

Etude de l'effet de préchargement à chaud pour l'acier de type 16MND5

J. HURE^{a,b}, B. TANGUY^a

a. Commissariat à l'énergie atomique, DMN/SEMI/LCMI CEA Saclay, 91191 GIF SUR YVETTE

b. PMMH-ESPCI ParisTech, CNRS UMR 7636, UPMC & Univ. Paris Diderot, 10 rue Vauquelin, 75231 PARIS Cedex 05

Résumé :

On s'intéresse à l'effet de préchargement à chaud (Warm Pre-Stress : WPS) pour l'acier de cuve de type 16MND5, par caractérisation expérimentale et modélisation par éléments finis. Cette étude porte plus particulièrement sur les cycles WPS pour lesquels la charge varie pendant le transitoire thermique. Les résultats expérimentaux sont comparés aux modèles simplifiés présents dans la littérature, ainsi qu'aux simulations numériques utilisant deux modèles de l'approche locale de la rupture (Beremin et Bordet) pour la prédiction de la rupture par clivage.

Abstract :

This study is devoted to the warm pre-stress effect on A508 Cl.3 pressure vessels steel, both experimentally and with numerical modeling, focusing on transient thermo-mechanical loadings. Experimental results are compared to well-known simplified models, as well as to the predictions from local approach to fracture models (Beremin and Bordet models) for cleavage prediction.

Mots clés : Acier ferritique 16MND5; Clivage; WPS; Approche statistique de la rupture; Rupture fragile

1 Introduction

Dans un contexte d'extension de la durée de fonctionnement des réacteurs nucléaires à eau légère (REL), l'évaluation réaliste des marges de sécurité vis-à-vis de la propagation instable de fissures dans les cuves de ces réacteurs est primordiale. L'un des accidents considéré pour le dimensionnement est de type LOCA (Loss of Coolant Accident) - correspondant à l'hypothèse de perte de réfrigérant primaire - dans lequel le chargement mécanique appliqué à la cuve varie pendant le transitoire thermique. Actuellement, l'effet de préchargement à chaud (effet WPS) n'est pas pris en compte dans ce dimensionnement. Cet effet revient à considérer que la ténacité effective du matériau dépend de son histoire de chargement. Ainsi, une fissure préchargée à une température T_1 à un facteur d'intensité de contraintes K_1 , refroidie à une température T_2 avec un facteur d'intensité des contraintes constant ou décroissant, ne se propagera pas, même si le chargement excède la ténacité du matériau vierge. De plus, un rechargement est nécessaire pour déclencher la rupture par clivage. Différents types de cycles de chargement sont utilisés pour étudier l'effet WPS (voir figure 1), notamment LCF et LUCF [10, 13]. Bien que les causes du WPS aient été dégagées dès les premières études [9] - à savoir émoussement de la pointe de fissure, évolution des caractéristiques du matériau avec la température et interactions des champs des contraintes lors des différentes phases du cycle - la modélisation et la prédiction de la rupture par clivage après un chargement WPS font toujours l'objet de nombreux travaux [3, 14]. Cette étude s'intéresse plus particulièrement aux cycles pour lesquels la charge varie pendant le transitoire thermique. Plusieurs trajets de chargement sont caractérisés expérimentalement sur un acier 16MND5. Les résultats expérimentaux sont ensuite comparés aux prédictions obtenues par deux modèles à bases physiques : les modèles de Beremin et de Bordet, ainsi qu'aux modèles simplifiés.

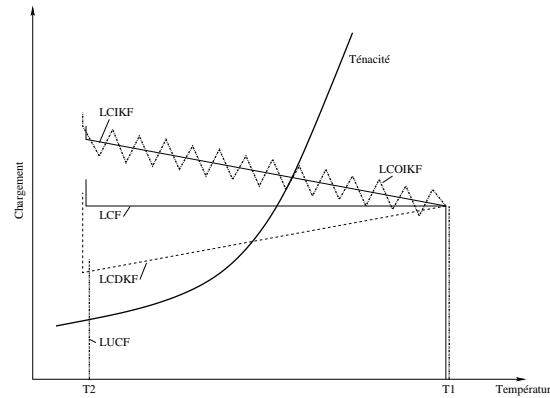


FIGURE 1 – Cycles utilisés pour l'étude de l'effet de préchargement à chaud. LCF : Load Cool Fracture. LUCF : Load Unload Cool Fracture. LCDKF : Load Cool Decrease K Fracture. LCIKF : Load Cool Increase K Fracture. LCOIKF : Load Cool Oscillating Increase K Fracture.

2 Partie Expérimentale

2.1 Matériau et dispositif expérimental

Le matériau étudié est un acier faiblement allié de type 16MND5 provenant d'une débouchure de virole de cuve de réacteur nucléaire. Sa microstructure est de type bainite revenue (figure 2a). La composition chimique, les principales caractéristiques mécaniques (figure 2b) ainsi que les différents traitements thermiques permettant l'obtention de cet acier sont présentés dans [11]. Des tests de ténacité isothermes [5] ont permis notamment de déterminer une température de référence $T_0 = -104.7^\circ\text{C}$ [4, 16]. Des éprouvettes de type CT de 25mm d'épaisseur (CT 25) préfiissurées en fatigue ont été utilisées pour cette étude. Les essais ont été réalisés sur une machine de traction servo-hydraulique Instron munie d'une enceinte thermostatée. Les détails expérimentaux sont décrits dans [7]. Le préchargement est réalisé à température ambiante ($T_1 = 20^\circ\text{C}$) jusqu'à K_{WPS} . La température est ensuite descendue, avec une vitesse de refroidissement constante, jusqu'à $T_2 = -145^\circ\text{C}$, la charge étant soit maintenue constante pendant le transitoire thermique (LCF), diminuée (LCDKF), augmentée (LCIKF) ou oscillante avec augmentation moyenne (LCOIKF). Un logiciel de pilotage a spécialement été développé pour asservir la charge appliquée à l'éprouvette à partir de la température. Une fois la température T_2 atteinte, les éprouvettes sont rechargées jusqu'à rupture. Dans la suite, les valeurs élastiques des facteurs d'intensités de contraintes sont utilisées pour décrire le chargement $K_{el} = [P/BW^{1/2}]f(a_0/W)$, avec P la force appliquée, B l'épaisseur de l'éprouvette, W sa longueur, a_0 la longueur initiale de fissure et f une fonction tabulée [15].

2.2 Principaux résultats expérimentaux

Les cycles WPS réalisés sont présentés dans la figure 3 : les différents isofractiles de courbe maîtresse [16] correspondant à la température de référence $T_0 = -104.7^\circ\text{C}$ sont également reportés sur les graphiques. Ces isofractiles indiquent l'évolution de la ténacité pour une probabilité de rupture donnée. Bien que la comparaison de ces isofractiles - correspondant à des facteurs d'intensités de contraintes élasto-plastiques, K_J - avec les trajets de chargement WPS - décrits sur la figure 3 en K_{el} - ne soit pas strictement appropriée, elle permet cependant de quantifier l'effet du préchargement à chaud aux basses températures pour lesquelles K_J est proche K_{el} , les valeurs reportées de K_{el} étant conservatrices par rapport à la ténacité effective.

Tous les cycles WPS ont franchi le transitoire thermique sans rupture et un rechargement a été nécessaire pour initier le clivage à des niveaux d'intensité de contraintes supérieurs à l'isofractile 99%, confirmant les nombreux résultats présents dans la littérature pour les cycles de type LCF et LCDKF. Pour les cycles de type LCIKF, nos résultats confirment ceux obtenus par Bordet *et al.* [3] sur l'acier de type 18MND5 montrant qu'il existe une pente critique $|\Delta K/\Delta T|$ en deçà de laquelle le transitoire peut être franchi. En particulier, la pente maximale obtenue ici est de $0.16 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}\cdot^\circ\text{C}^{-1}$, supérieure

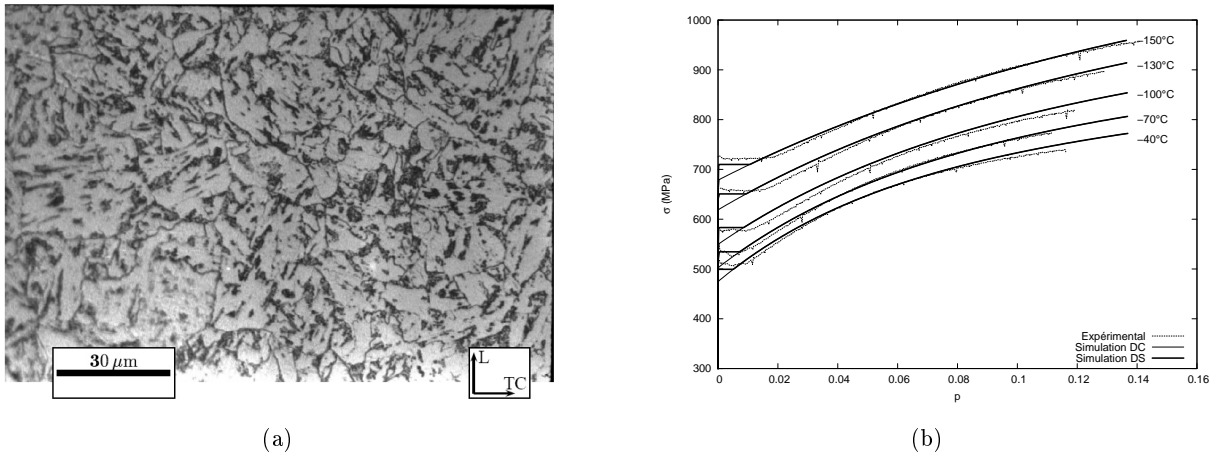


FIGURE 2 – (a) Microstructure de l’acier de type 16MND5, obtenue par attaque au Nital 2% (tiré de [11]). (b) Courbes de comportement rationnelles (Contrainte de Cauchy en fonction de la déformation plastique cumulée) pour différentes températures : résultats expérimentaux et loi de comportement utilisée dans les simulations par éléments finis.

à celle obtenue pour l’acier 18MND5 dans [3]. Une fissure peut donc être rechargée de manière significative pendant le transitoire thermique après un préchargement à chaud. Par ailleurs, les oscillations appliquées pendant le cycle LCOIKF, de pente plus importante que la pente moyenne, n’ont pas conduit non plus à la rupture pendant le transitoire.

3 Prédiction de la ténacité effective après un trajet WPS

3.1 Modélisation numérique

Les simulations numériques ont été réalisées avec le logiciel Castem [17] en utilisant un modèle 2D en déformations planes avec des éléments quadratiques à intégration complète (figure 4). Le rayon initial de la fissure est pris égal à 5 microns pour permettre de décrire correctement les champs mécaniques à la rupture [12]. Pour le niveau de préchargement étudié, le rayon de fissure en fin de préchargement étant grand devant le rayon initial, ce choix n’influe pas sur les résultats. Du fait de la symétrie, seule la moitié de l’éprouvette est modélisée.

Une loi de comportement de type élasto-visco-plastique à double écrouissage non linéaire isotrope et double loi de Norton est utilisée pour modéliser le comportement de l’acier 16MND5 (figure 2). Le formalisme de la loi ainsi que les paramètres et leurs évolutions avec la température sont décrits dans [4]. Deux modèles de prédiction de la rupture par clivage de type approche locale sont utilisés : tout d’abord le modèle de Beremin [1] modifié pour prendre en compte des chargements décroissants [8] :

$$P_f = 1 - \exp \left(- \int_V \max_{t' \leq t, \dot{p}(t') > 0} \left\{ \left(\frac{\sigma_I(t')}{\sigma_u(t')} \right)^m \right\} \frac{dV}{V_0} \right) \quad (1)$$

en notant \dot{p} l’incrément de déformation plastique cumulée et σ_I la plus grande contrainte principale positive. Les paramètres σ_u , m et V_0 ont été déterminés dans [11] pour l’acier de type 16MND5.

On utilise également le modèle proposé par Bordet *et al.* [2]. Ce modèle décrit les mêmes mécanismes à l’origine de la rupture par clivage que le modèle de Beremin mais il décrit explicitement la germination des microfissures à l’origine de la rupture :

$$P_f = 1 - \exp \left(- \left(\frac{\sigma_W}{\sigma_u} \right)^m \right) \quad (2)$$

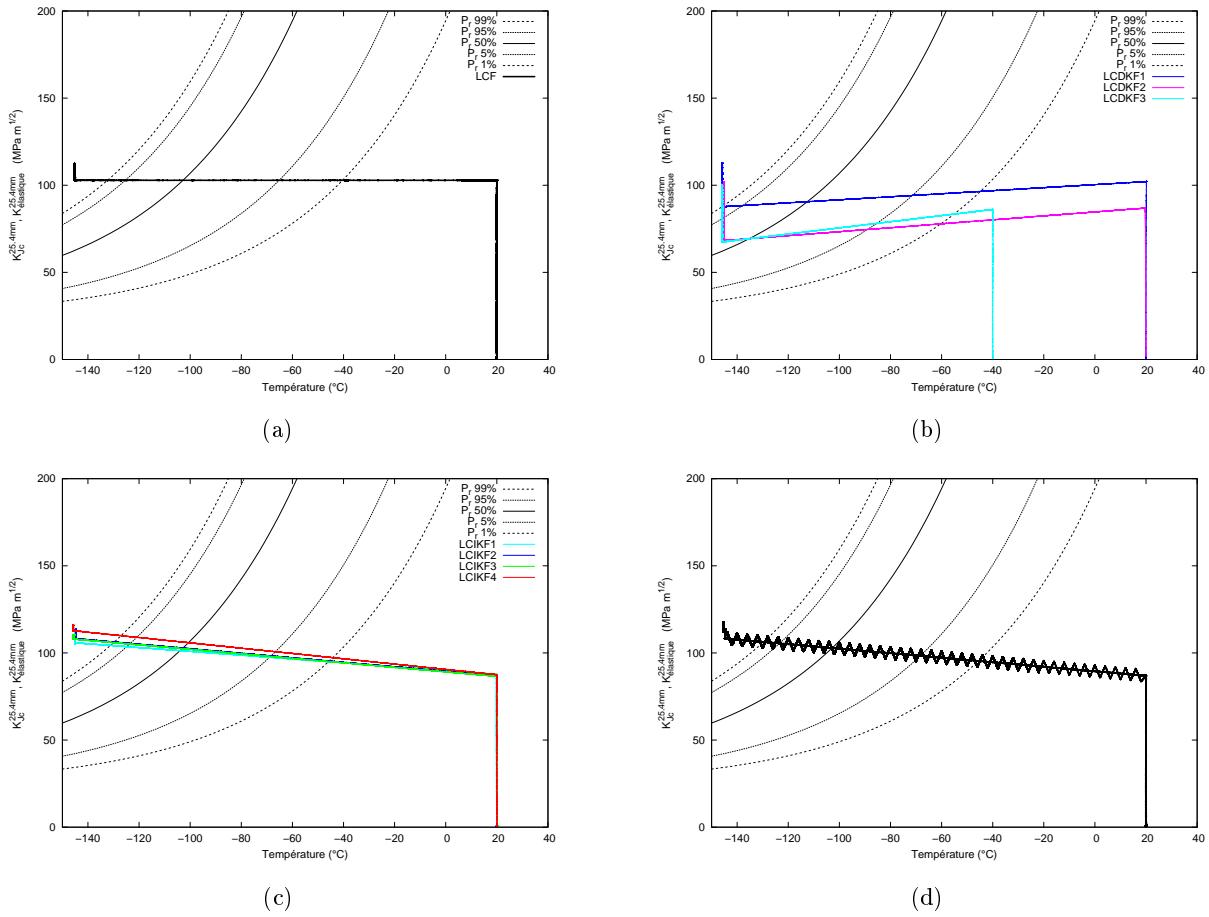


FIGURE 3 – Evolution du chargement en fonction de la température pour les différents types de cycles réalisés.

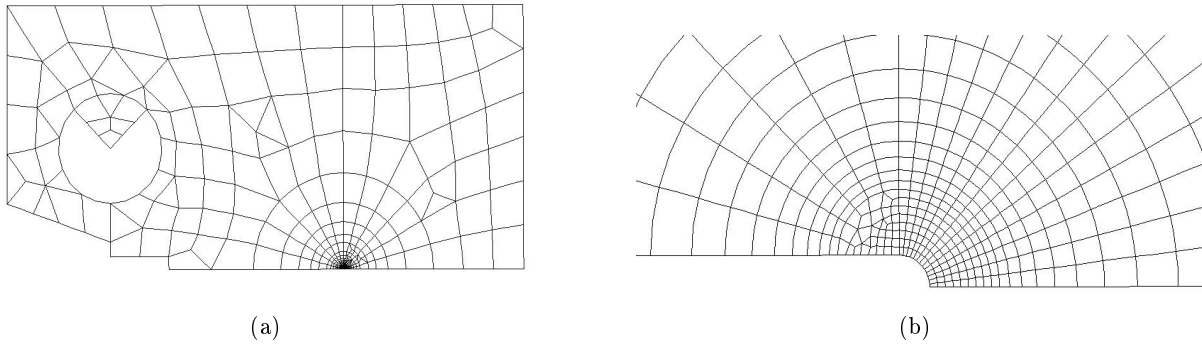


FIGURE 4 – Maillage de l'éprouvette CT et du fond de fissure (851 éléments quadratiques, intégration complète).

$$\sigma_W^m = \left\{ \int_{V_p} \left(\int_0^{\epsilon_p(t)} \frac{\sigma_{ys}}{\sigma_{ys,0}} \max(\sigma_I^m - \sigma_{th}^m, 0) d\epsilon_p \right) \frac{dV}{V_0} \right\} \quad (3)$$

avec V_p le volume plastique, σ_{ys} et $\sigma_{ys,0}$ les limites d'élasticité locale respectivement dans l'état actuel et initial, ϵ_p la déformation plastique. Les paramètres σ_u , m et V_0 utilisés sont ceux déterminés dans [12].

3.2 Comparaison des modèles

Les prédictions des modèles de Beremin et de Bordet pour des isoprobabilités de rupture à 5%, 50% et 95% sont reportées sur la figure 5 avec les données expérimentales. Pour les cycles de type LCF et LCDKF, les deux modèles donnent des prédictions semblables en bon accord avec les données expérimentales. Pour les cycles LCIKF et LCOIKF (chargement croissant pendant le refroidissement), le modèle de Bordet permet d'encadrer correctement les résultats expérimentaux alors que les prédictions du modèle de Beremin conduisent à des valeurs de ténacité plus faibles que celles obtenues avec le modèle de Bordet et apparaissent conservatrices par rapport aux données expérimentales. On indique également sur la figure les prédictions du modèle simplifié développé par Wallin pour les cycles de type LCF et LUCF [13]. Celui-ci donne des prédictions très conservatrices pour les cycles à chargement croissant pendant le transitoire. On note également que l'utilisation du modèle de Chell-Haigh [6], non reportées sur la figure 5, donne également des prédictions très conservatrices pour les cycles LCIKF. Le modèle de Bordet, qui décrit de manière explicite l'influence de la plasticité sur la germination des microfissures et de leur émoussement potentiel si le critère de propagation n'est pas respecté, apparaît donc plus approprié pour prédire la rupture par clivage suivant un préchargement à chaud, notamment pour les trajets de chargement à pente croissante.

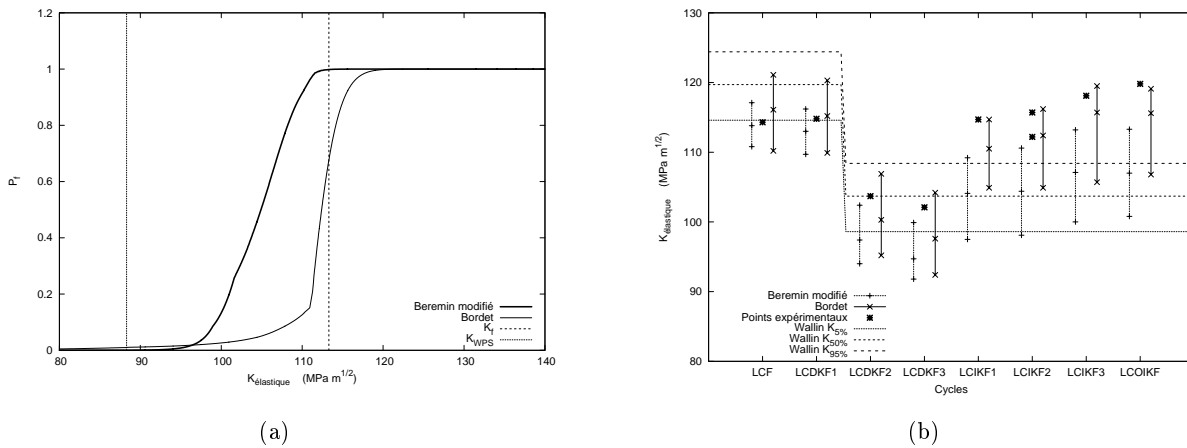


FIGURE 5 – (a) Evolution de la probabilité de fracture donnée par les modèles de Beremin et Bordet pour un cycle de type LCIKF. (b) Comparaison des résultats expérimentaux aux simulations numériques et au modèle simplifié de Wallin.

4 Discussion et conclusion

Différents cycles WPS ont été réalisés sur l'acier de type 16MND5 utilisé pour les cuves de REP. Les essais confirment les nombreux résultats présentés dans la littérature qui montrent que l'application d'un préchargement à chaud permet d'augmenter la ténacité effective du matériau. L'étude de cycles à pente croissante pendant le transitoire thermique a permis de montrer qu'il est possible de recharger la fissure pendant le refroidissement sans déclencher la rupture par clivage. La pente critique atteinte sur l'acier 16MND5 de cette étude est supérieure à celle obtenue par [3] pour l'acier 18MND5. Deux modèles, Beremin et Bordet, permettant de décrire la dispersion associée à la rupture par clivage ont été utilisés. Les prédictions de ces modèles de clivage dans le cas d'un préchargement à chaud montrent un accord satisfaisant avec les résultats expérimentaux. Le modèle de Bordet permet néanmoins de prédire de manière moins conservatrice la rupture par clivage et montre un bon accord quantitatif avec les données expérimentales de cette étude.

Références

- [1] Beremin, F.M. 1983 A local criterion for cleavage fracture of a nuclear pressure vessel steel. *Met. Trans. A* **14A** 2277-2287
- [2] Bordet, S.R., Karstensen, A.D., Knowles, D.M., Wiesner, C.S. 2005 A new statistical local criterion for cleavage fracture in steel, Parts 1 & 2. *Eng. Fract. Mech.* **72** 435-474
- [3] Bordet, S.R., Tanguy, B., Besson, J., Bugat, S., Moinereau, D., Pineau, A. 2006 Cleavage fracture of RPV steel following warm pre-stressing : micromechanical analysis and interpretation through a new model. *Fatigue Fract. Engng. Mater. Struct.* **29** 799-816
- [4] Bouchet, C. 2005 Extension de l'approche locale de la rupture dans le domaine de la transition ductile fragile pour l'acier de cuve. *Rapport d'avancement N° 1592-3A, CDM, ENSMP*
- [5] Bouchet, C., Tanguy, B., Besson, J., Pineau, A., Bugat, S. 2006 Transferability of cleavage fracture parameters between notched and cracked geometries. *16th European conference of fracture, Failure analysis of Nano and Engineering Materials and Structures* Alexandroupolis, July, 3-7
- [6] Chell, G.C., Haigh, J.R. 1986 The effect of warm prestressing on proof tested pressure vessels. *Int. J. Pres. Ves. And Piping* **23** 121-132
- [7] Hure, J., Tanguy, B. 2011 Evaluation of transient loadings following warm pre-stressing in RPV steels. *en préparation*
- [8] Lefebvre, W., Barbier, G., Masson, R., Rousselier, G. 2002 A modified Beremin model to simulate the warm pre-stress effect. *Nucl. Eng. Design* **216** 27-42
- [9] Nichols, R.W. 1968 The use of overstressing techniques to reduce the risk of subsequent brittle fracture, Parts 1 & 2. *Br. Welding J.* January-February
- [10] Smith, D.J., Garwood, S.J. 1989 The significance of prior overload on fracture resistance : a critical review. *Int. J. Pres. Ves. And Piping* **41** 255-296
- [11] Tanguy, B. 2001 Modélisation de l'essai Charpy par l'approche locale de la rupture : application au cas de l'acier 16MND5 dans le domaine de transition. Thèse de Doctorat, ENSMP.
- [12] Tanguy, B., Bouchet, C., Bordet, S.R., Besson, J., Pineau, A. 2006 Toward a better understanding of the cleavage in RPV steels : Local mechanical conditions and evaluation of a nucleation enriched Weibull model and of the Beremin model over a large temperature. *9th European Mechanics of Materials Conference* Moret sur Loing, May, 9-12
- [13] Wallin, K. 2003 Master Curve implementation of the warm pre-stress effect. *Eng. Fract. Mech.* **70** 2587-2602
- [14] Yuritzin, T., Ferry, L., Chapuliot, S., Mongabure, P., Moinereau, D., Dahl, A., Gilles, P. 2008 Illustration of the WPS benefit through BATMAN test series : tests on large specimens under WPS loading configurations. *Eng. Fract. Mech.* **75** 2191-2207
- [15] ASTM E1820-08 Standard test method for measurement of fracture toughness.
- [16] ASTM E1921-08 Standard test method for the determination of reference temperature for ferritic steels in the transition range.
- [17] Cast3M Commissariat à l'énergie atomique CEA – DEN/DM2S/SEMT.