
Analyse du comportement en fatigue de tronçons en té boulonnés

Sébastien Durif^{1,5}, Fabienne Pennec^{2,5}, Abdelhamid Bouchair^{3,5}, Jean Louis Robert^{4,5}

¹ Université Blaise Pascal, Polytech, Département Génie Civil, mail : sebastien.durif@univ-bpclermont.fr

² Université Blaise Pascal, IUT d'Allier, Département GMP, mail : fabienne.pennec@univ-bpclermont.fr

³ UBP, Polytech Clermont-Ferrand, Département GC, mail : Abdelhamid.bouchair@univ-bpclermont.fr

⁴ Université Blaise Pascal, IUT d'Allier, Département GMP, mail : robert@moniut.univ-bpclermont.fr

⁵ CNRS, UMR 6602, Institut Pascal, F-63171 Aubière, France

RÉSUMÉ. Ce travail présente une étude du comportement en fatigue de boulons au sein de tronçons en té. Le tronçon en té est un composant élémentaire utilisé dans la norme actuelle NF-EN1993-1-8 pour décrire le comportement mécanique d'un assemblage boulonné en construction métallique. Ce modèle simplifié permet de rendre compte de la distribution complexe d'effort dans les différents éléments constituant un assemblage métallique, en tenant compte de l'effet de levier qui augmente l'effort de traction dans le boulon. Les modèles permettant d'effectuer des vérifications à la fatigue des boulons se basent beaucoup sur l'hypothèse que ceux-ci sont majoritairement soumis à un effort axial. Cependant, la flexion d'un tronçon en té, peut introduire une part de flexion importante dans le boulon pouvant impacter de manière non négligeable sa tenue en fatigue. Un modèle élément finis a été développé en 2D afin de rendre compte de manière plus détaillée de l'état de contrainte au sein d'une tige d'un boulon pour en déduire un comportement à la fatigue plus cohérent avec la réalité. Les calculs à la fatigue ont été menés suivant 2 normes de calcul, la norme de dimensionnement de structures métalliques à la fatigue (NF-EN 1993-1-9) et la norme VDI 2230 utilisée pour le dimensionnement d'assemblages vissés en mécanique.

ABSTRACT. This work presents the study of the fatigue life of bolts in tee stubs. Tee stubs are elementary components used in the actual norm EN-1993-1-8 to describe the mechanical behaviour of steel bolted connections. This model allows to consider prying forces in addition to the axial load, those prying forces can be generated in the bolts due to the bending load of the tee stub. However, the common method does not take into account the influence of the bolt bending which can have relevant influence upon the bolt fatigue life. Thus, a 2D numerical model has been developed in order to precisely describe the distribution of stresses in the bolt for different T-stubs configurations, with and without pre-stress. Two methods have been used to assess the bolt fatigue life, according to the design standard for steel structures (EN 1993-1-9) and the VDI 2230 standard used for the design of mechanical connections.

MOTS-CLÉS : fatigue, tronçons en té, modèle éléments finis 2D, NF-EN 1993-1-8, NF-EN 1993-1-9, VDI 2230.

KEY WORDS: fatigue life, tee stub, 2D finite element model, EN 1993-1-8, EN 1993-1-9, VDI 2230.

1. Introduction

Les assemblages poutre-poteau par platine d'about boulonnée (Figure 1) sont courants en construction métallique. Ils sont essentiellement soumis à un moment fléchissant et à un effort tranchant et présentent une certaine complexité au niveau de leur fonctionnement mécanique, car les efforts doivent transiter par contact entre les diverses pièces assemblées (boulons, plaques et profilés en I ou en H). Le comportement mécanique d'un assemblage boulonné, représenté par une loi moment-rotation, est non-linéaire [ABI 14]. Il peut être décrit par les trois paramètres principaux que sont la rigidité, la résistance et la capacité de rotation. La non-linéarité du comportement est généralement due à l'évolution des zones de contact, de la plasticité des matériaux et l'apparition de grands déplacements. Plusieurs approches permettent de définir le comportement mécanique d'un assemblage, sur la base d'essais, de calculs numériques ou de calculs analytiques. La norme de dimensionnement européenne NF-EN 1993-1-8 (par la suite EC3) traite des assemblages de construction métallique [EN 04]. Cette dernière offre un bon compromis entre la simplicité d'utilisation, la précision et le caractère général de la méthode [ALK 03] [ALK 07] [BUR 98]. Cette démarche permet de déterminer la résistance sous sollicitations statiques dominantes. Dans certaines situations (offshore, éolienne, ferroviaire, etc.), les assemblages peuvent être soumis à des sollicitations dynamiques et cycliques, susceptibles d'introduire des problèmes de fatigue, ces sollicitations venant diminuer leurs durées de vie même si elles restent à des niveaux faibles par rapport à l'État Limite Ultime (ELU) [FAR 06] [MAS 94].

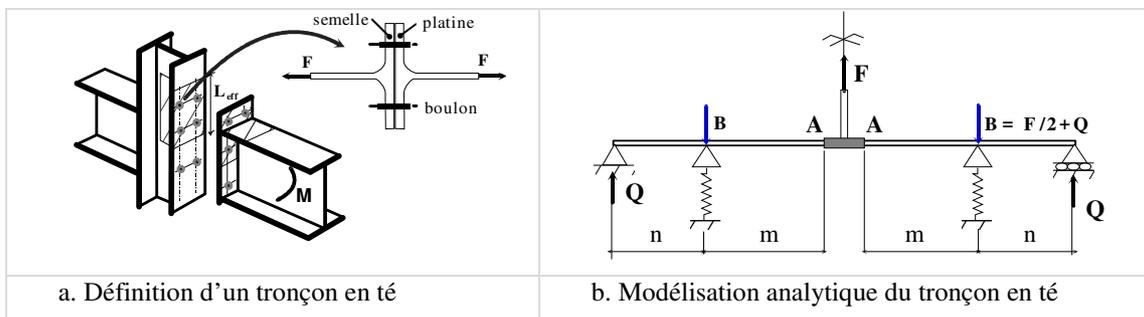


Figure 1. Illustration d'un tronçon en té soumis à un effort axial.

La méthode des composantes, proposée dans l'EC3, consiste à décomposer un assemblage boulonné poutre-poteau en ses composantes élémentaires, au rang desquelles on trouve notamment le tronçon en té dans la zone tendue [ZOE 74] [WAN 99]. Ces composantes sont caractérisées en termes de résistance, de rigidité et de ductilité. Ces dernières propriétés sont ensuite réassemblées selon des règles appropriées pour établir les caractéristiques équivalentes de l'assemblage global et fournir des indications utiles sur la composante déterminante.

Dans un assemblage poteau-poutre par platine d'about, le tronçon en té représente la platine et la semelle du poteau, les deux étant liées par boulons. La semelle est soumise à une sollicitation de flexion et le boulon à une traction. L'effort dans le boulon peut être amplifié par l'effet de levier qui dépend du rapport de rigidité entre le boulon en traction et la semelle en flexion [EN 04]. Ainsi, en phase initiale de comportement (élastique), l'effort dans les boulons est amplifié ce qui augmente le potentiel de rupture par fatigue. Généralement, les boulons ont des résistances plus élevées mais avec des ductilités plus faibles que les aciers courants constitutifs de la semelle attachée.

Le comportement des tronçons en té élémentaires a été largement étudié par des approches expérimentales, analytiques ou numériques [ZOE 74] [GER 97] [GIR 04] [SWA 02] [MIN 06] [STA 10] [PIL 01]. Cependant peu d'études se sont intéressées au comportement à la fatigue d'un tronçon [MAS 94]. En effet, la plupart des applications concernent la vérification d'un boulon soumis à de la traction. Cependant, considérer un boulon dans une situation d'assemblage boulonné de construction implique des effets secondaires, tels que la flexion du boulon qui peut avoir un effet non négligeable sur les contraintes réelles induites dans la tige du boulon.

La présente étude est une première approche qui analyse le comportement d'un tronçon en té en situation de sollicitation de fatigue. Elle s'appuie sur une démarche de modélisation MEF 2D développée sous Cast3M qui peut représenter correctement le comportement des tronçons courts [ALK 07]. Les contraintes dans les boulons sont évaluées en vue d'appliquer des démarches analytiques qui permettent d'estimer leur comportement en fatigue. Pour évaluer le comportement en fatigue du tronçon en té, une étude paramétrique est menée en considérant l'épaisseur de la semelle, la position du boulon, la charge appliquée au tronçon et la précontrainte dans le boulon. Un modèle MEF 2D est développé sous Cast3M [CEA 16] en vue de déterminer les contraintes

généralisées dans le boulon et dans la semelle de l'assemblage en considérant un comportement élasto-plastique. Ces contraintes sont utilisées pour évaluer le comportement en fatigue du tronçon en té et estimer la durée de vie de l'assemblage. Le modèle éléments finis présente l'avantage de fournir de manière précise l'état de contrainte au sein d'une tige de boulon d'un tronçon soumis à de la traction [MIS 97]. Les méthodes utilisées dans l'Eurocode 3 (EN-1993-1-9 [EN 05]) pour dimensionner les assemblages boulonnés sont aussi présentées et seront comparées aux méthodes traditionnelles de vérification à la fatigue de pièces mécaniques telles que la norme VDI 2230 [VDI 83].

2. Calcul à la fatigue d'un boulon

Le dimensionnement des assemblages boulonnés soumis à des charges excentrées tels que les tronçons en té et sollicités en dynamique dépend d'un grand nombre de paramètres (géométrie du tronçon, dimensions du boulons, nombre de boulons, excentration de la charge, force de serrage...).

Les contraintes alternées admissibles dans le boulon sont faibles ($\approx 50\text{MPa}$) et s'expliquent par l'importance de la déformation plastique à fond de filet obtenue pour des charges faibles. Il importe de s'assurer que la contrainte alternée que subit le boulon n'excède pas la limite de fatigue du boulon et de réaliser son calcul avec précision. Différents modèles analytiques existent à ce jour mais sont souvent trop conservatifs (calculs préconisés par l'Eurocode 3 ou la norme VDI 2230).

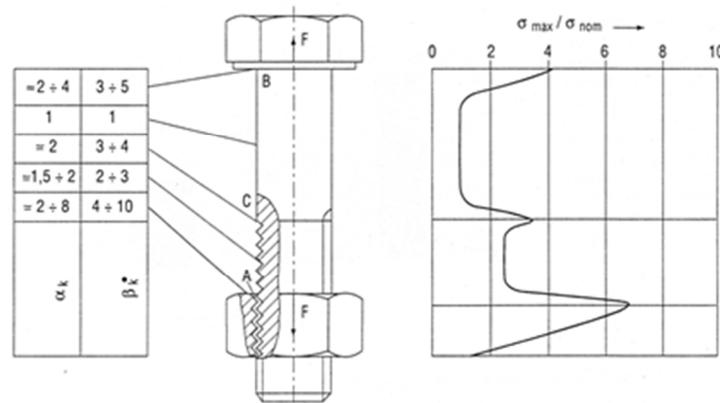


Figure 2. Répartition du coefficient de concentration de contrainte le long d'un boulon soumis à la traction d'après [BES 94]

2.1. Dimensionnement en fatigue préconisé par la norme VDI 2230

2.1.1. Limite d'endurance

La recommandation VDI 2230 [VDI 83] préconise de calculer la contrainte axiale alternée dans le boulon et de la comparer à une valeur de référence pour un rapport $\sigma_m/\sigma_{p0.2}$ compris entre 0,3 et 1.

Pour les boulons roulés avant traitement thermique, la contrainte alternée admissible σ_{a1} à 2×10^6 cycles est donnée par l'équation [1] :

$$\sigma_{a1} = 0.85 \cdot \left(\frac{150}{d} + 45 \right) \quad [1]$$

où d est le diamètre nominal de la tige du boulon

Pour les boulons roulés après traitement thermique, la contrainte alternée admissible σ_{a2} à 2×10^6 cycles est donnée par l'équation [2] :

$$\sigma_{a2} = \sigma_{a1} \cdot \left(2 - \frac{\sigma_m}{\sigma_{p0.2}} \right) \quad [2]$$

Les deux équations s'appliquent pour des boulons de classes 8.8, 10.9 et 12.9.

2.1.2. Courbes S-N, courbes de résistance à la fatigue

Afin de pouvoir dimensionner de façon optimale un assemblage boulonné et réduire le poids des éléments constituant l'assemblage, on vise une durée de vie limitée et non une endurance illimitée. Or la majorité des données disponibles correspondent à des limites d'endurance. Réaliser ses propres essais pour établir une courbe S-N s'avère long et coûteux. La méthode, définie par la recommandation VDI 2230 [VDI 83], majore la limite d'endurance σ_D en l'affectant d'un coefficient de correction de tenue dynamique K_N traduisant l'allure des courbes de Wöhler disponibles.

$$K_N = \frac{\sigma_{DN}}{\sigma_D} \quad [3]$$

où σ_{DN} est la limite de fatigue à N cycles.

La norme VDI 2230 propose une valeur K_N de 3 pour $N=10^4$ cycles et la construction d'une courbe bilinéaire (figure 3). Guillot considère que ce coefficient est trop petit pour les nombres de cycles faibles et estime qu'une valeur de K_N égale à 4 pour 10^4 cycles peut être adoptée tout en restant conservatif [GUI 87].

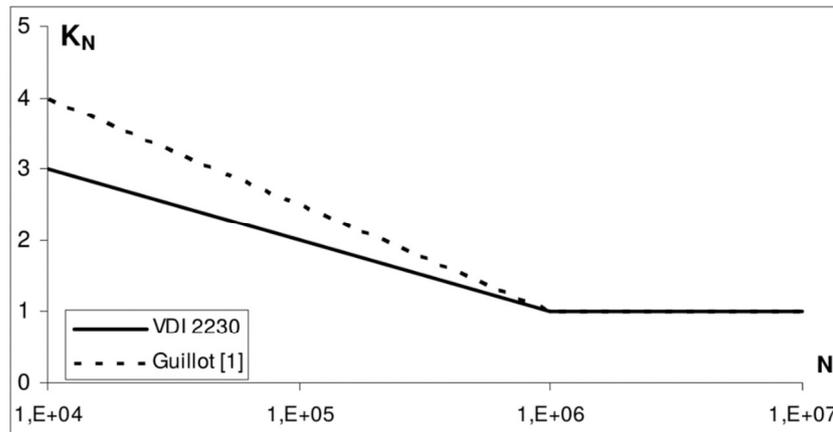


Figure 3. Construction de la courbe de résistance à la fatigue par la méthode du coefficient de correction de tenue dynamique

2.2. Dimensionnement en fatigue préconisé par l'Eurocode 3 [EN 05]

Contrairement à la recommandation VDI, l'influence de la contrainte moyenne sur la résistance à la fatigue n'est pas considérée par l'Eurocode 3. Ainsi l'influence du niveau de précontrainte introduit dans le boulon n'est pas prise en compte.

L'influence du diamètre du boulon n'est pas davantage considérée par l'Eurocode 3 pour des diamètres de tige inférieurs à 30 mm. Au-delà, la norme prévoit la prise en compte de l'effet de dimension avec le facteur de réduction de la résistance à la fatigue k_S défini par :

$$k_S = \left(\frac{30}{d} \right)^{0.25} \quad [4]$$

Les résultats d'essais ont permis de modéliser la courbe de résistance à la fatigue sous forme d'une courbe S-N dans le repère ($\log N, \log \Delta\sigma$) ayant pour valeur de référence à 2 millions de cycles $\Delta\sigma_c=50$ MPa (figure 4). On appelle modèle de Basquin ce type de modèle. $\Delta\sigma$ est l'étendue de contrainte nominale calculée par rapport à la section de la partie non filetée du boulon.

La résistance à la fatigue est déterminée à l'aide de l'équation [5] :

$$\Delta\sigma_R^m N_R = \Delta\sigma_C^m \times 2 \cdot 10^6 \quad [5]$$

avec $m = 3$ pour $N \leq 10^6$.

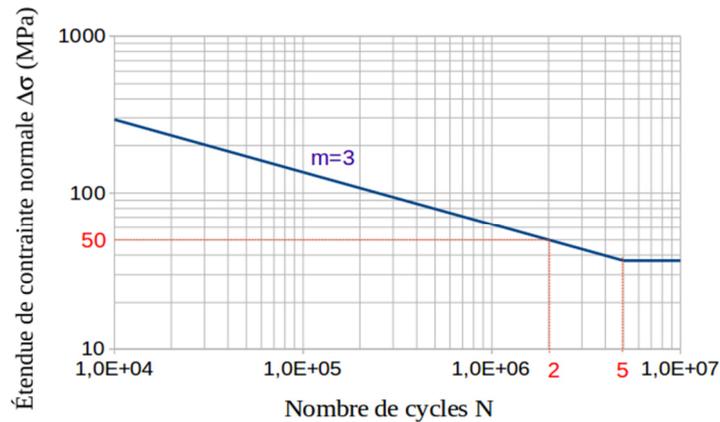


Figure 4. Courbes de résistance à la fatigue sous amplitude constante exprimées en étendue de contrainte normale [EN 05]

3. Modèle éléments finis

La modélisation par éléments finis est utilisée ici afin d'obtenir la distribution de la contrainte axiale au sein d'une tige de boulon d'un tronçon en té sollicité en traction. Ce modèle vise à représenter un essai standard de traction sur tronçons en té disposés en vis-à-vis. Cette modélisation permet de prendre en compte plusieurs non-linéarités liées à la plastification du métal, à l'évolution des zones de contact au fur et à mesure du chargement et aux grands déplacements. Le modèle a été développé en 2D contraintes planes sous Cast3M [CEA 16]. La figure 5 présente un exemple de maillage de la structure. Il a été choisi d'utiliser un modèle contrainte plane du fait de la faible largeur (troisième dimension) des tronçons étudiés.

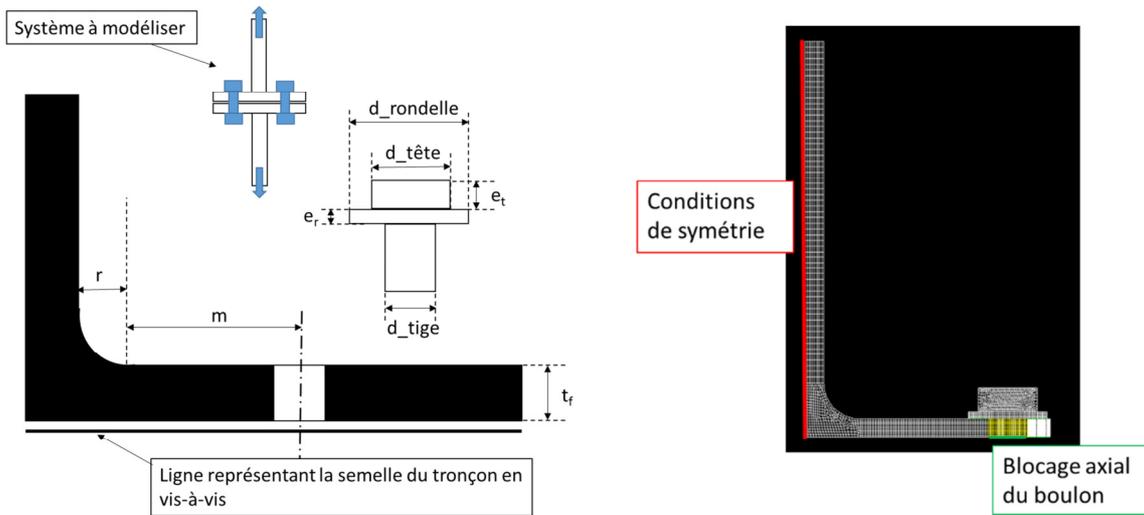


Figure 5. Description du modèle éléments finis.

Le modèle vise à traduire le comportement mécanique de 2 tronçons disposés face à face (voir Figure 1a) [HER 13]. Pour ce faire, des conditions de symétrie sont imposées sur la ligne moyenne de l'âme du demi-tronçon. De plus, une ligne est disposée en partie inférieure de la semelle afin de simuler le contact entre les semelles des 2 tronçons. La figure 6 présente un exemple de réactions de contact dues à la précontrainte (Figure 6a) puis dues au chargement du tronçon (Figure 6b). Des conditions de contact unilatéral sans frottement sont introduites entre la surface inférieure de la rondelle et la semelle, ainsi qu'entre la surface inférieure de la semelle et la ligne représentant la symétrie horizontale.

La précontrainte a été introduite par le biais d'un gradient thermique au sein de la tige du boulon. Les contraintes qui en résultent sont uni-axiales du fait que les maintiens du boulon libèrent toute dilatation

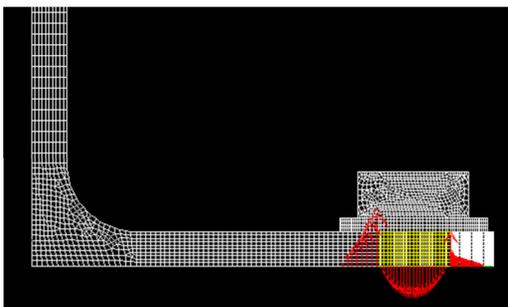
transversale de la tige. La distribution non uniforme de contrainte axiale qui en résulte est induite par la flexion de la rondelle et de la tête du boulon (Figure 6a). En effet, si celles-ci étaient parfaitement rigides, la distribution de contrainte axiale tendrait vers une distribution uniforme.

Les différents paramètres étudiés sont la position du boulon (m), l'épaisseur de la semelle (tf) et la valeur de la précontrainte (P). Le demi-tronçon étudié a une épaisseur d'âme de 7,6 mm, une largeur de 50 mm et une longueur de 100 mm. La limite élastique de l'acier constitutif du tronçon est de 355 MPa. Le boulon utilisé est un boulon M14 de classe 8.8. Le tableau 1 présente les différents cas étudiés ainsi que les valeurs des 3 paramètres qui varient dans cette étude. La valeur de la précontrainte a été fixée à 30% et 60% de la valeur ultime théorique de résistance d'un boulon M14 de classe 8.8, soit respectivement 20 kN et 40 kN. Pour ce faire, il a été introduit un gradient thermique produisant un effort axial résultant égal à 20 et 40 kN respectivement.

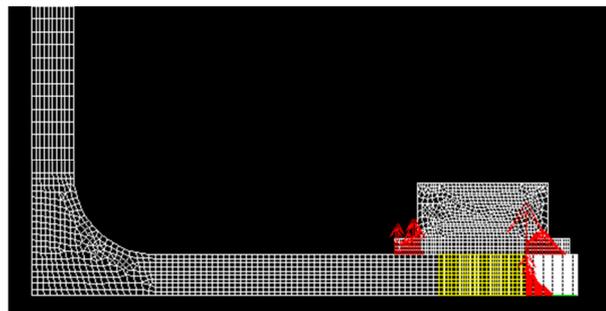
Les résultats de sollicitations internes (effort axial N et moment de flexion M) ont été calculés pour chacun des cas (tableau 1). L'effort axial N est déduit de la résultante axiale des réactions d'appuis et le moment M se déduit des valeurs de contraintes axiales obtenues aux extrémités de la largeur de la tige du boulon. Ces résultats montrent que, pour une géométrie donnée, le moment de flexion diminue lorsque la précontrainte augmente. Par ailleurs, pour une force de précontrainte faible et une épaisseur donnée, l'excentration du boulon par rapport à l'âme du tronçon en té entraîne une diminution importante de la force ultime du boulon. Enfin, augmenter l'épaisseur de la semelle permet de rigidifier le tronçon en té et ainsi d'augmenter la force ultime.

Tableau 1. Présentation des cas étudiés, des valeurs des paramètres m , tf et P et des résultats de sollicitations internes pour un effort F égal à 50% F_{ult}

Cas n°	m	tf	P	F [kN]	N [kN]	M [kN.m]
1	20	7.5	0%	19.0	28.85	0.133
2	60	7.5	0%	5.5	13.17	0.09
3	20	15	0%	39.7	48.18	0.087
4	60	15	0%	16.6	40.09	0.097
5	20	7.5	30%	19.5	42.74	0.067
6	60	7.5	30%	5.7	25.3	0.024
7	20	15	30%	40.9	57	0.066
8	60	15	30%	16.8	47.8	0.06
9	20	7.5	60%	19.8	50.44	0.036
10	60	7.5	60%	19.5	40	0.006
11	20	15	60%	35.5	68.7	0.029
12	60	15	60%	16.3	63.11	0.019



a) Réactions de contact dues à la précontrainte



b) Réactions de contact dues au chargement axial du tronçon

Figure 6. Exemple de résultats obtenus pour les réactions.

4. Dimensionnement en fatigue du tronçon en té avec la recommandation VDI 2230 et la norme Eurocode 3

Les courbes de résistance à la fatigue préconisées par la norme VDI 2230, par Guillot et par l'Eurocode 3 sont utilisées pour déterminer les durées de vie respectives de chaque géométrie de tronçon en té avec les trois niveaux de précontraintes simulées avec le code de calcul CASTEM (tableau 1) en supposant la tige du boulon soumise à un cycle de contraintes de traction à amplitude constante. L'ensemble des résultats obtenus est présenté dans le tableau 2.

Pour l'ensemble des cas traités, des écarts très significatifs entre le modèle VDI 2230 et l'Eurocode 3 sont constatés. La recommandation VDI 2230 dimensionne avec une probabilité de rupture de 0,01 à 10^5 cycles, le modèle modifié par Guillot présente une probabilité de rupture plus proche de 0,1 à 10^5 cycles alors que la résistance à la fatigue à 2 millions de cycles a été évaluée avec une probabilité de rupture de 0,05 dans le cas de l'Eurocode 3. Les étendues de contrainte calculées avec l'Eurocode 3 sont très conservatives et ne semblent pas adaptées pour optimiser un assemblage boulonné pour des applications du Génie Civil.

La comparaison des cas 1, 5 et 9 pour des efforts de précontrainte respectifs de 0, 20 et 40 kN, met en évidence une augmentation de la durée de vie du boulon avec les deux premiers modèles de dimensionnement issus de la recommandation VDI. En revanche, cette tendance n'est pas vérifiée avec l'Eurocode 3 qui considère seulement l'étendue de contraintes du cycle sans prendre en compte la contrainte moyenne.

Pour des tronçons en té avec une charge fortement excentrée (cas 2 et 6), la durée de vie liée à l'application d'une précontrainte de 20 kN est multipliée par 2. Appliquer une précontrainte de 40 kN permet de diminuer très fortement le moment de flexion dans le boulon (tableau 1) et offre la possibilité d'écarter la position du boulon (paramètre m) tout en augmentant la durée de vie du tronçon. La précontrainte représente le paramètre le plus important à prendre en compte dans les assemblages soumis à des charges excentrées, cependant l'Eurocode 3 ne préconise pas la prise en compte de cette grandeur dans le dimensionnement.

Tableau 2. Calculs de durée de vie du boulon à partir du modèle VDI 2230, du modèle VDI modifié par Guillot et de l'Eurocode 3.

Cas n°	ΔF (0,5-0,25) F_{ult}	σ_a (MPa)	σ_m (MPa)	σ_m/f_{yb}	Limite d'endurance (MPa)	N cycles VDI 2230	N cycles Guillot	N cycles EC3
1	9,4	124,6	432,7	0,68	62,7	1,0E+05	2,2E+05	1,6E+04
2	2,7	73,2	262,6	0,41	75,3	1,1E+06	1,0E+06	8,0E+04
3	19,8	136,1	418,9	0,65	63,7	7,3E+04	1,7E+05	1,2E+04
4	8,3	125,4	405,0	0,63	64,7	1,2E+05	2,4E+05	1,6E+04
5	10,1	131,9	332	0,52	70,1	1,3E+05	2,6E+05	1,4E+04
6	2,8	41,8	188,4	0,29	80,8	3,0E+06	2,1E+06	4,3E+05
7	21,6	136,7	415,8	0,65	63,9	7,3E+04	1,7E+05	1,2E+04
8	8,3	118,1	358,3	0,56	68,2	1,9E+05	3,3E+05	1,9E+04
9	9,4	72,5	353,9	0,55	68,5	8,7E+05	9,1E+05	8,2E+04
10	9,3	8,3	268,1	0,42	74,9	> 1E+06	> 1E+06	> 5E+06
11	17,8	8,3	268,1	0,42	74,9	7,1E+05	6,0E+05	7,5E+04
12	7,8	8,3	268,1	0,42	74,9	> 1E+06	> 1E+06	4,7E+05

5. Conclusion

Des modèles analytiques couplés aux calculs de contraintes dans le boulon par la méthode des éléments finis sur le tronçon en té ont permis de mettre en évidence les influences respectives de la précontrainte, de l'épaisseur de la semelle et de l'excentration des boulons par rapport à l'axe du tronçon en té sur la limite de fatigue de l'assemblage boulonné.

Les analyses mettent en évidence une influence négative de l'excentration des boulons sur la durabilité de l'assemblage pour une précontrainte faible ou encore une influence négative de la diminution de l'épaisseur de la semelle. Ainsi le paramètre m doit être minimisé et le tronçon en té aussi rigide que possible. La grandeur de la précontrainte introduite dans le boulon joue cependant le rôle le plus déterminant sur la tenue en service de l'assemblage et notamment pour un chargement fortement excentré (cas des boulons excentrés du té) qui entraîne

de grandes déformations de flexion des pièces assemblées. La force de serrage doit ainsi être aussi élevée que possible. L'Eurocode 3 ne prend pas en compte la contrainte moyenne dans son modèle, certainement en raison de l'incertitude sur la valeur de la précontrainte installée. L'amélioration de la précision du serrage est un des problèmes fondamentaux de la mise en œuvre des assemblages boulonnés récents. Les résultats issus de la recommandation VDI 2230 sont moins conservatifs que ceux issus de l'Eurocode 3. Guillot affirme que le modèle proposé par la recommandation VDI peut être utilisé sans risque, alors que les écarts des limites de fatigue avec la norme Eurocode 3 sont très importants. Afin de pouvoir dimensionner de façon optimale le tronçon en té, des essais de fatigue pour établir nos propres courbes S-N s'avèrent nécessaires. Ces données expérimentales permettront de vérifier ou de mettre en défaut les modèles existants qui préconisent aujourd'hui un dimensionnement sous sollicitation uni-axiale alors que le fond de filet d'un boulon est le siège d'un état de contrainte multiaxial complexe.

6. Références

- [ABI 14] Abidelah A., Bouchaïr A., Kerdal D.E., 2014 Influence of the flexural rigidity of the bolt on the behavior of the T-stub steel connection, *Engineering Structures*, 81: 181-194.
- [ALK 03] Alkhatib Z., Analyse de comportement des assemblages métalliques renforcés par contre-plaques - Approche numérique et validation expérimentale, Thèse de doctorat de l'Université Blaise Pascal, Clermont II, juillet 2003.
- [ALK 07] Alkhatib Z, Bouchaïr A. « Analysis of a bolted T-stub strengthened by backing-plates with regard to Eurocode 3 » *J Constr Steel Res* 2007; 63 (12): 1603-15.
- [BES 94] Besset B., Souvignet R., *Dimensionnement des filetages fortement chargés*, Rapport d'étude 187 881, CETIM, novembre 1994.
- [BUR 98] Bursi O. S. and Jaspart J.P., « Basic issues in the finite element simulation of extended end-plate connections », *Comp. & Struct.*, vol. 69, pp. 361-382, 1998.
- [CEA 16] CEA (Commissariat à l'Energie Atomique) "CAST3M Website", <http://www-cast3m.cea.fr>. Last visit in april 2016.
- [EN 04] EN 1993-1-8, Eurocode 3, 2004, Design of Steel Structures - Part 1-8: Design of joints.
- [EN 05] EN1993-1-9, CEN, Eurocode 3, 2005, Calcul des structures en acier, partie 1-9 : Fatigue, CEN.
- [FAR 06] Fares Y., 2006, Dimensionnement en fatigue des assemblages boulonnés à l'aide de critères de fatigue multiaxiale, Thèse. Institut National des Sciences Appliquées de Toulouse, Laboratoire de Génie Mécanique de Toulouse (LGMT) INSA-UPS, 197 p.
- [GER 97] Gebbeken, N., Wanzek, T., Petersen, C., Semi-rigid connections-T-stub, Modelle-Versuchsbericht-Experimental Investigations, Univ. Bundeswehr München, 83 p., 1997.
- [GIR 04] Girão Coelho AM, Bijlaard FSK, Gresnigt N, Da Silva LS., « Experimental assessment of the behaviour of bolted T-stub connections made up of welded plates », *J. Constr. Steel Res.*, 2004; 60 (2): 269-311.
- [GUI 87] Guillot J., *Assemblages par éléments filetés*, Techniques de l'Ingénieur, Vol. B5, No. 560, 561 et 562, 1987.
- [HER 13] Herrera RA, Bravo M, Gómez G, Aedo G. « Performance of built-up T-stubs for Double T moment connections », *J. Constr. Steel Res.*, 2013; 88: 289-95.
- [MAS 94] Massol J., 1994, Etude des assemblages boulonnés à chargement faiblement excentré soumis à des sollicitations de fatigue, Thèse de Doctorat, Institut National des Sciences Appliquées de Toulouse.
- [MIN 06] Minas EL, Charlis JG. « An incremental model for predicting the mechanical characteristics of T-stub steel connections » *J Mech Mater Struct* 2006; 1 (7): 1135-59.
- [MIS 97] Mistakidis E.S., Baniotopoulos C.C. and Bisbos E.S. « Steel T-stub connections under static bending: an effective 2D numerical model » *J. of Construct. Steel Research*, vol 44, nos. 1-2, pp. 51-67, 1997.
- [PIL 01] Piluso V., Faella C. and R. Gianvittorio, « Ultimate behavior of bolted T-stubs, II: Model validation », *J. of Struct. Eng.*, vol. 127, No. 6, pp. 694-704, 2001.
- [STA 10] Stamatopoulos GN, Ermopoulos JCh. « Influence of the T-stub flexibility on its strength » *Int J Steel Struct* 2010; 10 (1): 73-79.

- [SWA 02] Swanson JA, Kokan DS, Leon RT. « Advanced finite element modeling of bolted T-stub connection components » *J Constr Steel Res* 2002; 58 (5): 1015-31.
- [VDI 83] Norme VDI 2230, *Systematische Berechnung hochbeanspruchter Schraubenverbindungen zylindrische Einschraubenverbindungen*, avril 1983.
- [WAN 99] Wanzek T, Gebbeken N. Numerical aspects for the simulation of end plate connections, In: Numerical simulation of semi-rigid connections by the finite element method (Ed.: Viridi KS), COST C1, Report of working group 6-Numerical simulation, Brussels, 1999: 13-31. (In Chapter 4).
- [ZOE 74] Zoetemeijer P., A design method for the tension side of statically loaded bolted beam to column connections, Heron 20, no. 1, Delft University, Delft, Holland, 1974.