

# ANALYSE FIABILISTE D'ASSEMBLAGES COUVRE-JOINT EN ACIER INOXYDABLE

**J. AVERSENG, A. BOUCHAÏR, A. CHATEAUNEUF**

Université Montpellier 2, Laboratoire de Mécanique et Génie Civil, UMR 5508 – CC 048,  
Place Eugène Bataillon, 34095 Montpellier Cedex 5  
Clermont Université, Université Blaise Pascal, LaMI, Polytech, BP 206, 63000 Clermont-Ferrand

## 1. INTRODUCTION

L'utilisation de l'acier inoxydable dans le domaine des structures se développe de plus en plus grâce aux nombreuses qualités de ce matériau. En effet, celui-ci possède un comportement non linéaire hautement ductile et fortement écrouissable, ce qui apporte une grande dissipation d'énergie sous chargement cyclique ou accidentel et d'importantes redistributions d'efforts avant rupture au sein des structures. De plus, c'est un matériau esthétique, résistant

à la corrosion et aux hautes températures. Il est donc parfaitement adapté pour la réalisation des assemblages structuraux qui nécessitent résistance et capacité de déformation. La réglementation prend en compte certaines de ses particularités, cependant certaines exigences, calquées sur le comportement de l'acier au carbone, sont incomplètes. Dans cette étude, une analyse fiabiliste du comportement d'un assemblage de type couvre-joint, modélisé numériquement, est présentée. Les résultats sont utilisés pour qualifier et enrichir les prescriptions actuelles vis-à-vis des objectifs de fiabilité des Eurocodes.

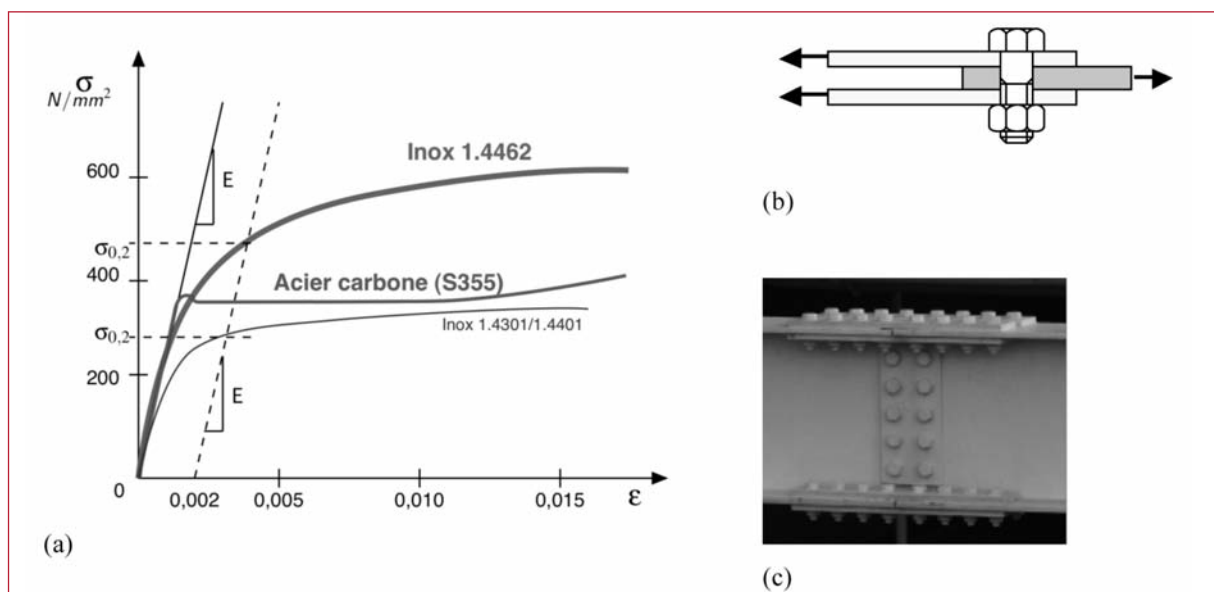


Figure 1. Courbes de comportement typiques (a) ; schéma de principe (b) et exemple d'assemblage couvre-joint (a)

## 1.1 Aciers inoxydables et assemblages

Le comportement des aciers inoxydables, contrairement à l'acier au carbone, est non linéaire sur tout leur domaine de déformation avec une certaine anisotropie. C'est pourquoi leur limite élastique est définie conventionnellement pour une déformation plastique de 0,2 % (figure 1.a). De plus, ces aciers peuvent montrer un fluage important à température ambiante, ce qui impose de limiter les contraintes à long terme [EUR 06].

Les assemblages de structure les plus courants utilisent comme organes d'assemblages des boulons qui peuvent être sollicités en traction, cisaillement ou une combinaison des deux. Parmi les différents types d'assemblages rencontrés en structure, le couvre-joint est assez commun car son principe de fonctionnement est simple et consiste à transmettre des efforts de traction ou de compression directe entre deux plaques par l'intermédiaire de boulons soumis à du cisaillement (figure 1.b). On rencontre aussi ce type d'assemblage dans des systèmes plus complexes, de type poutre-poteau ou en continuité de poutre, dans lesquels le moment fléchissant est transmis par différents couvre-joints en traction et en compression (figure 1.c).

## 1.2 Cadre réglementaire

Sur le plan réglementaire, le calcul des structures en acier inoxydable est couvert par l'EN1993-1-4 [CEN 04] qui comporte des additifs aux règles établies pour l'acier au carbone afin de prendre en compte les particularités des aciers inoxydables. La grande différence avec l'acier au carbone en terme de justification concerne la résistance en section nette et en pression diamétrale. Ainsi, pour un plat troué soumis à la traction, la résistance en section nette est donnée par l'équation [1] :

$$N_{u,Rd} = k_r \cdot A_{net} \cdot f_u / \gamma_{M2} \quad [1]$$

où  $k_r = (1 + 3 \cdot r \cdot (d_0/u - 0,3)) \leq 1$  ;  $r$  est le rapport du nombre de boulons en section sur le nombre total de boulons dans l'assemblage ;  $u = 2 \cdot e_2 \leq p_2$  ;  $A_{net}$  est la section nette ;  $d_0$  est le diamètre nominal du trou ;  $e_2$  et  $p_2$  sont respectivement la pince et l'entraxe transversal (figure 2).

La résistance en pression diamétrale est donnée par l'expression [2], sans modification par rapport au cas de l'acier carbone.

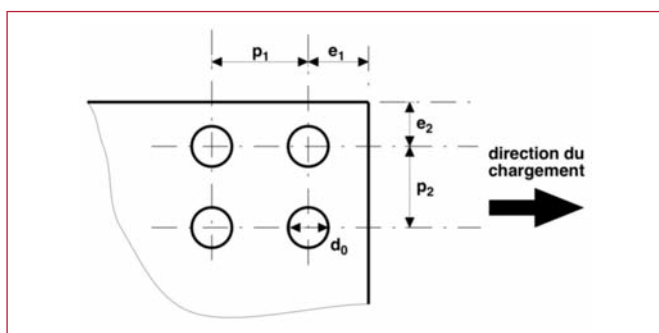


Figure 2. Notations réglementaires des dimensions d'un assemblage boulonné

$$F_{b,Rd} = k_1 \cdot \alpha_b \cdot f_u \cdot d \cdot t / \gamma_{M2} \quad [2]$$

dans laquelle  $\alpha_b = \min \{ e_1/(3 \cdot d_0) ; p_1/(3 \cdot d_0) - 1/4 ; f_{ub}/f_u ; 1.0 \}$ ,  $k_1 = \min \{ 2,8 \cdot e_2/d_0 - 1,7 ; 2,5 \}$  et  $e_1$  la pince longitudinale. Avec un acier inoxydable, les déformations des trous sous charges de service peuvent être pénalisantes, c'est pourquoi une valeur réduite de la limite ultime  $f_u$ , définie en [3] est introduite afin d'éviter une vérification aux états limites de services. En effet, cela impliquerait de déterminer, par un calcul complexe, les déformations de l'assemblage.

$$f_{ur} = 0,5 f_y + 0,6 f_u \quad [3]$$

## 1.3 Contexte de l'étude

Des études se sont intéressées au comportement d'éléments de structure en acier inoxydable [BUR 00][KOU 00][VAN 00] afin d'évaluer les dispositions de l'Eurocode 3. Une étude menée au LaMI [RYA 00][BOU 02][SCI 00] fût orientée sur les assemblages boulonnés de type couvre-joint en acier inoxydable (figure 3.a) et en particulier aux expressions réglementaires de résistance, à la capacité relative des assemblages et notamment à la déformation en pression diamétrale [BOU 05]. Ainsi, il a été montré qu'une vérification sous combinaison de charges aux états limites ultimes de résistance n'est pas suffisante pour éviter des déformations inacceptables aux états limites de service. Cette approche est en effet implicitement admise pour l'acier au carbone dont le faible rapport entre les limites ultime et élastique est généralement compris entre 1,1 et 1,5. Pourtant, ce rapport peut dépasser 2 pour les aciers inoxydables austénitiques alors que le rapport entre les sollicitations ELU et ELS est compris entre 1,35 et 1,5.

Récemment, une analyse multi composante d'assemblages du même type (figure 3.b) a été menée en s'appuyant sur un modèle numérique [BOU 08][AVE 09] prenant en compte les non linéarités matérielles et géométriques et les déformations locales au niveau du contact entre boulons et plaques (figure 3.a). Les résultats ont été validés par comparaison avec les données expérimentales sur trois assemblages de différentes dimensions. Cette approche a permis d'identifier les influences des différentes sources de déformations (figure 3.a) et les paramètres majeurs intervenant dans le comportement global de ces assemblages. Ceux-ci sont : la loi constitutive du matériau, l'épaisseur du plat, la pince longitudinale et la largeur de l'assemblage.

Bien que représentant fidèlement le comportement de ces assemblages, cette approche ne permet pas de tenir compte globalement de la variabilité de toutes les caractéristiques matérielles et dimensionnelles. De plus, nous avons montré que les expressions analytiques réglementaires, qui permettent de calculer la résistance de composants d'assemblage et qui sont établies dans un objectif de fiabilité connu, sont partiellement adaptées aux particularités des aciers inoxydables. C'est pourquoi une étude complémentaire à portée plus globale et s'appuyant sur les méthodes fiabilistes est menée. Cette analyse est menée sur

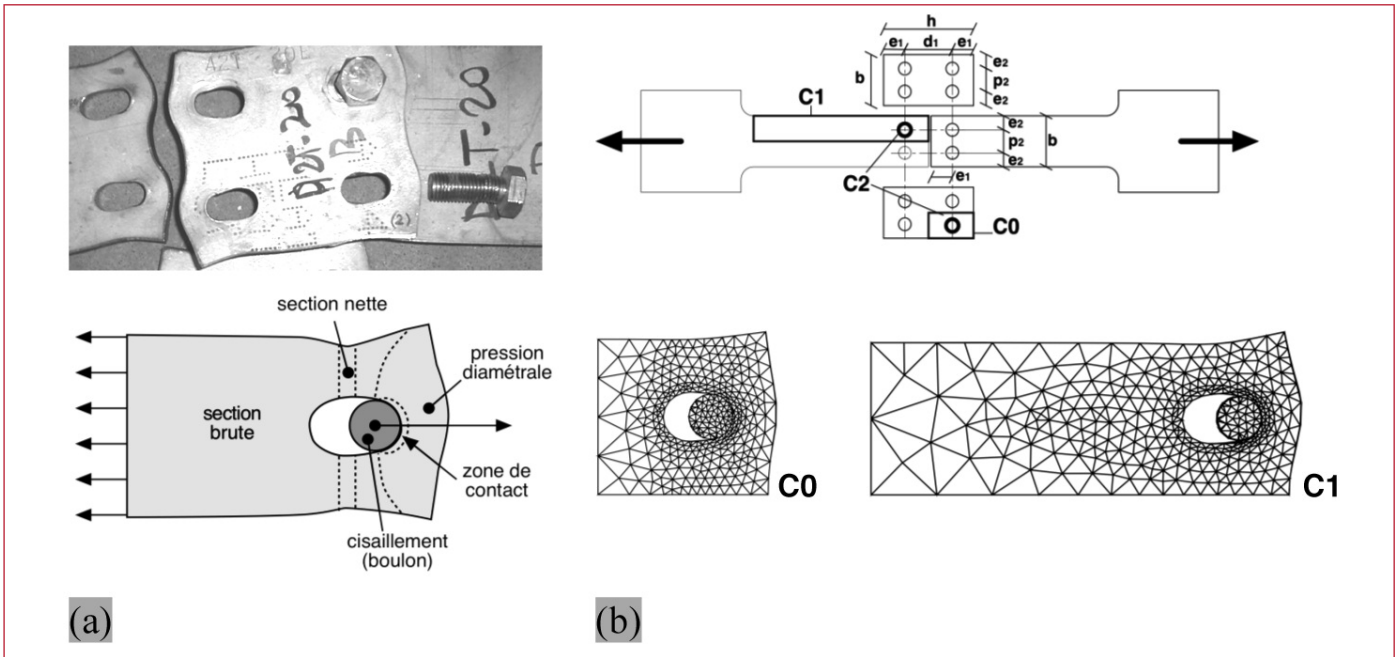


Figure 3. Résultat d'essais et sources de déformation (a) ; analyse multi composantes à l'aide d'un modèle éléments finis (b)

un méta-modèle de la fonction d'état limite construit à partir de données issues d'un modèle numérique mis à jour et paramétré pour cette étude.

## 2. MÉTA-MODÈLE D'UNE COMPOSANTE D'ASSEMBLAGE DE TYPE COUVRE JOINT

Afin d'évaluer d'un point de vue fiabiliste le critère de résistance ou tout autre critère lié au comportement d'un assemblage, il est nécessaire de s'intéresser à la fonction d'état limite correspondante. Or cette fonction comporte de nombreux paramètres et peut être très complexe à évaluer. Il peut donc être intéressant d'utiliser à la place un méta-modèle approché de même ordre. Ce modèle alternatif présente alors comme avantage de fournir rapidement au sein d'une seule entité les caractéristiques et les comportements de toute une population d'assemblages sans avoir à recourir systématiquement à une analyse numérique lourde. Il présente également l'avantage d'atténuer le bruit numérique résultant du calcul numérique non linéaire, ce qui

favorise la stabilité de l'algorithme de calcul de la fiabilité de l'assemblage. De plus, c'est un modèle continu qui permet dans une certaine mesure d'effectuer des extrapolations. Ce méta-modèle est construit à partir d'un nombre limité de valeurs issues d'un modèle de référence. On s'appuie ici sur le modèle éléments finis d'une composante simple représentant un axe en contact dans une plaque trouée (figure 4).

### 2.1 Modélisation éléments finis

Ce modèle fait partie d'un modèle d'assemblage plus général [AVE 09]. L'axe est modélisé comme un cylindre lisse de diamètre  $d$  et de hauteur deux fois plus importante que l'épaisseur  $t$  de la plaque. Sa face inférieure est bloquée selon  $z$  et ses deux faces sur  $x$  (direction du chargement imposé en déplacement) et  $y$ . La plaque est percée d'un trou de diamètre  $d_0$  positionné sur son axe longitudinal. Dans son plan, le bord inférieur et le côté gauche sont bloqués transversalement, à l'image de la composante C1 du modèle initial (figure 3.b). Selon  $z$ , les coins et quatre points autour du trou en face inférieure sont maintenus (figure 4).

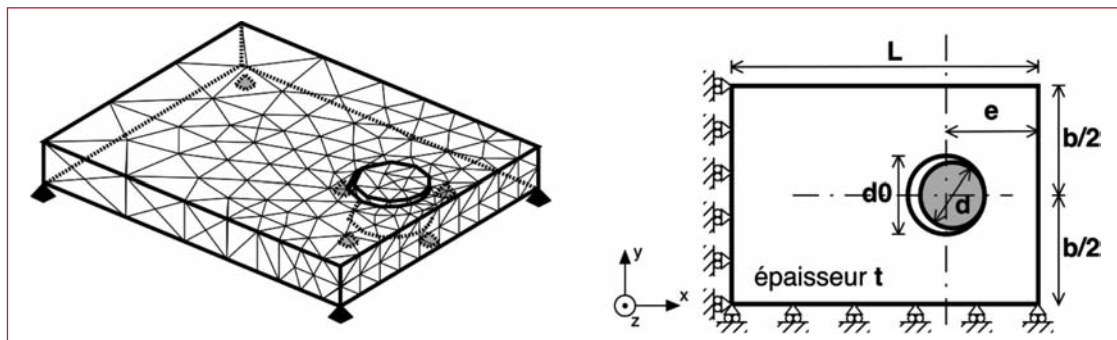


Figure 4. Maillage, conditions d'appuis et paramètres du modèle numérique

Le chargement est un déplacement imposé à l'axe de 10 mm selon x, ce qui permet d'aller au-delà des critères de déplacement en phase ultime typiquement adoptés [KIM 99]. La courbe de comportement pour le matériau constituant la plaque est dérivée de celle d'un acier au carbone par l'intermédiaire du facteur k. Elle est de type bilinéaire, de pente  $E = 210$  GPa dans le domaine élastique et telle que le rapport  $f_u/f_y$  est égal à k pour un taux de déformation arbitraire de 70 %. Le matériau constituant le boulon est un acier inoxydable de limite ultime  $f_{ub} = 800$  MPa à 25 % d'allongement dont la courbe est issue de tests expérimentaux [RYA 00].

## 2.2 Plan d'expérience

Le modèle numérique est utilisé pour générer les lois de comportement en force-déplacement d'une population de plus de 400 assemblages définis par les paramètres variables suivants (figure 4) : la largeur du plat b, la pince longitudinale e, l'épaisseur t et la loi constitutive du matériau. La longueur L du plat et les diamètres d et  $d_0$  respectivement du boulon et du trou sont fixés. Les domaines de variation des différents paramètres sont donnés dans le tableau 1.

Paramètres variables	Valeur	paramètres fixes	Valeur
b	30 à 80 mm	L	100 mm
e	15 à 50 mm	$d_0$	22 mm
t	8 à 12 mm	D	20 mm
k	1 à 1,4		

Tableau 1. Valeurs des paramètres retenus pour le modèle numérique d'assemblage

Pour chaque calcul, en sortie de ce modèle, plusieurs informations sont extraites de la courbe de comportement force-déplacement : la rigidité initiale, le déplacement et la rigidité à l'état final, la force maximale atteinte. Dans cette étude, des résistances sécantes pour des déplacements conventionnels de 2 et 5 mm au niveau du diamètre du trou sont identifiées et permettent de qualifier l'assemblage en termes de résistance et de capacité de déformation (figure 5).

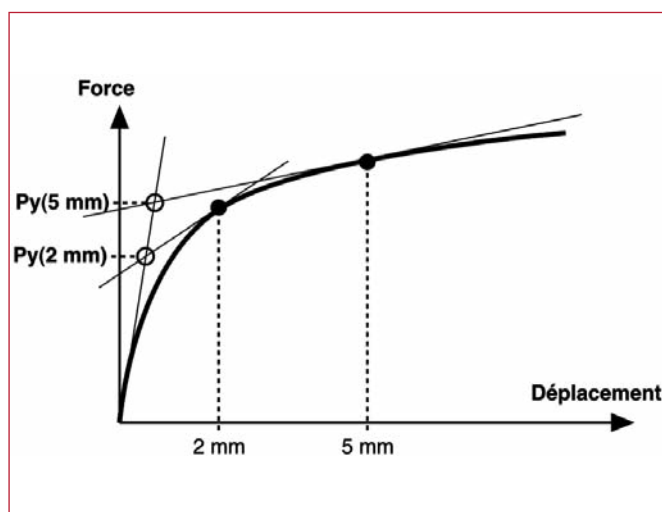


Figure 5. Définition de la résistance sécante  $P_y$  à partir de la réponse force-déplacement

## 2.3 Méta-modèle

Le méta-modèle construit est une surface de réponse quadratique obtenue par régression au sens des moindres carrés sur la base des données issues du modèle de référence éléments finis. L'erreur relative par rapport aux données de référence est inférieure à 5 %, ce qui assure une bonne représentativité du comportement dans le domaine de variation des paramètres (tableau 1).

La comparaison avec les formules de résistance de l'Eurocode 3 a montré que l'on a bien affaire dans cette étude à un type d'assemblage favorisant la ruine en pression diamétrale, conformément à l'étude expérimentale initiale [RYA 00].

En effet, la résistance  $F_{br}$  est systématiquement la plus faible parmi les critères étudiés (figure 6.a). En comparant cette résistance avec les résistances  $P_y$  du modèle numérique, nous constatons qu'elle est également inférieure, et de beaucoup, dans la majorité des cas (figure 6.b), ce qui implique une sous-estimation de la capacité réelle. Dans cette étude, le coefficient de sécurité partiel pour le matériau est pris égal à 1 et la contrainte ultime est réduite en fonction du rapport  $f_u/f_y$  (equ. [3]). Les résistances sécantes issues du modèle  $P_y(2$  mm) et  $P_y(5$  mm) correspondent à la force au point de concours de la tangente initiale et de la tangente prise à 2 mm et 5 mm de déplacement respectivement sur la courbe de comportement (force-déplacement).

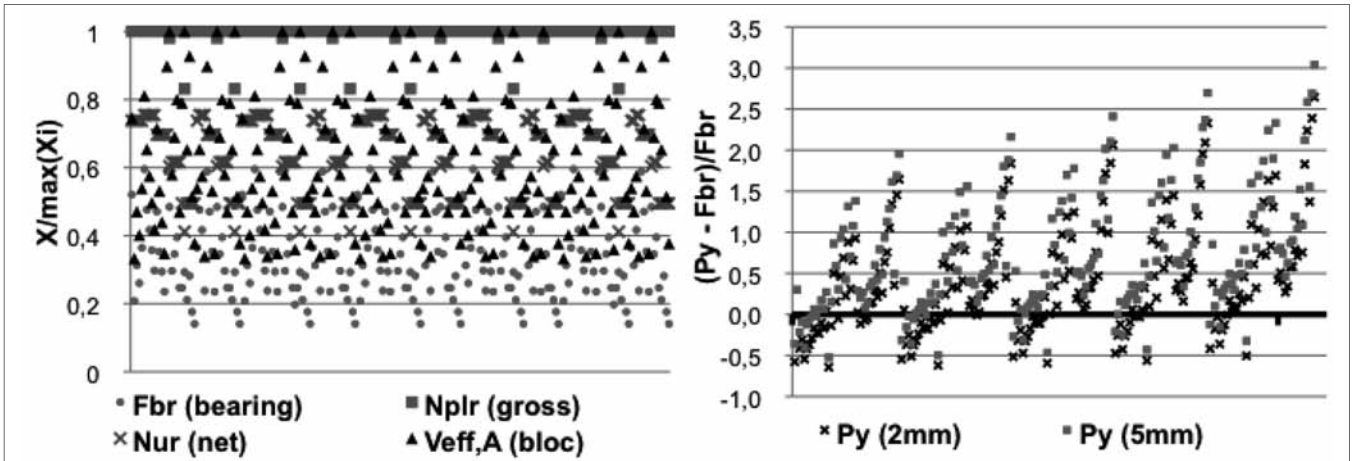
## 3. FIABILITÉ STRUCTURALE

### 3.1 Principe

La fiabilité des structures consiste à vérifier la probabilité de respecter les états limites, compte tenue des incertitudes provenant des paramètres dimensionnels et matériels, des charges appliquées, des modèles de calcul, des conditions de construction et d'usage. Chaque état limite traduit l'apparition d'un mode de défaillance en fonction de paramètres pour lesquels les incertitudes et fluctuations se modélisent sous la forme de distributions aléatoires. L'objectif de l'analyse fiabiliste est d'évaluer la probabilité d'occurrence d'un mode de défaillance en particulier. Pour chaque mode de défaillance, la fonction d'état limite  $G(X_i, d_k)$  est définie à partir des variables aléatoires  $X_i$ , dont les réalisations sont notées  $x_i$ , et des variables de conception  $d_k$ . Conventionnellement, cette fonction définit l'état de sûreté par des valeurs positives et l'état de ruine par des valeurs négatives. La probabilité de défaillance associée à l'état limite est donc calculée par [LEM 05] :

$$P_f = \Pr [G(x_i, d_k) \leq 0] = \int_{G(x_i, d_k) \leq 0} f_{X_i}(x_i) dx_1 \cdots dx_n \quad [4]$$

où  $f_{X_i}(x_i)$  représente la densité de probabilité des variables  $X_i$ . Cependant, l'évaluation de l'intégrale [4] est complexe,



**Figure 6. Niveau relatif des résistances calculées selon différents critères de l'EC3**  
**(a) ; Écart relatif entre la résistance obtenue numériquement tangentielle à 2 et 5 mm et la résistance en pression diamétrale**  
**(b) ; Résultats obtenus sur l'ensemble des spécimens étudiés et définis dans le Tableau 1.**

ce qui a conduit au développement de la méthode FORM (First Order Reliability Method) [DIT 96] qui introduit un indice de fiabilité représentant la marge minimale entre le point traduisant l'état de fonctionnement et le point de plus probable défaillance  $P^*$  dans l'espace des variables normées. Cet indice peut être évalué en résolvant le problème d'optimisation sous contraintes :

$$\beta = \min \sqrt{\sum_j u_j^2} \quad [5]$$

sous la condition:  $G(x_i, d_k) \leq 0$

où les  $u_j$  sont les variables normées réduites obtenues par la transformation probabiliste T des variables physiques.

$$u_j = T_j(x_i, d_k) \quad \text{et} \quad x_i = T_i^{-1}(u_j, d_k) \quad [6]$$

Dans l'approximation de la méthode FORM, la probabilité de défaillance est alors évaluée par [DIT 96] :

$$P_f \approx \Phi(-\beta) \quad [7]$$

où  $\Phi$  est la distribution Gaussienne standard. La seule difficulté dans l'application de cette méthode réside alors dans l'évaluation de la fonction d'état limite qui, pour le type d'assemblage étudié, peut être très complexe.

### 3.2 Fiabilité d'un assemblage de type couvre-joint

Le méta-modèle préétabli dans notre étude est utilisé pour éviter l'emploi direct du modèle éléments finis non linéaire, coûteux en temps de calcul [CHA 02]. Ce modèle à surface de réponse fournit le chargement limite  $P_y(b, e_1, t, k)$  en fonction des paramètres de l'assemblage. Cet assemblage est soumis au chargement de calcul. La fonction d'état limite est alors définie par :

$$G(x_i, d_k) = P_U(b, e_1, t, k) - P_A(P_G, P_Q) \quad [8]$$

où  $P_G$  et  $P_Q$  sont respectivement les actions dues aux charges permanentes et d'exploitation. Pour un assemblage donné, le chargement appliqué est calculé par le règlement en vigueur, en l'occurrence l'Eurocode. Etant donné que nous nous intéressons à la variabilité de la résistance dans cette étude, le chargement est défini de manière déterministe par la relation  $P_A = 1,35 P_{G,k} + 1,5 P_{Q,k}$ , où les facteurs partiels de sécurité assurent une faible probabilité d'occurrence d'un tel niveau de chargement, pendant la durée de vie de l'ouvrage. Ainsi, la probabilité calculée n'est pas celle de la défaillance structurale, mais plutôt celle de la défaillance vis-à-vis du chargement réglementaire.

Pour la capacité de l'assemblage correspondant au croisement des tangentes initiale et à 5 mm de déplacement, la surface de réponse quadratique obtenue prend la forme :

$$P_U(b, e_1, t, k) = -217,77 + 36,01 b - 22,26 e_1 + 178,77 t - 16,36 k - 6,30 b^2 - 6,36 e_1^2 - 140,05 t^2 - 21,06 k^2 + 8,54 b e_1 + 17,14 b t + 11,21 b k + 20,28 e_1 t + 15,08 e_1 k + 97,21 t k \quad [9]$$

Les variables aléatoires considérées sont indiquées dans le tableau 2. Le calcul FORM conduit à un indice de fiabilité  $\beta = 4,50$ , correspondant à une probabilité de défaillance de  $P_f = 3,4 \times 10^{-6}$ , ce qui est très conservateur par rapport aux objectifs fixés par les Eurocodes ( $10^{-2}$  pour l'état limite de service et  $10^{-4}$  pour l'état limite ultime). Il est donc possible de réduire les dimensions de ce type d'assemblage, ou d'augmenter le niveau de chargement admissible pour des dimensions données. La figure 7 illustre l'importance des variables aléatoires, où, sans surprise, le rapport des caractéristiques du matériau ( $k=f_u/f_y$ ) et l'épaisseur présentent la grande part vis-à-vis du critère de défaillance. Cette importance se traduit par des coefficients partiels de sécurité qui doivent être égaux à 1,25 pour le matériau ( $k$ ) et à 1,16 pour l'épaisseur ( $t$ ), les valeurs nominales peuvent être directement considérées pour les deux autres variables (i.e. coefficients partiels égaux à l'unité).

variables	Distribution	Moyenne	Ecart-type
$b$	lognormale	60 mm	1,0 mm
$e_1$	lognormale	30 mm	1,0 mm
$t$	lognormale	10 mm	0,5 mm
$k$	lognormale	1,00	0,07

Tableau 2. Variables aléatoires pour le calcul fiabiliste

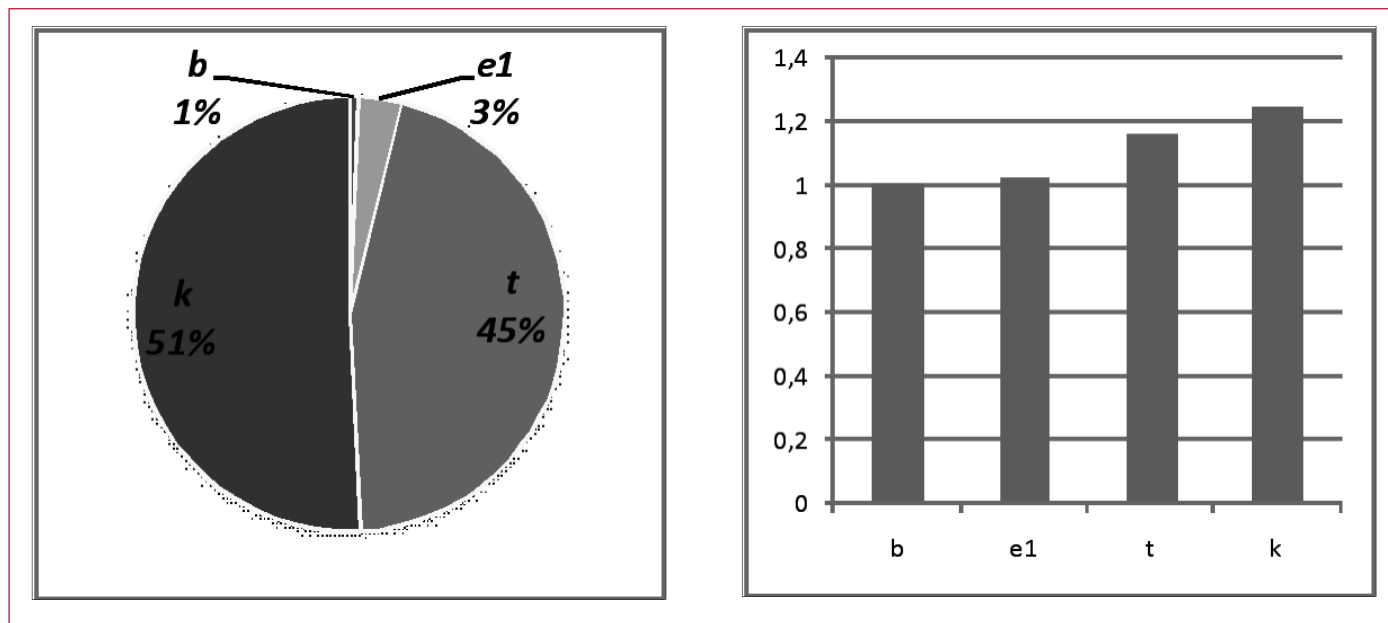


Figure 7. Importance des variables aléatoires et coefficients partiels de sécurité.

## 4. CONCLUSION

L'étude présentée couple l'analyse expérimentale, numérique et fiabiliste pour la qualification des assemblages boulonnés en acier inoxydable. Alors que les règles applicables à l'acier au carbone sont actuellement extrapolées pour le dimensionnement des aciers inoxydables, l'analyse de fiabilité montre le potentiel disponible engendré par la grande ductilité et marge de résistance de ce type de matériau. La capacité de réserve, traduite par le grand niveau de fiabilité et la faible probabilité de défaillance, montre qu'il est possible de mieux exploiter les spécificités de l'acier inoxydable tout en restant dans les objectifs de fiabilité fixés par les Eurocodes. Par une amélioration des règles de dimensionnement, cela pourrait rendre ce matériau plus compétitif pour des applications en structures. Des études sont en cours pour étendre ce travail en s'intéressant à une gamme plus large de configurations géométriques et matérielles d'assemblages en acier inoxydable.

## 5. BIBLIOGRAPHIE

- [AVE 09] AVERSENG J., BOUCHAÏR A., « Modelling and analysis of bolted stainless steel cover plate joints ». *European Journal of Environmental and Civil Engineering*, Vol. 13(4), 2009, pp. 443–455.
- [BOU 02] BOUCHAÏR A., BAPTISTA A., « Strength and defor-

mation of stainless steel bolted joints with reference to Eurocode 3 », *3th Eurosteel Conference*, Coimbra, Portugal, septembre 2002, Vol. 2, pp. 879-888.

- [BOU 05] BOUCHAÏR A., « Resistance and ductility of stainless steel bolted connections », *COST-C12, Improvement of Buildings Structural Quality by New Technologies, Final Conference*, Innsbruck (Austria), 20-22 janvier 2005, Edition Shaur et al., pp. 311-321.
- [BOU 08] BOUCHAÏR A., AVERSENG J., ABIDELAH. A., « Analysis of the behaviour of stainless steel bolted connections », *Journal of Constructional Steel Research*, Vol. 64, 2008, pp. 1264-1274.
- [BUR 00] BURGAN B.A., BADDOO N.R., GILSENAN K. A., « Structural design of stainless steel members - comparison between Eurocode 3, Part 1.4 and test results ». *Journal of Constructional Steel Research*, Vol. 54, n°1, 2000, pp. 51-73.
- [CEN 04] Comité Européen de Normalisation, *Eurocode 3 - prEN 1993 - Partie 1-4 : Règles générale - Règles supplémentaires pour les aciers inoxydables*, Bruxelles, 2005.
- [CHA 02] CHATEAUNEUF A., PENDOLA M., HEINFLING G., DEFAUX G., *Etude des aéro-réfrigérants par couplage éléments finis et fiabilité*, *Revue européenne des éléments finis*, vol. 11, n°1, 2002, pp. 101-126.
- [DIT 96] DITLEVSEN O., MADSEN HO., *Structural reliability methods*, John Wiley and Sons, 1996.

- [EUR 06] *Design Manual for Structural Stainless Steel*, EuroInox, Third edition, 2006.
- [GAY 04] GAYTON N., MOHAMED A., SORENSEN J.D., PENDOLA M., LEMAIRE M. « Calibration methods for reliability-based design codes », *Structural Safety*, 26 (1), 2008, pp. 91–121.
- [KIM 99] KIM H.J., YURA J.A., « The effect of ultimate-to-yield ratio on the bearing strength of bolted connections », *Journal of Constructional Steel Research*, Vol. 49, 1999, pp. 255-269.
- [KOU 00] KOUHI J, TALJA A, SALMI P, ALA-OUTINEN T. « Current R&D work on the use of stainless steel in construction in Finland ». *Journal of Constructional Steel Research*, Vol 54, 2000, pp. 31-50.
- [LEM 05] LEMAIRE M., en collaboration avec CHATEAUNEUF A. et MITTEAU J.C., *Fiabilité des Structures - Couplage Mécano-Fiabiliste Statique*, Hermes Science Publication, 2005, ISBN 2-7462-1057-6.
- [RYA 00] RYAN I., Bolted connections (WP4.2), ECSC Project - 7210-SA/327, Final Report for partner Ugine-CTICM, 2000.
- [SCI 00] SCI, Development of the use of stainless steel in construction, Contrat 7210-SA/842, 903, 904, 327, 134, 425, Final Report to ECSC, 2000.
- [VAN 00] VAN DEN BERG G. J., « The effect of the non-linear stress-strain behaviour of stainless steels on member capacity », *Journal of Constructional Steel Research*, Vol. 54, n°1, 2000, pp. 135-160..