

## Une méthode de calcul de la durée de vie à l'amorçage de fissure de fatigue dans un joint soudé en acier S355NL

Nicolas Lautrou, David Thévenet & Jean-Yves Cognard

ENSIETA

Laboratoire de Mécanique des Structures Navales

2 rue F. Verny, 29200 Brest

david.thevenet@ensieta.fr

### Résumé :

*Ce travail porte sur l'étude du comportement en fatigue d'assemblages soudés en acier S355NL, représentatifs d'éléments de structures navales. L'objectif est d'estimer la durée de vie à l'amorçage d'une fissure de fatigue pour ce type de structures. Notre approche se décompose en deux étapes.*

*Premièrement, un calcul de structure par éléments finis permet d'obtenir les cycles contrainte-déformation stabilisés en tout point de l'assemblage soudé pour un chargement d'amplitude constante ou variable. Ce calcul prend en compte le comportement élastoplastique du métal de base, une variation de la limite d'élasticité dans les différentes zones de la soudure basée sur des mesures de dureté, la géométrie locale du pied de cordon mesurée sur des photos de profil des éprouvettes, et éventuellement la présence de contraintes résiduelles.*

*Deuxièmement, dans le cas où une adaptation élastique rapide se produit, un post-traitement permet de calculer la durée de vie à l'amorçage d'une fissure de fatigue, par l'utilisation d'un modèle d'endommagement à deux échelles basé sur les travaux de Lemaitre et al. Les paramètres matériaux de ce modèle ont été identifiés à partir de courbes d'endurance établies pour le métal de base.*

*Pour valider l'approche proposée, des essais de fatigue en flexion quatre points ont été réalisés pour deux rapports de charge (0,1 et 0,3), sur des éprouvettes soudées réalisées par DCN. Pour compléter l'analyse, des mesures de contraintes résiduelles présentes dans les éprouvettes soudées ont été réalisées par diffraction de rayons X.*

*Les comparaisons entre les durées de vie expérimentales et les durées de vie calculées sont encourageantes pour la campagne d'essais réalisée. L'exploitation de la méthode proposée est à l'étude pour un autre mode opératoire de soudage.*

### Abstract :

*This work deals with the fatigue behavior of S355NL steel welded joints of naval structures. The approach suggested here, in order to estimate the fatigue crack initiation life, can be split into two stages.*

*Firstly, stabilized stress-strain cycles are obtained in any point of the welded joint by a finite element analysis, taking constant or variable amplitude loadings into account. This calculation takes account of : base metal elastic-plastic behavior; variable yield stress based on hardness measurements in the various zones of the weld, local geometry at the weld toe measured from specimen photographs, and residual stresses if any.*

*Secondly, if a fast elastic shakedown occurs, a two-scale damage model based on Lemaitre et al.'s work is used as a postprocessing in order to estimate the fatigue crack initiation life. Material parameters for this model were identified from two S-N curves established for base metal.*

*As a validation, four point bending fatigue tests were carried out on welded specimens provided by DCN. Two load ratios were considered : 0.1 and 0.3. Residual stress measurements by X-ray diffraction completed this analysis.*

*Comparisons between experimental and calculated fatigue lives are promising for the considered loadings. An exploitation of this method is planned for another welding process.*

### Mots-clefs :

**Amorçage de fissure de fatigue ; Joints soudés ; Modèle à 2 échelles**

## 1 Introduction

Les structures navales et offshore sont soumises à des sollicitations cycliques d'amplitude variable principalement dues à la houle. Ces chargements cycliques peuvent provoquer un endommagement par fatigue dans ces structures, principalement dans les joints soudés.

Ce travail porte sur l'étude du comportement en fatigue d'un assemblage soudé bout à bout représentatif des structures navales.

Le métal de base de ces assemblages est un acier couramment utilisé en construction navale, le S355NL. Les éprouvettes ont été découpées dans des plaques de 12 mm d'épaisseur fournies par DCN. Les 3 passes du cordon de soudure, sous procédé MAG semi-automatique, sont toutes réalisées du même côté dans un chanfrein de préparation à 50°, sur une latte support en céramique et sans bridage. Un soin particulier a été porté à la qualité des cordons de soudure et des radiographies sous rayons X ont permis de vérifier l'absence de défauts initiaux de soudage.

## 2 Caractérisation

Les caractéristiques suivantes ont été mesurées : comportement élastoplastique du métal de base, variations de dureté, géométrie du cordon de soudure, contraintes résiduelles présentes à la surface des éprouvettes. Des essais de fatigue en flexion quatre points ont été réalisés sur les éprouvettes soudées.

Le comportement élastoplastique du métal de base (acier S355NL) a été déterminé par des essais de traction monotone réalisés au cours de la thèse de El Malki Alaoui (2005) et par des essais de traction compression cyclique réalisés sur des éprouvettes cylindriques en déformation imposée.

La géométrie du cordon de soudure (en particulier : angle et rayon de raccordement) a été mesurée sur des photos de profils des éprouvettes soudées testées en fatigue. À cause du procédé de soudage, la géométrie est plus sévère du côté de la première passe que du côté de la dernière passe.

Des mesures de dureté ont été réalisées sur 5 échantillons de soudure prélevés dans les plaques. Plusieurs filiations de mesures ont permis de mesurer l'évolution de la dureté dans les différentes zones de la soudure : métal de base, Zone Affectée Thermiquement (ZAT), et métal fondu.

En l'absence d'information sur les contraintes résiduelles, nous avons d'abord choisi de détentionner une partie des éprouvettes soudées, par un maintien à 600°C pendant 30 min. Ensuite, des mesures de contraintes résiduelles en surface, par diffraction de rayons X, ont montré que celles-ci ne sont pas très importantes (Allain 2006).

L'absence de bridage au cours de l'opération de soudage induit un « désalignement » angulaire. Afin d'éviter un redressement des éprouvettes, indispensables pour des essais de traction compression, nous avons opté pour des essais de fatigue en flexion quatre points.

La différence de géométrie entre les deux côtés de la soudure (dessus et dessous), nous a permis de réaliser des essais de fatigue dans deux configurations différentes. Dans la première configuration, dite « endroit », le dessus de la soudure — côté de la dernière passe — est sollicité en traction ondulée, tandis que le dessous — côté de la première passe — est sollicité en compression ondulée. Dans la deuxième configuration, dite « envers », c'est l'inverse.

En l'absence de moyen de détection d'amorçage de fissure, nous avons utilisé un critère d'arrêt d'essai sur le déplacement. Les essais sont réalisés à force imposée, la rigidité de l'éprouvette diminuant avec l'apparition d'une fissure, cela se traduit par une augmentation du déplacement. L'essai est arrêté lorsque cette augmentation atteint une valeur seuil. Pour les niveaux d'effort

employés les déplacements maximum étaient de l'ordre de 0,5 à 1 mm, nous avons choisi une valeur seuil de 0,1 à 0,2 mm.

Afin de se rapprocher de la durée de vie à l'amorçage de fissure, la durée de propagation (depuis une fissure de longueur initiale forfaitaire jusqu'à la longueur de fissure mesurée après arrêt de l'essai) a été estimée pour chaque éprouvette, avec les outils classiques de la Mécanique Linéaire de la Rupture et les données matériaux du métal fondu et du métal de base (Cortial et al. 1996; El Malki Alaoui 2005). Les durées de vie expérimentales présentées sur la figure 2 tiennent compte de ces durées de propagation.

### 3 Calcul de structure

L'objectif du calcul de structure est de déterminer à chaque instant du chargement les champs de contraintes et de déformations dans la structure. On considère des chargements cycliques. Une structure soumise à un chargement cyclique d'amplitude constante est susceptible d'avoir une réponse cyclique stabilisée, après une phase transitoire qui peut durer plusieurs cycles. Au cours de cette phase transitoire, il peut y avoir des déformations plastiques dans la structure. La réponse stabilisée peut être soit purement élastique (i.e. les déformations plastiques n'évoluent plus), il y a alors adaptation, soit élastoplastique (i.e. les déformations plastiques évoluent de façon cyclique), il y a accommodation.

Partant du principe que s'il n'y a pas adaptation la durée de vie en fatigue sera limitée, nous ne traiterons en post-traitement que les cas présentant une adaptation.

Pour représenter le comportement élastoplastique de notre matériau, nous avons choisi d'utiliser un modèle inspiré de ceux présentés par Lemaitre et Chaboche (2004), utilisant deux écrouissages isotropes ( $R_1$  et  $R_2$ ) et deux écrouissages cinématiques ( $X_1$  et  $X_2$ ) :

$$f = J_2(\boldsymbol{\sigma} - \mathbf{X}_1 - \mathbf{X}_2) - R_1 - R_2 - \sigma_y, \quad (1)$$

$$dR_i = b_i(Q_i - R_i)dp \quad \text{et} \quad d\mathbf{X}_i = \frac{2}{3}C_i d\boldsymbol{\epsilon}^p - \gamma_i \mathbf{X}_i dp \quad i = 1, 2. \quad (2)$$

Après identification numérique des paramètres, par minimisation de l'écart entre les résultats expérimentaux et la réponse du modèle, ce modèle élastoplastique permet de décrire de manière satisfaisante à la fois le comportement monotone et le comportement cyclique (Lautrou et al. 2006).

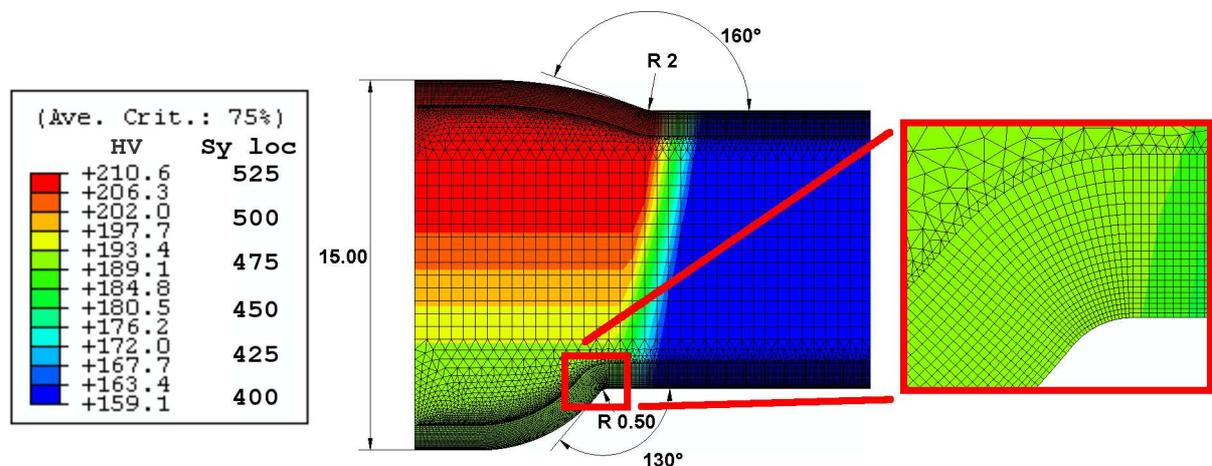


FIG. 1 – Champ de limite d'élasticité ( $S_y \text{ loc}$ ) et maillage pour la géométrie « moyenne »

Nous faisons l'hypothèse que les paramètres d'écrouissage sont identiques dans les différentes zones de la soudure (métal de base, ZAT et métal fondu). Par contre, nous prenons en

compte une limite d'élasticité variable dans ces différentes zones. Pour cela, nous faisons l'hypothèse de proportionnalité entre la limite d'élasticité et la dureté. Un champ de dureté, basé sur les mesures de dureté dans les échantillons soudés, est introduit dans le calcul de structure.

Les calculs de structures ont été réalisés pour trois géométries (« douce », « moyenne » et « sévère ») se distinguant par les valeurs choisies pour les angles et rayons de raccordement en pied de cordon. Pour chacune de ces trois géométries les calculs ont été menés pour chacun des chargements testés expérimentalement.

La figure 1 montre, pour la géométrie « moyenne », le champ de dureté introduit (avec une échelle indicative de la limite d'élasticité correspondante  $S_{y\text{ loc}}$ ) et le maillage utilisé.

Pour les calculs au cours desquels une adaptation rapide se produit, un modèle d'endommagement à deux échelles est utilisé en post-traitement pour estimer la durée de vie à l'amorçage d'une fissure de fatigue.

#### 4 Amorçage de fissure de fatigue

En fatigue à grand nombre de cycles, le comportement macroscopique est élastique. La plasticité et l'endommagement se produisent à une échelle inférieure et n'ont pas d'influence sur le comportement macroscopique tant que l'endommagement reste localisé. Le couplage entre déformation et endommagement peut être négligé partout sauf dans le Volume Élémentaire Représentatif (VER) où l'endommagement se produit.

Deux échelles sont introduites : l'échelle mésoscopique (échelle du VER) et l'échelle microscopique (échelle des microdéfauts). Cela conduit à considérer un modèle à deux échelles basé sur la micromécanique d'une inclusion élastoplastique endommageable à l'intérieur d'une matrice élastique.

L'inclusion est plus faible que la matrice par sa limite d'élasticité inférieure à celle de la matrice. La limite d'élasticité de l'inclusion représente la limite de fatigue macroscopique : en dessous de cette limite, il n'y aura ni plasticité ni endommagement dans l'inclusion, il n'y aura pas d'amorçage de fissure de fatigue. Lorsque l'endommagement dans l'inclusion atteint une valeur critique, l'inclusion est rompue, cela correspond à l'amorçage d'une fissure à l'échelle de la matrice.

Les déformations dans l'inclusion  $\epsilon$  sont reliées aux déformations élastiques dans la matrice  $E$  par la loi de localisation suivante :

$$\epsilon - \beta \epsilon^P = \epsilon^e + (1 - \beta) \epsilon^P = \mathbf{E}, \quad (3)$$

où  $\epsilon^e$  et  $\epsilon^P$  sont respectivement les déformations élastiques et plastiques dans l'inclusion, et où  $\beta$  est un paramètre issu de l'analyse d'Eshelby (1957) d'une inclusion sphérique dans une matrice infinie :  $\beta = \frac{2}{15} \frac{(4-5\nu)}{(1-\nu)}$ .

Le couplage entre les déformations et l'endommagement isotrope  $D$  est basé sur le concept de la contrainte effective  $\tilde{\sigma}$  et le principe d'équivalence en déformation qui conduisent à la loi d'élasticité couplée à l'endommagement :

$$\epsilon^e = \frac{1 + \nu}{E} \tilde{\sigma} - \frac{\nu}{E} \text{Tr}(\tilde{\sigma}) \mathbf{1} = \frac{1 + \nu}{E} \frac{\sigma}{(1 - D)} - \frac{\nu}{E} \frac{\text{Tr}(\sigma)}{(1 - D)} \mathbf{1}. \quad (4)$$

La limite d'élasticité de l'inclusion est la limite de fatigue, notée  $\sigma_f$ . Avec un seul écrouissage (cinématique linéaire) et le critère de Von Mises, la fonction seuil de plasticité s'écrit :

$$f = J_2(\tilde{\sigma} - \mathbf{X}) - \sigma_f \quad \text{avec :} \quad J_2(\sigma) = \sqrt{\frac{3}{2} \sigma^d : \sigma^d} \quad \text{et} \quad \sigma^d = \sigma - \frac{\text{Tr}(\sigma)}{3} \mathbf{1}. \quad (5)$$

Les lois d'évolution des déformations plastiques  $\epsilon^p$ , de l'érouissage cinématique  $\mathbf{X}$  et de l'endommagement  $D$  sont les suivantes :

$$d\epsilon^p = \frac{3}{2} \frac{\tilde{\sigma}^d - \mathbf{X}}{J_2(\tilde{\sigma} - \mathbf{X})} dp, \quad d\mathbf{X} = \frac{2}{3} C (1 - D) d\epsilon^p \quad \text{et} \quad dD = \left(\frac{Y}{S}\right)^s dp. \quad (6)$$

où  $Y$  est le taux de restitution d'énergie défini par :

$$Y = \frac{1 + \nu}{2E} \left[ \frac{\text{Tr}(\langle \boldsymbol{\sigma} \rangle_+^2)}{(1 - D)^2} + h \frac{\text{Tr}(\langle \boldsymbol{\sigma} \rangle_-^2)}{(1 - hD)^2} \right] - \frac{\nu}{2E} \left[ \frac{\langle \text{Tr}(\boldsymbol{\sigma}) \rangle^2}{(1 - D)^2} - h \frac{\langle -\text{Tr}(\boldsymbol{\sigma}) \rangle^2}{(1 - hD)^2} \right], \quad (7)$$

où  $\langle \cdot \rangle$  est la partie positive d'un scalaire ( $\langle x \rangle = x$  si  $x \geq 0$  et  $\langle x \rangle = 0$  si  $x < 0$ ), et où  $h$  est un paramètre de fermeture de microdéfauts qui vaut 0, 2 pour la plupart des métaux (Lemaitre et Desmorat 2005).

Tant que la déformation plastique cumulée  $p$  n'a pas atteint le seuil d'endommagement  $p_D$ , l'endommagement ne se développe pas ( $dD \neq 0$  seulement si  $p \geq p_D$ ). Lorsque l'endommagement  $D$  atteint une valeur critique  $D_c$ , il y a amorçage d'une fissure. Cet endommagement critique dépend du chargement et est lié à l'endommagement critique en traction uniaxiale monotone  $D_{1c}$  par la relation  $D_c = D_{1c} \frac{(\sigma_u)^2}{2EY} \leq 1$ , où  $\sigma_u$  est la contrainte ultime.

Les paramètres  $S$ ,  $s$  et  $p_D$  sont respectivement la résistance à l'endommagement, un exposant de non linéarité et le seuil d'apparition de l'endommagement.

Le seuil d'endommagement  $p_D$  dépend du chargement. Le bon indicateur pour prédire l'amorçage de l'endommagement est l'énergie stockée. Pour un chargement cyclique, Desmorat (2000) propose de calculer l'énergie stockée à la fin de chaque cycle, avec l'hypothèse de plasticité parfaite à la valeur de contrainte maxi  $\sigma_{eq} = cste = \sigma_{eq}^{\max}$  ainsi qu'à la valeur de contrainte mini  $\sigma_{eq} = cste = \sigma_{eq}^{\min}$ . Pour un chargement cyclique d'amplitude constante, le seuil d'endommagement  $p_D$  peut ainsi s'écrire en fonction de la contrainte ultime  $\sigma_u$ , du seuil d'endommagement en traction monotone  $\epsilon_{pD}$  et d'un exposant de non linéarité  $m$  :

$$p_D = \epsilon_{pD} \left[ \frac{\sigma_u - \sigma_f}{\frac{1}{2} (\sigma_{eq}^{\max} + \sigma_{eq}^{\min}) - \sigma_f} \right]^m \quad (8)$$

Une partie des paramètres de ce modèle sont identifiés à partir d'un essai de traction classique :  $E$ ,  $\nu$ ,  $C$ ,  $\sigma_u$ ,  $D_{1c}$ . Les autres paramètres ( $\sigma_f$ ,  $\epsilon_{pD}$ ,  $m$ ,  $S$  et  $s$ ) sont identifiés numériquement par minimisation de l'écart entre la réponse du modèle et deux courbes S-N de références établies en traction pour deux rapports de charges différents (0, 1 et -1) pour le métal de base. Les paramètres ainsi obtenus sont présentés dans le tableau 1.

| $E$<br>(MPa) | $\nu$ | $\sigma_u$<br>(MPa) | $C$<br>(MPa) | $h$ | $D_{1c}$ | $\sigma_f$<br>(MPa) | $\epsilon_{pD}$ | $m$ | $S$<br>(MPa) | $s$ |
|--------------|-------|---------------------|--------------|-----|----------|---------------------|-----------------|-----|--------------|-----|
| 210000       | 0,3   | 660                 | 2000         | 0,2 | 0,3      | 160                 | 0,05            | 1,3 | 1,5          | 2   |

TAB. 1 – Paramètres du modèle à 2 échelles pour l'acier S355NL

En post-traitement des calculs de structure, nous considérons que toutes les zones de la soudeure ont le même comportement en fatigue que le métal de base, y compris la limite de fatigue  $\sigma_f$ . La figure 2 montre une comparaison entre les durées de vie expérimentales et les durées de vie numériques pour les géométries « douce » et « moyenne » dans les deux configurations « endroit » et « envers ». Ici, les durées de vie expérimentales sont les durées de vie à l'arrêt de l'essai moins les durées de propagation estimées.

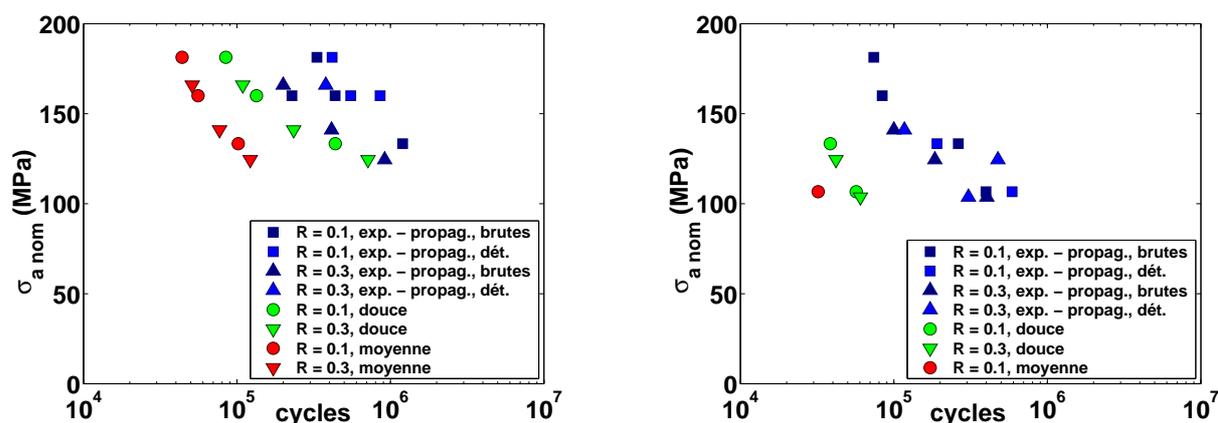


FIG. 2 – Comparaison entre durées de vie expérimentales et numériques : en configuration endroit (à gauche) et en configuration envers (à droite)

## 5 Conclusion

Les durées de vie calculées sont toutes inférieures aux durées de vie expérimentales. L'écart peut atteindre un facteur 10 entre les durées de vie calculées pour la géométrie moyenne et les durées de vie expérimentales. Ce résultat est encourageant, compte tenu des hypothèses conservatives qui ont été faites et du nombre réduit de résultats expérimentaux nécessaires pour cette méthode.

Des essais de fatigue sous chargement d'amplitude variable ont également été réalisés, les calculs des durées de vie correspondantes sont en cours.

L'application de cette méthode à un autre procédé de soudage est actuellement à l'étude.

## Références

- Allain, P. 2006 Analyse de contraintes résiduelles sur des témoins soudés en acier E 355 fournis par l'ENSIETA. Rapport d'essais, DCN CESMAN.
- Cortial, F., Poher, A., Le Gall, C. 1996 Dossier matériau au 09/96 de l'acier S355NL. Compte rendu d'étude, DCN CESMAN.
- Desmorat, R. 2000 *Modélisation et estimation rapide de la plasticité et de l'endommagement*. Mémoire d'habilitation à diriger des recherches, Université Pierre et Marie Curie.
- El Malki Alaoui, A. 2005 *Influence du chargement sur la propagation en fatigue de fissures courtes dans un acier de construction navale*. Thèse de doctorat, Université de Metz.
- Eshelby, J. D. 1957 The determination of the elastic field of an ellipsoidal inclusion, related problems. *Proc. Roy. Soc.*, pages 241–376.
- Lautrou, N., Thévenet, D., Cognard, J.-Y. 2006 A strategy for fatigue crack initiation of naval welded joints. In *9th International Fatigue Congress*, Atlanta, GA, USA.
- Lemaitre, J., Chaboche, J.-L. 2004 *Mécanique des matériaux solides*. Dunod, Paris.
- Lemaitre, J., Desmorat, R. 2005 *Engineering Damage Mechanics*. Springer Verlag, Berlin.