une platine d'about épaisse en le comparant à sc02. Leurs résistances sont légèrement supérieures. Le moment maximum obtenu pour sc05 correspond à une rotation de 90 mrad contrairement à sc02 où le moment maximum enregistré correspond à une rotation de 120 mrad. Cette différence s'explique par le mode de ruine atteint sur les boulons pour sc05 où une plastification totale des tiges de la rangée 1 est observée pour $M = M_u$, et une striction importante est observée au dernier pas de chargement (voir [figure V.20](#)).

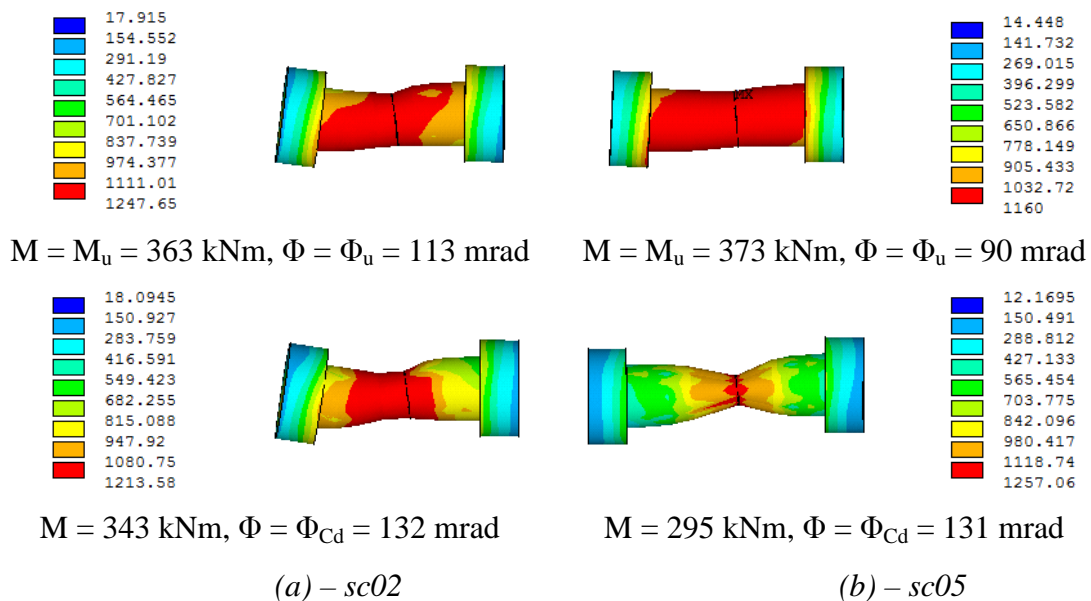


Figure. V. 20 – Distribution des contraintes de von Mises sur la 1ere rangée de boulons.

- La présence des raidisseurs améliore largement le comportement mécanique des assemblages. Les spécimens sc00, sc03 et sc04 sont dépourvus de raidisseurs transversaux, leur résistance est inférieure à sc02 de manière significative. Les raidisseurs de platine d'about interviennent sur la résistance de l'ordre de 5% environ en comparant sc02 et sc04 avant voilement en termes d'effort et de moment appliqué tandis que les raidisseurs transversaux préviennent l'âme de poteau contre les instabilités enregistrées dans les spécimens sc00 et sc04 (figure V.17).

V.4.5 – Etude des boulons à l'effort normal

L'étude des efforts internes de traction dans les boulons est une étape importante lors de la modélisation des assemblages boulonnés.

Nous disposons des boulons précontraints où la force de précontrainte a été définie précédemment dans la section V.2.3. Les contraintes dans les boulons obtenues numériquement indiquent l'amplitude de la force normale provoquée par le chargement extérieur et la précontrainte initiale. L'effort interne dans le boulon est la résultante des forces nodales obtenues à partir de la section de maillage en zone de contact entre la tête du boulon et la platine d'about ou la semelle de poteau comme le montre la figure V.21.

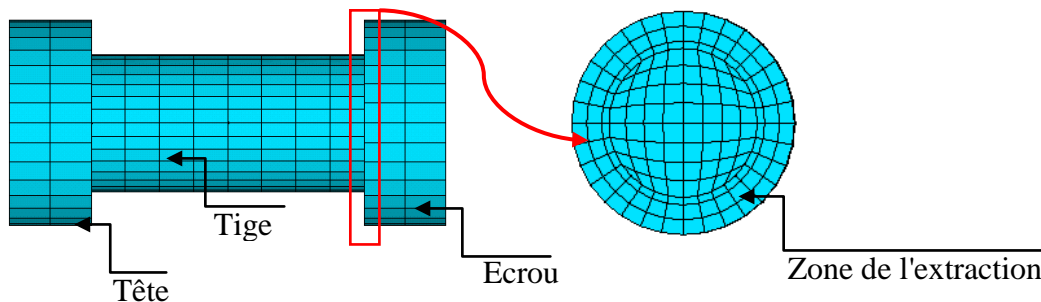


Figure. V. 21 – Zone d'extraction des efforts dans les boulons

V.4.5.1 – Efforts internes en fonction du moment appliqué

Les courbes d'évolution des efforts internes de traction dans les boulons en fonction du moment appliqué aux assemblages (sc00 à sc08) sont représentées dans la figure V.22 pour les quatre rangées de boulons. La figure V.23 illustre la répartition des efforts normaux dans les différentes rangées de boulons en considérant trois phases de comportement (M_e , M_p et M_u).

La limite ultime de traction des boulons présentée dans la figure V.22 est calculée à partir de la formule (Equation. V.1) de l'Eurocode 3. Pour comparer aux essais, les paramètres sont adaptés : le coefficient partiel de sécurité γ_{M2} est pris égal à 1, la section est égale à celle modélisée et la contrainte ultime f_{ub} est celle réelle définie dans la section V.2.3.

$$F_T = 0.9 A_s f_{ub} / \gamma_{M2} \dots \text{Équation V.1}$$

- Où :
- F_T : Force ultime de traction des boulons ;
 - A_s : Section filetée de la tige de boulon ;
 - f_{ub} : Limite de rupture ;
 - γ_{M2} : Coefficient partiel de sécurité (égal à 1,25).

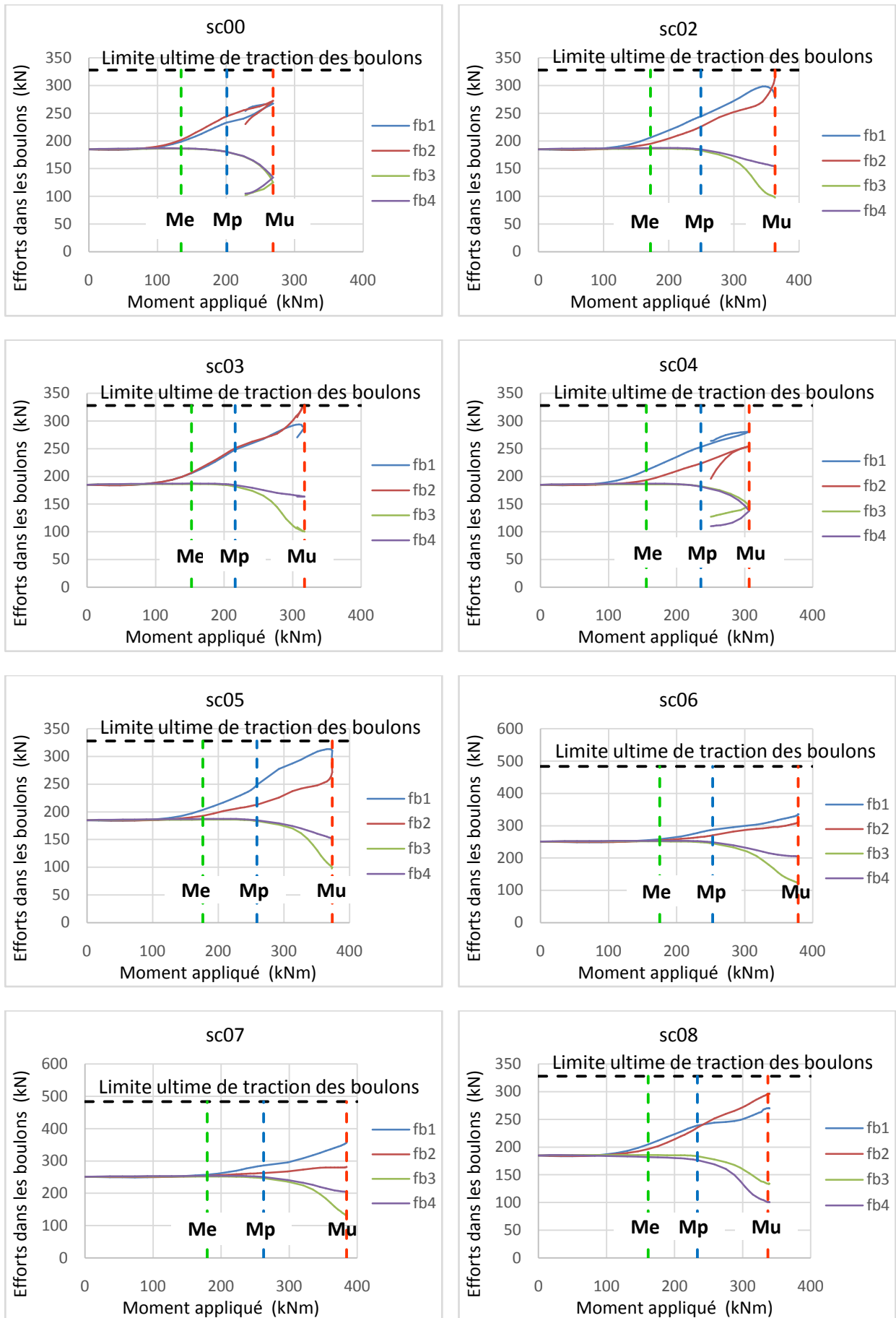


Figure. V.22 – Evolution des efforts dans les boulons en fonction du moment appliqué.

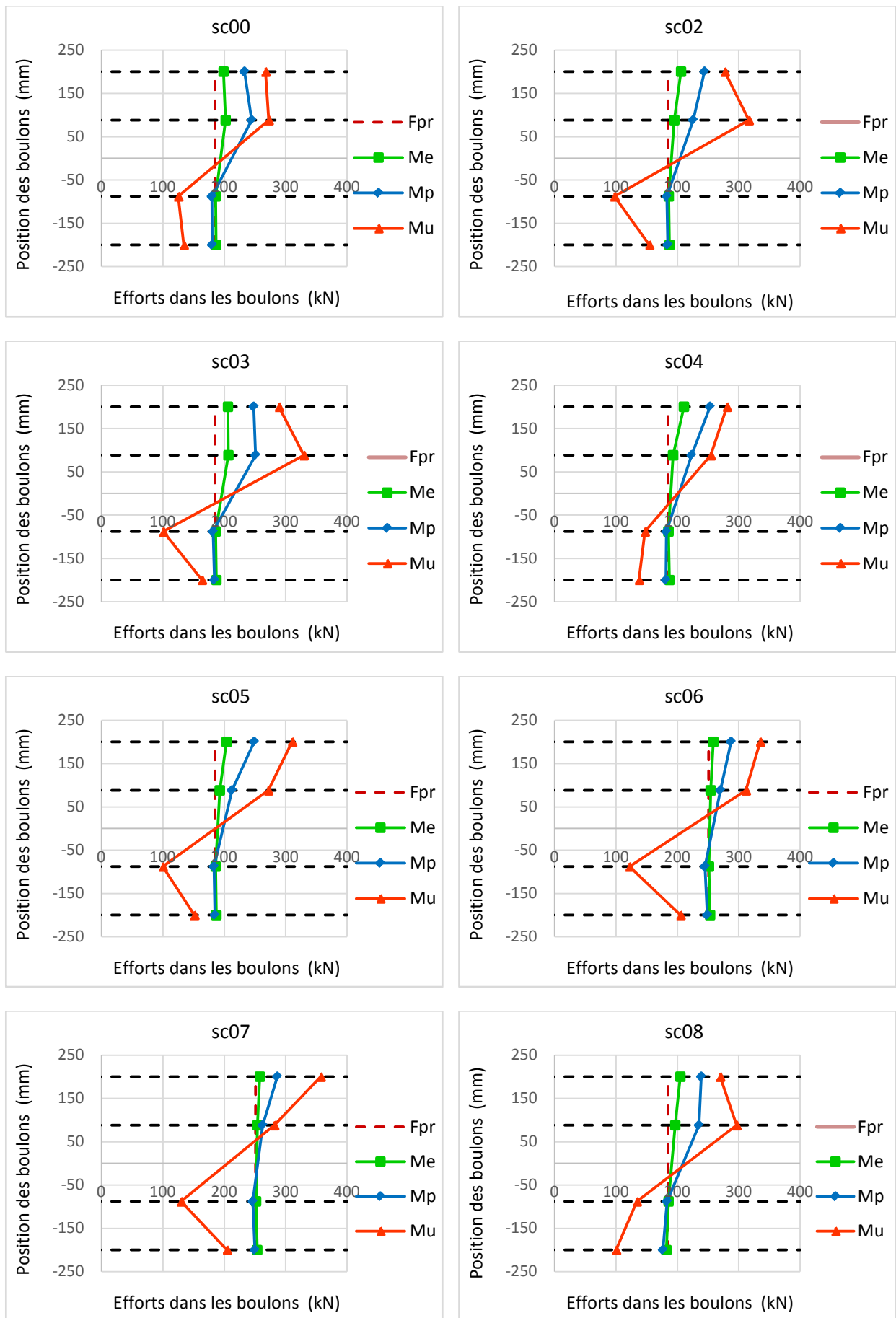


Figure. V. 23 – Répartition des efforts dans les boulons pour différents niveaux de chargement

A partir des [figure V.22](#) et [figure V.23](#), on peut noter que :

- La distribution des efforts dans les boulons pour tous les spécimens modélisés est séparée par un axe neutre divisant l'assemblage en deux zones : zone tendue comportant les rangées 1 et 2 et zone comprimée comportant les rangées 3 et 4. Bien que les rangées 3 et 4 se trouvant en zone comprimée, les efforts internes de traction sont présents. Cela s'explique par la précontrainte initiale dans les boulons où le chargement extérieur engendre un déchargement des boulons en zone comprimée.
- Pour sc02 et sc08, les efforts dans les boulons sont maximums au niveau de la première rangée en phase élastique et plastique. En phase ultime, un allongement important dans la première rangée d'où l'affaiblissement de la section ce qui permet à la deuxième rangée de développer des efforts plus importants pour sc02. Pour sc08, cette même constatation est remarquée mais dans une phase de chargement antérieure juste après M_p . Cette différence revient à la faible épaisseur de la platine d'about de l'assemblage sc08 ($t_p = 16$ mm) comparée à celle de sc02 ($t_p = 20$ mm). Pour sc05, la striction de la rangée 1 présentée dans la [figure V.20](#) devient significative bien après la phase ultime de chargement du fait de la sur-dimension de l'épaisseur de la platine d'about ($t_p = 25$ mm) en la comparant aux boulons M20.
- Pour sc00, assemblage sans raidissage, les efforts des rangées une et deux sont pratiquement égaux jusqu'à M_e . Au delà de cette valeur, nous remarquons que la deuxième rangée prend plus d'effort que la première.
- Pour sc03, assemblage sans raidisseurs de platine d'about et avec raidisseurs d'âme de poteau, la force de traction de la première rangée de boulons est presque égale à celle de la seconde rangée de boulons durant tout le processus de chargement.
- Pour sc04, une rigidité supplémentaire apportée par le raidisseur à la platine d'about en zone tendue ce qui conduit à un effort de boulon de la première rangée plus important à la deuxième rangée pendant toutes les phases de chargement.
- Pour sc06 et sc07, la section et la résistance mécanique des boulons sont plus importants que les autres spécimens ce qui conduit à des tiges peu sollicitées sans atteindre leur limite ultime.
- Pour tous les spécimens, nous avons remarqué que seuls les boulons de la seconde rangée dans l'assemblage sc03 arrivent à leur limite ultime de traction calculée analytiquement.

V.4.5.2 – Loi de comportement des boulons

i – Allongement dans le boulon

Après l'étude des efforts de traction, nous allons nous intéresser aux lois force-allongement des différentes rangées de boulons. Le but est d'observer l'évolution de l'allongement des boulons au cours du chargement. Cet allongement est considéré entre les points P1 et P2 (voir [figure V.24](#)).

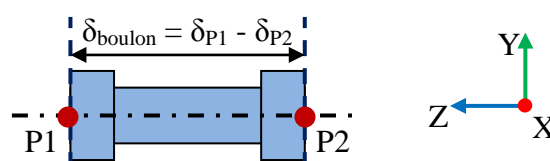


Figure. V. 24 – Points permettant de déterminer l'allongement d'un boulon.

ii – Comportement en phase de précontrainte

Comme les boulons sont précontraints, l'allongement des boulons durant la mise en précontrainte évolue négativement (raccourcissement). La figure V.25 présente la distribution des contraintes normales dues à la précontrainte des boulons.

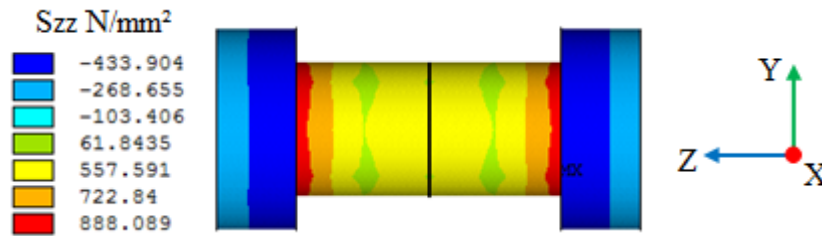
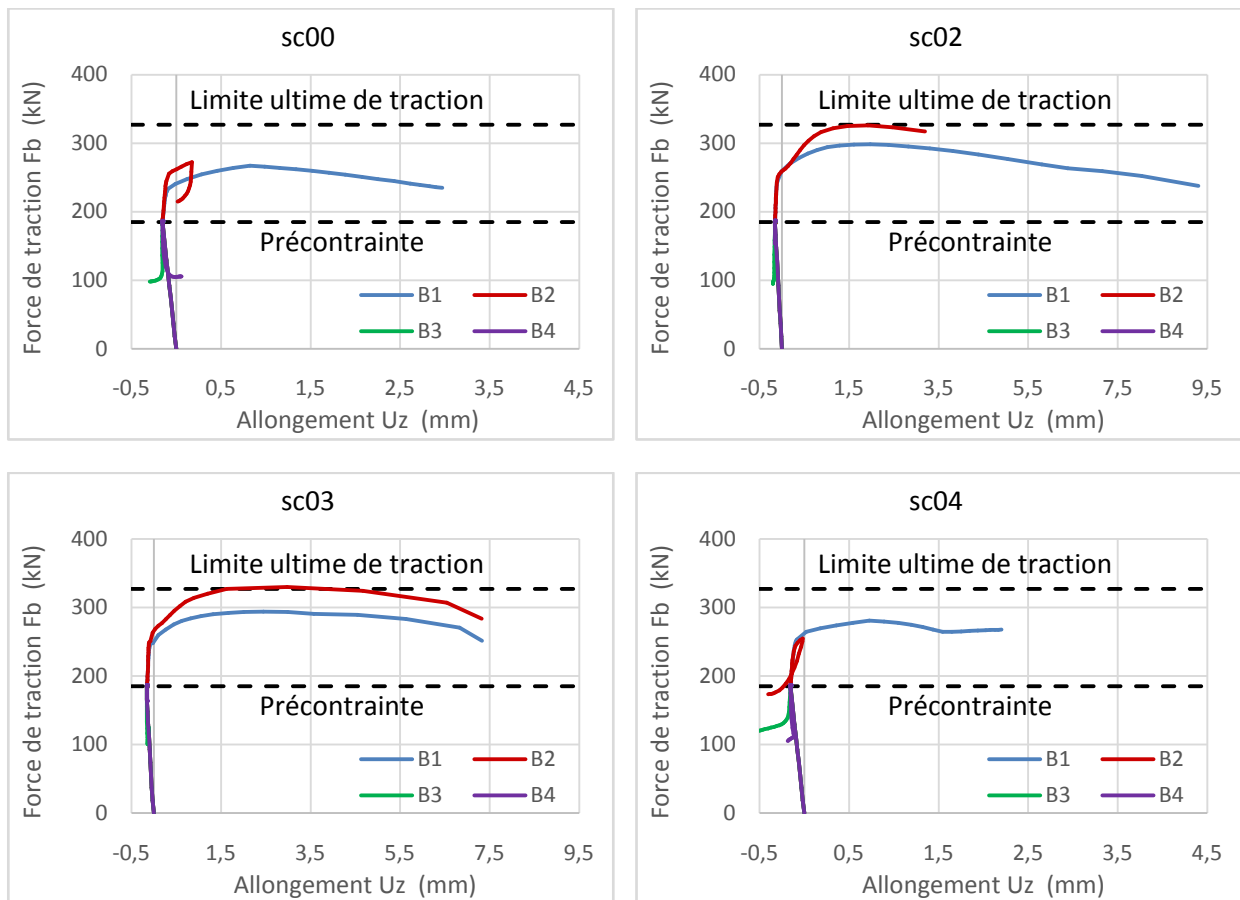


Figure. V. 25 – Contraintes normales en phase de précontrainte

iii – Comportement des boulons en phase de chargement de l'assemblage

La figure V.26 présente l'évolution de l'effort de traction des boulons en fonction de l'allongement au cours du chargement y compris la phase initiale de précontrainte. Au-delà de l'effort de précontrainte, les allongements des rangées 1 et 2 de tous les spécimens évoluent positivement avec les efforts auxquelles elles sont soumises à l'exception de la rangée 2 des spécimens sc00 et sc04 dépourvus de raidisseurs d'âme de poteau, où nous avons remarqué un retour de d'allongement causé par le voilement local auquel le panneau d'âme est soumis.



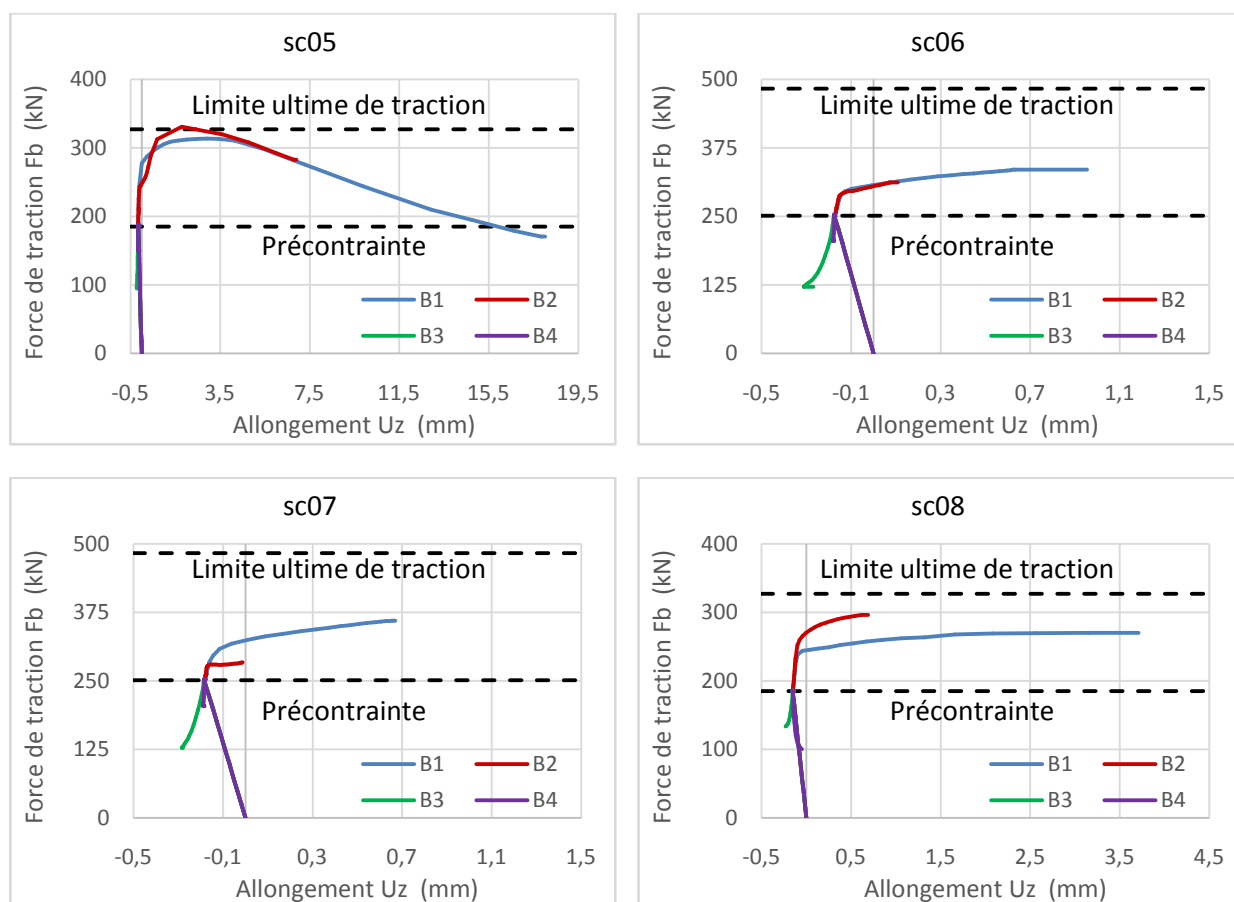


Figure. V. 26 – Loi de comportement force-allongement des boulons.

Pour tous les spécimens, les allongements de la rangée 2 sont inférieurs à la rangée 1 à l'exception de sc03 où nous remarquons un allongement important qui est provoqué par la déformation flexionnelle de la platine d'about non raidie à sa partie débordante.

Pour sc05, un allongement maximum a été enregistré sur la rangée 1 comparé aux autres spécimens car le mode de ruine est piloté par les boulons en phase ultime de chargement.

Pour les rangées 3 et 4, l'effort maximal atteint est celui de la prétention appliquée. Au-delà de cette valeur les boulons seront déchargés de leur précontrainte. Cette décharge est due à la compression causée par la platine d'about et la semelle de poteau en zone comprimée de l'assemblage.

V.4.6 – Résultante de compression et de levier

Dans cette partie, une analyse de l'équilibre des efforts internes de l'assemblage est effectuée (Equation V.2). Il s'agit des efforts levier (F_{lt}) et de compression (F_c) qui s'opposent aux efforts dans les différentes rangées de boulons ($F_{b,i}$). Ils sont obtenus à partir des réactions nodales en zone de contact entre semelle de poteau et platine d'about sur chaque nœud du maillage. La résultante de compression est la somme de l'effort de levier en zone tendue et l'effort de compression en zone comprimée. Comme il s'agit des boulons précontraints, la valeur initiale de la résultante de compression est égale à la précontrainte multipliée par le nombre des boulons pour chaque spécimen. La figure V.27 ci-dessous illustre la position des efforts de levier, de compression et des boulons. Ces efforts doivent respecter l'équilibre suivant :

$$\sum F_T = \sum F_C \Leftrightarrow B_1 + B_2 + B_3 + B_4 = F_{lt} + F_c \dots \text{Equation V.2}$$

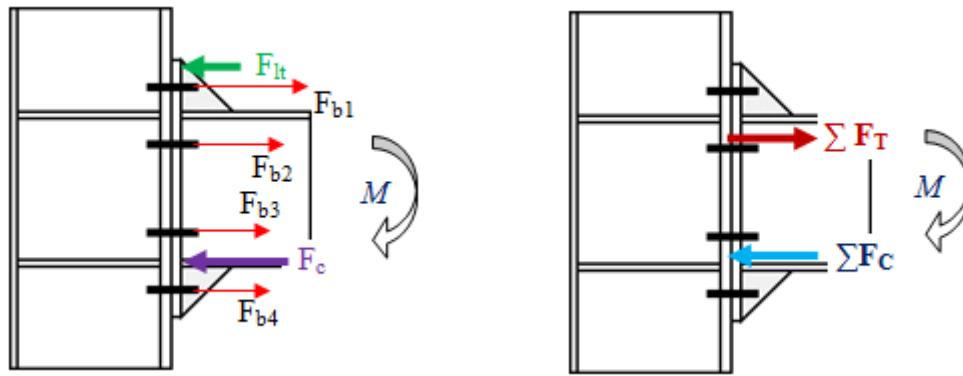
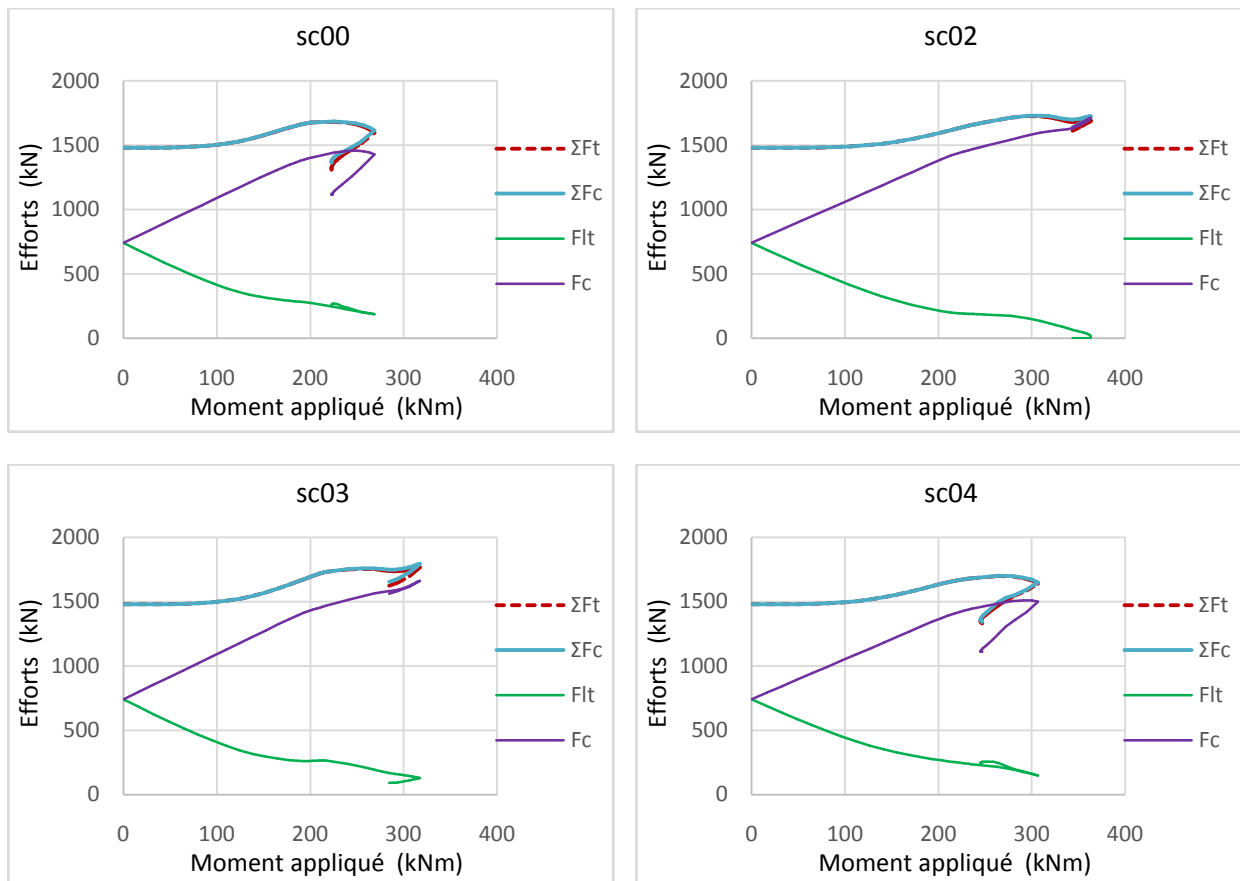


Figure. V. 27 – Efforts et résultantes de boulons et de levier.

Avec :

- F_{b1} : Force de boulon de la rangée 1 ; F_{lt} : Force de levier en zone tendue ;
- F_{b2} : Force de boulon de la rangée 2 ; F_c : Force de compression.
- F_{b3} : Force de boulon de la rangée 3 ;
- F_{b4} : Force de boulon de la rangée 4. ΣF_T : Résultante des efforts de boulons ;
- ΣF_C : Résultante des efforts de compression.



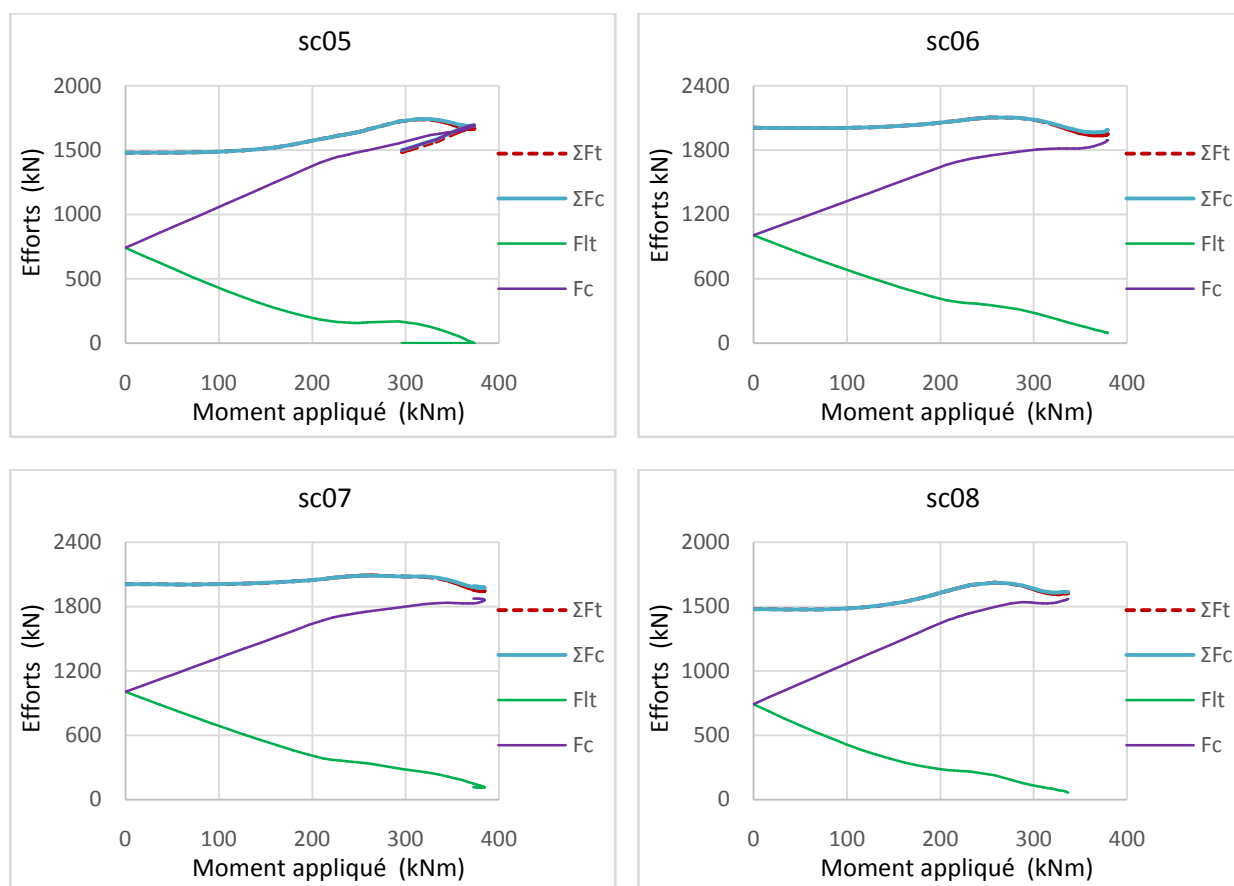


Figure. V. 28 – Evolution des résultantes de traction et de compression.

La **figure V.28** présente les résultats de l'évolution de l'effort compression, de levier ainsi que leur résultante et l'équilibre avec la résultante des boulons en fonction du moment appliqué. A partir de ces résultats, on peut noter que :

- Globalement, l'équilibre de **l'équation V.2** entre la résultante de traction et la résultante de compression pour tous les spécimens est assuré.
- Puisque tous les spécimens disposent de boulons précontraints, la valeur initiale des résultantes de traction des boulons et de compression est égale à la précontrainte initiale multipliée par le nombre total de boulons.
- La présence de l'effort de levier en zone tendue est remarquée sur toutes les géométries et sa valeur diminue en fonction du chargement appliqué à l'exception de sc05 où nous remarquons sa disparition lorsque le chargement atteint sa valeur ultime à cause de la perte de contact entre la semelle de poteau et la platine d'about du fait de la sur-dimension de cette dernière qui va provoquer une ruine sur la première rangée de boulons (voir **figure V.20**).
- L'effort de compression F_c augmente en fonction du chargement et sa valeur est souvent proche de la résultante totale ΣF_c à l'exception de certains spécimens soumis à des instabilités par voilement.
- Les spécimens possédant des boulons M24 (sc06 et sc07) développent des résultantes plus importantes que ceux de M20 allant jusqu'à +26%.

V.5 – Conclusions

Ce chapitre concerne le développement d'un modèle en éléments finis tridimensionnel, destiné à l'analyse du comportement mécanique des assemblages poteau-poutre en acier boulonnés par platine d'about débordante avec et sans raidisseurs, soumis à un chargement statique de flexion. Pour cela, plusieurs paramètres ont été étudiés pour suivre le comportement de ces derniers. Nous pouvons en tirer les conclusions suivantes :

- Les résultats du modèle en éléments finis ont été validés par rapport aux travaux expérimentaux existants dans la littérature, en termes de loi de comportement force-déplacement ($F-\delta$), moment-rotation ($M-\theta$) et des modes de ruines. Cela nous permet de dire que le modèle numérique proposé dans cette étude est précis et capable de fournir des résultats satisfaisants pour l'analyse de comportement mécanique des assemblages poteau-poutre avec platine d'about.
- Le modèle en éléments finis tient en compte des différentes non linéarités géométriques et matérielles. Il permet de représenter le comportement élasto-plastique et les instabilités des assemblages. De plus, la force de précontrainte dans les boulons ainsi que l'effet de contact entre les différents éléments ont bien été simulés dans la présente modélisation.
- Le diamètre des boulons influe sur le mode de ruine de l'assemblage mais sans conséquences significatives sur les performances mécaniques tandis que l'épaisseur de la platine d'about a une grande influence sur la loi de comportement des assemblages et son effet est remarquable en termes de rigidité initiale, de résistance ultime et de modes de ruines.
- Il est nécessaire d'avoir une épaisseur de la platine d'about en cohérence avec le diamètre des boulons afin d'éviter l'allongement excessif des tiges de boulons d'une part et de prévenir les déformations plastiques prématurées au niveau de la zone tendue de la platine d'about d'autre part.
- La présence des raidisseurs au niveau de l'âme du poteau et de la platine d'about améliore la rigidité initiale et la résistance ultime d'une manière significative. Les assemblages dépourvus de raidisseurs transversaux dans les poteaux atteignent leurs capacités par voilement local en zone comprimée du panneau d'âme. Le raidissage de la platine d'about permet une bonne répartition des charges et réduit les déformations flexionnelles de la platine d'about.
- Les résultats de la modélisation numérique, qui ont bien été validés par rapport aux résultats expérimentaux, ont montré qu'ils peuvent nous fournir plusieurs résultats difficiles à mesurer physiquement tels que les déplacements et les contraintes dans les boulons, l'effet de précontrainte ainsi que l'évolution de la résultante de compression et de levier provenant de la zone de contact.

Chapitre VI :

**Etude paramétrique des assemblages boulonnés
par platine d'about avec et sans raidisseurs**

VI.1 – Introduction

Afin de mieux comprendre le fonctionnement complexe des assemblages poteau poutre boulonnés par platine d'about, une étude paramétrique est menée en se basant sur le modèle validé dans le **chapitre V**. Cette étude englobe les paramètres mécaniques et les paramètres géométriques relatifs aux composants tels que les boulons, la platine d'about et plus particulièrement les raidisseurs aux débords de la platine. A noter qu'un seul paramètre sera modifié à la fois afin de clarifier son effet. Un total de **35 modèles numériques** sont analysés dans ce chapitre. Les paramètres étudiés sont classés et présentés dans le **tableau VI.1** et la **figure VI.1**.

Tableau. VI. 1 – Paramètres étudiés

Composant	Paramètre
Boulons	Précontrainte
	Diamètre d_b $d_b = 20$ et 24 mm
Platine d'about	Epaisseur t_p $t_p = 12, 16, 20$ et 25 mm
	Débords Zone tendue, en zone comprimée et sans débords
Raidisseurs de platine d'about	Disposition Présence en zone tendue, en zone comprimée et sans raidisseurs
	Hauteur h_{sr} $h_{sr} = 50, 100, 200$ et 300 mm
	Longueur b_{sr} $b_{sr} = 50, 75$ et 100 mm
	Epaisseur t_{sr} $t_{sr} = 5, 6, 10$ et 15 mm
Platine d'about et raidisseurs combinés	- Epaisseur de platine d'about
	- Présence ou non des raidisseurs
	- Débord de platine d'about
	- Disposition des raidisseurs

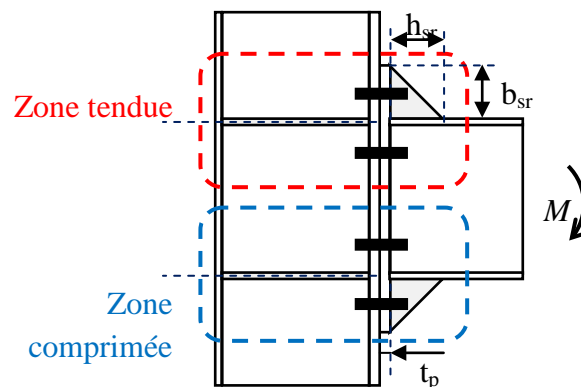


Figure. VI. 1 – Paramètres étudiés

VI.2 – Effet de la précontrainte des boulons

L'étude de l'effet de la précontrainte des boulons est menée sur le spécimen sc02 qui a des boulons M20, une platine d'about de 20 mm d'épaisseur débordante raidie et des raidisseurs de poteau. Les résultats numériques obtenus sans précontrainte (SPR) sont comparés avec les résultats précédents avec précontrainte (APR) et présentés sur la **figure VI.2** ci-dessous.

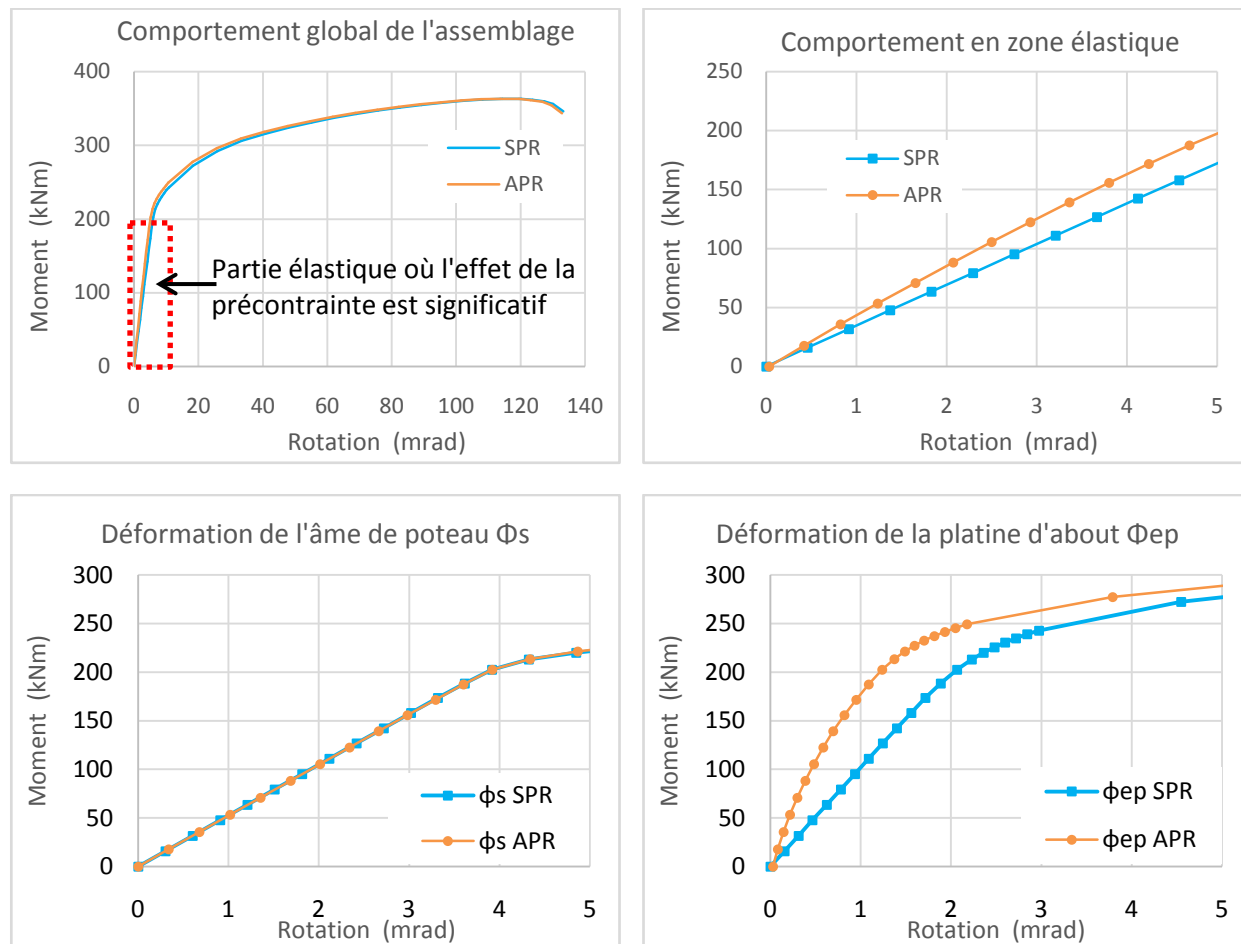


Figure. VI. 2 – Comportement global avec et sans précontrainte (assemblage sc02)

D'après la **figure VI.2**, nous remarquons que la précontrainte des boulons intervient essentiellement dans la partie élastique d'une manière significative dans le comportement global où la résistance M_e et la rigidité initiale de l'assemblage $S_{j,ini}$ augmentent respectivement de +9% et +52%. Son effet est constaté plus particulièrement dans la déformation flexionnelle de la platine d'about Φ_{ep} , où nous enregistrons une augmentation de +73% dans sa rigidité k_{ep} . Cet apport se justifie par l'adhérence supplémentaire due à la précontrainte en zone de contact entre la platine d'about et la semelle de poteau en phase initiale de chargement pour le modèle APR. Cependant, la déformation de l'âme de poteau Φ_s ainsi que sa rigidité k_s reste la même avec et sans précontrainte. Plus le chargement de flexion augmente, plus l'effet de la précontrainte diminue jusqu'à sa disparition quand le moment appliqué atteint M_u .

Le **tableau VI.2** ci-dessous, présente la comparaison entre les modèles SPR et APR.

Tableau. VI. 2 – Comparaisons avec et sans précontrainte

	M_e (kNm)	M_p (kNm)	M_u (kNm)	$S_{j,ini}$ (kNm/mrad)	k_s (kNm/mrad)	k_{ep} (kNm/mrad)
SPR	158	243	363	35	53	90
APR	172	249	363	46	53	156
% APR/SPR	+9%	+3%	0%	+31%	0%	+73%

L'influence de la précontrainte sur les paramètres cités dans le **tableau VI.2** est la conséquence de la différence de distribution des efforts de traction internes dans les rangées de boulons. Cette différence est présentée dans la **figure VI.3** pour différents niveaux de charges.

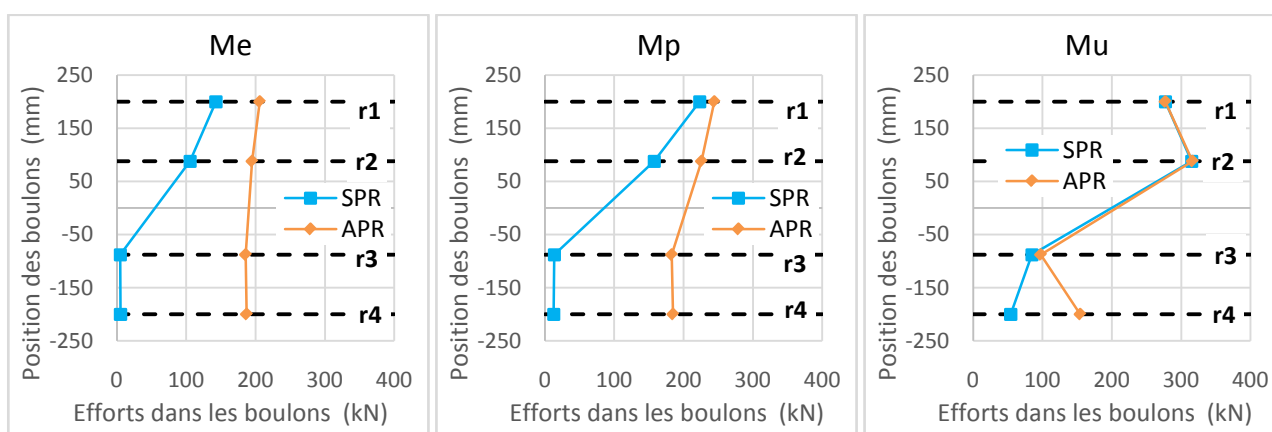


Figure. VI. 3 – Distribution des efforts de rangées de boulons

D'après la **figure VI.3**, nous pouvons confirmer que la précontrainte intervient essentiellement dans la partie élastique. Le passage de niveau de charge M_e à M_p rend l'écart de l'effort de traction des boulons en comparant le modèle SPR et APR de +44% à +10% et +85% à 43% pour respectivement la rangée 1 et 2. En phase ultime, l'effet de la précontrainte disparaît pour toutes les rangées à l'exception de la rangée 4.

L'évolution des efforts de boulons pour les rangées 1 et 2 est présentée en fonction du moment appliqué (**figure VI.4**) et de leur l'allongement (**figure VI.5**).

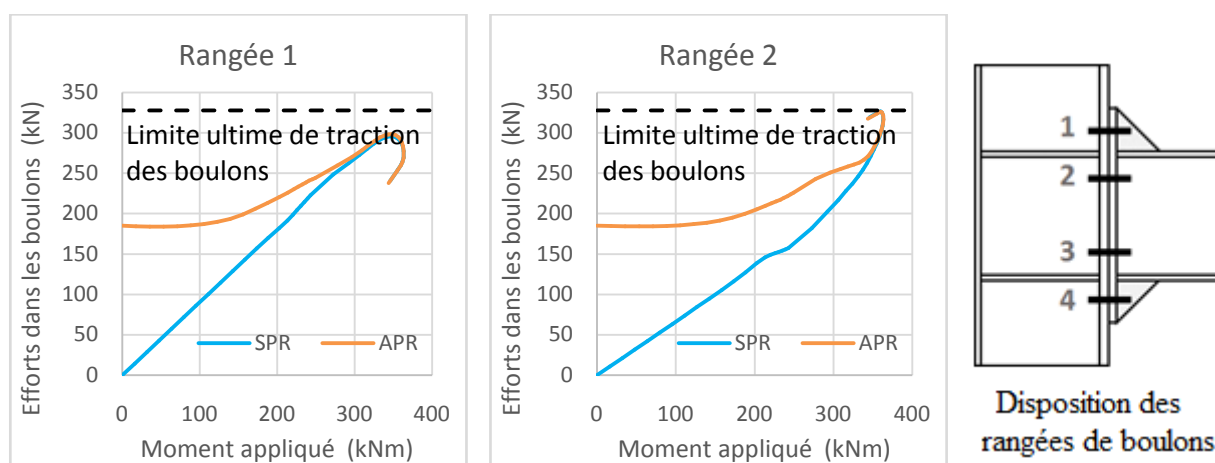


Figure. VI. 4 – Evolution des efforts dans la rangée 1 et 2 en fonction de chargement

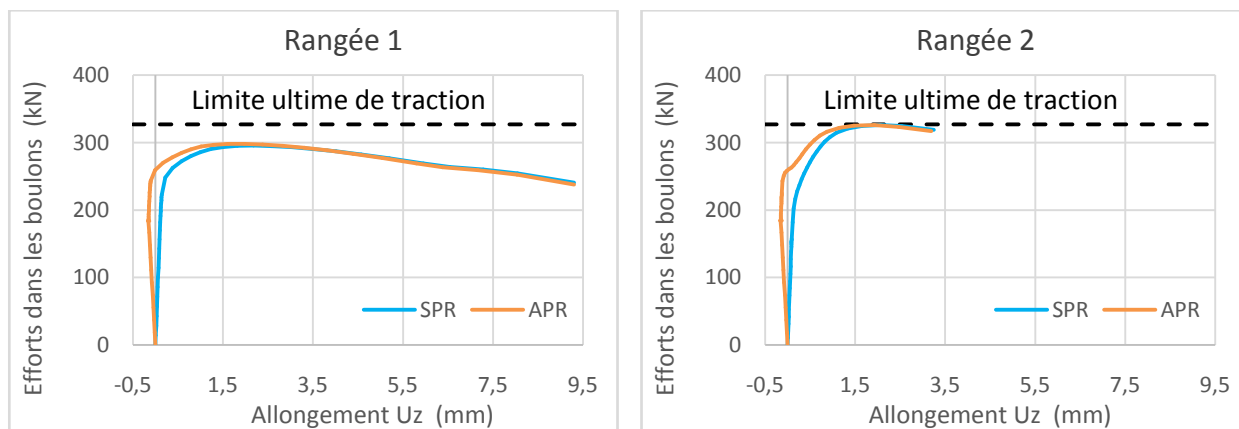


Figure. VI. 5 – Evolution des efforts dans la rangée 1 et 2 en fonction de l'allongement

D'après les figures VI.4 et VI.5, nous constatons que les efforts internes du modèle SPR évoluent d'une manière quasi linéaire en fonction du chargement pour les rangées 1 et 2 jusqu'à atteindre le moment ultime M_u . De plus, seule la rangée 2 arrive à sa limite avec un allongement moins important que la rangée 1. Quant aux rangées du modèle APR, la valeur initiale de force correspond à la précontrainte appliquée. Le niveau de charge M_u correspond au point de convergence des deux modèles SPR et APR où l'effet de la précontrainte disparaît et la résistance devient la même.

La figure VI.6 présente l'évolution de la résultante de compression avec et sans précontrainte.

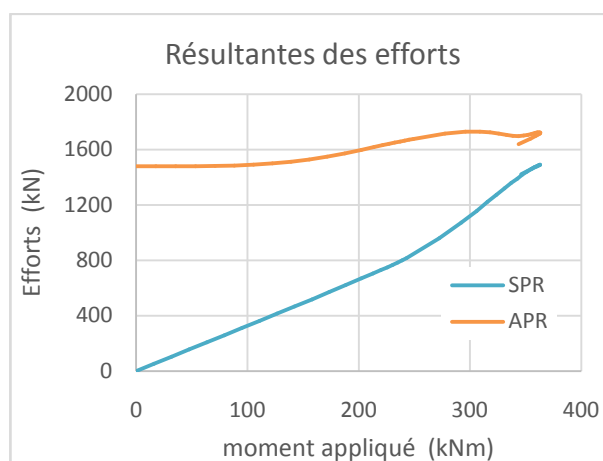


Figure. VI. 6 – Résultantes de compression avec et sans précontrainte

Nous constatons d'après la figure VI.6 que la résultante sans précontrainte reste bien inférieure à celle avec précontrainte durant tout le processus de chargement bien que la résistance des boulons et la résistance globale devient la même en phase ultime. En effet, la compression sans précontrainte correspond à celle appliquée par le moment fléchissant alors que celle avec précontrainte combine les effets de la précontrainte et du moment appliqué.

Par la suite, nous allons voir l'effet de la précontrainte sur les autres spécimens afin de voir l'influence de la configuration géométrie. Le tableau VI.3 et la figure VI.7 illustrent l'effet de précontrainte sur la rigidité initiale de chaque spécimen.

Tableau. VI. 3 – Effet de la précontrainte des boulons sur les différents spécimens étudiés.

Spécimens	sc00	sc02	sc03	sc04	sc05	sc06	sc07	sc08
$S_{j,ini}$ EC3 (kNm/mrad)	22	34	32	22	35	36	36	33
$S_{j,ini}$ SPR (kNm/mrad)	24	35	29	29	36	36	38	32
$S_{j,ini}$ APR (kNm/mrad)	33	46	40	40	48	46	48	41
Différence %	+40%	+31%	+39%	+36%	+31%	+29%	+28%	+30%

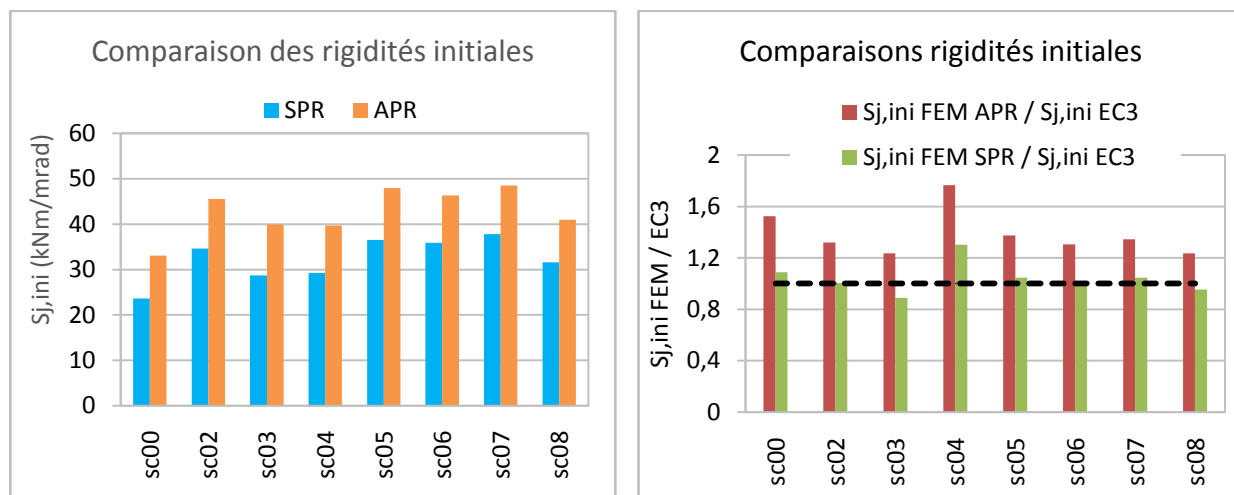


Figure. VI. 7 – Comparaison des rigidités initiales avec et sans précontrainte des boulons

D'après le **tableau VI.3** et la **figure VI.7**, nous remarquons que le rapport des rigidités initiales (avec précontrainte/sans précontrainte) diffère en fonction de la configuration de l'assemblage. Cette différence est liée au mode de ruine dominant en zone tendue de chaque spécimen.

VI.3 – Effet de l'épaisseur de la platine d'about

Quatre épaisseurs de platine d'about 12, 16, 20 et 25 mm ont été modélisées en considérant deux diamètres de boulons M20 et M24. Les résultats du comportement global moment-rotation et de la rigidité initiale sont présentés dans les **figures VI.8** et **VI.9** respectivement.

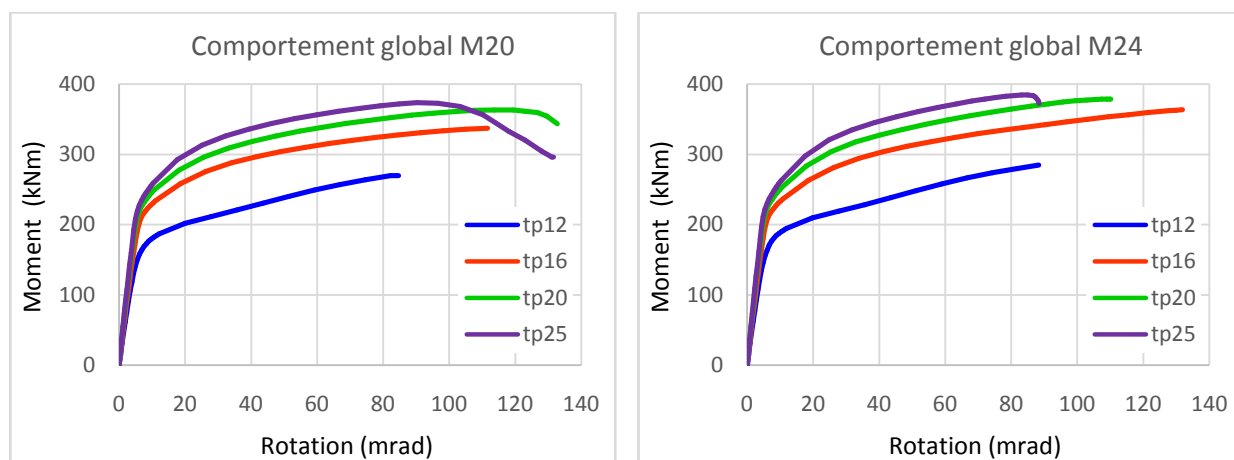


Figure. VI. 8 – Comportement global en fonction de t_p

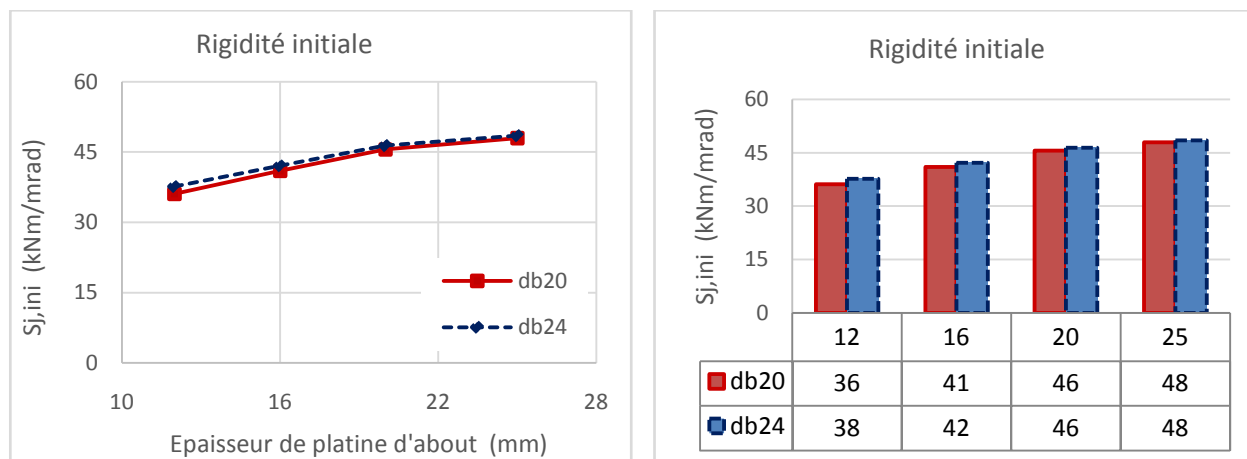
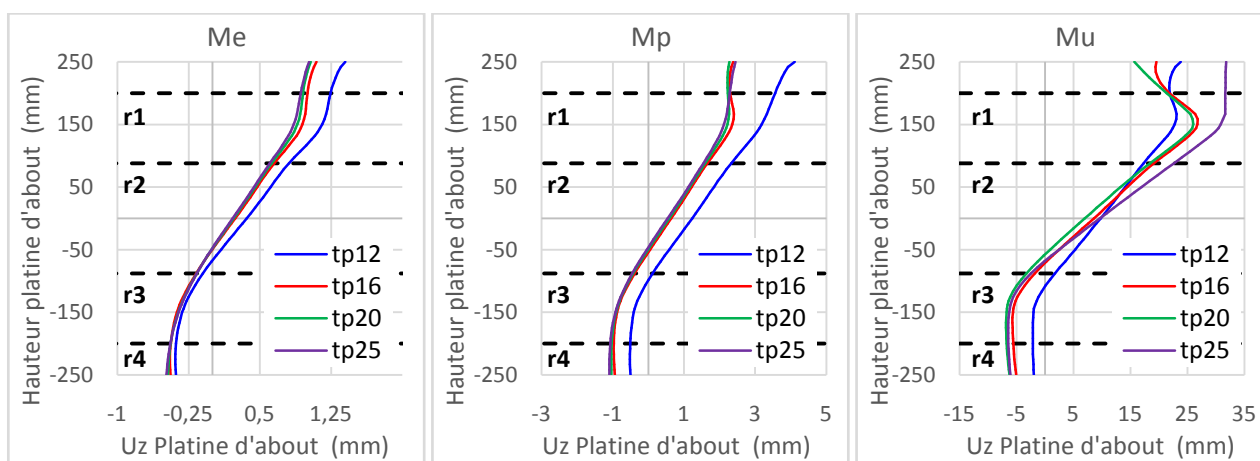


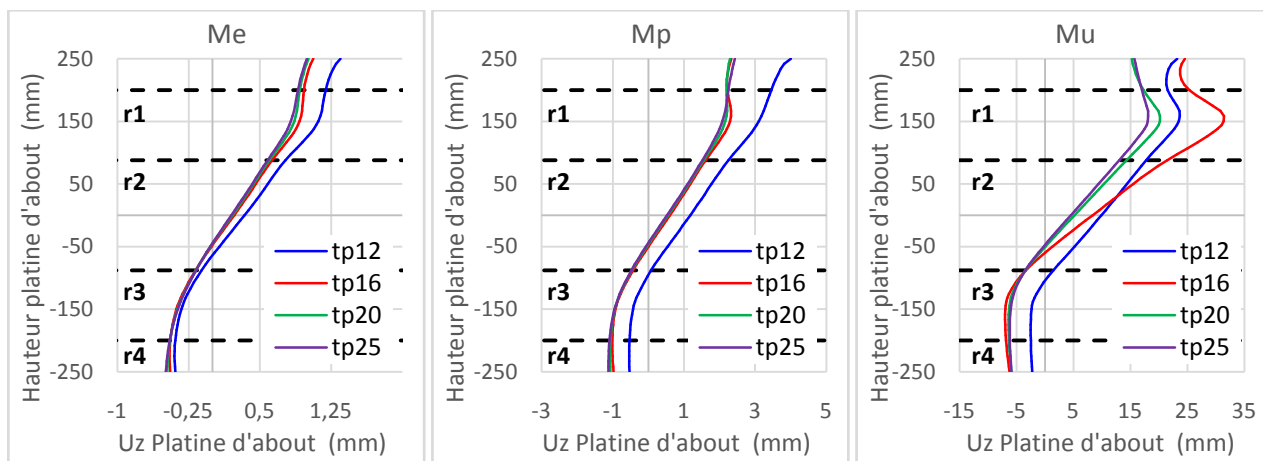
Figure. VI. 9 – Rigidité initiale $S_{j,ini}$ en fonction de t_p

Pour toutes les configurations, l'effet de l'épaisseur de la platine d'about est remarquable sur la résistance mécanique globale. Les assemblages avec une platine de 12 mm montrent un moment résistant faible et une capacité de rotation également faible. Pour les épaisseurs de 20 et 25 mm avec des boulons M24, nous remarquons que la capacité de rotation diminue du fait que l'augmentation de l'épaisseur rend les assemblages moins flexibles (voir figure VI.8). Il est également montré que l'épaisseur de la platine d'extrémité a une influence évidente sur la rigidité initiale qui augmente proportionnellement avec l'épaisseur t_p .

La figure VI.10 illustre l'état de déformée pour des niveaux de charge différents. Les déplacements enregistrés ont été saisis à partir de tous les nœuds de maillage appartenant à la ligne médiane verticale située à mi-épaisseur et sur toute la hauteur de la platine d'about. Généralement, la déformation en zone tendue de l'assemblage génère un jeu entre la surface de la semelle de poteau et celle de la platine d'about. La figure VI.11 présente l'écart de ce jeu à mi-épaisseur de la semelle tendue de la poutre en fonction du moment appliqué.



(a) - M20



(b) - M24

Figure. VI. 10 – Déformées des platines d'about en fonction de t_p

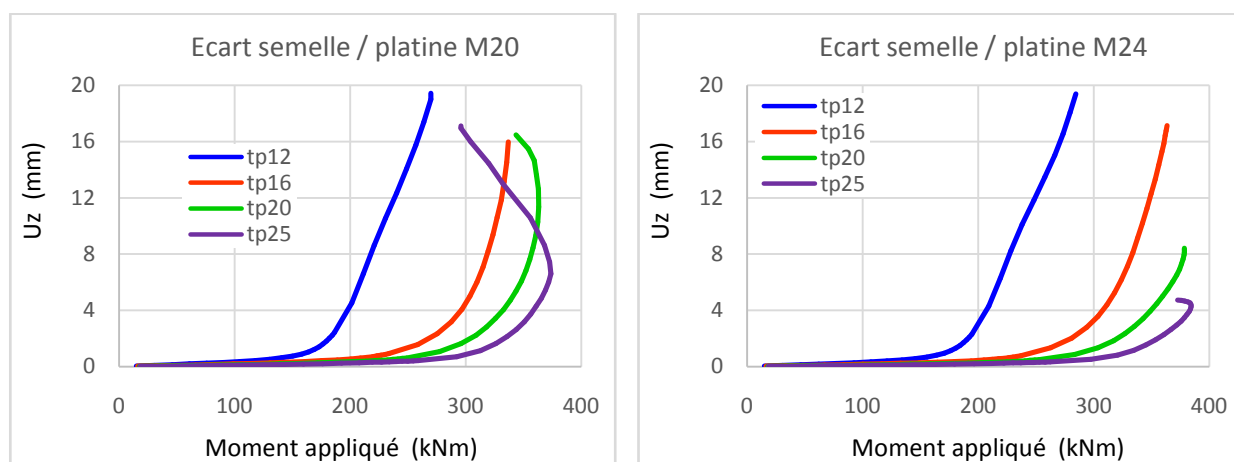


Figure. VI. 11 – Déplacement relatif entre platine d'about et semelle de poteau

Nous remarquons que la platine d'about de faible épaisseur (12 mm) a une déformation en zone tendue plus importante en comparaison avec les autres épaisseurs en phases élastique et plastique. En phase ultime, le diamètre des boulons influence sur la déformation de la platine d'about. Pour une épaisseur de 16 mm, nous remarquons que la déformation est plus importante pour des boulons M24 que des boulons M20. Pour une platine de 25 mm, la déformation en phase ultime est remarquable pour des boulons M20 et devient importante lorsque le moment dépasse 370 kNm car ces derniers sont considérés comme éléments les plus faibles de l'assemblage et la force de traction auxquels sont soumis est très importante et par conséquent elle provoque un allongement plus important. Cependant, ce constat est moins important pour les boulons M24.

Il convient de limiter l'épaisseur de la platine d'extrémité afin d'éviter la ruine des boulons et d'obtenir des liaisons plus ductiles en flexion. Cependant, la platine d'about doit également avoir une certaine épaisseur pour éviter la ruine et la plastification prématurée en zone tendue.

VI.4 – Effet de diamètre des boulons

Les deux diamètres (20 et 24 mm) étudiés sont combinés avec des platines d'about de 12, 16, 20 et 25 mm. La **figure VI.13** présente le comportement global de chaque diamètre étudié pour chaque épaisseur de platine.

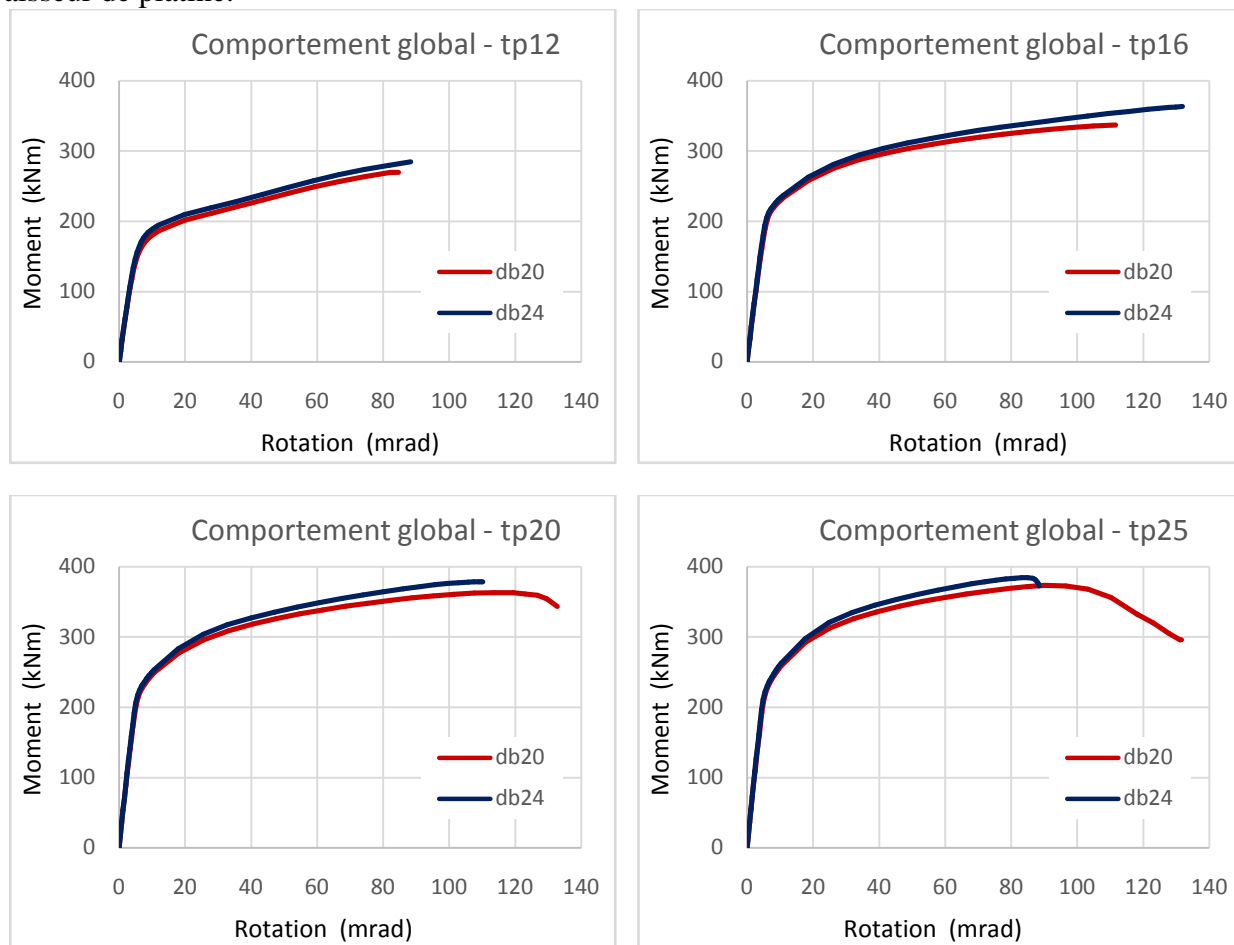


Figure. VI. 12 – Comportement global en fonction du diamètre du boulon d_b

D'après la **figure VI.12**, l'augmentation de diamètre des boulons conduit à des assemblages plus résistants mais moins ductiles au-delà d'une certaine épaisseur de platine d'about. Nous avons constaté une augmentation de la résistance ultime de l'assemblage ainsi que sa rigidité initiale. Cet accroissement est estimé en moyenne à +5% en moment ultime et à +2% en raideur initiale de rotation. Cependant, la rotation ultime dépend de l'épaisseur de la platine d'about où nous remarquons une augmentation pour les épaisseurs de 12 et 16 mm et une diminution pour les épaisseurs de 20 et 25 mm.

Afin de mieux saisir l'effet du diamètre des boulons, la **figure VI.13** présente la résultante des efforts internes de traction des rangées de boulons au cours du chargement en comparant les deux diamètres pour chaque épaisseur de la platine d'about étudiée.

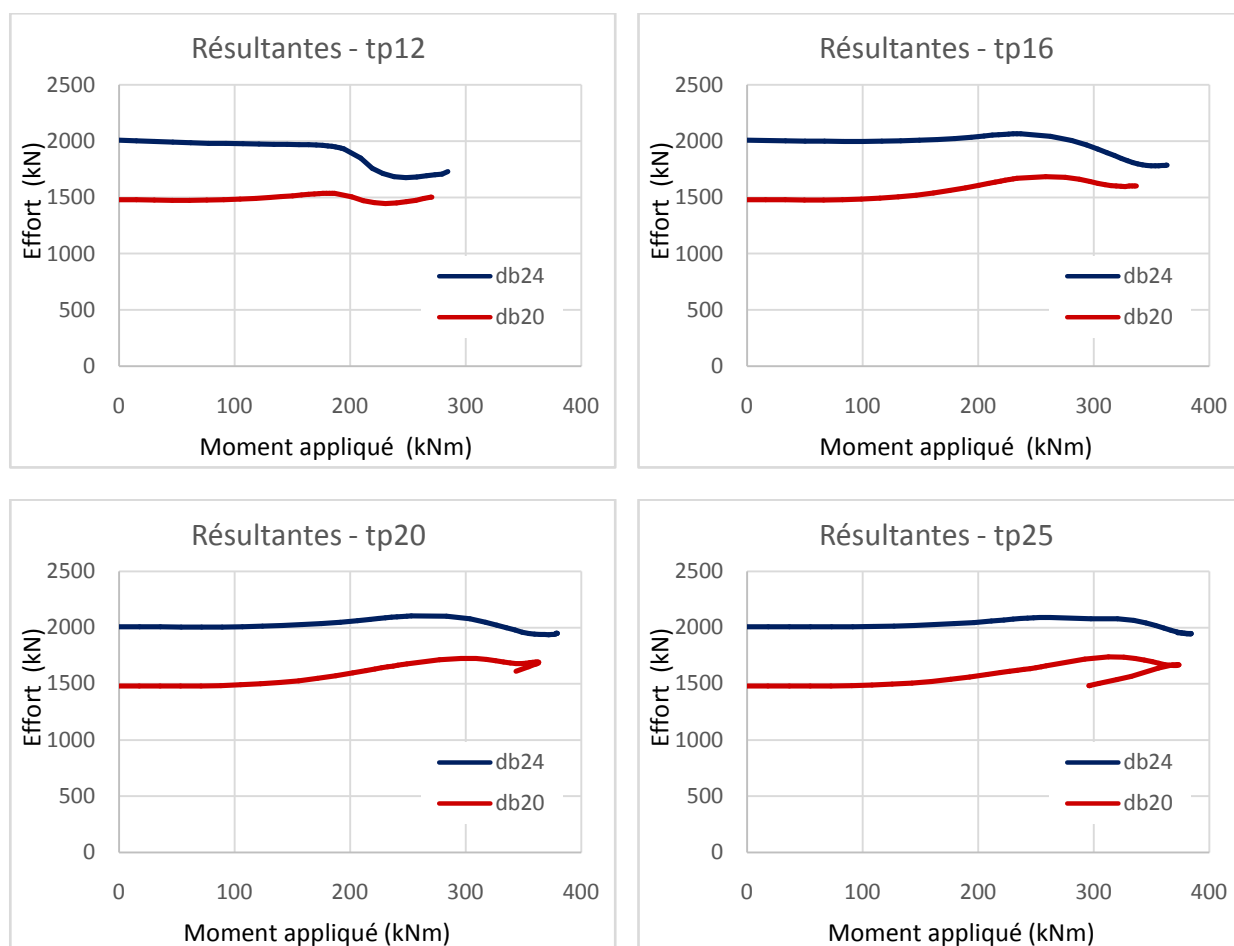


Figure. VI. 13 – Résultante de traction en fonction de d_b

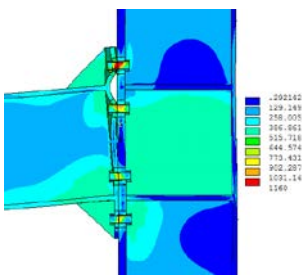
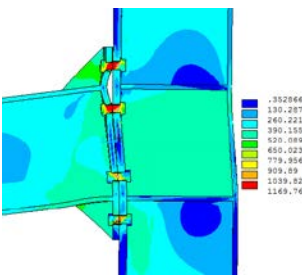
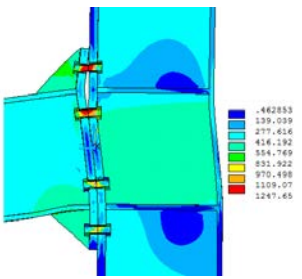
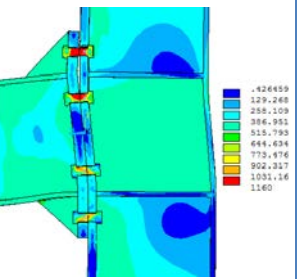
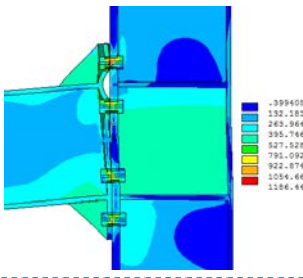
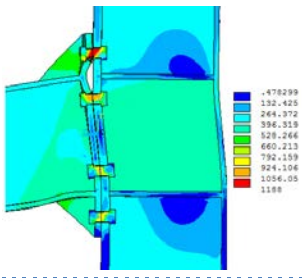
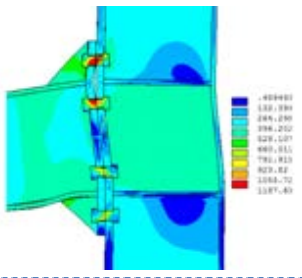
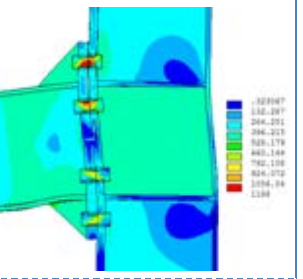
Nous remarquons pour toutes les configurations que la résultante développée avec les boulons M24 est toujours plus grande que celle des boulons M20. Cette différence d'effort maximum de traction est remarquable, estimée à +25% en moyenne, mais non significative car son apport en terme de résistance et rigidité n'exécède pas +5%. Ceci s'explique par la précontrainte initiale différente et le mode de ruine qui change.

Pour une platine d'about de 12 mm, la résultante développée est celle de la précontrainte pour des boulons M20 tandis que pour des boulons M24, les boulons sont déchargés au cours de chargement car ils sont surdimensionnés par rapport à la platine d'about et cela nous conduit à dire que le mode de ruine est gouverné par la capacité de résistance de la platine d'about.

VI.5 – Association t_p/d_b et comparaison avec le modèle analytique

Afin de mieux voir l'effet des paramètres géométriques étudiés, nous allons nous intéresser aux modes de ruines obtenus numériquement et les comparer avec le modèle analytique de l'Eurocode 3 (NF EN 1993-1-8) pour les rangées une et deux les plus sollicitées en traction (Annexe I). Les modes de ruine numériques, illustrés par la distribution des contraintes de von Mises sur l'assemblage (tableau VI.4) et la platine d'about (figure VI.14) pour l'état ultime de chaque configuration.

Tableau. VI. 4 – Comparaisons modes de ruine MEF et EC3

		tp12	tp16	tp20	tp25
db20	MEF				
		- Ruine de la platine d'about	- Ruine partielle de la platine d'about et des boulons	- Plastification partielle de la platine d'about et des boulons pour un niveau de charge M_p - Ruine des boulons pour un niveau de charge M_u	- Ruine et allongement important des boulons
	EC3	<i>Rangée 1 : mode 1</i> $F_{t,1,Rd} = 270$ kN <i>Rangée 2 : mode 1</i> $F_{t,2,Rd} = 303$ kN	<i>Rangée 1 : mode 2</i> $F_{t,1,Rd} = 462$ kN <i>Rangée 2 : mode 2</i> $F_{t,2,Rd} = 490$ kN	<i>Rangée 1 : mode 2</i> $F_{t,1,Rd} = 512$ kN <i>Rangée 2 : mode 2</i> $F_{t,2,Rd} = 555$ kN	<i>Rangée 1 : mode 1-2</i> $F_{t,1,Rd} = 542$ kN <i>Rangée 2 : mode 1-2</i> $F_{t,2,Rd} = 610$ kN
db24	MEF				
		- Ruine de la platine d'about	- Ruine de la platine d'about	- Plastification partielle de la platine d'about et des boulons pour un niveau de charge M_p - Instabilités de la semelle comprimée de la poutre pour un niveau de charge M_u	- Plastification partielle de la platine d'about et des boulons pour un niveau de charge M_p - Instabilité de l'âme et de la semelle comprimée de la poutre pour un niveau de charge M_u
	EC3	<i>Rangée 1 : mode 1</i> $F_{t,1,Rd} = 270$ kN <i>Rangée 2 : mode 1</i> $F_{t,2,Rd} = 303$ kN	<i>Rangée 1 : mode 1</i> $F_{t,1,Rd} = 480$ kN <i>Rangée 2 : mode 1</i> $F_{t,2,Rd} = 540$ kN	<i>Rangée 1 : mode 2</i> $F_{t,1,Rd} = 680$ kN <i>Rangée 2 : mode 2</i> $F_{t,2,Rd} = 690$ kN	<i>Rangée 1 : mode 2</i> $F_{t,1,Rd} = 770$ kN <i>Rangée 2 : mode 2</i> $F_{t,2,Rd} = 690$ kN

Avec :

Mode 1 : ruine de la platine d'about ;

Mode 2 : ruine partielle de la platine d'about et des boulons ;

Mode 1-2 : décollement entre platine d'about et semelle de poteau dû à l'allongement des boulons.

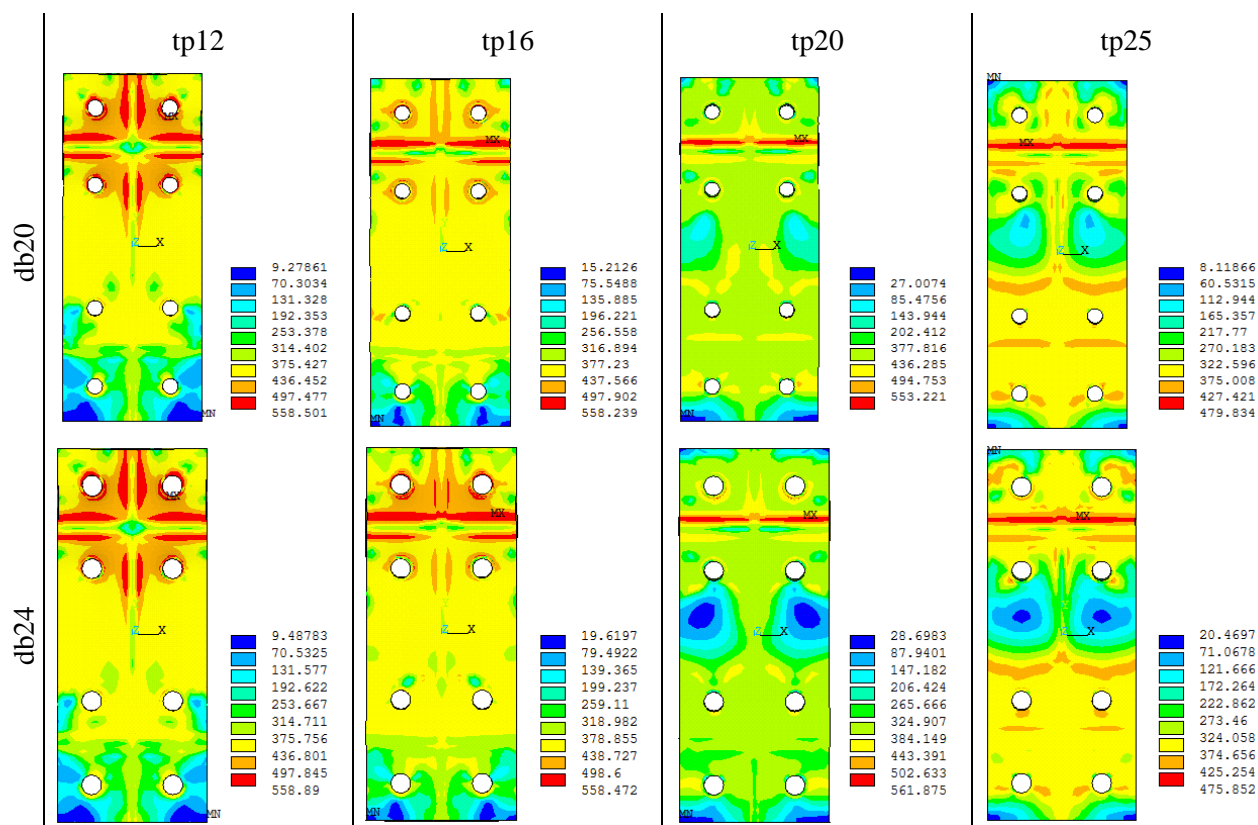


Figure. VI. 14 – Distribution de contraintes de von Mises pour différentes configurations

D'après le **tableau VI.4** et la **figure VI.14**, nous pouvons dire que les modes de ruine issus du modèle en éléments finis coïncident assez bien avec les résultats analytiques.

Pour les assemblages tp12-db20, tp12-db24, tp16-db20 et tp16-db24, nous remarquons que la ruine est atteinte au niveau de la platine d'about par formation de mécanismes plastiques.

Pour les assemblages tp20-db20, tp20-db24 et tp25-db24, la ruine est pilotée par un mécanisme partiel pour un niveau de charge M_p . Au-delà de ce palier, la ruine se bascule vers la composante ayant la résistance mécanique la plus faible soit par plastification de la section en zone tendue ou bien par instabilité due au voilement local en zone comprimée.

Concernant l'assemblage tp25-db20, une ruine par décollement entre la platine d'about et la semelle de poteau causé par l'allongement important des boulons en zone tendue pour un niveau de charge M_p . Au fur et à mesure que le chargement augmente, l'allongement de la rangée extérieure devient plus important jusqu'à la plastification totale de la tige.

Nous pouvons voir que pour les faibles épaisseurs (12 et 16 mm), la platine d'about atteint sa contrainte ultime en zone tendue qui est égale à 579 N/mm². La plastification pour l'épaisseur de 12 mm est remarquée au voisinage des trous et des zones de liaison entre poutre et raidisseurs. Pour les épaisseurs 20 et 25 mm, la contrainte atteinte est bien inférieure à la contrainte ultime du matériau qui est égale à 579 N/mm² d'où nous pouvons dire que la ruine se passe ailleurs que dans la platine d'about.

VI.6 – Effet du débord de la platine d'about

Quatre configurations d'assemblages par platine d'about avec boulons non précontraints sont modélisées dont la différence concerne les débords extérieurs de la plaque d'about en zones tendue et comprimée (figure VI.15). Le premier assemblage nommé A0, ne comporte aucuns débords. Le deuxième nommé A1, comporte un débord extérieur en zone comprimée. Le troisième nommé J1, comporte un débord extérieur en zone tendue. Le dernier JR1 comporte un débord des deux côtés.

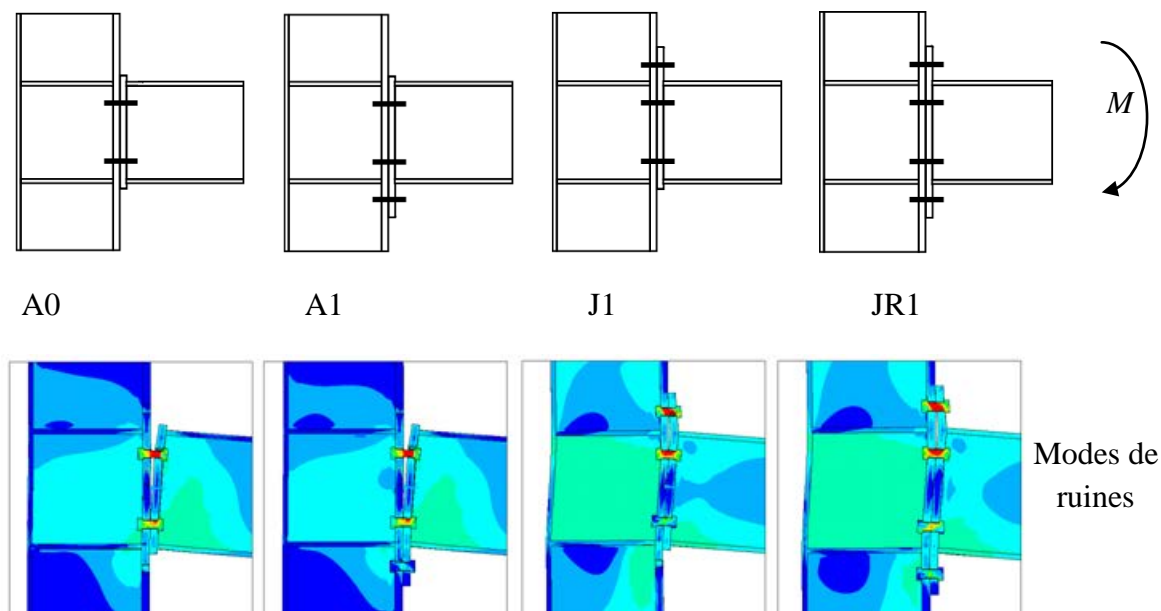


Figure. VI. 15 – Modèles d'assemblages avec et sans débords de la platine d'about

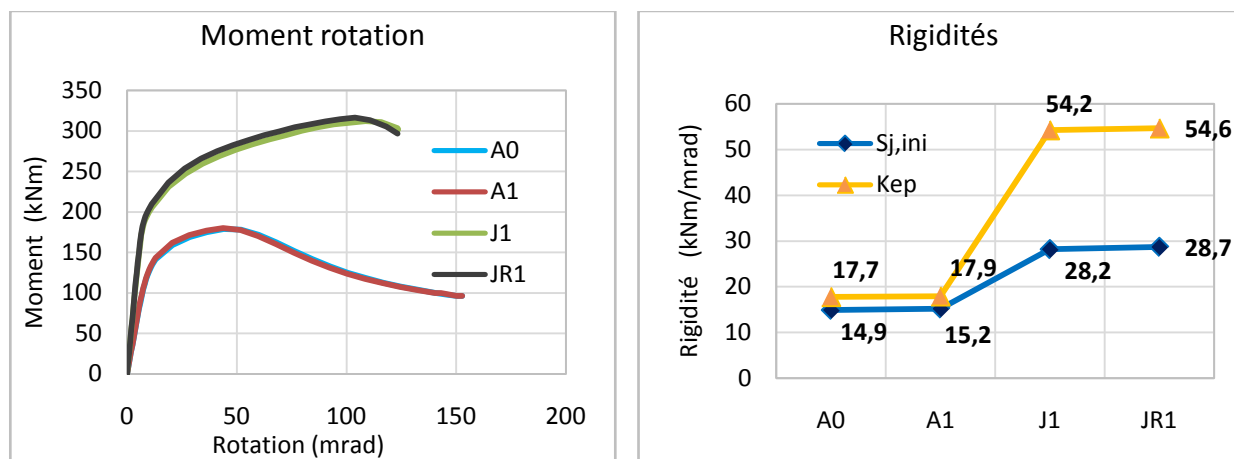


Figure. VI. 16 – Effet des débords de la platine d'about sur le comportement global

D'après la figure VI.16, nous remarquons que le débord de la platine d'about en zone comprimée n'a pas une influence significative sur le comportement global des assemblages étudiés. Une augmentation de respectivement +1% et +2% a été enregistrée en termes de résistance et rigidité. Cependant, le débord de la platine d'about en zone tendue change complètement le comportement de l'assemblage en termes de résistance, modes de ruine et rigidité. Les assemblages J1 et JR1 avec débords en zone tendue présente une rigidité assez importante de fait de la présence de la rangée de boulons extérieure qui fait augmenter le bras de levier comme mentionné dans l'EC3 (NF EN 1993-1-8) (voir annexe F) de l'assemblage et réduit la déformation flexionnelle de la platine d'about.

VI.7 – Effet des raidisseurs de platine d'about sur le comportement des assemblages

La présence des raidisseurs dans un assemblage métallique modifie son mode de ruine et par conséquent son comportement global en termes de résistance, rigidité et capacité de rotation. Pour mieux maîtriser leur l'influence sur le fonctionnement des assemblages poteau-poutre boulonnés, une étude paramétrique est basée sur le modèle éléments finis validée auparavant avec les mêmes caractéristiques matérielles et géométriques à l'exception de la précontrainte des boulons. Cette étude englobe les paramètres suivants :

- 1 – Combinaisons débord platine / raidisseurs
- 2 – Disposition des raidisseurs : Sans raidisseurs, présence en zone tendue et/ou en zone comprimée.
- 3 – Combinaisons épaisseur platine / raidisseurs
- 4 – Géométrie des raidisseurs– Hauteur h_{sr} : Sans raidisseurs, $h_{sr} = 50, 100, 200$ et 300 mm
 - Longueur b_{sr} : Sans raidisseurs, $b_{sr} = 50, 75$ et 100 mm
 - Epaisseur t_{sr} : Sans raidisseurs, $t_{sr} = 5, 6, 10$ et 15 mm

La **figure VI.17** illustre les paramètres étudiés relatifs aux raidisseurs.

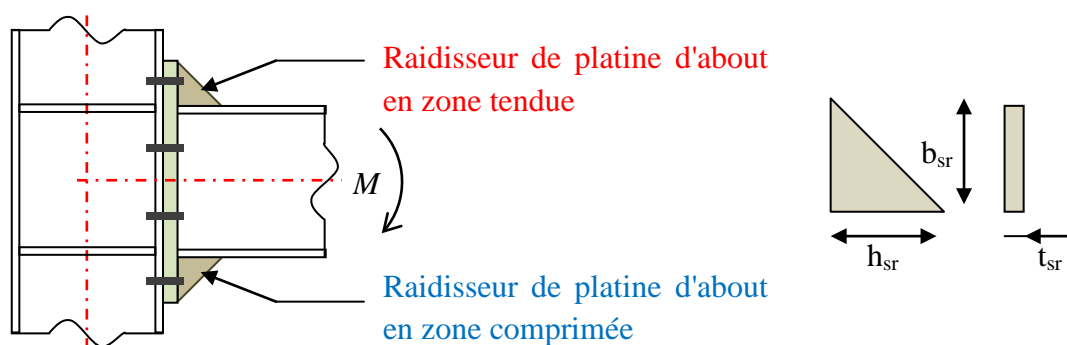
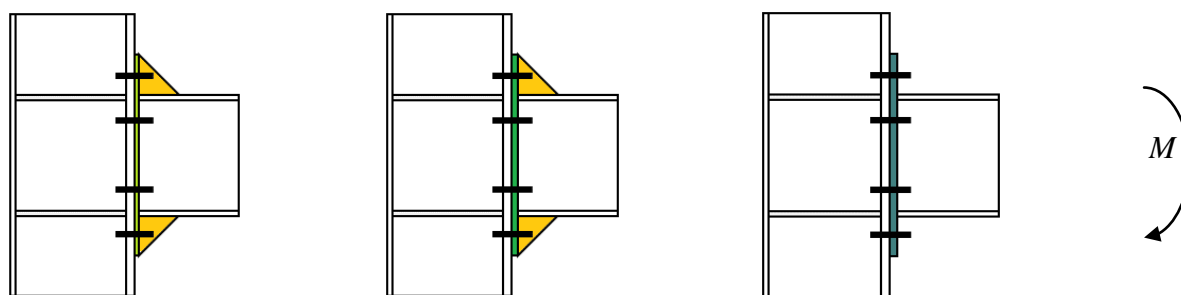


Figure. VI. 17 – Paramètres relatifs aux raidisseurs

VI.7.1 – Combinaisons épaisseur platine / présence des raidisseurs

Trois configurations sont étudiées et comparées afin de voir l'influence des raidisseurs de platine d'about comparée à celle de son épaisseur (voir **figure VI.18**). L'étude concerne deux assemblages raidis dont l'épaisseur de platine d'about est égale à 12 mm pour le premier et 16 mm pour le deuxième. La troisième configuration concerne un assemblage non raidi avec une platine d'about de 20 mm. Les résultats illustrés ci-dessous présentent la loi de comportement global moment-rotation et rigidités (**figure VI.19**), déformées et répartition des contraintes de contact (**figure VI.20**).



(a) – tp12 avec raidisseurs (b) – tp16 avec raidisseurs (c) – tp20 sans raidisseurs

Figure. VI. 18 – Modèles avec et sans raidisseurs en fonction de t_p

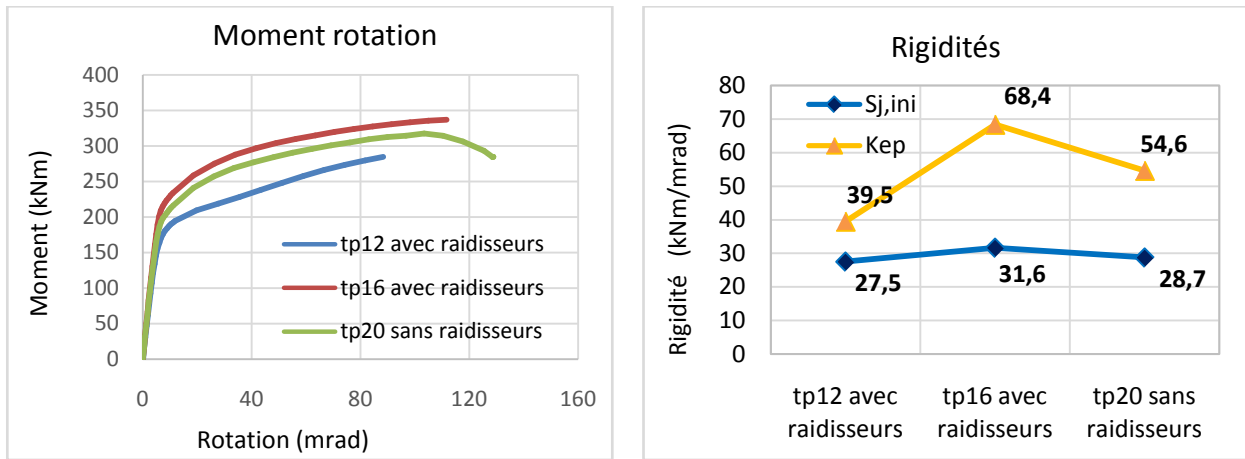


Figure. VI. 19 – Comportement global avec et sans raidisseurs en fonction de t_p

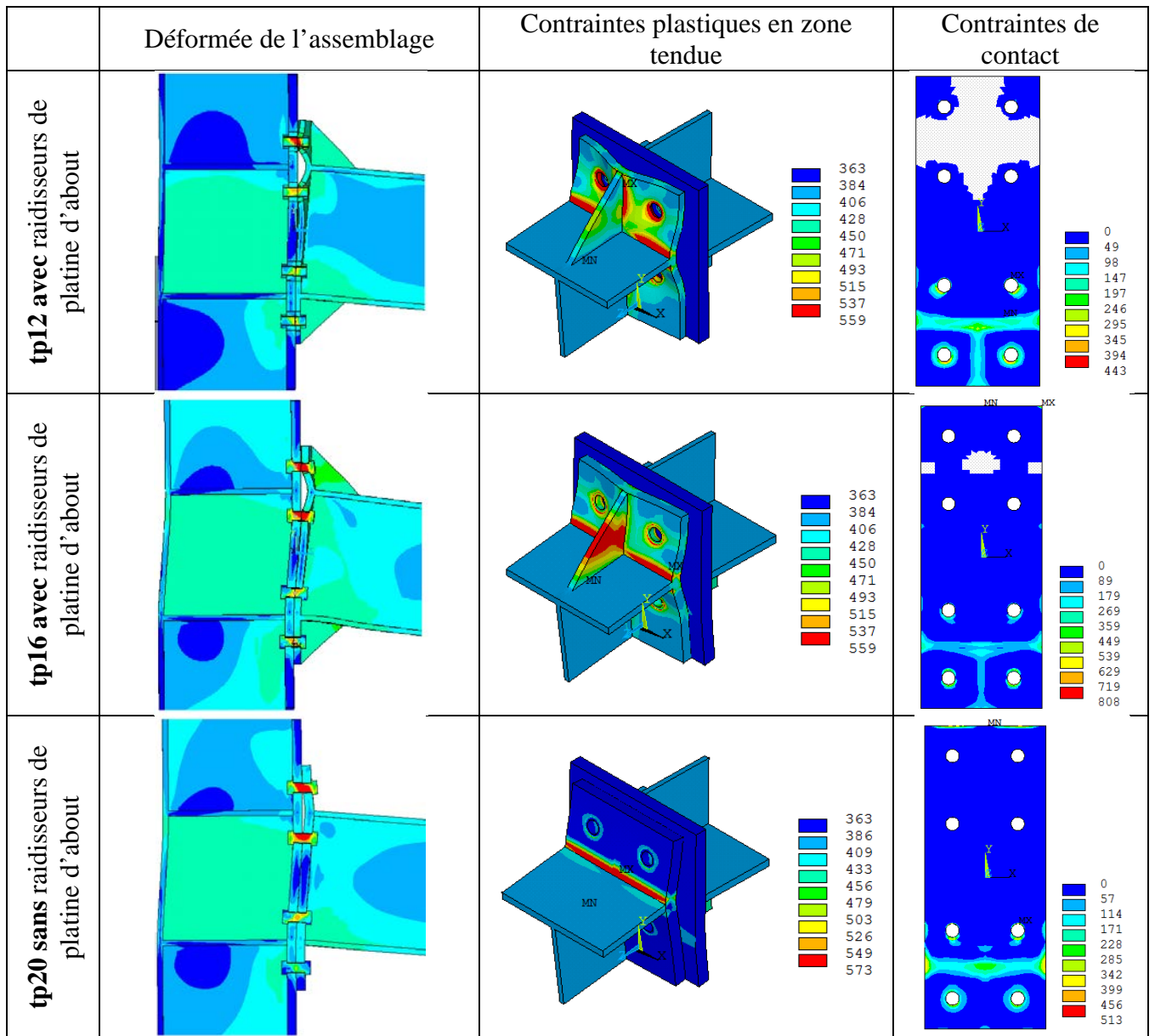


Figure. VI. 20 – Modes de ruines et répartition des contraintes avec et sans raidisseurs en fonction de t_p

D'après les figures VI.19 et 20, nous remarquons que la présence ou non des raidisseurs combinés avec des différentes épaisseurs de platine influe sur les performances mécaniques ainsi que les modes de ruines. L'assemblage tp16 avec raidisseurs présente de meilleures caractéristiques en terme de résistance et rigidité comparé à tp20 sans raidisseurs. Cette comparaison nous mène à montrer l'importance que peut apporter les raidisseurs de platine d'about tout en réduisant son épaisseur. L'apport fourni par les raidisseurs est constaté tout d'abord en zone tendue où nous remarquons une plastification partielle entre un mécanisme plastique de la platine d'about en flexion au niveau de la semelle supérieure de la poutre et une plastification de raidisseur situé à son débord extérieur. Cependant, pour l'assemblage tp20 sans raidisseurs, le mécanisme plastique est bien clair avec une déformation flexionnelle de la platine d'about assez importante provoquant un effort de levier plus important et par conséquent un effort supplémentaire dans les boulons. Bien que l'assemblage tp12 dispose des raidisseurs, il a été remarqué que la plastification était bien concentrée à la platine d'about au droit des raccords raidisseur et semelle supérieure de la poutre. Un autre point important est celui de la distribution des contraintes de contact en zone comprimée qui s'étend au dessous de la semelle inférieure de la poutre. Ceci s'explique par la position de centre de compression de l'assemblage qui est décalée vers le bas par la présence des raidisseurs.

VI.7.2 – Effet de la disposition des raidisseurs

Dans cette partie, nous nous intéressons à la disposition des raidisseurs aux débords de la platine d'about par rapport au sens du chargement extérieur. Quatre configurations sont modélisées, nommées JR1, JR2, JR3 et JR4 et sont illustrées dans la figure VI.21. Les résultats du comportement global, moment rotation sont présentés dans la figure VI.22.

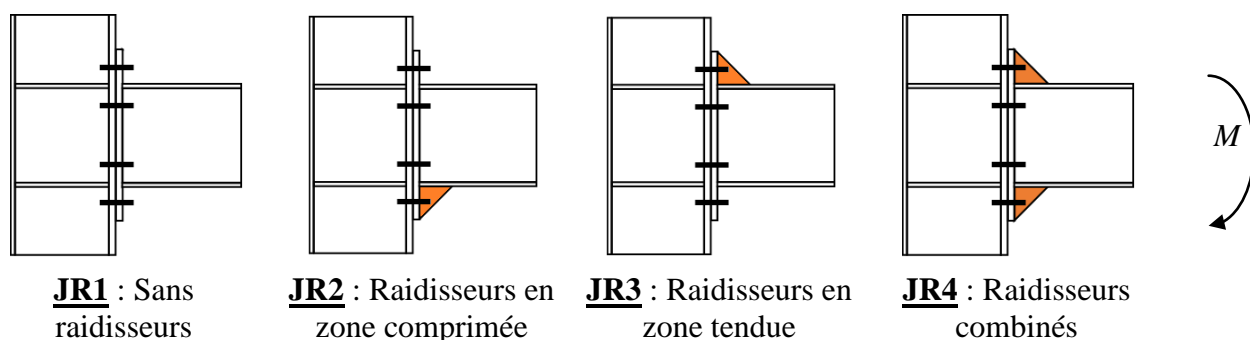


Figure. VI. 21 – Modèles avec et sans raidisseurs en fonction de leurs dispositions

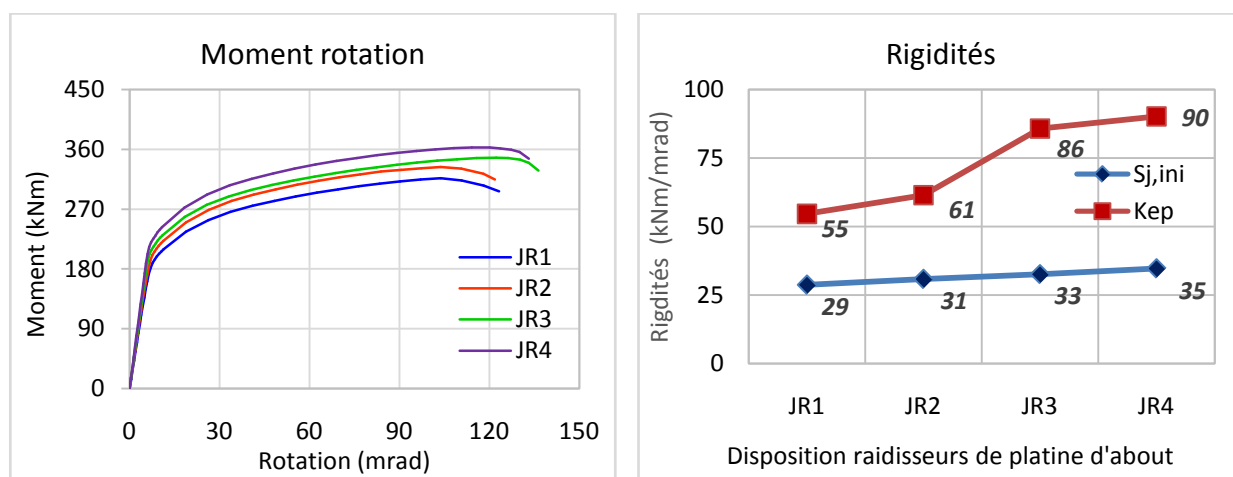
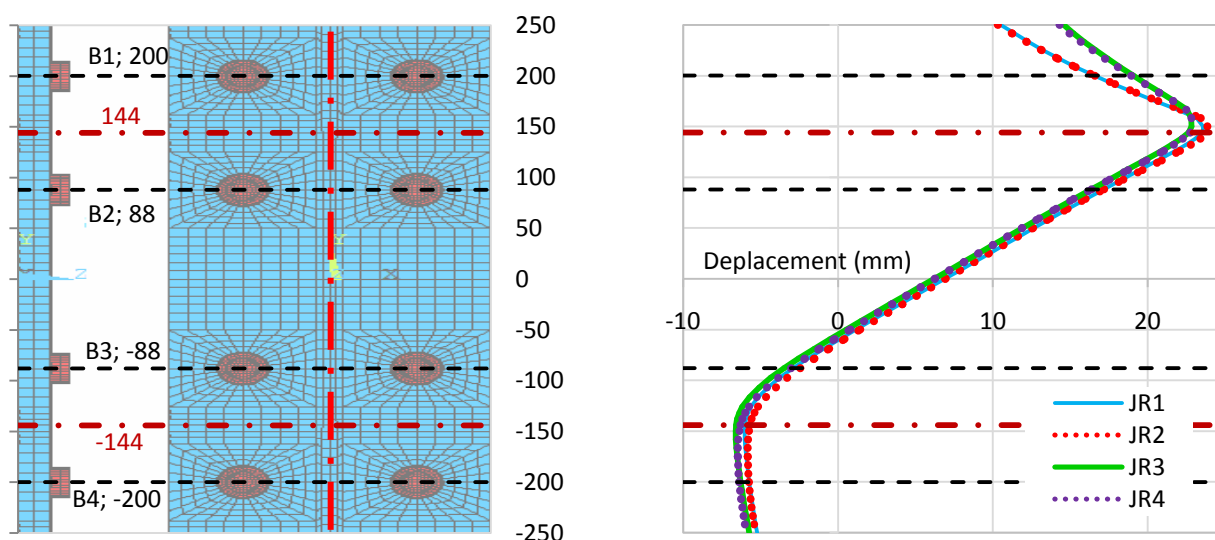


Figure. VI. 22 – Comportement global avec et sans raidisseurs en fonction de leurs dispositions

La disposition des raidisseurs de platine d'about est remarquable sur le comportement mécanique global. L'assemblage JR4, possédant une platine d'about raidie en zone tendue et comprimée présente de meilleures performances par rapports aux autres. Pour JR1 et JR3, la présence de raidisseur en zone tendue est claire en termes de résistance et rigidité initiale $S_{j,ini}$, d'où nous constatons une augmentation de respectivement +9% et +12%. De plus, pour la rigidité liée à la platine d'about K_{ep} , nous avons enregistré une augmentation assez remarquable de +36%.

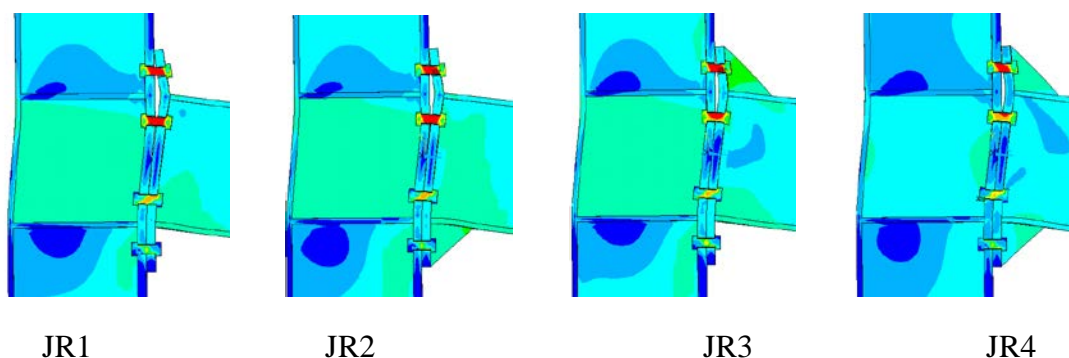
Pour JR1 et JR2, la présence de raidisseur en zone comprimée augmente la résistance ultime de +6%. Quant à la rigidité initiale de l'assemblage $S_{j,ini}$ et la rigidité relative à la platine d'about K_{ep} , nous avons constaté une augmentation de +7% et +11 % respectivement. Ces augmentations apportées par le raidisseur en zone comprimée de l'assemblage ne sont pas prises en compte dans la procédure de calcul selon l'EC3.

Afin de mieux cerner l'effet des raidisseurs de platine d'about, nous présentons ci-dessous l'état de la déformée de chaque assemblage, la distribution de contraintes de contact et la distribution de contraintes plastique pour un même pas de chargement dont le moment est égal à 330 kNm. De plus, l'évolution des efforts des boulons, efforts de levier, position de la force levier et de compression est illustrée dans la [figure VI.23](#).



(a) – Plan de lecture de la déformées

(b) – Déformées au plan moyen de la platine d'about



(c) – Déformées des assemblages entiers

Figure. VI. 23 – Déformées des assemblages en fonction de la disposition des raidisseurs

Les figures ci-dessous présentent des résultats supplémentaires difficiles à mesurer physiquement illustrant l'effet des raidisseurs de platine d'about. Il s'agit de la distribution des contraintes plastiques (figure VI.24), distribution des contraintes de contact (figure VI.25), position de l'effort de levier (figure VI.26) et l'évolution des efforts en zone tendue (figure VI.27).

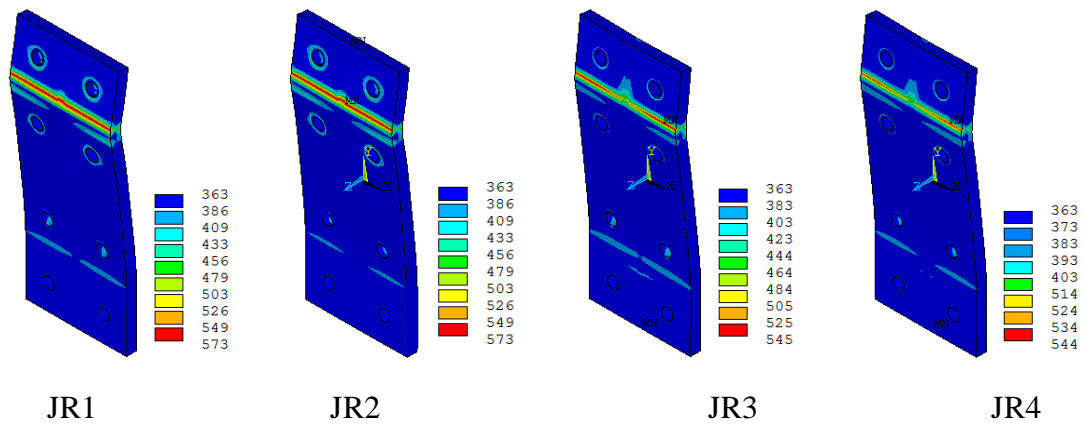


Figure. VI. 24 – Distribution des contraintes plastiques sur la platine d'about

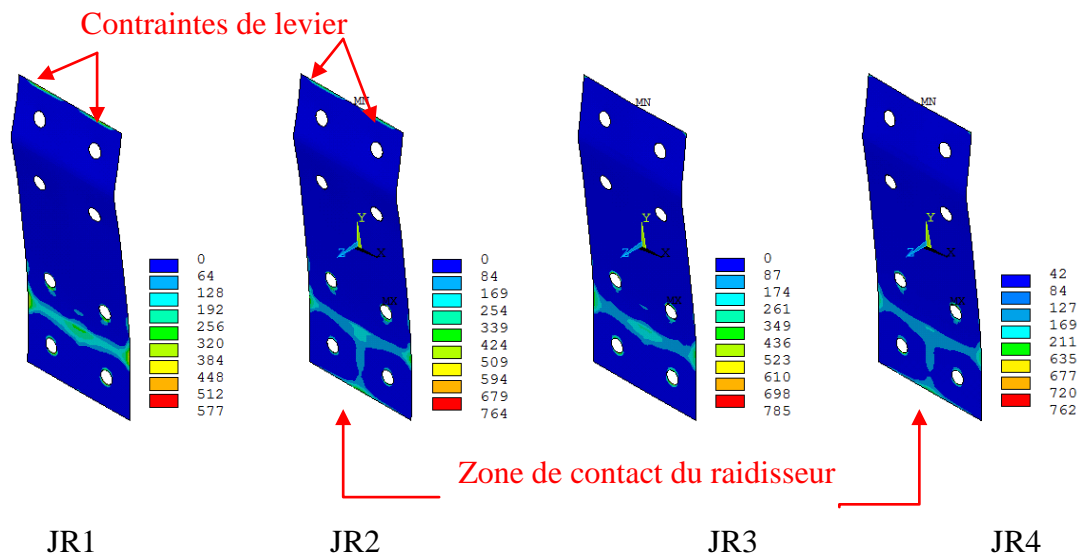


Figure. VI. 25 – Distribution des contraintes de contact sur la platine d'about

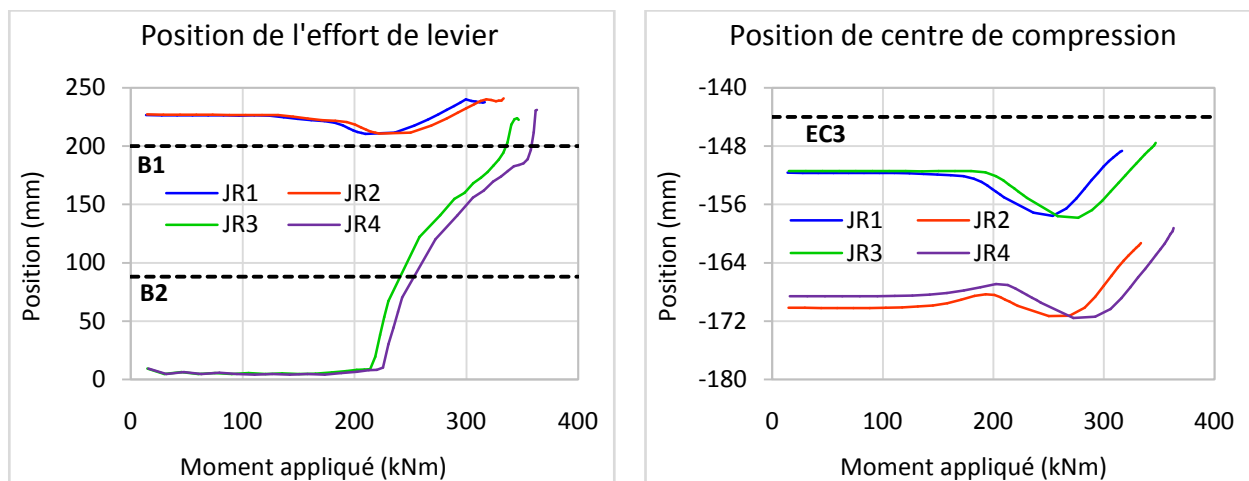


Figure. VI. 26 – Evolution de la position de l'effort de levier et l'effort de compression

La présence des raidisseurs au débord de la platine d'about en zone tendue de l'assemblage augmente sa rigidité et réduit sa déformation flexionnelle (figure VI.23). Cela, influe d'une manière directe sur les efforts de boulons et l'effort de levier ainsi que sa position. La position de levier (figure VI.26) pour les spécimens non raidis est toujours au-dessus de la rangée 1 tandis que pour les spécimens raidis, elle varie en fonction de chargement. L'effort de levier est moins important pour les spécimens raidis ce qui nous conduit à obtenir un équilibre de forces de traction plus important ($B_1 + B_2 - F_{lt}$) permettant un apport supplémentaire en termes de résistance et raideur initiale (figure VI.27).

La présence des raidisseurs au débord de la platine d'about en zone comprimée de l'assemblage augmente sa surface de contact avec le poteau au voisinage de la rangée 4 (figure VI.25). Cependant, nous remarquons que la position de l'effort de compression (figure VI.26) se décale vers le bas par rapport au centre de compression de l'EC3, située à l'axe neutre de la semelle inférieure de la poutre. Ce décalage est remarqué pour les assemblages raidis provenant de la présence des raidisseurs et des assemblages non raidis provenant du débord extérieur de la platine d'about en zone comprimé.

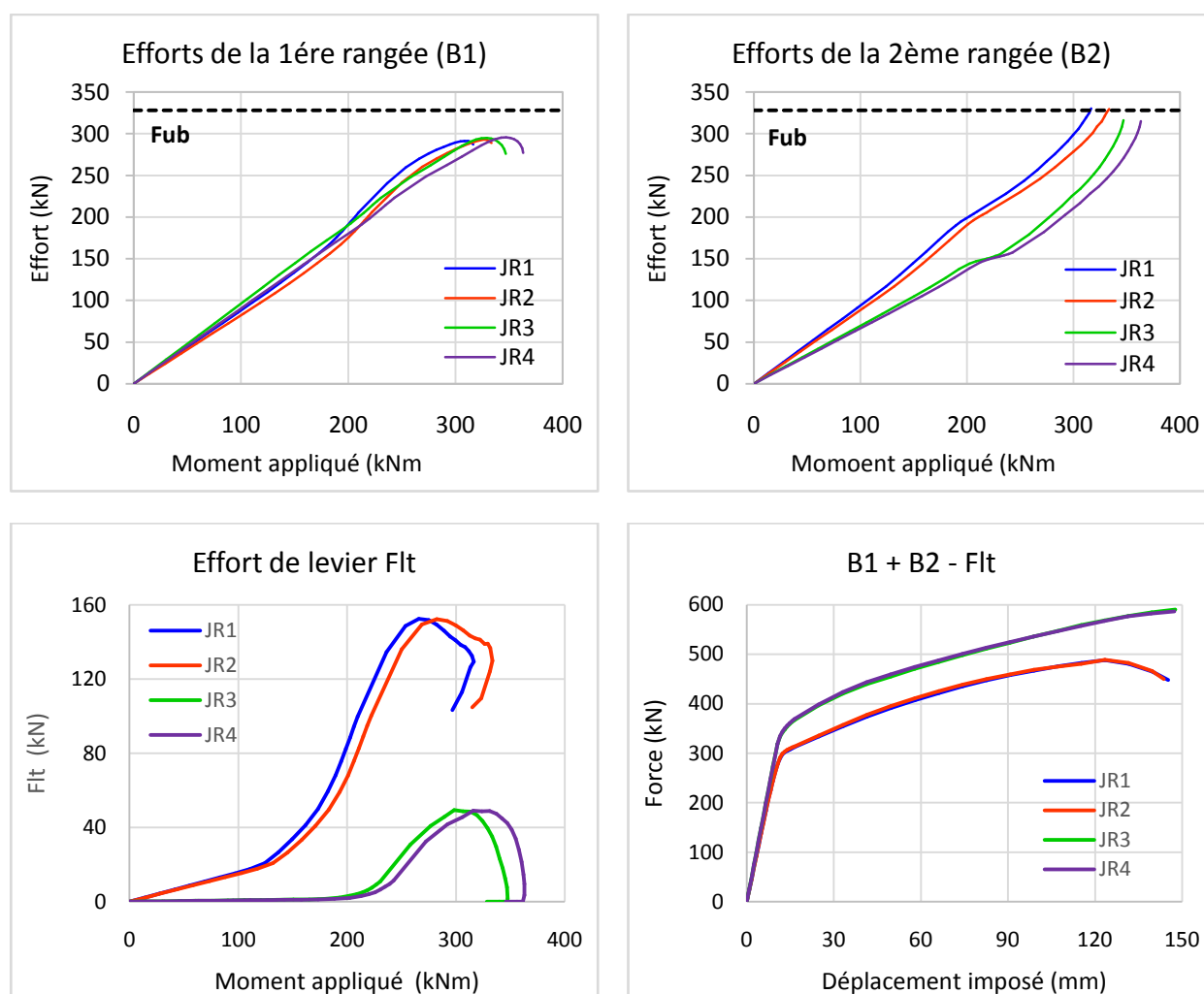


Figure. VI. 27 – Evolution des efforts en zone tendue en fonction de la disposition des raidisseurs

VI.7.3 – Combinaisons débords de platine d'about / disposition des raidisseurs

VI.7.3.1 – Débord en zone comprimée

Deux configurations d'assemblages avec platine d'about débordante uniquement en zone comprimée, nommées A1 et A2 (figure VI.28), sont étudiées et comparées afin de voir l'influence des raidisseurs de manière plus approfondie.

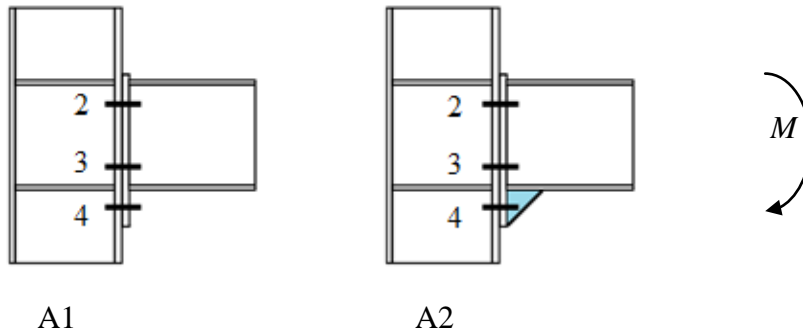


Figure. VI. 28 – Modèles avec et sans raidisseurs en zone comprimée

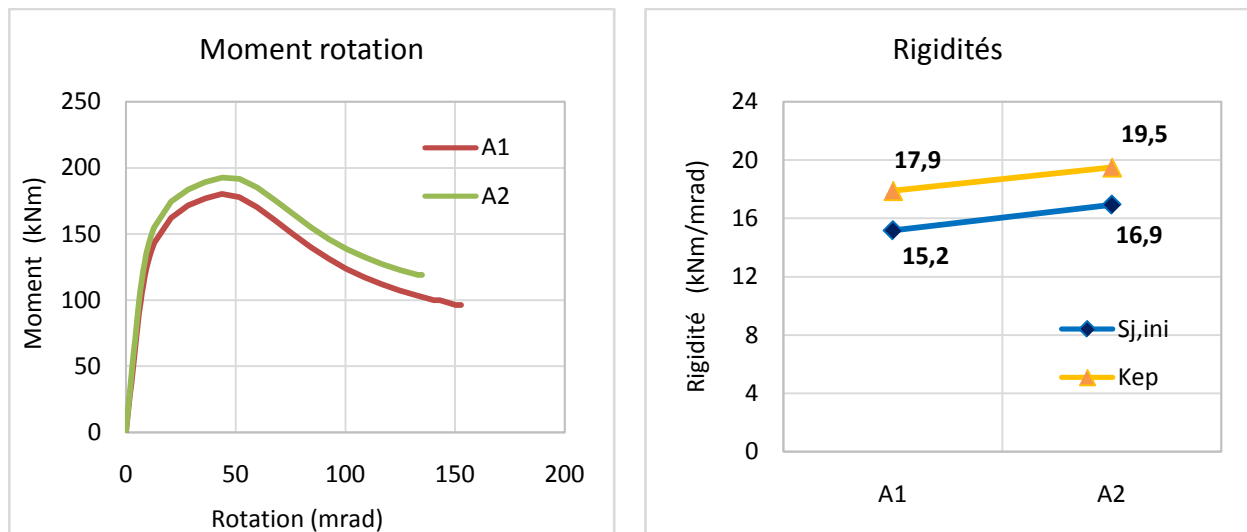
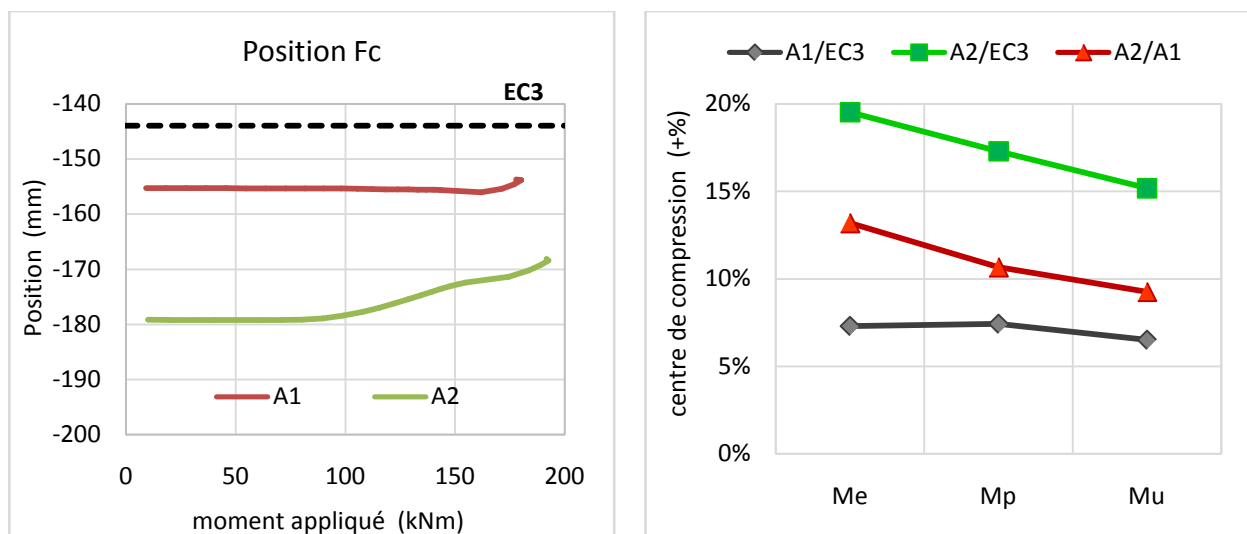


Figure. VI. 29 – Comportement global avec et sans raidisseurs en zone comprimée



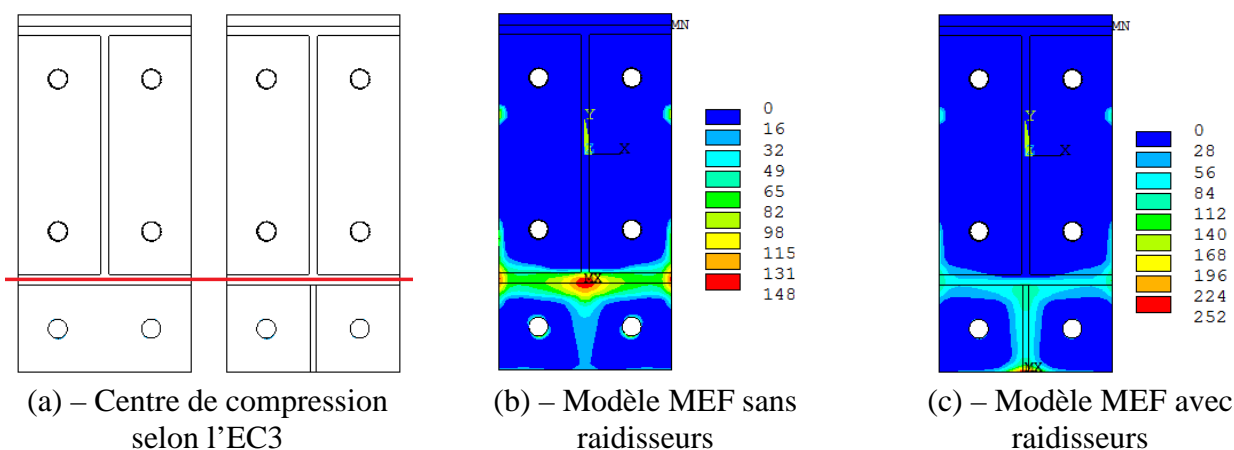


Figure. VI. 30 – Centre de compression avec et sans raidisseurs en zone comprimée

D'après la **figure VI.29**, nous constatons que les deux assemblages A1 et A2 présentent la même allure de courbe moment-rotation au cours de chargement avec une phase élastique suivie par une phase plastique et au final, une phase ultime correspondant à la ruine des boulons. Nous remarquons que la présence des raidisseurs de platine d'about en zone comprimée de l'assemblage influe sur ses caractéristiques mécaniques d'où une augmentation enregistrée en moyenne respectivement de l'ordre +10% et +16% en termes de résistance et raideur initiale. Cette augmentation est issue de déplacement de centre de compression de l'assemblage qui est poussé vers le bas comme illustré dans la **figure VI.30** et par conséquent un bras de levier plus important. Le déplacement de centre de compression provient majoritairement de la présence de raidisseur en zone comprimée de l'assemblage d'un côté et de façon moins importante due au débord extérieur de la platine d'about d'un autre côté comparé avec sa position donnée par l'EC3.

VI.7.3.2 – Débord en zone tendue

Deux configurations d'assemblages avec platine d'about débordante en zone tendue seulement, nommés J1 et J2 (**figure VI.31**), sont étudiées et comparées afin de voir l'influence des raidisseurs de manière plus détaillée.

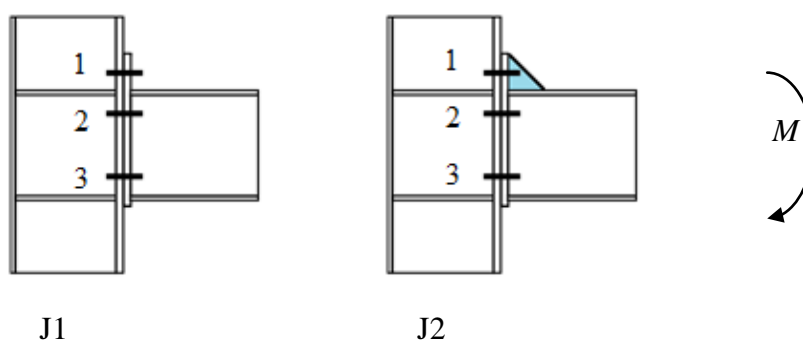


Figure. VI. 31 – Modèles avec et sans raidisseurs en zone tendue

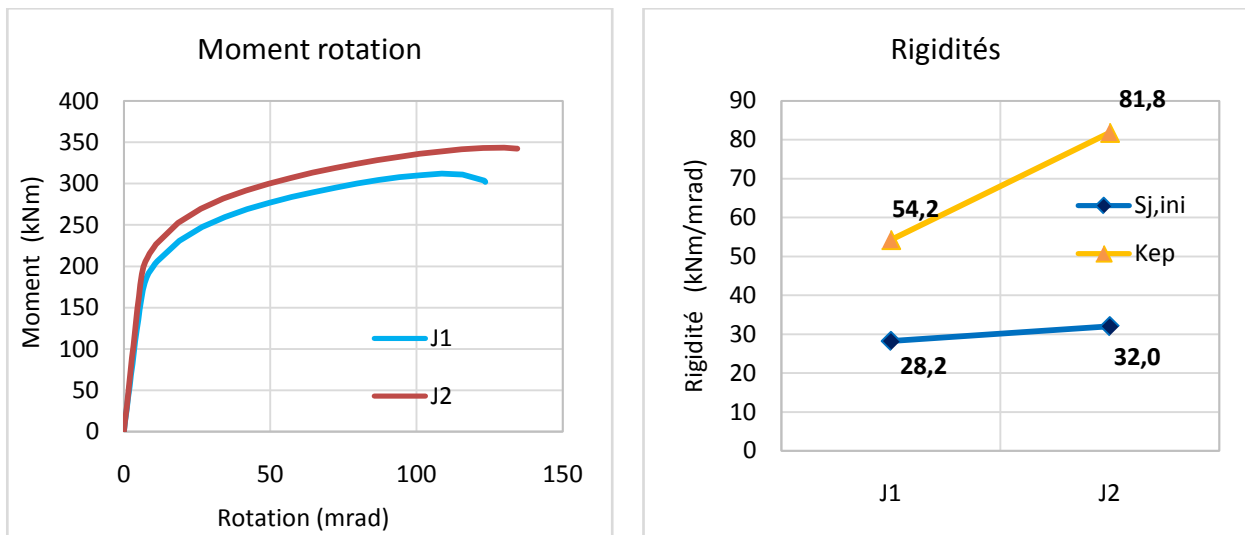


Figure. VI. 32 – Comportement global avec et sans raidisseurs en zone tendue

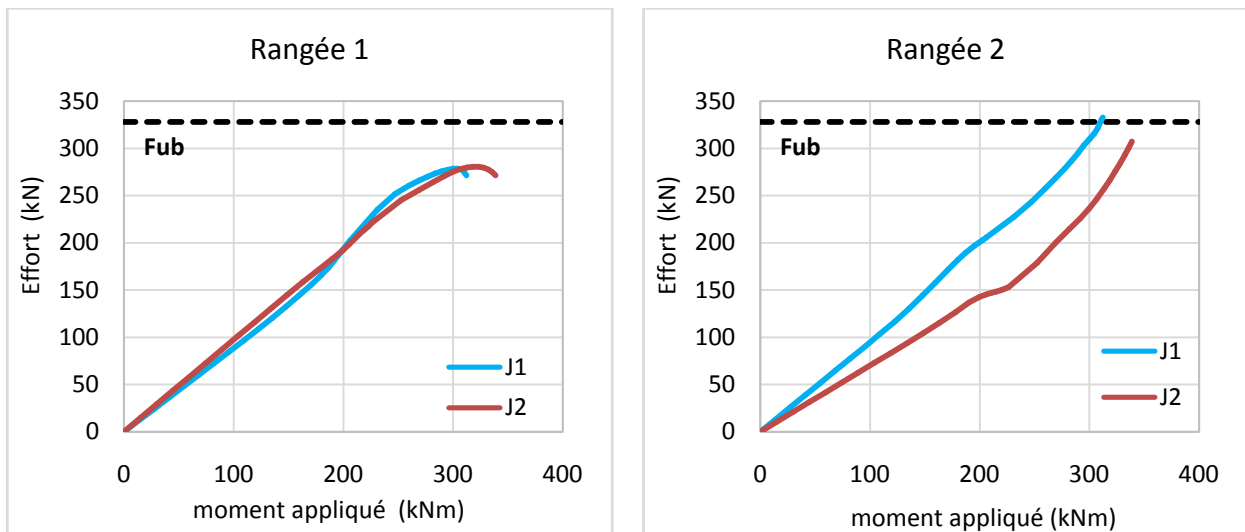


Figure. VI. 33 – Efforts boulons avec et sans raidisseurs en zone tendue

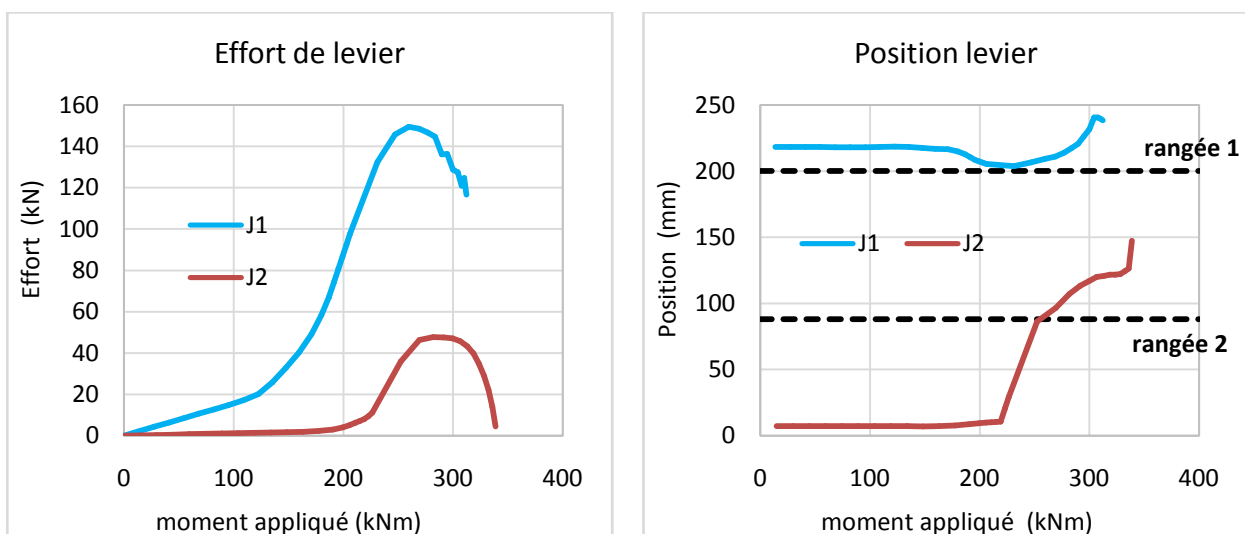


Figure. VI. 34 – Effort de levier avec et sans raidisseurs en zone tendue

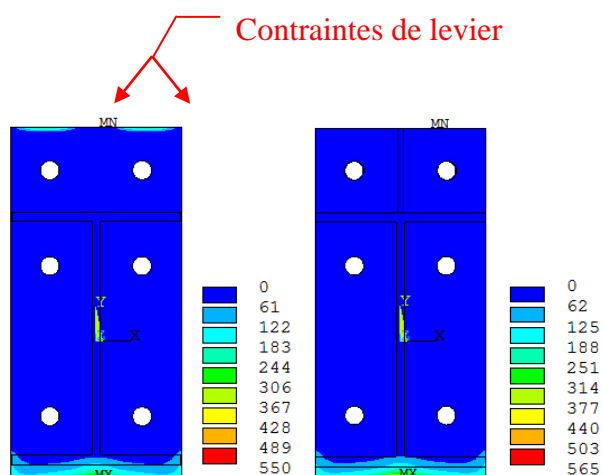


Figure. VI. 35 – Contraintes de contact avec et sans raidisseurs au débord de la zone tendue

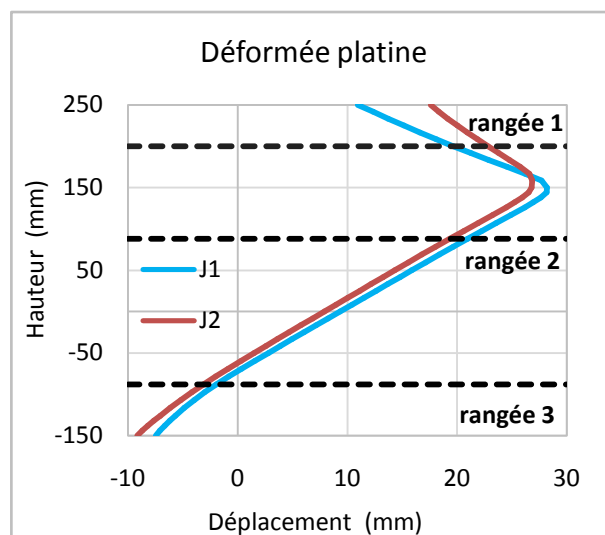


Figure. VI. 36 – Déformée de la platine d'about

D'après la [figure VI.32](#), nous constatons que la présence du raidisseur au débord extérieur de la platine d'about en zone tendue de l'assemblage influence d'une manière significative sur le comportement global moment rotation, la raideur initiale ainsi que l'évolution des efforts de boulons et de levier. L'apport de raidisseur réduit la déformation flexionnelle de la platine d'about et cela a un impact direct sur l'effort de levier ainsi que sa position ([figure VI.33 à VI.36](#)). Il a été constaté que l'effort de levier est bien présent et plus important dans l'assemblage J1 et sa position reste toujours au-dessus de la rangée 1 durant le processus de chargement. Pour l'assemblage J2, la présence de l'effort de levier est enregistrée à partir d'un moment égale à 180 kNm et sa position demeure variable entre la rangée 1 et 2. La présence du raidisseur en zone tendue permet une rigidité supplémentaire estimée à +13% de l'assemblage en général et de +33% de la platine d'about en particulier (sans prise en compte du cisaillement du panneau d'âme).

VI.7.4 – Effets des paramètres géométriques

Cette partie consiste à voir l'effet de chaque paramètre géométrique relatif aux raidisseurs sur le comportement global de l'assemblage. Ces paramètres sont présentés dans le [tableau VI.5](#).

Tableau. VI. 5 – Paramètres géométriques relatifs aux raidisseurs

Paramètres géométriques	Spécimen	Paramètres fixes			Paramètres variables		
		t_p (mm)	d_b (mm)	Précontrainte	h_{sr} (mm)	b_{sr} (mm)	t_{sr} (mm)
Sans raidisseurs		20	20	Sans	-	-	-
Hauteur h_{sr}	hsr50				50	100	10
	hsr100				100		
	hsr200				200		
	hsr300				300		
Longueur b_{sr}	bsr50				100	50	10
	bsr75					75	
	bsr100					100	
Epaisseur t_{sr}	tsr05				100	100	5
	tsr06						6
	tsr10						10
	tsr15						15

Avec :

- t_p : Epaisseur de la platine d'about ;
- d_b : Diamètre des boulons ;
- h_{sr} : Hauteur de raidisseur qui correspond au sens parallèle à l'axe longitudinal de la poutre et aux efforts de traction des boulons ;
- b_{sr} : Largeur de raidisseur qui correspond au sens perpendiculaire à l'axe longitudinal de la poutre et aux efforts de traction des boulons, limité par les débords de la platine d'about ;
- t_{sr} : Epaisseur qui correspond à la 3^{ème} dimension du raidisseur.

VI.7.4.1 – Hauteur de raidisseur h_{sr}

Quatre assemblages raidis dont la hauteur des raidisseurs h_{sr} est variable sont étudiés et comparés avec le spécimen non raidi (figure VI.37). La loi de comportement moment-rotation de chaque spécimen ainsi que les rigidités sont présentées dans la figure VI.38.

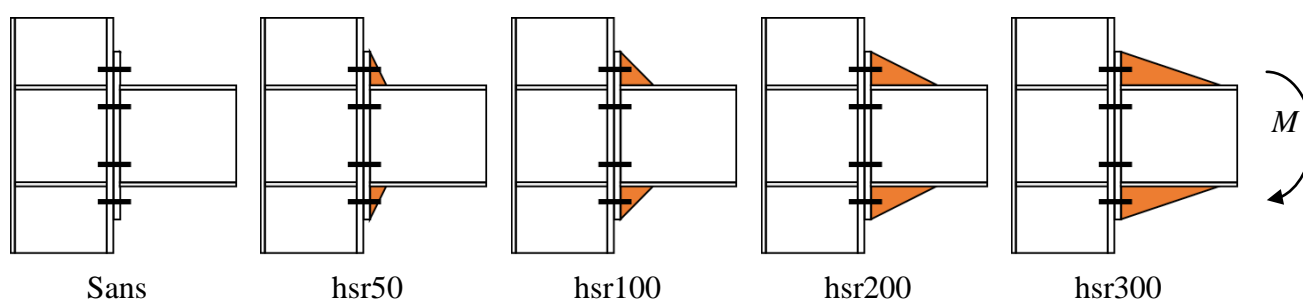


Figure. VI. 37 – Modèles assemblages raidis en fonction de la longueur du raidisseur h_{sr}

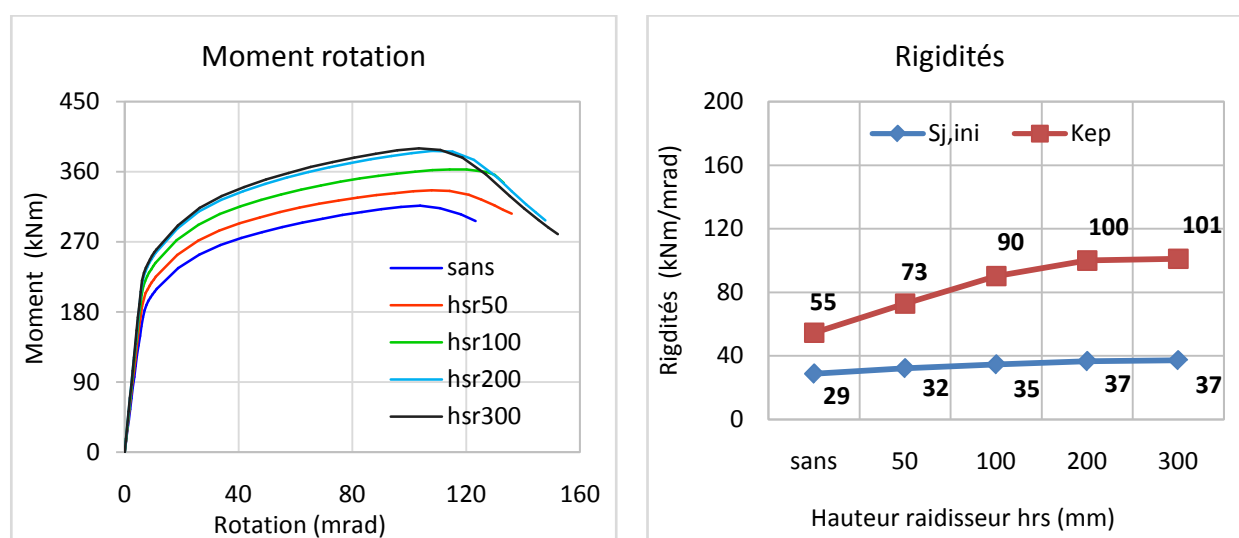


Figure. VI. 38 – Comportement global en fonction de la longueur du raidisseur h_{sr}

D'après la figure VI.38, nous remarquons que la hauteur h_{sr} des raidisseurs influe sur le comportement global en termes de résistances et de raideurs avec des augmentations proportionnelles enregistrées. L'apport fourni par la hauteur h_{sr} se traduit par l'augmentation de l'inertie flexionnelle de la platine d'about. Cependant, le passage de hsr200 à hsr300 n'a plus d'effet car la platine d'about soumise à la flexion devient assez rigide comparée aux rangées de boulons tendus et par conséquent le mode de ruine sera piloté par ces derniers.

VI.7.4.2 – Longueur de raidisseur b_{sr}

Trois assemblages raidis dont la largeur des raidisseurs b_{sr} est variable sont étudiés et comparés avec le spécimen non raidi (figure VI.39). La loi de comportement moment rotation de chaque spécimen ainsi que les rigidités sont présentées dans la figure VI.40.

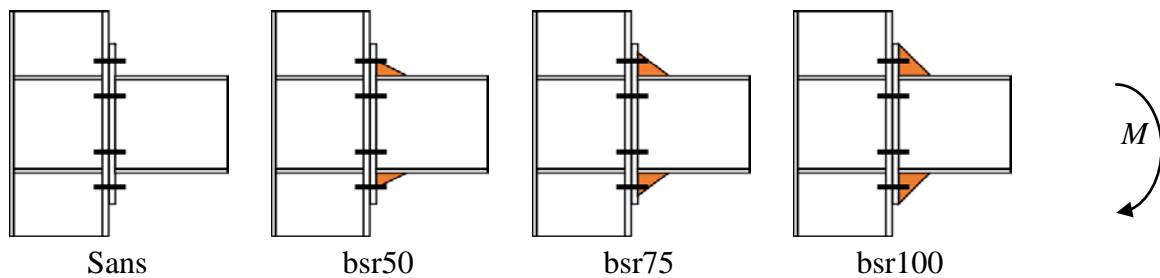


Figure. VI. 39 – Modèles assemblages raidis en fonction de b_{sr}

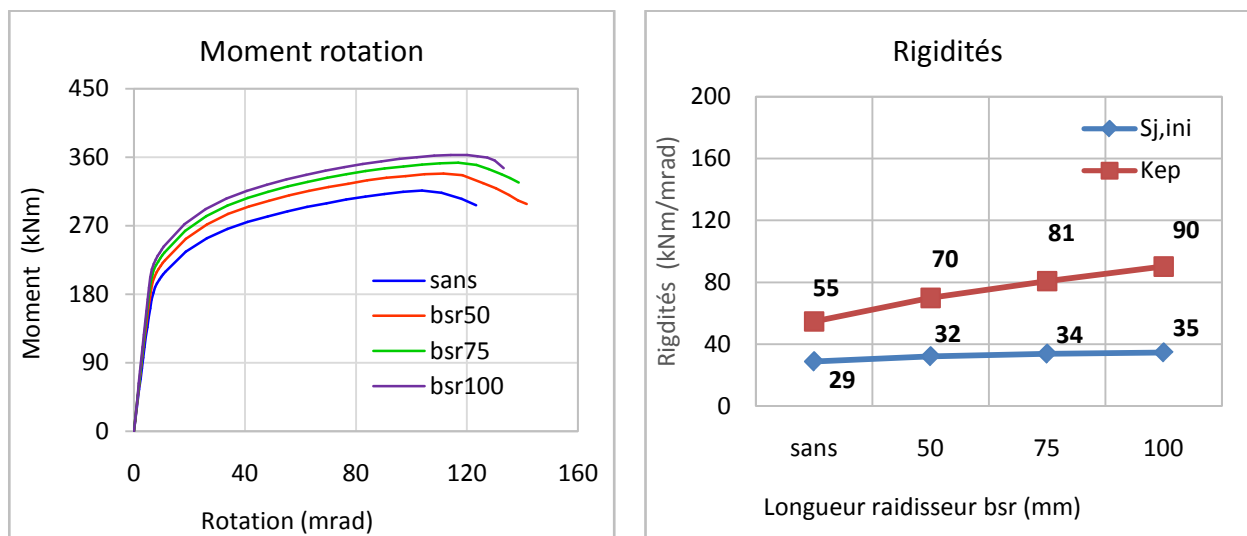


Figure. VI. 40 – Comportement global en fonction de b_{sr}

D'après la figure VI.40, la largeur de raidisseur b_{sr} influe sur le comportement global de l'assemblage d'où nous avons enregistré des augmentations de rigidité $S_{j,ini}$ et de moment résistant entre bsr50 et bsr100 de l'ordre de +10%. D'autre part, nous avons constaté une augmentation de raideur liée à la platine d'about K_{ep} d'environ +28% entre l'assemblage non raidi et bsr50.

VI.7.4.3 – Epaisseur de raidisseur t_{sr}

Quatre assemblages raidis dont l'épaisseur des raidisseurs t_{sr} est variable sont étudiés et comparés avec le spécimen non raidi (figure VI.41). La loi de comportement moment rotation de chaque spécimen ainsi que les rigidités sont présentées dans la figure VI.42.

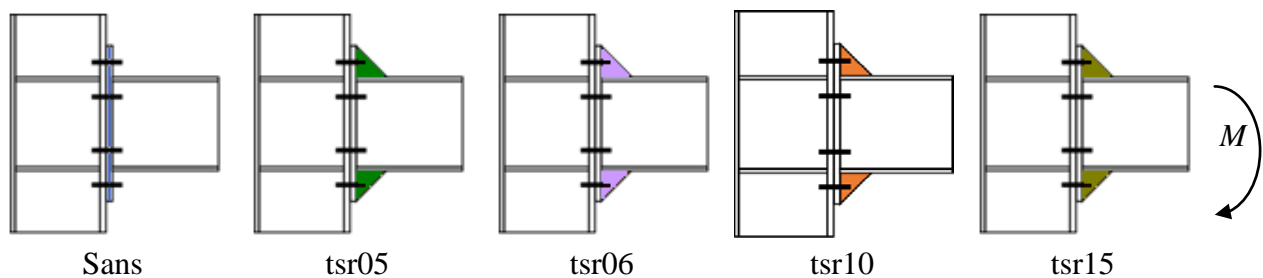
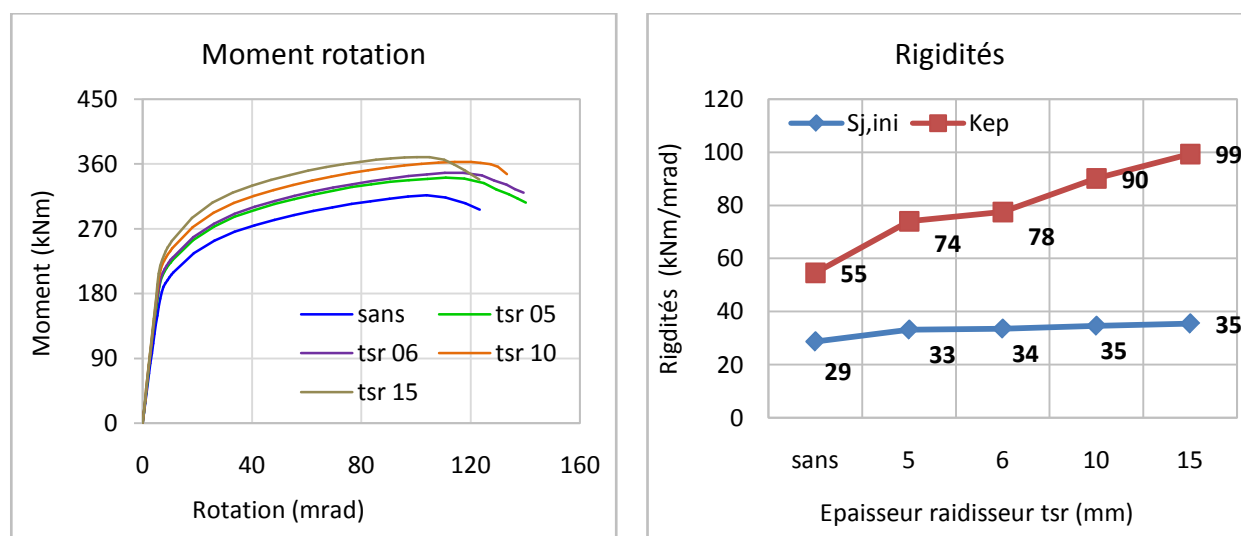
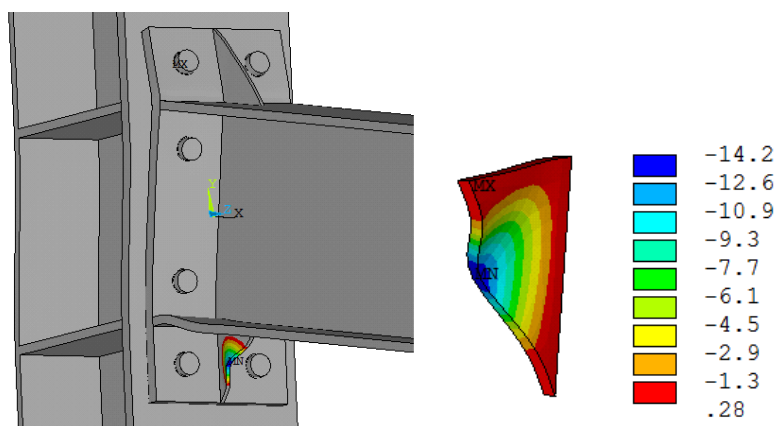


Figure. VI. 41 – Modèles assemblages raidis en fonction de t_{sr}


 Figure. VI. 42 – Comportement global en fonction de l'épaisseur du raidisseur t_{sr}

D'après la [figure VI.42](#), nous remarquons que l'effet de l'épaisseur t_{sr} des raidisseurs influe de manière proportionnelle sur les rigidités de l'assemblage $S_{j,ini}$ et la platine d'about K_{ep} . Le passage de tsr_{10} à tsr_{15} offre une raideur K_{ep} supplémentaire à la platine d'about et par conséquent réduit la rotation de l'assemblage. Cependant, cette augmentation d'épaisseur n'apporte pas de supplément en résistance ou rigidité initiale $S_{j,ini}$ du fait que le mode de ruine de l'assemblage est piloté par d'autres composantes. Pour tsr_{05} , nous avons enregistré une instabilité par voilement local du raidisseur en zone comprimée de l'assemblage ([figure VI.43](#)). Le début de cette instabilité a été constaté à un moment égal à 330 kNm avant même le moment ultime de l'assemblage (340 kNm).


 Figure. VI. 43 – Déplacement hors plan du raidisseur tsr_{05} soumis au voilement local

VI.7 – Conclusions

Dans ce chapitre, nous avons présenté une étude paramétrique qui a été menée sur 35 différents modèles numériques pour mettre en évidence l'influence de certains paramètres relatifs aux boulons, platine d'about et raidisseurs sur le comportement mécanique des assemblages boulonnés. Nous pouvons déduire les conclusions suivantes :

- L'influence de la précontrainte des boulons sur la loi globale est assez claire notamment sur le comportement lié à la déformation de la platine d'about Φ_{ep} . Elle intervient essentiellement sur la rigidité initiale. Cette influence diminue au fur à mesure que le chargement augmente. Son effet varie d'un spécimen à l'autre en fonction de sa géométrie et ses modes de ruines.

- L'épaisseur de la platine d'about ainsi que le diamètre des boulons sont des paramètres importants lors de la conception des assemblages et leurs effets sont remarquables sur le comportement global et les modes de ruines. Il est recommandé d'avoir une épaisseur de la platine d'about en cohérence avec le diamètre des boulons afin d'éviter la striction et la ruine des tiges de boulons d'un côté et de rester dans un comportement flexionnel ductile de l'assemblage d'un autre côté.
- Les débords de la platine d'about modifient complètement le comportement de l'assemblage. Il a été remarqué que le débord en zone tendue augmente le bras de levier par le biais de la rangée d'extrémité tendue tandis que l'apport du débord en zone comprimée reste relativement négligeable pour une platine d'about non raidie.
- La présence des raidisseurs de platine d'about influe largement sur le comportement d'un assemblage ainsi que sur ses modes de ruines. Il a été constaté que la résistance et la rigidité d'une jonction par platine d'about raidie de faible épaisseur peut être équivalente à une platine plus épaisse non raidi tout en restant dans un comportement flexionnel ductile de l'assemblage.
- La présence des raidisseurs de platine d'about en zone tendue de l'assemblage améliore la résistance et la rigidité. Ils ont pour but de rigidifier la platine d'about et réduire sa déformation flexionnelle ce qui conduit à un effort de levier moins important et au final des boulons moins sollicités comparée à une platine d'about non raidie.
- Les raidisseurs de la zone comprimée au niveau de débord de la platine apportent des modifications de l'assemblage. Ils permettent une rigidité supplémentaire comparée à une platine d'about non raidie. De plus, ils changent le centre de compression de l'assemblage ce qui conduit à un bras de levier plus important pour la détermination du moment.
- La géométrie de raidisseur influe sur le comportement de l'assemblage. L'augmentation de ces paramètres géométriques accroît la résistance et la rigidité de l'assemblage à condition qu'un mécanisme plastique complet ou partiel demeure le mode de ruine gouvernant l'assemblage. Il convient de prendre en compte les dimensions des raidisseurs que ce soit en zone tendue ou comprimée afin d'éviter toute plastification ou instabilité respectivement.
- Les différents modes de ruines de l'EC3 d'un assemblage boulonné par platine d'about non raidie ont été correctement reproduits et représentés par le modèle numérique. Pour les assemblages raidis, il existe encore des manques concernant le décalage de centre de compression provoqué par le raidissage en zone comprimée.

Conclusion générale et perspectives

Le travail présenté dans ce manuscrit est dédié principalement à une étude numérique du comportement des assemblages métalliques boulonnés par platine d'about débordante en présence des raidisseurs sous chargement monotone. De plus, une autre partie de ce mémoire est consacrée à une analyse de la zone tendue des assemblages par des tronçons en Té avec et sans raidisseurs. Les conclusions suivantes sont citées :

Du point de vue modélisation par éléments finis

- Les modèles numériques tridimensionnels développés par des éléments volumiques à l'aide de l'outil ANSYS tiennent en compte des différentes non linéarités géométriques et matérielles. Ils permettent de représenter le comportement dans les domaines élastique et plastique en tenant compte des instabilités locales éventuelles. De plus, la précontrainte dans les boulons ainsi que l'interaction entre les différents éléments ont bien été discrétisées.
- Les résultats numériques ont été validés par rapport aux travaux expérimentaux existants dans la littérature, en termes de loi de comportement globale et des modes de ruines. Cela nous conduit à dire que la méthode des éléments finis est un outil fiable et capable de fournir des résultats satisfaisants très proches de l'expérimental pour l'analyse de comportement mécanique des assemblages poteau-poutre avec platine d'about en des tronçons en Té. De plus, l'étude numérique nous apporte plusieurs autres résultats difficiles ou impossible à mesurer lors des essais expérimentaux tels que la lecture des déplacements et des contraintes dans les boulons et en zones de contact.

Du point de vue comportement des assemblages

- La précontrainte des boulons influe sur la raideur initiale de l'assemblage et du tronçon en té. Elle intervient essentiellement en zone élastique de la loi de comportement mécanique. Elle diminue au fur à mesure que le chargement augmente jusqu'à sa disparition en phase ultime.
- L'effet de levier est important lors de l'étude des attaches boulonnées. Sa présence existe depuis le début de chargement ce qui provoque une charge additionnelle sur les boulons en zone tendue de l'assemblage. Son évolution varie d'un spécimen à un autre ce qui le rend difficile à quantifier. La flexibilité de la platine d'about, l'absence de ses raidisseurs ainsi que la précontrainte des boulons favorisent l'effet de levier.

Du point de vue raidissage des assemblages

- La présence des renforcements au niveau du poteau améliore les caractéristiques mécaniques de l'assemblage. Il a été constaté que les raidisseurs transversaux de poteaux améliorent la résistance de sa semelle en flexion et de son âme vis à vis du voilement local dû à la compression.
- Les raidisseurs ou goussets de la platine d'about débordante au niveau de ses débords en zone tendue et/ou comprimée influent sur sa raideur et sa déformation flexionnelle d'une part et d'autre part, sur le comportement global de l'assemblage. Il a été remarqué que la résistance et la rigidité d'une liaison par platine d'about raidie de faible épaisseur peut être équivalente à une platine plus épaisse d'une liaison non raidie tout en restant dans un cadre de mécanismes plastiques ductiles complets ou partiels de l'assemblage.

- La présence des raidisseurs de platine d'about en zone tendue de l'assemblage influe sur sa résistance, sa rigidité et ses modes de ruines. Ils ont pour but de rigidifier la platine d'about et réduire sa déformation flexionnelle ce qui conduit à une meilleure répartition des efforts de boulons et à un effort de levier moins important.

- Les raidisseurs de la zone comprimée au niveau du débord de la platine permettent une répartition de charges meilleure et apportent des modifications à l'assemblage. Il a été remarqué un changement de la distribution des contraintes en zone de contact, ce qui conduit à un bras de levier plus important sous la semelle de la poutre.

- Il a été remarqué que les dimensions du raidisseur de platine d'about influent sur son comportement. Ce dernier peut subir une ruine suite aux sollicitations importantes auxquelles il est soumis. La ruine a été remarquée soit par plastification de la section en zone tendue ou bien par voilement local en zone comprimée.

Du point de vue formulation de l'EC3

- La méthode des composantes de l'EC3 couvre une multitude de configurations géométriques concernant le calcul des assemblages boulonnés par platine d'about. Cependant, il existe encore des manques sur d'autres paramètres et éléments de l'assemblage dont leur influence est importante, tel que celui des raidisseurs des platines d'about notamment en zone comprimée de l'assemblage et aussi celui de la précontrainte interne des boulons.

- La précontrainte n'est pas prise en compte dans le calcul de la résistance et de la rigidité des boulons et de l'assemblage. Son effet devrait être formulé et appliqué au calcul des assemblages boulonnés.

- Selon l'Eurocode 3, le centre de compression de l'assemblage est défini au niveau de l'axe neutre de la semelle comprimée de la poutre puisque le débord extérieur de la platine d'about en zone comprimée avec ou sans raidisseur n'est pas pris en compte, alors qu'il a été mis en évidence que le centre de compression peut avoir un décalage conséquent.

- La prise en compte dans l'EC3 du raidisseur de la platine d'about en zone tendue se fait uniquement par une approche de la longueur efficace (l_{eff}) du tronçon en T équivalent. Il sera nécessaire de prendre en compte les paramètres géométriques et mécaniques du raidisseur et ajouter de nouveaux modes de ruines auxquels le raidisseur fera partie.

Notre travail de recherche peut être un point de départ à de nouveaux axes de recherches expérimentales, numériques et analytiques sur le comportement des assemblages boulonnés. Il serait important de mener des études complémentaires sur les modes de ruines relatifs aux raidisseurs de platine d'about ainsi que d'établir des formules destinées aux ingénieurs pour le dimensionnement des assemblages métalliques boulonnés et raidis. Les modèles des tronçons en T raidis représentant des assemblages poteau-poutre ou poutre-poutre développés précédemment pourront être appliqués aussi aux tronçons de pied de poteau. Au final, élargir le modèle en éléments finis aux assemblages avec des nuances d'acier spécifiques tels que les aciers inoxydables ainsi que l'étude du comportement sous des charges cycliques.

Bibliographie

Abidelah Anis Analyse numérique du comportement d'assemblages métalliques. Approche numérique et validation expérimentale [Rapport]. - 2009.

Abidelah Anis, Bouchaïr Abdelhamid et Kerdal Djamel Elddine Experimental and analytical behavior of bolted end-plate connections with or without stiffeners [Revue] // Journal of Constructional Steel Research / éd. Elsevier. - 2012. - Vol. 76. - pp. 13-27. - <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2012.04.004>.

Abidelah Anis, Bouchaïr Abdelhamid et Kerdal Djamel Elddine Influence of the flexural rigidity of the bolt on the behavior of the T-stub steel connection [Revue] // Engineering structures / éd. Elsevier. - 2014. - Vol. 81. - pp. 181-194. - <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2014.09.041>.

AISC Allowable stress design specification for structural steel buildings [Rapport] / American Institute of Steel Construction. - Chicago : [s.n.], June 1989.

Al Khatab Ziad Analyse de comportement des assemblages métalliques renforcés par contre-plaques: Approche numérique et validation expérimentale [Rapport] : Doctoral dissertation. - 2003.

Al Khatab Ziad Analyse de comportement des assemblages métalliques renforcés par contre-plaques: Approche numérique et validation expérimentale [Rapport]. - 2003.

Al Khatab Ziad et Bouchaïr Abdelhamid Analysis of a bolted T-stub strengthened by backing-plates with regard to Eurocode 3 [Revue] // Journal of Constructional Steel Research / éd. Elsevier. - 2007. - 12 : Vol. 63. - pp. 1603-1615. - <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2007.01.012>.

Ana-Maria Pop, Daniel Grecea et Adrian Ciutina Low Cycle Performance of T-Stub Components of Bolted Moment Beam-to-Column Connections [Revue] // Connections in Steel Structures VII. - Timisoara, Romania : [s.n.], 2012. - pp. 163-172. - [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0733-9445\(2000\)126:1\(50\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9445(2000)126:1(50)).

Anderson D, Colson A et Jaspert Jean Pierre Calcul d'ossatures et Assemblages: Considération Economiques [Revue] // Revue construction métallique / éd. CTICM. - 1994.

ANSYS Mechanical APDL Release 15.0 // ANSYS Ltd. - 2013.

Bai Rui, Chan Siu-Lai et Hao Ji-Ping Improved design of extended end-plate connection allowing for prying effects [Revue] // Journal of constructional steel research / éd. Elsevier. - 2015. - Vol. 113. - pp. 13-27. - <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2015.05.008>.

Bursi Oreste S A refined finite element model for T-stub steel connections [Revue] // COST C1. - 1995.

Bursi Oreste S et Jaspert Jean Pierre Basic issues in the finite element simulation of extended end plate connections [Revue] // Computers & structures / éd. Pergamon. - 1998. - 3 : Vol. 69. - pp. 361-382. - [https://doi.org/10.1016/S0045-7949\(98\)00136-9](https://doi.org/10.1016/S0045-7949(98)00136-9).

Bursi Oreste S et Jaspert Jean Pierre Benchmarks for finite element modelling of bolted steel connections [Revue] // Journal of Constructional Steel Research / éd. Elsevier. - 1997a. - 1-3 : Vol. 43. - pp. 17-42. - [https://doi.org/10.1016/S0143-974X\(97\)00031-X](https://doi.org/10.1016/S0143-974X(97)00031-X).

Bursi Oreste S et Jaspert Jean Pierre Calibration of a finite element model for isolated bolted end-plate steel connections [Revue] // Journal of Constructional Steel Research / éd. Elsevier. - 1997b. - 3 : Vol. 44. - pp. 225-262. - [https://doi.org/10.1016/S0143-974X\(97\)00056-4](https://doi.org/10.1016/S0143-974X(97)00056-4).

- Cabinet Jaillet-Rouby** Assemblages poteaux-poutres et poutres-poutres en acier [Livre] / éd. CSTB. - 2013. - 978-2-86891-491-0 .
- Chasten Cameron P, Lu Le-Wu et Driscoll George C** Prying and shear in end-plate connection design [Revue] // Journal of structural engineering / éd. Engineers American Society of Civil. - 1992. - 5 : Vol. 118. - pp. 1295-1311. - [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0733-9445\(1992\)118:5\(1295\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9445(1992)118:5(1295)).
- Chen Shizhe, Zhou Chao et Wang Zhan** Experimental Study and Comparative Numerical Analysis of the Mechanical Behavior of Extended End-Plate Connections with End-Plate Stiffeners [Revue] // The Open Mechanical Engineering Journal. - 2015. - 1 : Vol. 9. - pp. 653-665. - [10.2174/1874155X01509010653](https://doi.org/10.2174/1874155X01509010653).
- Coelho Ana M Girao [et al.]** Experimental assessment of the behaviour of bolted T-stub connections made up of welded plates [Revue] // Journal of Constructional Steel Research / éd. Elsevier. - 2004. - 2 : Vol. 60. - pp. 269-311. - <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2003.08.008>.
- Coelho Ana M Girao et Bijlaard Frans SK** Experimental behaviour of high strength steel end-plate connections [Revue] // Journal of Constructional Steel Research / éd. Elsevier. - 2007. - 9 : Vol. 63. - pp. 1228-1240. - <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2006.11.010>.
- Colson A et Bjorhovde R** Intérêt économique des assemblages semi-rigides [Revue] // Revue construction métallique / éd. CTICM. - 1992. - 2 : Vol. 29. - pp. 37-41.
- D'Aniello Mario, Cassiano David et Landolfo Raffaele** Simplified criteria for finite element modelling of European preloadable bolts [Revue] // Steel and Composite Structures / éd. Techno-Press. - 2017. - 6 : Vol. 24. - pp. 643-658. - <https://doi.org/10.12989/scs.2017.24.6.643>.
- Da Silva L Simões, Santiago Aldina et Real Paulo Vila** Post-limit stiffness and ductility of end-plate beam-to-column steel joints [Revue] // Computers & Structures / éd. Pergamon. - 2002. - 5-6 : Vol. 80. - pp. 515-531. - [https://doi.org/10.1016/S0045-7949\(02\)00014-7](https://doi.org/10.1016/S0045-7949(02)00014-7).
- D'Aniello Mario [et al.]** Seismic design of extended stiffened end-plate joints in the framework of Eurocodes [Revue] // Journal of Constructional Steel Research / éd. Elsevier. - 2017. - Vol. 128. - pp. 512-527. - <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2016.09.017>.
- Díaz Concepción [et al.]** FE model of beam-to-column extended end-plate joints [Revue] // Journal of Constructional Steel Research / éd. Elsevier. - 2011. - 10 : Vol. 67. - pp. 1578-1590. - <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2011.04.002>.
- Dong Chang Chun et Zhao Wei** Test analysis of stiffened T-stub connections [Conférence] // Applied Mechanics and Materials. - 2015. - Vol. 744. - pp. 319-322. - <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/AMM.744-746.319>.
- Eliálová Martina, Gomes Fernando CT et Wald Frantilek** Stiffened End Plates in Structural Steel Connections [Revue] // Proceedings of the International Conference on " Steel structures of the 2000's". - Istanbul : [s.n.], 2000. - pp. 83-88.
- ENV 1993-1-1:1992/A2:1998** Eurocode 3 - Calcul des structures en acier et Document d'Application - Partie 1-1 : Règles générales et règles pour les bâtiments (Annexe J) [Rapport] / AFNOR. - 2002. - pp. 21-80.
- Frye M John et Morris Glenn A** Analysis of flexibly connected steel frames [Revue] // Frye, M John; Morris, Glenn A / éd. Press NRC Research. - 1975. - 3 : Vol. 2. - pp. 280-291. - <https://doi.org/10.1139/175-026>.

Gebbeken Norbert, Petersen Christian et Wanzek Thorsten Semi-rigid connections, T-Stub-Modelle: Versuchsbericht; Report on experimental investigations [Livre]. - Munich : Institut für Mechanik und Static, Univ. des Bundeswehr München, 1997.

Gomes FCT [et al.] Recent developments on classification of joints [Conférence] // COST C1 Control of the semi-rigid behaviour of civil engineering structural connections - Proceedings of the international conference / éd. European Commission. - Liege : [s.n.], 1998. - pp. 187-198.

Group UK Connections Joints in Steel Construction : Moment-Resisting Joints to Eurocode 3 (SCI P398) [Livre] / éd. Institute The Steel Construction. - 2013. - 978-1-85-942209-0.

Guo Bing Collapse mechanism and design criterion of steel beam-to-column endplate connections under cyclic load [Rapport] / PhD. Thesis, College of Civil Engineering, Xi'an University of Architecture and Technology, China (in Chinese). - 2003.

Hertz Heinrich Ueber die Berührung fester elastischer Körper [Revue] // J. für die reineu. Angew. mathem, 92. - 1881. - Vol. 156. - <https://doi.org/10.1515/crll.1882.92.156>.

Huang Fenghua [et al.] Mechanism and calculation theory of prying force for flexible flange connection [Revue] // Huang, Fenghua; Zhang, Dachang; Hong, Wan; Li, Buhui / éd. Elsevier. - 2017. - Vol. 132. - pp. 97-107. - <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2017.01.014>.

Iványi Miklos Semi-rigid connections in steel frames [Section du livre] // Semi-Rigid Joints in Structural Steelwork. - [s.l.] : Springer Vienna, 2000. - 10.1007/978-3-7091-2478-9_1.

Jaspert Jean Pierre Etude de la semi-rigidité des noeuds poutre-colonne et son influence sur la résistance et la stabilité des ossatures en acier [Rapport] : Doctoral dissertation / Université de Liège, Belgique. - 1991.

Jaspert Jean Pierre General report : session on connections [Revue] // Journal of Constructional Steel Research / éd. Elsevier. - 2000. - 1-3 : Vol. 55. - pp. 69-89. - [https://doi.org/10.1016/S0143-974X\(99\)00078-4](https://doi.org/10.1016/S0143-974X(99)00078-4).

Jaspert Jean Pierre Integration of the joint actual behaviour into the frame analysis and design process [Section du livre] // Semi-Rigid Joints in Structural Steelwork. - [s.l.] : Vienna Springer, 2000. - 10.1007/978-3-7091-2478-9_2.

Jaspert Jean Pierre Numerical simulation of a T-stub—experimental data [Revue] // COST C1. - 1994.

JGJ82-91 Specification for design, construction and acceptance of high strength bolt connections in steel structures [Rapport]. - 1991.

Krishnamurthy Nadig A fresh look at bolted end-plate behavior and design [Revue] // Engineering Journal / éd. Construction American Institute of Steel. - 1978. - 2 : Vol. 15. - pp. 39-49.

Kukreti Anant R., Murray Thomas M. et Abolmaali Ali S. End-plate connection moment-rotation relationship [Revue] // Journal of Constructional Steel Research / éd. Elsevier. - 1987. - Vol. 8. - pp. 137-157. - [https://doi.org/10.1016/0143-974X\(87\)90057-5](https://doi.org/10.1016/0143-974X(87)90057-5).

Merad Boudia Sofiane Boumedyen [et al.] Comportement mécanique d'un tronçon en té d'assemblage boulonné avec et sans précontrainte [Revue] // Academic Journal of Civil Engineering. - 2019. - 1 : Vol. 36. - pp. 538-541. - <https://doi.org/10.26168/ajce.36.1.114>.

- Mimoune Mostefa et Mimoune Fatima Z.** Analyse du comportement des assemblages boulonnés par platine d'extrémité sollicités en traction [Revue] // Canadian Journal of Civil Engineering / éd. Press NRC Research. - 2003. - 4 : Vol. 30. - pp. 615-624. - <https://doi.org/10.1139/103-041>.
- Mimoune Mostefa, Mehidi N. et Mimoune Fatima Z.** Analyse de la zone tendue d'un assemblage de croisement poteau poutre type boulonné [Revue] // Sciences & Technologie. B, Sciences de l'ingénieur. - 2011. - 33. - pp. 19-24. - <http://revue.umc.edu.dz/index.php/b/article/view/1437>.
- Muzeau Jean Pierre** Constructions métalliques - Assemblages par procédés mécaniques [Rapport] : C2521 V2 / Techniques de l'Ingénieur. - 2012. - <https://doi.org/10.51257/a-v2-c2520>.
- NF EN 1993-1-8** Eurocode 3 - Calcul des structures en acier - Partie 1-8 : calcul des assemblages [Rapport] / P22-318-1 - AFNOR. - Décembre 2005.
- Owens Graham Wynford et Cheal Brian** Structural steelwork connections [Livre] / éd. Butterworths. - London, Boston : [s.n.], 1989.
- Piluso Vincenzo, Faella Ciro et Rizzano Gianvittorio** Ultimate behavior of bolted T-stubs. I : Theoretical model [Revue] // Journal of structural engineering / éd. Engineers American Society of Civil. - 2001. - 6 : Vol. 127. - pp. 686-693. - [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0733-9445\(2001\)127:6\(686\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9445(2001)127:6(686)).
- prEN 1993-1-8 Draft 2.1** Eurocode 3 - Design of steel structures - Part 1-8 : Design of joints. Draft 2.1 [Rapport] / prepared by the Project Team SC3.T2. - Mai 2017.
- Rodier Anthony** Formulation analytique de la longueur efficace pour une rangée de boulons raidie [Rapport] : Techniques et Applications / CTICM. - 2018. - pp. 23-28.
- Ryan I** Calcul d'un assemblage de faîtage selon l'EN 1993-1-8 [Rapport] : Techniques et Applications / CTICM. - 2006. - pp. 69-95.
- Ryan I et Oudry G** A propos de la courbe moment-rotation des assemblages boulonnés poutre-poteau selon l'Eurocode 3 [Revue] // Revue construction métallique / éd. CTICM. - 1991. - 3. - pp. 3-13.
- Semin D** Encastremets de poutres sur poteaux réalisés par platines d'about [Livre] = Ascap 2 / éd. CTICM. - 2010.
- Serbout S** Contribution à l'étude de la semi-rigidité des assemblages en construction métallique [Rapport] : Mémoire de DEA, option Mécanique Appliquée à la Construction / ENPC. - 1989.
- Sherbourne Archibald N et Bahaari Mohammed R** 3D simulation of bolted connections to unstiffened columns - I. T-stub connections [Revue] // Journal of Constructional Steel Research / éd. Elsevier. - 1996. - 3 : Vol. 40. - pp. 169-187. - [https://doi.org/10.1016/S0143-974X\(96\)00048-X](https://doi.org/10.1016/S0143-974X(96)00048-X).
- Shi Gang [et al.]** Cyclic tests of semirigid end-plate connections in multi-story steel frames [Revue] // Journal of Building Structures. - 26 2005. - pp. 74-80.
- Shi Gang [et al.]** Monotonic loading tests on semi-rigid end-plate connections with welded I-shaped columns and beams [Revue] // Advances in Structural Engineering / éd. Publications SAGE. - 2010. - 2 : Vol. 13. - pp. 215-229. - <https://doi.org/10.1260/2F1369-4332.13.2.215>.
- Shi Yongjiu, Chan SL et Wong YL** Modeling for Moment-Rotation Characteristics for End-Plate Connections [Revue] // Journal of Structural Engineering / éd. Engineers American Society of Civil. - 1996. - 11 : Vol. 122. - pp. 1300-1306. - [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0733-9445\(1996\)122:11\(1300\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9445(1996)122:11(1300)).

Shi Yongjiu, Shi Gang et Wang Yuanqing Experimental and theoretical analysis of the moment–rotation behaviour of stiffened extended end-plate connections [Revue] // Journal of Constructional Steel Research / éd. Elsevier. - 2007. - 9 : Vol. 63. - pp. 1279-1293. - <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2006.11.008>.

Swanson James A Characterization of the strength, stiffness, and ductility behavior of T-stub connections [Rapport] : Doctoral dissertation / Georgia Institute of Technology. - 1999. - <http://hdl.handle.net/1853/24166>.

Tartaglia Roberto, D'Aniello Mario et Landolfo Raffaele The influence of rib stiffeners on the response of extended end-plate joints [Revue] // Journal of Constructional Steel Research / éd. Elsevier. - 2018. - Vol. 148. - pp. 669-690. - <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2018.06.025>.

Trahair Nicholas Snowden [et al.] The behaviour and design of steel structures to EC3 [Livre] / éd. Press CRC. - 2007. - 4 : p. 512. - <https://doi.org/10.1201/9781315273518>.

Vilela Paula Moura Leite [et al.] Unitary model for the analysis of bolted connections using the finite element method [Revue] // Engineering Failure Analysis / éd. Pergamon. - 2019. - Vol. 104. - pp. 308-320. - <https://doi.org/10.1016/j.engfailanal.2019.06.001>.

Yee Yoke Leong et Melchers Robert E Moment-rotation curves for bolted connections [Revue] // Journal of Structural Engineering / éd. Engineers American Society of Civil. - 1986. - 3 : Vol. 112. - pp. 615-635. - [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0733-9445\(1986\)112:3\(615\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9445(1986)112:3(615)).

Zhao Wei et Tong Gengshu Demand on Stiffeners in Stiffened Extended End-plate Connections [Revue] // Advances in Structural Engineering / éd. Publications SAGE. - 2012. - 8 : Vol. 15. - pp. 1455-1469. - <https://doi.org/10.1260/2F1369-4332.15.8.1455>.

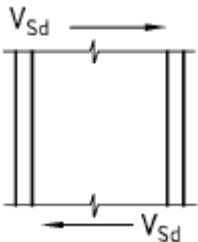
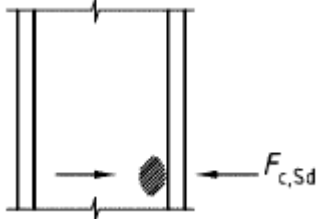
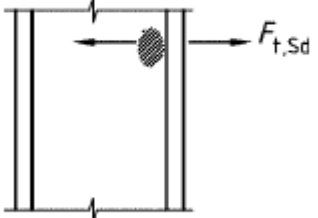
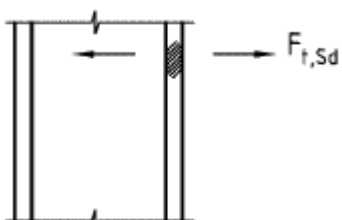
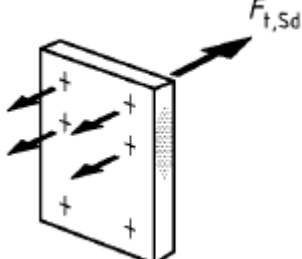
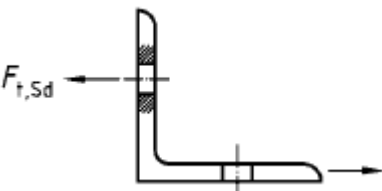
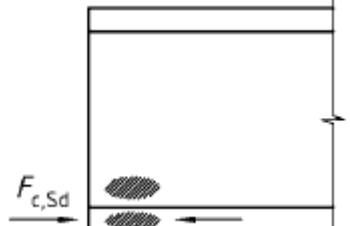
Zoetemeijer Pieter A design method for the tension side of statically loaded, bolted beam-to-column connections [Revue] // Heron / éd. Technology Delft University of. - 1974. - 1 : Vol. 20. - pp. 1-59.

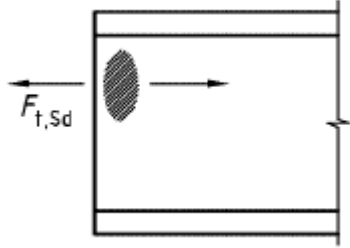
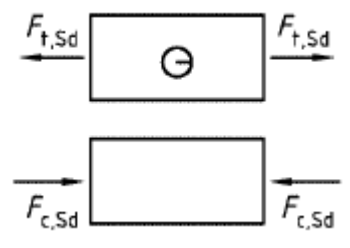
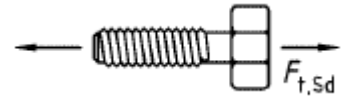
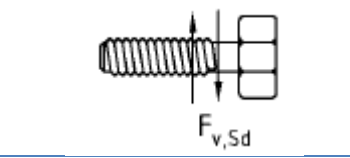
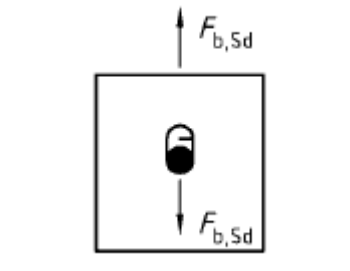
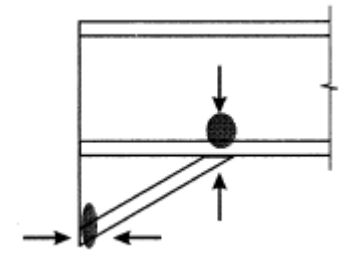
Zoetemeijer Pieter et Munter H Proposal for the standardization of extend end plate connections based on test analysis [Rapport] / University of Technology, Stevin Laboratory, Delft, The Netherlands. - 1983. - pp. 83-106.

Zoetemeijer Pieter Summary of the research on bolted beam-to-column connections [Rapport] / TU Delft, Faculteit der Civiele Techniek. - 1990.

Annexes

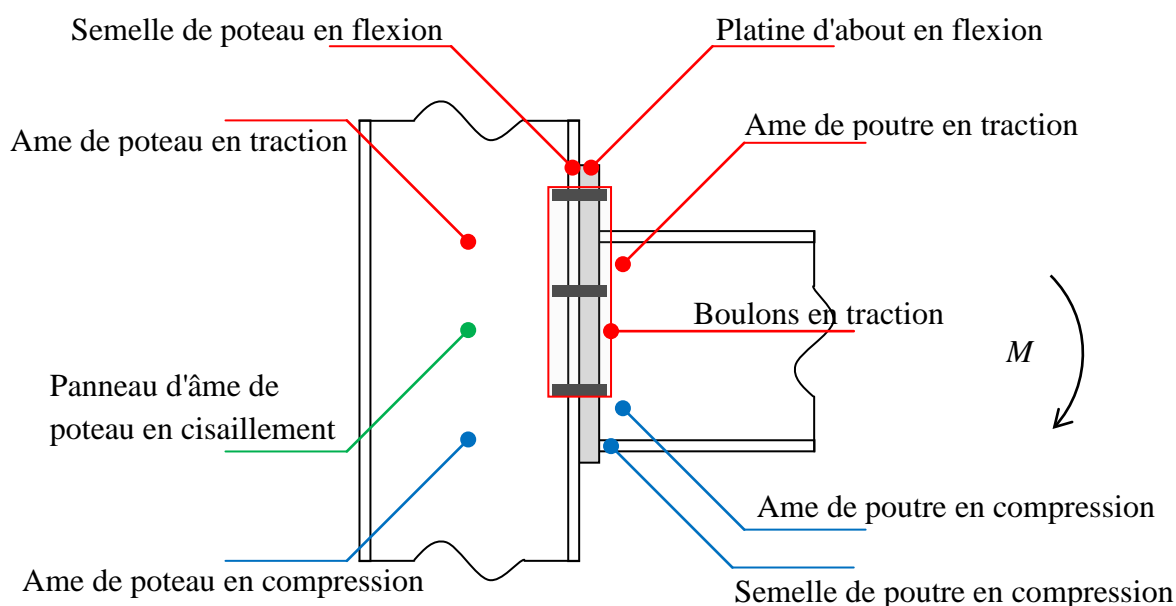
Annexe A – Composantes de bases selon l'EC3

Numéro de composante	Description	
1	Panneau d'âme de poteau en cisaillement	
2	Ame de poteau comprimée transversalement	
3	Ame de poteau tendue transversalement	
4	Semelle de poteau fléchie	
5	Platine d'about fléchie	
6	Cornière de semelle en flexion	
7	Semelle et âme comprimées de poutre ou de poteau	

8	Ame de poutre tendue	
9	Plat tendu ou comprimé tendu	
10	Boulons tendus	
11	Boulons en cisaillement	
12	Boulons en pression diamétrale	
13	Béton comprimé y compris le mortier de calage	
14	Plaque d'assise fléchie sous l'effet de la compression	
15	Plaque d'assise fléchie sous l'effet de la traction	
16	Tiges d'ancrages tendus	
17	Tiges d'ancrage en cisaillement	
18	Tiges d'ancrage en pression diamétrale	
19	Soudures	
20	Jarret de poutre	

Annexe B – Résistances et rigidités des composants de base

Composantes	Résistances	Rigidités
Zone cisailée		
Panneau d'âme de poteau en cisaillement	$V_{wp,Rd} = \frac{0.9 A_{VC} f_{y,wc}}{\sqrt{3} \beta \gamma_{M0}}$	$k_1 = \frac{0.38 A_{VC}}{\beta Z_{eq}}$
Zone comprimée		
Ame de poteau comprimée transversalement	$F_{c,wc,Rd} = \frac{\omega k_{wc} \rho b_{eff,c,wc} t_{wc} f_{y,wc}}{\gamma_{M1}}$	$k_2 = \frac{0.7 b_{eff,c,wc} t_{wc}}{d_c}$
Semelle et âme comprimées de poutre ou de poteau	$F_{c,b,Rd} = \frac{M_{b,Rd}}{h_b - t_{fb}}$	/
Zone tendue		
Ame de poteau tendue transversalement	$F_{t,wc,Rd} = \frac{\omega b_{eff,t,wc} t_{wc} f_{y,wc}}{\gamma_{M1}}$	$k_3 = \frac{0.7 b_{eff,t,wc} t_{wc}}{d_c}$
Semelle de poteau fléchie	$Si L_b \leq L_b^* : F_{t,fc,Rd} = \min(F_{T,1,Rd}; F_{T,2,Rd})$ $Si L_b > L_b^* : F_{t,fc,Rd} = F_{T,1-2,Rd}$	$k_4 = \frac{0.9 l_{eff} t_{fc}^3}{m^3}$
Platine d'about fléchie	$Si L_b \leq L_b^* : F_{t,ep,Rd} = \min(F_{T,1,Rd}; F_{T,2,Rd})$ $Si L_b > L_b^* : F_{t,ep,Rd} = F_{T,1-2,Rd}$	$k_5 = \frac{0.9 l_{eff} t_p^3}{m^3}$
Ame de poutre tendue	$F_{t,wb,Rd} = \frac{b_{eff,t,wb} t_{wb} f_{y,wb}}{\gamma_{M1}}$	/
Boulons tendus	$F_{t,Rd} = F_{T,3,Rd} = \sum B_{t,Rd}$	$k_{10} = \frac{1.6 A_s}{L_b}$



Avec :

A_{vc} : Aire de cisaillement de la section de poteau ;

Z_{eq} : Bras de levier équivalent voir **Annexe F** ;

β : paramètre de transformation qui dépend de la configuration de l'assemblage ;

ω : Coefficient d'interaction avec le cisaillement de l'âme de poteau ;

k_w : Coefficient d'interaction avec la contrainte de compression de l'âme de poteau ;

ρ : Coefficient qui prend en compte le risque de voilement local de l'âme de poteau ;

t_{wc} : épaisseur de l'âme de poteau ;

t_{fc} : épaisseur de la semelle de poteau ;

t_p : épaisseur de la platine d'about ;

m : paramètre géométrique voir **Annexe D** ;

d_c : hauteur de l'âme de poteau sans compter les congés de raccordement ;

$b_{eff,c,wc}$: Longueur efficace de compression de l'âme de poteau voir **Annexe C** ;

$b_{eff,t,wc}$: Longueur efficace de tronçon en té équivalent de l'âme de poteau tendue ;

$b_{eff,t,wb}$: Longueur efficace de tronçon en té équivalent de l'âme de la poutre tendue ;

l_{eff} : Longueur efficace de tronçon en té équivalent voir **Annexe D** ;

$F_{T,1,Rd}$, $F_{T,2,Rd}$ et $F_{T,1-2,Rd}$: Résistances des modes 1,2 et 1-2 qui correspondent à la flexion de la semelle de poteau ou la platine d'about ;

A_s : Section filetée de la tige de boulon ;

L_b : Longueur utile de boulon voir **Annexe C** ;

L_b^* : Longueur théorique de boulon ;

$B_{t,Rd}$: Résistance d'un boulon à la traction ;

$f_{y,wc}$: Limite élastique de l'âme de poteau ;

$f_{y,wb}$: Limite élastique de l'âme de la poutre.

Annexe C – Autres paramètres géométriques

C.1 - Longueur efficace de compression $b_{eff,c,wc}$

$$b_{eff,c,wc} = t_{fb} + (2\sqrt{2}a_f) + t_p + c + (5s) + (5t_{fc})$$

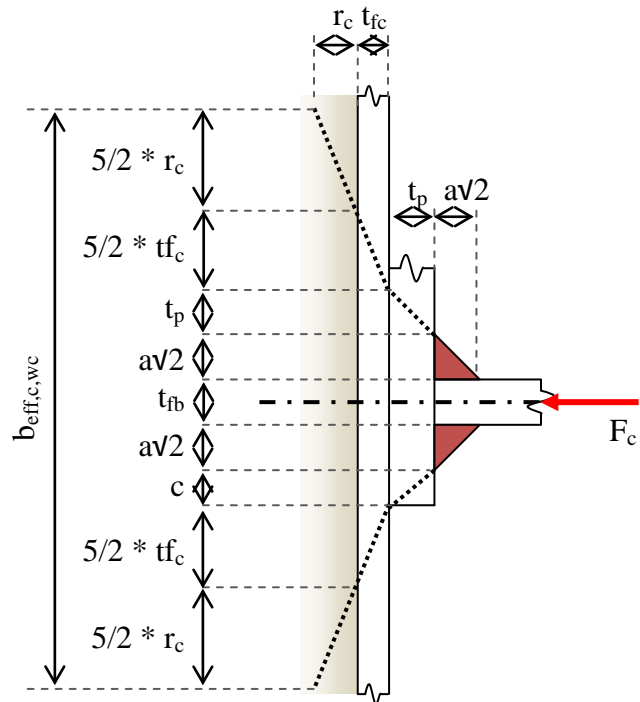
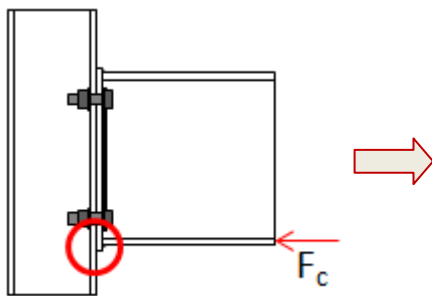
Avec :

$$c = \min(t_p; (u - a_f\sqrt{2}))$$

u : débord inférieur de la platine d'about réservé pour la soudure

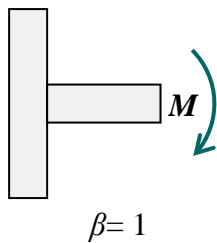
$s = r_c$ Pour un profilé laminé

$s = a\sqrt{2}$ Pour un PRS

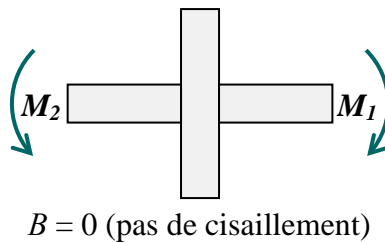


C.2 - Paramètre de transformation β

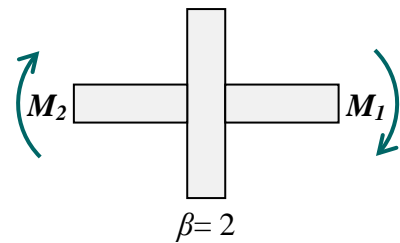
Assemblage unilatéral



Assemblage bilatéral de moments de même sens



Assemblage bilatéral de moments opposés



C.3 - Longueur utile de serrage de boulon L_b

$$L_b = \frac{t_e}{2} + t_r + t_{fc} + t_p + t_r + \frac{t_h}{2}$$

Avec :

d_b : Diamètre de la tige de boulon ;

dh : Diamètre de la tête de boulon ;

d_e : Diamètre de l'écrou ;

d_r : Diamètre de la rondelle ;

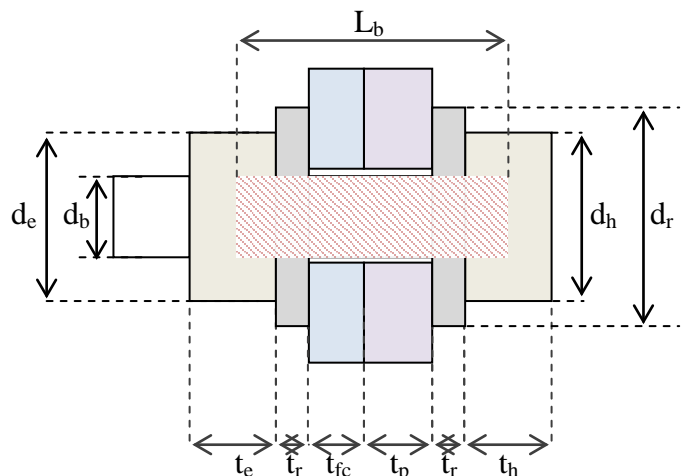
t_h : Epaisseur de la tête du boulon ;

t_e : Epaisseur de l'écrou ;

t_r : Epaisseur de la rondelle ;

t_{fc} : Epaisseur de la semelle du poteau ;

t_p : Epaisseur de la platine d'about.



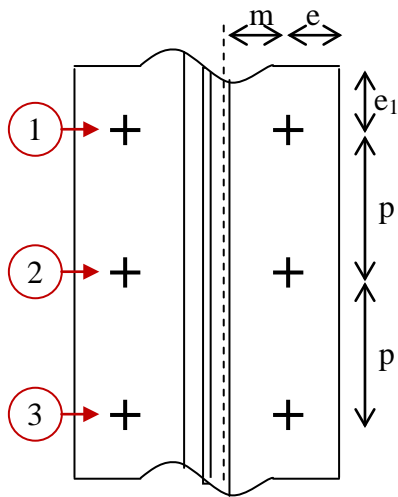
Annexe D – Longueurs efficaces

Emplacement de la rangée de boulons	Rangée de boulons considérée individuellement		Rangée de boulons considérée comme une partie de groupes des rangées des boulons	
	Mécanismes circulaires $l_{eff,cp}$	Mécanismes circulaires $l_{eff,nc}$	Mécanismes circulaires $l_{eff,cp}$	Mécanismes circulaires $l_{eff,nc}$
1 - Rangée de boulons d'extrémité	Minimum entre : $2\pi m$ $\pi m + 2e_1$	Minimum entre : $4m + 1.25e$ $2m + 0.625e + e_1$	Minimum entre : $\pi m + p$ $2e_1 + p$	Minimum entre : $2m + 0.625e + 0.5p$ $e_1 + 0.5p$
2 - Rangée de boulons intérieure	$2\pi m$	$4m + 1.25e$	$2p$	p
3 - Rangée de boulons d'extrémité inférieure	$2\pi m$	$4m + 1.25e$	$\pi m + p$	$2m + 0.625e + 0.5p$
4 - Rangée de boulons intérieure sous le raidisseur ou la semelle de la poutre tendue	$2\pi m$	αm	$\pi m + p$	$0.5p + \alpha m - 2m - 0.625e$
5 - Rangée de boulons d'extrémité adjacente au raidisseur	Minimum entre : $2\pi m$ $\pi m + 2e_1$	$e_1 + \alpha m - 2m - 0.625e$	/	/
6 - Rangée de boulons située sur la partie débordante de la platine d'about non raidie	Minimum entre : $2\pi m_x$ $\pi m_x + 2e$ $\pi m_x + W$	Minimum entre : $4m_x + 1.25e_x$ $2m_x + 0.625e_x + e$ $0.5W + 0.625e_x + e$ $0.5b_p$	/	/
7 - Rangée de boulons située sur la partie débordante de la platine d'about raidie*	Minimum entre : $2\pi m'$ $\pi m' + 2e$ $\pi m' + 2e_x$ Avec : $m' = \min(m; m_x)$	Minimum entre : αm $4m + 1.25e$ $e_x + \alpha m - 2m - 0.625e$ $\alpha' m_x$ $4m_x + 1.25e_x$ $e + \alpha' m_x - 2m_x - 0.625e_x$	/	/
Mode 1	$l_{eff,1} = \min(l_{eff,cp}; l_{eff,nc})$		$l_{eff,1} = \min(l_{eff,cp}; l_{eff,nc})$	
Mode 2	$l_{eff,2} = l_{eff,nc}$		$l_{eff,2} = l_{eff,nc}$	

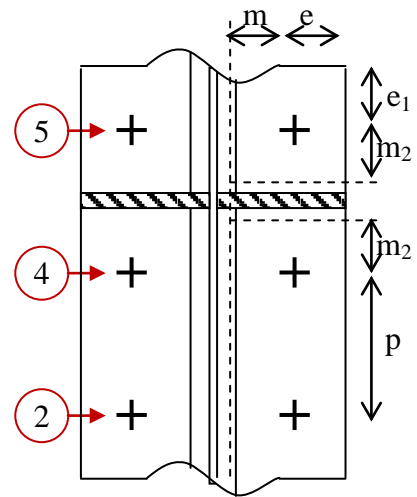
L'emplacement des rangées de boulons ainsi que les paramètres géométriques correspondants sont illustrés dans la [figure D.1](#).

* Les longueurs efficaces de la rangée extérieure de la platine d'about raidie sont fournies par [\(Ryan, 2006\)](#), [\(Semin, 2010\)](#), [\(Group, 2013\)](#) et [\(Cabinet, 2013\)](#).

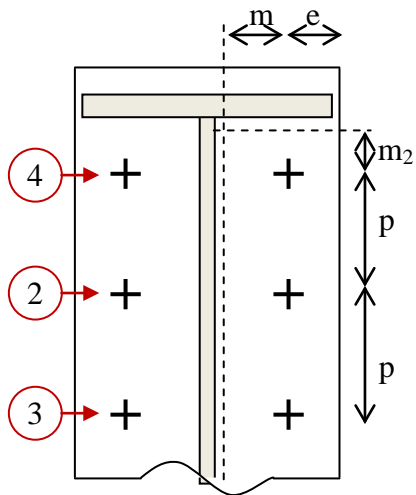
Les valeurs du paramètre α sont données dans [l'annexe E](#).



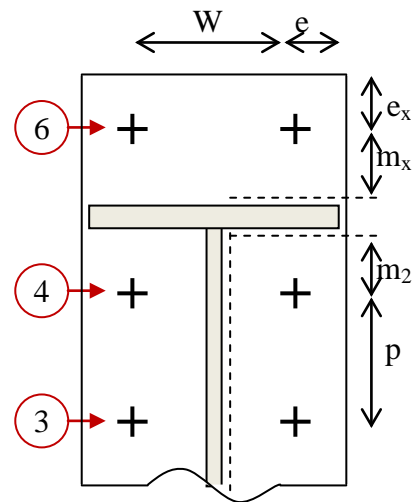
Semelle de poteau non raidie



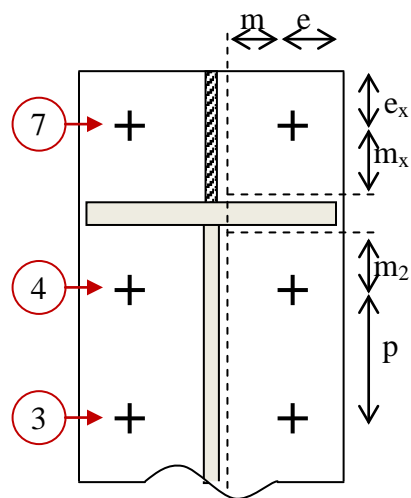
Semelle de poteau raidie



Platine d'about non débordante



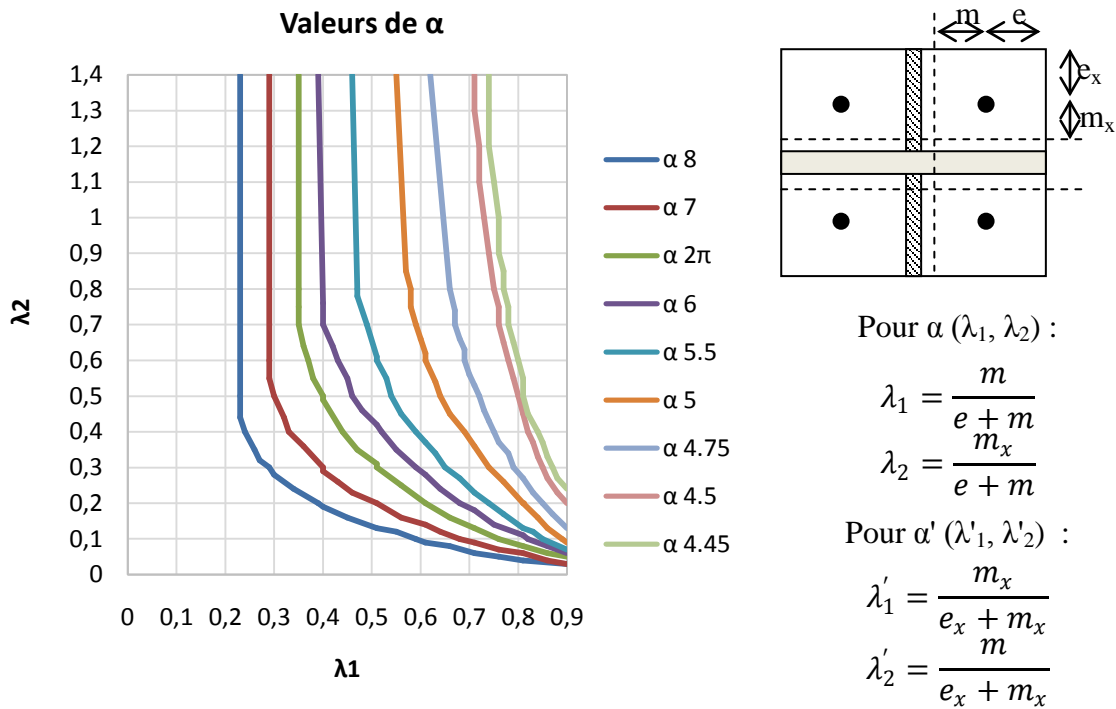
Platine d'about non débordante non raidie



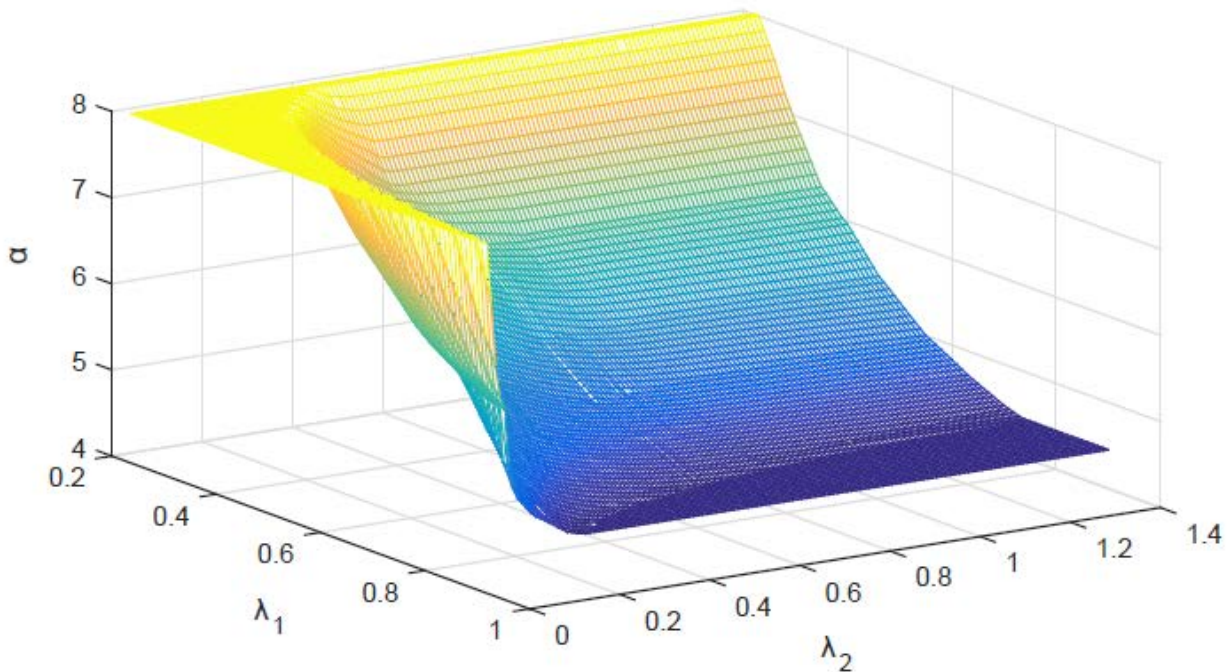
Platine d'about débordante raidie en zone tendue

Figure D.1 - Emplacement des rangées de boulons

E.1 - Courbes α selon l'EC 3



E.2 - Représentation 3D des courbes α obtenues par interpolation réalisée par l'auteur



E.3 - Formulation analytique disponible

Nous allons présenter deux méthodes permettant d'écrire les courbes du coefficient α en forme d'équations analytiques :

E.3.1 - Le guide Joints in Steel Construction (Group, 2013), appelé aussi «Green Books», fournit une procédure permettant de retracer les courbes avec une bonne précision. Cette procédure est une méthode itérative et ne permet pas d'obtenir directement α .

Pour chaque courbe, les valeurs particulières $\lambda_{1,lim}$ et $\lambda_{2,lim}$ délimitent la partie non linéaire ($\lambda_2 \leq \lambda_{2,lim}$) de la partie constante ($\lambda_2 > \lambda_{2,lim}$).

$$\lambda_{1,lim} = \frac{1.25}{\alpha - 2.75}$$

$$\lambda_{2,lim} = \frac{\alpha}{2} \lambda_{1,lim}$$

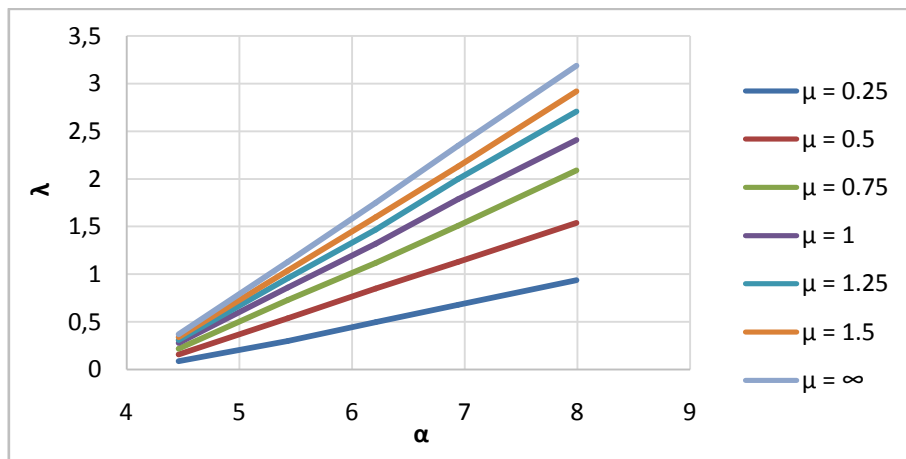
Ensuite le rapport adimensionnel λ_1 , pour une couple α et λ_2 fixé, donné par les expressions suivantes :

$$\text{si } \lambda_2 > \lambda_{2,lim} \Rightarrow \lambda_1 = \lambda_{1,lim}$$

Si non :

$$\lambda_{1,lim} = \lambda_{1,lim} + (1 - \lambda_{1,lim}) \left(1 - \frac{\lambda_2}{\lambda_{2,lim}} \right)^{0.185 \alpha^{1.785}}$$

E.3.2 - Dans une autre recherche effectuée par (Rodier, 2018), l'auteur a posé deux coefficients λ et μ en fonction de λ_1 , λ_2 , m , m_x et ce, afin de pouvoir sortir une relation quasi linéaire entre λ et μ illustrée dans la figure ci-dessous.



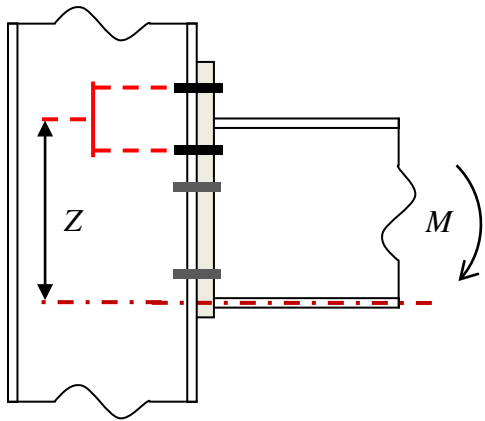
Avec :

$$\lambda = \frac{e}{m} = \frac{1}{\lambda_1} - 1$$

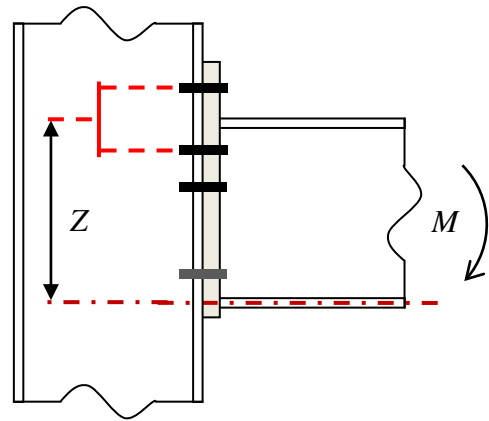
$$\mu = \frac{m_x}{m} = \frac{\lambda_2}{\lambda_1}$$

$$\alpha = 4 + 1.67 \frac{\lambda}{\mu^{0.67}}$$

F.1 - Assemblages avec platine d'about débordante



F.1

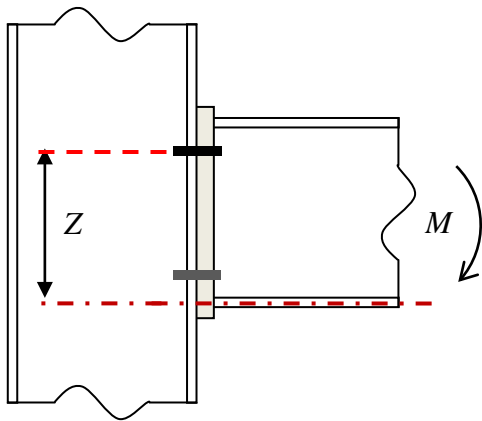


F.2

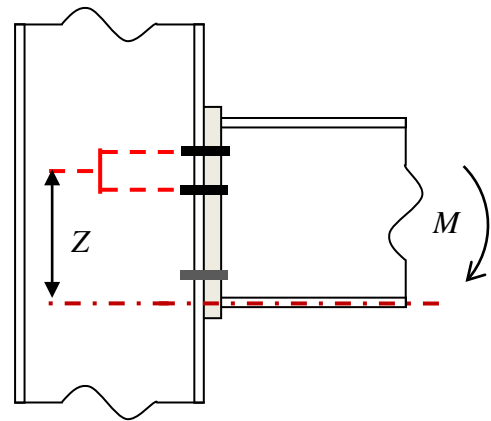
F.1 : Pour les assemblages boulonnés ne comportant que deux rangées de boulons actifs en traction (une dans la partie débordante et l'autre entre les semelles de la poutre), le bras de levier Z peut être pris égal, en toute sécurité, à la distance entre le centre de compression et un point situé à mi-distance entre ces deux rangées de boulons.

F.2 : Pour les assemblages comportant plusieurs rangées de boulons tendus, on peut obtenir une valeur approchée du bras de levier Z en prenant la distance entre le centre de compression et un point situé à mi-distance entre les deux rangées de boulons tendus les plus éloignées

F.2 - Assemblages avec platine d'about non débordante



F.3



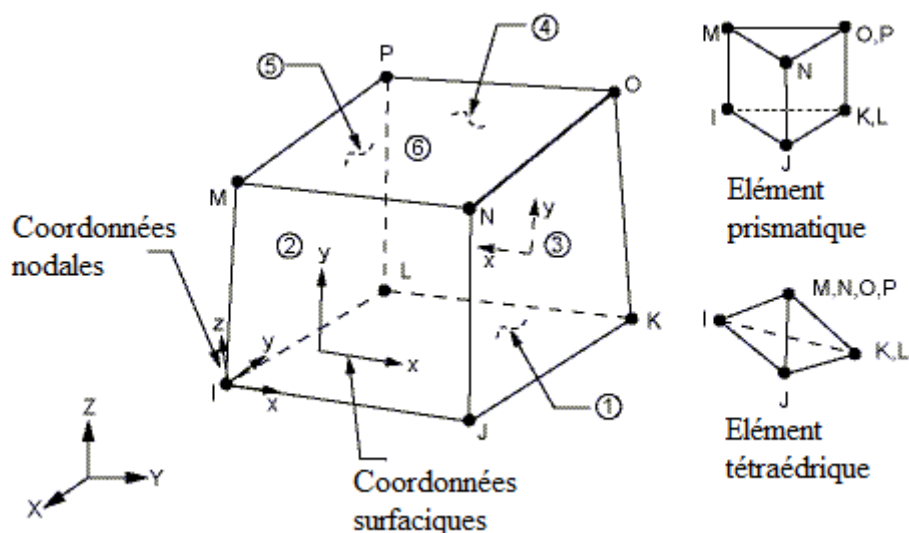
F.4

F.3 : Pour les assemblages ne comportant qu'une seule rangée de boulons actifs en traction, le bras de levier Z doit être pris égal à la distance entre le centre de compression et la rangée de boulons tendus.

F.4 : Pour les assemblages comportant plusieurs rangées de boulons tendus, on peut obtenir une valeur approchée du bras de levier Z en prenant la distance entre le centre de compression et un point situé à mi-distance entre les deux rangées de boulons tendus les plus éloignées

1 - Présentation générale de l'élément

SOLID45 est utilisé pour la modélisation 3D de structures volumiques. L'élément est défini par huit nœuds ayant trois degrés de liberté à chaque nœud : des translations dans les directions nodales X, Y et Z. En mécanique, l'élément a des capacités de plasticité, de fluage, de gonflement et de grands déplacements.



G.1 - Géométrie de l'élément

2 - Données d'entrée de l'élément

Les charges d'élément sont introduites sur les nœuds. Les pressions positives agissent sur l'élément et peuvent être saisies en tant que charges surfaciques sur les faces des éléments, comme indiqué par les nombres encadrés sur la figure G.1.

i - Nœuds : I, J, K, L, M, N, O, P

ii - Degrés de liberté: UX, UY, UZ

iii - Propriétés matérielles

E : Module d'élasticité dans le sens X, Y et Z

ν : Coefficient de Poisson dans le sens X, Y et Z

G : Module de cisaillement dans le plan XY, YZ et XZ

DENS : Densité de masse

iv - Charges surfaciques

Face 1 (J-I-L-K)

Face 2 (I-J-N-M)

Face 3 (J-K-O-N)

Face 4 (K-L-P-O)

Face 5 (L-I-M-P)

Face 6 (M-N-O-P)

v - Caractéristiques spéciales

- Élasticité
- Plasticité

BISO : Durcissement isotrope bilinéaire utilisant le critère de plasticité de von Mises ou Hill

MISO : Durcissement isotrope multilinéaire utilisant le critère de plasticité de von Mises ou Hill

BKIN : Durcissement cinématique bilinéaire utilisant le critère de plasticité de von Mises ou Hill

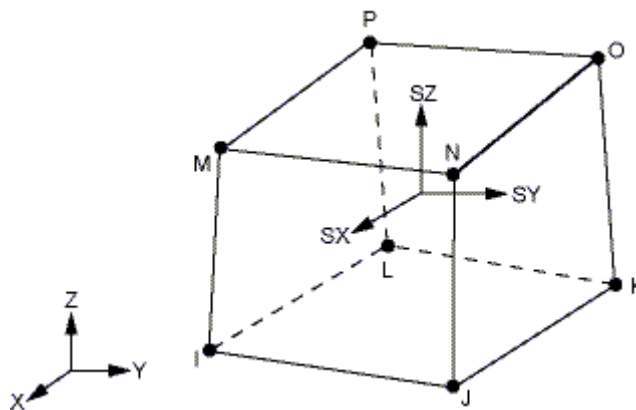
MKIN: Durcissement cinématique multilinéaire utilisant le critère de plasticité de von Mises ou Hill

DP : Critère de Drucker-Prager.

ANISO : Plasticité anisotrope

- Fluage
- Gonflement
- Grands déplacements

3 - Données de sortie de l'élément



G.2 - Directions de contraintes

Les directions de contrainte de l'élément sont parallèles au système de coordonnées de l'élément. Les sorties de contrainte de surface sont dans les systèmes de coordonnées de surface et sont disponibles pour n'importe quelle face.

La sortie de la solution associée à l'élément se présente sous deux formes :

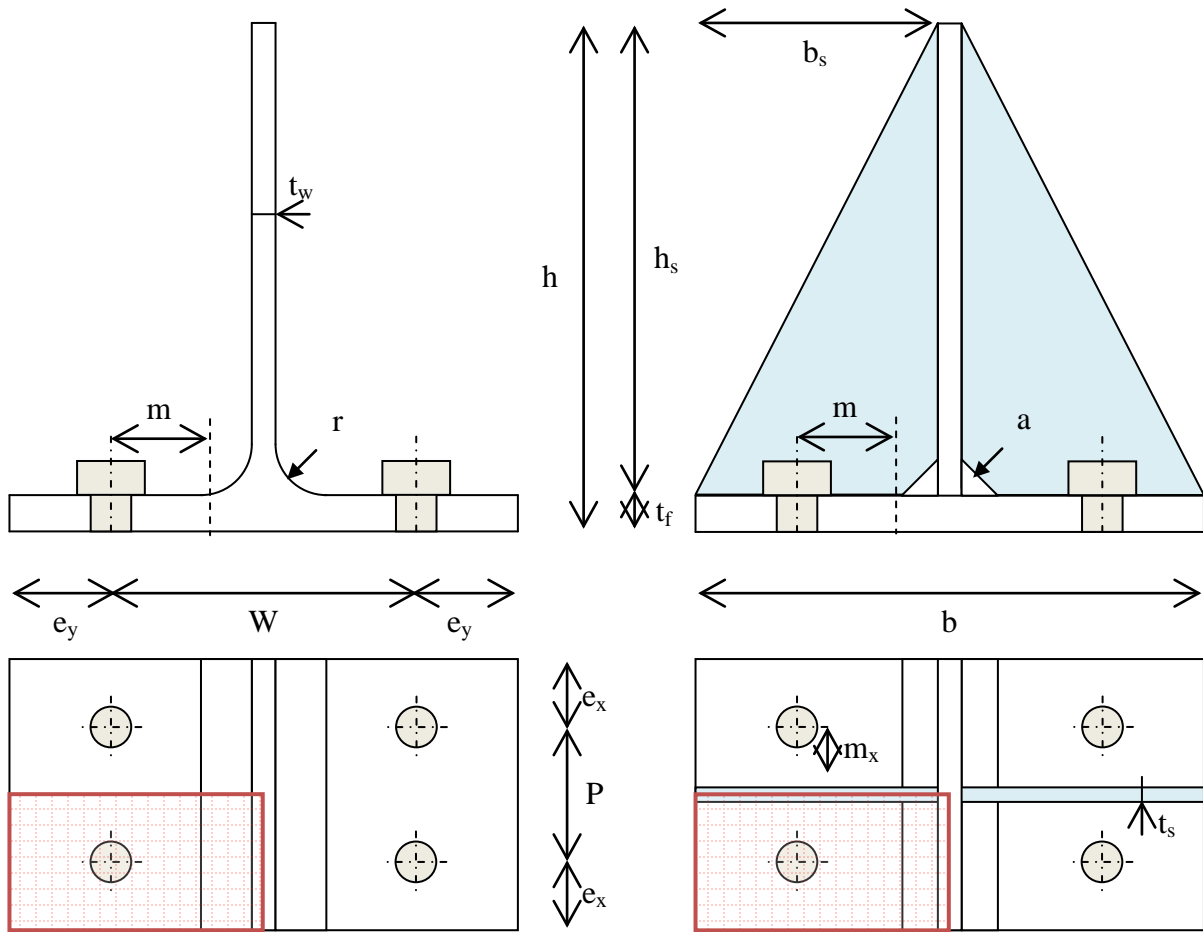
- Solution à partir des nœuds
- Solution à partir des éléments

4 - Limites et restrictions de SOLID45

- Les éléments de volume nul ne sont pas autorisés.
- L'élément ne doit pas être tordu de telle sorte que l'élément ait deux volumes distincts.
- Tous les éléments doivent avoir huit nœuds.
- Un élément en forme de prisme peut être formé en définissant des numéros de nœud K et L en double et O et P en double.

Annexe H – Exemple de calcul analytique selon l’EC3 d’un tronçon en té

H.1 - Données géométriques



(a) - Série 1

(b) - Série 2

Série1	Dimensions (mm)														
	Tronçons										Boulons		Raidisseurs		
	h	b	l	t _f	t _w	r	e _x	e _y	P	W	Diamètre	h _s	b _s	t _s	
T1	150	150	80	10.7	7.1	15	20	30	40	90	M12	-	-	-	
T2	150	150	210	10.7	7.1	15	60	25	90	100	M16	-	-	-	

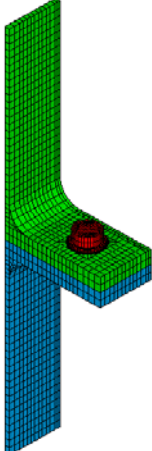
Série2	Dimensions (mm)														
	Tronçons										Boulons		Raidisseurs		
	h	b	l	t _f	t _w	a	e _x	e _y	P	W	Diamètre	h _s	b _s	t _s	
Ta	200	212	200	16	12	5	50	50	100	112	M16	-	-	-	
Tb	200	212	200	12	12	5	50	50	100	112	M16	200	100	6	

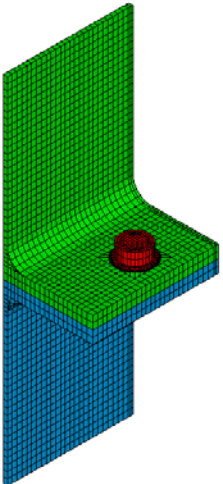
H.2 - Données matérielles

Série	Matériau	Nuance	f_y (N/mm ²)	f_u (N/mm ²)	E (N/mm ²)
1	T1	S275	431	590	192000
	T2	S235	270	400	207500
	M12	8.8	893	974	208500
	M16	8.8	975	1052	214400
2	$t \leq 12$ mm	Q345B	387	542	202100
	$t > 12$ mm	Q345B	395	545	206400
	M16	10.9	980	1150	206000

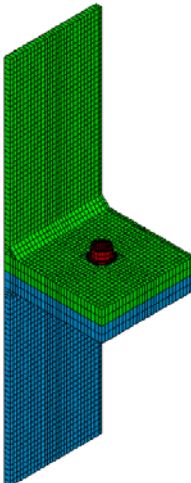
H.3 - Longueurs efficaces

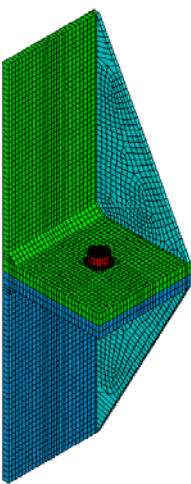
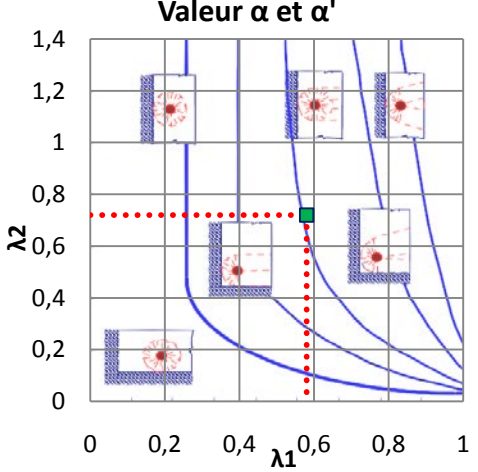
Série 1 : Les longueurs efficaces sont calculées à base des rangées d'extrémité.

T1	Mécanismes individuels		Mécanismes groupes		
	Mécanismes circulaires $L_{eff,cp}$ (mm)		Mécanismes circulaires $L_{eff,cp}$ (mm)		
	$2 \pi m$	185	$\pi m + P$	93	
	$\pi m + 2 e_x$	173	$2 e_x + P$	80	
	$\pi m + 2 e_y$	153	$2 e_y + P$	60	
	Mécanismes non circulaires $L_{eff,nc}$ (mm)		Mécanismes non circulaires $L_{eff,nc}$ (mm)		
	$4 m + 1.25 e_y$	155	$e_x + 0.5 P$	40	
	$2 m + 0.625 e_y + e_x$	118	$2 m + 0.625 e_y + 0.5 P$	78	
	Pour une rangée	$L_{eff,cp}$ (mm)	$L_{eff,nc}$ (mm)	$L_{eff,1}$ (mm)	$L_{eff,2}$ (mm)
	Mécanisme individuel	153	118	118	118
Mécanisme groupe	60	40	40	40	

T2	Mécanismes individuels		Mécanismes groupes		
	Mécanismes circulaires $L_{eff,cp}$ (mm)		Mécanismes circulaires $L_{eff,cp}$ (mm)		
	$2 \pi m$	216	$\pi m + P$	198	
	$\pi m + 2 e_x$	228	$2 e_x + P$	210	
	$\pi m + 2 e_y$	158	$2 e_y + P$	140	
	Mécanismes non circulaires $L_{eff,nc}$ (mm)		Mécanismes non circulaires $L_{eff,nc}$ (mm)		
	$4 m + 1.25 e_y$	169	$e_x + 0.5 P$	105	
	$2 m + 0.625 e_y + e_x$	145	$2 m + 0.625 e_y + 0.5 P$	130	
	Pour une rangée	$L_{eff,cp}$ (mm)	$L_{eff,nc}$ (mm)	$L_{eff,1}$ (mm)	$L_{eff,2}$ (mm)
	Mécanisme individuel	158	145	145	145
Mécanisme groupe	140	105	105	105	

Série 2 : Les longueurs efficaces sont calculées à base des rangées d'extrémité pour Ta.
 Les longueurs efficaces sont calculées à base des rangées d'extrémité adjacentes à un raidisseur pour Tb.

	Mécanisme individuels		Mécanismes groupes	
	Mécanismes circulaires $L_{eff,cp}$ (mm)		Mécanismes circulaires $L_{eff,cp}$ (mm)	
	$2 \pi m$	272	$\pi m + P$	236
	$\pi m + 2 e_x$	236	$2 e_x + P$	200
	$\pi m + 2 e_y$	236	$2 e_y + P$	200
	Mécanismes non circulaires $L_{eff,nc}$ (mm)		Mécanismes non circulaires $L_{eff,nc}$ (mm)	
	$4 m + 1.25 e_y$	235	$e_x + 0.5 P$	100
	$2 m + 0.625 e_y + e_x$	168	$2 m + 0.625 e_y + 0.5 P$	168
	$L_{eff,cp}$ (mm)	$L_{eff,nc}$ (mm)	$L_{eff,1}$ (mm)	$L_{eff,2}$ (mm)
Pour une rangée				
Mécanisme individuel	236	168	168	168
Mécanisme groupe	200	100	100	100

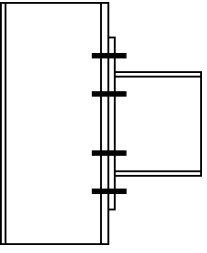
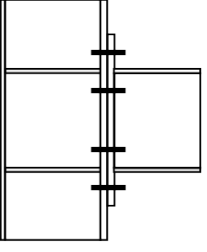
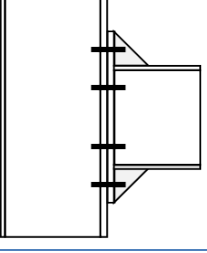
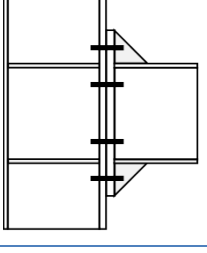
	Mécanismes individuels		Valeur α et α' 	
	Mécanismes circulaires $L_{eff,cp}$ (mm)			
	$2 \pi m_{min}$	279		
	$\pi m_{min} + 2 e_x$	239		
	Mécanismes non circulaires $L_{eff,nc}$ (mm)			
	$\alpha m - 2 m - 0.625 e_y + e_x$	193		
		$L_{eff,cp}$ (mm)	$L_{eff,nc}$ (mm)	$L_{eff,1}$ (mm)
Pour une rangée				
Mécanisme individuel	239	193	193	193
Mécanisme groupe	-	-	-	-

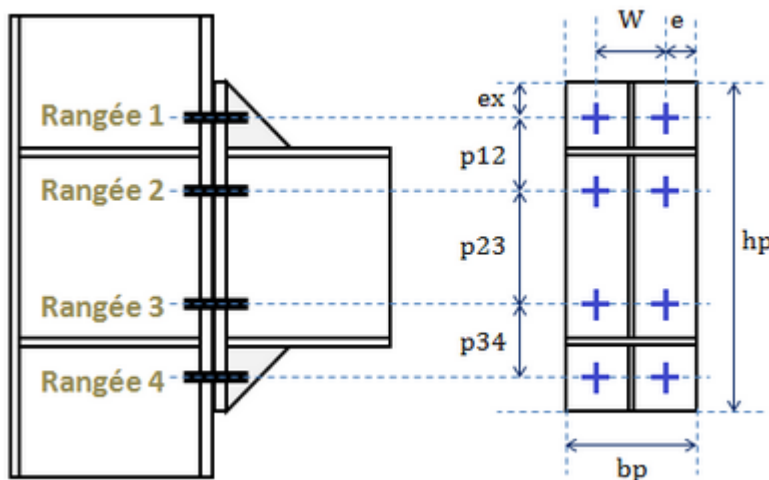
H.4 - Résistance

	Mode 1 (kN)	Mode 2 (kN)	Mode 3 (kN)	Mode 4 (kN)	F min (kN)	Mode de ruine
T1	156	233	396	245	156	mode 1
T2	231	375	761	403	231	mode 1
Ta	519	552	832	928	519	mode 1
Tb	550	555	832	1787	548	mode 1

Annexe I – Exemple de calcul analytique selon l’EC3 d’un assemblage poteau-poutre boulonné par platine d’about.

Le calcul analytique a été effectué selon l’EC3 pour tous les assemblages modélisés (SC0, SC2, SC3, SC4, SC5, SC6, SC7 et SC8) dans le **Chapitre V**.

Configurations	Spécimens	t_p (mm)	d_b (mm)	Raidisseurs de poteau	Raidisseurs de platine
	SC0	20	20	Non	Non
	SC3	20	20	Oui	Non
	SC4	20	20	Non	Oui
	SC2 SC5 SC6 SC7 SC8	20 25 20 25 16	20 20 24 24 20	Oui Oui Oui Oui Oui	Oui Oui Oui Oui Oui



Dimensions (mm)	
W	108
e	46
e_x	50
p12	112
p23	176
P34	112
b_p	200
h_p	500

Caractéristiques géométriques des éléments assemblés

Poteau : $h_c = 300$ mm; $b_c = 250$ mm; $t_{fc} = 20$ mm; $t_{wc} = 8$ mm; $a = 8$ mm; $A_{vc} = 22.08$ cm²

Poutre : $h_b = 300$ mm; $b_b = 200$ mm; $t_{fb} = 12$ mm; $t_{wb} = 8$ mm; $a = 8$ mm

Raidisseur de poteau : $t_{sw} = 12$ mm

Raidisseur de platine : $t_{sr} = 10$ mm ; $h_{sr} = 100$ mm; $b_{sr} = 100$ mm

Caractéristiques matérielles des éléments assemblés

Acier $t \leq 16$ mm : $f_y = 391$ N/mm²; $f_u = 559$ N/mm²; $E = 190707$ N/mm².

Acier $t > 16$ mm : $f_y = 363$ N/mm²; $f_u = 573$ N/mm²; $E = 204228$ N/mm².

Boulon M20 : $f_y = 995$ N/mm²; $f_u = 1160$ N/mm²; $E = 206000$ N/mm².

Boulon M24 : $f_y = 975$ N/mm²; $f_u = 1188$ N/mm²; $E = 206000$ N/mm².

Coefficients de sécurité : $\gamma_{M0} = 1$; $\gamma_{M1} = 1$; $\gamma_{M2} = 1$.

1 - Moment résistant $M_{j,Rd}$

1.1 - Zone cisailée

1.1.1 - Panneau d'âme de poteau cisailée $V_{wp,Rd}$

i - Ame de poteau non raidie

$$V_{wp,Rd} = \frac{0.9 \times f_{y,wc} \times A_{vc}}{\sqrt{3} \times \gamma_{M0}} = \frac{0.9 \times 391 \times 2208}{\sqrt{3} \times 1} = \mathbf{448.6 \text{ kN}}$$

ii - Ame de poteau raidie

Moment plastique de la semelle 1 ($t_f = 20$ mm)

$$M_{pl,fc1,Rd} = \frac{0.25 \times b_c \times t_{fc1}^2 \times f_{y,fc1}}{\gamma_{M0}} = \frac{0.25 \times 250 \times 20^2 \times 363}{1} = 9.1 \text{ kNm}$$

Moment plastique de la semelle 2 ($t_f = 12$ mm)

$$M_{pl,fc2,Rd} = \frac{0.25 \times b_c \times t_{fc2}^2 \times f_{y,fc2}}{\gamma_{M0}} = \frac{0.25 \times 250 \times 12^2 \times 391}{1} = 3.5 \text{ kNm}$$

Moment plastique de raidisseur de l'âme de poteau

$$M_{pl,sw,Rd} = \frac{0.25 \times b_{sw} \times t_{sw}^2 \times f_{y,sw}}{\gamma_{M0}} = \frac{0.25 \times 242 \times 12^2 \times 391}{1} = 3.4 \text{ kNm}$$

Les semelles et les raidisseurs forment un cadre rigide apportant une résistance supplémentaire à $V_{wp,Rd}$ nommée $V_{wp,add,Rd}$.

$$V_{wp,add,Rd} = \frac{M_{pl,fc1,Rd} + M_{pl,fc2,Rd} + 2 \times M_{pl,sw,Rd}}{d_s} = 16 \text{ kN}$$

La résistance totale de cisaillement y compris le raidissage transversal devient :

$$V_{wp,Rd} = 448.6 + V_{wp,add,Rd} = \mathbf{465 \text{ kN}}$$

1.2 - Zone comprimée

1.2.1 - Ame de poteau comprimée $F_{c,wc,Rd}$

i - Ame de poteau non raidie

$$F_{c,wc,Rd} = \frac{\omega \times \rho \times k_{wc} \times b_{eff,c} \times t_{wc} \times f_{y,wc}}{\gamma_{M1}}$$

$$b_{eff,c} = t_{fb} + 2\sqrt{2}a_f + 2t_p + 5t_{fc1} + 5\sqrt{2}a_c$$

$$b_{eff,c} = 12 + 2 \times \sqrt{2} \times 8 + 2 \times 20 + 5 \times 20 + 5 \times \sqrt{2} \times 8 = 231 \text{ mm}$$

ω : coefficient d'interaction avec le cisaillement

$$\omega = \frac{1}{\sqrt{1 + 1.3 \left(\frac{b_{eff,c} \times t_{wc}}{A_{vc}} \right)^2}} = \frac{1}{\sqrt{1 + 1.3 \left(\frac{231 \times 8}{2208} \right)^2}} = 0.72$$

k_{wc} pris égale à 1

Elancement réduit $\bar{\lambda}_p$

$$\bar{\lambda}_p = 0.932 \sqrt{\frac{b_{eff,c} \times d_{wc} \times f_{y,wc}}{E_{wc} \times t_{wc}^2}} = 0.932 \sqrt{\frac{231 \times 254 \times 391}{190707 \times 8^2}} = 1.3 > 1$$

$$\rho = \frac{\bar{\lambda}_p - 0.2}{\bar{\lambda}_p^2} = \frac{1.3 - 0.2}{1.3^2} = 0.64$$

$$F_{c,wc,Rd} = \frac{0.72 \times 0.64 \times 1 \times 231 \times 8 \times 391}{1} = \mathbf{332 \text{ kN}}$$

ii - Ame de poteau raidie

$$F_{c,c,Rd} = F_{c,wc,Rd} + F_{c,sw,Rd}$$

$$F_{c,wc,Rd} = \frac{\omega \times k_{wc} \times b_{eff,c} \times t_{wc} \times f_{y,wc}}{\gamma_{M0}}$$

$$b_{eff,c} = t_{fb} + 2\sqrt{2}a_f + 2t_p + 5t_{fc1} + 5\sqrt{2}a_c$$

$$b_{eff,c} = 12 + 2 \times \sqrt{2} \times 8 + 2 \times 20 + 5 \times 20 + 5 \times \sqrt{2} \times 8 = 231 \text{ mm}$$

ω : coefficient d'interaction avec le cisaillement

$$\omega = \frac{1}{\sqrt{1 + 1.3 \left(\frac{b_{eff,c} \times t_{wc} + A_{sw}}{A_{vc}} \right)^2}} = \frac{1}{\sqrt{1 + 1.3 \left(\frac{231 \times 8 + 2 \times 121 \times 12}{2208} \right)^2}} = 0.38$$

$$F_{c,wc,Rd} = \frac{0.38 \times 1 \times 231 \times 8 \times 391}{1} = \mathbf{275 \text{ kN}}$$

Vérification de l'élancement du raidisseur

$$\bar{\lambda}_p = \frac{b_{sw}}{t_{sw} \times 28.4 \times \varepsilon} = \frac{121}{12 \times 28.4 \times \sqrt{235/291}} = 0.45$$

$$\bar{\lambda}_p = 0.45 \leq 0.748 \Rightarrow \rho = 1$$

$$F_{c,sw,Rd} = 2 \times \rho \times A_{sw} \times f_{y,sw} = 2 \times 1 \times 121 \times 12 \times 391 = \mathbf{1135 \text{ kN}}$$

$$F_{c,c,Rd} = 275 + 1135 = \mathbf{1410 \text{ kN}}$$

1.2.2 - Semelles et âme de la poutre comprimées $F_{c,b,Rd}$

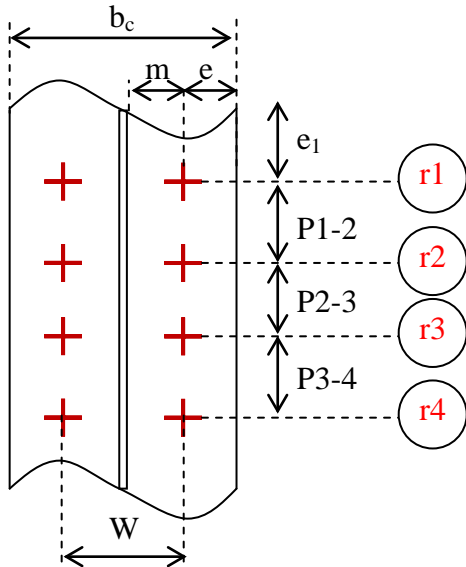
$$F_{c,b,Rd} = \frac{M_{b,Rd}}{h_b - t_{fb}} = \frac{W_{pl,b,Rd} \times f_{y,fb}}{\gamma_{M0}(h_b - t_{fb})} = \frac{843550 \times 391}{1 \times (300 - 12)} = \mathbf{1195 \text{ kN}}$$

1.3 - Zone tendue

Le calcul des résistances en zone tendue est la combinaison des modes de ruines de la semelle de poteau fléchi, âme de poteau tendue, boulons tendus, platine d'about fléchi et âme de la poutre fléchi.

1.3.1 - Longueurs efficaces coté poteau

i - Poteau non raidi (SC00 et SC04)



$$b_c = 250 \text{ mm}$$

$$W = 108 \text{ mm}$$

$$e = 71 \text{ mm}$$

$$m = (W/2) - (t_{wc}/2) - (0.8 a c \sqrt{2}) = 40.9 \text{ mm}$$

$$e_1 = 100 \text{ mm}$$

$$P1-2 = 112 \text{ mm}$$

$$P2-3 = 176 \text{ mm}$$

$$P3-4 = 112 \text{ mm}$$

Identification des rangées de boulons (voir annexe D)

Rangées de boulons isolées

Rangée 1 : rangée d'extrémité

Rangées 2 et 3 : rangées intérieures

Rangée 4 : rangée d'extrémité inférieure

Groupe de rangées de boulons

Groupe 1-2 Rangée 1 : rangée d'extrémité
Rangée 2 : rangée d'extrémité inférieure

Groupe 1-3 Rangée 1 : rangée d'extrémité
Rangée 2 : rangée intérieure
Rangée 3 : rangée d'extrémité inférieure

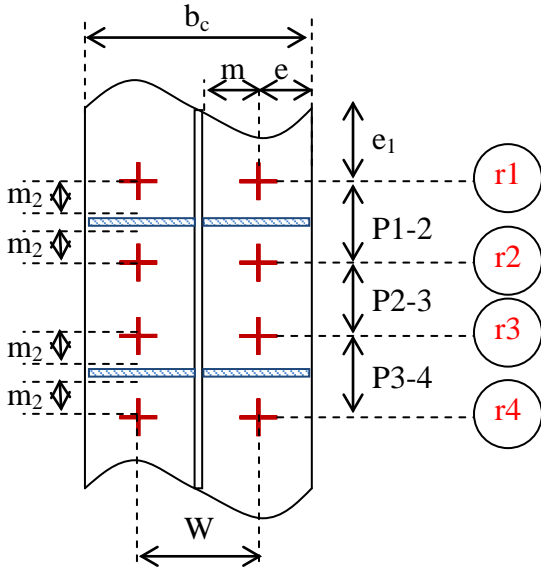
Groupe 2-3 Rangée 2 : rangée d'extrémité inférieure
Rangée 3 : rangée d'extrémité inférieure

Groupe 1-4 Rangée 1 : rangée d'extrémité
Rangée 2 : rangée intérieure
Rangée 3 : rangée intérieure
Rangée 4 : rangée d'extrémité inférieure

Groupe 2-4 Rangée 2 : rangée d'extrémité inférieure
Rangée 3 : rangée intérieure
Rangée 4 : rangée d'extrémité inférieure

Groupe 3-4 Rangée 3 : rangée d'extrémité inférieure
Rangée 4 : rangée d'extrémité inférieure

ii - Poteau raidi (SC02, SC03, SC05, SC06, SC07 et SC08)



$b_c = 250 \text{ mm}$
 $W = 108 \text{ mm}$
 $e = 71 \text{ mm}$
 $m = (W/2) - (t_{wc}/2) - (0.8 a \sqrt{2}) = 40.9 \text{ mm}$
 $e_1 = 100 \text{ mm}$
 $P1-2 = 112 \text{ mm}$
 $P2-3 = 176 \text{ mm}$
 $P3-4 = 112 \text{ mm}$
 $m_2 = (P1-2/2) - (t_{sw}/2) - (0.8 a \sqrt{2}) = 40.9 \text{ mm}$
 $\lambda_1 = m/(e+m) = 0.37$
 $\lambda_2 = m_2/(e+m) = 0.37$
 $\alpha = 7$ (voir **annexe E.1**)

Identification des rangées de boulons (voir **annexe D**)

Rangées de boulons isolées

Rangée 1 : Rangée de boulons d'extrémité adjacente au raidisseur

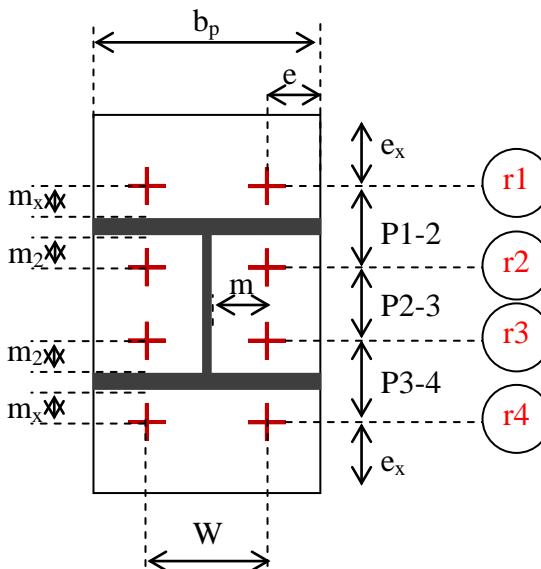
Rangées 2, 3 et 4 : Rangées de boulons intérieures sous raidisseur

Groupe de rangées de boulons

Groupe 2-3 Rangée 2 : Rangée de boulons intérieure sous raidisseur

Rangée 3 : Rangée de boulons intérieure sous raidisseur

iii - Platine d'about non raidie (SC00, SC03)



$b_p = 200 \text{ mm}$
 $W = 108 \text{ mm}$
 $e = 46 \text{ mm}$
 $m = (W/2) - (t_{wc}/2) - (0.8 a_c \sqrt{2}) = 40.9 \text{ mm}$
 $e_x = 50 \text{ mm}$
 $P1-2 = 112 \text{ mm}$
 $P2-3 = 176 \text{ mm}$
 $P3-4 = 112 \text{ mm}$
 $m_2 = m_x = (P1-2/2) - (t_{fb}/2) - (0.8 a \sqrt{2}) = 40.9 \text{ mm}$
 $\lambda_1 = m/(e+m) = 0.47$
 $\lambda_2 = m_2/(e+m) = 0.47$
 $\alpha = 6.1$ (voir **annexe E.1**)

Identification des rangées de boulons (voir **annexe D**)

Rangées de boulons isolées

Rangées 1 et 4 : Rangées de boulons situées sur la partie débordante de la platine d'about non raidie

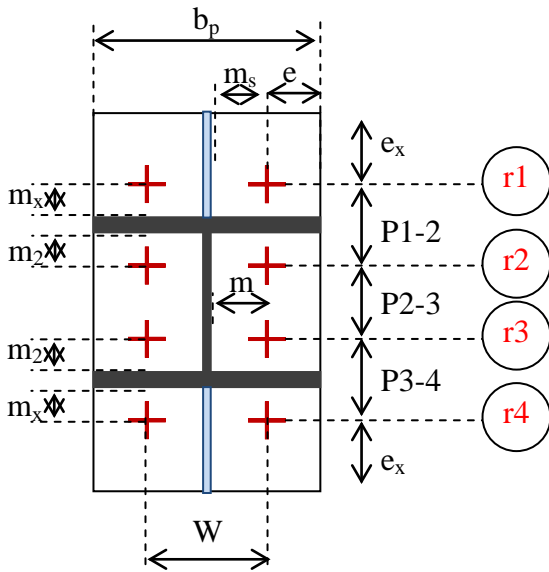
Rangées 2 et 3 : Rangées de boulons intérieures au voisinage de la semelle de la poutre

Groupe de rangées de boulons

Groupe 2-3 Rangée 2 : Rangée de boulons intérieure au voisinage de la semelle de la poutre

Rangée 3 : Rangée de boulons intérieure au voisinage de la semelle de la poutre

iv - Platine d'about raidie (SC02, SC04, SC05, SC06, SC07 et SC08)



$b_p = 200 \text{ mm}$
 $W = 108 \text{ mm}$
 $e = 46 \text{ mm}$
 $m = (W/2) - (t_{wc}/2) - (0.8 a_c \sqrt{2}) = 40.9 \text{ mm}$
 $e_x = 50 \text{ mm}$
 $P1-2 = 112 \text{ mm}$
 $P2-3 = 176 \text{ mm}$
 $P3-4 = 112 \text{ mm}$
 $m_2 = m_x = (P1-2/2) - (t_{fb}/2) - (0.8 a \sqrt{2}) = 40.9 \text{ mm}$
 $\lambda_1 = m/(e+m) = 0.47$
 $\lambda_2 = m_2/(e+m) = 0.47$
 $\alpha = 6.1$ (voir **annexe E.1**)
 $m_s = (W/2) - (t_{sr}/2) - (0.8 a \sqrt{2}) = 39.9 \text{ mm}$

Identification des rangées de boulons (voir annexe D)

Rangées de boulons isolées

Rangées 1 et 4 : Rangées de boulons situées sur la partie débordante de la platine d'about raidie
 Rangées 2 et 3 : Rangées de boulons intérieures au voisinage de la semelle de la poutre

Groupe de rangées de boulons

Groupe 2-3 Rangée 2 : Rangée de boulons intérieure au voisinage de la semelle de la poutre
 Rangée 3 : Rangée de boulons intérieure au voisinage de la semelle de la poutre

v - Récapitulatif des longueurs efficaces

	Longueurs côté poteau (mm)				Longueurs côté platine et poutre (mm)			
	sans raidisseurs		avec raidisseurs		sans raidisseurs		avec raidisseurs	
	$l_{eff,1}$	$l_{eff,2}$	$l_{eff,1}$	$l_{eff,2}$	$l_{eff,1}$	$l_{eff,2}$	$l_{eff,1}$	$l_{eff,2}$
1	253	253	257	287	100	100	191	191
2	253	253	257	287	221	250	221	250
1	154	154	-	-	-	-	-	-
2	154	154	-	-	-	-	-	-
1-2	309	309	-	-	-	-	-	-
3	253	253	257	287	221	250	221	250
1	154	154	-	-	-	-	-	-
2	144	144	-	-	-	-	-	-
3	170	170	-	-	-	-	-	-
1-3	469	469	-	-	-	-	-	-
2	170	170	204	204	183	183	183	183
3	170	170	204	204	183	183	183	183
2-3	341	341	409	409	366	366	366	366
4	253	253	257	287	100	100	191	191
1	154	154	-	-	-	-	-	-
2	144	144	-	-	-	-	-	-
3	144	144	-	-	-	-	-	-
4	154	154	-	-	-	-	-	-

1-4	597	597	-	-	-	-	-	-
2	170	170	-	-	-	-	-	-
3	144	144	-	-	-	-	-	-
4	154	154	-	-	-	-	-	-
2-4	469	469	-	-	-	-	-	-
3	154	154	-	-	-	-	-	-
4	154	154	-	-	-	-	-	-
3-4	309	309	-	-	-	-	-	-

1.3.2 - modes de ruines

Le calcul détaillé des modes de ruines est présenté pour le spécimen SC2.

i - Coté poteau

Rangées de boulons isolées 1, 2, 3 et 4

Longueurs efficaces

$$l_{eff,1} = 257 \text{ mm}; \quad l_{eff,2} = 287 \text{ mm}$$

Vérification de l'effort de levier

$L_b = 55.2 \text{ mm}$ (voir annexe C.3)

$$L_b^* = \frac{8.8 m^3 A_s}{l_{eff,1} t_{fc}^3} = 92.2 \text{ mm}$$

$L_b \leq L_b^*$: présence de l'effet de levier.

Mode 1 : Mécanisme plastique complet

$$M_{pl,1,Rd} = \frac{0.25 l_{eff,1} t_{fc}^2 f_{y,fc}}{\gamma_{M0}} = 9.33 \text{ kNm}$$

$$F_{T,1,Rd} = \frac{4 M_{pl,1,Rd}}{m} = 912 \text{ kN}$$

Mode 2 : Mécanisme plastique partiel

$$M_{pl,1,Rd} = \frac{0.25 l_{eff,2} t_{fc}^2 f_{y,fc}}{\gamma_{M0}}$$

$$= 10.41 \text{ kNm}$$

$$F_{T,2,Rd} = \frac{M_{pl,2,Rd} + n \sum B_{t,Rd}}{m + n} = 586.2 \text{ kN}$$

Mode 3 : Ruine de boulons

$$B_{t,Rd} = \frac{0.9 f_{ub} A}{\gamma_{M2}} = 328 \text{ kN}$$

$$F_{T,3,Rd} = \sum B_{t,Rd} = 656 \text{ kN}$$

Mode 4 : Ame de poteau en traction

$$\omega = 0.98$$

$$F_{T,4,Rd} = \frac{\omega l_{eff,1} t_{wc} f_{y,wc}}{\gamma_{M0}} = 790 \text{ kN}$$

Groupe de boulons 2+3

Longueurs efficaces

$$l_{eff,1} = 409 \text{ mm}; \quad l_{eff,2} = 409 \text{ mm}$$

Vérification de l'effort de levier

$L_b = 55.2 \text{ mm}$ (voir annexe C.3)

$$L_b^* = \frac{8.8 m^3 A_s}{l_{eff,1} t_{fc}^3} = 116.05 \text{ mm}$$

$L_b \leq L_b^*$: présence de l'effet de levier.

Mode 1 : Mécanisme plastique complet

$$M_{pl,1,Rd} = \frac{0.25 l_{eff,1} t_{fc}^2 f_{y,fc}}{\gamma_{M0}} = 15 \text{ kNm}$$

$$F_{T,1,Rd} = \frac{4 M_{pl,1,Rd}}{m} = 1449 \text{ kN}$$

Mode 2 : Mécanisme plastique partiel

$$M_{pl,1,Rd} = \frac{0.25 l_{eff,2} t_{fc}^2 f_{y,fc}}{\gamma_{M0}} = 15 \text{ kNm}$$

$$F_{T,2,Rd} = \frac{M_{pl,2,Rd} + n \sum B_{t,Rd}}{m + n} = 1035 \text{ kN}$$

Mode 3 : Ruine de boulons

$$B_{t,Rd} = \frac{0.9 f_{ub} A}{\gamma_{M2}} = 328 \text{ kN}$$

$$F_{T,3,Rd} = \sum B_{t,Rd} = 1312 \text{ kN}$$

Mode 4 : Ame de poteau en traction

$$\omega = 0.96$$

$$F_{T,4,Rd} = \frac{\omega l_{eff,1} t_{wc} f_{y,wc}}{\gamma_{M0}} = 1223 \text{ kN}$$

ii - Coté platine d'about et poutre

Rangées de boulons isolées 1 et 4

Longueurs efficaces

$$l_{eff,1} = 191 \text{ mm}; \quad l_{eff,2} = 191 \text{ mm}$$

Vérification de l'effort de levier

$$L_b = 55.2 \text{ mm (voir annexe C.3)}$$

$$L_b^* = \frac{8.8 m^3 A_s}{l_{eff,1} t_{ep}^3} = 115.3 \text{ mm}$$

$$L_b \leq L_b^* : \text{présence de l'effet de levier.}$$

Mode 1 : Mécanisme plastique complet

$$M_{pl,1,Rd} = \frac{0.25 l_{eff,1} t_{ep}^2 f_{y,ep}}{\gamma_{M0}} = 6.93 \text{ kNm}$$

$$F_{T,1,Rd} = \frac{4 M_{pl,1,Rd}}{m} = 694 \text{ kN}$$

Rangées de boulons isolées 2 et 3

Longueurs efficaces

$$l_{eff,1} = 220.6 \text{ mm}; \quad l_{eff,2} = 250 \text{ mm}$$

Vérification de l'effort de levier

$$L_b = 55.2 \text{ mm (voir annexe C.3)}$$

$$L_b^* = \frac{8.8 m^3 A_s}{l_{eff,1} t_{ep}^3} = 107 \text{ mm}$$

$$L_b \leq L_b^* : \text{présence de l'effet de levier.}$$

Mode 1 : Mécanisme plastique complet

$$M_{pl,1,Rd} = \frac{0.25 l_{eff,1} t_{ep}^2 f_{y,ep}}{\gamma_{M0}} = 8 \text{ kNm}$$

$$F_{T,1,Rd} = \frac{4 M_{pl,1,Rd}}{m} = 782 \text{ kN}$$

Groupe de boulons 2+3

Longueurs efficaces

$$l_{eff,1} = 366.3 \text{ mm}; \quad l_{eff,2} = 366.3 \text{ mm}$$

Vérification de l'effort de levier

$$L_b = 55.2 \text{ mm (voir annexe C.3)}$$

$$L_b^* = \frac{8.8 m^3 A_s}{l_{eff,1} t_{ep}^3} = 130 \text{ mm}$$

$$L_b \leq L_b^* : \text{présence de l'effet de levier.}$$

Mode 1 : Mécanisme plastique complet

$$M_{pl,1,Rd} = \frac{0.25 l_{eff,1} t_{ep}^2 f_{y,ep}}{\gamma_{M0}} = 13.3 \text{ kNm}$$

$$F_{T,1,Rd} = \frac{4 M_{pl,1,Rd}}{m} = 1299 \text{ kN}$$

Mode 2 : Mécanisme plastique partiel

$$M_{pl,1,Rd} = \frac{0.25 l_{eff,2} t_{ep}^2 f_{y,ep}}{\gamma_{M0}}$$

$$= 6.93 \text{ kNm}$$

$$F_{T,2,Rd} = \frac{M_{pl,2,Rd} + n \sum B_{t,Rd}}{m + n} = 512 \text{ kN}$$

Mode 3 : Ruine de boulons

$$B_{t,Rd} = \frac{0.9 f_{ub} A}{\gamma_{M2}} = 328 \text{ kN}$$

$$F_{T,3,Rd} = \sum B_{t,Rd} = 656 \text{ kN}$$

Mode 2 : Mécanisme plastique partiel

$$M_{pl,1,Rd} = \frac{0.25 l_{eff,2} t_{ep}^2 f_{y,ep}}{\gamma_{M0}} = 9 \text{ kNm}$$

$$F_{T,2,Rd} = \frac{M_{pl,2,Rd} + n \sum B_{t,Rd}}{m + n} = 555 \text{ kN}$$

Mode 3 : Ruine de boulons

$$B_{t,Rd} = \frac{0.9 f_{ub} A}{\gamma_{M2}} = 328 \text{ kN}$$

$$F_{T,3,Rd} = \sum B_{t,Rd} = 656 \text{ kN}$$

Mode 4 : Ame de la poutre en traction

$$F_{T,4,Rd} = \frac{l_{eff,1} t_{wb} f_{y,wb}}{\gamma_{M0}} = 690 \text{ kN}$$

Mode 2 : Mécanisme plastique partiel

$$M_{pl,1,Rd} = \frac{0.25 l_{eff,2} t_{ep}^2 f_{y,ep}}{\gamma_{M0}} = 13.3 \text{ kNm}$$

$$F_{T,2,Rd} = \frac{M_{pl,2,Rd} + n \sum B_{t,Rd}}{m + n} = 1000 \text{ kN}$$

Mode 3 : Ruine de boulons

$$B_{t,Rd} = \frac{0.9 f_{ub} A}{\gamma_{M2}} = 328 \text{ kN}$$

$$F_{T,3,Rd} = \sum B_{t,Rd} = 1312 \text{ kN}$$

Mode 4 : Ame de la poutre en traction

$$F_{T,4,Rd} = \frac{l_{eff,1} t_{wb} f_{y,wb}}{\gamma_{M0}} = 1146 \text{ kN}$$

iii - Récapitulatif des efforts

Coté poteau	Efforts (kN)					Mode de ruine
	$F_{t,1,Rd}$	$F_{t,2,Rd}$	$F_{t,3,Rd}$	$F_{t,4,Rd}$	min	
1	912	586	656	790	586	2
2	912	586	656	790	586	2
3	912	586	656	790	586	2
2-3	1449	1035	1311	1223	1035	2
4	912	586	656	790	586	2

Coté poutre	Efforts (kN)					Mode de ruine
	$F_{t,1,Rd}$	$F_{t,2,Rd}$	$F_{t,3,Rd}$	$F_{t,4,Rd}$	min	
1	694	512	656		512	2
2	782	555	656	690	555	2
3	782	555	656	690	555	2
2-3	1299	1000	1311	1146	1000	2
4	694	512	656		512	2

Rangées	Coté poteau	Coté poutre	Min (kN)	Mode de ruine
1	586	512	512	Mode 2 : Ruine partielle - flexion de la platine d'about et traction des boulons
2	586	555	555	Mode 2 : Ruine partielle - flexion de la platine d'about et traction des boulons
3	586	555	555	Mode 2 : Ruine partielle - flexion de la platine d'about et traction des boulons
2-3	1035	1000	1000	Mode 2 : Ruine partielle - flexion de la platine d'about et traction des boulons
4	586	512	512	Mode 2 : Ruine partielle - flexion de la platine d'about et traction des boulons

1.4 - Equilibre des efforts et calcul de $M_{j,Rd}$

La rangée 4 située au dessous de centre de compression n'est pas prise en compte dans le calcul du moment résistant.

1.4.1 - Réduction des efforts avec l'effet de groupe

Rangées	$F_{t,Rd}$ (kN)	$F_{t,i,Rd}$ (kN)
1	512	512
2	555	555
3 3 2-3	555 1000	445

1.4.2 - Atteinte de la résistance maximale en compression ou au cisaillement

$$\sum F_{t,i,Rd} < \min(F_{c,wc,Rd}; F_{c,b,Rd}; V_{wp,Rd})$$

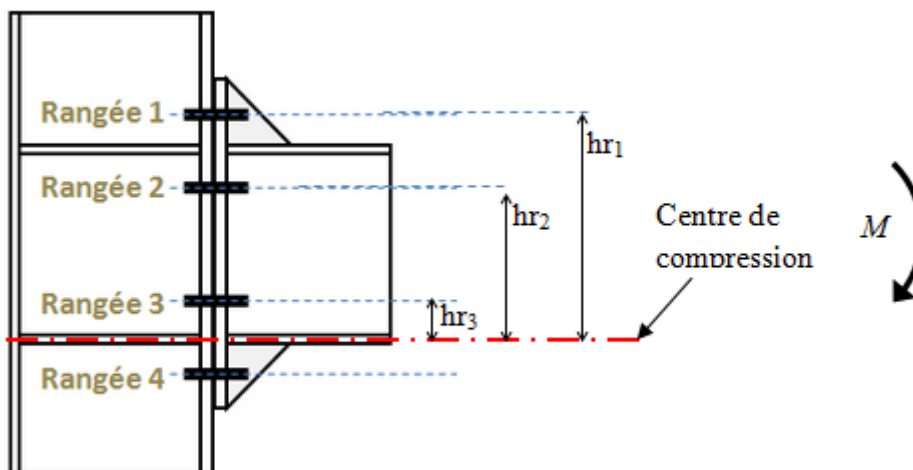
Zone tendue	Zone comprimée		Zone cisailée
$\sum F_{t,i,Rd}$ (kN)	$F_{c,wc,Rd}$ (kN)	$F_{c,b,Rd}$ (kN)	$V_{wp,Rd}$ (kN)
1512	1410	1195	465

Les efforts de traction de chaque rangée de boulon doivent être limités par l'effort de cisaillement de l'âme de poteau.

Rangées	$h_{r,i}$ (mm)	$F_{t,i,Rd}$ (kN)
1	344	465
2	232	0
3	56	0
4	-56	0

$$M_{j,Rd} = F_{t,1,Rd} \times h_{r1} = 465 \times 0.344$$

$$M_{j,Rd} = 160 \text{ kNm}$$



2 - Rigidité initiale $S_{j,ini}$

Pour un assemblage poutre-poteau boulonné par platine d'about, à configuration unilatérale, deux rangées de boulons ou plus et moments égaux et opposés, les composantes à considérer pour le calcul de la rigidité sont : k_{eq} , k_1 et k_2 .

2.1 - Zone tendue

Les raideurs initiales en zone tendue sont données en fonction de chaque composante pour chaque rangée de boulon.

Rangées	$h_{r,i}$ (mm)	l_{eff} (mm)	Composante	k_i (mm)	$K_i E_i$ (kN/mm)	$k_{eff,ri}$ (mm)	$k_{eff,ri} E_i$ (kN/mm)
1	344	257	k3	5.2	1.0	5.2	0.5
		191	k4	27.0	5.5		
		191	k5	4.4	9.1		
		-	k10	1.9	5.2		
2	232	204	k3	4.1	0.8	4.8	0.4
		183	k4	21.4	4.4		
		183	k5	19.2	3.9		
		-	k10	9.1	1.9		
3	56	204	k3	4.1	0.8	4.8	0.4
		183	k4	21.4	4.4		
		183	k5	19.2	3.9		
		-	k10	9.1	1.9		
4	-56	257	k3	5.2	1.0	5.2	0.5
		191	k4	27.0	5.5		
		191	k5	21.6	4.4		
		-	k10	9.1	1.9		

Z_{eq} (mm)	k_{eq} (mm)	$k_{eq} E$ (kN/mm)
314	9.14	0.87

Avec :

$$k_3 = \frac{0.7 b_{eff,t,wc} t_{wc}}{d_c}$$

$$k_5 = \frac{0.9 l_{eff} t_p^3}{m^3}$$

Bras de levier équivalent

$$Z_{eq} = \frac{\sum k_{eff,ri} h_i^2}{\sum k_{eff,ri} h_i}$$

$$k_4 = \frac{0.9 l_{eff} t_{fc}^3}{m^3}$$

$$k_{10} = \frac{1.6 A_s}{L_b}$$

Ressort équivalent pour chaque rangée de boulon

$$k_{eff,ri} = \frac{1}{\frac{1}{k_{3,ri}} + \frac{1}{k_{4,ri}} + \frac{1}{k_{5,ri}} + \frac{1}{k_{10,ri}}}$$

Ressort équivalent en zone tendue

$$k_{eq} = \frac{\sum k_{eff,ri} h_i}{Z_{eq}}$$

2.2 - Zone comprimée Ame raidie transversalement => $k_2 = \infty$

2.3 - Zone cisailée

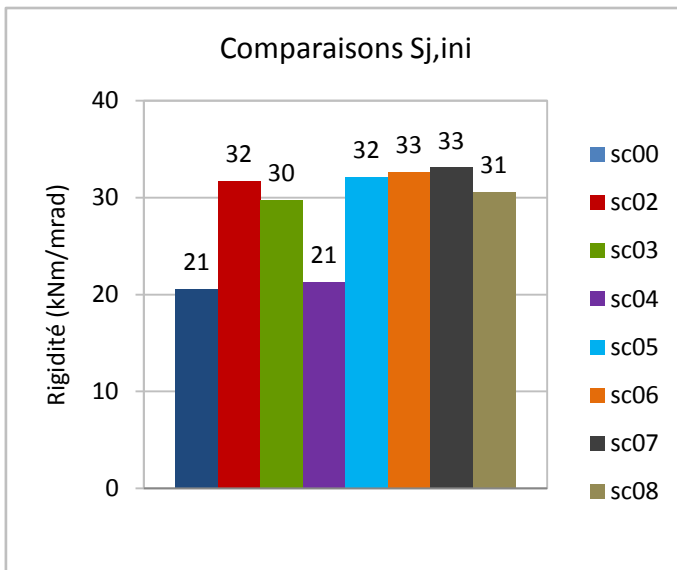
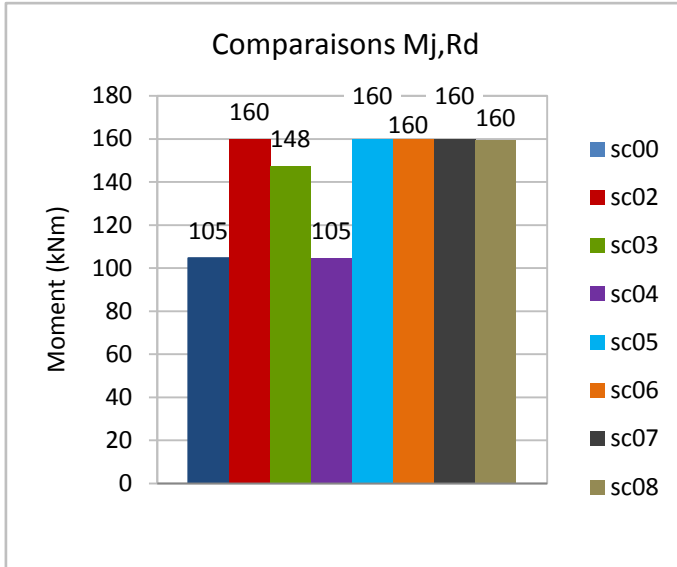
$$k_1 = \frac{0.38 A_{VC}}{\beta Z_{eq}} = 2.7$$

$$E k_1 = 0.51$$

2.4 - Rigidité initiale

$$S_{j,ini} = \frac{E Z_{eq}^2}{\frac{1}{k_1} + \frac{1}{k_2} + \frac{1}{k_{eq}}} = 32 \text{ kNm/mrad}$$

3 - Résultats des autres spécimens



	t_p (mm)	d_b (mm)	Raid poteau	Raid platine
	sc00			
	20	20	sans	sans
	sc02			
	20	20	avec	avec
	sc03			
	20	20	avec	sans
	sc04			
	20	20	sans	avec
	sc05			
	25	20	avec	avec
	sc06			
	20	24	avec	avec
	sc07			
	25	24	avec	avec
	sc08			
	16	20	avec	avec