

NNT : 2016SACLN031

RESUME LANGUE FRANCAISE

THESE DE DOCTORAT
DE
L'UNIVERSITE PARIS-SACLAY
PREPAREE A
L'ECOLE NORMALE SUPERIEURE DE CACHAN

ECOLE DOCTORALE N° 579
Sciences Mécaniques et Energétiques, Matériaux et Géosciences

Spécialité Mécanique des Solides

Par

Morgan Bertin

Mechanical and Fatigue Properties of Bellows
Determined With Integrated DIC and IR Thermography

Thèse présentée et soutenue à l'Ecole Normale Supérieure de Cachan le 12/09/2016:

Composition du Jury :

Bouvier, Salima	Professeur des Universités, Université de tech. de Compiègne	France	Présidente du jury
Habraken, Anne-Marie	Directrice de Recherche, Université de Liège	Belgique	Rapporteur
Périé, Jean-Noël	Maître de conférence, Institut Univ. de tech. de Toulouse	France	Rapporteur
Willner, Kai	Professor, Friedrich-Alexander Universität	Allemagne	Rapporteur
Aubin, Véronique	Professeur des Universités, Ecole Centrale Paris	France	Examineur
Hild, François	Directeur de Recherche, LMT Cachan	France	Directeur de thèse
Hoefnagels, Johan	Assistant Professor, Technische Universiteit Eindhoven	Pays-Bas	Co-directeur de thèse

Table des matières

1	Introduction	1
2	Composant	1
3	Pré-dimensionnement probabiliste	2
4	Identification des propriétés mécaniques	3
4.1	Corrélation d'images intégrée	3
4.2	Lois de comportement	5
4.2.1	Modèles macroscopiques	5
4.2.2	Modèle microscopique	6
4.3	Optimisation de la géométrie de l'éprouvette	6
4.4	Essai macroscopique uniaxial	8
4.5	Essai macroscopique biaxial.	9
4.6	Essai micromécanique uniaxial	10
5	Identification des propriétés en fatigue	12
5.1	Principe d'un essai d'auto-échauffement	12
5.2	Essais cycliques uniaxiaux	13
5.3	Essais cycliques sur soufflet	13
6	Conclusion	17

1 Introduction

Depuis environ un demi-siècle, le monde a connu une extraordinaire période de croissance et de prospérité. Toutefois, les conséquences de ce développement sont particulièrement dangereuses et il est vital d'en traiter les causes à court terme. Dans ce contexte, un consortium composé de 13 partenaires (3 laboratoires et 10 entreprises) a été créé. Le projet Thermofluide-RT [1] consiste à développer une nouvelle technologie de refroidissement afin de répondre aux besoins des acteurs aéronautiques : une boucle de fluide diphasique à pompage mécanique. Deux laboratoires se concentrent sur la modélisation de la boucle de fluide diphasique tandis que le LMT-Cachan contribue au développement de l'élément critique de la pompe, à savoir un soufflet. Ce composant doit fonctionner sans défaillance pendant 20 ans.

La pompe est l'élément critique de la boucle de fluide diphasique et ce travail vise à contribuer à sa tenue à long terme. Les objectifs sont de prédire et d'optimiser la tenue en fatigue des soufflets pour satisfaire à la durée de vie prévue. La stratégie s'appuie sur le fait que les propriétés de fatigue à grand nombre de cycles peuvent être déterminées à partir des mesures par thermographie infrarouge [2, 3, 4]. Ce phénomène dissipatif provient de l'existence d'une activité micro-plastique qui peut être décrit par une loi élastoplastique à écrouissage cinématique. La première partie est consacrée au pré-dimensionnement du soufflet. La seconde partie s'intéresse au comportement élastoplastique du matériau. La troisième partie vise à déterminer les propriétés de fatigue à grand nombre de cycles grâce à des essais d'auto-échauffements et des analyses numériques. L'ensemble des données acquises doit permettre de valider ou d'invalider le dimensionnement initial du composant.

2 Composant

Le soufflet est obtenu par soudage de plusieurs coupelles issues d'une fine feuille d'acier inoxydable ($70\ \mu\text{m}$) à durcissement structurale (17-7 PH). Cette feuille d'acier est elle-même obtenue par laminage à froid d'une plaque d'épaisseur $300\ \mu\text{m}$. Les coupelles sont estampées, rectifiées et posées les unes sur les autres pour permettre de souder leurs rayons internes et externes par faisceau d'électrons. L'assemblage obtenu est traité thermiquement afin de durcir le matériau et d'obtenir la condition TH1050 [5]. Les contours de la structure et des éléments géométriques remarquables ont été expérimentalement observés. La Figure 2 montre (a) un volume reconstruit du soufflet obtenu par tomographie à rayons X (la taille d'un voxel est de $30\ \mu\text{m}$) et (b) le modèle par éléments finis retenu (composé de 6 coupelles et axi symétrique autour de son axe central). Enfin, la course imposée est de 8 mm.

Une analyse numérique montre que pour 6 coupelles, l'amplitude de déplacement maximale de telle sorte que le comportement soit circonscrit au domaine élastique linéaire

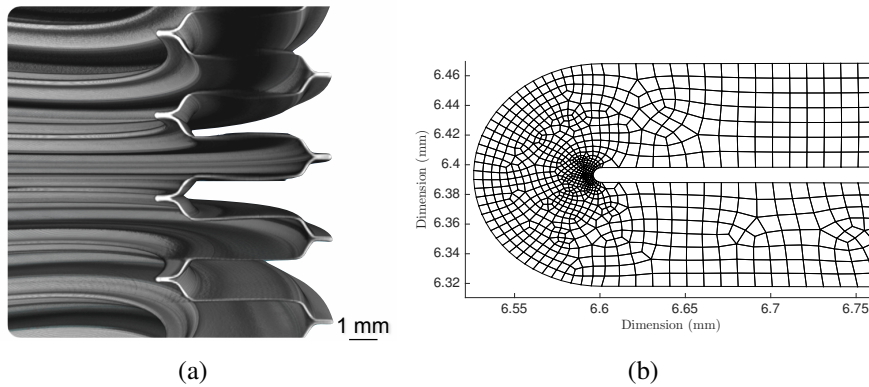


FIGURE 1: (a) Image d'un soufflet en tomographie axiale calculée par ordinateur et (b) modèle par éléments finis d'une zone soudée du soufflet

est de 2.7 mm. Par conséquent, pour une course de 8 mm, 18 coupelles au minimum sont nécessaires. Finalement un soufflet à 24 coupelles est retenu, c'est-à-dire 12 ondes. Dans la suite de l'étude, le modèle numérique possède toujours 6 coupelles mais l'amplitude de déplacement est adaptée de telle sorte qu'elle corresponde au modèle réel à 24 coupelles. Ainsi, le seul paramètre restant à optimiser est le positionnement du centre de la course (z_c). Enfin, le chargement se décompose en trois étapes, *i*) soumettre la surface extérieure du soufflet à une pression de 1 bar, *ii*) positionner le centre de la course et *iii*) imposer trois cycles de chargement avec une amplitude équivalente de 8 mm.

3 Pré-dimensionnement probabiliste

Un dimensionnement déterministe en fatigue aurait pour objectif de minimiser la contrainte principale maximale à l'endroit où celle-ci est atteinte. Cette approche suppose qu'une fissure s'initie toujours au point le plus sollicité. Cependant, les fissures n'apparaissent pas de manière déterministe [6]. Afin de prendre en compte cette dispersion, une approche probabiliste basée sur la théorie du maillon le plus faible est choisie [7]. Initialement utilisée pour décrire la rupture des matériaux fragiles [8] elle est ici employée pour décrire l'apparition de fissures dans les matériaux ductiles (en fatigue à grand nombre de cycles le comportement est supposé élastique linéaire à l'échelle macroscopique). Physiquement, l'amorçage survient dans une région soumise à une intense activité micro-plastique et suppose que le matériau n'est pas homogène et possède de nombreux « défauts » aléatoirement répartis. Une densité de probabilité de Weibull est choisie pour décrire leur répartition. L'étude propose un nouvel indicateur d'amorçage de fissure « de Weibull ».

En faisant l'hypothèse d'un acier inoxydable standard [9] la position optimale du

centre de la course est $z_c = -1.6$ mm et correspond à une amplitude de déplacement de $\delta_z \in [-5.6; 2.4]$ mm. Néanmoins, la détermination exacte des paramètres de Weibull de l'acier inoxydable étudié est cruciale pour valider la conception de la pompe.

4 Identification des propriétés mécaniques

La partie 4.1 présente la technique d'identification intégrée à la corrélation d'images numériques. Cette dernière permet d'identifier des paramètres du matériau relatifs à des lois de comportement choisies. Elles sont introduites en partie 4.2. Une stratégie d'optimisation est présentée en partie 4.3 et permet de concevoir une géométrie qui minimise les incertitudes sur les paramètres à identifier. La technique d'identification intégrée à la corrélation d'images numériques (CINI) est employée sur une éprouvette uniaxiale en partie 4.4, une éprouvette biaxiale cruciforme optimisée (partie 4.5) et une éprouvette uniaxiale microscopique (partie 4.6).

4.1 Corrélation d'images intégrée

La corrélation d'images est conduite entre une image de la configuration de référence caractérisée par son niveau de gris sur chaque pixel $f(\mathbf{x})$ et une série d'images dans des configurations déformées $g(\mathbf{x})$ [10, 11]. L'hypothèse de la conservation des niveaux de gris au cours du temps permet de poser comme seules inconnues du problème les composantes du champ de déplacement ($\mathbf{u}(\mathbf{x})$) entre ces images. Le problème à résoudre s'exprime par la minimisation d'une fonctionnelle $\chi_f^2 = 1/N_t \sum_t \chi_f^2(t)$ qui est la différence quadratique moyenne sur l'ensemble de la région étudiée entre les images f et g corrigées du champ de déplacement mesuré $\mathbf{u}(\mathbf{x}, t)$

$$\chi_f^2(t) = \frac{1}{2\gamma_f^2 N_\Omega} \sum_{\Omega} ((g(\mathbf{x} + \mathbf{u}(\mathbf{x}, t), t) - f(\mathbf{x}))^2 \quad (1)$$

où N_Ω est le nombre de pixels dans la région sur laquelle la corrélation d'images est menée et N_t le nombre d'images acquises au cours de l'essai. Pour l'identification intégrée, les inconnues sont les paramètres inconnus de la loi de comportement choisie. Le problème revient à trouver le meilleur jeu de paramètres qui minimise globalement la fonctionnelle χ_f^2 par rapport aux champs de déplacement appartenant au sous-espace engendré par les champs de sensibilité aux paramètres [12]

$$\{\delta \mathbf{p}\} = \frac{1}{2\gamma_f^2} [\mathbf{M}]_{IDIC}^{-1} [\mathbf{S}_U]^t \{\mathbf{b}\} \quad (2)$$

où $[M]_{IDIC} = 1/(2\gamma_f^2)[S_U]^t[M][S_U]$ est le hessien cinématique, $[M]$ la matrice de corrélation d'images pour une discrétisation choisie, $[S_U]$ est la matrice contenant toutes les composantes des champs de sensibilité [13] vis-à-vis des paramètres recherchés ($[S_U] = [\partial u / \partial p]$), $\{p\}$ est le vecteur contenant les paramètres recherchés et enfin $\{b\}$ le vecteur résiduel. Par ailleurs, les efforts mesurés peuvent aussi servir à l'identification. L'écart entre les valeurs mesurées et simulées s'exprime dans la fonctionnelle suivante que l'on cherche à minimiser (FEMU-F)

$$\chi_F^2 = \frac{1}{N_F N_t \gamma_F^2} \{F_m - F_c\}^t \{F_m - F_c\} \quad (3)$$

où N_F est le nombre de données mesurées sur les efforts à chaque pas de temps. Pour cette seule fonctionnelle, la linéarisation du problème revient à résoudre successivement jusqu'à convergence

$$\{\delta p\} = \frac{1}{\gamma_F^2} [H]_F^{-1} [S_F]^t \{F_m - F_c\} \quad (4)$$

où $[H]_F = 1/\gamma_F^2 [S_F]^t [S_F]$ est le hessien statique, $[S_F]$ la matrice contenant les sensibilités en effort, $\{F_m\}$ et $\{F_c\}$ sont respectivement les efforts mesurés et calculés aux différents instants considérés. Les deux types de mesure sont combinés en normalisant chacune des fonctionnelles par l'amplitude de leurs incertitudes respectives. Le poids spécifique provient d'une formulation bayésienne. L'hypothèse sous-jacente est l'existence d'un bruit blanc gaussien, i.e., non corrélé dans le temps. Ainsi, si seul le bruit est présent (aucune erreur de modèle) la valeur attendue de χ^2 est 1. Cette dernière s'exprime par

$$\chi^2 = \frac{N_\Omega}{N_\Omega + N_F} \chi_f^2 + \frac{N_F}{N_\Omega + N_F} \chi_F^2 \quad (5)$$

Au travers de ce développement, quatre indicateurs d'erreur ont été énoncés et permettent à l'utilisateur d'aboutir à une identification globale mais aussi d'évaluer la qualité de l'identification et l'erreur de modèle (i.e., choix d'une loi de comportement, discrétisation en éléments finis) :

- i)* Quand les analyses CIN et CINI sont employées, l'écart par rapport à l'hypothèse de conservation de niveau de gris est évalué. Il estime la qualité de mesure lorsque les images déformées sont corrigées par le champ de déplacement mesuré et comparées à l'image de référence.
- ii)* CIN et CINI peuvent aussi être comparées en calculant les déplacements mesurés par les deux approches. Lorsque le même maillage est employé, la comparaison est directe.
- iii)* Le résidu d'effort et un autre moyen de caractériser la qualité de l'identification.

FEMU-F et CINI peuvent être comparées car les deux approches incluent les efforts dans leurs formulations respectives.

iv) Enfin, la méthode d'identification intégrée CINI possède un indicateur de qualité qui considère toutes les sources d'informations utilisées dans un unique formalisme grâce à la normalisation par les variances des l'incertitudes correspondantes.

4.2 Lois de comportement

4.2.1 Modèles macroscopiques

Quatre de lois de comportements sont étudiées, à savoir (A) élastique linéaire et isotrope (avec le module d'Young E et le coefficient de Poisson ν), (B) associé à un écrouissage cinématique linéaire et un critère de plasticité de von Mises, ou (C) associé à un écrouissage cinématique exponentiel et un critère de plasticité de von Mises, ou (D) associé à un écrouissage cinématique linéaire et au critère de plasticité anisotrope de Hill [14]. La vitesse de déformation totale $\dot{\epsilon}$ se décompose en une partie élastique et une partie plastique $\dot{\epsilon} = \dot{\epsilon}_{el} + \dot{\epsilon}_{pl}$ où $\dot{\epsilon}_{el}$ est le tenseur vitesse de déformation élastique et $\dot{\epsilon}_{pl}$ est le tenseur vitesse de déformation plastique. La surface seuil de plasticité $J_2(\boldsymbol{\sigma} - \mathbf{X}) = \sigma_0$ est définie de telle sorte que J_2 est la contrainte équivalente de von Mises [15], \mathbf{X} la contrainte de rappel, et σ_0 la contrainte de limite d'écoulement. Dans un premier temps, l'écrouissage cinématique linéaire s'exprime par [16]

$$\dot{\mathbf{X}} = \frac{2}{3}C\dot{\epsilon}_{pl} \quad (6)$$

où C est le module d'écrouissage. Dans le cas d'un écrouissage cinématique non linéaire, la contrainte de rappel vérifie,

$$\dot{\mathbf{X}} = \frac{2}{3}C\dot{\epsilon}_{pl} - c\mathbf{X}\dot{p} \quad (7)$$

où C et c sont des paramètres matériaux du matériau, p la déformation plastique cumulée [17, 18]. Enfin, le critère d'anisotropie de Hill [14] est associé à un écrouissage cinématique linéaire (identique à la loi B). Ce dernier est une extension du critère de plasticité de von Mises et s'exprime en coordonnées cartésiennes,

$$f(\boldsymbol{\sigma}) = \sqrt{H_1(\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 + H_2(\sigma_{33} - \sigma_{11})^2 + H_3(\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + 2H_4\sigma_{23}^2 + 2H_5\sigma_{31}^2 + 2H_6\sigma_{12}^2} \quad (8)$$

où H_i sont des constantes exprimées en fonction des contraintes normales (R_{11}, R_{22}, R_{33}) et des contraintes de cisaillements (R_{12}, R_{23}, R_{31})

$$\begin{aligned} H_1 &= \frac{1}{2} \left(\frac{1}{R_{22}^2} + \frac{1}{R_{33}^2} - \frac{1}{R_{11}^2} \right), & H_4 &= \frac{3}{2} \frac{1}{R_{23}^2} \\ H_2 &= \frac{1}{2} \left(\frac{1}{R_{33}^2} + \frac{1}{R_{11}^2} - \frac{1}{R_{22}^2} \right), & H_5 &= \frac{3}{2} \frac{1}{R_{31}^2}, \\ H_3 &= \frac{1}{2} \left(\frac{1}{R_{11}^2} + \frac{1}{R_{22}^2} - \frac{1}{R_{33}^2} \right), & H_6 &= \frac{3}{2} \frac{1}{R_{12}^2} \end{aligned}$$

Le calcul étant en deux dimensions, R_{31} et R_{23} sont fixées à 1. Le paramètre H_1 est fixé de même à 1 car lié à la limite d'écoulement. Ainsi, trois paramètres restent à déterminer, à savoir H_2, H_3 et H_6 .

4.2.2 Modèle microscopique

La loi de plasticité cristalline choisie a été proposée par Méric et Cailletaud [19]. La déformation élastique est définie par le tenseur de Hooke [C] (symétrie cubique) et dépend de trois constantes élastiques, à savoir C_{11}, C_{12} et C_{44} . La déformation plastique se définit par les glissements des plans cristallins. Dans le cas d'un réseau cubique centré, il existe 24 systèmes de glissement, 12 principaux $\langle 110 \rangle$ et 12 systèmes secondaires $\langle 112 \rangle$. Ici nous nous intéressons uniquement à déterminer les paramètres correspondant à l'écrouissage cinématique. La surface d'écoulement plastique s'exprime en fonction de la contrainte critique de cisaillement τ_0 et la vitesse de cisaillement $\dot{\gamma}^\theta$

$$\dot{\gamma}^\theta = \left\langle \frac{|\tau^\theta - c x^\theta| - \tau_0}{K} \right\rangle^n \eta^\theta \quad (9)$$

où (K, n) sont des paramètres relatifs à une loi de Norton, $\eta^\theta = \text{sign}(\tau^\theta - c x^\theta)$, $\langle \bullet \rangle$ indique la partie positive et c est le module d'écrouissage. La loi d'écrouissage cinématique s'exprime,

$$\dot{x}^\theta = \dot{\gamma}^\theta - d |\dot{\gamma}^\theta| x^\theta \quad (10)$$

où d est un paramètre du matériau. Les paramètres recherchés correspondent à l'écrouissage cinématique (τ_0, c et d).

4.3 Optimisation de la géométrie de l'éprouvette

Le but de cette partie est de déterminer une géométrie d'éprouvette optimisée pour mener des essais biaxiaux. La stratégie choisie est de viser l'incertitude la plus faible pour

le paramètre le plus sensible au bruit. L'optimisation consiste donc à minimiser la plus grande des valeurs propres associées à $[C_p]$, la matrice de covariance, afin de minimiser l'influence du bruit sur les paramètres associés

$$[C_p] = \langle \{\delta p\} \otimes \{\delta p\} \rangle = [H]^{-1} \quad (11)$$

Ceci est équivalent à maximiser la plus faible valeur propre de $[H]$. Les paramètres désirés correspondent à un acier inoxydable à durcissement structural 17-7 PH [5] ($E = 200$ GPa, $\nu = 0.3$ et $\sigma_0 = 1300$ MPa). A cette étape, une hypothèse de champ moyen est exploitée du fait de la méconnaissance *a priori* du mouchetis. Elle permet d'exprimer la matrice de corrélation d'images comme

$$M_{ij} \approx \frac{1}{2} G_f^2 \sum_{\Omega} \psi_i(\mathbf{x}) \cdot \psi_j(\mathbf{x}) \quad (12)$$

où $G_f^2 = \langle (\nabla f)^2 \rangle$ est le gradient de niveau de gris moyen et (ψ_i, ψ_j) sont les fonctions de forme choisies. L'incertitude des efforts provient de deux sources indépendantes, la première est l'incertitude des capteurs de force (dépendant du niveau d'effort). La seconde concerne les conditions aux limites de type Dirichlet (obtenues à partir d'une solution initiale du champ de déplacement à l'aide de la CIN). En effet, des niveaux de déplacement affectés du bruit d'acquisition vont conduire à des efforts simulés altérés. Le modèle d'incertitude global retenu s'exprime selon

$$\gamma_F^2 = \rho_1^2 |F|^2 + \rho_0^2 \quad (13)$$

où ρ_1 est l'écart type de l'incertitude qui dépend de l'effort imposé et ρ_0 une valeur constante correspondant à l'erreur due aux conditions aux limites imposées issues de la CIN. Cette dernière est évaluée à chaque itération et tient compte de l'évolution des valeurs des paramètres. Le tableau 1 réunit les valeurs d'incertitudes retenues. L'historique de chargement est triangulaire et impose dans un premier temps une amplitude de déplacement $d_1 = d^*$ suivant la direction e_1 en maintenant le déplacement suivant e_2 à $d_2 = 0$. Une fois celle-ci atteinte, le déplacement est imposé suivant e_2 jusqu'à la même amplitude $d_2 = d^*$. Puis la décharge est équilibraxiale jusqu'à $d_1 = d_2 = 0$. Dans le plan (d_1, d_2) , le trajet suit la forme d'un triangle, d'où sa dénomination « chargement triangulaire ».

Tableau 1: Résolution et incertitude des déplacements et efforts mesurés. Les valeurs sont évaluées à partir de cas expérimentaux. La taille du pixel correspond à $a = 13.5 \mu\text{m}$

Quantité	ρ_0	ρ_1	γ_f	G_f	a
Valeur	2.5 N	2.9×10^{-4}	280 niveaux de gris	3800 niveaux de gris/pixel	$13.5 \mu\text{m}$

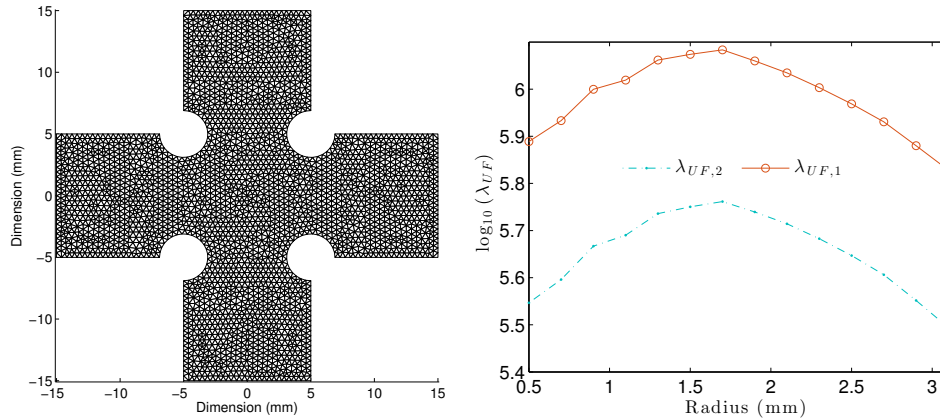


FIGURE 2: (a) Maillage et géométrie de l'éprouvette biaxiale à optimiser pour un rayon de raccordement égal à $r = 2$ mm. (b) Valeur propre λ_I de $[H]$ pour le jeu de paramètre $(\log(E/E_0), \log(v/v_0))$

Le paramètre géométrique optimisé est le rayon du congé de raccordement reliant les bras de l'éprouvette. La figure 2(a) présente une des géométries ainsi que le maillage associé. Le rayon de raccordement présenté en Figure 2(a) est $r = 2$ mm. La Figure 2(b) montre les valeurs propres de la matrice hessienne $[H]$ en fonction du rayon de raccordement évalué pour l'ensemble de l'historique de chargement. L'amplitude du déplacement imposé est adaptée à chaque valeur de r de telle sorte que la valeur maximale de la contrainte équivalente de Von Mises soit égale à la limite d'élasticité macroscopique du matériau. La valeur optimale du rayon est évaluée à $r = 1.7$ mm, correspondant à la valeur maximale de $\lambda_{I,2}$ (figure 2(b)).

4.4 Essai macroscopique uniaxial

Une éprouvette uniaxiale est sollicitée sur une machine d'essais servo-hydraulique (voir Figure 3(a)). Le principal défi expérimental concerne l'épaisseur de l'échantillon qui empêche l'utilisation de mords striés. La solution se base sur le collage de l'échantillon à des talons en alliage d'aluminium à l'aide d'un adhésif spécial [20]. Pour maintenir une surface parfaitement plane dans la région d'intérêt, un dispositif d'anti-flambement (voir la Figure 3) consistant à maintenir l'échantillon entre deux feuilles de plexiglas est fabriqué.

Le tableau 2 regroupe les paramètres identifiés pour les quatre lois de comportement. Leurs valeurs initiales (p_0) sont choisies en fonction des données de la littérature [5, 21]. Les résidus CINI sont supérieurs au résidu de la CIN mais inférieurs au résidu CINI pour un maillage identique à celui employé par la CIN (D^*). Cela prouve que le raffinement du maillage peut améliorer la qualité de l'identification en réduisant les résidus mais n'a qu'un faible impact sur les valeurs des paramètres identifiés. Le fait que les résidus CINI

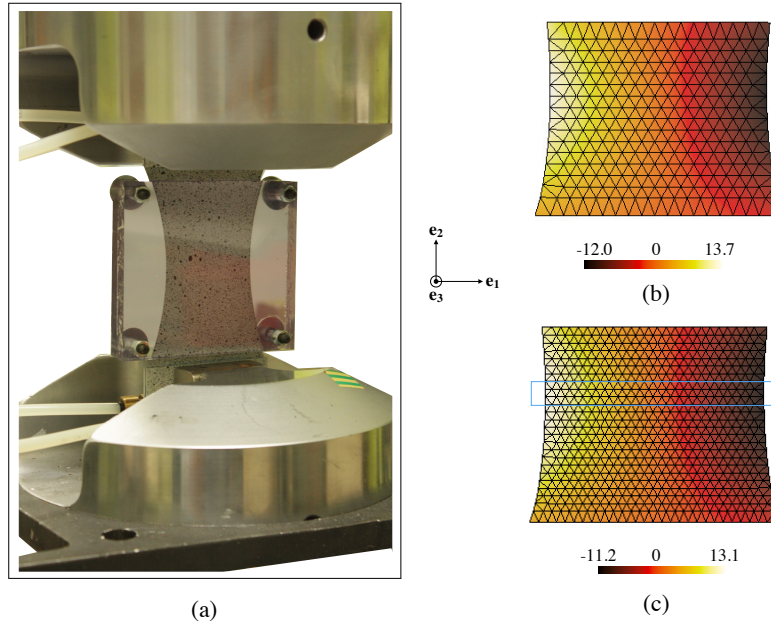


FIGURE 3: (a) Montage expérimental, champs de déplacement u_1 (b) CIN et (c) CINI à la fin de l'expérience. Les déplacements sont exprimés en pixel (1 pixel \leftrightarrow 40 μm)

Tableau 2: Paramètres identifiés et valeurs des résidus à convergence. Le terme p_0 indique les valeurs initiales des paramètres recherchés

loi	χ	χ_f	χ_F	E GPa	ν	σ_0 MPa	C GPa	c	H_2	H_3	H_6
p_0		5.02		200	0.3	1300	10	10	1	1	1
A	15	15	229	200	0.42	—	—	—	—	—	—
B	7.0	6.99	33.8	157	0.18	1950	8.2	—	—	—	—
C	7.6	7.6	26.1	142	0.17	1670	10.3	10.3	—	—	—
D	7.0	7.0	9.30	202	0.30	1420	9.1	—	0.85	0.88	1.06
D*	7.8	7.8	10.8	202	0.3	1390	9.2	—	0.89	0.9	1.04

soient supérieurs au résidu CIN prouve que des erreurs de modélisation subsistent. Ce résultat prouve de même qu'il est possible d'identifier un comportement anisotrope avec une seule éprouvette uniaxiale grâce à la technique d'identification intégrée à la corrélation d'images numériques (CINI).

4.5 Essai macroscopique biaxial

Une éprouvette biaxiale est sollicitée mécaniquement dans une machine biaxiale d'essais mécaniques, à savoir Mini-Astrée (voir Figure 3(a)). La conception d'une notice et d'un environnement expérimental amélioré ont permis de conduire efficacement plusieurs

essais. De même que pour l'essai uniaxial un système anti-flambement similaire est utilisé. Trois cycles de charge (de forme triangulaire) sont imposés. La Figure 4 montre (a) la machine biaxiale Mini-Astrée avec son environnement et (b) le trajet de chargement imposé.

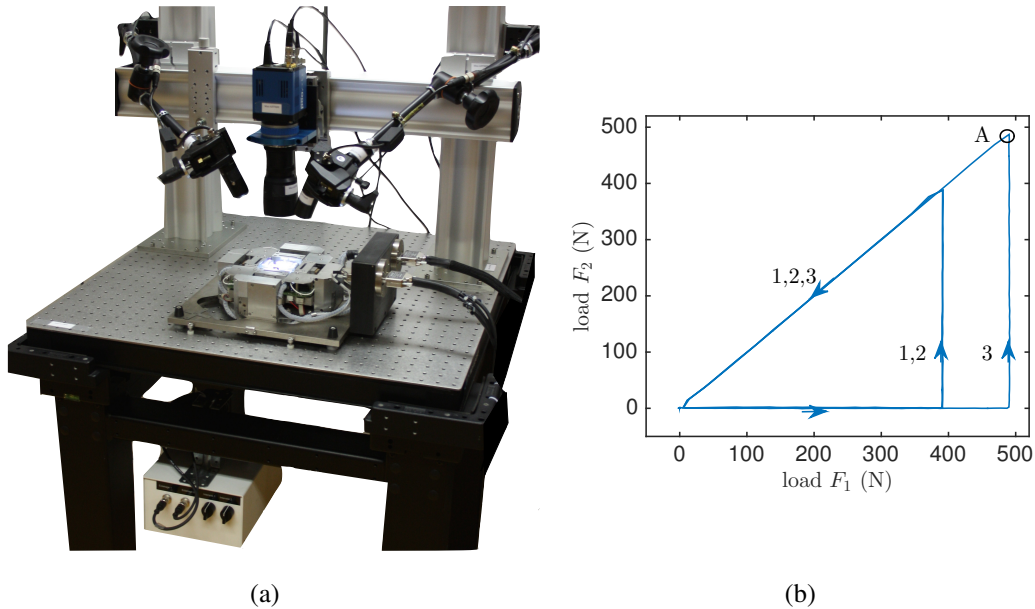


FIGURE 4: (a) Machine biaxiale Mini-Astrée et son environnement expérimental et (b) trajet de chargement de type triangle

Le tableau 3 montre les résultats d'identification. Tous les paramètres recherchés n'ont pas présenté une sensibilité suffisante pour être identifiés car la déformation maximale atteinte ne dépasse pas 1.2%. En effet, afin de caractériser le comportement en fatigue, seul le début du phénomène de plasticité est important. Pour palier cela, l'initialisation est faite à partir des paramètres identifiés lors de l'essai uniaxial où la déformation maximale est de 8.8%. À la lecture de ces résultats, l'hypothèse d'une loi élastoplastique à écrouissage cinématique linéaire pour prédire le comportement de l'acier inoxydable à durcissement 17-7 TH en condition TH1050 est valable. Dans le cadre d'un faible niveau de déformation plastique, un comportement anisotrope n'apporte pas beaucoup de précision supplémentaire. Enfin, cette analyse a permis de valider les résultats sur deux essais différents.

4.6 Essai micromécanique uniaxial

La caractérisation du comportement micromécanique d'une éprouvette composée de deux grains a été réalisée. D'un point de vue expérimental, deux nouvelles procédures

Tableau 3: Paramètres et résidus d'identification. D^* correspond à un maillage plus fin et D^{**} à un maillage plus grossier (équivalent à celui employé pour la CIN)

loi	χ	χ_f	χ_F	E GPa	ν	σ_0 MPa	C GPa	c	H_2	H_3	H_6
p_0		2.56		202	0.3	1420	9.1	10.3	0.88	0.86	1.06
A	2.70	2.70	13.0	202	0.35	—	—	—	—	—	—
B	2.68	2.68	12.1	212	0.33	1350	9.1	—	—	—	—
C	2.68	2.68	12.1	212	0.33	1350	9.1	10.3	—	—	—
D	2.68	2.68	11.3	212	0.32	1350	9.1	—	0.86	0.84	0.96
D^*	2.68	2.68	11.2	212	0.32	1350	9.1	—	0.86	0.84	0.96
D^{**}	2.68	2.68	11.3	210	0.33	1370	9.1	—	0.88	0.84	1

concernant *i*) la conception d'une éprouvette en forme de prisme de microstructure connue (Figure 5) et *ii*) l'utilisation de la corrélation d'images pour la mesure d'un champ de déplacement en 3D à partir d'images issues d'un microscope optique confocal ont été proposées. Côté identification, une approche intégrée a permis d'aboutir à la mesure des propriétés recherchées.

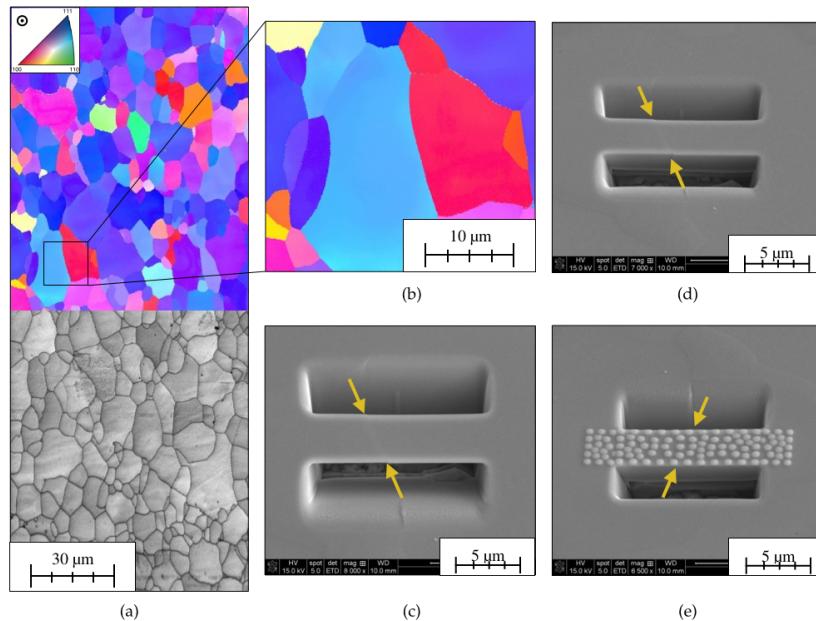


FIGURE 5: Procédé de fabrication d'une micro-éprouvette en forme de prisme par faisceau d'ions focalisé

Ainsi, une stratégie d'identification en deux étapes avec *i*) l'estimation des conditions aux limites et *ii*) la détermination des paramètres d'érouissage a été réalisée. Malgré un bruit de mesure conséquent, les conditions aux limites sous-jacentes et les paramètres recherchés ont été obtenus.

Tableau 4: Paramètres identifiés relatifs à la loi de plasticité cristalline

Name	χ	χ_f	χ_F	τ_0 (MPa)	c (GPa)	d (-)
Initial value	4.64	4.46	78	40	40	1600
IF-DIC	4.52	4.47	58	21	44	1140

5 Identification des propriétés en fatigue

5.1 Principe d'un essai d'auto-échauffement

Stromeyer [2] et Moore *et al.* [3] furent les premiers scientifiques à proposer que l'augmentation de l'énergie dissipée sous chargement cyclique en fonction de la contrainte de chargement pouvait conduire à la détermination de la limite en fatigue des métaux. Ils supposent que les évolutions de la microstructure génèrent de la chaleur qui peut être macroscopiquement détectée. Afin de modéliser ce phénomène, un modèle probabiliste à deux échelles a été introduit [22, 9]. Celui-ci suppose que l'évolution de la température du matériau vérifie l'équation de la chaleur [23, 24, 25],

$$\dot{\theta} + \frac{\theta}{\tau_{eq}} = \frac{f_r \mathcal{D}}{\rho c} \quad (14)$$

où \mathcal{D} est la dissipation issue du phénomène de microplasticité, τ_{eq} , ρ et c des paramètres à déterminer. La résolution de cette équation indique que l'éprouvette va atteindre une température stabilisée qui dans un cadre déterministe, uniaxial et à contrainte moyenne nulle s'exprime par

$$\bar{\theta} = \eta f_v \Sigma_y^\mu \langle \Sigma_0 - \Sigma_y^\mu \rangle_+ \quad (15)$$

où Σ_0 est l'amplitude des contraintes, Σ_y^μ la limite élastique microscopique et η un paramètre du matériau [9]. Pour une approche probabiliste, une distribution de Poisson est introduite afin de décrire l'activation progressive des sites de microplasticité. Elle aboutit à

$$\bar{\theta} = \frac{\eta V_0 m}{(m+1)(m+2)} \frac{\Sigma_0^{m+2}}{V_0 S_0^m} \quad (16)$$

où m est le module de Weibull et $V_0 S_0^m$ le paramètre d'échelle. L'amplitude de la contrainte équivalente Σ_{eq} est introduite afin d'étudier l'influence d'une contrainte moyenne non

nulle

$$\bar{\theta} = \frac{\eta m V_0}{(m+1)(m+2)} \frac{\Sigma_{eq}^{m+2}}{V_0 [S_0 + \alpha \frac{1+R}{1-R} \Sigma_{eq}]^m} \quad (17)$$

où α est un paramètre à déterminer et $R = \Sigma_{min}/\Sigma_{max}$ est le rapport des contraintes maximale et minimale. Enfin, dans le cadre d'un chargement multiaxial, il est judicieux de faire apparaître une contrainte d'activation fonction des premier (Σ_0^{eq}) et second (P_0) invariants

$$\bar{\theta} = \frac{\eta m}{(m+1)(m+2)} \frac{(\Sigma_0^{eq})^{m+2}}{(S_0)^m} \left(1 - \alpha' \left(P_0 - \frac{1}{3}\right)\right)^m \quad (18)$$

où α' est un autre paramètre à déterminer. Premièrement, des essais uniaxiaux cycliques visent à déterminer les paramètres inconnus des équations (15) et (17). Deuxièmement, les paramètres de l'équation (18) sont identifiés grâce à des essais sur soufflets. Enfin, la construction d'un diagramme de Goodman à partir des mesures de dissipation d'énergie doit permettre de valider la conception du soufflet.

5.2 Essais cycliques uniaxiaux

Quatre échantillons uniaxiaux sont sollicités à une fréquence de 10 Hz et à une amplitude de chargement croissante. Pour chaque amplitude de chargement, des champs de température sont mesurés grâce à une caméra infrarouge. Une fois que l'amplitude maximale de chargement est atteinte, l'échantillon est sollicité jusqu'à rupture à cette même amplitude. La Figure 6(a) montre une carte des différences de température mesurée à l'aide de la caméra infrarouge. On remarque que le champ de température n'est pas uniforme sur la surface de l'éprouvette. Ce phénomène est dû à sa géométrie (facteur de concentration des contraintes $K_t = 1.12$) et à des ondulations générées par du flambement (l'éprouvette possède une épaisseur de $70 \mu\text{m}$). La Figure 6(b) montre le dispositif expérimental. Les mors sont refroidis à l'eau tandis qu'un ventilateur permet d'homogénéiser la température dans la région avoisinant l'éprouvette.

La Figure 7 montre les températures stabilisées mesurées et les deux modèles identifiés. Les paramètres ont été identifiés et montrent que le modèle probabiliste est le plus à même de décrire le comportement observé. En particulier le module de Weibull dont la valeur $m = 26$ montre que le matériau est particulièrement homogène. Néanmoins, du fait de la dispersion des résultats, les résidus des deux modèles sont très proches. Cette dispersion est due à la finesse des éprouvettes.

5.3 Essais cycliques sur soufflet

La Figure 8 montre le banc de test de fatigue permettant de mesurer les champs de température du soufflet à l'aide d'une caméra infrarouge. La fréquence imposée est comme

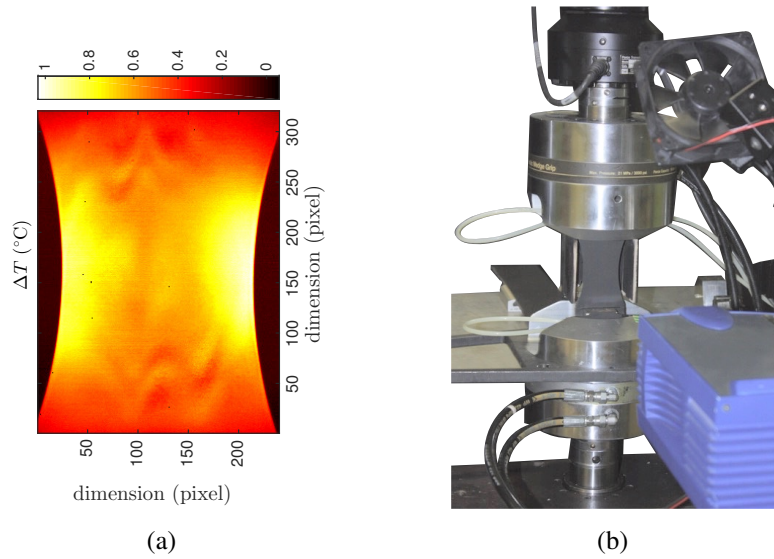


FIGURE 6: (a) Champ de différence de température et (b) montage expérimental

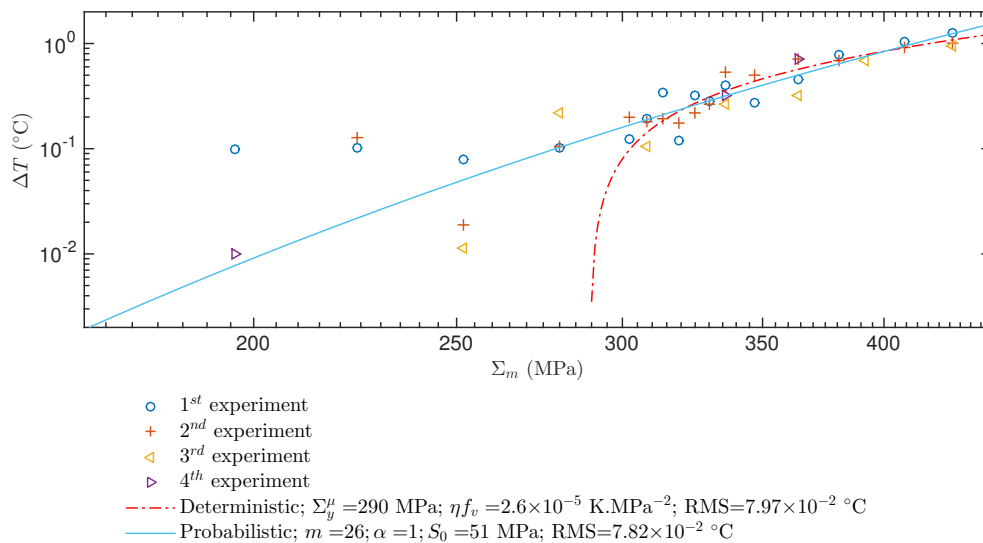


FIGURE 7: Températures stabilisées mesurées et les deux modèles (déterministe et probabiliste) identifiés et tracés dans un diagramme log-log

dans le cas uniaxial de 10 Hz. L'acquisition des images infrarouges est synchronisée avec la fréquence de rotation du moteur électrique de telle sorte que les images soient toujours acquises dans la même position du soufflet.

La Figure 9 montre les résultats expérimentaux des températures stabilisées en fonction du centre de la course. Un minimum global est atteint. Deux configurations ont été étudiées : 2 soufflets de 11 ondes et 2 soufflets de 14 ondes. Trois soufflets de 11 ondes

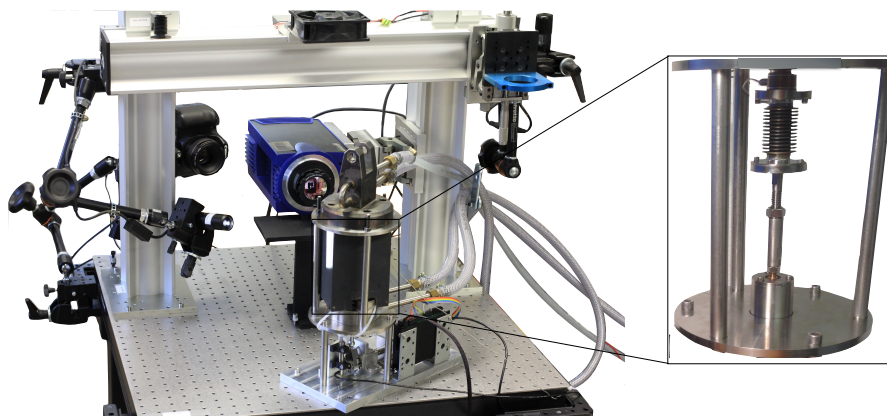


FIGURE 8: Montage expérimental utilisé afin d'étudier l'énergie dissipée par les soufflets dans le cas d'un chargement cyclique.

ont été sollicités à rupture pour $z_c \geq 4.8$ mm. Le tableau 5 résume les paramètres iden-

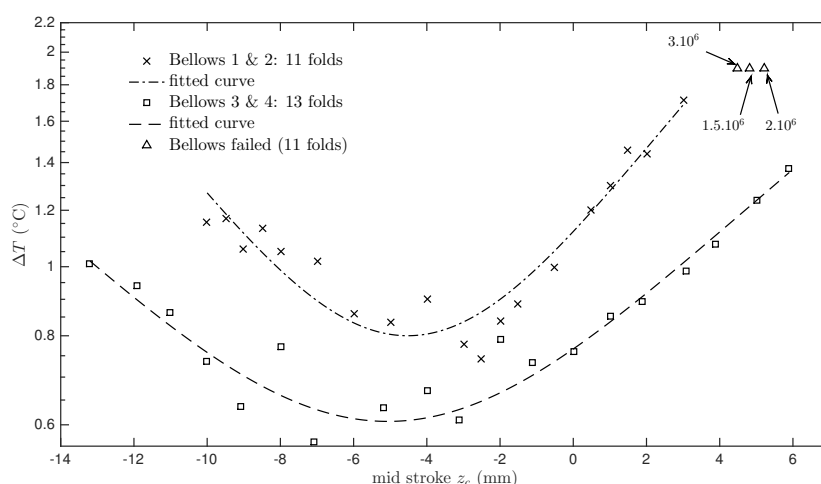


FIGURE 9: Résultats expérimentaux des la températures stabilisées en fonction du centre de la course. Les triangles montrent trois soufflets qui ont rompu en fatigue

tifiés. Le résultat principal est que le module de Weibull est bien plus faible que celui identifié dans le cas des essais uniaxiaux. La raison est que le soufflet est une structure moins homogène qu'une simple éprouvette uniaxiale. Le soufflet a subi 2 opérations de fabrication supplémentaires, à savoir un estampage et un soudage au faisceau d'électrons. Celles-ci font que le composant est moins homogène globalement et font chuter la valeur de son module de Weibull. Cette hypothèse est confortée par le fait que les trois soufflets ont tous cédé au niveau d'une soudure interne.

La Figure 10(a) montre le diagramme de Goodman modifié traçant l'amplitude de la contrainte équivalente en fonction de la contrainte hydrostatique. Plus le centre de la

Tableau 5: Paramètres identifiés pour le modèle probabiliste

Nom	RMS (°C)	m	S_0 (MPa)	α'
Valeur	2.1×10^{-1}	3.5	51	0.51

course est positionné positivement plus grand est le risque de rupture en fatigue. Les soufflets ayant cédé en fatigue sont positionnés sur la limite de fatigue à 10^6 cycles. Ce résultat conforte la validité du critère de Crossland pour le dimensionnement du soufflet en fatigue.

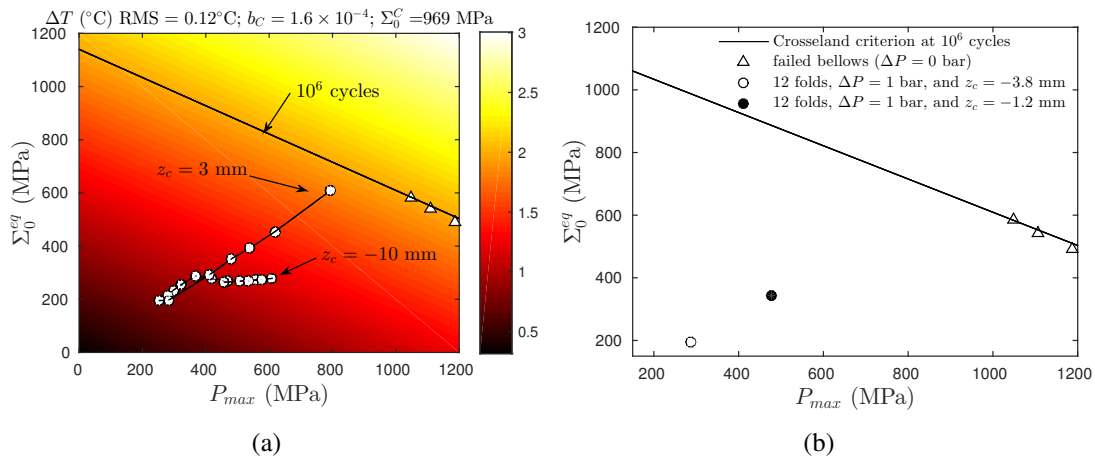


FIGURE 10: (a) Diagramme de Goodman modifié identifié à l'aide des températures moyennes stabilisées pour l'acier inoxydable 17-7 PH en condition TH1050, le critère de Crossland et les trois soufflets sollicités à rupture. (b) Diagramme de Goodman modifié appliqué pour un soufflet à 12 ondes soumis à une pression extérieure de 1 bar.

La Figure 10(b) montre le diagramme de Goodman appliqué au cas d'un soufflet à 12 ondes et soumis sur sa face extérieure à une pression de 1 bar. Malheureusement, il n'est pas possible de réaliser un tel essai mais le calcul numérique permet de positionner les états de contraintes correspondants sur le diagramme. Ainsi, le résultat montre que pour un soufflet à 12 ondes, soumis à une pression externe de 1 bar et possédant un module de Weibull $m = 3.5$ le centre de la course optimale est $z_c = 1.2$ mm. Ce résultat est différent de la valeur optimale expérimentalement évaluée ($z_c \approx -4$ mm). Cette différence peut provenir de la pression appliquée et des hypothèses simplificatrices, mais nécessaires, introduites au début de cette étude (matériau isotrope, soudures en bon état et géométrie du modèle par éléments finis).

6 Conclusion

Cette étude a contribué à la conception de l'élément essentiel de la pompe, à savoir, le soufflet. Celui-ci est obtenu en soudant des feuilles d'acier inoxydable à durcissement structural très minces ($70 \mu\text{m}$) et doit fonctionner sans défaillance pendant 20 ans. Un dimensionnement fiabiliste du soufflet basé sur la théorie du maillon le plus faible est réalisé. Une méthode d'optimisation basée sur la technique d'identification intégrée à la corrélation d'images numériques aboutie à une géométrie d'éprouvette qui minimise l'incertitude des paramètres recherchés. Toutes les données brutes sont combinées à leur juste valeur grâce à une formulation bayésienne basée sur l'hypothèse de bruits blancs gaussiens. La géométrie optimisée est testée sur Mini-Astrée, la nouvelle machine biaxiale du LMT. Plusieurs lois de comportement sont étudiées et testées sur le matériau étudié. De très fines feuilles du même acier sont de même testées à l'aide d'essais uniaxiaux et multiaxiaux. Une analyse microscopique est conduite au travers d'un micro-essai de traction sur 2 grains et a permis l'identification des paramètres d'écrouissage d'une loi de plasticité cristalline. Enfin, le dimensionnement probabiliste du soufflet est validé à partir de plusieurs mesures expérimentales infrarouges sur un nouveau banc d'essai. Un modèle probabiliste à deux échelles permet la caractérisation des phénomènes observés relatifs au matériau d'étude et au composant lui-même.

Références

- [1] J. Duval, Dossier de soumission THERMOFLUIDE-RT. 14^e appel à projets de recherche et développement collaboratifs des pôles de compétitivité. (Cited on page 1.)
- [2] C. E. Stromeyer, The determination of fatigue limits under alternating stress conditions, *Proceedings of the Royal Society of London A : Mathematical, Physical and Engineering Sciences* 90 (620) (1914) 411–425. (Cited on pages 1 and 12.)
- [3] H. Moore, K. J., Progressive failure or fatigue of metals under repeated stress, *Chemical and Metallurgical Engineering* 25 (25) 427–434. (Cited on pages 1 and 12.)
- [4] L. M. Phong, Infrared thermography of fatigue in metals, *Proceeding SPIE* (1682) 222-233 (1992). (Cited on page 1.)
- [5] AK-Steel, Mechanical characteristics 17-7 PH steel, AK-Steel (2013). (Cited on pages 1, 7 and 8.)
- [6] C. Bathias, J. Baïlon, *La fatigue des matériaux et des structures*, Hermes, France, 1997. (Cited on page 2.)
- [7] F. T. Peirce, Tensile tests for cotton yarns - the weakest link theorems on the strength of long and of composite specimens, *The Journal of The Textile Institute* 17 (1926) 355 – 368. (Cited on page 2.)
- [8] F. Hild, *De la rupture des matériaux à comportement fragile*, Ph.D. thesis, Université Paris VI (1992). (Cited on page 2.)
- [9] C. Doudard, M. Poncelet, S. Calloch, C. Boué, F. Hild, A. Galtier, Determination of an HCF criterion by thermal measurements under biaxial cyclic loading, *International Journal of Fatigue* 29 (4) (2007) 748 – 757. (Cited on pages 2 and 12.)
- [10] M. Sutton, W. Wolters, W. Peters, W. Ranson, S. McNeill, Determination of displacements using an improved digital correlation method, *Image and Vision Computing* 1 (3) (1983) 133 – 139. (Cited on page 3.)
- [11] G. Besnard, F. Hild, S. Roux, “finite-element” displacement fields analysis from digital images : Application to portevin–le châtelier bands, *Experimental Mechanics* 46 (6) (2006) 789–803. (Cited on page 3.)
- [12] F. Mathieu, H. Leclerc, F. Hild, S. Roux, Estimation of elastoplastic parameters via weighted femu and integrated DIC, *Experimental Mechanics* 55 (1) (2015) 105–119. (Cited on page 3.)

- [13] D. Lecompte, A. Smits, H. Sol, J. Vantomme, D. V. Hemelrijck, Mixed numerical-experimental technique for orthotropic parameter identification using biaxial tensile tests on cruciform specimens, *International Journal of Solids and Structures* 44 (5) (2007) 1643 – 1656. (Cited on page 4.)
- [14] R. Hill, A theory of the yielding and plastic flow of anisotropic metals, *Proceedings of the Royal Society of London. Series A, Mathematical and Physical Sciences* 193 (1033) (1948) 281–297. (Cited on page 5.)
- [15] R. v. Mises, *Mechanik der festen Körper im plastisch-deformablen Zustand*, *Nachrichten von der Gesellschaft der Wissenschaften zu Göttingen, Mathematisch-Physikalische Klasse* (1913) 582–592. (Cited on page 5.)
- [16] W. Prager, *A New Method of Analyzing Stresses and Strains in Work-hardening Plastic Solids*, Technical report (Brown University. Division of Applied Mathematics), 1955. (Cited on page 5.)
- [17] C. O. Frederick, P. Armstrong, A mathematical representation of the multiaxial bauschinger effect, *Materials at High Temperatures* 24 (1) (1966) 1–26. (Cited on page 5.)
- [18] J. Lemaitre, J. Chaboche, *Mechanics of Solid Materials*, Cambridge University Press, Cambridge (UK), 1990. (Cited on page 5.)
- [19] L. Méric, G. Cailletaud, Single crystal modeling for structural calculations : Part 2 - finite element implementation, *Journal of Engineering Materials and Technology* 113 (1991) 171–182. (Cited on page 6.)
- [20] 3M, *Structural Adhesive Film, AF 126 - AF 126 FR*, Tech. rep., 3M (September 2002). (Cited on page 8.)
- [21] A. Leybold-Herbert, *Axial-load fatigue tests on 17-7 PH stainless steel under constant-amplitude loading*, NASA TN D-439 62 71013, National Aeronautics and Space Administration, Langley Research Center Langley Field, Va. (October 1960). (Cited on page 8.)
- [22] C. Doudard, *Détermination rapide des propriétés en fatigue à grand nombre de cycles à partir d'essais d'échauffement*, Ph.D. thesis, Ecole Normale Supérieure de Cachan (2004). (Cited on page 12.)
- [23] P. Rosakis, A. Rosakis, G. Ravichandran, J. Hodowany, A thermodynamic internal variable model for the partition of plastic work into heat and stored energy in metals, *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 48 (3) (2000) 581 – 607. (Cited on page 12.)

- [24] A. Chrysochoos, H. Louche, An infrared image processing to analyse the caloric effects accompanying strain localisation, *International Journal of Engineering Science* 38 (16) (2000) 1759 – 1788. (Cited on page 12.)
- [25] J. Simo, C. Miehe, Associative coupled thermoplasticity at finite strains : Formulation, numerical analysis and implementation, *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering* 98 (1) (1992) 41 – 104. (Cited on page 12.)