

Apport des mesures de champs de température pour l'identification de propriétés en fatigue polycyclique

C. Doudard^a, R. Munier^{a,b}, S. Calloch^a, B. Weber^a

a. Laboratoire Brestois de Mécanique et des Systèmes (LBMS EA4325), ENSTA Bretagne / UBO / ENIB, 2 rue François Verny, F-29806 Brest Cedex 9

b. ArcelorMittal Maizières Research & Development, BP 30320, F-57283 Maizières-les-Metz Cedex

Résumé :

L'utilisation de mesure de champs pour l'identification de paramètres matériaux est une voie prometteuse. En effet, la réalisation, certes délicate, de tests mécaniques dans des conditions non homogènes (i.e., où les contraintes, et/ou la température ne sont pas uniformes dans la ZOI) conjugués à l'utilisation de mesure de champs donne accès à une base de données souvent très riche. Cela est particulièrement le cas lorsque l'hétérogénéité est 'bien maîtrisée'. On propose, ici, une stratégie d'identification de propriétés à la fatigue polycyclique à partir de mesure de champs de température.

Abstract :

Using kinematical and thermal full-field measurements for identification of mechanical parameters has become a very promising area of experimental mechanics. It may provide very rich experimental data when applied to tests conducted under non-homogeneous conditions (i.e., for which strain and stress or temperature are not uniform in the zone of interest of the specimen). The purpose of this work is to extend the use of non-conventional tests and full-field measurements to the identification of the fatigue properties of a dual-phase steel.

Mots clefs : Essai d'auto-échauffement ; Mesure infrarouge ; Corrélation d'image

1 Introduction

La mesure et l'analyse de champs cinématiques et thermiques sont de plus en plus utilisées en mécanique des solides. Le but de ce travail est d'étendre l'utilisation de ces mesures à l'identification des propriétés en fatigue d'un acier dual-phase. On s'intéressera plus spécialement, ici, à l'influence d'une pré-déformation plastique sur la limite d'endurance moyenne [1]. C'est particulièrement important dans le contexte de la fatigue de pièces obtenues par emboutissage. Durant cette opération, la tôle est sévèrement déformée ce qui induit des variations d'épaisseur, mais aussi des évolutions des propriétés mécaniques (e.g., limite d'élasticité, limite de fatigue, ...). Afin d'illustrer ce dernier point, les courbes de Wöhler d'un acier dual-phase dans deux états différents (i.e., vierge et pré-déformé à 20%) sont représentées sur la figure 1. La figure 2b montre la courbe de traction monotone de cet acier. On observe une augmentation non négligeable de la limite d'endurance, ce qui est rarement pris en compte en bureau d'études, principalement à cause du temps prohibitif nécessaire à la caractérisation de cet effet par des méthodes classiques.

Dans le but de réduire le temps de caractérisation des propriétés en fatigue, plusieurs équipes ont proposé des méthodes d'estimation rapide de ces propriétés, basées sur des mesures d'auto-échauffement sous chargements cycliques [1, 2, 3, 4]. L'approche sur éprouvette conventionnelle (i.e., à section constante) consiste à mesurer l'élévation de la température moyenne de l'éprouvette $\theta = T - T_0$ (où T est la température moyenne de l'éprouvette et T_0 la température moyenne de l'environnement). On observe généralement une stabilisation de cette élévation au bout d'un certain nombre de cycle.

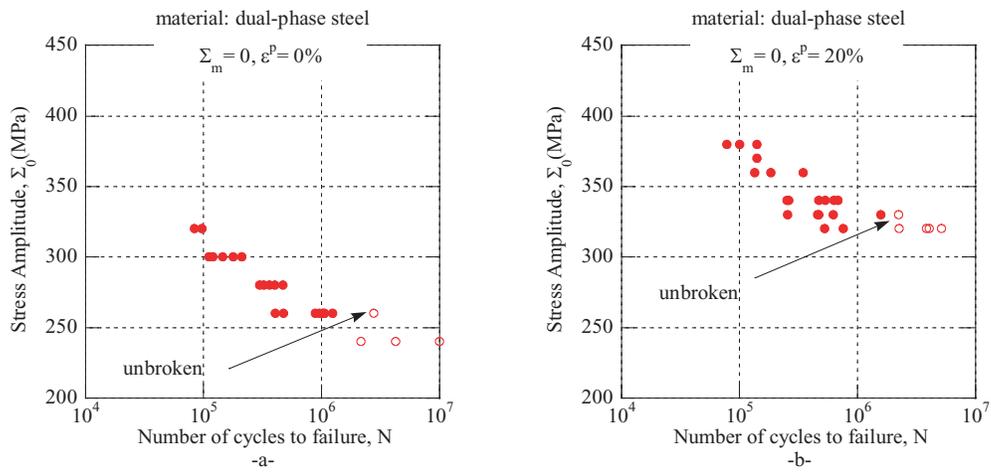


FIGURE 1 – Effet d’une pré-déformation plastique sur la courbe S-N d’un acier dual-phase : a) état vierge ; b) état pré-déformé de 20%

L’évolution de l’augmentation de la température stabilisée de l’éprouvette en fonction de l’amplitude des contraintes est représentée sur la figure 2a. Une augmentation significative de cette élévation est obtenue pour une amplitude des contraintes proche de la limite d’endurance. Récemment, un modèle [4] permettant de relier ces effets thermiques aux propriétés à la fatigue a été proposé.

Au cours de précédents travaux [1], une courbe d’auto-échauffement par niveau de pré-déformation a été déterminée (i.e., une éprouvette par niveau). Ces résultats ont permis de quantifier l’influence d’une pré-déformation plastique sur la limite d’endurance moyenne : une évolution linéaire de pente β a été obtenue pour une gamme comprise entre 10% et 20%. Ici, une méthode alternative basée sur l’utilisation d’une éprouvette non conventionnelle et d’une stratégie numérique associée est proposée pour identifier cette influence. La démarche considérée pour définir la géométrie de l’éprouvette est tout d’abord présentée. Le but est d’obtenir un champ de pré-déformation hétérogène (ici, à gradient constant) à l’issue d’un chargement monotone. Puis un essai d’auto-échauffement sous chargement cyclique est réalisé sur l’éprouvette non conventionnelle pré-déformée. Le champ thermique est mesuré en utilisant une caméra IR et est analysé en utilisant une stratégie adéquate afin d’identifier l’influence d’une pré-déformation plastique sur les propriétés à la fatigue.

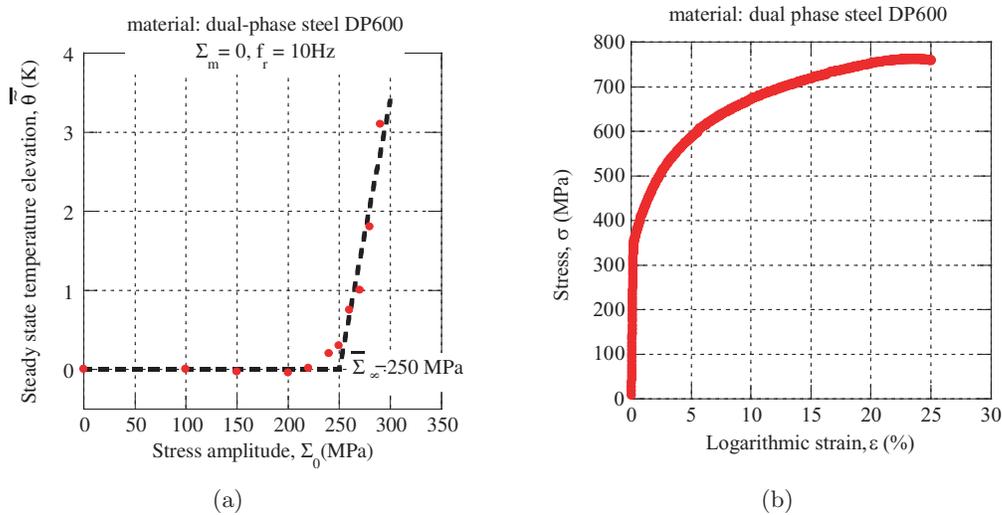


FIGURE 2 – a) Identification empirique de la limite d’endurance moyenne à partir de mesures d’auto-échauffement [1] ; b) Courbe de traction monotone de l’acier étudié

2 Pré-déformation préliminaire de l'éprouvette non-conventionnelle

2.1 Design de l'éprouvette non-conventionnelle

Une approche analytique est adoptée pour définir le profil de l'éprouvette non-conventionnelle considérée. Comme l'éprouvette est prélevée dans une tôle d'épaisseur constante, seule la largeur, $2b_0$, est un paramètre libre (*i.e.*, dépendant de l'abscisse x_1). L'hypothèse de l'incompressibilité plastique de l'acier durant la pré-déformation est considérée, de sorte que le ratio entre la section initiale, $S_0(x_1) = 2e_0b_0(x_1)$, et la section pré-déformée, $S(x_1)$, est donné par

$$\frac{S_0(x_1)}{S(x_1)} = 1 + \frac{du}{dx_1}(x_1), \quad (1)$$

où $\frac{du}{dx_1}$ est le gradient du déplacement 1D, $u(x_1)$. La contrainte vraie, $\sigma(x_1)$, s'écrit alors

$$\sigma(x_1) = \frac{F}{S(x_1)} = \frac{F}{2e_0b_0(x_1)} \left(1 + \frac{du}{dx_1}(x_1) \right), \quad (2)$$

où F est le chargement maximum atteint au cours de la pré-charge. Comme $\sigma(x_1)$ dépend du niveau de déformation plastique, $\varepsilon^p(x_1)$, atteint pour l'abscisse x_1 , la demi-largeur est donnée par

$$b_0(x_1) = \frac{F}{2e_0\sigma(\varepsilon^p(x_1))} \exp(\varepsilon^p(x_1)), \quad (3)$$

où $\varepsilon^p(x_1)$ la déformation plastique logarithmique. Afin d'obtenir un gradient constant, K , la déformation plastique est reliée au déplacement, $u(x_1)$, par

$$\varepsilon_p(x_1) = \ln \left(1 + \frac{du}{dx_1}(x_1) \right) := K(x_1 + u(x_1)). \quad (4)$$

En considérant la condition aux limites suivante $u(x_1 = 0) = 0$, on obtient

$$u(x_1) = -x_1 - \frac{1}{K} \ln(1 - Kx_1), \quad \text{et} \quad \varepsilon_p(x_1) = \ln \left(\frac{1}{1 - Kx_1} \right). \quad (5)$$

La valeur de K est choisie afin d'atteindre une déformation plastique maximale de 17% au centre de l'éprouvette. Sur la Figure 3, la géométrie de l'éprouvette est représentée. On notera que le plan ($x_1 = 30\text{mm}$) est un plan de symétrie.

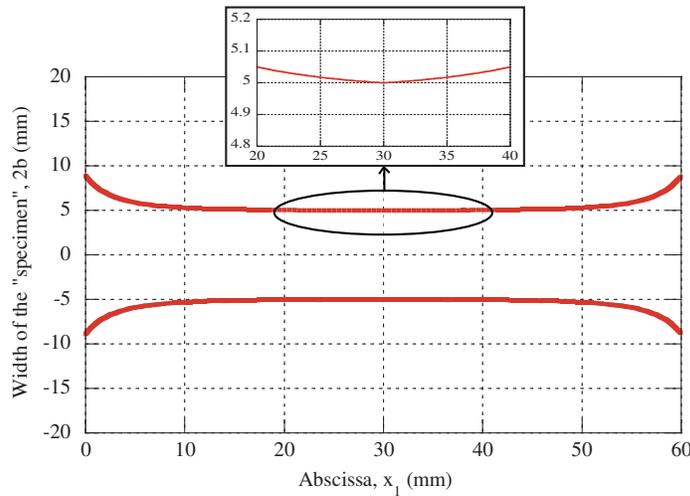


FIGURE 3 – Géométrie de la zone d'étude de l'éprouvette non-conventionnelle proposée

2.2 Identification du gradient de déformation plastique, K_{id}

La pré-déformation plastique est réalisée sur une machine d'essai servo-hydraulique. Durant cet essai, des images successives de l'éprouvette préalablement recouverte d'un mouchetis sont prises. Ainsi, le champ de déplacement est déterminé par une technique de corrélation d'images [5]. La Figure 4a montre le champ de déplacement expérimental, $u_{exp}(x_1, y)$, de la zone d'étude de l'éprouvette à la fin de la pré-déformation et après retour à chargement nul. On observe que ce champ est constant par bande. La valeur de K_{id} (i.e., le gradient du champ de pré-déformation plastique 1D) est obtenue par minimisation de l'écart quadratique entre le champ identifié et son expression théorique donnée par l'équation 5. Les Figures 4b-d montrent différents champs à la fin du test. La Figure 4b montre le champ de déplacement identifié, $u_{id}(x_1)$. Une carte représentant l'erreur, $Error_u$, définie par

$$Error_U = \frac{u_{exp}(x_1, y) - u_{id}(x_1)}{u_{exp}(x_1, y)}, \quad (6)$$

est représentée sur la Figure 4c. L'erreur maximale est inférieure à 3.5%. Finalement le champ de pré-déformation plastique obtenu est montré sur la Figure 4d.

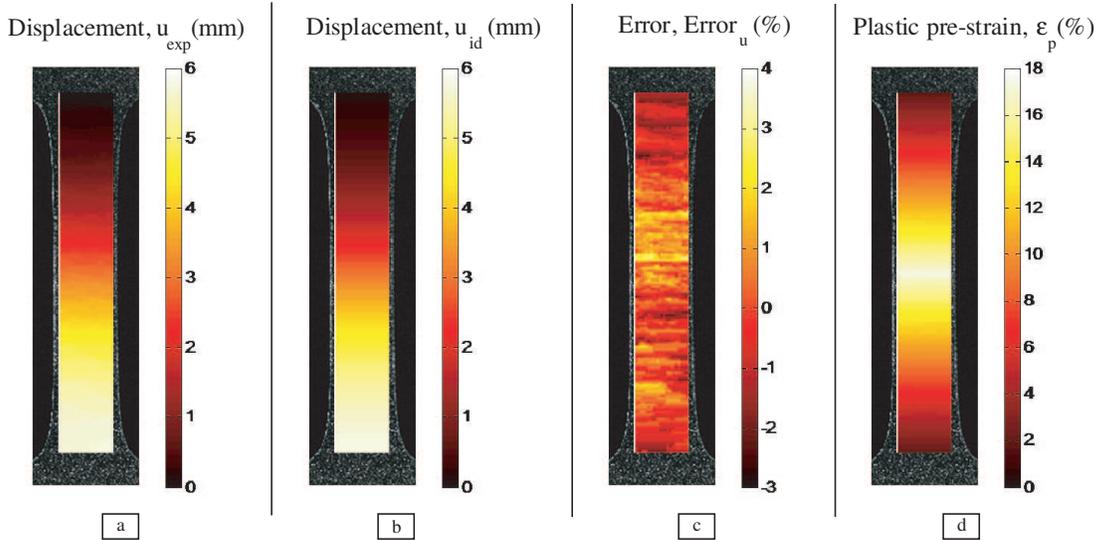


FIGURE 4 – Champs cinématiques : a) champ déplacement obtenu avec DIC ; b) champ de déplacement identifié ; c) carte d'erreur du champ de déplacement ; d) champ de pré-déformation plastique calculé

3 Essai d'auto-échauffement sur l'éprouvette préalablement pré-déformée

3.1 Résultat experimental

L'essai d'auto-échauffement consiste à appliquer un chargement cyclique à amplitude constante durant 6000 cycles (i.e., le temps nécessaire pour atteindre un équilibre thermique). La fréquence de sollicitation, f_r , vaut $30Hz$. Au cours de cet essai, le champ de température est mesuré à l'aide d'une caméra infrarouge. Afin de ne considérer que l'élévation de température, $\theta(M)$, on considère la différence entre la température $T(M)$ et sa mesure initiale au même point M , $T_{t=0}(M)$. La Figure 5a montre le champ d'élévation de température stabilisé, $\theta_{exp}(x_1, y)$. On observe que le champ de température est constant par bande de sorte que l'équation de conduction de chaleur 1D est considérée dans la suite de ce papier.

3.2 Principe de résolution de l'équation de la chaleur 1D

L'équation de la chaleur 1D peut s'écrire sous la forme suivante, en considérant la loi de Fourier comme loi de diffusion de la chaleur [6] et en négligeant les pertes par échanges avec l'air,

$$\rho c \frac{\partial \theta}{\partial t}(x_1, t) - \lambda \frac{\partial^2 \theta(x_1, t)}{\partial x_1^2} - \lambda \frac{\partial \theta(x_1, t)}{\partial x_1} \frac{\partial S(x_1)}{\partial x_1} \frac{1}{S(x_1)} = S_t(x_1, t) \quad (7)$$

avec λ' le coefficient de conductivité thermique du milieu (supposée isotrope), $S(x_1)$ la section de l'éprouvette non conventionnelle préalablement pré-déformée, ρ la masse volumique, c la chaleur spécifique, $S_t(x_1, t)$ le champ de terme source 1D et $\theta(x_1)$ le champ de température 1D. La détermination d'un champ de source thermique à partir d'un champ de température mesuré reste un problème difficile, notamment à cause du ratio entre le bruit de mesure et le signal, et les effets régularisant de la diffusion de la chaleur. Ainsi des méthodes de régularisation sont souvent requises pour traiter ce problème [8, 7]. Ici, une autre approche est proposée. Elle est basée sur la détermination d'un champ de température théorique obtenu à partir d'un champ de source à priori connu qui est donné par

$$S_t(x_1) = \delta f_r \frac{(\Sigma_0(x_1))^{m+2}}{(1 + \beta \varepsilon_p(x_1))^m}, \quad (8)$$

où δ est un paramètre matériau, f_r est la fréquence du chargement, $\Sigma_0(x_1)$ et $\varepsilon_p(x_1)$ sont l'amplitude des contraintes et les déformations plastiques, respectivement, m est un paramètre matériau (pour cet acier, $m = 12.5$ est identifié à partir d'un essai classique d'auto-échauffement [1]) et β est le paramètre matériau qui caractérise l'influence d'une pré-déformation plastique considérée comme étant linéaire. Le principal but de l'étude est donc d'identifier ce dernier paramètre à partir de la mesure d'auto-échauffement sur l'éprouvette non conventionnelle pré-déformée. À partir de l'expression analytique du terme source, une expression analytique du champ de température est obtenue en résolvant l'équation de la chaleur sur une base particulière [6], à savoir, la base propre indépendamment des conditions aux limites, complétée avec un polynôme du second ordre. La première partie de la base sert à décrire les fluctuations locales, alors que la seconde décrit les fluctuations de façon globale. On considère donc l'évolution de la température stabilisée suivante

$$\bar{\theta}(x_1) = ax_1^2 + bx_1 + c + \sum_{k>0} \theta'_{ak} \cos(\omega_k x_1) + \theta'_{bk} \sin(\omega_k x_1), \quad (9)$$

où a , b , c sont trois paramètres, k est le nombre de composantes de la base propre, θ'_{ak} et θ'_{bk} sont les harmoniques du champ de température avec $\omega_k = \frac{2k\pi}{L}$, L représentant la longueur de la zone d'étude de l'éprouvette. L'équation de la chaleur 1D projetée sur cette base s'écrit alors

$$\begin{bmatrix} S_{t0} \\ S_{tak} \\ S_{tbk} \end{bmatrix} = \lambda' \begin{bmatrix} -2(1 + g_0) & \omega_k \frac{h_{bk}}{2L} & -\omega_k \frac{h_{ak}}{2L} \\ -2g_{ak} & A_k & B_k \\ -2g_{bk} & C_k & D_k \end{bmatrix} \begin{bmatrix} a \\ \theta'_{ak} \\ \theta'_{bk} \end{bmatrix}, \quad (10)$$

avec S_{t0} la valeur moyenne du terme source, S_{tak} et S_{tbk} ses harmoniques successifs. Les termes A_k , B_k , C_k et D_k de l'équation précédente sont définis par

$$\begin{aligned} A_k &= \omega_k^2 + \sum_{j>0} \frac{\omega_j}{2L} (h_{bj-k} + h_{bj+k} - h_{bk-j}), & B_k &= - \sum_{j>0} \frac{\omega_j}{2L} (h_{aj-k} + h_{aj+k} - h_{ak-j}), \\ C_k &= \sum_{j>0} \frac{\omega_j}{2L} (h_{aj-k} - h_{aj+k} + h_{ak-j}) & \text{et} & D_k = \omega_k^2 - \sum_{j>0} \frac{\omega_j}{2L} (-h_{bj-k} + h_{bj+k} - h_{bk-j}) \end{aligned} \quad (11)$$

avec g_k et h_k les harmoniques successifs des fonctions définies par

$$h(x_1) = \frac{\partial S(x_1)}{\partial x_1} \frac{L}{S(x_1)} \quad \text{et} \quad g(x_1) = \frac{\partial S(x_1)}{\partial x_1} \frac{x_1}{S(x_1)}. \quad (12)$$

3.3 Identification du paramètre β

La valeur de β , qui caractérise l'influence d'une pré-déformation plastique sur la limite de fatigue moyenne, est obtenue par minimisation de l'écart quadratique entre le champ de température expérimental et celui calculé en résolvant le système linéaire précédent (*i.e.*, $\beta = 1.32$). Il est important de noter que la valeur ainsi obtenue est très proche de celle identifiée à partir d'essais classiques sur éprouvette

à section droite (*i.e.*, $\beta = 1.33$). Le champ de température identifié $\theta_{id}(x_1)$ est représenté sur la Figure 5b. Une carte d'erreur, $Error_\theta$, définie par

$$Error_\theta = \frac{\bar{\theta}_{exp}(x_1, y) - \bar{\theta}_{cat}(x_1)}{\bar{\theta}_{exp}(x_1, y)}, \quad (13)$$

est montrée sur la Figure 5c. L'erreur maximale est inférieure à 3%. Finalement, La Figure 5d montre le champ de source obtenu.

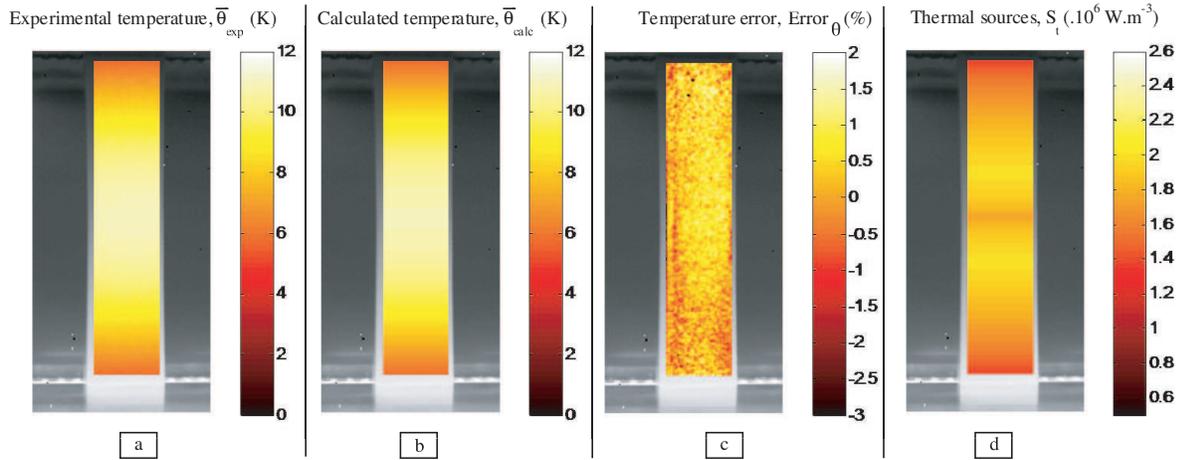


FIGURE 5 – Champs thermiques : a) champ de température obtenu par caméra IR; b) champ de température identifié; c) carte d'erreur du champ thermique; d) champ de source thermique identifié

4 Conclusions

Dans ce papier, une nouvelle méthodologie, combinant l'utilisation de mesure de champ thermique et cinématique, a été proposée pour identifier l'influence d'une large gamme de pré-déformation sur les propriétés en fatigue d'un acier dual-phase. Ainsi on peut extraire, à partir d'un nombre réduit d'essais sous conditions hétérogènes associés à des moyens de mesure de champs, des informations riches permettant d'aider à la modélisation.

Références

- [1] Munier, R., Doudard, C., Calloch, S., Weber, B. 2010 Towards a faster determination of high cycle fatigue properties taking into account the influence of a plastic pre-strain from self-heating measurements. *Procedia Eng.* **2** [1] 1741-1750
- [2] Luong, M.P. 1998 Fatigue limit evaluation of metals using an infrared thermographic technique. *Mech. Mater.* **28** 155-163
- [3] La Rosa, G., Risitano, A. 2000 Thermographic Methodology for Rapid Determination of the Fatigue Limit of Materials and Mechanical Components. *Int. J. Fat.* **22** [1] 65-73
- [4] Doudard, C., Calloch, S., Cugy, P., Galtier, A., Hild, F. 2005 A probabilistic two-scale model for high-cycle fatigue life predictions. *Fat. Fract. Eng. Mat. Struct.* **28** 279-288.
- [5] Chevalier L., Calloch S., Hild F., Marco Y. 2001 Digital image correlation used to analyse the multiaxial behavior of rubberlike materials. *Eur. J. Mech. A Solid* **20** [2] 168-187
- [6] Doudard, C., Calloch, S., Hild, F., Roux, S. 2010 Identification of heat source fields from infra-red thermography : Determination of 'self-heating' in a dual-phase steel by using a dog bone sample. *Mech. Mat.* **42** [1] 55-62
- [7] Connesson, N., Maquin, F., Pierron, F. 2010 Experimental energy balance during the first cycles of cyclically loaded specimens under the conventional yield stress. *Exp. Mech.* online first
- [8] Chrysochoos, A., Louche, H. 2000 An infrared image processing to analyse the calorific effects accompanying strain localisation. *Int. J. Eng. Sc.* **38** 1759-1788