

# Mise en œuvre d'indicateurs physiques d'endommagement localisé pour les assemblages soudés

Q. Pierron<sup>1 2</sup>, H. Maïtournam<sup>1</sup>, I. Raoult<sup>2</sup>, B. Delattre<sup>2</sup>

<sup>1</sup> IMSIA, ENSTA ParisTech, CNRS, CEA, EDF, Université Paris-Saclay {quentin.pierron,habibou.maïtournam}@ensta.fr

<sup>2</sup> PSA Peugeot Citroën, Vélizy-Villacoublay, France, {ida.raoult,benoit.delattre}@mps.com

**Résumé** — Pour suivre l'endommagement que subit une pièce automobile soudée lors d'un chargement de fatigue complexe à amplitude variable, une démarche expérimentale cohérente est proposée. Des éprouvettes ont été conçues de manière à permettre la mesure indirecte de l'endommagement dans une zone unique limitée et ouverte. Des méthodes de suivi de fissure par chute de potentiel électrique et chute de déformation et l'identification de la dissipation thermique sont étudiées.

**Mots clés** — endommagement, soudure, fissuration, dissipation thermique, éléments finis

## Introduction

La tenue à la fatigue des assemblages soudés (MAG) est un enjeu important pour les constructeurs automobiles. De nombreuses hypothèses sont faites sur l'endommagement que subit une pièce durant son utilisation. Ces hypothèses sont nécessaires pour dimensionner des pièces qui subissent des chargements complexes (multiaxial, variable, non périodique) à partir d'essais de caractérisation à chargement plus simples (uniaxial, sinusoïdal à amplitude constante par exemple). Les travaux présentés ici ont pour vocation d'identifier un modèle de prédiction de la durée de vie d'un assemblage soudé soumis à un chargement uniaxial (une seule direction d'effort imposé) variable complexe. De nombreuses études ont déjà cherché à modéliser l'endommagement sous chargement variable [4, 8, 6]. Toutefois, la plupart des modèles empiriques de la littérature demandent de nombreux essais de fatigue à amplitude variable pour identifier leurs paramètres et sont souvent limités à une catégorie particulière de chargement variable.

Notre démarche pour identifier un modèle d'endommagement consiste à suivre expérimentalement l'évolution de l'endommagement au cours d'un chargement variable plutôt que de relever uniquement la durée de vie jusqu'à rupture. La dissipation thermique et la croissance de fissure ont été choisis comme indicateurs complémentaires d'endommagement. Des éprouvettes soudées ont alors été conçues pour permettre la mesure indirecte de la dissipation thermique et de la croissance de fissure. Ces éprouvettes localisent fortement l'endommagement dans une unique zone précise et accessible à la mesure : en pied de cordon de soudure.

Après avoir présenté les éprouvettes étudiées (partie 1), cet écrit présente différentes méthodes pour identifier le tenseur de contrainte local macroscopique (partie 2), la croissance de fissure (partie 3) en pied de cordon de soudure et la dissipation thermique (partie 4). Ces identifications supposent un environnement adapté et correctement maîtrisé et la résolution de problèmes inverses mécaniques, thermiques et électriques.

## 1 Description des éprouvettes

L'assemblage soudé conçu pour les essais de fatigue est représenté sur la figure 1. Cet assemblage soudé, dit à clin, représente 80% environ des soudures utilisées dans les Liaisons Au Sol automobiles. Des tôles d'acier minces (3,07 mm d'épaisseur) sont soudées deux à deux en s'assurant qu'elles ne soient pas en contact une fois soudées. Ce choix de conception est pertinent pour le suivi d'endommagement. Il assure :

- que la zone de fissuration et d'endommagement est unique,
- que la zone de fissuration est observable par suivi de déformation ou par suivi de potentiel élec-

- trique sur la surface du côté du pied de cordon,
- et que la mesure de température est possible par l'utilisation d'une caméra infrarouge sur la face opposée au cordon de soudure.

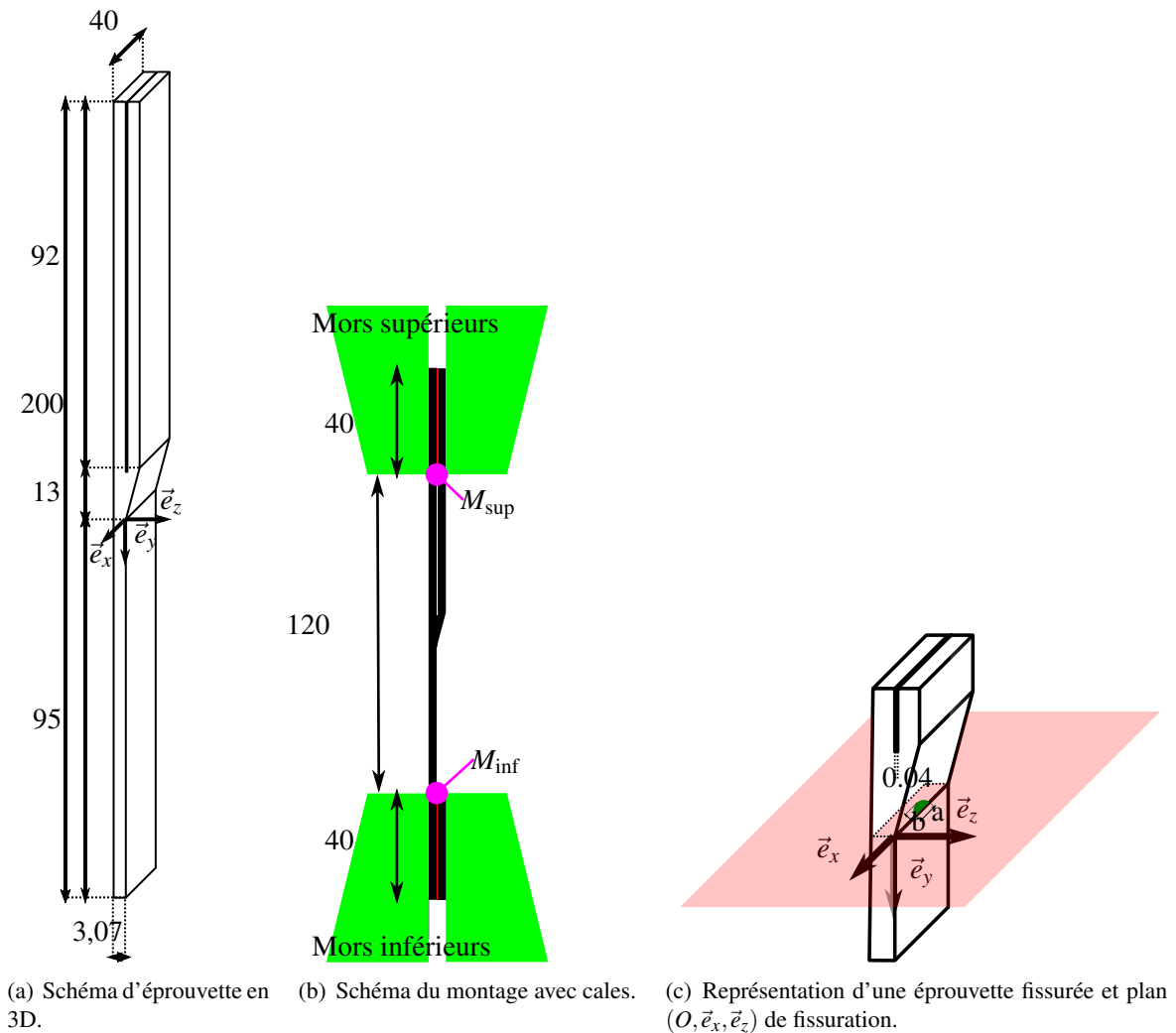


FIGURE 1 – Éprouvette en clin

## 2 Contrainte en pied de cordon

L'assemblage soudé à clin n'est pas symétrique. En effet, la symétrisation d'un tel assemblage suppose que deux cordons de soudure soient présents de part et d'autre d'une même tôle. Un tel assemblage symétrique pose trois problèmes.

- Dans un assemblage soudé symétrique, l'endommagement croît potentiellement des deux côtés de la tôle centrale. Il est alors difficile par des mesures macroscopique de décorrélérer l'endommagement d'un premier cordon de celui du second.
- Des essais de fatigue que nous avons réalisés sur des éprouvettes soudées symétriques ont aussi montré que les fissures pouvaient s'amorcer autant aux pieds qu'aux racines des deux cordons de soudure. Or, l'endommagement à la racine des cordons de soudure est plus difficilement mesurable qu'au pied.
- Si la tôle centrale n'est pas suffisamment épaisse, les zones affectées thermiquement lors du soudage se superposent et donc la microstructure autour des cordons de soudure n'est pas représentative de celle présente sur les pièces soudées non symétriques.

Pour éviter ces trois écueils, l'éprouvette conçue ne contient qu'un seul cordon. De plus, la géométrie à clin simple (une seule tôle dans chaque mors) a été écartée car les fissures s'amorcent aléatoirement au pied ou à la racine du cordon de soudure [5]. Différents calculs par éléments finis ont été réalisés pour

comparer différentes géométries d'assemblages soudés. Pour rendre la comparaison possible, les cordons de soudure, les rayons de courbure et la taille des mailles au pied et à la racine du cordon sont identiques dans chaque calcul. Ces calculs ont montré qu'il faut réduire la flexion pour favoriser l'amorçage au pied de cordon sur la racine. Le choix de la géométrie d'éprouvette a alors été guidé par la maximisation du rapport des contraintes principales en pied et en racine de cordon. Enfin, l'observation de l'amorçage de fissure de fatigue en pied de cordon sur nos éprouvettes valide notre choix de conception.

Pour les trois raisons précédemment évoquées, l'éprouvette conçue est asymétrique et les tôles subissent alors un chargement structural complexe de traction et flexion. Ce choix de conception a alors entraîné un résultat inattendu : des mesures de déplacements par corrélation d'image sur la tranche de l'éprouvette ont révélé que les déplacements hors plan (selon l'axe  $\vec{e}_z$ ) des extrémités de l'éprouvettes (points  $M_{inf}$  et  $M_{sup}$ ) ne sont pas négligeables. En effet, pour un effort vertical imposé, la souplesse du banc permet un déplacement hors plan du même ordre de grandeur que le déplacement vertical aux extrémités de l'éprouvette ( $u_{z,inf} \approx 1,05 \times u_{y,inf}$  au point  $M_{inf}$ ). Des mesures par comparateurs mécaniques et laser sur les mâchoires hydrauliques ont confirmé les mesures de déplacement par corrélation d'image. Les déplacements aux extrémités de l'éprouvettes étant proportionnels à l'effort vertical imposé, il semble que les conditions aux limites inattendues aux extrémités de l'éprouvette soient dues à une certaine souplesse du banc d'essai plutôt qu'à d'éventuels jeux ou glissements entre les pièces qui composent le banc d'essai. La modélisation des conditions aux limites de l'éprouvette se fait en ajoutant les déplacements et les rotations aux points  $M_{inf}$  et  $M_{sup}$  proportionnellement à l'effort vertical imposé. Les valeurs des déplacements et des rotations mesurées et utilisées sont données dans la table 1. Il est à noter que l'utilisation de ces déplacements et rotations dans un calcul éléments finis pour identifier les efforts et moments en  $M_{inf}$  et  $M_{sup}$  n'est pas suffisante pour identifier la rigidité multiaxiale intrinsèque du banc d'essai. Les déplacements et rotations de la table 1 sont donc uniquement valables pour l'éprouvette. L'hypothèse classique d'un banc d'essai rigide ( $u_{z,inf}$ ,  $\theta_{x,inf}$ ,  $u_{z,sup}$  et  $\theta_{x,sup}$  nuls) n'est pas recevable. Lors de l'identification de la contrainte locale, deux calculs éléments finis montrent que cette souplesse ajoutée au niveau des mors diminue proportionnellement de 8% toutes les composantes du tenseur de contrainte calculé en pied de cordon en diminuant le moment de flexion.

TABLE 1 – Déplacements et rotations identifiés aux extrémités  $M_{inf}$  et  $M_{sup}$  de l'éprouvette pour un effort vertical de 30 kN.

Extrémité inférieure (y = 0 mm)		Extrémité supérieure (y = 120 mm)	
$u_{z,inf}$ (mm)	$\theta_{x,inf}$	$u_{z,sup}$ (mm)	$\theta_{x,sup}$
-0,20	$-1,1 \times 10^{-3}$	0,021	$1,21 \times 10^{-4}$

La flexion nécessaire pour nos essais de fatigue rend plus difficile l'identification de la contrainte locale. Aussi, elle complique la mesure du champ de déformation ou de température en surface de l'éprouvette (plan  $z = -3,07$ ) par une unique caméra à cause des déplacements hors plan. La stéréo-corrélation d'image ainsi que la décorrélation des déplacements hors plan sont envisagées. Il est alors clair que l'identification de la déformée est indispensable.

Pour mettre au point un modèle d'endommagement, il faut lier la sollicitation imposée à l'endommagement. Alors que la partie 2 a montré comment calculer la contrainte macroscopique en pied de cordon de soudure, les parties 3 et 4 vont décrire comment suivre l'endommagement.

### 3 Suivi de fissure

Un des indicateurs importants de l'endommagement est la fissuration. Deux méthodes ont été mises en œuvre pour le suivi de fissure : par la mesure de chute de potentiel électrique de part et d'autre de la fissure et par la mesure de variations de déformation en surface près de la fissure. La méthode de suivi de fissure par chute de potentiel électrique consiste à faire circuler un courant électrique dans l'échantillon et à mesurer la tension entre deux points (illustration figure 2). La présence d'une fissure, lorsqu'elle est

ouverte, gêne le passage du courant imposé, modifie la résistance électrique et donc la tension entre les deux points de prise de potentiel électrique situés de part et d'autre de la fissure. Les travaux de Smith [12] valident la pertinence de l'identification partielle de l'endommagement par le biais de la mesure de chute de potentiel électrique. En effet, il a montré qu'il était possible de mesurer la croissance d'une fissure en pied de cordon de soudure après seulement 5% à 30% de la durée de vie totale en fatigue avec la technique de mesure de chute de potentiel électrique. La présence d'une fissure modifie aussi le champ de déformation près de la fissure dans une éprouvette soumise à un effort imposé. Cette modification du champ de déformation permet le suivi de fissuration par corrélation d'image ou par des jauges de déformation.

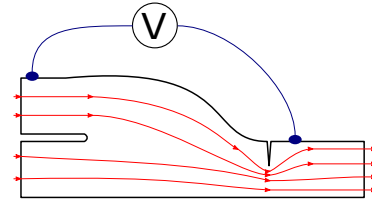


FIGURE 2 – Principe de la méthode de suivi de fissure par chute de potentiel électrique : le passage du courant électrique (lignes de courant en rouge) est perturbé par la présence d'une fissure et cela crée une variation de la tension électrique mesurée par le voltmètre.

La sensibilité de ces deux méthodes de suivi de fissure est liée à la précision des mesures (tension électrique ou déformation), aux conditions aux limites imposées (courant ou effort) mais aussi à la variabilité qu'impose la présence d'une fissure aux grandeurs mesurées. La variation de tension mesurée  $\Delta U(x, y) = U(x, y) - U_0(x, y)$  ou de déformation  $\Delta \epsilon_{yy}(x, y) = \epsilon_{yy}(x, y) - \epsilon_{yy,0}(x, y)$  due à la présence d'une fissure dépend fortement de la position devant le pied de cordon  $(x, y)$  des capteurs (prise de potentiel ou jauge). Pour pouvoir mesurer des fissures aussi petites que possible, la localisation optimale des capteurs a été étudiée. Des calculs éléments finis mécaniques élastiques et électriques ont été réalisés pour optimiser le placement des jauges de déformation ou des prises de potentiel électrique et pour interpréter les résultats de mesure en matière de taille de fissure. Dans ces calculs, conformément à ce qui est observé, les fissures sont elliptiques, dont le rapport petit axe  $b$  sur grand axe  $a$  vaut  $\frac{b}{a} = 0,2$ , et modélisées en pied de cordon dans le plan  $(O, \vec{e}_x, \vec{e}_z)$ . La position du centre de la fissure le long du cordon ( $c_x$  selon l'axe  $\vec{e}_x$ ) n'est pas connue. Des calculs éléments finis ont donc été réalisés pour différentes fissures correspondant à différentes valeurs de  $a$  et  $c_x$  mais à maillage identique suffisamment fin. Les résultats de ces calculs sont présentés sur la figure 3.

TABLE 2 – Analogie entre grandeurs mécaniques et électriques

Grandeurs mécaniques	Grandeurs électriques
Déplacement $\vec{u}$ (m)	Potentiel électrique $E$ (V)
Déformation $\underline{\underline{\epsilon}}$	Gradient du potentiel électrique $\vec{\text{grad}}E$ (V/m)
Contrainte $\underline{\underline{\sigma}}$ (Pa)	Densité de courant $\vec{j}$ (A.m <sup>-2</sup> )
Module d'Young $E$ (Pa)	Conductivité $c$ (S/m)
Effort $\vec{F}$ (N)	Courant $I$ (A)

Comme prévu, les résultats de ces calculs montrent sur la figure 3 que la variation de potentiel électrique ou de déformation est plus importante au plus près de la fissure. Dans nos conditions expérimentales, la plus petite variation de tension électrique mesurable est de  $2 \times 10^{-3}$  V (après amplification) et la plus petite variation de déformation mesurable par jauge de déformation est de  $2 \times 10^{-5}$ . Quelle que soit la position relative des capteurs et de la fissure, on voit sur la figure 3 que la mesure de chute de potentiel électrique est un peu plus sensible que la mesure de variation de déformation. Sur la figure 3,

une différence fondamentale est visible entre les champs mesurés car bien que les calculs mécaniques et électriques soient relativement analogues selon le tableau 2, les grandeurs mesurées ne sont pas équivalentes. La variation de déformation reste nulle en certains points de la surface devant le pied de cordon pour une position de fissure donnée quelle que soit la taille de la fissure. Cela impose l'utilisation d'au moins deux jauges ou d'une jauge à plus de 15 mm du pied. Par le biais d'une interpolation numérique des résultats présentés sur la figure 3, la position optimisée des jauges et des prises de potentiel électrique est identifiée et il est possible d'associer aux évolutions cycle à cycle des mesures effectuées à une position  $c_x$  et une évolution de la taille de fissure  $a$ .

L'endommagement jusqu'à rupture est parfois décrit comme la succession d'une phase d'amorçage d'une fissure suivie d'une phase de propagation de la fissure [10, 7]. Il est souvent admis dans le cas de tôles minces sollicitées par un grand nombre de petits cycles (fatigue polycyclique, sans déformations plastiques macroscopiques) que la part de la durée de vie liée à l'amorçage de fissure est beaucoup plus importante que celle liée à la propagation. Ce constat est à vérifier minutieusement dans le cas d'un assemblage soudé et dépend de la taille de la plus petite fissure considérée. C'est pourquoi cette partie a montré comment identifier la plus petite fissure possible. Toutefois, pour suivre l'endommagement durant toute la durée de vie de l'éprouvette, il est alors indispensable d'identifier indirectement l'endommagement lors de la phase d'amorçage d'une petite fissure. La partie suivante montre comment suivre l'endommagement lors de la phase d'amorçage par la dissipation thermique.

## 4 Le suivi de dissipation thermique

Il a été montré que la tenue à la fatigue peut être reliée empiriquement à la dissipation thermique locale générée sous l'effet d'une sollicitation cyclique de fatigue. Des méthodes dites d'auto-échauffement permettent alors de caractériser rapidement l'endurance limite d'une éprouvette [9, 11]. En effet, la dissipation thermique est différente selon que le matériau est sollicité en dessous ou au-dessus de sa limite d'endurance. Les applications de ces méthodes sont aujourd'hui de plus en plus étendues avec l'augmentation de la précision des caméra thermiques notamment. D'après Facchinetti et al. [2], il est même possible d'identifier la limite d'endurance d'un assemblage en acier soudé à clin par auto-échauffement. Ces méthodes d'auto-échauffement identifient la dissipation thermique à partir de la mesure de la température par caméra thermique ou thermocouple. L'identification de la dissipation thermique en pied de cordon de soudure est réalisable par la résolution d'un problème thermique inverse dont l'équation de la chaleur est :

$$\rho c \dot{T} - \lambda \Delta T = r^{\text{TE}} + r^{\text{diss}} \quad (1)$$

avec :

- le couplage thermoélastique  $r^{\text{TE}} = T \frac{\partial \sigma}{\partial T} : \underline{\underline{\dot{\epsilon}}}^e = -k T_0 \text{tr} \underline{\underline{\dot{\epsilon}}}^e$
- et des termes dissipatifs liés à la déformation plastique  $\underline{\underline{\dot{\epsilon}}}^p$  et aux variables internes  $A_k$  :  $r^{\text{diss}} = \underline{\underline{\dot{\sigma}}} : \underline{\underline{\dot{\epsilon}}}^p + T \frac{\partial A_k}{\partial T} : \dot{V}_k - A_k \dot{V}_k$ .

Des hypothèses sont habituellement faites sur la formulation des termes dissipatifs pour résoudre le problème inverse. Par exemple, Munier *et al.* [11] proposent un terme source dissipatif moyen par cycle de la forme :

$$r^{\text{diss}} = a_p \left( \frac{\sigma_{\text{amp}}}{\sigma_{\text{max}}} \right)^2 + a_s \left( \frac{\sigma_{\text{amp}}}{\sigma_{\text{max}}} \right)^{m+2} \quad (2)$$

Les résultats de mesure de température à venir doivent guider le choix du terme dissipatif. Le choix d'une éprouvette qui concentre fortement les contraintes doit simplifier ce terme pour que la dissipation thermique soit localisée dans une zone unique.

Dans la littérature, les démarches d'identification de la dissipation thermique sont habituellement effectuées dans le but de caractériser rapidement la tenue à la fatigue d'un matériau ou d'une pièce. Elles donnent la limite d'endurance et certains auteurs [3, 1] ont aussi investi le domaine de l'endurance limitée pour l'obtention rapide d'une courbe de Wöhler. La particularité de nos travaux dans le cadre de la mesure de dissipation thermique est multiple : ils caractérisent des assemblages soudés pendant des chargements uniaxiaux complexes tout au long de leur durée de vie et le suivi de fissure permet de soustraire la fissuration de la dissipation thermique. Toutefois, la précision des mesures ne permet pas le suivi de la dissipation thermique cycle après cycle mais uniquement séquence après séquence.

## 5 Conclusions

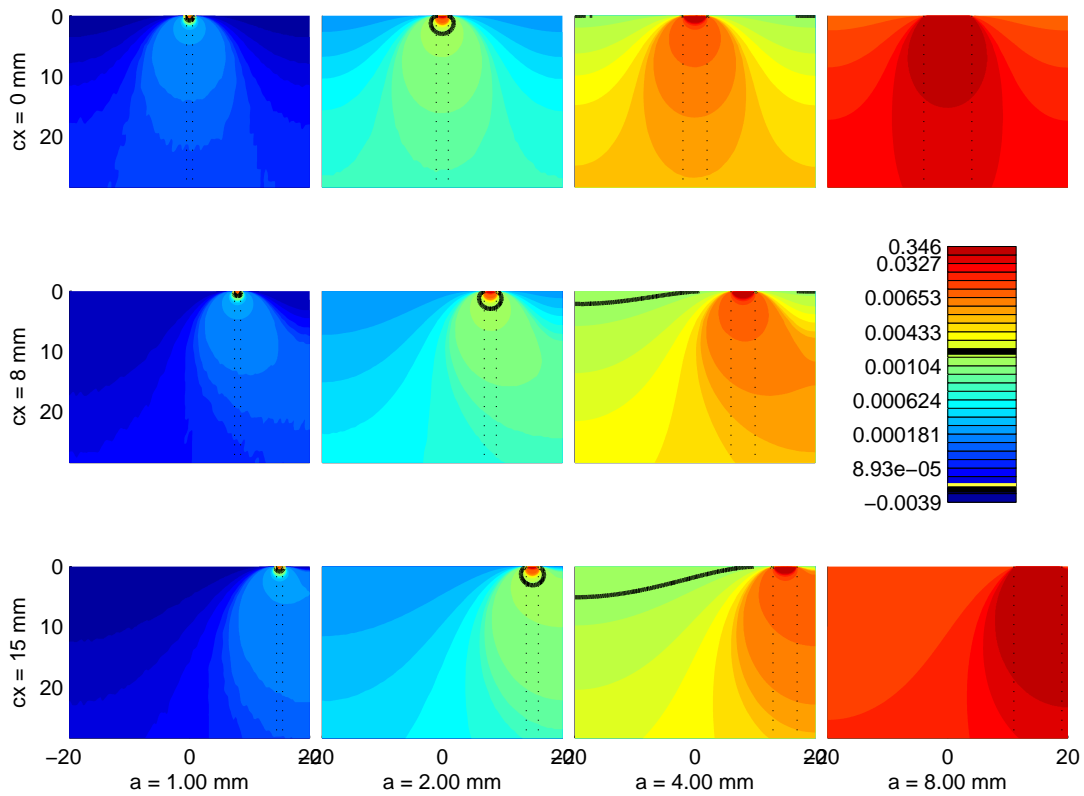
Dans ces travaux de nombreuses investigations ont été réalisées et sont encore en cours pour permettre le suivi d'endommagement dans un assemblage soudé représentatif de pièces automobiles. En premier lieu, la conception de l'éprouvette a été soignée pour permettre le suivi d'endommagement. Une concentration de contrainte et donc d'endommagement importante en pied de cordon avec des surfaces planes observables ont été prévues. Les contraintes macroscopiques et la déformée de l'éprouvette ont été identifiées grâce à de multiples techniques et leur étude a révélé une problématique de souplesse du banc d'essai. Cette problématique levée rend possible le suivi de fissure et le suivi de la dissipation thermique pour le suivi d'endommagement. Deux démarches analogues sont investies pour le suivi de fissure. Des simulations ont montré la suprématie de la sensibilité de la mesure de chute de potentiel électrique sur la mesure de déformation par jauge de déformation dans nos configurations expérimentales. Une démarche de suivie de dissipation thermique a été proposée. Elle est assez différente des méthodes de caractérisation rapides classiques par auto-échauffement mais elle utilise une partie importante de leur démarche. Ainsi dans cet article, une démarche expérimentale est proposée et son adéquation avec une démarche de modélisation de l'endommagement d'un assemblage soudé est argumentée.

## Remerciements

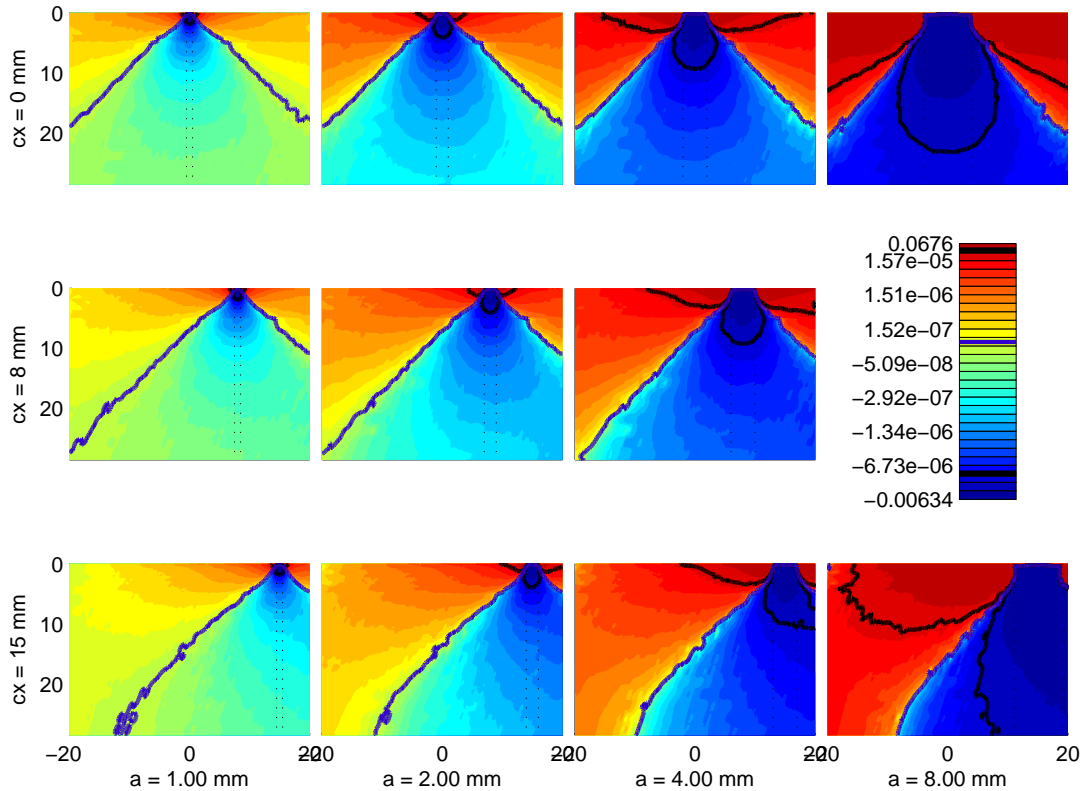
Les auteurs remercient vivement l'entreprise Arcelor Mittal pour sa contribution à ces travaux par la réalisation physique des éprouvettes soudées de fatigue et particulièrement B. Weber pour ses conseils judicieux pour la conception de ces éprouvettes.

## Références

- [1] C. Doudard, S. Calloch, P. Cugy, A. Galtier, F. Hild. *A probabilistic two-scale model for high-cycle fatigue life predictions*, Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures, 279–288, 2005.
- [2] M. Facchinetti, P. Florin, C. Doudard, S. Calloch. *Identification of self-heating phenomena under cyclic loading using full-field thermal and kinematic measurements : Application to high-cycle fatigue of seam weld joints*, Experimental Mechanics, 681–698, 2014.
- [3] G. Fargione, A. Geraci, G. La Rosa, A. Risitano. *Rapid determination of the fatigue curve by the thermographic method*, International Journal of Fatigue, 11 – 19, 2002.
- [4] A. Fatemi, L. Yang. *Cumulative fatigue damage and life prediction theories : a survey of the state of the art for homogeneous materials*, International Journal of Fatigue, 9 – 34, 1998.
- [5] P. Florin, C. Doudard, M. L. Facchinetti, S. Calloch. *Determination of the first stress tensor invariant of a complex steel sheet structure from thermoelastic stress analysis* Procedia Engineering, 736 – 745, 2015.
- [6] M. Jabbado, M. H. Maitournam. *A high-cycle fatigue life model for variable amplitude multiaxial loading*, Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures, 67–75, 2008.
- [7] T. Lassen, N. Recho. *Proposal for a more accurate physically based s-n curve for welded steel joints*, International Journal of Fatigue, 70–78, 2009.
- [8] J. Lemaitre, R. Desmorat, M. Sauzay. *Loi d'évolution de l'endommagement anisotrope*, Comptes Rendus de l'Académie des Sciences - Series {IIB} - Mechanics-Physics-Astronomy, 1231 – 1236, 1999.
- [9] M.P. Luong. *Infrared thermographic scanning of fatigue in metals*, Nuclear Engineering and Design, 363 – 376, 1995.
- [10] K. J. Miller, K. P. Zachariah. *Cumulative damage laws for fatigue crack initiation and stage I propagation*, Journal of Strain Analysis, 1977.
- [11] R. Munier, C. Doudard, S. Calloch, B. Weber. *Determination of high cycle fatigue properties of a wide range of steel sheet grades from self-heating measurements*, International Journal of Fatigue, 46 – 61, 2014.
- [12] I.F.C. Smith, R.A. Smith. *Measuring fatigue cracks in fillet welded joints*, International Journal of Fatigue, 41 – 45, 1982.



(a) Variation de tension électrique  $U_{a,cx}(x,y) - U_0(x,y) = 20000 \times (E_{a,cx}(x,y) - E_{a,cx}(x_1,y_1)) - (E_0(x,y) - E_0(x_1,y_1))$  en V avec une amplification de 20000 et pour un courant imposé de 20 A.



(b) Variation de déformation  $\epsilon_{yy,a,cx}(x,y) - \epsilon_{yy,0}(x,y)$  en m/m pour un effort imposé de 30 kN.

FIGURE 3 – Variation de champ devant le pied de cordon dû à la présence d’une fissure elliptique de longueur  $a$  centré en  $c_x$  - résultats de calculs éléments finis pour plusieurs valeurs de  $a$  et  $c_x$ . Les lignes de contours accentuées correspondent aux limites de sensibilité des instruments et à la valeur nulle. Les échelles de couleur sont non linéaires.