HAL
open science

Prédiction du comportement des grandes déchirures sur des joints soudés

Alexandre Brosse, Phillipe Gilles, Sebastien Gallee

To cite this version:

Alexandre Brosse, Phillipe Gilles, Sebastien Gallee. Prédiction du comportement des grandes déchirures sur des joints soudés. 10e colloque national en calcul des structures, May 2011, Giens, France. pp.Clé USB. hal-00592782

HAL Id: hal-00592782

https://hal.science/hal-00592782v1

Submitted on 3 May 2011

HAL is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.

CSMA 2011
10e Colloque National en Calcul des Structures
9-13 mai 2011, Presqu'île de Giens (Var)

Prédiction du comportement des grandes déchirures sur des joints soudés

A. Brosse[1], P. Gilles[2], S. Gallée[1]

[1] *ESI-France, Le Récamier, 70 rue Robert 69458 Lyon, France {alexandre.brosse@esi-group.com ; sebastien.gallee@esi-group.com}*
[2] *AREVA DRI, 1 à 5 rue du Débarcadère 92716 Colombes Cedex, France {philippe.gilles@areva.com}*

Résumé — Lorsque les jonctions soudées font intervenir des matériaux de nature différents, plusieurs types de fissures peuvent apparaitre. Si les contrôles non destructifs permettent de repérer les fissures issues du procédé de fabrication (surtout en paroi externe), il est nécessaire de comprendre le comportement à la rupture de ces jonctions afin de prévenir d'éventuelles dégradations voire des fuites. Cet article présente des calculs d'amorçage ductile et de propagation de fissure dans une jonction soudée comportant une entaille importante usinée à partir de la surface.
Mots clefs — Liaison Bimétallique, Propagation fissure, Wilkins.

1 Instructions générales

Dans les réacteurs, plusieurs composants de tuyauterie en acier faiblement allié sont reliés à des aciers inoxydables austénitiques par l'intermédiaire d'un beurrage et d'une soudure. Or, de récentes enquêtes internationales [1] [2] ont rapporté plusieurs types de fissures en paroi intérieure ou extérieure. Si certains défauts ont été provoqués par la corrosion, notamment dans les soudures en alliage base Nickel, d'autres sont des défauts liés à la fabrication. Afin de prévenir tous risque de fuite, il est nécessaire de comprendre les mécanismes de rupture ductile de ces liaisons. A cet effet, plusieurs maquettes expérimentales ont été réalisées [3] [4] [5] dont le programme BIMET qui a été effectué dans le but d'analyser le comportement ductile de ces jonctions à travers plusieurs maquettes similaires. Ces essais souvent très riches d'enseignement sont cependant couteux et limités en distance de propagation pour des raisons techniques.

Dans ces travaux, on propose d'utiliser la simulation numérique pour retrouver le comportement de la maquette et prédire la propagation de la fissure au delà de l'essai expérimental.

Pour cela trois phases de modélisation sont nécessaires :

1. la simulation numérique du procédé de soudage pour obtenir le champ de contraintes résiduelles à l'issue du processus de fabrication.
2. La comparaison des grandeurs physiques à l'amorçage (énergie de fissuration).
3. La simulation de la propagation de fissure en utilisant une approche locale fondée sur le critère de Wilkins [6].

L'ensemble des calculs sont réalisés avec le logiciel éléments finis SYSWELD® [7].

Après un bref rappel sur les maquettes expérimentales, chacun des points précédents est présenté dans cet article. On se focalisera plus précisément sur la propagation de fissure, les comparaisons avec les résultats expérimentaux et sur l'apport de la simulation pour observer le comportement de la maquette au delà du percement.

3 Les maquettes BIMET

Le projet BIMET [8] [9] a été lancé pour étudier la faisabilité d'un test de déchirure ductile sur une jonction soudée de plus grande taille (réalisée dans le projet ADIMEW [9]). Les maquettes BIMET étaient de dimensions réduites et ont été testées à température ambiante, alors que l'essai ADIMEW a été effectué à 300 °C.

Trois maquettes BIMET ont été fabriquées. Alors que la première a permis l'élaboration des lois de comportement des matériaux et les mesures de contraintes résiduelles, deux maquettes (01 et 02) ont été soumises à des essais de flexion 4 points pour en étudier le comportement.

Les maquettes ont une épaisseur de 25 mm pour un diamètre extérieur de 168 mm. La longueur des sections austénitique et ferritique est de 200 mm et la longueur totale du tuyau est de 2500 mm comme le montre la figure 1.

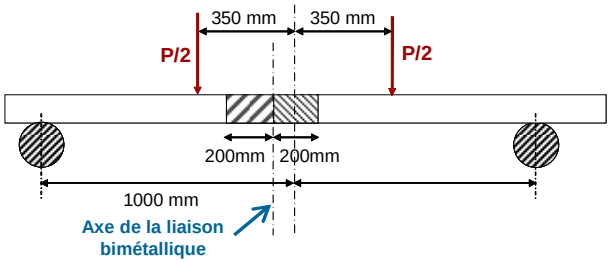

FIG. 1 – Schéma global de l'essai BIMET

Dans ces maquettes, un défaut circonférentiel est usiné par électroérosion à proximité de l'interface de soudage de la liaison bimétallique (interface acier austénitique – acier ferritique). La localisation, la forme et la taille des défauts ont été contrôlées à posteriori par un contrôle aux rayons X et un contrôle par ultrason. Aucune prefissure n'a été engendrée par fatigue lors de l'usinage. Deux bras en acier ferritique de haute résistance ont également été soudés à la maquette pour la réalisation de l'essai. Pendant les essais, la propagation de la fissure est réalisée jusqu'au deux tiers de l'épaisseur de la paroi et l'avancée de fissure est mesurée.

3.1 La maquette BIMET02

La maquette BIMET02 est choisie en raison de la plus grande taille initiale du défaut (2/3 de l'épaisseur). La profondeur projetée est de 8,3 mm (longueur du front de fissure 2c = 74 mm) et le défaut initial est une entaille de 0,3 mm de large avec un rayon d'entaille de 0,15 mm. L'essai est réalisé jusqu'à un moment de 220 kNm et l'extension maximale de la fissure a été de 8 mm. La résistance à la rupture a été déterminée à l'aide d'essais de flexion 3 points sur des éprouvettes de types Charpy [10], et ont conduit à une estimation de 135 kJ/m^2 pour $J_{0.2}$. L'amorçage a eu lieu dans la plage de moment de 155 à 170 kNm. Les propriétés du matériau sont publiées dans [9] [10].

4 Simulation de la fabrication de la maquette

Les contraintes résiduelles issues de la fabrication de la maquette sont susceptibles d'influencer l'amorçage de la fissure [11]. Afin d'examiner l'effet de l'état initial sur le comportement à la rupture ductile de la maquette BIMET02, l'ensemble du processus de fabrication a été simulé : soudage, usinage, création du défaut.

4.1 Simulation du soudage

Les principales caractéristiques de la méthodologie ont été présentées dans [12]. Parmi les principales hypothèses de modélisation, on peut souligner :

- Le modèle est considéré axisymétrique [13] et maillé avec des éléments du second ordre.
- Toutes les étapes de fabrication sont simulées : beurrage, traitement thermique à 600 ° C, usinage de la partie ferritique du beurrage du tube, remplissage du chanfrein et usinage aux dimensions finales.
- Les propriétés mécaniques ont été obtenues grâce à des essais cycliques de traction-compression effectuées à des températures différentes (30, 400, 600 et 900 ° C) en plus des essais de traction monotone réalisée pour AREVA.
- Le comportement cyclique des matériaux austénitique a été décrit par un écrouissage mixte (25% isotrope et 75% cinématique non linéaire en utilisant un modèle d'Armstrong-Frédéric).

- Pour les aciers ferritiques, une loi d'écrouissage cinématique de type Prager est utilisée et les transformations de phases sont prises en compte.

La simulation de l'apport de matière durant le beurrage et le soudage est effectuée en utilisant la technique d'activation d'éléments. Tous les cordons sont maillés et présents dans le maillage initial (voir figure 2) et les éléments restent inactifs jusqu'au temps correspondant au soudage du cordon qu'ils représentent. Le dépôt des cordons suit la séquence multi-passes décrite expérimentalement. Les éléments sont désactivés en multipliant leurs caractéristiques matériaux par un très fort coefficient réducteur. Le champ des contraintes résiduelles (figure 3) a été comparé avec des mesures de contraintes résiduelles réalisées par la technique de diffraction des neutrons [15] [16].

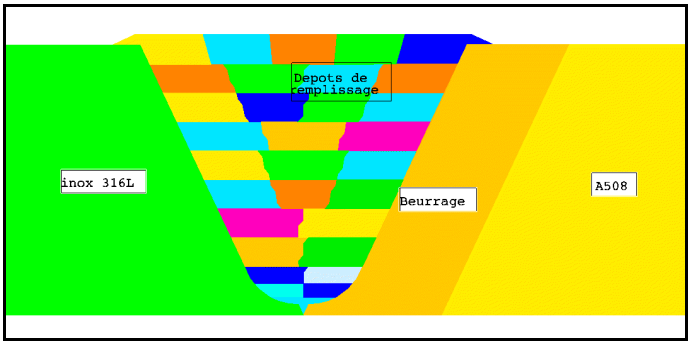

FIG. 2 – Description du modèle utilisé pour la simulation du soudage

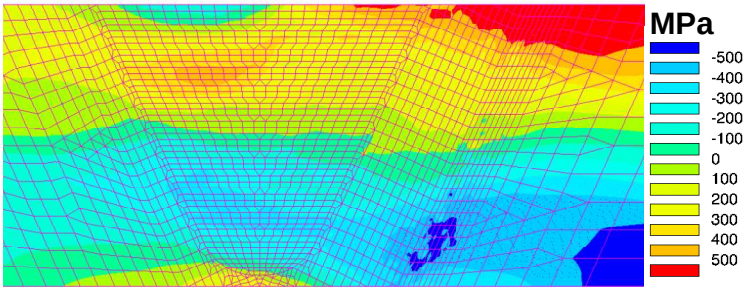

FIG. 3 – Contrainte axiale après soudage

4.2 Simulation de l'usinage

Avant l'usinage, le champ de contraintes résiduelles est transféré aux points de Gauss matériau par matériau sur un modèle 3D de la maquette avec entaille (figure 4). Les déplacements résiduels ne sont pas transférés de manière à garder inchangée la géométrie dans laquelle le défaut est inséré et les énergies de déformation stockées aux points de Gauss sont annulées. Un calcul élastique est effectué afin de rééquilibrer la structure.

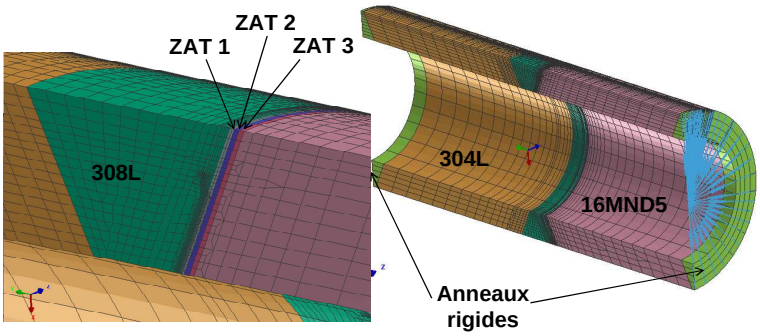

FIG. 4 – Maillage de la maquette BIMET

L'usinage est ensuite réalisé en diminuant les caractéristiques des éléments constituants l'entaille. Le module d'Young est réduit jusqu'à une valeur très faible et le coefficient de Poisson est fixé à 0. Le chauffage éventuel lié à l'usinage est négligé.

La figure 5 présente la distribution des contraintes axiales dues au transfert des contraintes avant et après l'usinage. On peut observer que le rééquilibrage après le transfert ne change pas de manière significative la distribution des contraintes, mais les valeurs maximales sont plus faibles. L'opération d'usinage, à savoir l'usinage de l'entaille réduit les contraintes axiales sur la paroi extérieure, mais augmente le maximum.

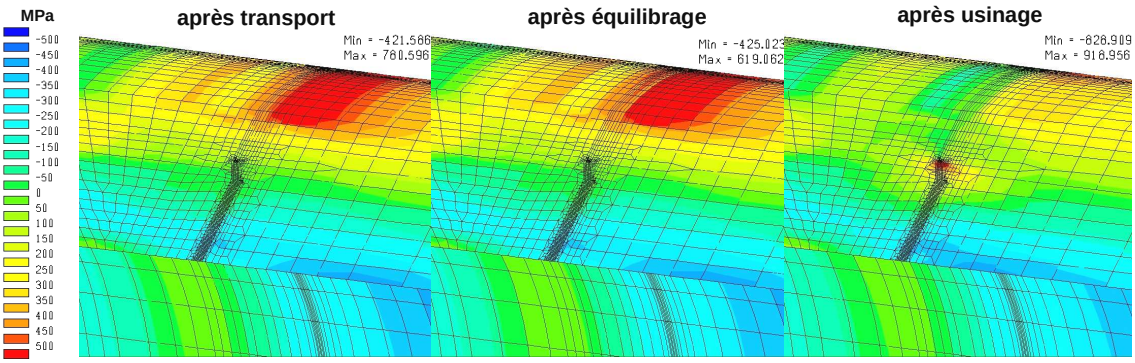

FIG. 5 – Contrainte axiales après transport, équilibrage et usinage

5 Modèle pour la rupture

La physique de la rupture ductile peut se résumer en trois étapes : la concentration de grandes déformations au devant d'une pointe de fissure crée des cavités autour des inclusions, puis les cavités grandissent avec l'augmentation de la déformation jusqu'à la coalescence avec la fissure existante. Cette étude, réalisée avec le code SYSTUS® [17], ne tient pas compte de la phase de décohésion et utilise le modèle de Wilkins [6] pour décrire le processus de déchirement.

5.1 Modèle éléments finis de la maquette BIMET

Afin de réduire la taille du maillage, les bras du tuyau et le dispositif de chargement ne sont pas modélisés. Un moment de flexion pure est appliqué par l'intermédiaire d'anneaux rigides aux extrémités de la maquette.

En raison de la condition de symétrie, seule la moitié du tube est modélisée (figure 6). Le modèle éléments finis 3D a été raffiné afin de réaliser le calcul jusqu'au percement de la paroi interne. Le maillage est constitué de 170267 nœuds et 40214 éléments et est représenté dans la figure 4. Des éléments sous-intégrés du second ordre à 15 ou 20 des nœuds sont utilisés. L'endommagement est calculé dans une zone prédéfinie où la taille de maille est de 0,2 x 0,2 x 4,8 mm.

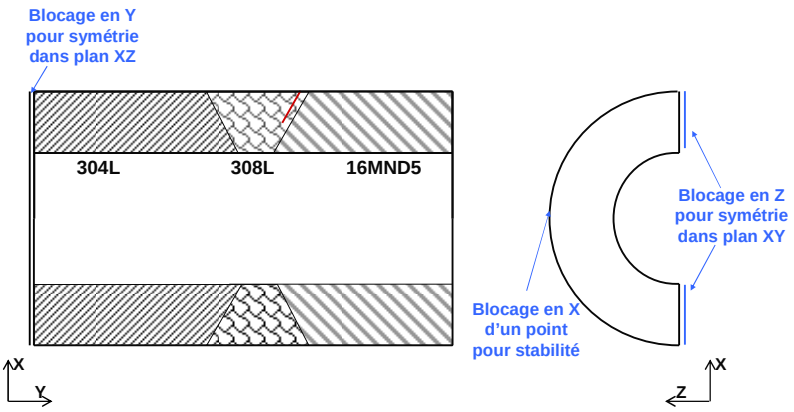

FIG. 6 – Conditions aux limites appliquées au modèle

5.2 Caractéristiques des matériaux

Toutes les propriétés des matériaux sont prises à la température ambiante. La simulation de la fabrication engendre un gradient des propriétés en traction dans la Zone ferritique Affectée Thermiquement (ZAT). Dans notre modèle, la ZAT est décrite avec trois couches dans lesquelles aucune transformation métallurgique ne se produit et les caractéristiques matériaux ont été déterminés à partir des résultats de la simulation du soudage. Ainsi, la simulation de la flexion a été menée sans modéliser la thermo-métallurgie, mais en considérant un état initial de contrainte/déformation résiduelle issue de la simulation d'usinage. Les caractéristiques en traction des matériaux sont résumées par la figure7.

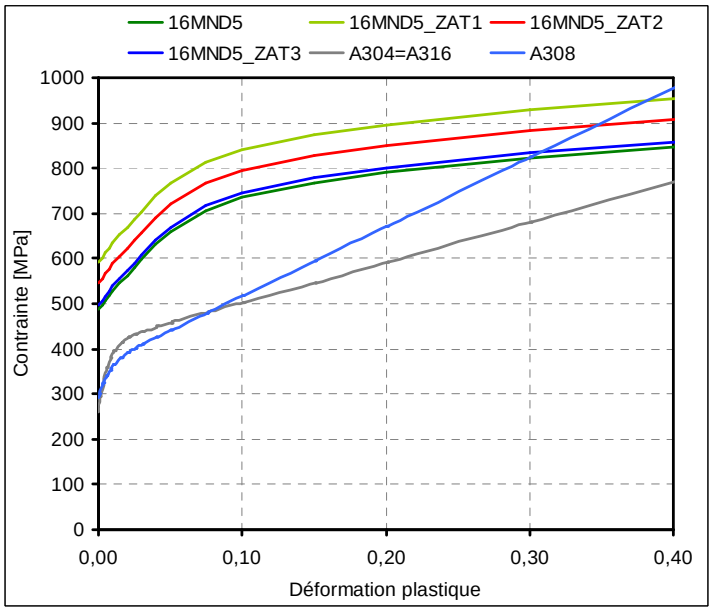

FIG. 7 – Courbes contrainte/déformation pour les différents matériaux à température ambiante

5.3 Calibration des paramètres pour le modèle de Wilkins

Le modèle de Wilkins contient cinq paramètres et est indépendant du maillage grâce à une technique de délocalisation implémentée dans le logiciel SYSTUS® [17].

Les paramètres du modèle retenus pour la zone soudée sont issus d'une précédente étude réalisée sur la maquette ADIMEW et résumés dans le tableau 1.

Tab. 1 – Paramètres de Wilkins utilisés

Dc	endommagement critique	0,4
α	exposant partie hydrostatique	1,5
β	exposant partie déviatorique	0
Plim	Pression hydrostatique maximale	1200
Rc	rayon de délocalisation	0,25

5.4 Calcul

Le test a d'abord été réalisé en pilotant le moment appliqué. Cependant, étant donné qu'avec cette technique la valeur des incréments de chargement est difficile à contrôler, un autre calcul a été mené en imposant la rotation. Cela évite tout risque d'instabilité après la fissuration complète de la paroi du tube.

6 Comparaison des simulations de propagation de fissure avec les résultats expérimentaux

6.1 Étape 1 : amorçage

Dans la simulation, l'amorçage apparait pour des valeurs de CMOD et de moment de respectivement 0,37 mm et 142 kNm. Le moment d'amorçage est sous-estimé puisque la gamme de mesure est 155-170 kNm. Les valeurs de CMOD calculées avec les contraintes résiduelles sont proches de la limite supérieure expérimentale parce que les déformations résiduelles et donc le CMOD sont surestimées avec le modèle mixte avec 25% de part d'écrouissage isotrope. Sous une charge donnée, ce calcul surestime la croissance des fissures.

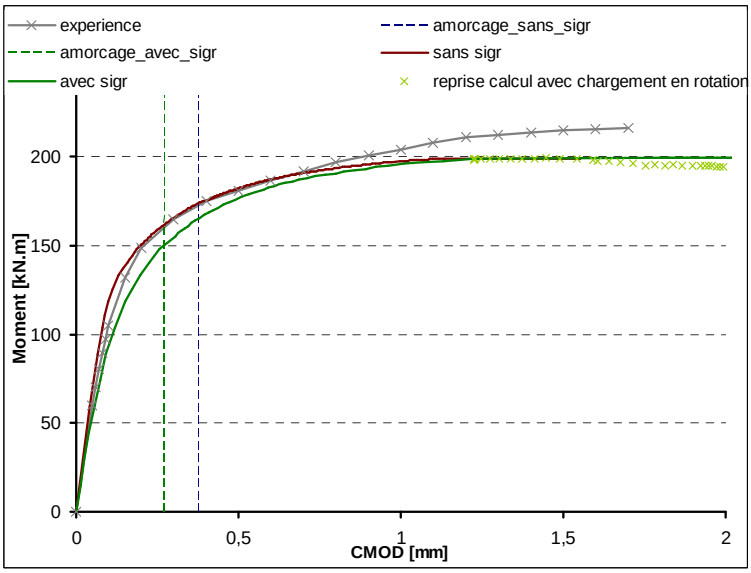

FIG. 8 – Comparaison des courbes de charge

La courbe calculée moment-CMOD est proche de la courbe expérimentale jusqu'à une valeur de CMOD de 1 mm, ce qui correspond à une charge légèrement inférieure à celle pour laquelle la fissure atteint l'interface (figure 8). Le calcul prenant en compte les contraintes résiduelles conduit à une courbe légèrement inférieure à celle obtenue sans contraintes résiduelles (figure 8). Dans tous les cas, les simulations actuelles montrent que l'effet des contraintes résiduelles disparaît totalement après environ 4 mm de propagation de la fissure.

6.2 Étape 2 : retour au Mode I

Les maquettes BIMET ont une soudure dans un chanfrein en V et la fissure été usinée parallèlement à l'interface. En flexion, ces fissures sont chargées en mode mixte et donc lorsque l'amorçage a lieu, la fissure dévie dans un plan de type mode I, perpendiculaire à l'axe du tube, comme indiqué par la macrographie et la simulation (figure 9). La simulation avec le modèle de Wilkins prédit parfaitement la déviation observée.

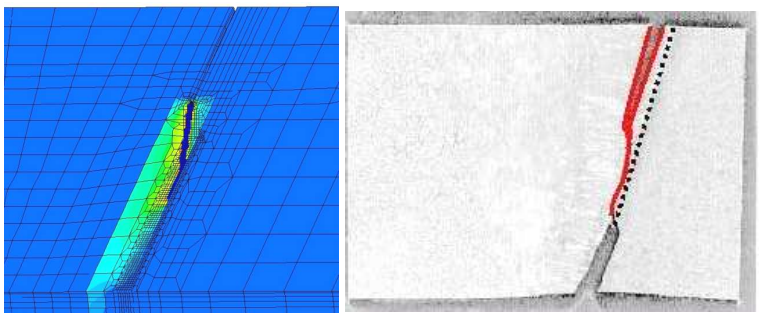

FIG. 9 – Comparaison entre expérience et simulation

6.3 Étape 3 : Croissance de la fissure le long de l'interface

En atteignant l'interface, la fissure calculée s'écarte et se propage le long de l'interface comme on peut l'observer expérimentalement (figure 10). A ce stade, la simulation devient difficile à mener sous chargement contrôlé: une simulation en contrôlant la rotation est recommandée.

La propagation la plus importante de la fissure est observée dans le plan de symétrie.

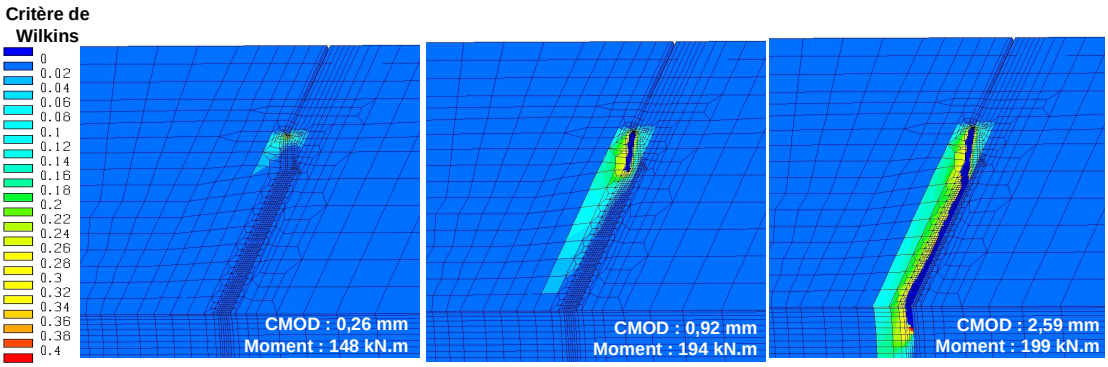

FIG. 10 – Evolution de la fissure dans le plan de symétrie

6.4 Étape 4 : Percement

Après le percement de la maquette, la fissure continue de s'étendre le long de l'interface (figure 11) et principalement vers la paroi interne. La fissure demeure dans le secteur définit par la courbe formée par le front de fissure initiale. Cela peut être influencé par la grossièreté des mailles voisines dans le maillage (voir figure 4). Cependant les simulations tendent à prouver qu'une fissure localisée dans le beurrage d'une liaison bimétallique se propage dans la direction de l'interface puis le long de cette interface, d'abord dans le sens de l'épaisseur, puis le long de la circonférence.

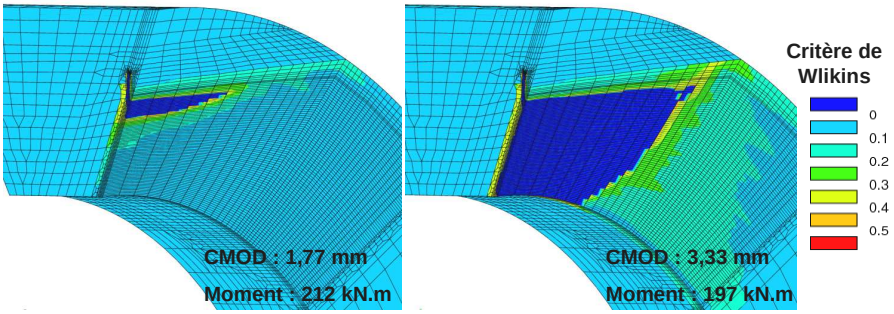

FIG. 11 – Evolution de la fissure le long de l'interface

8 Conclusions et perspectives

Le problème de l'intégrité des liaisons bimétalliques fissurées demeure un important problème de sécurité. Le présent document montre que le mécanisme de rupture ductile est bien maitrisé pour les fissures situées dans la soudure de la liaison bimétallique et que le modèle de Wilkins est un outil fiable pour la modélisation de la propagation de fissure.

Les conclusions suivantes peuvent être tirées de cette étude.

- Le modèle de Wilkins permet de prédire correctement le comportement ductile d'une fissure surfacique dans les liaisons bimétalliques, en termes d'amorçage, de la direction de propagation et de sa forme et ce jusqu'au percement.

- Les champs des contraintes résiduelles n'ont pas d'influence sur le comportement en déchirure ductile après quelques millimètres de croissance de la fissure.

- Un jeu de paramètres conservatif du modèle a été sélectionné, et une calibration appropriée devait être effectuée une éprouvette BIMET de taille réduite.

- Un raffinement du maillage devrait être réalisé pour mieux représenter la propagation après percement.

Références

[1] R.Miteva, N. Taylor. *General review of dissimilar metal welds in piping systems of pressurised water reactors, including WWER designs*, Report EUR 22469 EN, 2006.

[2] R. Chibber, N. Arora, S. R. Gupta, B. K. Dutta. *Use of bimetallic welds in nuclear reactors: associated problems and structural integrity assessments issues*, Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part C: Journal of Mechanical Engineering Science, Volume 220, Number 8, 2006.

[3] V. Robin, J. Devaux, P. Gilles, J.M. Bergheau. *A multipass welding methodology for residual stress computation and evaluation of the integrity of bimetallic welds*, Mathematical Modelling of Weld Phenomena 8, page 941 - page 964, 2007.

[4] Ph. Gilles, V. Robin, J. Devaux. *Ductile tearing behaviour near a bimetallic interface.* Proceedings of the 9th European Mechanics of Material Conference, Local Approach to Fracture, Moret-sur-Loing (FRANCE), 2006.

[5] V. Robin, J. Devaux, S. Bhandari, J.M. Bergheau. *Modelling of bimetallic welds.* Mathematical Modelling of Weld Phenomena 6, page 769 - page 791, 2002.

[6] M.L. Wilkins. *Computer simulation of dynamic phenomena*. Springer Publication, 1999.

[7] SYSWELD®, User's reference manual, ESI-Group.

[8] C. Faidy. *Structural integrity of bi-metallic welds in piping – Fracture testing and analysis.* Proceedings of PVP 2008, ASME Pressure Vessel and Piping Conference, USA, 2008.

[9] *Assessment of Dissimilar Weld Integrity: Final Report of the NESC-III Project*. EC DG JRC Institute of Energy, EUR 22510 EN.

[10] K.H. Schwalbe, A. Cornec, D. Lidbury. *Fracture mechanics analysis of the BIMET welded pipe tests*. Int. Jour. Of Pressure Vessels and Piping, Vol. 81, p. 251-270, 2004.

[11] A. Laukkanen, P. Nevasmaa, U. Ehrnsten, R. Rintamaa. *Characteristics relevant to ductile failure of bimetallic welds and evaluation of transferability of fracture properties*. Nuclear Engineering and Design, Vol. 237, Issue 1, p. 1-15, 2007.

[12] Ph. Gilles, L. Nouet, J. Devaux, P. Duranton. *Residual stress numerical simulations of two dissimilar metal weld junction*s. ECF16 conference, Alexandropoulis, Greece, 2006.

[13] F. W. Brust, D.L. Rudland. *Three dimensional aspects of computational weld modelling*. Proceedings of PVP2008, ASME Pressure Vessels and Piping Division Conference, Chicago, Illinois, USA, 2008.

[14] Ph. Gilles, V. Robin, M. Fontaine. Welding residual stress effect on dissimilar metal weld junction fracture. ICPVT 12.

[15] C. ohms, A.G. Youtsos. *Textures and microstructures*. Vol. 33, p. 243-262, 1999.

[16] C. Ohms, D.E. Katsareas, R.C. Wimpory, P. Hornak, A.G. Youtsos. *Residual stress analysis in a thick dissimilar metal weld based on neutron diffraction*. PVP Vol. 479, ASME Pressure Vessels and Piping Conference, USA, 2004.

[17] SYSTUS®, User's reference manual, ESI-Group.

[18] Ph. Gilles, J. Devaux, M..F Cipière. *Adimew Project : ductile teraing prediction od a cracked 16'' dissilar metal weld junction*. ASME Pressure Vessel and Piping Conference, PVP 2004, San Diego, 2004.

[19] S. Bandhari, G. Mottet, V. Robin. *Evaluation of the crack behaviour in a bimetallic weld*. SMiRT 16, Washington DC, 2001.

[20] F. Erdogan, G.C. Sih. *On the crack extension in plates under tension loading and transverse shear*. Trans. ASME Journal of Basic Engineering, Vol. 85D, p. 519-525, 1963.