

TABLE DES MATIÈRES

INTRODUCTION	1
CHAPITRE 1 REVUE DE LA LITTÉRATURE.....	5
1.1 Introduction.....	5
1.2 Principe de la thermographie	6
1.3 Les différents déploiements de la thermographie	7
1.3.1 La thermographie pulsée (TP)	7
1.3.2 La thermographie modulée (TM).....	13
1.4 La thermographie comme méthode de contrôle non destructif	19
1.4.1 La thermographie basée sur l'échauffement résistif	19
1.4.2 La thermographie basée sur l'excitation mécanique.....	21
1.5 La méthode des éléments finis associée à la thermographie.....	23
1.5.1 Modélisation de la thermographie pulsée	23
1.5.2 Modélisation de la détection des défauts dans les revêtements en céramique.....	24
1.5.3 Modélisation de la réponse dynamique d'une fissure.....	25
1.5.4 Modélisation de la chaleur générée par déformation plastique	27
1.6 Objectif et originalité de l'étude	27
CHAPITRE 2 MÉCANISMES DE GÉNÉRATION DE LA CHALEUR AUTOUR D'UNE FISSURE	33
2.1 Introduction.....	33
2.2 La génération de la chaleur par frottement	34
2.2.1 Le mécanisme du frottement.....	34
2.2.2 L'élévation de température due au frottement	34
2.3 La génération de la chaleur par déformation plastique	36
2.3.1 L'énergie de déformation plastique convertie en chaleur.....	36
2.3.2 Modélisation de la plasticité cyclique.....	38
2.3.3 Le critère de plasticité.....	39
2.3.4 Le modèle d'écrouissage cinématique non linéaire	42
2.3.5 Le modèle isotrope.....	43
2.3.6 Le modèle de Chaboche.....	44
2.4 Conclusion	45
CHAPITRE 3 SIMULATION PAR ÉLÉMENTS FINIS DE LA DÉTECTION DE FISSURES PAR VIBROTHERMOGRAPHIE	47
3.1 Introduction.....	47
3.2 Géométries des spécimens utilisés.....	47
3.2.1 Spécimens pour étudier l'échauffement par frottement.....	47
3.2.2 Spécimens pour étudier l'échauffement par déformation plastique	49
3.3 Analyses modales par éléments finis	50
3.4 Modélisation par éléments finis de la vibrothermographie.....	56
3.4.1 Modélisation numérique de l'échauffement par frottement.....	57

3.4.2	Modélisation numérique de l'échauffement par déformation plastique ...	60
3.5	Résultats des simulations numériques	61
3.5.1	Vibrothermographie basée sur l'échauffement par frottement	61
3.5.2	Thermographie basée sur l'échauffement par déformation plastique.....	65
3.6	Conclusion	70
CHAPITRE 4 MESURES ET VALIDATION EXPÉRIMENTALE.....		71
4.1	Introduction.....	71
4.2	Montage expérimental	71
4.2.1	Génération des fissures de fatigue dans les spécimens.....	71
4.2.2	Description du banc d'essai	72
4.3	Résultats expérimentaux	73
4.3.1	Thermographie basée sur l'échauffement par frottement	73
4.3.2	Thermographie basée sur l'échauffement par déformation plastique.....	77
4.4	Conclusion	80
CONCLUSION.....		83
ANNEXE I Frictional Heating Model for Efficient Use of Vibrothermography		85
ANNEXE II Numerical Modeling of Vibrothermography Based on Plastic Deformation ...		107
BIBLIOGRAPHIE.....		131

LISTE DES TABLEAUX

	Page
Tableau 3-1 Caractéristiques physiques de l'acier AISI-O1.....	51
Tableau 3-2 Fréquences naturelles du spécimen compact de tension.....	52
Tableau 3-3 Propriétés physiques de l'aluminium 2024-T3.....	55
Tableau 3-4 Les fréquences naturelles du spécimen sous forme de poutre.....	55

LISTE DES FIGURES

	Page
Figure 1-1 Montage expérimental pour la thermographie pulsée.....	8
Figure 1-3 Impact thermique et transformée de Fourier associée.....	12
Figure 1-4 Montage expérimental pour la thermographie modulée	13
Figure 1-5 Excitation modulée et réponse thermique d'un pixel.....	14
Figure 1-6 Montage expérimental typique de la vibrothermographie	17
Figure 1-7 Vibrothermographie utilisant un transducteur ultrasonique.....	18
Figure 1-8 Organigramme explicatif de la méthodologie.....	29
Figure 3-1 Dessin schématique du spécimen compact de tension (dimensions en mm).....	48
Figure 3-2 Montage du spécimen compact de tension sur la tête du pot vibrant.....	49
Figure 3-3 Dessin schématique du spécimen sous forme de poutre (dimensions en mm)	50
Figure 3-4 Conditions aux frontières appliquées au spécimen compact de tension	51
Figure 3-5 Spécimen compact de tension, déformée modale à 63 Hz.....	52
Figure 3-7 La déformée modale à 212 Hz	56
Figure 3-9 Maillage au voisinage de la fissure	59
Figure 3-10 Maillage au voisinage de la fissure	61
Figure 3-11 Distribution numérique de température en °C à 63 Hz.....	62
Figure 3-12 Distribution numérique de température en °C à 192 Hz.....	62
Figure 3-13 Courbes de variations de la température, 63 Hz (a) et 192 Hz (b).....	63
Figure 3-14 Transformées de Fourier de la variation de la température.....	64
Figure 3-15 La distribution de la contrainte de Von Mises en MPa, 63 Hz (a) et 192 Hz (b).....	65
Figure 3-16 Distribution numérique de température en °C à t=1s, spécimen sous forme de poutre	65

Figure 3-18 La transformée de Fourier de la réponse thermique numérique	67
Figure 3-19 Distribution de la contrainte de Von Mises en MPa	68
Figure 3-20 Évolution de la force de frottement.....	69
Figure 3-21 Distribution de la force de frottement en N sur une lèvres de la fissure	69
Figure 4-1 Diagramme schématique du montage expérimental	72
Figure 4-2 Spécimen compact de tension, distributions de température en °C à 63 Hz.....	74
Figure 4-3 Spécimen compact de tension, distributions de température en °C à 192 Hz.....	75
Figure 4-5 Distributions de températures obtenues à 63 Hz (a) et 192 Hz (b)	77
Figure 4-6 Distribution numérique de température (a) et image expérimentale de phase (b) ..	78
Figure 4-7 Image de phase expérimentale, (a) spécimen à 2 mm (b) spécimen à 1 mm	78
Figure 4-8 Courbes numérique et expérimentale de l'évolution de la température.....	79
Figure-A II-11. Friction force at the crack interface.....	128

LISTE DES SYMBOLES ET UNITÉS DE MESURE

A	Amplitude de la réponse thermique (°C)
C	Contraste thermique
c_p	Chaleur spécifique à pression constante ($J.kg^{-1}.K^{-1}$)
En	Énergie dans un système (Joules)
E	Module d'élasticité (N/m^2)
f	Fréquence (Hz)
f_t	Force tangentielle (N)
f_n	Force normale (N)
k	Conductivité thermique ($W.m^{-1}.K^{-1}$)
M	Équivalent mécanique de la chaleur (J/cal)
N	Force normale (N)
Q	Énergie appliquée par unité de surface (W/m^2)
S_i	Réponse thermique
T	température (°C)
T_p	période (s)
v	vitesse (m/s)
W^p	Travail de déformation plastique (Joules)
α	Diffusivité thermique ($m^2.s^{-1}$)
β	Fraction de l'énergie de déformation plastique convertie en chaleur
δ	Profondeur de pénétration (m)
ε	Déformation
φ	Phase de la réponse thermique (rad)
Φ	Flux volumétrique de chaleur (J/m^3)
λ	Longueur d'onde (m)
μ	Coefficient de frottement
μ_d	Longueur d'onde de diffusion thermique
ν	Coefficient de poisson
ρ	Densité (kg/m^3)

σ Contrainte (N/m²)
 ω Pulsation (rad/s)

INTRODUCTION

Le contrôle non destructif est un ensemble de techniques d'analyse utilisées en science et en industrie ayant pour but l'évaluation de l'intégrité structurale d'une composante d'un système sans lui causer d'endommagement. Ceci fait du contrôle non destructif un outil efficace et économique dont le champ d'intérêt s'étend du processus de fabrication d'un produit à la détection des défauts susceptibles de se produire pendant son exploitation. Parmi les techniques de contrôle non destructif figure la thermographie infrarouge qui consiste à induire une certaine quantité d'énergie au spécimen inspecté. Les défauts présents dans le spécimen créent un contraste thermique au niveau de la surface externe pouvant être détectés à l'aide d'une caméra infrarouge. La thermographie a gagné, ces dernières années, de plus en plus de crédibilité comme une méthode de contrôle non destructif à déploiement rapide pouvant être utilisée pour inspecter de larges surfaces.

La thermographie infrarouge peut utiliser des sources d'excitation résistive ou mécanique. Dans le cas des sources d'excitation résistive, l'énergie est déployée sous forme pulsée ou modulée tandis que dans le cas des sources mécaniques, l'énergie est déployée sous forme modulée.

La thermographie infrarouge utilisant des sources d'excitation dynamiques est dite vibrothermographie. Cette technique revêt un intérêt particulier puisque, au niveau du défaut, l'énergie mécanique appliquée est transformée en chaleur soit par frottement ou par conversion de l'énergie de déformation plastique. Ceci oblige le défaut à se comporter comme une source de chaleur ce qui résulte en moins d'atténuation en comparaison aux méthodes se basant sur les sources d'excitation résistives.

Un usage efficace de la vibrothermographie exige la recherche de la meilleure façon d'exciter un spécimen pour produire la plus grande quantité possible de chaleur au voisinage du défaut. Cette recherche implique en premier lieu la connaissance des caractéristiques vibratoires (fréquences naturelles et déformées modales associées) du spécimen inspecté

servant de base à la définition des paramètres de l'excitation vibratoire. En second lieu, elle exige la vérification de la possibilité de générer de la chaleur à certaines fréquences naturelles ainsi que la prédiction de l'accroissement de température associé. Dans cette perspective, l'association de la modélisation par éléments finis s'avère d'un grand intérêt puisqu'elle permet d'estimer, au préalable, tous les paramètres associés à la détection par vibrothermographie.

D'habitude, les études concernant l'utilisation de la thermographie et ceux concernant la modélisation numérique par éléments finis de la détection des fissures par vibrothermographie se font séparément. Les études relatives à la modélisation de la chaleur générée autour des défauts sont plutôt très rares. L'association de ces trois aspects sera donc d'un grand intérêt. Par conséquent, afin de parvenir à une utilisation efficace de la vibrothermographie, ce projet de recherche porte sur la modélisation et la simulation numérique par éléments finis de tous les paramètres associés au processus de détection des défauts par vibrothermographie puis par la validation expérimentale des simulations numériques.

Le premier chapitre commence par donner un bref aperçu historique de la thermographie infrarouge, ensuite, les différents déploiements de la thermographie, les concepts théoriques de base associés ainsi que les configurations expérimentales typiques sont présentés. La présentation de chaque approche est accompagnée d'un aperçu de ses applications pratiques. Après ça, l'accent est mis sur l'association de la modélisation par éléments finis à la détection de défauts par thermographie. Quelques études sont décrites et commentées. Le chapitre 2 est consacré à la description des mécanismes de conversion de l'énergie mécanique en chaleur. Les phénomènes de frottement et de déformation plastique sont introduits ainsi que les équations les modélisant. Le chapitre 3 décrit la modélisation par éléments finis de la génération de chaleur par frottement et par déformation plastique dans les spécimens inspectés ainsi que la modélisation associée au processus de détection par vibrothermographie. Le chapitre 4 est dédié à la validation expérimentale des résultats présentés au chapitre 3.

Dans chaque cas, le montage expérimental, ainsi que la comparaison des résultats expérimentaux aux résultats des simulations numériques sont décrits.

CHAPITRE 1

REVUE DE LA LITTÉRATURE

1.1 Introduction

Les techniques de contrôle non destructif (CND) revêtent une importance considérable lors du contrôle de l'intégrité structurale d'une composante d'un système en vue de l'opérer d'une façon sûre et fiable. Le champ d'intérêt du CND s'étend du processus de fabrication d'un produit à la détection des défauts susceptibles de se produire pendant son exploitation. Les méthodes de contrôle non destructif consistent souvent à appliquer une excitation à la composante inspectée et à mesurer sa réponse. Leurs principales caractéristiques sont (Wu and Busse 1998) :

- Sans effet sur l'intégrité structurale de la pièce inspectée,
- Suffisamment fiables pour détecter les défauts critiques à temps évitant ainsi des remplacements inutiles,
- Applicables dans un temps raisonnable.

Les méthodes de contrôle non destructif sans contact présentent un intérêt particulier puisque l'absence de contact entre le capteur et la pièce testée améliore considérablement la reproductibilité des mesures (Wu and Busse 1998).

La thermographie, utilisée comme une méthode de contrôle non destructif, consiste à induire une certaine quantité d'énergie au spécimen inspecté et à mesurer la température de sa surface. Les défauts susceptibles d'être présents dans le spécimen inspecté créent un contraste thermique au niveau de la surface externe pouvant être détectés à l'aide d'une caméra infrarouge. La thermographie basée sur la stimulation thermique à l'aide d'une source externe à la pièce inspectée est dite active. Lorsque la source de l'énergie induite est

propre au processus inspecté comme dans le cas de l'échauffement d'un moteur à combustion interne ou celui d'un circuit électronique, la thermographie est dite passive.

La thermographie a gagné, ces dernières années, de plus en plus de crédibilité comme une méthode de contrôle non destructif à déploiement rapide pouvant être utilisée pour inspecter de larges surfaces. Ce gain est principalement dû aux avancements technologiques reliés aux systèmes d'acquisition (caméras thermiques) et de traitement de données (Maldague 2001).

Dans ce chapitre, nous allons commencer par donner un bref aperçu historique de la thermographie. Nous expliquons ensuite les différents déploiements de la thermographie à savoir : pulsée ou modulée. Dans chaque cas, les relations mathématiques expliquant les paramètres importants associés à la détection des défauts par thermographie sont présentées de même qu'un survol des principaux domaines d'application. Par la suite, l'accent est mis sur la présentation des capacités des différents déploiements de la thermographie comme méthode de contrôle non destructif à travers la description de quelques exemples d'applications. Finalement, nous expliquons l'association de la modélisation par éléments finis au contrôle non destructif par thermographie. Des exemples d'application sont également présentés.

1.2 Principe de la thermographie

Le principe de la thermographie est basé sur celui de la radiométrie photothermique qui est une méthode de contrôle non destructif sans contact (Wu, Zenzinger et al. 1996; Wu and Busse 1998). Dans cette technique, un faisceau laser focalisé est utilisé comme source de chaleur ponctuelle tandis qu'un capteur infrarouge est utilisé pour détecter l'onde thermique générée localement (Wu and Busse 1998). Le temps d'exécution de ce type de balayage 'par points' est relativement très grand spécialement dans le cas des pièces ayant une grande géométrie.

De ce fait, il présente très peu d'intérêt notamment pour les applications industrielles, sans oublier d'ajouter à cela les difficultés relatives à la profondeur de détection (Wu, Zenzinger et al. 1996). L'idée de la thermographie est d'avoir plusieurs de ces 'points' pour la génération et pour la détection des ondes thermiques. Une source étendue de chaleur comme des lampes d'éclairage puissantes ou un pistolet à air chaud peut être utilisée au lieu du faisceau laser. De même, une caméra infrarouge agit comme un ensemble de détecteurs d'ondes thermiques capables de mesurer la réponse thermique sur toute la surface excitée (Wu, Zenzinger et al. 1996). Le choix des sources d'excitation s'est étendu plus tard pour inclure des dispositifs pouvant appliquer des excitations vibratoires aux spécimens inspectés.

1.3 Les différents déploiements de la thermographie

En dépit du dispositif physique utilisé pour appliquer l'excitation, les différentes approches de la thermographie active sont classées selon la fonction mathématique décrivant l'excitation thermique appliquée : pulsée ou sinusoïdale et le moment durant lequel la réponse thermique est mesurée (Maldague, Largouët et al. 1998) :

- Application d'une excitation thermique pulsée et mesure de la réponse thermique durant la phase de refroidissement;
- Application d'une excitation thermique sinusoïdale et mesure de la réponse thermique pendant l'échauffement;

1.3.1 La thermographie pulsée (TP)

En thermographie pulsée, le comportement thermique d'un spécimen soumis à un impact thermique est observé à l'aide d'une caméra infrarouge. L'étude du phénomène transitoire de transfert de chaleur du à l'absorption du flux de chaleur appliqué permet la quantification de certaines caractéristiques thermiques du matériau inspecté tel que la conductivité ou la diffusivité thermique (Maldague, Largouët et al. 1998) ainsi que la détection des défauts localisés en profondeur dans la pièce inspectée (Bendada, Maillet et al. 1992). L'impact

thermique peut être appliqué en utilisant des lampes électriques, des jets d'air chaud ou d'eau chaude (Maldague and Marinetti 1996)). Sa durée varie de quelques microsecondes à quelques secondes dépendamment de l'épaisseur de la pièce inspectée et de la conductivité thermique du matériau qui la constitue. Ainsi, la thermographie pulsée permet un temps d'acquisition relativement très court avec la possibilité d'inspecter un spécimen des deux côtés, soit en transmission ou en réflexion. Ceci fait d'elle une méthode de choix dans plusieurs applications industrielle (Maldague, Largouët et al. 1998). La Figure 1-1 montre un montage expérimental typique pour la thermographie pulsée.

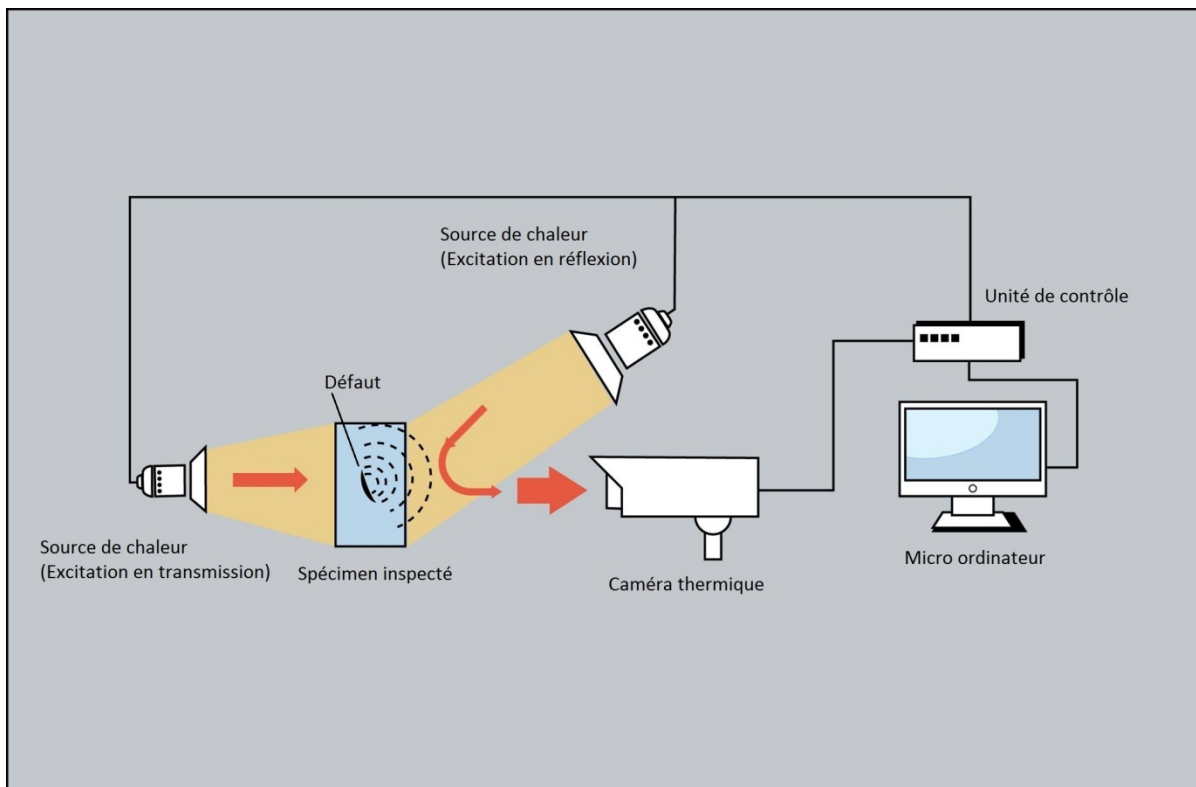


Figure 1-1 Montage expérimental pour la thermographie pulsée

L'équation de l'impact thermique propagé est donnée par (Carslaw and Jaeger 1986):

$$T(z, t) = T_0 + \frac{Q}{\sqrt{k\rho c_p \pi}} e^{\left(-\frac{z^2}{4\alpha t}\right)} \quad (1.1)$$

où

T_0 est la température initiale,

Q est l'énergie appliquée par unité de surface,

ρ est la densité du matériau du spécimen inspecté,

c_p est la chaleur spécifique à pression constante,

α représente la diffusivité thermique donnée par :

$$\alpha = \frac{k}{\rho c_p} \quad (1.2)$$

où k représente la conductivité thermique du matériau inspecté.

L'équation (1.3) donne une relation entre le temps de propagation de l'impact thermique et la profondeur z du défaut à inspecter (Maldague and Marinetti 1996) :

$$t \sim \frac{z^2}{\alpha} \quad (1.3)$$

L'analyse de l'évolution des températures sur la série d'images thermiques enregistrées peut conduire à l'identification de zones suspectes de présenter des défauts. Le comportement thermique du spécimen inspecté peut être analysé soit durant la phase d'échauffement ou bien durant la phase de refroidissement (Maldague and Marinetti 1996).

L'analyse quantitative est basée sur l'observation des courbes ou des images de contraste thermique calculées sur tout l'intervalle du temps d'observation. Le contraste thermique est donné par (Maldague, Largouët et al. 1998) :

$$C(t) = \frac{T_i(t) - T_i(t_0)}{T_s(t) - T_s(t_0)} \quad (1.4)$$

où :

$T_i(t)$ est la température de la zone inspectée à l'instant t ,

$T_i(t_0)$ est la température de la zone inspectée avant l'application de l'impact thermique,

$T_s(t)$ est la température d'une zone non défectueuse à l'instant t ,

$T_s(t_0)$ est la température d'une zone non défectueuse avant l'application de l'impact thermique.

$C(t)$ est défini comme étant l'évolution de la température de la zone suspectée par rapport à sa température avant l'application de l'impact thermique à t_0 normalisée par rapport à l'évolution de la température d'une zone non défectueuse (Maldague and Marinetti 1996). Cette définition implique que la valeur maximale du contraste thermique est égale à l'unité avant l'application de l'impact thermique. Puisque le contraste thermique est fonction du temps, un soin particulier est porté à la valeur C_{\max} (contraste maximal) observée à t_{\max} (Busse, Bauer et al. 1992; Maldague and Marinetti 1996). La Figure 1-2 présente une courbe typique de contraste thermique.

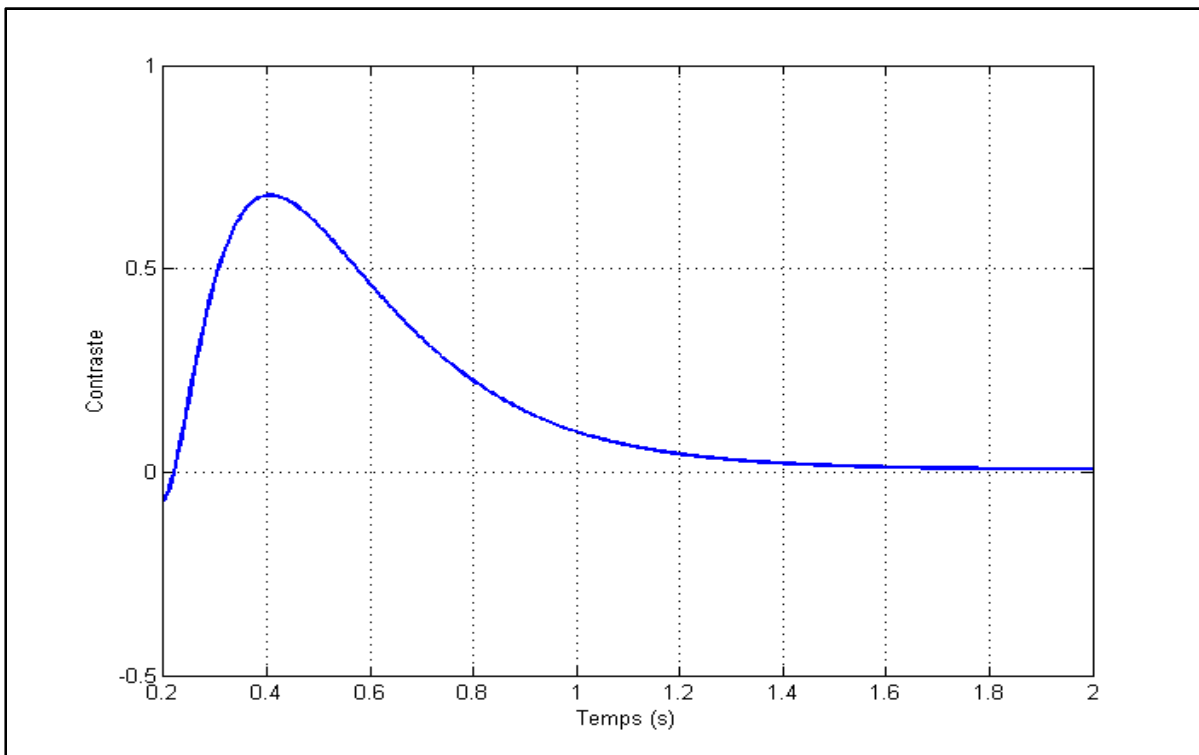


Figure 1-2 Courbe typique de contraste thermique

La thermographie pulsée de phase est une variante de la thermographie pulsée basée sur la dualité entre les domaines temporel et fréquentiel (Maldague and Marinetti 1996). La transformée de Fourier est appliquée à la réponse thermique obtenue par thermographie pulsée donnant ainsi accès à l'amplitude et à la phase de la réponse. La thermographie pulsée de phase combine donc la rapidité d'exécution de la thermographie pulsée aux caractéristiques de la thermographie modulée (Maldague and Marinetti 1996). Par ailleurs, aucune synchronisation n'est requise entre le dispositif d'application de l'excitation thermique et la caméra infrarouge.

Selon (Maldague, Largouët et al. 1998), la vitesse de propagation de l'onde thermique est proportionnelle au carré de la fréquence. Ainsi, la thermographie pulsée de phase permet de surmonter la difficulté reliée aux différentes profondeurs de propagation de l'onde thermique associée à une observation faite à un instant précis.

Comme le montre la Figure 1-3, la transformée de Fourier de l'impulsion appliquée est un sinus cardinal dans lequel l'amplitude du signal n'est pas constante et décroît en fonction de la fréquence. Cette diminution de l'énergie disponible en fonction de la fréquence est compensée par le fait que la longueur de diffusion thermique est inversement proportionnelle à la racine carrée de la fréquence (Maldague, Largouët et al. 1998). Par conséquent, l'information associée aux fréquences élevées est disponible près de la surface du spécimen inspecté.

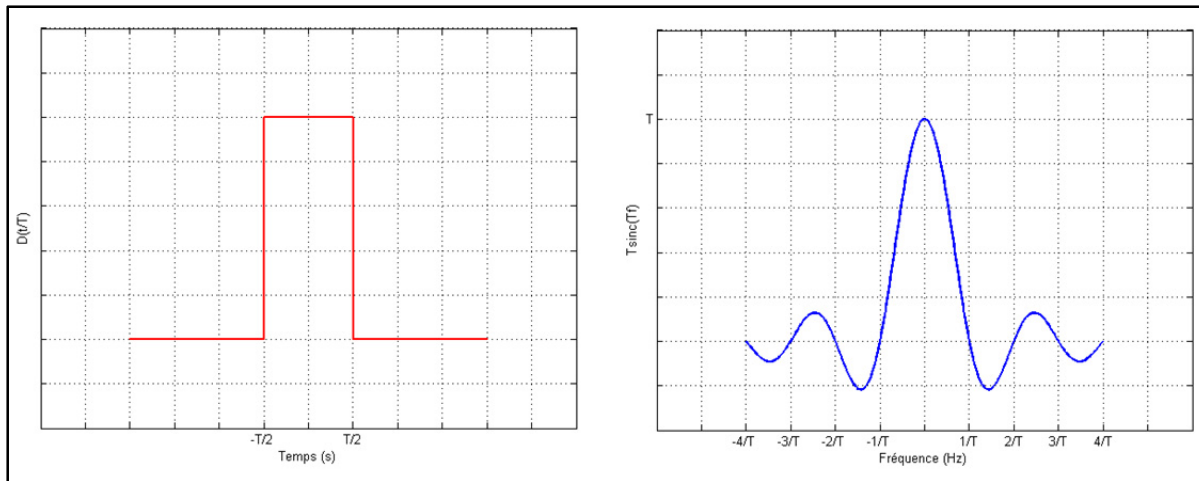


Figure 1-3 Impact thermique et transformée de Fourier associée

L'utilisation de la thermographie pulsée a été évaluée pour la détection de plusieurs types de défauts. Pour la détection du manque d'adhésion des composites collés sur des structures d'avion fissurées ou corrodées pour des fins de réparation est évaluée par (Genest, Martinez et al. 2009) et (Schroeder, Ahmed et al. 2002). De même, la thermographie pulsée est utilisée (Bison, Cernuschi et al. 2007) pour la détection du manque d'adhésion des revêtements en céramique appliqués sur des pièces de turbines à gaz à travers la mesure de la diffusivité thermique des revêtements. La détection des délaminages, des défauts induits par perçage (Avdelidis, Almond et al. 2004), ainsi que des endommagements par impact dans les plastiques à renfort fibre de carbone (CFRP) (Avdelidis, Almond et al. 2004; Grammatikos, Kordatos et al. 2014) en utilisant la thermographie pulsée est aussi évaluée. D'autres auteurs tels que (Junyan, Liqiang et al. 2013) l'ont utilisé pour détecter les fissures dans les composites en carbone tandis que (Benmoussat, Guillaume et al. 2013) l'ont utilisé pour détecter les fissures dans les pièces métalliques. La détection des défauts dans des spécimens en plastique renforcé de fibres de verre, des spécimens en caoutchouc ainsi que des spécimens métalliques revêtus de caoutchouc en utilisant la thermographie pulsée est aussi étudiée par (Lahiri, Bagavathiappan et al. 2012).

1.3.2 La thermographie modulée (TM)

Il a été constaté que lorsque la thermographie est utilisée en contrôle non destructif, l'analyse devient particulièrement intéressante si l'énergie est appliquée selon un profil sinusoïdal au lieu des façons conventionnelles (Cielo and Maldague 1987; Wu and Busse 1998). Le terme thermographie modulée ('lock-in') réfère au cas lorsqu'une excitation harmonique modulée est utilisée. La Figure 1.4 montre un montage expérimental typique pour la thermographie modulée.

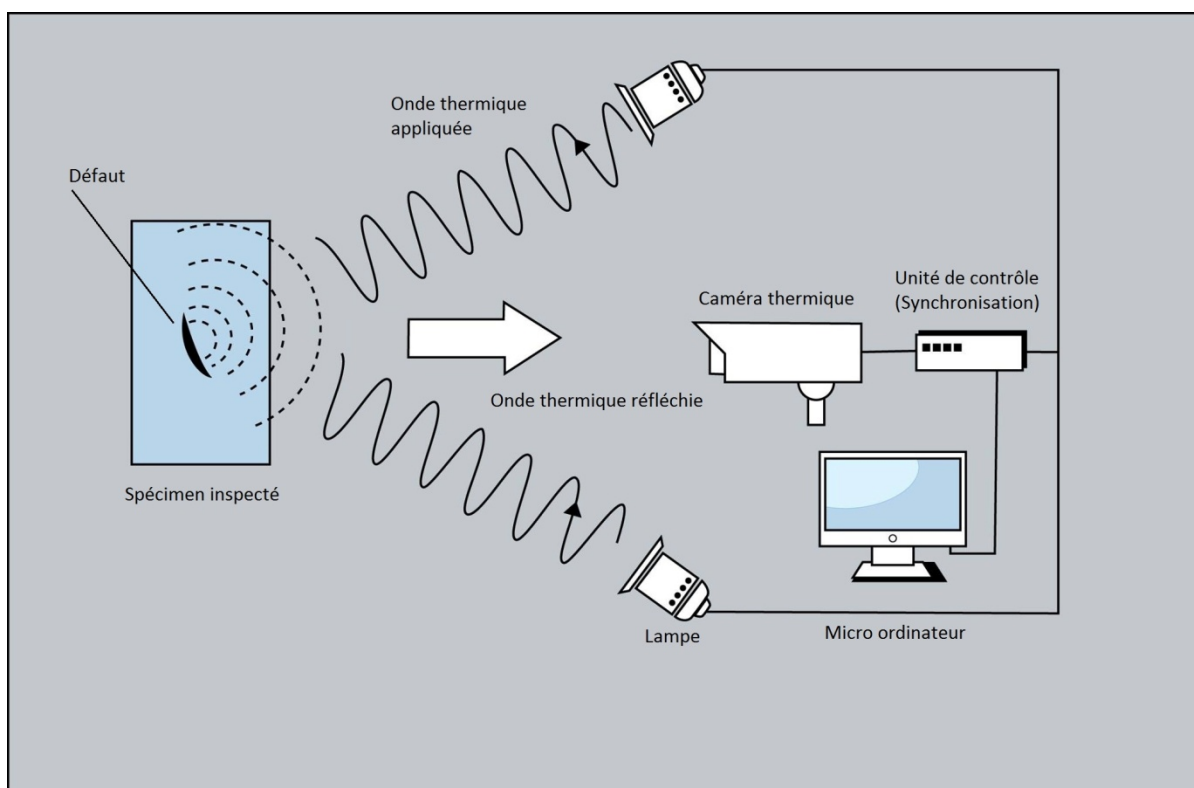


Figure 1-4 Montage expérimental pour la thermographie modulée

La thermographie modulée présente l'avantage de préserver, en régime permanent, la forme ainsi que le contenu fréquentiel de la réponse thermique. Ainsi, lorsque les mesures sont prises à intervalles réguliers, il est possible de calculer à l'aide de la transformée de Fourier les images d'amplitude et les images de phase entre la réponse à la surface du spécimen inspecté et l'excitation. La présence d'un défaut interne a pour effet de modifier le régime

sinusoïdal de la réponse donc la distribution de température de la surface auscultée. L'enregistrement de quatre signaux de réponse thermique à un pixel x_1 pendant la période de temps T_p permet le calcul de l'amplitude et de la phase de la réponse (Wu and Busse 1998). Soit $S_i(x_1)$ le signal de la réponse thermique au pixel x_1 , les expressions de l'amplitude et de la phase sont données par (Busse, Bauer et al. 1992) :

$$A(x_1) = \sqrt{[S_1(x_1) - S_3(x_1)]^2 + [S_2(x_1) - S_4(x_1)]^2} \quad (1.5)$$

$$\varphi(x_1) = \arctan \left[\frac{S_1(x_1) - S_3(x_1)}{S_2(x_1) - S_4(x_1)} \right] \quad (1.6)$$

Ces relations s'appliquent aussi bien à une image thermique qu'à un pixel.

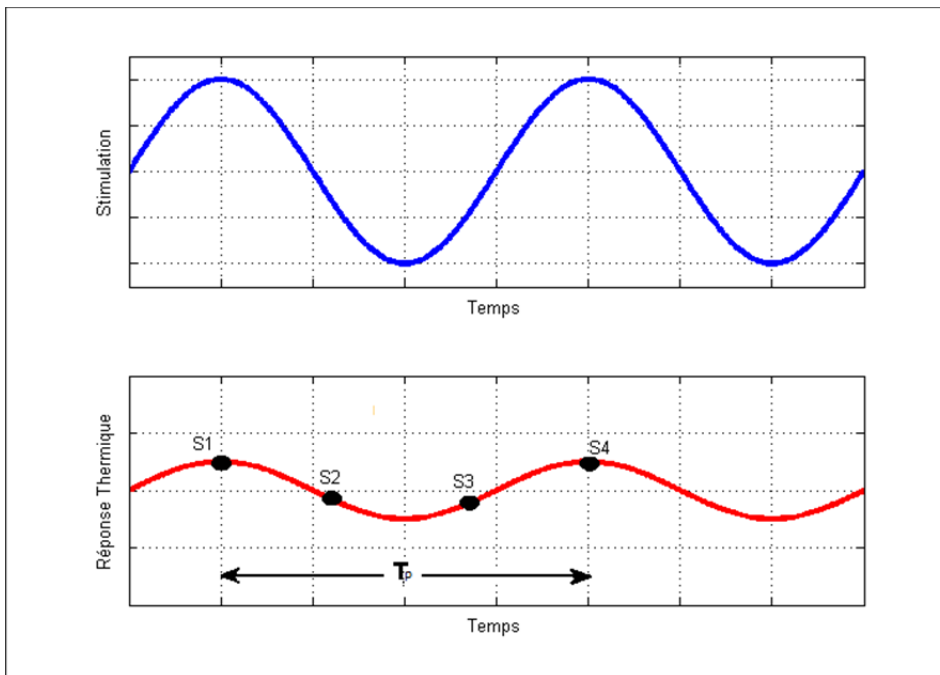


Figure 1-5 Excitation modulée et réponse thermique d'un pixel

Comparée à l'image d'amplitude, l'image de phase présente souvent un meilleur contraste entre les zones contenant des défauts et les zones saines dans une pièce inspectée (Lehto, Jaarinen et al. 1981). Ceci est dû au fait qu'elle est moins sensible aux caractéristiques

optiques locales de la surface inspectée telles qu'une émissivité non homogène (Busse, Wu et al. 1992).

L'équation de l'onde thermique propagée dans le spécimen inspecté est donnée par (Maldague, Galmiche et al. 2002) :

$$T(z, t) = T_0 e^{-\frac{z}{\mu_d}} \cos\left(\omega t - \frac{2\pi z}{\lambda}\right) \quad (1.7)$$

où :

T_0 est la température initiale;

ω est la pulsation de l'onde thermique appliquée;

λ est la longueur de l'onde thermique appliquée;

μ_d est la longueur d'onde de diffusion thermique.

L'équation montre que la profondeur de pénétration de l'onde thermique dans le spécimen inspecté dépend de la longueur d'onde de diffusion thermique μ_d exprimée par (Maldague, Galmiche et al. 2002) :

$$\mu_d = \sqrt{\frac{2k}{\omega\rho c_p}} \quad (1.8)$$

où

ρ est la densité;

k est la conductivité thermique;

c_p est la chaleur spécifique à pression constante.

La longueur d'onde de diffusion thermique est inversement proportionnelle à la racine carrée de la fréquence. Par conséquent, afin de pouvoir augmenter la profondeur d'inspection, il est impératif de réduire la fréquence de l'onde thermique appliquée. La thermographie pulsée est

souvent opérée durant de longues périodes de temps ce qui améliore le rapport signal sur bruit de la réponse thermique comparée à la thermographie modulée.

La thermographie modulée est utilisée (Chaki, Marical et al. 2011) pour l'inspection des revêtements en céramique appliqués sur des pièces en acier par projection thermique. Elle est aussi utilisée pour la détection des défauts internes dans les composites de carbone (Junyan, Qingju et al. 2012) ainsi que dans les plastiques à renfort de verre (Montanini and Freni 2012) et dans les spécimens en plastique à renfort fibre de carbone (Chatterjee, Tuli et al. 2011). (Meola, Carlomagno et al. 2006) ont étudié la capacité de la thermographie modulée à détecter les défauts dans différents matériaux utilisés en aérospatiale tels que les matériaux composites, hybrides, métalliques et les structures en nid d'abeilles. La thermographie modulée est également utilisée par (Pickering and Almond 2008), (Escourbiac, Constans et al. 2007) et (Bates, Smith et al. 2000) pour la détection des défauts en plastique à renfort fibre de carbone tels que les inclusions et les endommagements par impact. De même, la thermographie modulée est utilisée par (Casalegno, Salvo et al. 2008) pour évaluer la qualité de fabrication des structures en composites et par (Maierhofer, Röllig et al. 2012) pour la détection des défauts des cordons de soudure.

La thermographie modulée consiste parfois à appliquer des contraintes périodiques au spécimen testé. Dans ce cas, elle est désignée par le terme vibro-thermographie. Ainsi, due à la conversion de l'énergie mécanique en énergie thermique, de la chaleur est générée aux endroits contenant des défauts. La variation de température ainsi induite à la surface externe du spécimen inspecté peut être détectée à l'aide d'une caméra infrarouge. Puisque, dans ce cas, la source de la chaleur est le défaut lui-même, la détection de défauts est beaucoup plus simple que dans les méthodes utilisant les techniques d'excitation conventionnelle basées sur le chauffage résistif. Ainsi, lorsque des contraintes périodiques sont appliquées, les ondes de chaleur résultantes de l'excitation se propagent à partir du défaut vers la surface externe inspectée. Par contre, dans le cas des méthodes basées sur le chauffage résistif, les ondes thermique se propagent d'abord de la surface externe au défaut pour revenir ensuite à la

surface externe ce qui résulte en une grande atténuation (Rantala, Wu et al. 1996). La Figure 1-6 présente un montage expérimental typique de la vibrothermographie.

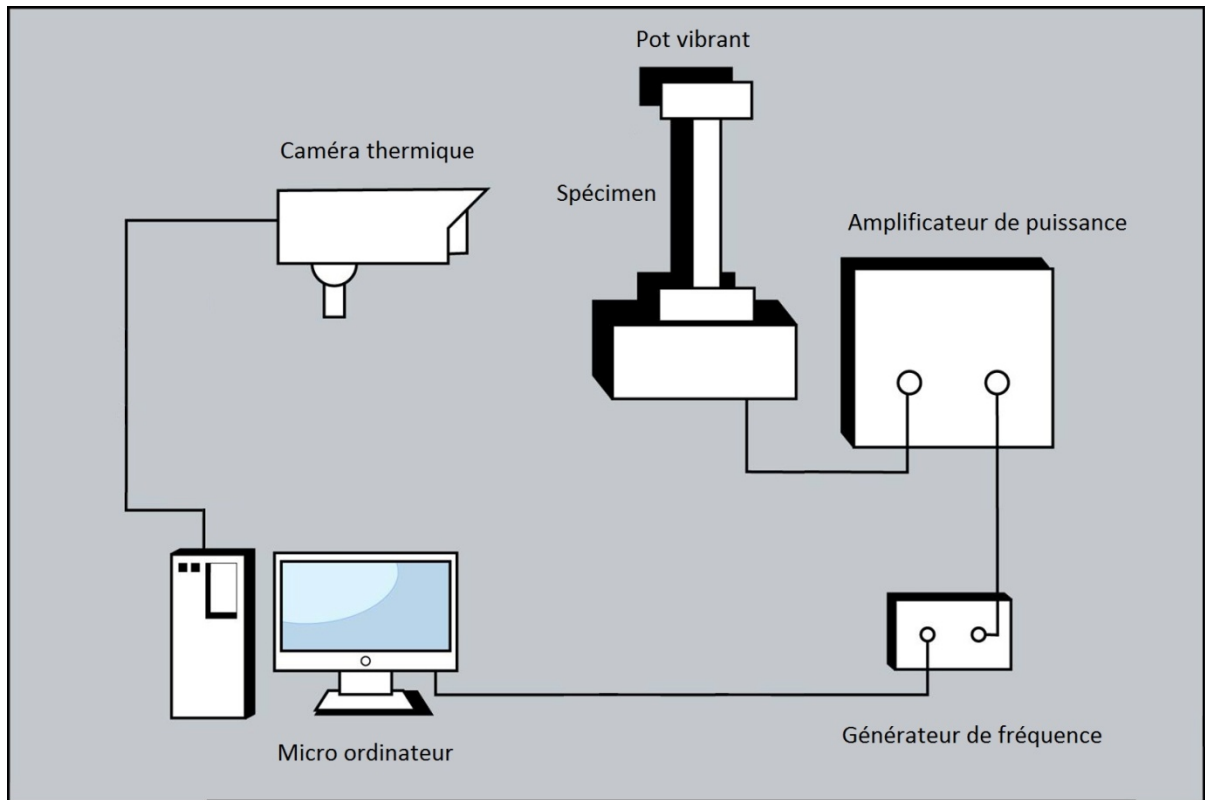


Figure 1-6 Montage expérimental typique de la vibrothermographie

En vibrothermographie, plusieurs dispositifs d'excitation peuvent être utilisés tels que les pots vibrants piézoélectriques ou électromagnétiques, les actuateurs piézo-céramiques, les transducteurs à ultrasons (immergeables ou non) ou les sonotrodes. Lorsque des transducteurs à ultrasons sont utilisés, la vibrothermographie est désignée par la thermographie ultrasonique (Zweschper, Dillenz et al. 2001), l'infrarouge sonore (Saha Chinmoy 2004) ou la thermosonique (Barden, Almond et al. 2007)). Les ondes ultrasoniques peuvent aussi être appliquées sous forme d'impulsions de très courte durée (Zweschper, Dillenz et al. 2003). La Figure 1-7 présente un montage expérimental de la vibrothermographie utilisant un transducteur ultrasonique comme source d'excitation.

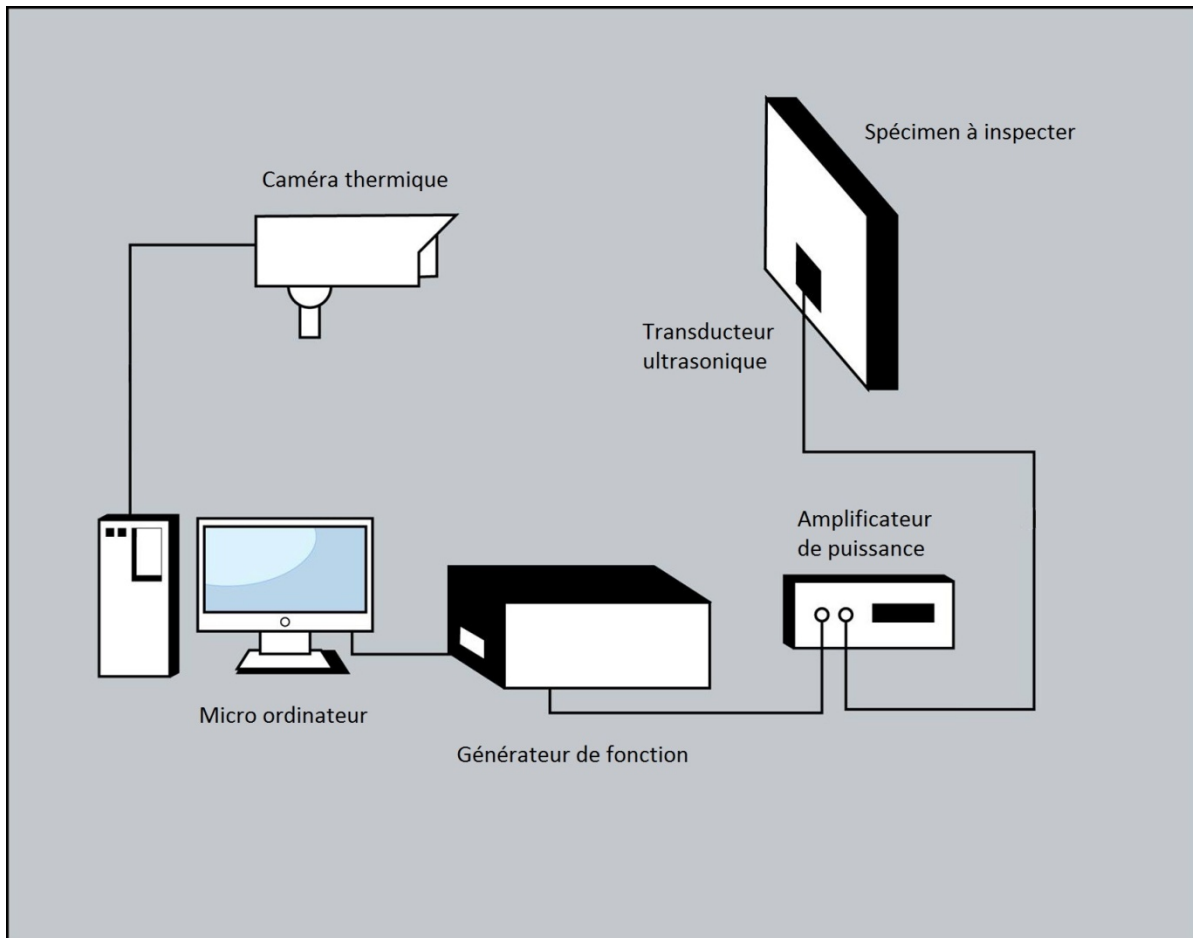


Figure 1-7 Vibrothermographie utilisant un transducteur ultrasonique

L'utilisation de la vibrothermographie a été évaluée pour différentes applications de l'aérospatial telle la détection de la corrosion dans des pièces d'aluminium et dans des assemblages rivetés (Busse, Wu et al. 1992; Zweschper, Dillenz et al. 2001), de même que la détection des fissures dans des spécimens d'aluminium et de titane (Favro, Thomas et al. 2001; Zweschper, Dillenz et al. 2001) ainsi que dans les composites à matrice aluminium et à renforts particuliers (Kordatos, Aggelis et al. 2012). D'autres auteurs ont investigué son utilisation pour l'identification des problèmes de manque d'adhésion des revêtements de céramique sur les pièces métalliques (Wu, Karpen et al. 1996) ainsi que pour l'inspection de la qualité des collages dans les matériaux composites (Rantala, Wu et al. 1996) ou celle des composites collés pour des fins de réparation par-dessus des structures d'avion fissurées (Favro, Thomas et al. 2001). La détection des délaminages, des endommagements par chocs,

des vides et des inclusions dans les polymères et dans les composites de polymère en utilisant la vibrothermographie a été aussi évaluée (Rantala, Wu et al. 1996; Zweschper, Dillenz et al. 2003). La vibrothermographie a été aussi utilisée pour la détection des défauts dans les joints de soudure (Park, Choi et al. 2014), les pièces forgées, les joints brasés, les pièces en céramique et en graphite/epoxy.

1.4 La thermographie comme méthode de contrôle non destructif

Dans ce qui suit, les résultats de quelques cas d'étude seront décrits afin d'expliquer les capacités de la thermographie comme outil de détection de défauts dans des spécimens métalliques ou en composites. La présentation sera faite selon la nature physique de l'excitation : résistive ou mécanique. Un intérêt particulier est donné à la vibrothermographie.

1.4.1 La thermographie basée sur l'échauffement résistif

Plusieurs expériences sont effectuées pour évaluer les capacités de la thermographie pulsée de phase (Maldague and Marinetti 1996). Un spécimen en Nylon[®] comportant un défaut simulé sous la forme d'une fente ayant une profondeur variant de 5 à 15 mm est utilisé. Un ruban adhésif est collé sur la surface inspectée pour simuler une perturbation optique. Le défaut est beaucoup mieux visible sur l'image de phase que sur l'image de contraste. Par ailleurs, contrairement à l'image de phase, la qualité de l'image de contraste est sensiblement affectée par la présence de la perturbation optique. Ceci démontre que l'image de phase possède la capacité de détecter des défauts plus profonds avec une faible sensibilité aux perturbations optiques. Une expérience similaire est effectuée en soumettant un spécimen en plastique comportant un défaut simulé sous forme d'une fente à un échauffement irrégulier. Le défaut est mieux visible sur l'image de phase que sur l'image de contraste; de plus, l'effet de l'échauffement irrégulier était moins visible sur l'image de phase.

Une troisième expérience est effectuée sur un spécimen en aluminium de 1 mm d'épaisseur comportant des défauts de corrosion simulés par des trous oblongs représentant 13 à 80 % de l'épaisseur du spécimen. Contrairement à l'image de phase où les défauts apparaissent avec une très bonne définition, l'image de contraste les représente avec des tailles apparentes différentes de leurs tailles réelles.

Ces trois tests ont permis de conclure qu'une image de phase, établie par la thermographie pulsée de phase, possède l'avantage d'avoir une profondeur d'inspection meilleure que celle obtenue par la thermographie pulsée ainsi qu'une faible sensibilité aux perturbations optiques.

La thermographie modulée est utilisée (Wu, Karpen et al. 1996) pour détecter les défauts d'adhérence (comme le délaminage ou le décollement) associés aux revêtements céramiques des aubes de turbine. Six défauts simulés sous forme de trous oblongs ayant des diamètres allant de 0.5 à 2 mm sont usinés dans un spécimen en alliage de Nickel de 5 mm d'épaisseur. Un revêtement en oxyde de zirconium de 1 mm d'épaisseur est ensuite appliqué sur la face défectueuse. À une fréquence de modulation de 0.03 Hz, les quatre défauts ayant les dimensions les plus importantes sont clairement détectés sur l'image de phase.

Les contreplaqués, les feuilles de placage en bois ainsi que les plastiques à renfort fibre de carbone (CFRP) sont des exemples de structures en couches pour lesquelles on s'intéresse à détecter les décollements ou des défauts internes par thermographie (Wu and Busse 1998). La thermographie modulée est utilisée (Wu, Karpen et al. 1996) pour inspecter le décollement des raidisseurs dans une structure d'un cône arrière en plastiques à renfort fibre de carbone. Les images de phase ont réussi à révéler avec succès les pertes d'adhésion locales entre les raidisseurs et la structure.

1.4.2 La thermographie basée sur l'excitation mécanique

La thermographie pulsée utilisant des transducteurs à ultrasons est souvent utilisée pour détecter la présence des fissures, de la corrosion ainsi que le relâchement des joints rivetés (Rantala, Wu et al. 1996).

La thermographie lock-in ultrasonique est utilisée (Wu and Busse 1998) pour détecter la corrosion des pièces d'avion en aluminium. Dans ce cas, l'image de phase a fourni les informations pertinentes par rapport à la taille des défauts. Comparée à la thermographie pulsée utilisant une excitation optique, la thermographie pulsée ultrasonique est utilisée (Zweschper, Dillenz et al. 2001) pour détecter la corrosion entre des plaques d'aluminium rivetées. L'image de phase obtenue en utilisant l'excitation mécanique permet très clairement d'identifier la corrosion puisque l'échauffement est dû au déplacement relatif entre les plaques corrodées. Celle obtenue en utilisant l'excitation optique le permet beaucoup moins puisqu'elle montre plus le transport de la chaleur à travers les rivets.

Comparée à la thermographie pulsée utilisant une excitation optique, la thermographie pulsée ultrasonique est également utilisée (Wu and Busse 1998) pour détecter une fissure le long d'une rangée de rivets. Les images d'amplitude et de phase obtenues en utilisant l'excitation optique n'ont pas été capables de révéler la fissure. L'image thermique obtenue suite à l'application d'une excitation par transducteurs ultrasonique est capable de la révéler clairement puisque la chaleur générée au niveau des extrémités de la fissure a rendu le défaut détectable.

La thermographie pulsée ultrasonique est aussi utilisée (Wu and Busse 1998) pour la détection des fissures de fatigue dans des pièces en céramique ainsi que les décollements entre les revêtements en céramique et les substrats métalliques (Wu and Busse 1998).

La capacité de la thermographie modulée ultrasonique à détecter des défauts de différentes natures dans des spécimens en polymère et en composite de polymère est évaluée. Ainsi, un

spécimen en PVC contenant un trou cylindrique situé à 2 mm de profondeur de la surface inspectée est utilisé pour simuler la détection des cavités (Rantala, Wu et al. 1996). Les images d'amplitude et de phase ont pu clairement révéler la présence du trou.

La thermographie modulée ultrasonique est aussi utilisée pour la détection des défauts de délaminage ainsi que des dommages causés par impact dans les plaques en plastiques à renfort fibre de carbone (CFRP) (Rantala, Wu et al. 1996). Les défauts sont facilement détectables sur les images d'amplitude et de phase. Par contre, les défauts les plus éloignés de la source d'excitation sont un peu moins visibles à cause de l'atténuation des ondes ultrasoniques se propageant dans le spécimen inspecté. De même, la thermographie modulée ultrasonique est utilisée pour inspecter les défauts de décollement des assemblages en composite collés (Rantala, Wu et al. 1996) sur un ensemble de deux plaques en plastique à renfort fibre de carbone (CFRP).

Un spécimen en plastique à renfort fibre de carbone de 6 mm d'épaisseur comportant des raidisseurs ayant des défauts de délaminage situés à des profondeurs différentes est considéré. (Zweschper, Dillenz et al. 2003). La thermographie ultrasonique a pu détecter le délaminage le moins profond (situé à 6 mm de profondeur) mais non pas le délaminage le plus profond (situé à 30 mm de profondeur).

Puisque les matériaux fragiles risquent d'être endommagés suite à l'application d'une excitation vibratoire de forte intensité, une approche alternative (Zweschper, Dillenz et al. 2001) consiste à utiliser des actionneurs piézoélectriques miniatures afin de d'appliquer les ondes élastiques dans le spécimen inspecté. Cette technique est testée (Zweschper, Dillenz et al. 2001) sur une mince plaque en carbone comportant des dommages causés par impact. Afin d'appliquer l'excitation, les actionneurs piézoélectriques sont collés sur la plaque. En plus de révéler les défauts, l'image d'amplitude laisse aussi observer l'effet du frottement des actionneurs sur la plaque. L'image de phase, quant à elle, ne laisse observer que les défauts.

1.5 La méthode des éléments finis associée à la thermographie

Les quelques dernières années ont vu les premières tentatives d'associer les méthodes de simulation numérique (y compris celles par éléments finis) à la détection des défauts par thermographie. Les modélisations, représentant des spécimens contenant des défauts, ont pour but d'étudier l'émissivité thermique autour des discontinuités ou de simuler la génération de chaleur causée par l'application d'excitations vibratoires à des échantillons défectueux. D'autres auteurs ont utilisé la thermographie comme une technique auxiliaire de mesure de la distribution de température des pièces soumises à des déformations plastiques associées à la propagation de fissures.

1.5.1 Modélisation de la thermographie pulsée

Une méthode par laquelle une simulation par éléments finis est utilisée pour modéliser la réponse thermique associée à un processus d'inspection par thermographie est décrite dans (M. Krishnapillaia 2005). La thermographie pulsée est utilisée pour détecter la présence de corrosion simulé sous forme de trous oblongs de différentes profondeurs usinés dans une plaque en composite étagée. Le but de la simulation par éléments finis est de créer un modèle présentant un comportement thermique comparable à celui décrit par les mesures physiques. Ainsi, un modèle du spécimen est construit en utilisant des éléments solides. Des analyses préliminaires ont révélé que les pertes thermiques dues à la radiation et à la convection sont négligeables. La diffusivité thermique est choisie comme paramètre de recalage. Les courbes de contraste numériques sont comparées aux courbes expérimentales. Le recalage du modèle numérique est fait par rapport aux temps d'inflexion thermique (temps où le taux de variation du contraste thermique dans sa phase de croissance est nul). Ainsi, la valeur de diffusivité thermique est ajustée jusqu'à l'obtention de temps d'inflexion similaires à ceux obtenus à partir des courbes expérimentales. Cette étude a démontré la possibilité de simuler un processus d'inspection par thermographie. Elle a aussi démontré l'importance de la diffusivité thermique dans la représentation du comportement thermique du spécimen inspecté. Elle revêt une importance particulière puisqu'elle est parmi les rares études à

proposer une méthode de recalage. Néanmoins, les tailles des défauts considérés sont irréalistes.

Également, une méthode de détection de défauts localisés en profondeur combinant la thermographie et la modélisation par éléments finis est proposé dans (Boras and Svaic 2001). Dans un premier temps, dans le but de reproduire la même distribution de température obtenue expérimentalement, l'approche est appliquée à un spécimen métallique comportant des défauts simulés sous la forme de trous oblongs. Le spécimen est modélisé par des éléments de volume avec les défauts représentés par des cylindres remplis d'air. L'approche est ensuite appliquée à deux spécimens en résine phénoxy avec et sans fibres de cuivre comportant des défauts sous forme de rainures de différentes profondeurs. Les images thermiques obtenues numériquement correspondent à celles obtenues par mesures expérimentales dans le cas du spécimen sans fibres de cuivre. Pour celui avec fibres de cuivres, la correspondance est moins évidente puisque les caractéristiques thermiques utilisées dans le modèle par éléments finis sont obtenues par calcul et non pas par mesures. L'approche ainsi présentée est intéressante dans le sens où des distributions de températures numériques sont comparées à des distributions de températures expérimentales. Par contre, aucun recalage des modèles numériques n'est proposé.

1.5.2 Modélisation de la détection des défauts dans les revêtements en céramique

Des simulations numériques par éléments finis sont également utilisées afin d'approfondir la compréhension du mécanisme derrière la détection par thermographie des défauts dans les revêtements thermiques en ZrO_2 (Liu, Sakamoto et al. 2003). L'étude est faite sur des plaques en ZrO_2 comportant des défauts simulés sous la forme de rainures de 1 mm de largeur et de 0.1 mm de profondeur. L'inspection par thermographie optique a pu révéler ces défauts mais avec une largeur apparente qui représente le double de la largeur réelle. Les images de distribution de températures produites par éléments finis quant à elles, le révèlent avec la bonne largeur. Par contre, la différence de température entre les surfaces inspectées et stimulées est six fois plus grande que celles mesurées avec la caméra thermique.

Sans être comparées à aucun résultat expérimental, d'autres simulations par éléments finis sont effectuées par les mêmes auteurs (Liu, Sakamoto et al. 2003). Leur but est d'évaluer l'influence des paramètres expérimentaux comme la puissance thermique appliquée ainsi que les caractéristiques du défaut (morphologie, taille et profondeur) sur la distribution de température dans les revêtements en céramique inspectés par thermographie optique. Deux types de défauts sont considérés : les épaisseurs non uniformes des revêtements et les fissures internes. Les deux types de défauts sont représentés par des rainures à sections rectangulaires. Les résultats des simulations peuvent être résumés comme suit:

- L'intensité élevée du flux de chaleur appliquée contribue à faciliter la détection du défaut.
- La taille d'un défaut ainsi que sa proximité de la surface inspectée facilitent la détection.

À l'exception du premier cas d'étude où le modèle par éléments finis est construit pour valider des résultats expérimentaux, les modèles construits dans le deuxième cas d'étude ne sont pas basés sur des modèles physiques existants. Ils ont été établis uniquement dans le but d'évaluer l'effet de certains paramètres sur la réponse thermique des pièces inspectées.

1.5.3 Modélisation de la réponse dynamique d'une fissure

La modélisation par éléments finis de la réponse dynamique des pièces fissurées est associée à la thermographie ultrasonique (Saha Chinmoy 2004) pour étudier la détection d'une fissure de fatigue dans une plaque d'aluminium. L'utilisation de la modélisation par éléments finis a pour but d'évaluer l'énergie générée par frottement des faces de la fissure ainsi que pour visualiser les déformées modales associées. Le but est également d'établir une base pour la compréhension de la relation entre la quantité de chaleur générée par frottement par une fissure de fatigue et les caractéristiques de l'excitation dynamique appliquée tels que l'intensité et la fréquence. Une source ultrasonique de 20 kHz est utilisée pour appliquer des impulsions ultrasoniques afin de générer de la chaleur par frottement au niveau de la fissure.

Un modèle numérique utilisant des éléments solides est créé. Sous l'influence de l'excitation vibratoire, les deux faces de la fissure (appelées surfaces 'maître' et 'esclave') se déplacent l'une par rapport à l'autre. Un code permettant le calcul de l'énergie générée par le frottement des deux faces de la fissure suite à l'application de l'excitation harmonique à l'une des extrémités du spécimen est associé au modèle numérique. L'énergie de frottement accumulée est obtenue à partir des forces tangentielles aux interfaces de la fissure et des déplacements relatifs des faces de la fissure. L'énergie de frottement au temps $n+1$ à chacune des faces de la fissure est donnée par :

$$E_{Sliding}^{n+1} = E_{Contact}^n + \left[\sum_{i=1}^{nsn} \Delta F_i^{Slave} \times \Delta S_i^{Slave} + \sum_{i=1}^{nmn} \Delta F_i^{master} \times \Delta S_i^{master} \right]^{n+\frac{1}{2}} \quad (1.9)$$

avec :

nsn est le nombre de nœuds appartenant à la surface 'maître'

nmn est le nombre de nœuds appartenant à la surface 'esclave'

ΔS_i^{slave} est la distance parcourue par le nœud 'esclave' i pendant un pas de temps

ΔS_i^{master} est la distance parcourue par le nœud 'maître' i pendant un pas de temps

Ensuite, les courbes de variation de l'énergie de frottement en fonction du temps obtenues à partir du modèle numérique sont comparées aux images thermiques expérimentales sans pour autant établir une correspondance entre les deux. La méthode ainsi proposée n'a pas été suffisamment élaborée pour permettre la reproductibilité des résultats expérimentaux obtenus. De plus, vues l'intensité et la fréquence élevées caractérisant l'excitation vibratoire appliquée, aucun spécimen n'a survécu aux essais expérimentaux. De même, on n'a pas cherché à faire correspondre la fréquence d'excitation à l'une des fréquences naturelles du spécimen inspecté afin d'augmenter la quantité de chaleur générée.

1.5.4 Modélisation de la chaleur générée par déformation plastique

La mesure de température par thermographie est utilisée (Sakamoto, Shi et al. 2001) pour évaluer la déformation plastique associée à la propagation des fissures dans des spécimens en acier inoxydable. Un modèle par éléments finis représentant le comportement élasto-plastique du matériau couplé à une analyse thermique transitoire est construit pour valider les mesures expérimentales. Des tests de traction sont effectués pendant qu'une caméra thermique enregistre les images thermiques du spécimen. La déformation du spécimen est mesurée à l'aide d'un extensomètre afin d'obtenir le déplacement servant comme input au modèle par éléments finis. Des analyses structurale et thermique couplées sont ensuite effectuées pour étudier la relation entre la déformation plastique engendrée par la propagation de la fissure et l'accroissement de température autour d'elle. Assumant un état plan de contraintes et une conversion totale de l'énergie de déformation plastique en chaleur, l'équation de Swift est utilisée pour exprimer l'écroutissage. Les résultats obtenus sont tels que les courbes de variation de température autour de la fissure prises par la caméra thermique concordent avec celles obtenues par simulation numérique. De même, les images expérimentales de distributions de température concordent avec les images de distribution de la déformation plastique et celles de la température du spécimen autour de la fissure obtenues par simulation numérique. Cette étude présente une intéressante approche pour la simulation et la quantification de la chaleur générée par déformation plastique.

1.6 Objectif et originalité de l'étude

Ce projet de recherche exploite l'utilisation de la thermographie comme un puissant outil de détection de défauts. Il se basera sur l'étude de ses aspects quantitatifs afin de parvenir à une utilisation plus efficace de celle-ci. L'étude des aspects quantitatifs couvre principalement la recherche de la meilleure façon d'exciter un spécimen fissuré pour produire la plus grande quantité possible de chaleur au voisinage de la fissure; une quantité de chaleur pouvant être détectée par l'intermédiaire d'une caméra thermique.

Jusqu'à présent, les études concernant l'utilisation de la thermographie et ceux concernant la modélisation numérique par éléments finis de la détection des fissures par thermographie se font séparément. Les études relatives à la modélisation de la chaleur générée autour des défauts sont plutôt rares. L'association de ces trois aspects sera donc d'un grand intérêt.

Le sujet de recherche proposé comprend l'élaboration d'une stratégie complète et pas seulement d'une technique de mesure expérimentale. En effet, les composants métalliques diffèrent les uns des autres par leur géométrie, leurs propriétés physiques, par les conditions aux limites mécanique et thermique auxquelles ils sont soumis mais surtout par les endroits où les fissures sont susceptibles de se produire. Il est donc préférable d'établir une stratégie pouvant être appliquée par étape pour la détection des fissures dans un spécimen donné et non pas de se contenter de valider ou d'appuyer la capacité de la thermographie comme méthode de détection de défauts. La **Erreur ! Source du renvoi introuvable.** montre un organigramme explicatif de la stratégie proposée.

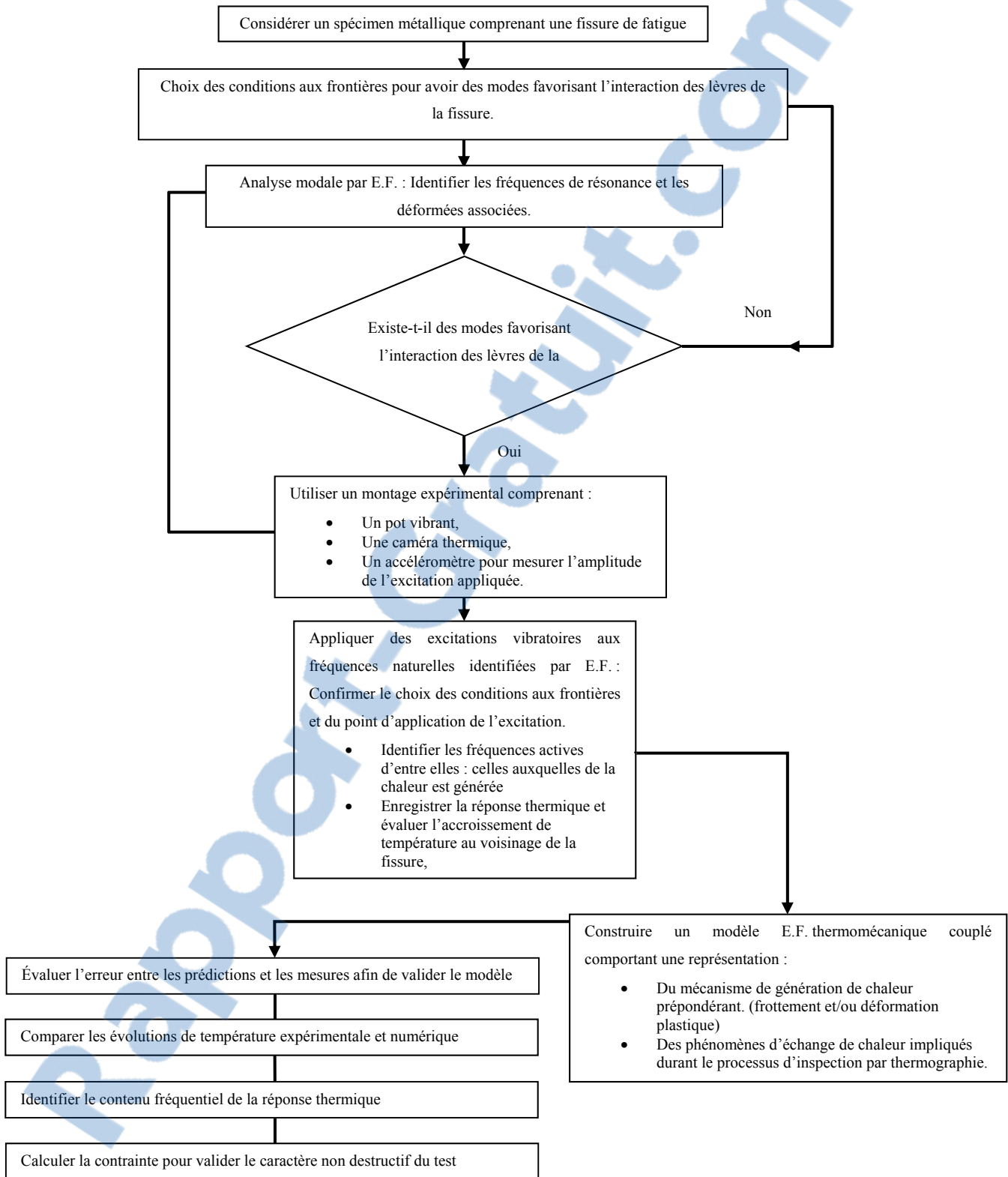


Figure 1-8 Organigramme explicatif de la méthodologie

Cette thèse comporte deux axes principaux. Le premier concerne la modélisation et la simulation numérique par éléments finis, le second concerne la validation expérimentale.

1. Simulation numérique par éléments finis de la détection des fissures par thermographie.

Cette étape comprend :

- Étude approfondie des mécanismes de génération de chaleur autour des fissures causant l'affaiblissement des structures. Ceci permettra d'aboutir à une bonne compréhension de la façon dont la chaleur est générée autour des fissures et transmise à l'environnement.
- Création d'un modèle numérique par éléments finis représentant la génération et la propagation de chaleur autour des fissures. Les mécanismes de génération de chaleur relatifs au frottement et à la déformation plastique seront représentés. L'excitation utilisée dans le modèle numérique représente une excitation mécanique pouvant être appliquée par l'intermédiaire d'un pot vibrant. La forme de l'excitation, en particulier son contenu fréquence, dépendra du comportement vibratoire du spécimen. Le choix de la méthode d'excitation mécanique semble être fait à priori en dépit d'autres techniques; ce choix sera justifié dans la section qui suit.
- Considérer une fissure de fatigue (et non pas une entaille) afin de donner un aspect plus réaliste à l'étude.

2. Validation expérimentale des simulations numériques

Cette étape comprend la réalisation de mesures expérimentales sur des spécimens simples afin de recalibrer et valider les modèles numériques. Les expériences consistent à appliquer à chacun des spécimens, par l'intermédiaire d'un pot vibrant, une excitation avec une forme et un contenu fréquentiel connus et à mesurer sa réponse thermique à l'aide d'une caméra thermique.

Jusqu'à présent, la majorité des sujets de recherche relatifs à la détection de défauts par thermographie ont traité de ses aspects qualitatifs. Ils ne sont pas orientés vers la modélisation de l'énergie thermique générée par un défaut quand une excitation mécanique est appliquée permettant de comprendre et de maîtriser les paramètres associés à la détection des défauts. Ceci aurait permis d'établir une stratégie appropriée pouvant être appliquée à différentes composantes mécaniques. D'un autre côté, le besoin de l'industrie d'établir des méthodes efficaces de détection de défauts moins coûteuses, pouvant être déployées en peu de temps avec la possibilité d'évaluer des pièces ayant de grandes dimensions doit être pris en compte. L'originalité des travaux proposés vient en premier du fait qu'ils se concentrent sur les aspects quantitatifs de la thermographie.

Ils concernent aussi:

- La création de modèles par éléments finis pour représenter la chaleur générée à la fois par frottement et par déformation plastique. La chaleur générée par frottement sera évaluée en fonction du déplacement relatif des deux lèvres de la fissure. Pour la chaleur due à la déformation plastique, un modèle représentant la plasticité cyclique doit être utilisé. Ces quantités de chaleur doivent servir ensuite comme input au problème de transfert de chaleur associé au processus de détection par thermographie.
- Le recalage des modèles par éléments finis est nécessaire pour valider leurs résultats. Le recalage structural sera tout d'abord basé sur les résultats des analyses modales par éléments finis puisque les caractéristiques vibratoires revêtent d'un intérêt particulier pour la définition des excitations vibratoires à appliquer aux différents spécimens. Le recalage thermique sera basé sur la comparaison des réponses thermiques. Les images thermiques expérimentales (prises avec une caméra infrarouge) seront comparées aux distributions de température obtenues par simulation numérique. Également, les évolutions de température numérique seront comparées aux évolutions expérimentales au voisinage de la fissure.
- L'association des analyses thermiques et structurelles. Le plus souvent, les études concernant l'utilisation de la thermographie et celles traitant des mécanismes de génération de la chaleur autour des défauts sont faites séparément. Certains auteurs

comme (Sakamoto, Shi et al. 2001) ont utilisé l'imagerie infrarouge comme technique de support lors de l'étude de la concentration de contraintes autour des fissures. Même pour l'étude de cas proposée par (Saha Chinmoy 2004) qui associe l'énergie générée par le frottement des deux faces de la fissure, il n'y avait pas de recalage du modèle par éléments finis par rapport aux résultats expérimentaux. Il n'y avait pas non plus de règles claires permettant de comparer les résultats expérimentaux et numériques.

- Éviter de se limiter à la tendance habituelle caractérisant les études de la thermographie: chercher si les défauts sont détectables ou non et à quelle profondeur. Ceci est faisable en rassemblant un savoir-faire pour établir un état de l'art décrivant la méthodologie à suivre pour une utilisation efficace de la thermographie lui permettant d'être appliquée facilement dans l'industrie.

CHAPITRE 2

MÉCANISMES DE GÉNÉRATION DE LA CHALEUR AUTOUR D'UNE FISSURE

2.1 Introduction

L'objectif de ce chapitre est de présenter les aspects théoriques des deux mécanismes de génération de chaleur impliqués dans le processus de détection des fissures par vibrothermographie, à savoir le frottement et la déformation plastique. Ces aspects théoriques seront repris au chapitre 4 lorsqu'il s'agira de proposer une modélisation par éléments finis de ces deux mécanismes.

Dans la première partie, un aperçu du mécanisme de frottement ainsi que des paramètres dont il dépend est donné. Ensuite, la puissance produite par frottement et la façon dont elle est dissipée ou consommée au voisinage de l'interface de frottement sont expliquées. Finalement, l'équation de la chaleur générée par frottement ainsi que l'explication des paramètres dont dépend l'élévation de la température à l'interface de frottement sont introduits.

La deuxième partie consacrée à l'échauffement par déformation plastique commence par l'introduction de l'équation de l'énergie de déformation plastique et la définition de sa fraction convertie en chaleur. La présentation de l'équation de Chaboche utilisée pour modéliser la plasticité cyclique passe par l'introduction des lois de durcissement isotrope et cinématique dont elle est la combinaison. Ainsi, l'élaboration des modèles d'écrouissage cinématique non linéaire et isotrope est expliquée avant d'aboutir au modèle de Chaboche.

2.2 La génération de la chaleur par frottement

2.2.1 Le mécanisme du frottement

Selon la norme ASTM G-40-05, la force de frottement est la force de résistance tangentielle à l'interface entre deux corps lorsque, sous l'action d'une force externe, l'un des corps se déplace ou tend à se déplacer par rapport à l'autre. Le frottement dépend des caractéristiques des surfaces de contact telles que la rugosité et la température ainsi que de la force normale appliquée et la vitesse relative entre les deux corps en contact. Le glissement entre les deux surfaces se produit lorsque la force tangentielle appliquée est capable de vaincre la force de frottement. Le rapport entre les forces tangentielle et normale s'appelle le coefficient de frottement. Le coefficient de frottement statique est généralement un peu plus grand que le coefficient de frottement dynamique, mais la différence n'est généralement pas très grande (Blau 1996).

2.2.2 L'élévation de température due au frottement

Lorsque la force de frottement F parcourt une distance x , une quantité d'énergie Fx est produite. Les lois de la thermodynamique stipulent, qu'à l'équilibre, l'énergie dans un système est égale à la somme de l'énergie accumulée et celle dissipée vers à l'environnement.

$$En_{syst} = En_{accumulée} + En_{dissipée} \quad (2.1)$$

La puissance produite par le frottement est égale au produit de la force de frottement et de la vitesse relative de glissement v . L'énergie générée par frottement est balancée à l'interface de frottement presque entièrement par dissipation, soit dans les faces de la fissure en contact ou bien par convection ou par radiation vers l'environnement (Bowden and Tabor 1967).

En général, autour de 5% de l'énergie générée par frottement est emmagasinée dans le matériau sous la forme de changements structuraux tels que les dislocations ou les

transformations de phase. La partie restante (autour de 95 %) est consommée pour former des particules d'usure ou pour propager les fissures de surface (Blau 1996). La partie restante de l'énergie de frottement provoque une augmentation locale de température à l'interface de frottement. Dans ce cas, deux types de température peuvent être distingués :

- La température localisée qui est la température maximale induite par frottement au niveau des aspérités.
- La température moyenne de la surface réchauffée par frottement.

Le frottement de plusieurs aspérités les unes contre les autres a pour effet de dissiper l'énergie de frottement généré dans l'interface causant le réchauffement d'une couche de matière proche de la surface. Ainsi, l'élévation de température à l'interface de frottement est exprimée en fonction de la chaleur totale générée Q donnée par (Blau 1996):

$$Q = \frac{\mu N v}{J} \quad (2.2)$$

où μ est le coefficient de frottement, N est la force normale appliquée, v est la vitesse de glissement et J est la constante qui représente l'équivalent mécanique de la température (4.186 J/cal).

Des modèles théoriques (Bowden and Tabor 1967; Blau 1996) ont été développés pour estimer l'élévation de température due au frottement pour différentes conditions. L'élévation de température due au frottement dépend des mêmes paramètres que le frottement en plus des propriétés thermiques des deux surfaces en contact. Ces modèles ont démontré que la température à l'interface augmente avec le chargement et la vitesse de glissement. Elle augmente aussi considérablement pour les matériaux ayant de faibles conductivités thermiques. De plus, il est évident que le temps auquel une surface est soumise à l'échauffement par frottement affecte l'élévation de sa température.

2.3 La génération de la chaleur par déformation plastique

2.3.1 L'énergie de déformation plastique convertie en chaleur

En principe, l'application d'une contrainte à un spécimen métallique a pour effet de déformer ce spécimen. Tant que la contrainte est inférieure à la limite élastique du matériau, la déformation produite se fait dans le domaine élastique et est réversible. Cependant, lorsque la contrainte appliquée dépasse la limite élastique, une déformation plastique irréversible se produit et le métal durcit. La force nécessaire pour déformer le métal augmente à mesure que la quantité de déformation plastique augmente. Lorsqu'un métal se déforme plastiquement, une quantité importante de chaleur est générée en particulier dans le cas d'une déformation très localisée. Les premières recherches sur la conversion de la déformation plastique en chaleur ont été réalisées par Farren et Taylor en 1925. Ce travail avant-gardiste a été motivé par une meilleure compréhension de l'écroutissage.

Farren et Taylor (Farren and Taylor 1925) ont montré que la proportion de l'énergie de déformation plastique convertie en chaleur peut être calculée à partir du rapport entre la température mesurée sur différentes éprouvettes métalliques déformées plastiquement et l'augmentation de température correspondant à la chaleur générée par la totalité du travail appliqué. L'application de chargements quasi-statiques a révélé que la portion du travail convertie en chaleur s'élève à 0,87 pour les échantillons d'acier et est constante pour les différentes étapes du chargement. Cette partie est généralement considérée dans la littérature comme une constante comprise entre 0,8 et 1 pour divers métaux (Rosakis, Rosakis et al. 2000). La partie restante de l'énergie de déformation plastique irréversible, connue sous le nom de l'énergie emmagasinée du travail à froid, est stockée sous forme d'énergie interne à travers la création et le réarrangement des défauts cristallins, en particulier les dislocations mais aussi les défauts ponctuels, et les défauts d'empilement. Depuis les travaux de Farren et Taylor, de nombreuses tentatives ont été faites pour mesurer la portion β de l'énergie de déformation plastique convertie en chaleur. Pour mesurer le coefficient β , (Mason, Rosakis et al. 1994) ont effectué plusieurs recherches basées sur l'application de chargements

dynamiques à différents taux de déformation afin de produire des déformations ayant des différents ordres de grandeur. Les résultats ont démontré que β peut avoir une forte dépendance de la déformation et de la vitesse de déformation. Afin de mieux comprendre le mécanisme de transfert de chaleur associé à l'échauffement par déformation plastique, (Rosakis, Rosakis et al. 2000) ont proposé l'utilisation de la première loi de la thermodynamique pour établir une équation d'énergie faisant intervenir β . La formulation suppose que la déformation totale peut être décomposée en une partie élastique et une partie plastique, et que la relation entre la contrainte et la déformation élastique est identique à celle relative à la thermoélasticité linéaire isotrope. Selon la loi linéaire de conduction de chaleur de Fourier, l'équation du bilan d'énergie dans des conditions relatives à un chargement uniaxial est donnée par (Rosakis, Rosakis et al. 2000) :

$$\rho c \dot{T}_{xx} + k T_{xx} = \beta \sigma \dot{\epsilon}^p - \alpha E T_{xx} \dot{\epsilon}^e \quad (2.3)$$

où T est la température absolue. σ , $\dot{\epsilon}^e$ et $\dot{\epsilon}^p$, qui sont des fonctions de l'abscisse x et du temps t , représentent la contrainte, le taux de variation de la déformation élastique et le taux de variation de la déformation plastique respectivement; les constantes ρ , c , k , α et E représentent respectivement la masse volumique, la chaleur spécifique, la conductivité thermique, le coefficient de dilatation thermique et module d'élasticité.

L'équation de l'équilibre énergétique peut être considérée comme une relation qui régit l'évolution de la température. Elle implique les contributions thermoélastique et thermoplastique à l'échauffement. Le terme $\dot{Q}^e = -\alpha E T_{xx} \dot{\epsilon}^e$ représente l'échauffement dû à la déformation élastique réversible. Le paramètre β représente la portion du travail associé à la déformation plastique $\dot{W}^p = \sigma \dot{\epsilon}^p$ converti en échauffement thermoplastique $\dot{Q}^p = \beta \sigma \dot{\epsilon}^p$, ce qui donne $\beta = \dot{Q}^p / \dot{W}^p$.

Si le processus de déformation est rapide, la génération de chaleur peut entraîner une augmentation importante de température et le processus peut être considéré comme adiabatique (Hodowany, Ravichandran et al. 2000). Ainsi, l'échauffement thermoélastique

est négligeable devant l'échauffement thermoplastique et l'équation du bilan d'énergie se simplifie en :

$$\rho c \dot{T}_{xx} + k T_{xx} = \beta \sigma \dot{\varepsilon}^p \quad (2.4)$$

En utilisant l'équivalent mécanique de la chaleur M (4,186 J / cal), le flux volumétrique spécifique induit dans le matériau est donné par :

$$\Phi = M \frac{\beta \dot{W}^p}{\rho} \quad (2.5)$$

Ainsi, dans des conditions adiabatiques, l'augmentation de la température due à la déformation plastique peut être calculée à partir de la contrainte et la vitesse de déformation plastique.

2.3.2 Modélisation de la plasticité cyclique

La simulation du processus d'inspection thermographique basé sur le chauffage par déformation plastique nécessite l'utilisation d'un modèle qui permet de décrire le phénomène de plasticité cyclique. À cet effet, le modèle par éléments finis élaboré, est basé sur le modèle de durcissement isotrope/cinématique combiné (Lemaitre and Chaboche 1994) appelé aussi le modèle de Chaboche.

Dans le cadre des travaux relatif à l'élastoplasticité, la déformation totale s'exprime comme la somme de la déformation élastique réversible ε^e et la déformation plastique irréversible ε^p :

$$\varepsilon = \varepsilon^e + \varepsilon^p \quad (2.6)$$

Le modèle est établi sur la base de variables observables, comme la déformation totale ε et de la température T ainsi que les variables internes ε^p et V_k . V_k est un paramètre qui représente

l'état de durcissement du matériau. L'énergie spécifique libre du métal déformée plastiquement est exprimée en fonction des variables observées et internes comme suit :

$$\Psi = \Psi(\varepsilon - \varepsilon^p, T, V_k) = \Psi(\varepsilon^e, T, V_k) \quad (2.7)$$

Le modèle de Chaboche est représentatif des faits expérimentaux observés et les processus microstructuraux associés sous une forme hiérarchique incluant deux différentes lois non linéaires de durcissement : la loi cinématique et la loi isotrope (Chaboche 1986). La loi cinématique stipule que l'écrouissage se produit dans la direction du déchargement lorsque la contrainte au point de déchargement est égale au double de la limite d'élasticité. En revanche, la loi isotrope prédit que l'écrouissage se produit lorsque la contrainte dans la direction de déchargement atteint le double de sa valeur avant le point de déchargement (Dowling 1993).

En combinant ces deux différentes lois d'écrouissage, le modèle résultant peut surmonter les insuffisances liées à certains aspects de la plasticité cyclique lorsqu'elles sont utilisées séparément (Chaboche 1986; Chaboche 1989). (Chaboche 1986; Chaboche 1989; Lemaitre and Chaboche 1994). La loi d'écrouissage cinématique non linéaire est utilisée pour représenter certaines caractéristiques propres à la plasticité cyclique comme l'effet Bauschinger, l'effet de cliquet et l'effet de relaxation de la contrainte moyenne. La loi d'écrouissage isotrope, quant à elle, est utilisée pour décrire le durcissement ou l'adoucissement cyclique. La variable de la mémoire de déformation (strain memory variable) est introduite afin de décrire l'influence de la plage de déformation plastique sur la réponse cyclique stabilisée.

2.3.3 Le critère de plasticité

La plasticité est représentée par un critère qui est une généralisation de la définition du domaine élastique dans le cas d'un chargement uni-axial au cas d'un chargement multi axial. Dans le cas d'un chargement uni-axial, la frontière du domaine plastique est définie par l'intermédiaire de la limite élastique σ_s . Ce critère de plasticité définit l'espace des

contraintes à l'intérieur duquel toute variation de contraintes ne génère que des variations des déformations élastiques. L'équation représentant la frontière du domaine élastique comprend toutes les composantes du tenseur de contraintes ainsi que la limite élastique σ_s en tant que variable d'écroutissage:

$$f(\sigma_{ij}, \sigma_s) = 0 \quad (2.8)$$

σ_{ij} est le tenseur de contraintes défini par :

$$\sigma_{ij} = \begin{bmatrix} \sigma_{11} & \sigma_{12} & \sigma_{13} \\ \sigma_{21} & \sigma_{22} & \sigma_{23} \\ \sigma_{31} & \sigma_{32} & \sigma_{33} \end{bmatrix} \quad (2.9)$$

La condition d'isotropie nécessite que la frontière du domaine élastique soit invariante dans le cas d'un changement d'axe. Par conséquent, la fonction f dépend des trois invariants du tenseur de contraintes : σ_I , σ_{II} et σ_{III} :

$$f(\sigma_I, \sigma_{II}, \sigma_{III}, \sigma_s) = 0 \quad (2.10)$$

Les trois invariants σ_I , σ_{II} et σ_{III} sont définis par :

$$\sigma_I = Tr(\sigma_{ij}) \quad (2.11)$$

$$\sigma_{II} = \frac{1}{2} Tr(\sigma_{ij}\sigma_{ij}) \quad (2.12)$$

$$\sigma_{III} = \frac{1}{3} Tr(\sigma_{ij}\sigma_{jk}\sigma_{kl}) \quad (2.13)$$

où Tr désigne la trace d'une matrice.

Pour les métaux, il est suffisant d'utiliser le tenseur déviateur des contraintes défini par :

$$\sigma'_{ij} = \sigma_{ij} - \frac{1}{3} \sigma_{kk} \delta_{ij} \quad (k=1,2,3) \quad (2.14)$$

où δ_{ij} représente le symbole de Kronecker.

Dans le cas isotrope, l'équation représentant la frontière du domaine élastique est exprimée en terme des invariants de σ' notés S_{II} et S_{III} :

$$f(S_{II}, S_{III}, \sigma_s) = 0 \quad (2.15)$$

Les invariants homogènes J_2 et J_3 peuvent aussi être utilisés, ils sont donnés par :

$$J_2(\sigma) = (3S_{II})^{1/2} = \left(\frac{3}{2} \sigma'_{ij} \sigma'_{ij} \right)^{1/2} \quad (2.16)$$

$$J_3(\sigma) = \left(\frac{27}{2} S_{III} \right)^{1/3} = \left(\frac{3}{2} \sigma'_{ij} \sigma'_{jk} \sigma'_{kl} \right)^{1/3} \quad (2.17)$$

Dans le cas d'un état de contraintes en traction pure, le critère isotrope de Von Mises est exprimé comme suit:

$$f(S_{II}, \sigma_s) = S_{II} - \frac{1}{3} \sigma_s^2 = 0 \quad (2.18)$$

Sinon en fonction de la contrainte équivalente $\sigma_{eq} = J_2(\sigma)$:

$$f = \sigma_{eq} - \sigma_s = 0 \quad (2.19)$$

Le découplage entre le comportement élastique et l'érouissage consiste à écrire l'énergie libre sous la forme:

$$\Psi = \Psi_e(\varepsilon^e, T) + \Psi_p(p, \alpha, T) \quad (2.20)$$

où p est la déformation plastique cumulée définie par:

$$p = \int_0^t \left[\frac{2}{3} \dot{\varepsilon}^p(\tau) : \dot{\varepsilon}^p(\tau) \right]^{1/2} d\tau \quad (2.21)$$

α est une variable cinématique, et dans le cas du modèle cinématique linéaire, ε^p est souvent utilisée comme une variable cinématique.

2.3.4 Le modèle d'érouissage cinématique non linéaire

L'érouissage cinématique correspond à une translation de la surface de charge. Une variable d'érouissage X de nature tensorielle appelée (the back stress tensor) sert à repérer la position de la surface de chargement. Dans ce cas, la frontière de la limite élastique est définie par :

$$f = f(\sigma - \mathbf{X}) - k \quad (2.22)$$

où k représente la limite élastique.

La fonction f_y dépend uniquement des invariants J_2 et J_3 des parties déviatoriques de σ et \mathbf{X} . La variable d'érouissage X de nature tensorielle (*back stress tensor*) est obtenue à partir de l'énergie libre Ψ en utilisant la relation:

$$\mathbf{X} = \rho \left(\frac{\partial \Psi}{\partial \alpha} \right) \quad (2.23)$$

où ρ représente la densité.

La formulation de Prager exprime \mathbf{X} comme étant une fonction linéaire de la variable d'écrouissage ε^p (Lemaitre and Chaboche 1994) :

$$\mathbf{X} = C_0 \varepsilon^p \quad (2.24)$$

où C_0 est une constante.

Le durcissement cinématique non linéaire est défini à partir de la formulation linéaire de Prager en incluant un terme de rappel. Par conséquent, la variable d'écrouissage \mathbf{X} est exprimée comme étant une fonction de la vitesse de déformation plastique $d\varepsilon^p$ et de l'incrément de la déformation plastique accumulée dp :

$$d\mathbf{X} = \frac{2}{3} C d\varepsilon^p - \gamma \mathbf{X} dp \quad (2.25)$$

Les coefficients C et γ sont obtenus expérimentalement à partir d'un essai de traction. Ils représentent respectivement le module initial d'écrouissage cinématique et le taux auquel le module d'écrouissage cinématique varie en fonction de la déformation plastique.

2.3.5 Le modèle isotrope

L'écrouissage isotrope correspond à une extension uniforme de la surface définissant la limite élastique initiale. Pour un chargement cyclique, l'extension est lente et peut se faire soit de façon croissante (cas d'un durcissement cyclique) ou de façon décroissante (cas d'un adoucissement cyclique). L'écrouissage isotrope est décrit en fonction de la déformation plastique cumulée p et d'une variable isotrope associée R qui représente l'évolution (augmentation ou diminution) de la taille du domaine élastique défini comme suit :

$$R = \rho \left(\frac{\partial \Psi}{\partial p} \right) \quad (2.26)$$

Comme exprimé par la formulation de Prandtl-Reuss (Lemaitre and Chaboche 1994), la surface de charge est définie par :

$$f = f_y(\sigma) - \Gamma(R) \quad (2.27)$$

Dans ce cas, f_y ne dépend que des invariants J_2 et J_3 du tenseur de contrainte déviatorique. Γ est une fonction qui introduit l'écrouissage à travers la relation entre la variable isotrope R et la déformation plastique cumulée p . L'équation d'évolution du paramètre R est similaire à celle utilisée dans le cas de l'écrouissage cinématique :

$$dR = b(Q - R)dp \quad (2.28)$$

où Q représente la limite de durcissement / adoucissement correspondant au cycle stabilisé et b représente le taux de variation de la zone élastique en fonction de la déformation plastique.

2.3.6 Le modèle de Chaboche

Le modèle de Chaboche superpose la loi d'écrouissage cinématique non linéaire à la loi isotrope, ce qui entraîne une modification du domaine élastique par translation et expansion uniforme. En utilisant le critère d'élasticité de Von Mises et une fonction du second invariant J_2 , le domaine plastique est défini par :

$$f = J_2(\sigma - \mathbf{X}) - R - k \leq 0 \quad (2.29)$$

où k représente la limite élastique initiale en tension et $J_2(\sigma - \mathbf{X})$ est le second invariant de $(\sigma - \mathbf{X})$ défini par :

$$J_2(\sigma - \mathbf{X}) = \sqrt{\frac{3}{2}(\sigma' - X')(\sigma' - X')} \quad (2.30)$$

2.4 Conclusion

Dans ce chapitre, les aspects théoriques des deux mécanismes de génération de chaleur impliqués dans le processus de détection des fissures par vibrothermographie sont présentés.

La première partie, relative à l'échauffement par frottement, est consacrée à la présentation :

- Du mécanisme de frottement ainsi que des paramètres dont il dépend,
- De l'équation de la puissance produite par frottement et la façon dont elle est dissipée ou consommée au voisinage de l'interface de frottement,
- De l'équation de la chaleur générée par frottement,
- De l'explication des paramètres dont dépend l'élévation de la température à l'interface de frottement.

La deuxième partie, consacrée à l'échauffement par déformation, est consacrée à la présentation :

- De l'équation de l'énergie de déformation plastique,
- De la définition de la fraction de l'énergie de déformation plastique convertie en chaleur,
- Des lois de durcissement isotrope et cinématique,
- De l'équation du modèle de Chaboche, utilisée pour modéliser la plasticité cyclique.

CHAPITRE 3

SIMULATION PAR ÉLÉMENTS FINIS DE LA DÉTECTION DE FISSURES PAR VIBROTHERMOGRAPHIE

3.1 Introduction

Ce chapitre est consacré à la présentation de la démarche de modélisation du processus d'inspection par vibrothermographie destiné à détecter des fissures de fatigue dans des spécimens métalliques. Deux formes de spécimen sont considérées. Il est important de noter, à priori, que les géométries des spécimens ainsi que les positions des fissures sont choisies de telle sorte à favoriser la prépondérance de l'un ou de l'autre des deux mécanismes (frottement ou déformation plastique) responsables de la génération de chaleur autour des fissures. Dans un premier temps, des analyses modales par éléments finis sont exécutées afin d'identifier les fréquences naturelles devant servir à définir les excitations vibratoires à appliquer aux différents spécimens. Des modèles thermomécaniques couplés par éléments finis comportant des descriptions des mécanismes de génération de chaleur sont ensuite construits. Ces modèles permettent, en premier lieu, d'identifier les fréquences naturelles actives i.e. celles pour lesquelles de la chaleur est générée autour des fissures. Ces modèles permettent aussi de comprendre la façon dont la température autour de la fissure évolue mais surtout de démontrer le caractère non destructif de cette méthode de détection.

3.2 Géométries des spécimens utilisés

3.2.1 Spécimens pour étudier l'échauffement par frottement

Les spécimens utilisés pour étudier la vibrothermographie basée sur l'échauffement par frottement sont des spécimens dits 'compacts de tension', faits en acier du type AISI-O1 dont la forme et les dimensions sont décrites par la norme ASTM E399-05. Un spécimen 'compact de tension' est un type particulier de spécimen pouvant être monté sur une machine

de fatigue afin d'y faire propager une fissure. Les spécimens 'compacts de tension' sont généralement destinés à l'étude des phénomènes de fissuration et de fatigue.

Chaque spécimen a une longueur, une largeur et une épaisseur de 143, 137 et 2.7 mm respectivement. Au total, cinq spécimens ayant des fissures de 0.1, 1, 2, 3 et 4 mm de longueur sont utilisés. La Figure 3-1 montre une représentation schématique incluant les dimensions d'un spécimen. Elle montre aussi, par un cercle de couleur noire, un trou de 4 mm de diamètre servant à visser chacun des spécimens sur la tête du pot vibrant. La Figure 3-2 montre un dessin schématique du montage du spécimen compact de tension sur la tête du pot vibrant.

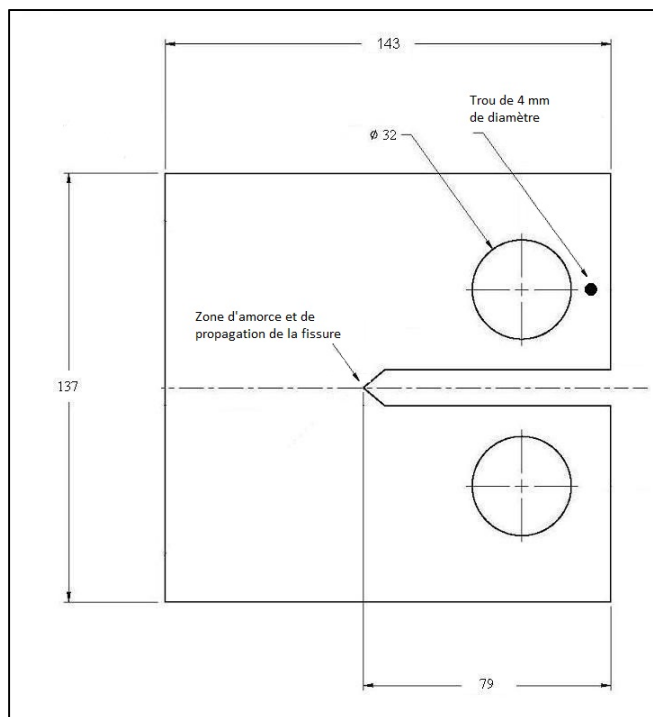


Figure 3-1 Dessin schématique du spécimen compact de tension (dimensions en mm)

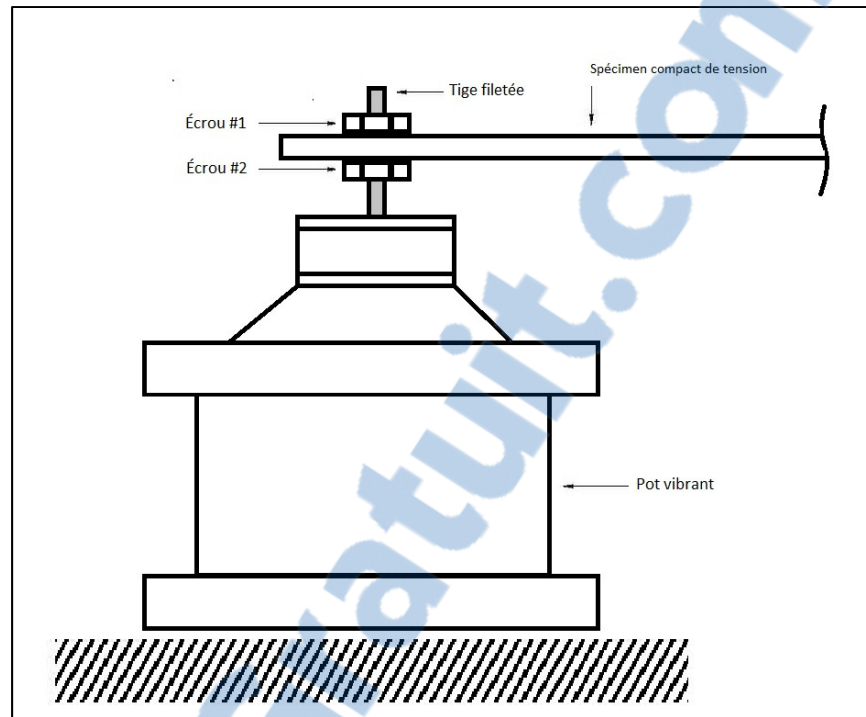


Figure 3-2 Montage du spécimen compact de tension sur la tête du pot vibrant

3.2.2 Spécimens pour étudier l'échauffement par déformation plastique

Les spécimens utilisés dans le cas de la vibrothermographie basée sur l'échauffement par déformation plastique sont des poutres de section rectangulaire faites en aluminium 2024-T3. Le matériau est différent de celui utilisé dans le cas de l'échauffement par frottement pour raison de disponibilité.

Chaque spécimen a une longueur, une largeur et une épaisseur de 299, 38 et 3.2 mm respectivement. Trois spécimens ayant des fissures de fatigue de 1, 2 et 4 mm de longueur sont utilisés. La Figure 3-3 montre une représentation schématique incluant les dimensions d'un spécimen. Comme il sera expliqué au CHAPITRE 4, l'entaille située à 76 mm de l'extrémité de la poutre sert à propager une fissure de fatigue dans le spécimen.

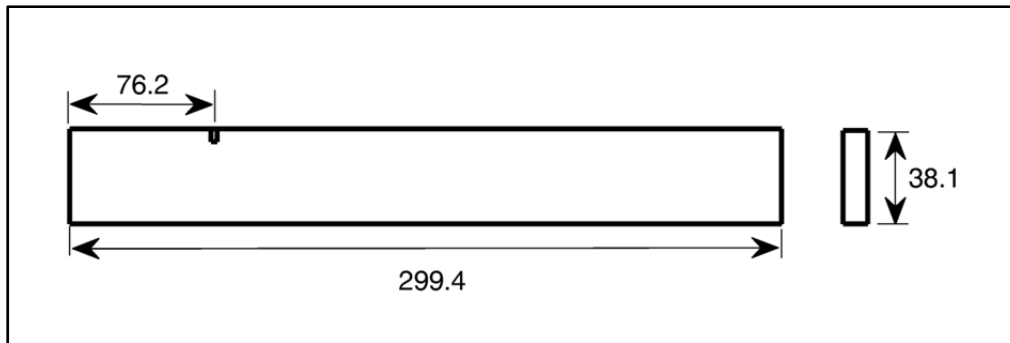


Figure 3-3 Dessin schématique du spécimen sous forme de poutre (dimensions en mm)

3.3 Analyses modales par éléments finis

Il est bien établi qu'un spécimen prend une amplitude maximale de vibration lorsqu'il est excité à l'une de ses fréquences naturelles. Par conséquent, l'hypothèse de cette étude repose sur l'idée que l'échauffement, au niveau de la fissure, soit maximal lorsque la fréquence d'excitation sera très proche ou égale à l'une des fréquences naturelles du spécimen étudié. Un modèle structural par éléments finis est donc construit pour chaque spécimen afin de produire des analyses modales numériques servant à prédire les différentes fréquences naturelles et à visualiser les déformées modales associées. Les résultats de ces analyses modales serviront à définir les fréquences des excitations harmoniques à appliquer aux différents spécimens afin de déceler les fréquences actives parmi elles i.e. celles auxquelles de la chaleur est générée au voisinage de la fissure.

L'élément hexaédrique Hex8 appartenant au logiciel d'éléments finis MSC-Marc® est utilisé pour modéliser les deux spécimens. Cet élément à 8 nœuds possède 3 degrés de liberté en translation par nœud. Les propriétés physiques de l'acier du type AISI-O1 sont données au Tableau 3-1.

Tableau 3-1 Caractéristiques physiques de l'acier AISI-O1

Caractéristiques structurales	
Densité ρ (kg/m ³)	7830
Module d'élasticité E (GPa)	214
Limite élastique (GPa)	1.5
Coefficient de poisson ν	0.3
Coefficient de frottement μ	0.78 (Blau 1996)
Caractéristiques thermiques	
Conductivité thermique (W/m °C)	60.5
Capacité thermique (J/kg °C)	434

Les conditions aux frontières appliquées au spécimen compact de tension sont indiquées par une flèche rouge sur la Figure 3-4. Elles sont telles que les déplacements en translation des nœuds autour du point de montage sur le pot vibrant sont bloqués.

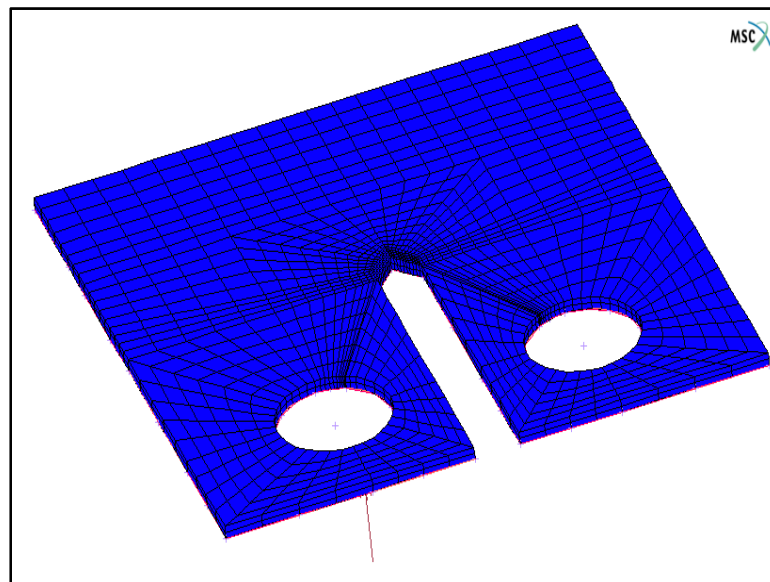


Figure 3-4 Conditions aux frontières appliquées au spécimen compact de tension

Les fréquences naturelles du spécimen compact de tension dans l'intervalle allant de 0 à 1000 Hz sont résumées au Tableau 3-2.

Tableau 3-2 Fréquences naturelles du spécimen compact de tension

Ordre	Fréquence (Hz)
1	64
2	101
3	237
4	258
5	737
6	821

Les déformées modales correspondant à la fréquence de 63 Hz et à celle de 237 Hz, telles que calculées par le modèle EF, sont représentées à la Figure 3-5 et à la Figure 3-6 respectivement. Comme il sera présenté au chapitre 4, ces deux modes sont associés à des fréquences actives.

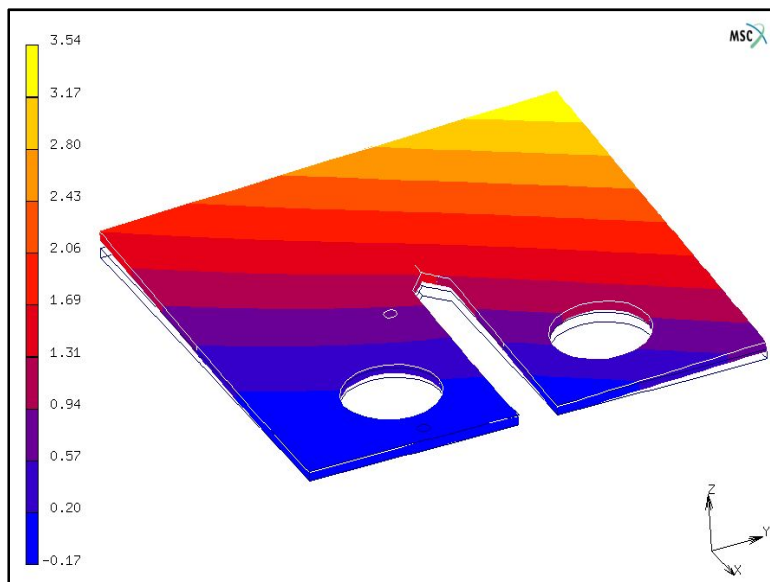


Figure 3-5 Spécimen compact de tension, déformée modale à 63 Hz

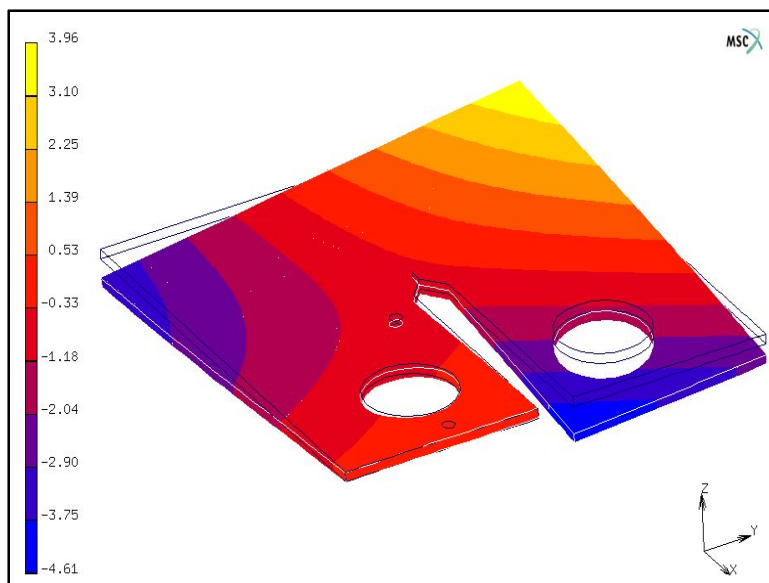


Figure 3-6 Spécimen compact de tension, déformée modale à 237 Hz

Les propriétés physiques de l'aluminium 2024-T3 constituant le spécimen sous forme de poutre sont données au

Tableau 3-3.

Tel qu'il sera montré au chapitre 4, le spécimen sous forme de poutre est encastré par l'intermédiaire d'un dispositif de fixation monté sur la tête du pot vibrant. Les conditions aux frontières sont telles que les déplacements en translation des nœuds appartenant à la région encastrée sont bloqués. Les fréquences naturelles du spécimen sous forme de poutre dans l'intervalle de 0 à 2000 Hz sont données au

Tableau 3-4.

Tableau 3-3 Propriétés physiques de l'aluminium 2024-T3

Propriétés structurales (www.matweb.com)	
Densité (kg/m ³) ρ_d	2780
Module d'élasticité (GPa) E	73.1
Limite élastique (MPa)	345
Coefficient de poisson ν	0.33
Coefficient de frottement μ	1.4
Fraction du travail de déformation plastique convertie en chaleur β	0.85
Coefficients du modèle de Chaboche (Zhao and Lee 2001)	
Limite élastique initiale (MPa) σ_0	345
Coefficient Q (MPa)	142
Coefficient b	7.094
Coefficient C (MPa)	7019
Coefficient γ	118.6
Propriétés thermiques (www.matweb.com)	
Conductivité thermique (W/m °C)	121
Capacité thermique (J/kg °C)	875

Tableau 3-4 Les fréquences naturelles du spécimen sous forme de poutre

Mode	Fréquence (Hz)	Description de la déformée
1	34	Flexion
2	212	Flexion
3	463	Torsion
4	593	Flexion
5	1331	Flexion
6	1388	Torsion
7	1922	Flexion

De même que pour les spécimens compacts de tension, les fréquences données au Tableau 3-4 serviront à définir les excitations vibratoires harmoniques à appliquer à chacun des spécimens sous forme de poutre. Comme il sera présenté au chapitre 4, un accroissement de température est noté proche du deuxième mode correspondant à la fréquence active de 212 Hz. La déformée modale associée à cette fréquence est montrée à la Figure 3-7.

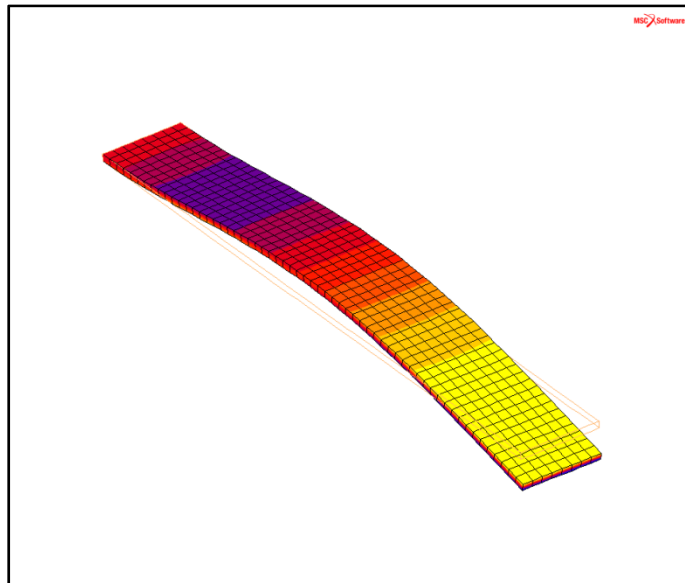


Figure 3-7 La déformée modale à 212 Hz

3.4 Modélisation par éléments finis de la vibrothermographie

La modélisation par éléments finis du processus d'inspection thermographique a été produite en utilisant le logiciel MSC-Marc[®] qui possède la capacité d'effectuer des analyses thermomécaniques couplées. Dans notre cas, le couplage thermomécanique se produit à travers la génération de chaleur causée par la conversion irréversible de l'énergie mécanique en énergie thermique. L'énergie mécanique convertie sert d'entrée au problème de transfert thermique. La résolution des deux problèmes dans les domaines mécanique et thermique est produite simultanément, i.e. deux analyses sont effectuées en parallèle.

3.4.1 Modélisation numérique de l'échauffement par frottement

Le modèle de Coulomb est employé pour représenter le frottement entre les lèvres de la fissure. En termes de forces nodales, ce modèle est décrit par (MSC-Software-Corporation 2004) :

$$\|f_t\| < \mu f_n \text{ (En cas d'absence de déplacement relatif)} \quad (3.1)$$

$$\|f_t\| = -\mu f_n t_v \text{ (En cas de déplacement relatif)} \quad (3.2)$$

où

f_t est la force tangentielle de frottement,

f_n est la force normale de frottement,

μ est le coefficient de frottement.

$$t_v = \frac{v_r}{\|v_r\|} \quad (3.3)$$

où t_v est le vecteur tangentiel unitaire dans la direction de la vitesse relative v_r , définie par (MSC-Software-Corporation 2004).

Puisque la discontinuité du modèle de frottement de Coulomb peut facilement causer des difficultés lors d'une résolution numérique, une bonne approximation de la fonction 'échelon' le représentant est un modèle basé sur la fonction 'arc tangente' ne présentant aucune discontinuité. Étant fonction de la vitesse relative de glissement, cette approximation est une idéalisation du caractère non linéaire du frottement. Le modèle 'arc tangente', qui est facile à implémenter numériquement, est défini par (MSC-Software-Corporation 2004) :

$$f_t = -\mu f_n \frac{2}{\pi} \arctan\left(\frac{\|v_r\|}{RVCNST}\right) t \quad (3.4)$$

où la constante RVCNST est la valeur au dessous de laquelle aucun mouvement relatif entre les surfaces en contact ne se produit. Il est recommandé (MSC-Software-Corporation 2004) que cette valeur soit comprise entre 1 et 10 % de la vitesse relative $\|v_r\|$. La Figure 3-8 montre une représentation graphique du modèle ‘arc tangente’.

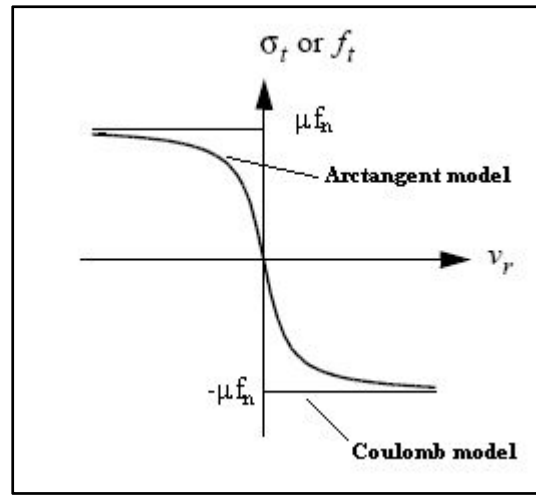


Figure 3-8 Le modèle arc tangente

Par conséquent du modèle arc tangente, les nœuds appartenant aux surfaces en contact sont toujours en glissement. À part les impératifs numériques, cette conséquence possède un fondement physique. En effet, la déformation élasto-plastique des aspérités à l'échelle microscopique, appelée soudage à froid ou micro soudure produit un frottement des surfaces en contact non linéaire et non réparti de façon uniforme (MSC-Software-Corporation 2004).

Afin de préparer l'analyse couplée, l'élément solide thermomécanique Hex8 est utilisé afin de produire une modélisation du spécimen compact de tension. Le modèle par éléments finis est basé sur l'approche des ‘corps en contact’ (contact body approach) puisque la nature physique du phénomène de frottement exige la modélisation du contact entre les deux faces de la fissure. En utilisant des éléments solides thermomécaniques de contact, le spécimen est modélisé en deux parties symétriques selon un axe longitudinal se trouvant le long de la fissure. Les nœuds se trouvant à l'interface entre les deux moitiés sont reliés à l'exception de ceux appartenant aux lèvres de la fissure. Le modèle par éléments finis représentant le

processus de détection thermographique inclut aussi bien le phénomène de frottement que le phénomène de génération et de transfert de chaleur au voisinage de la fissure.

Puisque l'intérêt de cette analyse est de donner une description aussi précise que possible de la génération de la chaleur due au frottement et de son transfert dans le spécimen, un maillage détaillé autour de la fissure est appliqué (Reddy 2006). La taille des éléments associés est déterminée par une étude de convergence. En dehors de la zone de la fissure, la densité du maillage croît progressivement jusqu'aux frontières du spécimen. La Figure 3-9 représente le maillage au voisinage de la fissure. Les propriétés thermiques du matériau utilisées dans le modèle sont données au Tableau 3-1.

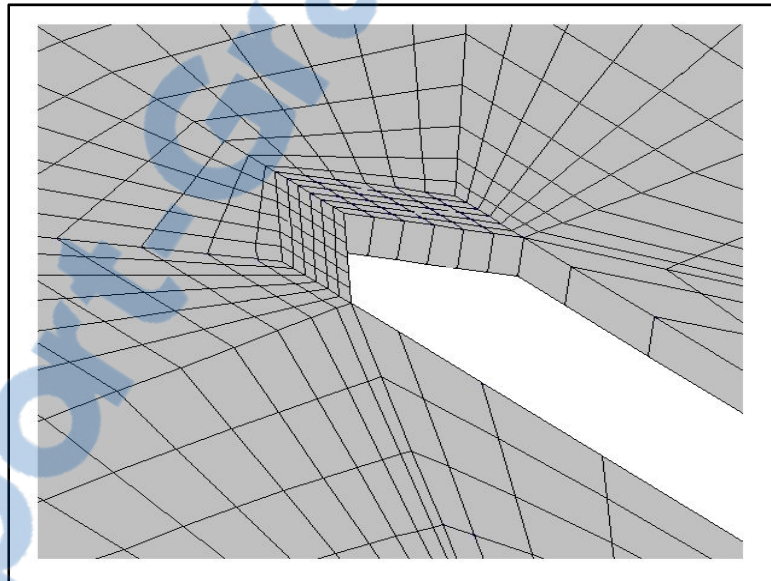


Figure 3-9 Maillage au voisinage de la fissure

L'amplitude du déplacement appliqué est de 3.5 mm pour l'excitation à 63 Hz et de 0.54 mm pour celle à 192 Hz. Comme il sera indiqué au chapitre 4, ces amplitudes sont mesurées à l'aide d'un accéléromètre intégré à la tête du pot vibrant. La durée de la simulation est choisie égale à celle du test expérimental. Le pas d'intégration utilisé est fonction de la fréquence d'excitation, il est calculé en utilisant l'équation suivante (MSC-Software-Corporation 2004):

$$\Delta t = \frac{1}{15 * f} \quad (3.5)$$

Les pertes thermiques par convection impliquent le phénomène d'échange thermique associé au processus de détection par vibrothermographie puisque toutes les faces du spécimen inspecté sont en contact avec l'air ambiant. Un coefficient de convection de $10 \text{ Wm}^{-2}\text{C}^{-1}$ est choisi (Holman 1972). Une température initiale de $21 \text{ }^\circ\text{C}$ est considérée.

3.4.2 Modélisation numérique de l'échauffement par déformation plastique

De même que pour la modélisation de l'échauffement par frottement, l'élément hexaédrique thermomécanique Hex8 appartenant au logiciel d'éléments finis MSC-Marc[®] est utilisé pour modéliser le spécimen. Afin d'évaluer la contribution de mécanismes de génération de chaleur autres que celui associé à la déformation plastique dans le processus d'inspection thermographique, la conversion de l'énergie de frottement en chaleur est aussi incluse dans le modèle. Également, un maillage détaillé est appliqué uniquement autour de la fissure. Ensuite, la densité du maillage croît progressivement jusqu'aux frontières du spécimen. La Figure 3-10 représente le maillage au voisinage de la fissure. Les propriétés structurales et thermiques du matériau utilisées dans le modèle sont données au

Tableau 3-3.

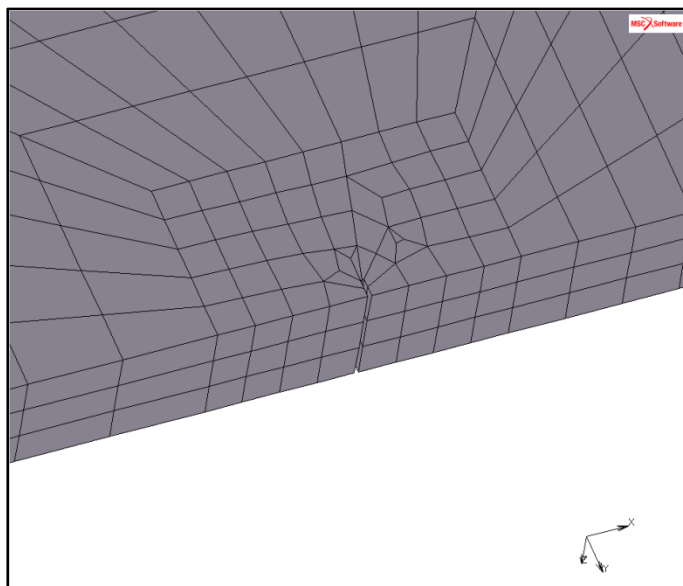


Figure 3-10 Maillage au voisinage de la fissure

Un déplacement sinusoïdal à la fréquence de 212 Hz ayant une amplitude de 0.35 mm est appliqué au modèle de la poutre afin de représenter le déplacement de la tête du pot vibrant. La durée de la simulation est de 1 s. Un pas de temps approprié est choisi en fonction de la fréquence d'excitation. Puisque toutes les faces du spécimen sont exposées à l'air ambiant, les pertes par convection sont représentées dans le modèle, un coefficient de convection de $10 \text{ W m}^{-2}\text{C}^{-1}$ est utilisé (Holman 1972). Une température initiale de 21 °C est également considérée.

3.5 Résultats des simulations numériques

3.5.1 Vibrothermographie basée sur l'échauffement par frottement

La Figure 3-11 et la Figure 3-12 montrent les distributions numériques de température à $t=1$ s pour le spécimen compact de tension ayant une fissure de 4 mm et ce, à 63 et à 192 Hz, respectivement. Les simulations révèlent un accroissement de température dans le cas des deux excitations. Ces accroissements sont localisés autour de la fissure, celui associé à la fréquence d'excitation de 192 Hz est le plus important.

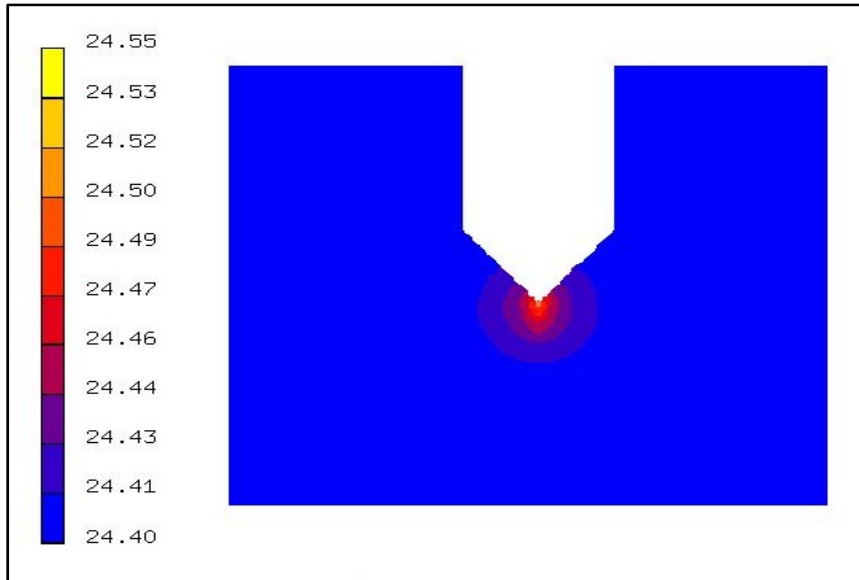


Figure 3-11 Distribution numérique de température en °C à 63 Hz

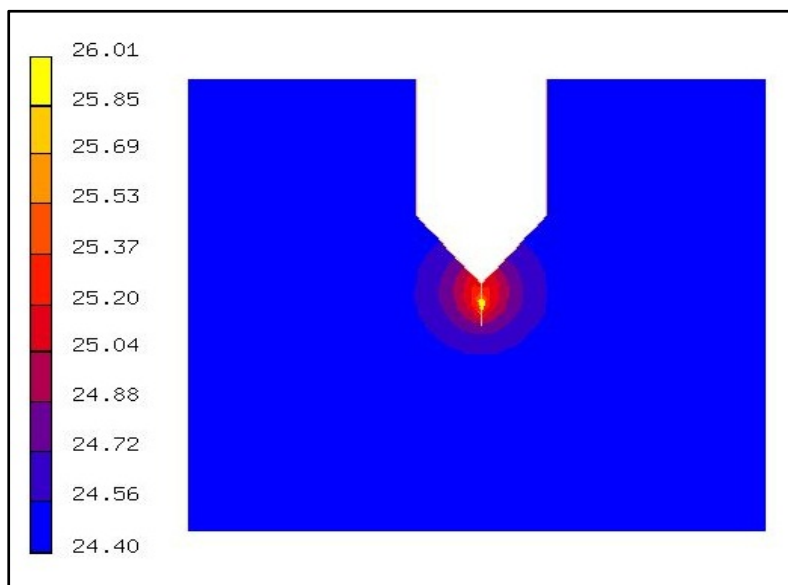


Figure 3-12 Distribution numérique de température en °C à 192 Hz

La Figure 3-13 montre les courbes numériques de la variation de la température à la pointe de la fissure en fonction du temps et ce pour les excitations à 63 et à 192 Hz.

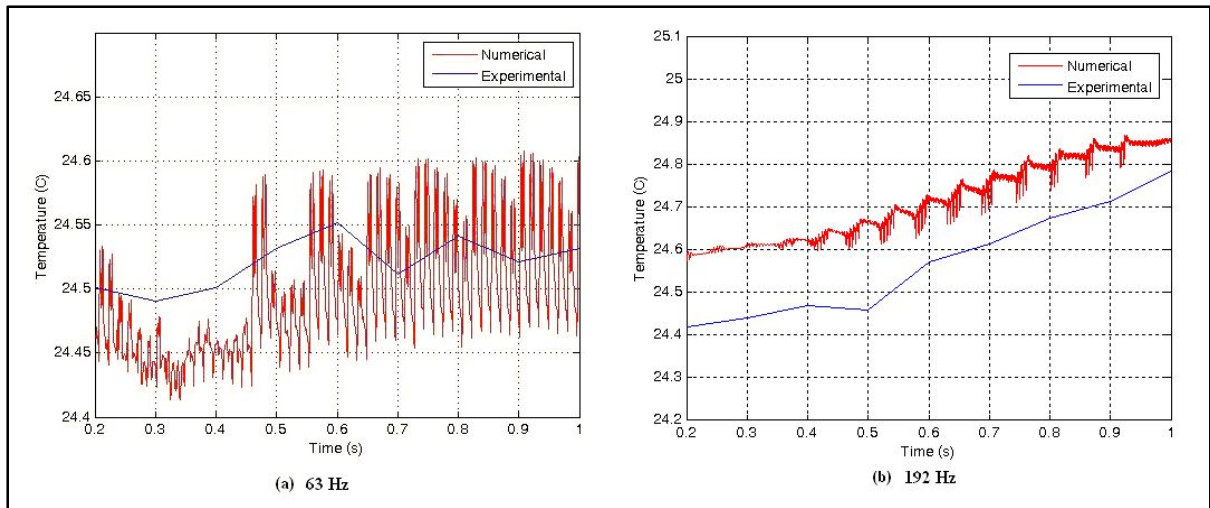


Figure 3-13 Courbes de variations de la température, 63 Hz (a) et 192 Hz (b)

Les données numériques sont détaillées et donnent une description précise des fluctuations locales de la température autour de la fissure. Elles aident donc à mieux comprendre et visualiser ces fluctuations telles qu'observées sur les images thermiques 'en direct' (live) obtenues à l'aide de la caméra infrarouge. La façon dont la chaleur est générée à l'interface de la fissure dépend de la fréquence d'excitation appliquée. En effet, à l'application de l'excitation à 63 Hz, un accroissement de la température à l'interface de la fissure est noté, ensuite la température se met à fluctuer, selon la fréquence d'excitation, sans dépasser une certaine limite. Pour l'excitation à 192 Hz, la température fluctue selon la fréquence d'excitation tout en marquant un accroissement progressif.

La Figure 3-14 montre les transformées de Fourier de la réponse thermique numérique à 63 et à 192 Hz. Pour l'excitation à 192 Hz, la température à l'interface de la fissure croît progressivement mais la pointe de la fissure apparaît comme s'éclaircit et s'assombrit d'une façon périodique. Ce phénomène peut mieux être observé sur la courbe de la variation de la température en fonction du temps. La température croît avec de légères fluctuations selon la fréquence d'excitation. En même temps, cette évolution périodique est modulée par une plus petite fréquence comme il est montré à la Figure 3-14 (b). Tel que décrit dans (Ouahabi, Thomas et al. 2006), l'apparition des harmoniques ainsi que la modulation est causée par les non linéarités induites par la présence de la fissure.

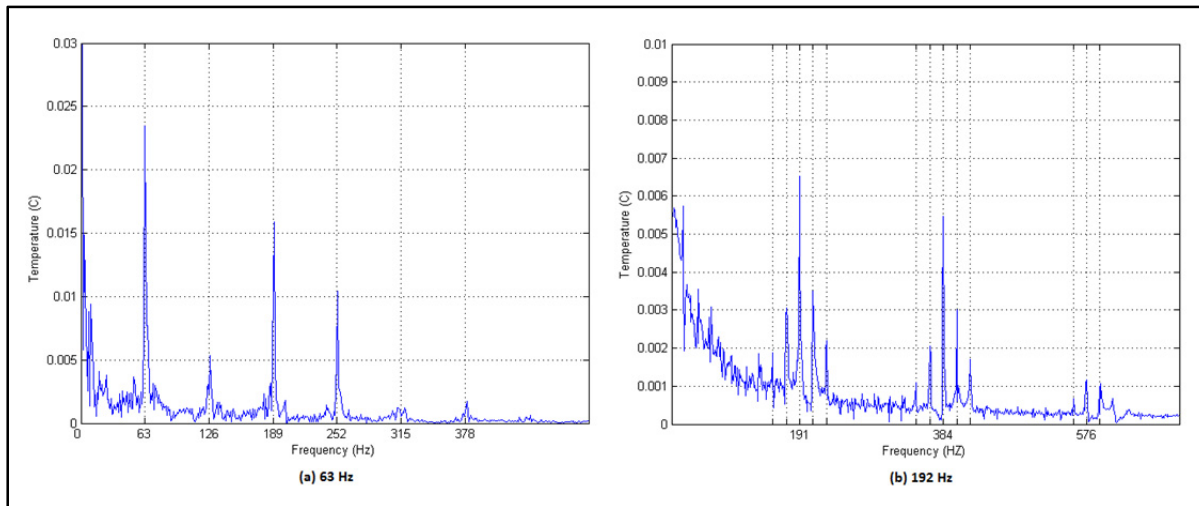


Figure 3-14 Transformées de Fourier de la variation de la température

La Figure 3-15 montre la distribution de la contrainte de Von Mises dans le spécimen compact de tension ayant une fissure de 4 mm de longueur et ce pour les excitations à 63 et à 192 Hz. La contrainte appliquée à 63 Hz est plus élevée que celle appliquée à 192 Hz puisque l'amplitude du déplacement à 63 Hz est plus élevée. La contrainte maximale de Von Mises calculée dans les deux cas est inférieure à la limite élastique du matériau constituant les spécimens (1.5 GPa), montrant que le frottement est le seul phénomène physique qui contribue à l'échauffement au niveau de fissure, ce qui confirme le caractère non destructif du test.

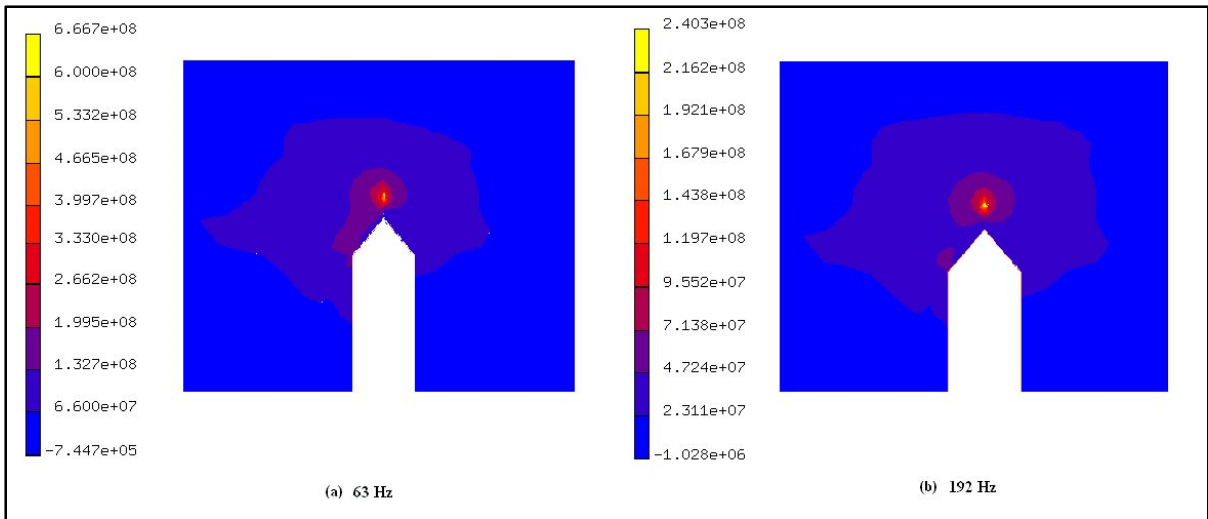


Figure 3-15 La distribution de la contrainte de Von Mises en MPa, 63 Hz (a) et 192 Hz (b)

3.5.2 Thermographie basée sur l'échauffement par déformation plastique

La distribution numérique de température à $t = 1$ s du spécimen sous forme de poutre avec une fissure de 4 mm de longueur est montrée à la Figure 3-16. La simulation révèle un accroissement de température localisé autour de la fissure.

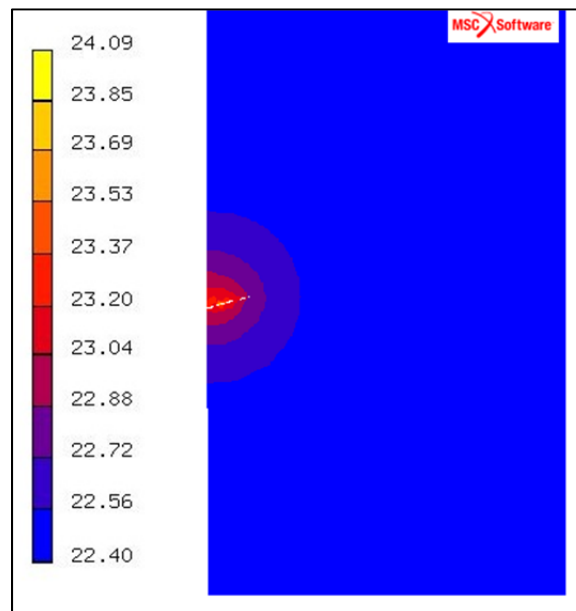


Figure 3-16 Distribution numérique de température en °C à $t=1s$, spécimen sous forme de poutre

La courbe numérique de l'évolution de la température à la pointe de la fissure est représentée à la Figure 3-17.

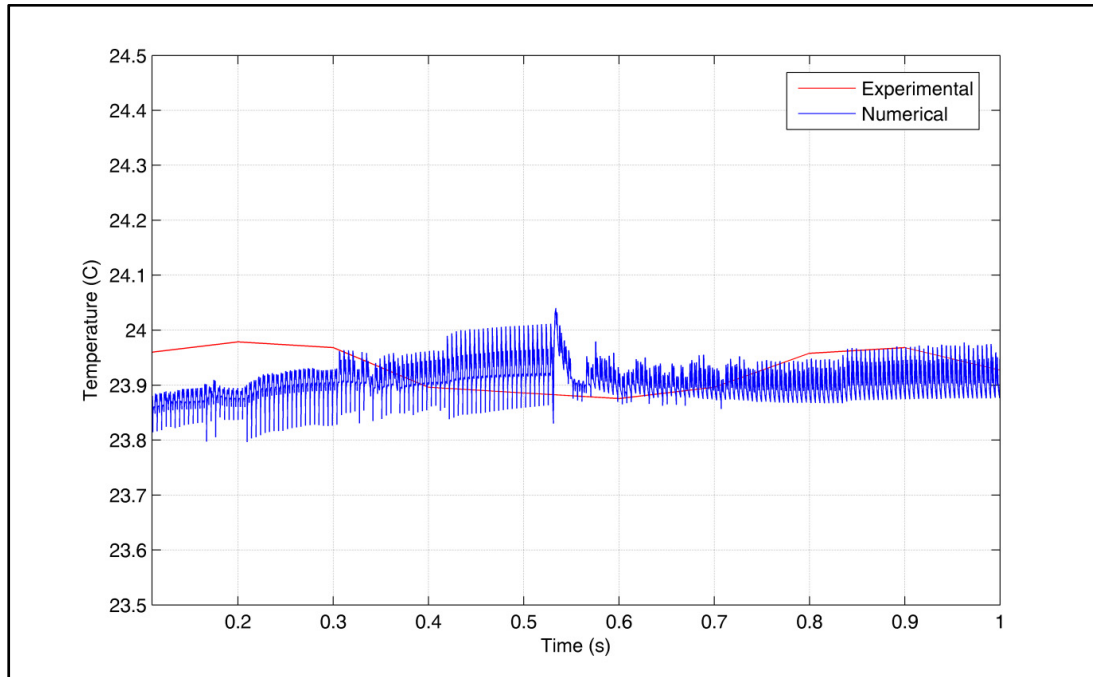


Figure 3-17 Courbe numérique de l'évolution de la température, spécimen sous forme de poutre

Le pas de temps approprié associé à la simulation du modèle par éléments finis fait que les données numériques sont plus détaillées que les données expérimentales. Cela permet d'obtenir une évolution de la température comparable à celle observée à l'aide de la caméra thermique. Il est à noter que la température a tendance à augmenter au début de l'excitation avant de fluctuer autour d'une valeur moyenne. La Figure 3-18 représente la transformée de Fourier de la réponse thermique numérique au voisinage de la fissure. De même que dans le cas du spécimen compact de tension, l'apparition des harmoniques est due aux non linéarités induites par la présence de la fissure.

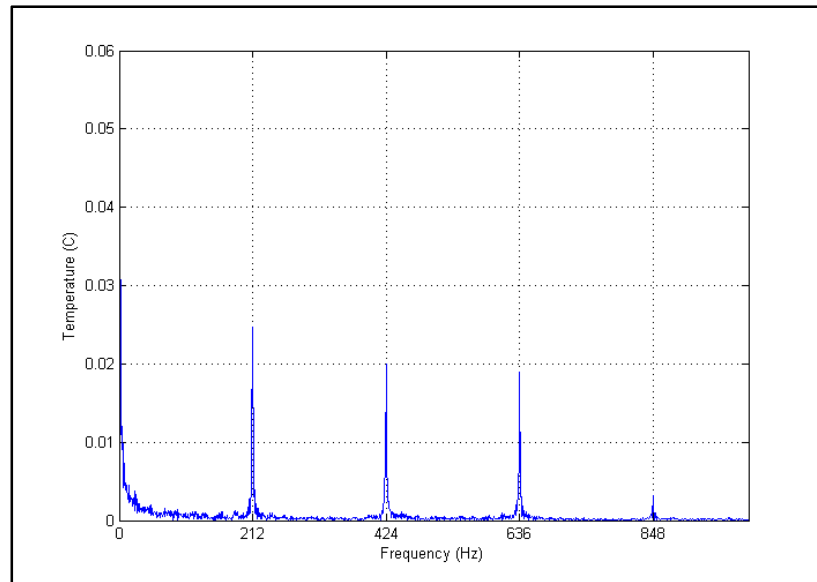


Figure 3-18 La transformée de Fourier de la réponse thermique numérique

La distribution de la contrainte de Von Mises sur l'une des lèvres de la fissure de 4 mm de longueur est montrée à la Figure 3-19. Il est facile de noter, sur cette distribution, que la contrainte est supérieure à la limite élastique du matériau constituant le spécimen, soit 345 MPa. Ceci indique que l'accroissement de la température pendant le processus d'inspection par thermographie est dû à l'échauffement par déformation plastique.

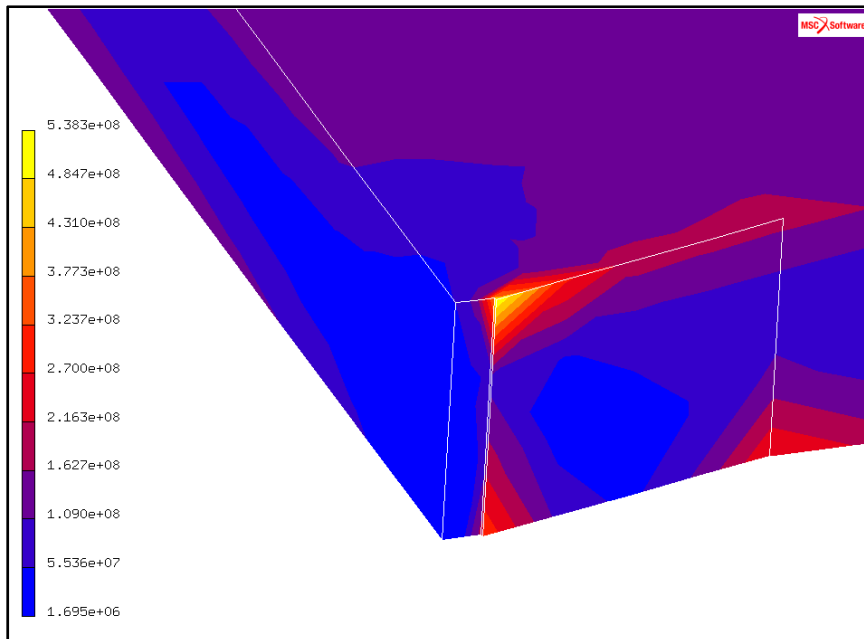


Figure 3-19 Distribution de la contrainte de Von Mises en MPa

L'observation de la distribution de la contrainte de Von Mises au voisinage de la fissure pendant la totalité de la simulation révèle que la déformation plastique est fortement concentrée et est formée sur les lèvres de la fissure et non pas à sa pointe. Les contraintes maximales se forment alternativement sur les bordures de chacune des lèvres. En effet, lorsque l'excitation dynamique est appliquée, la fissure s'ouvre de telle sorte que durant la première demi période les régions supérieures des lèvres pressent l'une contre l'autre alors que les régions inférieures se comportent de la même façon durant la demi-période suivante.

Afin de vérifier la possible contribution de l'échauffement par frottement dans l'accroissement de température durant le processus d'inspection par thermographie, l'évolution de la force de frottement entre les deux surfaces en contact est extraite à partir de la simulation du modèle par éléments finis. Cette évolution est représentée à la Figure 3-20.

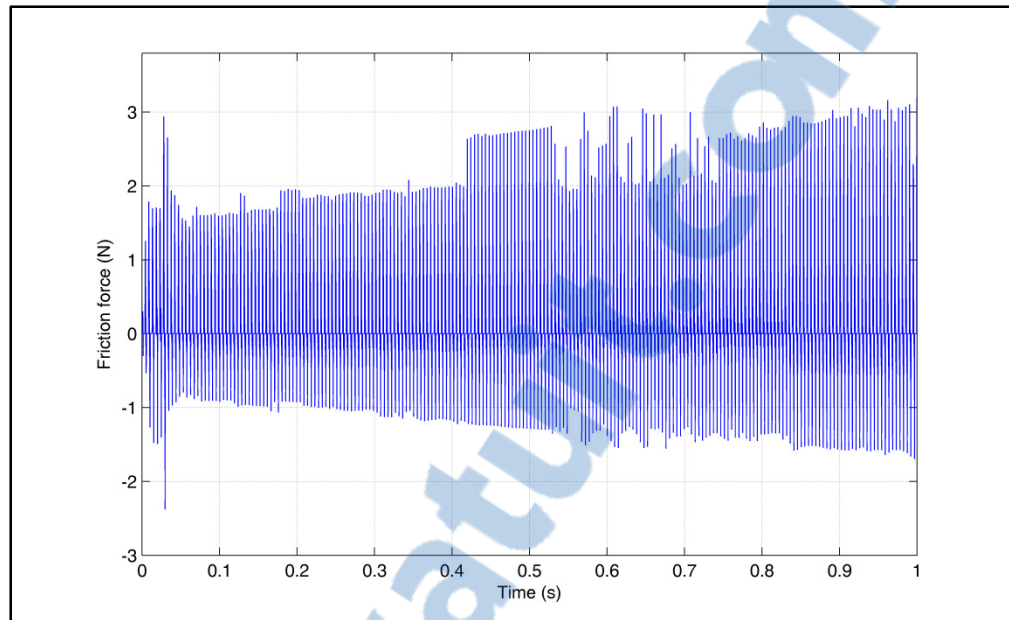


Figure 3-20 Évolution de la force de frottement

Variant entre -2.3 et 3 N, la force de frottement reste faible pendant toute la durée de la simulation indiquant ainsi qu'il n'y a pas de contribution significative de la part de n'importe quel autre mécanisme de génération de chaleur autre que celui associé à la déformation plastique. En plus, la distribution de la force de frottement montrée à la Figure 3-21 indique qu'elle agit seulement sur de petites portions des lèvres de la fissure.

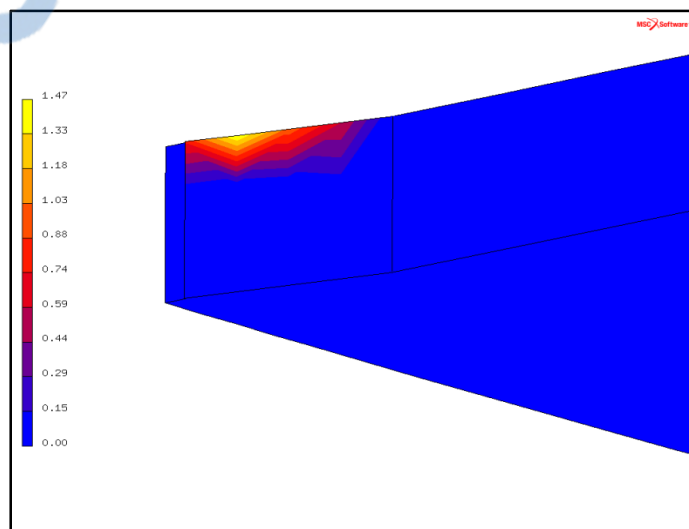


Figure 3-21 Distribution de la force de frottement en N sur une lèvre de la fissure

3.6 Conclusion

Dans ce chapitre, des analyses modales par éléments finis de deux modèles de spécimens comportant des fissures de fatigue sont effectuées. Des spécimens compacts de tension ainsi que des spécimens sous forme de poutre sont considérés. Les analyses modales ont permis de prédire les fréquences des excitations vibratoires à appliquer aux différents spécimens afin d'identifier les fréquences actives d'entre elles.

Ensuite, la modélisation par éléments finis des deux mécanismes responsables de la génération de chaleur associée au processus d'inspection par thermographie, soient le frottement et la déformation plastique, est abordée. Deux modèles par éléments finis thermomécaniques couplés sont ensuite construits. Le premier représente la génération et la conversion de l'énergie mécanique de frottement en chaleur. Le second représente la plasticité cyclique ainsi que la conversion de l'énergie de déformation plastique en chaleur. Ces modèles ont aussi servi à comprendre les mécanismes derrière le processus d'inspection thermographique ainsi que l'évolution de la température au voisinage des fissures. Dans le cas du spécimen compact de tension, la simulation numérique par éléments finis a révélé que le frottement est la seule cause de l'échauffement puisque la contrainte de Von Mises au voisinage de la fissure est largement inférieure à la limite élastique. Dans le cas du spécimen sous forme de poutre, la simulation a révélé que la contrainte de Von Mises est supérieure à la limite élastique du matériau et que l'énergie due au frottement est négligeable prouvant ainsi que la déformation plastique est la seule cause de l'échauffement associé au processus de détection par vibrothermographie. Néanmoins, le test sera non destructif puisque la zone plastique formée suite à l'application de l'excitation vibratoire est loin de la pointe de la fissure. Dans les deux cas, les simulations numériques par éléments finis ont aussi révélé que la température au voisinage de la fissure varie en fonction de la fréquence d'excitation. La transformée de Fourier appliquée aux réponses thermiques ont révélé la présence d'harmoniques due aux non-linéarités induites par la présence de la fissure.

CHAPITRE 4

MESURES ET VALIDATION EXPÉRIMENTALE

4.1 Introduction

Dans ce chapitre sera présentée la validation expérimentale des résultats obtenus à partir des modèles par éléments finis présentés au chapitre 3.

Dans un premier lieu, les longueurs des fissures considérées, la façon dont elles ont été générées ainsi que le montage expérimental sont présentés. Ensuite, les distributions expérimentales de température dans les différents spécimens sont comparées aux distributions numériques de même que les évolutions de température en fonction du temps au voisinage des fissures. Les erreurs entre les deux approches sont ainsi déduites. Finalement, le caractère non destructif de la méthode ici présentée est discuté.

4.2 Montage expérimental

4.2.1 Génération des fissures de fatigue dans les spécimens

Afin de générer les fissures de fatigue dans les spécimens compacts de tension, chaque spécimen est soumis sur la MTS à un chargement sinusoïdal maximal de 15.5 kN d'amplitude afin de produire des fissures de 0.1, 1, 2, 3 et 4 mm de longueur. Afin de pouvoir générer les fissures de fatigue dans les spécimens sous forme de poutre, une entaille de 1 mm de largeur et 0.5 mm de profondeur est usinée sur le côté de chacun des spécimens. Telle que montrée sur la Figure 3-3, l'entaille est située à 76 mm de l'extrémité de la poutre. Ensuite, chaque spécimen est soumis à un chargement sinusoïdal (appliquée à la fréquence de 5 Hz) maximal de 5 kN d'amplitude pour produire des fissures de fatigue de 1, 2 et 4 mm de longueur. Dans chaque cas, l'évolution de la longueur de la fissure est observée à l'aide d'un microscope et le chargement est interrompu dès que la longueur de la fissure désirée est obtenue.

4.2.2 Description du banc d'essai

Un diagramme schématique du montage expérimental est montré à la Figure 4-1. Un pot vibrant électromagnétique/piézoélectrique Wilcoxon F4 est utilisé pour appliquer différentes excitations harmoniques aux spécimens étudiés. Le pot vibrant dont l'intervalle de fréquence varie entre 10 Hz et 20 kHz, peut produire une force dont l'amplitude peut atteindre 1780 N.

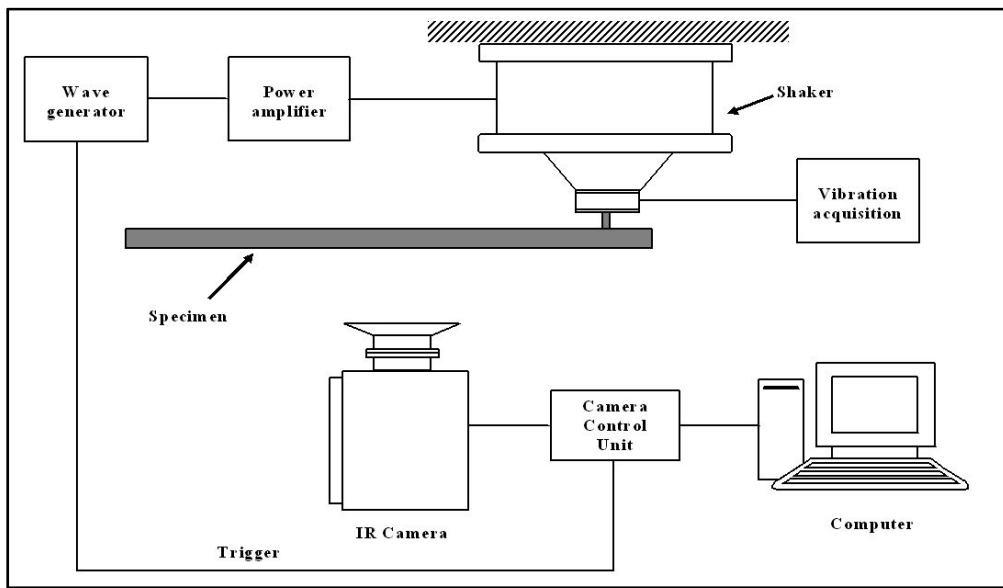


Figure 4-1 Diagramme schématique du montage expérimental

Les spécimens compacts de tension sont vissés sur la tête du pot vibrant par l'intermédiaire des trous usinés indiqués sur la Figure 3-1. Les spécimens sous forme de poutre sont montés sur la tête du pot vibrant par l'intermédiaire d'un dispositif de fixation servant à les maintenir encastrés. Afin de considérablement améliorer la prise des images thermiques, le problème de la faible émissivité de l'aluminium et de l'acier est contourné en appliquant une couche uniforme de peinture noire sur les surfaces inspectées.

La surface externe du spécimen est inspectée à l'aide d'une caméra thermique du type FLIR® Therma-CAM 3000 qui opère dans un intervalle spectral allant de 8 à 9 μm . La caméra

infrarouge et le pot vibrant sont contrôlés et déclenchés simultanément par ordinateur. Les réponses thermiques des spécimens compacts de tension sont enregistrées avec une fréquence d'acquisition de 10 Hz. Celles des spécimens sous forme de poutre sont enregistrées à la fréquence d'acquisition de 60 Hz (la plus élevée disponible sur le système utilisé). Un accéléromètre avec capteur de force Wilcoxon F4 intégré à la tête du pot vibrant est utilisé pour mesurer l'accélération appliquée, cette information est utilisée pour définir l'amplitude de l'excitation harmonique lors de la simulation par éléments finis du processus d'inspection thermographique. L'accéléromètre possède une sensibilité de 13 mV/g et peut opérer dans un intervalle de fréquence allant de 10 jusqu'à 20000 Hz.

4.3 Résultats expérimentaux

4.3.1 Thermographie basée sur l'échauffement par frottement

Des excitations mécaniques harmoniques sont appliquées au spécimen compact de tension ayant une fissure de 4 mm de longueur à chacune des fréquences données au Tableau 3-2, tout en observant la réponse thermique au voisinage de la fissure à l'aide de la caméra infrarouge. Ces excitations sont appliquées au départ avec des amplitudes arbitraires : un balayage en fréquence est effectué pour retrouver les fréquences naturelles du spécimen calculées par éléments finis. Ensuite, selon la capacité du pot vibrant, l'amplitude de l'excitation est augmentée afin de vérifier la possibilité de générer de la chaleur autour de la fissure. Lorsqu'un accroissement de température au voisinage de la fissure est noté, l'accélération appliquée et la fréquence d'excitation sont enregistrées. Des accélérations de 55 g et de 80 g sont appliquées aux fréquences d'excitation de 63 Hz et de 192 Hz respectivement.

La chaleur est générée au niveau de la fissure lorsque le premier mode (mesuré à 63 Hz) et le troisième mode (mesuré à 192 Hz) sont excités. En observant les déformées modales à ces fréquences actives, il est facile de noter que ces déformées permettent aux lèvres de la fissure de frotter l'une contre l'autre.

La Figure 4-2 et la Figure 4-3 montrent les distributions de température expérimentale et numérique au voisinage de la fissure de 4 mm de longueur une seconde après l'application des excitations à 63 Hz et à 192 Hz respectivement. Les images expérimentales sont telles que enregistrées par la caméra infrarouge i.e. elles n'ont subi aucune transformation comme le calcul de l'amplitude ou de la phase afin de rendre la fissure plus visible. Il est à noter que les images thermiques expérimentales présentent des zones de couleur jaune-rouge ayant des formes circulaires et centrées autour de la zone fissurée. Ces zones sont localisées vers la partie haute du spécimen et laissent croire à une élévation de température. Ceci est dû à des irrégularités induites par la caméra thermique. Ces irrégularités sont plus grandes lorsque la différence entre la température de la zone fissurée et celle du reste du spécimen est faible.

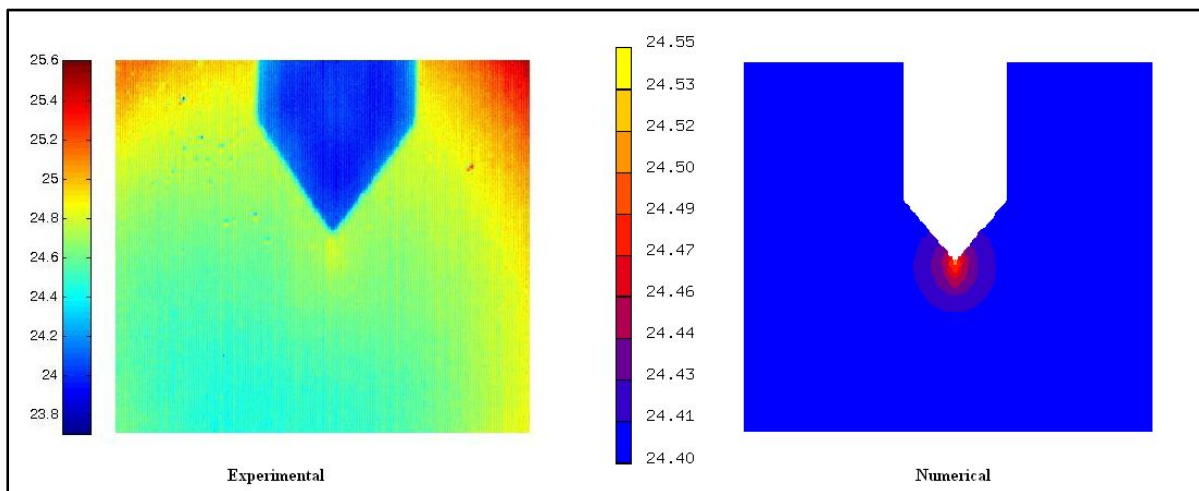


Figure 4-2 Spécimen compact de tension, distributions de température en °C à 63 Hz

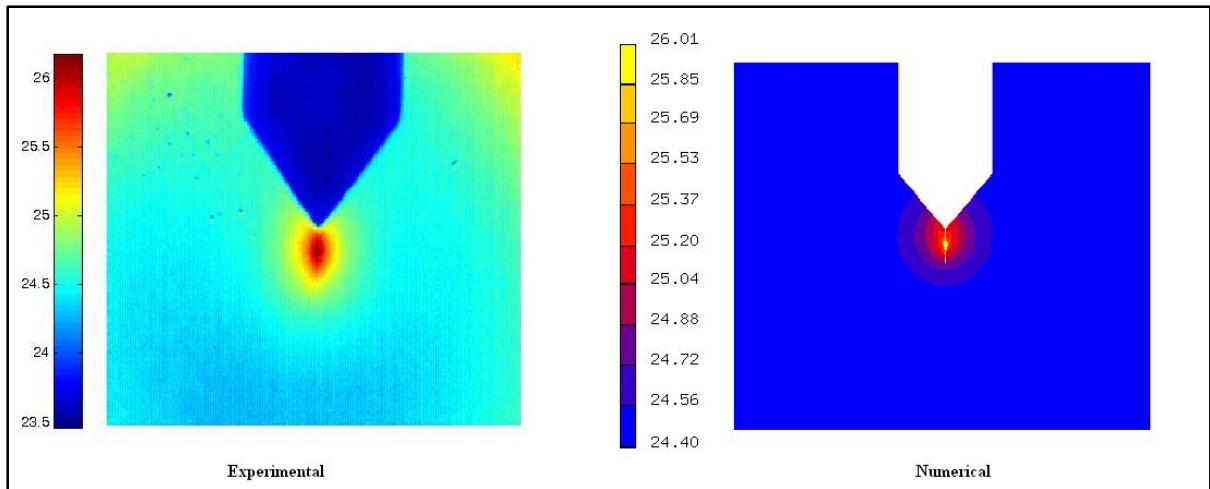


Figure 4-3 Spécimen compact de tension, distributions de température en °C à 192 Hz

Il est facile de noter que l'excitation à 192 Hz génère plus de chaleur que celle à 63 Hz puisque la température au voisinage de la fissure est plus élevée à 192 Hz. Ceci peut être expliqué par le fait qu'à 192 Hz, les lèvres de la fissure frottent mieux (comparé au mode à 63 Hz) l'une contre l'autre en cisaillement, plus de fois pendant la même durée de temps.

Il est également facile de constater que les distributions thermiques numériques sont représentatives des distributions expérimentales. En effet, l'erreur entre les maximums des évolutions numérique et expérimentale de la température tenant compte des incertitudes de mesure est de 8 % pour l'excitation à 63 Hz et de 9 % pour celle à 192 Hz.

La Figure 4-4 montre les courbes numérique et expérimentale de la variation de la température à la pointe de la fissure en fonction du temps et ce pour les excitations à 63 et à 192 HZ.

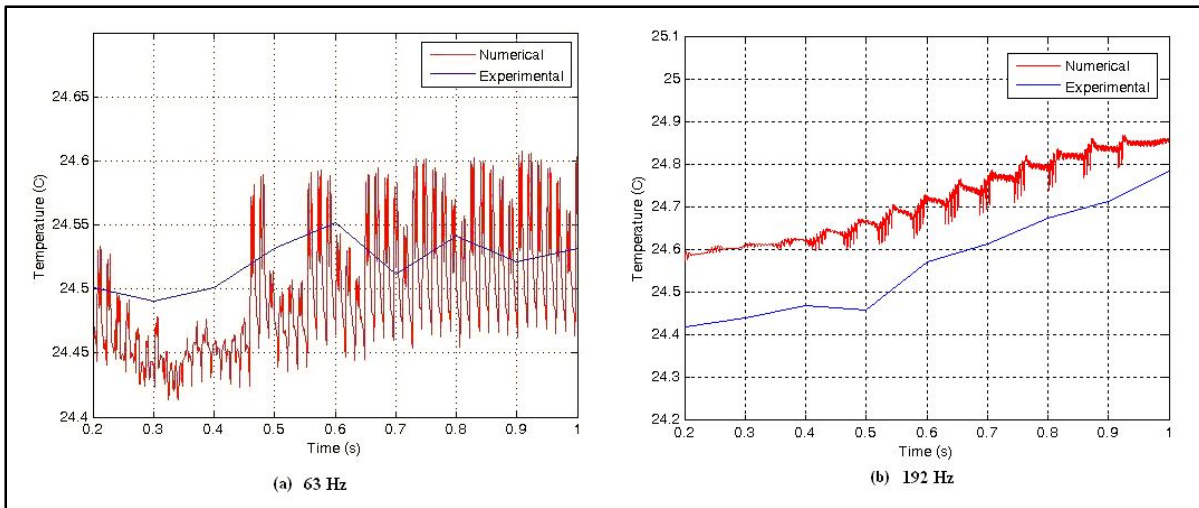


Figure 4-4 Courbes de la variation de la température, 63 Hz (a) et 192 Hz (b)

Bien que le résultat expérimental enregistré montre la tendance générale de l'évolution de la température à l'interface de la fissure, il ne donne pas une description précise des fluctuations locales de la température. Les données numériques sont plus détaillées et aident à mieux comprendre et visualiser ces fluctuations telles qu'observées sur les images thermiques 'en direct' (live) obtenues à l'aide de la caméra infrarouge.

Pour mieux évaluer la capacité de la vibrothermographie à détecter des fissures plus courtes, des expériences similaires ont été effectuées sur quatre autres spécimens compacts de tension comportant des fissures de 0.1, 1, 2 et 3 mm de longueur. Les distributions de température obtenues sont montrées à la Figure 4-5. Les tests résultants de l'excitation à 63 Hz peuvent uniquement détecter des fissures plus grandes que 1 mm tandis que ceux à 192 Hz sont capables de détecter des fissures aussi petites que 0.1 mm puisque la quantité d'énergie de frottement générée à cette fréquence est plus importante.

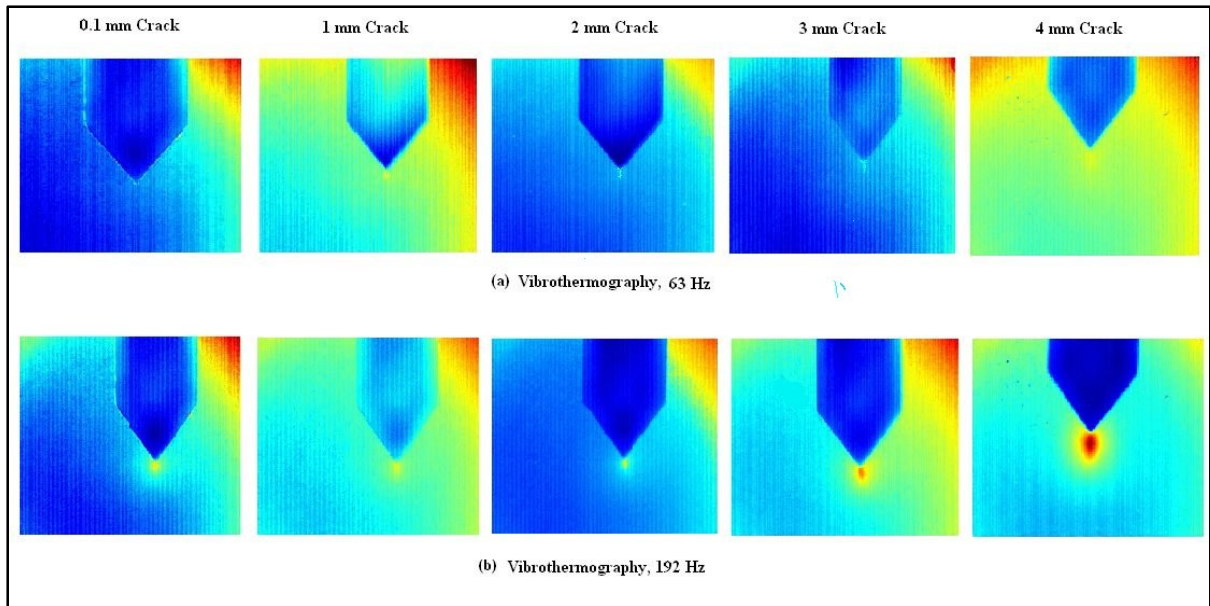


Figure 4-5 Distributions de températures obtenues à 63 Hz (a) et 192 Hz (b)

4.3.2 Thermographie basée sur l'échauffement par déformation plastique

Pour le spécimen sous forme de poutre, la même démarche décrite dans 4.3.1 est utilisée. Des excitations mécaniques harmoniques sont appliquées au spécimen sous forme de poutre ayant une fissure de 4 mm de longueur à chacune des fréquences données au Tableau 3-4, tout en observant la réponse thermique au voisinage de la fissure à l'aide de la caméra infrarouge. Une accélération de 63 g est appliquée à la fréquence d'excitation de 212 Hz.

La distribution numérique de température à $t = 1$ s ainsi que l'image de phase du spécimen sous forme de poutre avec une fissure de 4 mm de longueur sont montrées à la Figure 4-6. La raison derrière l'utilisation de l'image de phase à la place de la distribution de température est que la fissure n'est visible à l'œil nu dans cette dernière que sur les images 'live' prises par la caméra thermique ou sur une séquence d'images thermiques mais pas sur les images statiques de distributions de température affichées séparément. Les images de phase sont obtenues en appliquant la transformée de Fourier aux images thermiques. Il est clair que la distribution numérique est représentative de la distribution expérimentale. Des expériences similaires sont conduites sur les spécimens restants afin d'explorer la détection de fissures

plus courtes. Les images de phase présentées à la Figure 4-7 montrent que ces longueurs de fissure sont aussi facilement détectables.

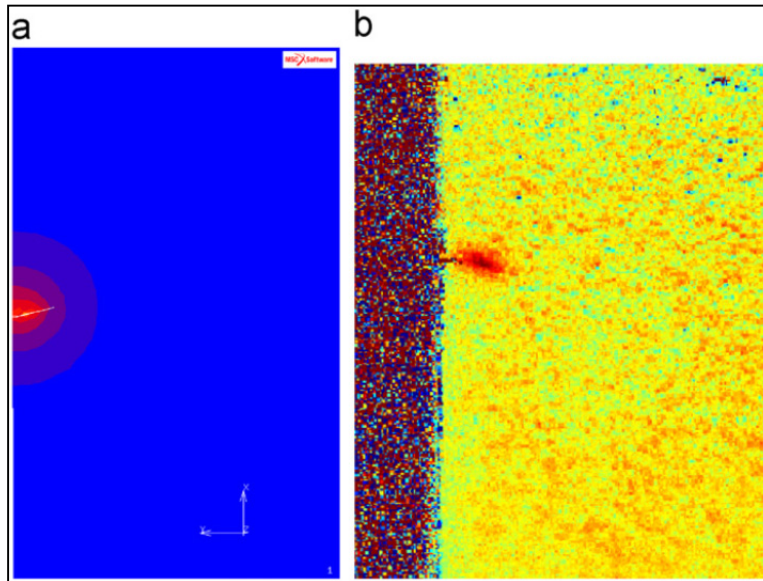


Figure 4-6 Distribution numérique de température (a) et image expérimentale de phase (b)

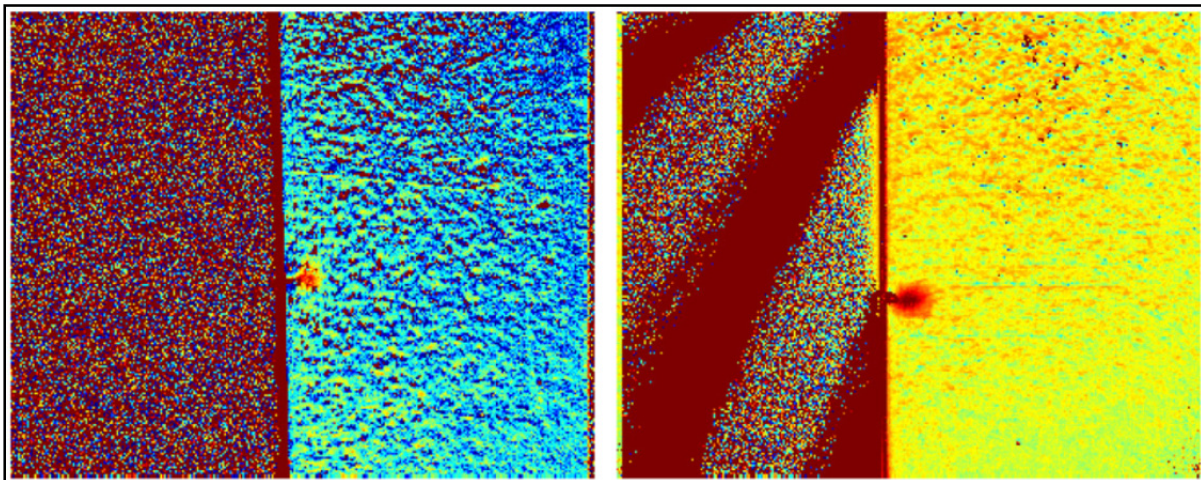


Figure 4-7 Image de phase expérimentale, (a) spécimen à 2 mm (b) spécimen à 1 mm

Les courbes expérimentale et numérique de l'évolution de la température à la pointe de la fissure sont représentées à la Figure 4-8. L'erreur entre les maximums des évolutions numérique et expérimentale de la température tenant compte des incertitudes de mesure est

de 8 %. Les données expérimentales ne contiennent pas beaucoup de détail vu la fréquence d'acquisition limitée de la caméra thermique qui est de 60 images par seconde.

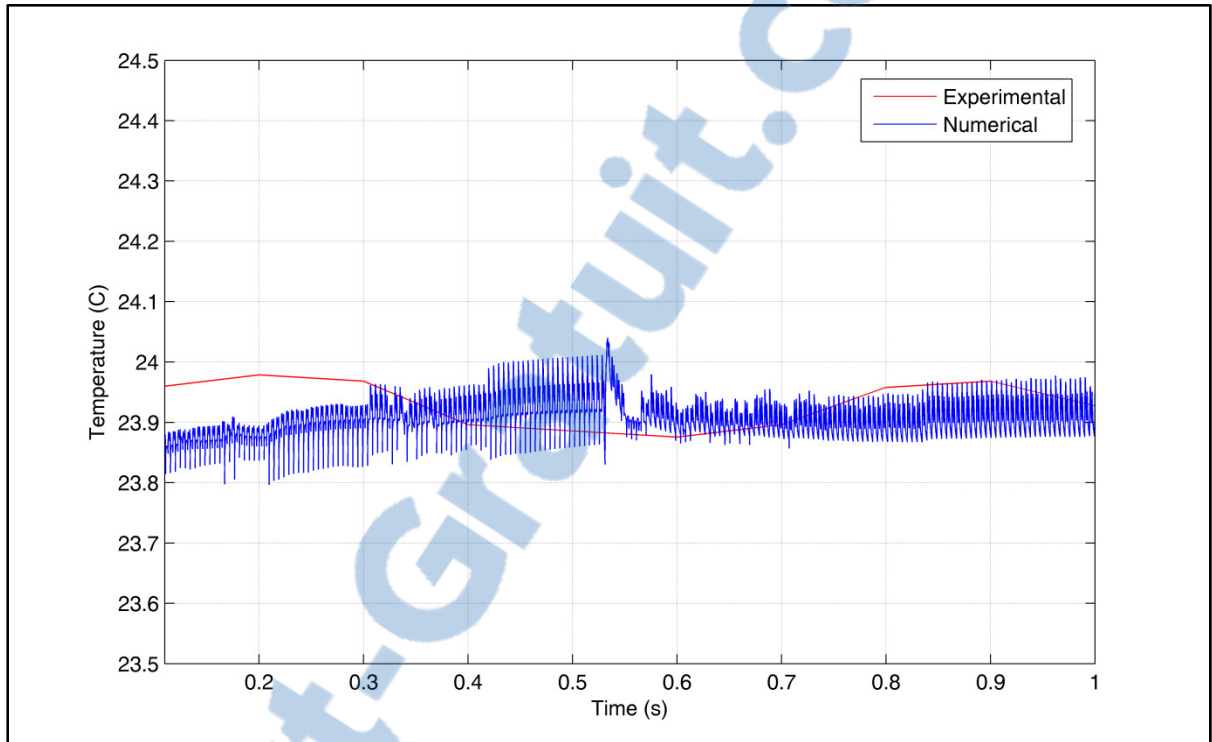


Figure 4-8 Courbes numérique et expérimentale de l'évolution de la température

Par conséquent, elle fournit uniquement la tendance générale de l'évolution de la température au voisinage de la fissure. D'autre part, le pas de temps approprié associé à la simulation du modèle par éléments finis fait que les données numériques sont plus détaillées. Cela permet d'obtenir une évolution de la température comparable à celle observée à l'aide de la caméra thermique.

Néanmoins, il est important de noter que la domination de l'échauffement par déformation plastique durant le processus d'inspection est spécifique à ce cas. La géométrie du spécimen utilisé ainsi que la position de la fissure sont choisies pour rendre l'échauffement par déformation plastique prépondérant. Par contre, dans le cas de l'échauffement par frottement, ces mêmes paramètres sont choisis de telle sorte à favoriser l'échauffement par frottement.

Les résultats expérimentaux et numériques montrent que la vibrothermographie possède le potentiel de détecter des fissures aussi petites que 0.1 mm dans le cas des spécimens compacts de tension et aussi petite que 1 mm dans le cas des spécimens sous forme de poutre. La condition est que les spécimens les contenant, soient excités harmoniquement à des fréquences adéquates. Les résultats expérimentaux obtenus sont facilement reproductibles lorsque les mêmes paramètres expérimentaux sont utilisés. Comparée à la thermographie sonore dans (Saha Chinmoy 2004), où l'énergie induite est de 1 kW, la présente méthode est complètement non destructive puisque l'énergie induite dans le cas des spécimens compact de tension est de 25 W alors qu'elle est de 100 W dans le cas des spécimens sous forme de poutre. À part l'application d'une fine couche de peinture noire, aucune préparation spécifique n'est requise afin d'effectuer le test. Aussi, la méthode est considérée complètement non destructive puisqu'aucun spécimen n'a été cassé durant les tests malgré que, dans le cas des spécimens sous forme de poutre, la contrainte au voisinage de la fissure dépasse localement la limite élastique en dehors de la pointe de la fissure, elle ne sert pas donc à propager la fissure.

4.4 Conclusion

Dans ce chapitre, des mesures expérimentales sont faites sur les spécimens décrits au chapitre 3. Tenant compte des fréquences naturelles déduites des analyses modales par éléments finis, des excitations vibratoires sont appliquées aux différents spécimens. Ces mesures ont confirmé la possibilité de générer de la chaleur autour des fissures en les excitant à des fréquences de résonance spécifiques appelées fréquences actives prouvant ainsi le potentiel de la vibrothermographie comme méthode de contrôle non destructif à déploiement rapide.

Dans le cas des spécimens compacts de tension, il est possible de détecter des fissures aussi petites que 0.1 mm, les fréquences correspondant aux modes de cisaillement s'étant révélées plus sensibles à l'échauffement. Les mesures expérimentales ont aussi servi à valider un modèle par éléments finis thermomécanique couplé servant, entre autres, à prédire la distribution de température dans le spécimen. Ce modèle est capable de prédire la distribution de température avec une erreur de l'ordre de 9 %. Dans le cas des spécimens sous forme de poutre, les expériences ont révélé que la chaleur peut être détectée autour des fissures aussi courtes que 1 mm lorsque les spécimens les contenant sont excités aux fréquences actives. Ces mesures ont aussi permis de prouver que le modèle thermomécanique couplé présenté au chapitre 3 est capable de prédire l'évolution de la température autour de la fissure avec une erreur de l'ordre de 8 %. Finalement, ces mesures ont aussi permis de démontrer le caractère non destructif de cette technique en comparaison avec d'autres méthodes similaires.

CONCLUSION

Ces travaux de recherche ont démontré l'intérêt de l'utilisation de la vibrothermographie pour la détection des fissures de fatigue dans des spécimens métalliques. Ils ont aussi démontré l'intérêt d'associer la modélisation par éléments finis dans la prédiction du comportement vibratoire du spécimen ausculté, nécessaire à la détermination des caractéristiques de l'excitation vibratoire. La modélisation par éléments finis a permis, surtout, la prédiction de la quantité de chaleur susceptible d'être générée au voisinage de la fissure.

En premier lieu, la présentation des différentes approches de détection de défauts par thermographie infrarouge a permis de situer celle se basant sur l'excitation vibratoire à savoir la vibrothermographie. Ensuite, l'intérêt d'associer la modélisation par éléments finis au processus d'inspection par thermographie est justifié. Le but étant de s'assurer d'une utilisation efficace et en moins de temps rende ainsi cette technique de contrôle non destructif encore plus avantageuse.

L'analyse modale par éléments finis des spécimens considérés a permis de prédire les fréquences des excitations vibratoires à appliquer aux différents spécimens afin d'identifier les fréquences actives d'entre elles. Ensuite, la modélisation par éléments finis des deux mécanismes responsables de la génération de chaleur associée au processus d'inspection par thermographie, soient le frottement et la déformation plastique, a permis de comprendre les mécanismes derrière le processus d'inspection thermographique, l'évolution de la température au voisinage des fissures ainsi que la distribution de température dans les spécimens inspectés. Cette modélisation a permis aussi de démontrer le caractère non destructif des tests à entreprendre. L'exploitation quantitative des évolutions de température au voisinage des fissures a permis de révéler que la température varie en fonction de la fréquence d'excitation. La transformée de Fourier appliquée aux réponses thermiques ont révélé la présence d'harmoniques due aux non-linéarités induites par la présence de la fissure.

Tenant compte des fréquences naturelles déduites des analyses modales par éléments finis, des mesures expérimentales sont effectuées à travers l'application d'excitations vibratoires aux différents spécimens fissurés. Ces mesures ont confirmé la possibilité de générer de la chaleur autour des fissures en les excitant à des fréquences spécifiques appelées fréquences actives prouvant ainsi le potentiel de la vibrothermographie comme méthode de contrôle non destructif à déploiement rapide. Des fissures aussi petites que 0.1 mm ont pu facilement être détectées. Les mesures expérimentales ont aussi servi à valider les modèles par éléments finis. Ces modèles sont capables de prédire la distribution de température avec une erreur aussi petite que de 8 %. Finalement, ces mesures ont aussi permis de prouver le caractère non destructif de cette technique prédit par les simulations numériques.

Les travaux ainsi effectués ont permis d'appréhender plus en profondeur une utilisation plus efficace de la vibrothermographie. Ils peuvent facilement être étendus à de vraies pièces d'aérospatiale (ou autres).

ANNEXE I

Frictional Heating Model for Efficient Use of Vibrothermography

Mabrouki F.^{1,2}, Thomas M.², Genest M.¹ and Fahr A.¹

¹ National Research Council, 1200 Montreal Road, Bldg. M-14, Room 130, Ottawa, ON, Canada, K1A 0R6

² Department of Mechanical Engineering, ETS, 1100 Notre Dame West, Montreal, QC, Canada, H3C 1K3

Article publié dans la revue *NDT & E International*, vol. 42 n° 5 (juillet 2009), pp. 345-352.

DOI : 10.1016/j.ndteint.2009.01.012.

Abstract

This paper investigates vibrothermography for the detection of fatigue cracks in steel compact tension specimens using combined experimental and numerical analyses. First, a numerical modal analysis is carried out to predict the optimal excitation parameters. A coupled thermo-mechanical model is then built to simulate the thermographic inspection. The model predicts the detection of cracks as short as 0.1 mm that is also confirmed experimentally using a commercial infrared camera with a maximum error of 2 % on the temperature distribution. The model reveals that the specimens' temperature increases at the crack vicinity according to the excitation frequency and is modulated due to the nonlinearity induced by the crack. The model also shows that the stress at the crack tip is lower than the material's yield stress, which makes the test truly non-destructive.

Keywords: Closed crack detection, vibrothermography, finite element modeling, frictional heating

1. Introduction

Thermography is a non-destructive evaluation (NDE) technique that measures surface temperature variations of an object in response to induced energy. The energy creates a temperature contrast at materials' discontinuities that can be detected using an infrared camera. Thermography is gaining more acceptance as a fast non-contact and large area inspection technique primarily due to the recent advancements in the data acquisition and analysis systems (Maldague 2001). It has been found that when using thermography for flaw detection, the analysis become particularly interesting if the energy is induced using harmonic excitation instead of the conventional excitation methods (Cielo and Maldague 1987; Wu and Busse 1998).

The term 'lock-in thermography' (LT) is used when a modulated harmonic input is employed to detect a discontinuity. Lock-in thermography has the advantage of preserving the frequency and the shape of the thermal response that enable us to calculate both the amplitude and the phase images from the Fourier transformation of the temperature response. Often, the phase image provides better detection contrast than the amplitude image since it is less sensitive to local optical features including the non-homogeneous emissivity of the inspected surface (Busse, Wu et al. 1992).

In lock-in vibrothermography, periodic stress waves are applied to the test part. Due to the conversion of the mechanical energy to thermal energy, heat is generated at discontinuities where surface friction takes place. The generated heat can be detectable by sensitive infrared cameras at the outer surface of the inspected components. Since the heat source in vibrothermography is the discontinuity itself, the identification of defects is much simpler than the passive heating methods. In this method, the resulting thermal waves propagate from discontinuity site to the surface of the inspected component as opposed to passive heating where thermal energy propagates first from the surface to the discontinuity and then back to the surface from the discontinuity resulting in large attenuation (Rantala, Wu et al. 1996).

In Vibrothermography, mechanical excitation devices like piezoelectric and electromagnetic shakers, piezo-ceramic actuators, air-coupled and water-coupled ultrasonic transducers or ultrasonic welders are used as sources of energy. When using ultrasonic transducers as the excitation source, vibrothermography is referred to as ultrasonic-thermography (Zweschper, Dillenz et al. 2001), sonic IR (Saha Chinmoy 2004), or thermosonic (Barden, Almond et al. 2007). Ultrasonic burst phase thermography (Zweschper, Dillenz et al. 2003) is also employed when short ultrasonic bursts are used.

Vibrothermography has been studied in different aerospace applications such as the detection of hidden corrosion in monolithic aluminum components and in multi-layer riveted structures (Busse, Wu et al. 1992; Zweschper, Dillenz et al. 2001), as well as cracks in aluminum and titanium specimens (Favro, Thomas et al. 2001; Zweschper, Dillenz et al. 2001). Others have used to identify poor adhesion between ceramic coating and metal substrate (Wu, Karpen et al. 1996) and to inspect the quality of adhesive bonding in composites (Rantala, Wu et al. 1996) like aircraft repair patches bonded over a cracked substrates (Favro, Thomas et al. 2001). Detection of delamination, impact damage, voids and inclusions in polymers and polymer composites has also been assessed using vibrothermography (Rantala, Wu et al. 1996; Zweschper, Dillenz et al. 2003). VT has also been used to detect defects in welded joints, brazed joints, forged components, ceramic plates and in graphite/epoxy samples (Han, Lu et al. 2005).

In parallel with the experimental studies, some authors have attempted to develop numerical models to increase the level of understanding of the fundamental mechanisms behind crack detection using vibrothermography. Finite element (F.E.) method has been used to investigate of the effect of complex parameters, such as geometry, material properties, loads and nonlinearities, on the process being analyzed (Reddy 2006). Chinmoy used crack dynamic modeling (Saha Chinmoy 2004) to calculate the sliding or friction energy created by the rubbing of crack faces, and to visualize the associated modes. Han et al. created a basic finite element model for a metal fatigue crack (Han, Islam et al. 2006) in order to study the efficiency of chaotic vs. non-chaotic sonic excitation in generating heat around cracks.

Combined structural and thermal F.E. analyses have also been performed (Mian, Han et al. 2004; Mian, Newaz et al. 2004) to understand the effect of applied sonic pulses at delaminated locations on the temperature variation on the monitored sample surface. A theoretical model (Ouyang, Favro et al. 2002) using the heat equation is solved for a semi-infinite cracked slab of finite thickness to describe the thermosonic imaging of surface-breaking and sub-surface cracks, together with illustrative comparisons with experimental measurements.

This paper focuses on the application of vibrothermography for crack detection based on frictional heating concept. Therefore, the mechanism of friction and the parameters associated with the resulting temperature rise are first introduced. Next, the specimen and the experimental setup are described followed by the results of the numerical modal analysis performed to identify optimal excitation parameters in specimens being evaluated. The experimental results of vibrothermography detection for different crack sizes in the same specimens are then presented. The strategy of modeling frictional heating, its theoretical aspects and the finite element model parameters are then discussed. In the last section, the results of numerical modeling are compared to those obtained experimentally. The characteristics of the temperature evolution at the vicinity of the crack, the test non-destructivity and the overall advantages of using vibrothermography in crack detection are also explained.

2. Frictional heating

2.1. The mechanism of friction

According to ASTM standard G-40-05, the friction force is the resisting force tangential to the interface between two bodies when, under the action of external force, one body moves or tends to move relative to the other. Friction involves the characteristics of the contact surfaces such as surface roughness, temperature, normal force, and relative surface velocity. Sliding between the two bodies occurs depending on whether the tangential force can overcome the friction force. The ratio between the tangential and normal forces is the friction

coefficient. The static friction coefficient (μ_s) is generally somewhat greater than the kinetic friction (μ_k) but the difference is not usually very large (Blau 1996).

2.2. The temperature rise due to friction

When a friction force F moves through a distance x , an amount of energy Fx is produced. The laws of thermodynamics state that, at equilibrium, the energy into a system equals the sum of the energy accumulated and the energy output to the environment.

$$E_{\text{syst}} = E_{\text{accumulated}} + E_{\text{lost}} \quad (1)$$

The power input in friction is the product of the frictional force F and the sliding velocity v . The input energy is balanced at the friction interface almost completely by heat dissipation away from the interface, either into the contacting solids or by radiation and convection to the surroundings (Bowden and Tabor 1967). In general, around 5% of frictional energy is consumed or stored in the material as microstructural changes such as dislocations and phase transformation, or surface energy of new wear particles and propagating subsurface cracks, etc (Blau 1996). The remaining part of the frictional energy raises the interface temperature locally. In frictional heating, one can distinguish between two temperatures:

- The flash (localized) temperature which is the maximum friction-induced temperature of the tips of interacting asperities,
- The mean surface (averaged) temperature which is the average temperature across the frictionally heated surface.

The combined effect of many interacting asperities dissipating their energy in the interface is to heat a near-surface layer to a higher temperature. Basically, the temperature rise at the interface is given as a function of the total heat developed, Q given by (Blau 1996):

$$Q = \frac{\mu N v}{J} \quad (2)$$

Where μ is the sliding friction coefficient, N is the normal applied force, v is the sliding velocity and J is the mechanical equivalent of temperature constant (4.186 J/cal).

Some theoretical models (Bowden and Tabor 1967; Blau 1996) have been developed for estimating the temperature rise due to friction for various flow conditions. The temperature rise depends on the same parameters as friction and thermal properties of the two rubbing surfaces. These models showed that the surface temperature increases with load and speed and becomes greater for bodies with lower thermal conductivity. In addition, the time during which a surface is exposed to frictional heating will obviously affect the amount of heat it receives.

3. Experimental setup and analysis

3.1. Specimen description

The specimens used in this work are single-edge-notched AISI type O1 steel plates with the shape and the general proportions described by ASTM E399-05 standard for the compact tension specimen configuration. Each specimen has a length, width and thickness of 143 mm, 137 mm and 2.7 mm, respectively. Five specimens, each having a crack of a specific length were used. The cracks were 0.1 mm, 1 mm, 2 mm, 3 mm and 4 mm in length. Figure-A I-1 illustrates a schematic drawing of a test sample.

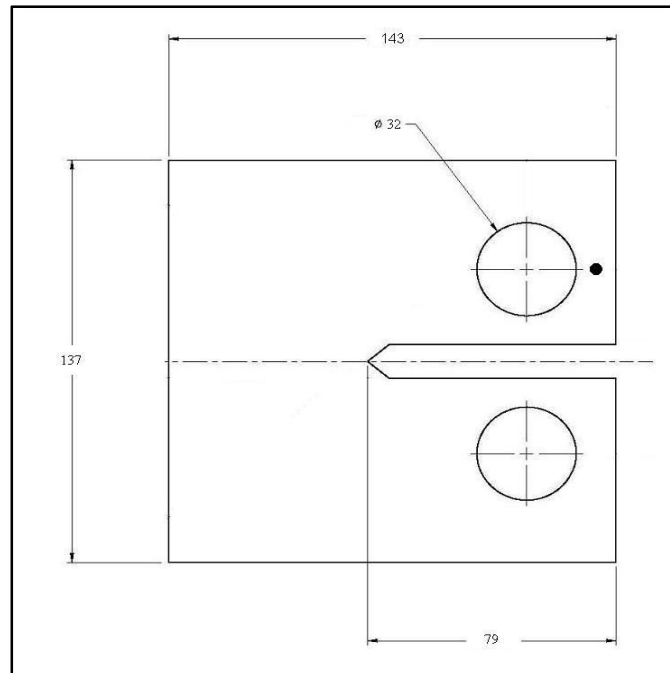


Figure-A I-1. Schematic drawing of a test sample

To generate the fatigue cracks, each sample was subjected to a tension-tension sinusoidal fatigue load at the frequency of 10 Hz and at stress ratio (R) of 0.1 with a maximum load of 15.5 kN. The crack growth was monitored using a travelling microscope and the loading was stopped after the desired crack length is obtained.

3.2. Vibrothermography experimental setup

A schematic diagram of the experimental setup is shown in Figure-A I-2. An electromagnetic / piezoelectric dual shaker system is used to apply vibrational energy into the specimen. The shaker that has a frequency range of 10 Hz to 20 kHz can produce forces of a magnitude up to 1780 N. A 4 mm diameter hole is machined in the specimens as shown in Figure-A I-1 by a black circle to mount the specimen onto the shaker head. The surface temperature of the area under inspection is imaged by the 320×240 FLIR ThermoCAM® SC 3000 infrared video camera operating in the 8-9 μm spectral range.

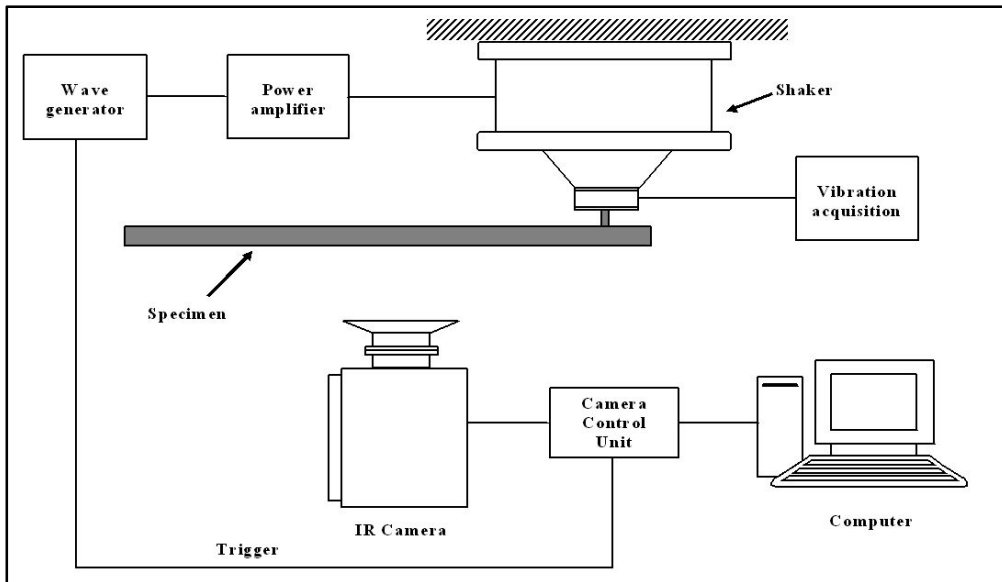


Figure-A I-2. Schematic diagram of the experimental setup (Top view)

The infrared camera and the shaker system are triggered simultaneously via a computer controlled system to initiate the acquisition equipment. The thermal response is recorded at an acquisition rate of 10 Hz. The problem of low emissivity of the steel specimens was overcome by applying a uniform black paint over the observed area. An accelerometer built in the shaker's head was used to measure the shaker's tip acceleration that is used as input in the F.E. model.

It is well known that the specimen will experience maximum vibration magnitudes at natural frequencies. Consequently, it is expected that the temperature increase at the crack locations will happen when the excitation frequency is close to one of the specimen's natural frequencies. For the purpose of this study, a structural finite element model was developed to perform a numerical modal analysis to allow the calculation of natural frequencies and the visualisation of their corresponding mode shapes.

The MSC-Marc® Hex8 hexahedron structural 3D solid element was used to model the specimen as a 3D object. The structural material properties used in the model are given in Table-A I-1. The boundary conditions are such that all nodes around the shaker-mounting are

constrained in all degrees of freedom. The natural frequencies of the specimens in 0-1000 Hz range are given in

Table-A I-2.

Table-A I-1. Material properties used in the F.E. analyses

Structural material properties (www.matweb.com)	
Density (Kg/m ³) ρ	7830
Young's modulus (MPa) E	214
Poisson ratio ν	0.3
Coefficient of friction μ	0.78 (Blau 1996)
Thermal material properties (www.matweb.com)	
Thermal conductivity (W/m °C) k	60.5
Specific heat capacity (J/Kg °C) C_p	434

Table-A I-2. Numerical natural frequencies of the specimen

Mode	Natural frequency (Hz)
1	64
2	101
3	237
4	258
5	737
6	821

Harmonic mechanical excitations, at each frequency shown in Table 2, are applied onto a specimen with a 4 mm crack size while observing the thermal response with the infrared camera. It was observed that heat around the crack was generated only close to the first mode (63 Hz) and the third mode (192 Hz). From a thermographic inspection perspective, these frequencies are referred to as active frequencies. The mode shapes at these frequencies, 63

Hz and 192 Hz are represented in Figure-A I-3 and Figure-A I-4 respectively. It can be noticed by examining the mode shapes at active frequencies that these allow the crack faces to slide against each other. The differences between the calculated natural frequencies and the measured ones are expected. In fact, the difference between the simulated and the experimental natural frequencies is larger at higher frequencies.

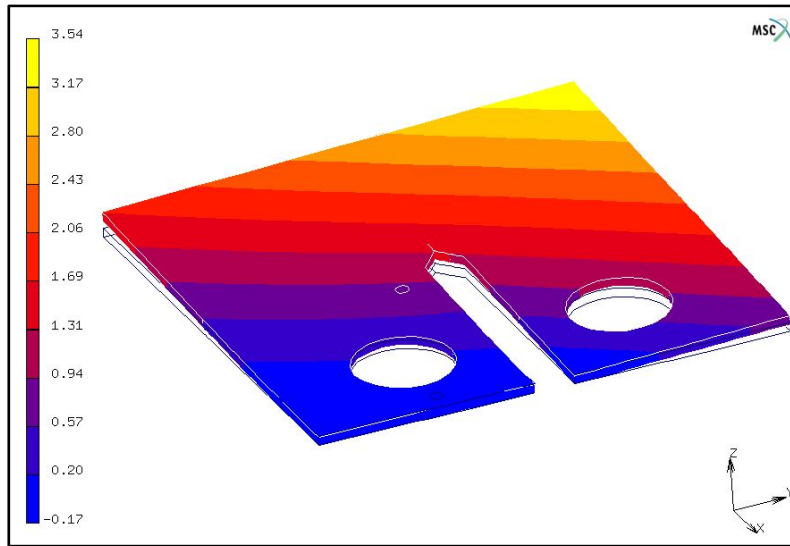


Figure-A I-3. The mode shape at 63 Hz

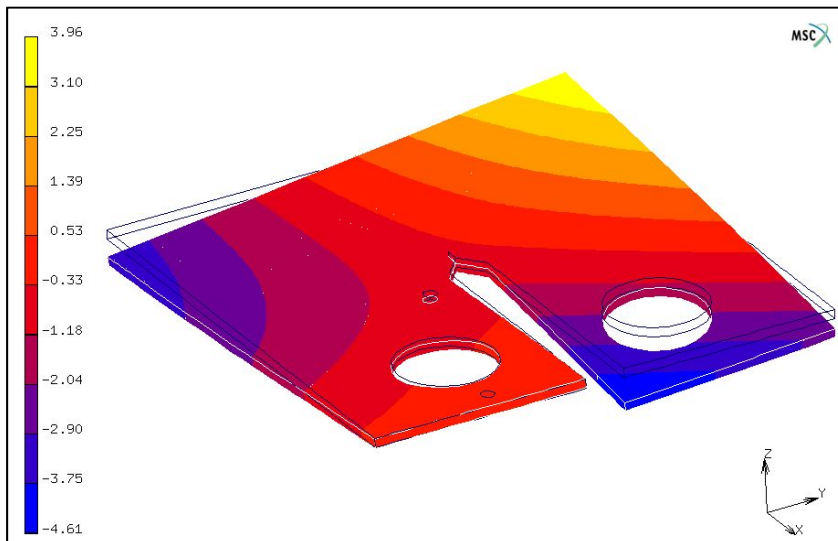


Figure-A I-4. The mode shape at 237 Hz

Figure-A I-5 and Figure-A I-6 show the experimental temperature distribution 1 second after the excitation is applied at the crack vicinity for the 4 mm crack length specimen, at 63 Hz and 192 Hz respectively. In the figures, thermal images are not processed to make the cracks more visible. In fact, the crack is easily visible on the infrared camera screen with the naked eye after the excitation is applied. It can be noticed that the frequency of 192 Hz is more responsive to heat generation than the frequency of 63 Hz since the temperature increase is higher at this frequency. This can be explained by the fact that exciting the specimen at 192 Hz allows the crack faces to slide against each other more times compared to the 63 Hz frequency for the same time duration. Moreover, by comparing mode shapes in Figure-A I-3 and Figure-A I-4, it can be noticed that the mode at 192 Hz allows the crack faces to slide against each other better.

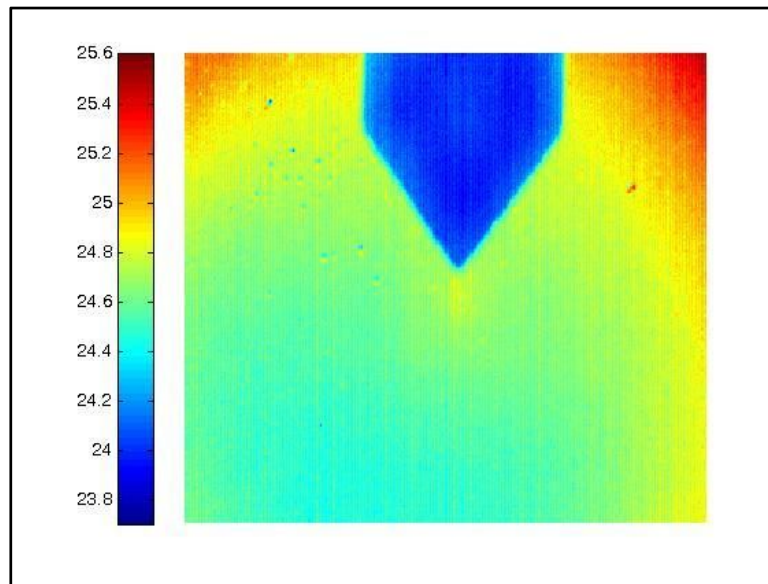


Figure-A I-5. Experimental temperature distribution at $t=1s$, 63 Hz excitation

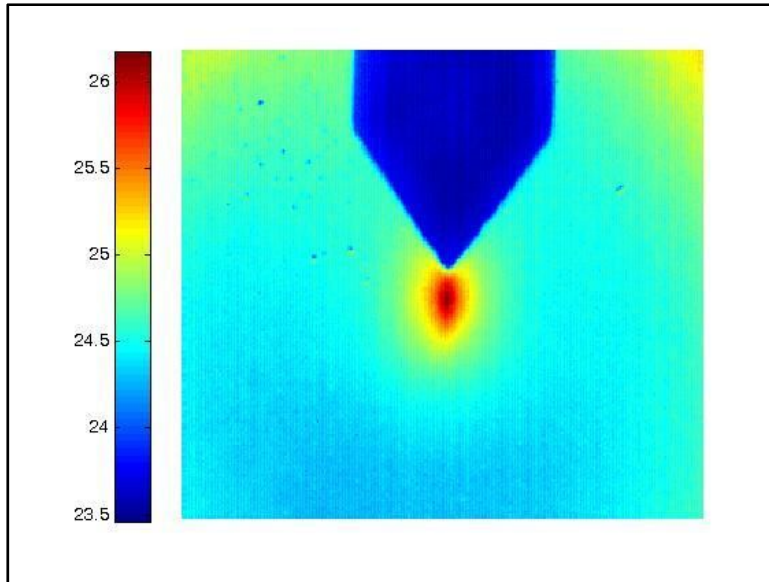


Figure-A I-6. Experimental temperature distribution
at $t=1s$, 192 Hz excitation

To further investigate the effectiveness of vibrothermography in detecting short crack sizes, similar experiments were conducted on specimens having crack sizes within the 0.1-3 mm range. The resulting temperature distributions for 63 and 192 Hz excitation frequencies are presented in Figure-A I-7. The vibrothermography tests at 63 Hz could identify fatigue cracks larger than 1 mm. By contrast, at 192 Hz, it was possible to clearly see fatigue cracks as short as 0.1 mm since the amount of frictional energy generated was higher at this frequency.

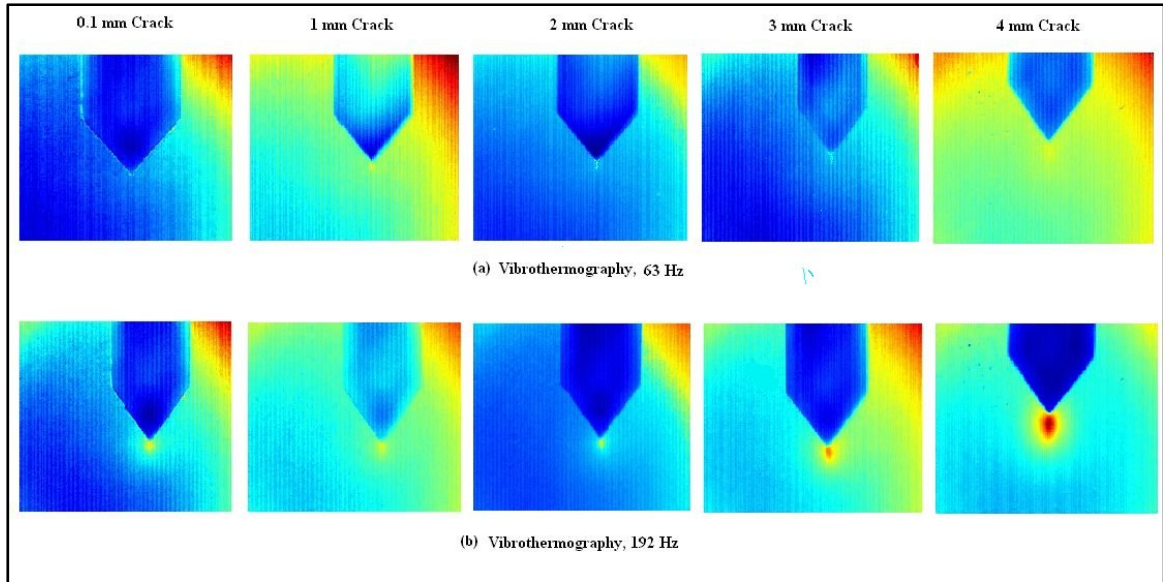


Figure-A I-7. Vibrothermography results obtained at 63 Hz (a) and 192 Hz (b)

4. Finite element modeling of vibrothermography

4.1. Numerical modeling of frictional heating

Finite element analysis was carried out using the MSC-Marc® commercial software package which has the capability of performing coupled thermo-mechanical analyses. In this work, the coupling between thermal and mechanical problems takes place through the internal heat generation caused by the conversion of the frictional energy into thermal energy through an irreversible process as described before. The converted mechanical energy serves as input to the heat transfer problem. The solution for both mechanical and thermal domains is obtained simultaneously i.e. two analyses are performed at a given time increment.

A Coulomb model is employed to simulate the friction process that can be expressed in terms of nodal forces and nodal stresses as (MSC-Software-Corporation 2004):

$$\|f_t\| < \mu f_n \text{ (Stick) and } \|f_t\| = -\mu f_n \cdot t_v \text{ (Slip)} \quad (3)$$

$$\|\sigma_t\| < \mu \sigma_n \text{ (Stick) and } \|\sigma_t\| = -\mu \sigma_n \cdot t_v \text{ (Slip)} \quad (4)$$

Where, f_t is the tangential (friction) force, f_n is the normal force, σ_t is the tangential (friction) stress, σ_n is the normal stress, v_r is the relative sliding velocity, μ is the friction coefficient, t_v is the tangential vector in the direction of the relative velocity defined by:

$$t_v = \frac{v_r}{\|v_r\|} \quad (5)$$

Since the discontinuity in the Coulomb model may easily cause numerical difficulties, a good approximation of the friction step function is the arctangent model based on a continuously differentiable function in terms of the relative sliding velocity. The arctangent representation of the friction model is a mathematical idealization of the nonlinear friction behavior. The arctangent model, which can be easily implemented, is defined in terms of friction force by (MSC-Software-Corporation 2004):

$$f_t = -\mu f_n \frac{2}{\pi} \arctan\left(\frac{\|v_r\|}{RVCNST}\right) \cdot t \quad (6)$$

And in terms of friction stress by (MSC-Software-Corporation 2004):

$$\sigma_t = -\mu \sigma_n \frac{2}{\pi} \arctan\left(\frac{\|v_r\|}{RVCNST}\right) \cdot t \quad (7)$$

The value of RVCNST is the value of the relative velocity below which sticking occurs. It is recommended (MSC-Software-Corporation 2004) that the value of RVCNST be between 1% and 10% of the relative sliding velocity $\|v_r\|$. Figure-A I-8 shows a representation of the arctangent model.

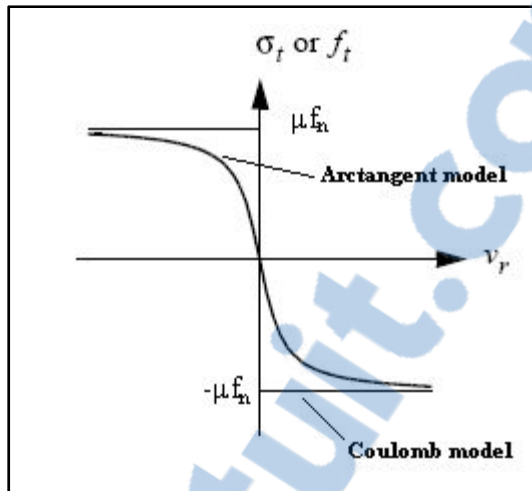


Figure-A I-8. The arctangent model [22]

As a result of the arctangent model, a node in contact always has some slipping. Besides the numerical reasons, this ‘ever slipping node’ model has a physical basis. In fact, the elastoplastic deformation of asperities at the microscopic level, called cold weld, leads to a nonlocal and nonlinear frictional contact behavior.

To carry out the thermo-mechanical coupled analysis, the MSC-Marc® Hex8 hexahedron thermo-mechanical 3D solid element was used to model the specimen as a 3D object. The specimen was modeled using the ‘contact body’ approach since the physical nature of friction requires modelling the contact phenomena between the rubbing crack faces. Two symmetric contact bodies, each representing half of the specimen along the longitudinal direction, were created. The contact nodes at the interface between the two contact bodies were tied except those belonging to the two different crack faces. In this case, the vibrothermography model includes representing the friction between surfaces as well as the heat transfer between the bodies.

Since this study is interested in getting a precise description of the heat generation and its spreading in the crack region, mapped meshing is chosen instead of automatic meshing to vary the mesh density in the model. This allows having a fine mesh at the crack interface. Figure-A I-9 represents the finite element mesh at the crack vicinity. The structural and

thermal material properties used in the model are given in Table-A I-1. A time-dependant sinusoidal displacement was applied in the z direction at the excitation point for both excitation frequencies. The displacement magnitude was 3.5 mm for the 63 Hz excitation and 0.8 mm for the 192 Hz excitation. The simulation duration was chosen to be equal to that of the experimental test. Adequate time steps were chosen to simulate the 63 Hz excitation and the 192 Hz excitation respectively. Convective thermal losses are involved in the heat exchange process related to the thermographic inspection since all the specimen faces are exposed to ambient air. A convection coefficient of $10 \text{ W m}^{-2} \text{ C}^{-1}$ has been chosen (Holman 1972).

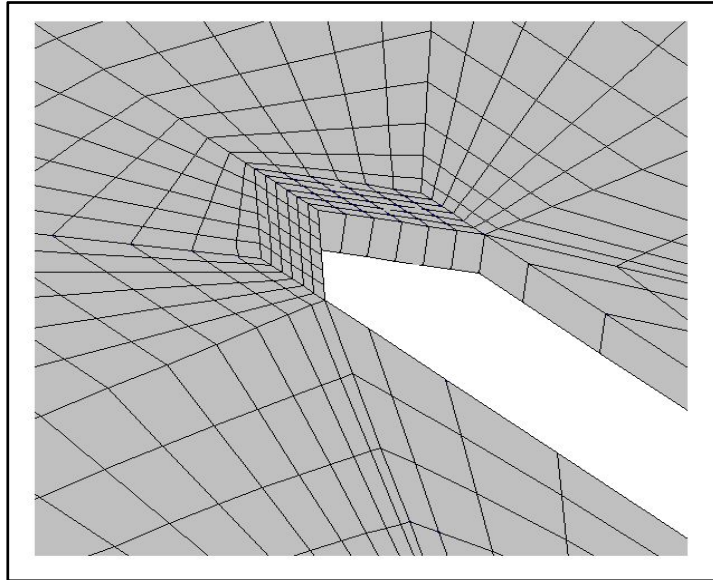


Figure-A I-9. The finite element mesh at the crack vicinity

4.2. Numerical results and discussions

Figure-A I-10 and Figure-A I-11 show the numerical temperature distributions for a 4 mm crack length at $t=1\text{s}$ for 63 and 192 Hz excitations beside the experimental results. The numerical temperature distributions are representative of the experimental ones. In fact, the error in predicting the temperature distribution is 1.04 % for the 63 Hz excitation and 2 % for the 192 Hz excitation. Figure-A I-12 illustrates numerical and experimental temperature evolution curves at the crack tip for both the 63 Hz and 192 Hz excitations.

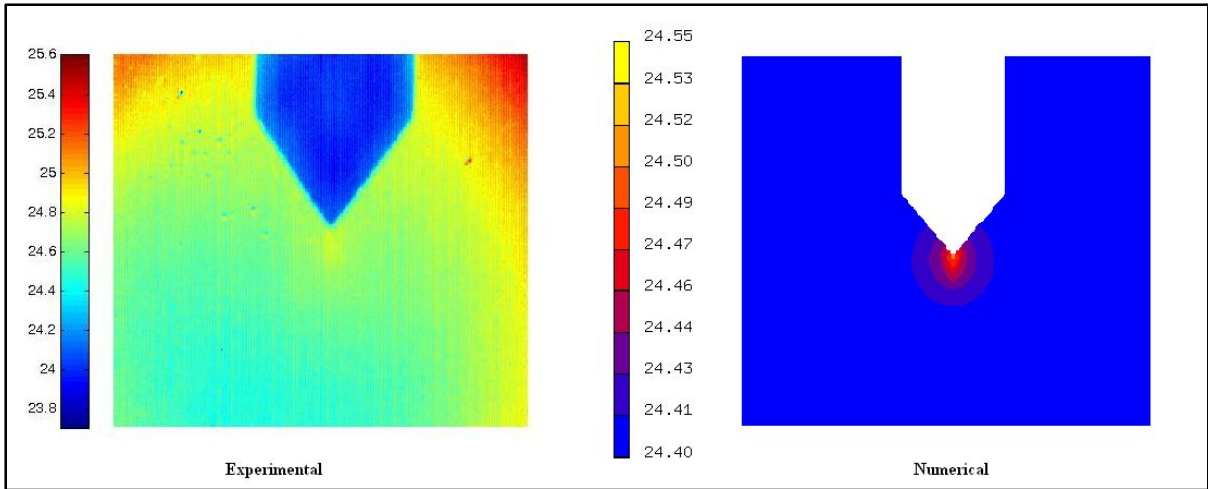


Figure-A I-10. Numerical vs. experimental temperature distribution at 63 Hz

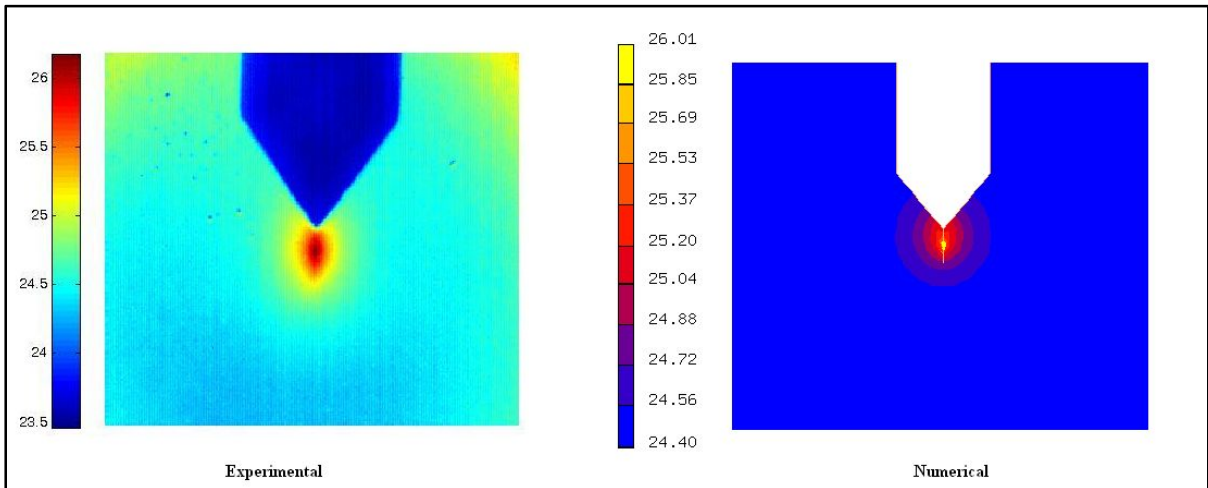


Figure-A I-11. Numerical vs. experimental temperature distribution at 192 Hz

Although the experimental data provide a general trend of the temperature evolution, it does not give much detail on local temperature fluctuation. The numerical data is more detailed and helps to observe the temperature evolution at the crack interface as observed on the live temperature images obtained using the IR camera. The way heat is generated at the crack interface depends on whether the 63 Hz excitation or the 192 Hz excitation is applied. In fact, after applying the 63 Hz excitation, the temperature at the crack interface becomes higher than the initial temperature then it keeps fluctuating according to the excitation frequency without exceeding a certain limit.

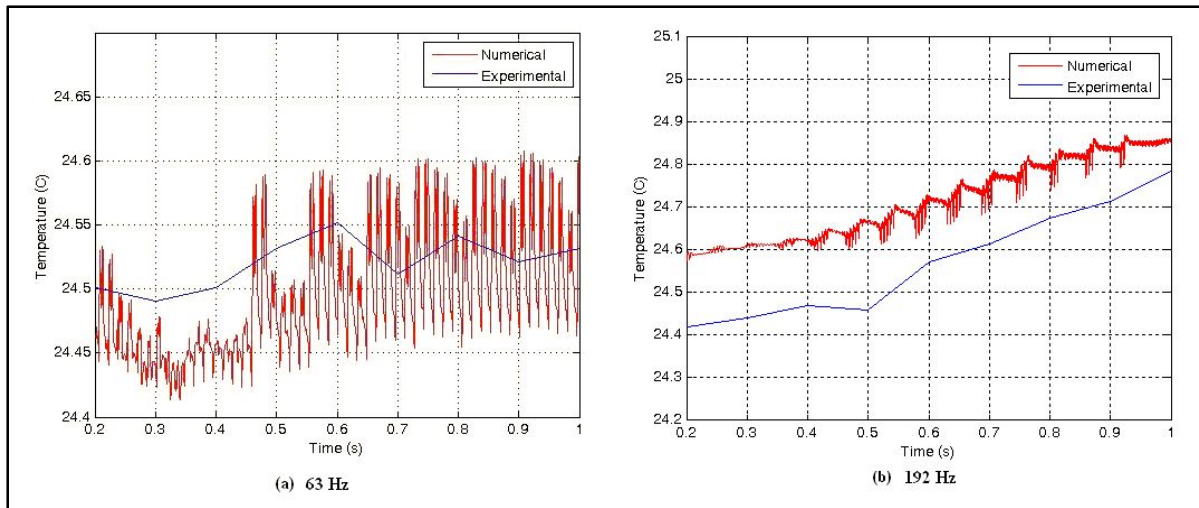


Figure-A I-12. Numerical vs. experimental temperature evolution curves, 63 Hz (a) and 192 Hz (b)

Figure-A I-13 illustrates the Fourier transform of the numerical thermal response at 63 and 192 Hz. For the 192 Hz excitation, the temperature at the crack vicinity keeps increasing but the hottest spot around the crack tip appears to lighten and darken periodically. This phenomenon is better observed in the numerical temperature evolution curve. The temperature goes up with slight fluctuation according to the excitation frequencies. At the same time this periodical evolution is modulated by a lower frequency as shown by the Fourier transform of the numerical thermal response under the 192 Hz excitation illustrated in Figure-A I-13 (b). The apparition of harmonics and modulation frequencies has been described in (Ouahabi, Thomas et al. 2006) and is due to the nonlinearity created by the crack.

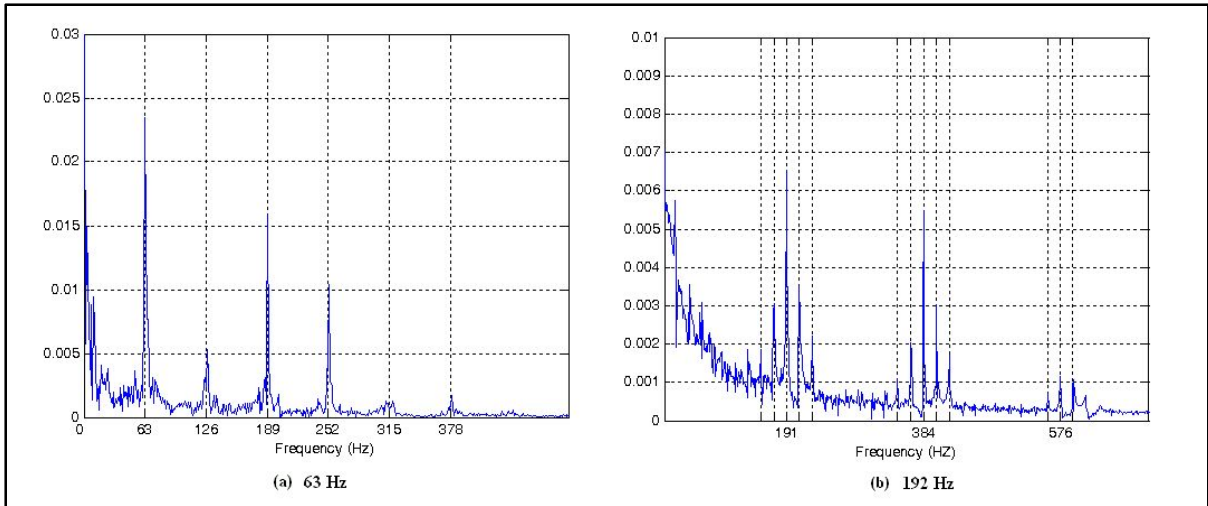


Figure-A I-13. The Fourier transform of the numerical temperature evolution

As seen by the earlier experimental and numerical results on simple steel plates, vibrothermography has the potential to detect cracks as short as 0.1 mm when the sample is vibrated at suitable frequencies. The results from these specimens have been easily reproducible when the same test parameters are used. Also, the method is fully non-destructive compared to Sonic IR (Saha Chinmoy 2004) since the amount of vibration energy infused in the specimen is low (25 W) compared to the 1 kW used in the case of Sonic IR. No sample has been destroyed even when excited for long durations.

Figure-A I-14 shows the Von Mises stress distribution for the sample with a 4 mm crack at 63 and 192 Hz excitations. The stress generated at 63 Hz is higher than the stress generated at 192 Hz excitation as the excitation magnitude at 63 Hz is higher. The maximum Von Mises stress calculated for both frequencies is less than the specimen yield stress (1.5 GPa) indicating no contribution from any other heat generation mechanisms in the thermographic inspection process and the tests being truly non-destructive. Also, except the black paint applied on the specimen no other preparation is needed. Further work is planned to establish the potential of vibrothermography approach for the detection of cracks in engineering components.

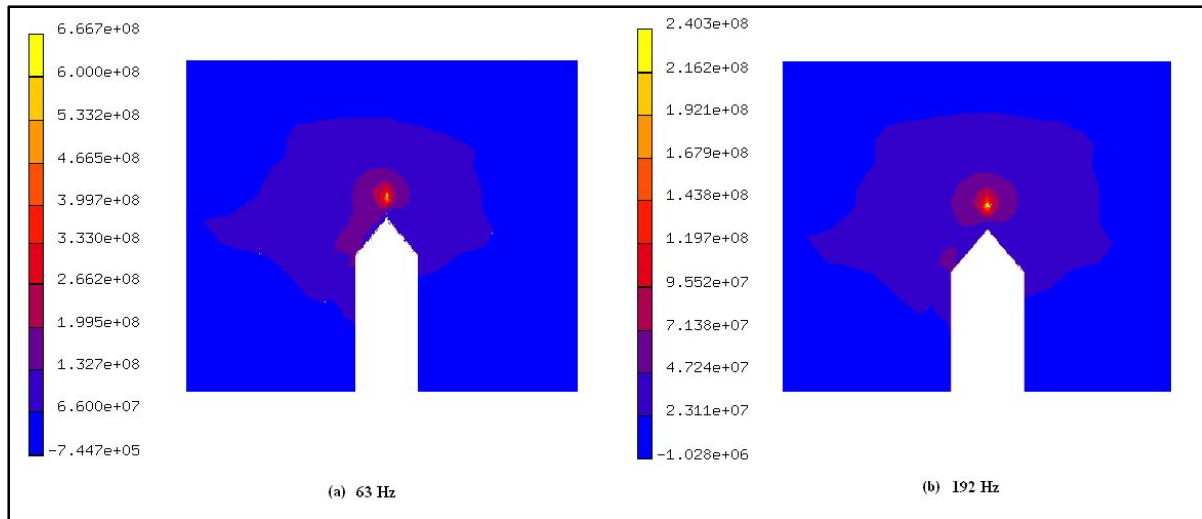


Figure-A I-14. The equivalent Von Mises stress distribution, 63 Hz (a) and 192 Hz (b)

5. Conclusion

In this paper, the mechanism behind crack detection using vibrothermography based on frictional heating has been explained. To predict the vibrational parameters, a structural F.E. model was first developed that established the natural frequencies and the corresponding mode shapes. Experiments were then carried out on compact tension steel specimens with different crack lengths that revealed heat generation at the crack vicinity at some natural frequencies called active frequencies. Experiments also confirmed the potential of vibrothermography as a quick NDE method able to detect cracks as short as 0.1 mm if the part can be vibrated to its resonance frequencies. Experimental results also served to update a coupled thermo-mechanical F.E. model able to directly calculate the temperature distribution on the specimen observed area and to explain the mechanism of heat generation and the associated temperature evolution at the crack vicinity. This model was able to predict the temperature distribution with a maximum error of 2 %. Numerical simulation results revealed that the temperature at the crack vicinity changes according to the excitation frequency and is modulated at lower frequency due to the nonlinearity induced by the crack. The von Mises stress distribution calculated numerically showed that the stress generated under the vibration excitation for all active frequencies is lower than the material yield stress making the test

non-destructive. The feasibility of this approach on engineering components will be evaluated next.

ANNEXE II

Numerical Modeling of Vibrothermography Based on Plastic Deformation

Mabrouki F.^{1,2}, Thomas M.², Genest M.¹ and Fahr A.¹

¹ National Research Council, 1200 Montreal Road, Bldg. M-14, Room 130, Ottawa, ON, Canada, K1A 0R6

² Department of Mechanical Engineering, ETS, 1100 Notre Dame West, Montreal, QC, Canada, H3C 1K3

Article publié dans la revue *NDT & E International*, vol. 43 n° 6 (septembre 2010), pp. 476-483. DOI : 10.1016/j.ndteint.2010.05.002.

Abstract

This paper investigates vibrothermography for the detection of fatigue cracks in aluminum beams using combined experimental and finite element (F.E.) analyses. First, a F.E. modal analysis is carried out to predict the optimal excitation parameters to be employed in experimental investigations performed with an infrared camera. A coupled thermo-mechanical model involving plastic deformation heating is then built and used to simulate the thermographic inspection process. The model shows that the stress at the crack faces exceeds the material's yield stress confirming that the heat generated during plastic deformation is leading to crack detection. The model also predicts the detection of cracks as short as 1 mm that is confirmed experimentally with a maximum error of 0.46 % on the temperature evolution. The Fourier transform applied on the numerical thermal response shows that the specimens' temperature at the crack vicinity changes according to the excitation frequency and presents harmonics due to the nonlinearity induced by the crack.

Keywords: vibrothermography, plastic deformation heating, closed crack detection, cyclic plasticity, Chaboche model, finite element modeling.

1. Introduction

Thermography is a non-destructive evaluation (NDE) technique that measures surface temperature variations of an object in response to induced energy. The energy creates a temperature contrast at materials' discontinuities that can be detected using an infrared camera. The energy deployment can be either continuous single frequency, amplitude modulated or burst (Maldague 2001). Thermography techniques are gaining more acceptance for fast non-contact and large area inspections primarily due to the recent advancements in the data acquisition and analysis systems (Maldague 2001).

When a harmonic input is employed to detect a discontinuity, the thermal response has the same frequency and shape as the excitation. This enables calculating amplitude and phase images of the temperature response (Busse, Wu et al. 1992). Phase images are known to provide better detection contrast since they are less sensitive to local optical features including the non-homogeneous emissivity of the inspected surface (Busse, Wu et al. 1992).

Vibrothermography is a special deployment of thermography using mechanical vibration excitation. Periodic stress waves are applied to a test part and a portion of the mechanical energy converts into thermal energy at discontinuities generating heat. Thus, the heat source is the discontinuity itself, which makes the identification of defects simpler than the thermography methods based on active heating. In fact, the resulting thermal waves propagate from the discontinuity site to the surface of the inspected component as opposed to active thermography methods where the thermal energy applied propagates first from the surface to the discontinuity and then back to the surface from the discontinuity resulting in large attenuation (Rantala, Wu et al. 1996).

In Vibrothermography, mechanical excitation devices like piezoelectric and electromagnetic shakers, piezo-ceramic actuators, air-coupled and water-coupled ultrasonic transducers or ultrasonic welders are used as sources of energy. When using ultrasonic transducers as the excitation source, vibrothermography is referred to as ultrasonic-thermography (Zweschper,

Dillenz et al. 2001), sonic IR (Saha Chinmoy 2004), or thermosonic (Barden, Almond et al. 2007). Ultrasonic burst phase thermography (Zweschper, Dillenz et al. 2003) is also employed when short ultrasonic bursts are used.

Vibrothermography has been studied in different aerospace applications such as the detection of hidden corrosion (Busse, Wu et al. 1992; Zweschper, Dillenz et al. 2001), cracks, poor adhesion of coatings (Wu, Karpen et al. 1996), adhesive bonding (Rantala, Wu et al. 1996; Favro, Thomas et al. 2001). The detection of delamination, disbond, impact damage, voids and inclusions in composite materials has also been assessed using vibrothermography (Rantala, Wu et al. 1996; Zweschper, Dillenz et al. 2003) (Genest, F. et al. 2009).

A theoretical model using the heat equation for a semi-infinite cracked slab of finite thickness has been proposed to describe the thermosonic imaging of surface-breaking and sub-surface cracks (Ouyang, Favro et al. 2002). Finite element (F.E.) method is usually used to investigate the effect of complex parameters, such as geometry, material properties, loads and nonlinearities on the process being analyzed (Reddy 2006). Several authors have used finite element method in parallel with the experimental studies in vibrothermography in order to increase the level of understanding of the fundamental mechanisms behind crack detection in this method. Chinmoy (Saha Chinmoy 2004) used crack dynamic modeling to calculate the friction energy created by the rubbing of crack faces, and visualize the associated modes. Han et al. (Han, Islam et al. 2006) created a basic F.E. model to study the efficiency of random vs. harmonic sonic excitation in generating heat around fatigue cracks. Combined structural and thermal F.E. analyses have also been performed on metallic and composite components (Mian, Han et al. 2004; Mian, Newaz et al. 2004) to understand the effect of applied sonic pulses at delaminated locations on the temperature variation. Mabrouki et al. (Mabrouki, Thomas et al. 2009) used coupled thermo-mechanical F.E. analyses to calculate both the temperature increase due to friction at crack locations as well as the stress distribution around cracks. The same authors (Mabrouki, Genest et al. 2009) also used combined experiments and thermal F.E. analyses to investigate the potential of both pulsed and lock-in thermography in detecting delamination in Fibre Metal Laminates.

This paper focuses on the application of vibrothermography for crack detection based on the plastic deformation heating concept. Therefore, the conversion of plastic work into heat and the parameters associated with the resulting temperature rise are first discussed. Next, the specimen and the experimental setup are described followed by the results of the numerical modal analysis performed to identify optimal excitation parameters in specimens being evaluated. The experimental results show the detection capability of vibrothermography for different crack sizes in aluminum specimens. The strategy of modeling plastic deformation heating, its theoretical aspects and the finite element model parameters are then discussed. The results of the F.E. model are used to characterize the temperature evolution at the crack vicinity. It is shown that although the localized stress exceeds the specimen's yield stress, the test remains non-destructive.

2. Heating due to plastic deformation

Generally, when a sufficient stress is applied to a soft metal, it will cause the material to deform. As long as the stress is below the yield stress the deformation is reversible (elastic). However, when the applied stress exceeds the yield stress, irreversible plastic deformation occurs and the metal hardens. The force required to deform the metal increases as the amount of plastic deformation increases. When metals deform plastically significant amounts of heat is generated, especially in the case of highly localized deformation. The early research on the conversion of plastic work into heat performed by Farren and Taylor (Farren and Taylor 1925) was motivated by a better understanding of hardening.

Farren and Taylor (Farren and Taylor 1925) showed that the proportion of work converted into heat can be calculated as the ratio of the temperature measured on different metallic specimens to the temperature rise corresponding to the heat equivalent of the work done on each specimen. The experiments under quasi-static loads revealed that the portion of work converted to heat amounts to 0.87 for steel specimens and is constant for different stages of loading. This portion is typically considered in the literature as a constant between 0.8 and 1 for various metals (Rosakis, Rosakis et al. 2000). The remaining part of the irreversible

plastic work, known as the stored energy of cold work, is stored as internal energy through the creation and rearrangement of crystal imperfections, especially dislocations, but also point defects, stacking faults and twins.

Since the early work of Farren and Taylor, numerous attempts have been made to measure the rate of plastic work converted into heat (β). Mason et al. (Mason, Rosakis et al. 1994) performed several investigations to measure β via fully dynamic experiments performed over a wide range of strains and strain rates. The results demonstrated that β can have a substantial dependence on strain and strain rate.

In order to better understand the heat transfer mechanism related to thermoplastic heating, Rosakis et al. [23] have proposed to use the first law of thermodynamics to establish an energy equation in which β plays a central role. The formulation assumes that the strain can be decomposed into elastic and plastic parts, and that the relation between stress and elastic strain is identical to that of isotropic linear thermoelasticity. Considering the linear Fourier heat conduction law, the energy balance equation under conditions of uniaxial stress is given by (Rosakis, Rosakis et al. 2000):

$$\rho c \dot{T}_{xx} + k T_{xx} = \beta \sigma \dot{\epsilon}^p - \alpha E T_{xx} \dot{\epsilon}^e \quad (1)$$

Where T is the absolute temperature and σ , ϵ^e and ϵ^p are the components of stress, elastic strain and plastic strain, respectively, viewed as functions of coordinate x and time t . The material constants ρ , c , k , α , and E are mass density, specific heat, thermal conductivity, thermal expansion coefficient and Young's modulus, respectively. The statement of energy balance may be viewed as an equation governing the evolution of the temperature field. As such, it involves the thermoelastic and plastic contributions to heat generation. The term $\dot{Q}^e = -\alpha E \theta \dot{\epsilon}^e$ describes heating through recoverable (elastic) deformations. The term β in equation 1 is the fraction of plastic work rate $\dot{W}^p = \sigma \theta \dot{\epsilon}^p$ converted into thermoplastic heating $\dot{Q}^p = \beta \sigma \theta \dot{\epsilon}^p$, that is $\beta = \dot{Q}^p / \dot{W}^p$.

If the deformation process is rapid, the heat generation can lead to large temperature increases and the process can be considered adiabatic (Hodowany, Ravichandran et al. 2000).

Thus, the thermoelastic heating \dot{Q}^e is negligible compared to the thermoplastic heating and equation 1 simplifies to:

$$\rho c \dot{T}_{xx} + k T_{xx} = \beta \sigma \dot{\epsilon}^p \quad (2)$$

Using the mechanical equivalent of heat M (4.186 J/cal), the rate of specific volumetric flux induced in the material is:

$$\Phi = M \frac{\beta \dot{W}^p}{\rho} \quad (3)$$

Thus, under adiabatic conditions, the temperature increase due to plastic deformation can be calculated from the stress and plastic strain rate.

3. Experimental set up and analysis

3.1. Specimen description

The specimens used in this work are rectangular section beams made of aluminum 2024-T3. Each beam has a length, width and thickness of 299.4 mm, 38.1 mm and 3.2 mm, respectively. To generate the fatigue cracks, a small notch with a depth of 0.5 mm was machined on one side of each beam. The notches were located at 76.2 mm from one extremity and machined using electrical discharge machining (EDM). Each beam was then subjected to a tension-tension sinusoidal fatigue load at the frequency of 10 Hz to grow cracks of 1, 2 and 4 mm length at the notch location. Figure-A II-1 illustrates a schematic drawing of a test sample.

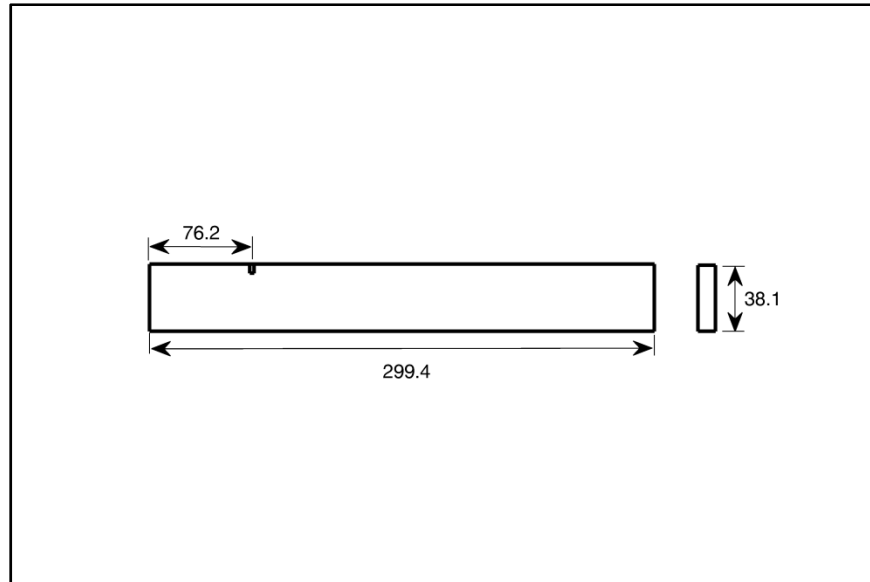


Figure-A II-1. Schematic drawing of a test sample (units in mm)

3.2. Vibrothermography experimental setup

A schematic of the experimental setup is shown in Figure-A II-2. An electromagnetic / piezoelectric dual shaker system was used to apply vibrational energy into the specimen. The shaker has an excitation frequency that ranges from 10 Hz to 20 kHz and can produce forces of a magnitude up to 1780 N. An accelerometer built into the shaker's head was used to measure the shaker's tip acceleration that was used as input in the finite element model. A fixture mounted on the shaker head was used to clamp the specimens. The problem of low emissivity associated with bare aluminum was overcome by applying a uniform layer of black paint over the observed area. The surface temperature of the area under inspection was monitored using a 320×240 pixels infrared camera operating in the 8-9 μm spectral range (FLIR ThermaCAM® SC 3000). The infrared camera and the shaker system were triggered via a computer controlled system to initiate the acquisition. The thermographic measurements carried out were not lock-in. The thermal response was recorded at an acquisition rate of 60 Hz (the highest available acquisition rate). Since then, the excitation frequency does not represent the lock-in frequency.

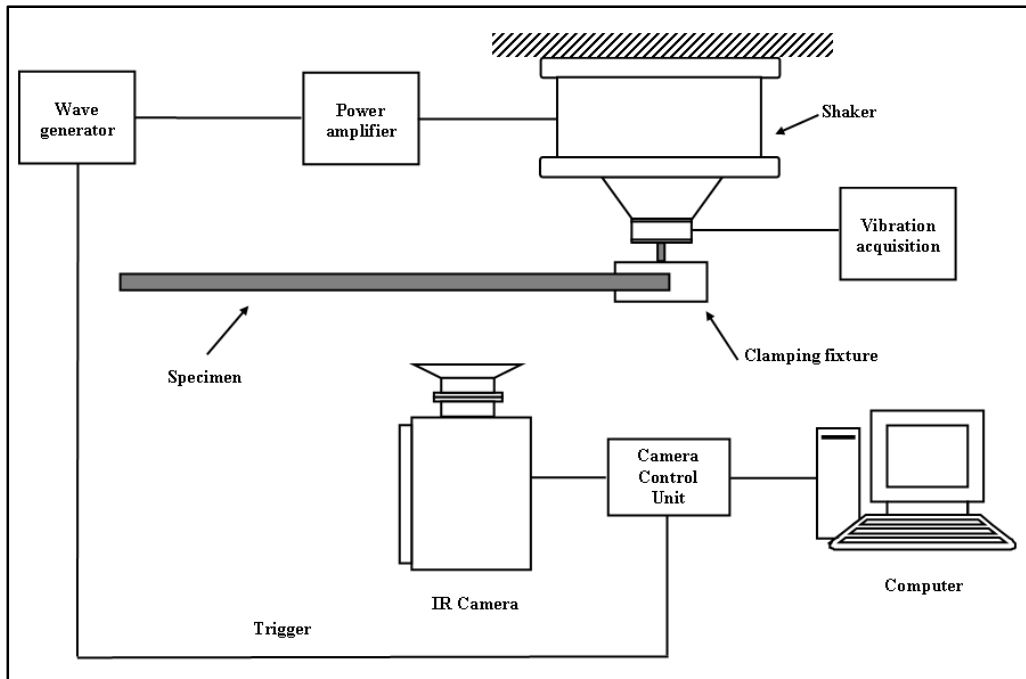


Figure-A II-2. Schematic diagram of the experimental setup (top view)

Since maximum vibration magnitudes occur when a specimen is excited at natural frequencies, it is expected that the maximal temperature increase at the crack locations coincide with one of the specimen's natural frequencies. A finite element modal analysis was carried out to identify the natural frequencies and the corresponding mode shapes. The structural finite element model was created using the MSC-Marc® Hex8 hexahedron structural 3D solid element. The material properties used in the model are given in Table-A II-1.

The boundary conditions are such that all the degrees of freedom of the nodes belonging to the clamped region of the beam were constrained. The natural frequencies of the specimens in the 0 to 2000 Hz range are given in Table-A II-2.

Table-A II-1. Material properties used in the F.E. analyses

Structural material properties (www.matweb.com)	
Density (Kg/m^3) ρ_d	2780
Young's modulus (GPa) E	73.1
Poisson ratio ν	0.33
Coefficient of friction μ	1.4 (www.engineershandbook.com)
Rate of plastic work converted into heating β	0.85
Chaboche model coefficients (Zhao and Lee 2001)	
Initial yield stress (MPa) σ_0	345
Coefficient Q (MPa)	142
Coefficient b	7.094
Coefficient C (MPa)	7019
Coefficient γ	118.6
Thermal material properties (www.matweb.com)	
Thermal conductivity ($\text{W/m } ^\circ\text{C}$) k	121
Specific heat capacity ($\text{J/Kg } ^\circ\text{C}$) C_p	875

Table-A II-2. Numerical natural frequencies of the specimen

Natural frequency (Hz)	Mode
33.8	Bending
211.9	Bending
462.8	Torsional
593.3	Bending
1331.3	Flexural
1388.3	Torsional
1921.9	Bending

Harmonic mechanical excitations, at each frequency shown in Table 2, were applied to a specimen with a crack 4 mm in length while observing the thermal response with the infrared camera. It was observed that heat around the crack was detected only close to the second mode (211.9 Hz). From a thermographic inspection perspective, this frequency is referred to as the active frequency. The mode shapes at this frequency is represented in Figure-A II-3. By examining the animation of the mode shape at 212 Hz, it was noticed that this mode does not allow the crack faces to rub against each other; but allows the crack to open and close in the direction perpendicular to the beam's largest face. As a consequence, the heat generated at the active frequency is likely to be not due to frictional heating.

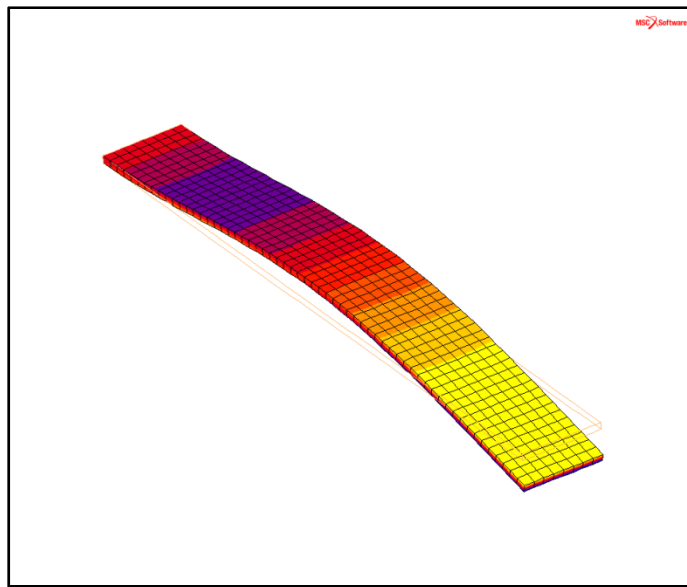


Figure-A II-3. The second bending mode shape at 212 Hz

Figure-A II-4 shows the experimental phase image at the crack vicinity for the 4 mm crack length beam. The reason to represent the phase image rather than the temperature distribution image is that in the latter case the crack is visible with the naked eye only in live thermal images or in thermal image sequences but not in static thermal images displayed separately. The phase images were obtained by applying the Fourier transform to the recorder thermal response.

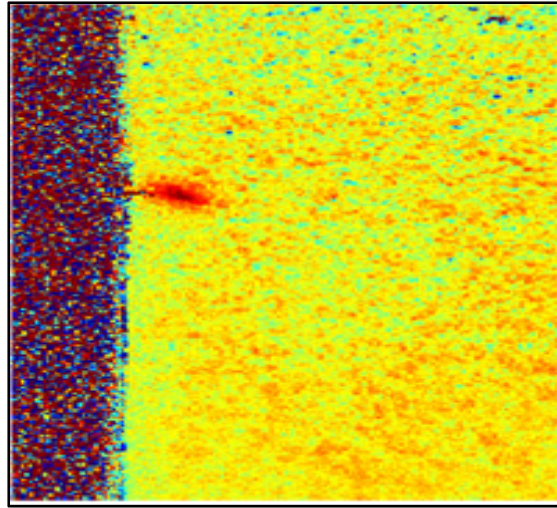


Figure-A II-4. Experimental phase image of the 4 mm crack size specimen

Similar experiments at the same excitation frequency were carried out on beams having crack sizes equal to 1 and 2 mm to investigate the detection of shorter crack sizes. The resulting phase images, presented in Figure-A II-5, show that these crack sizes were also easily detected.

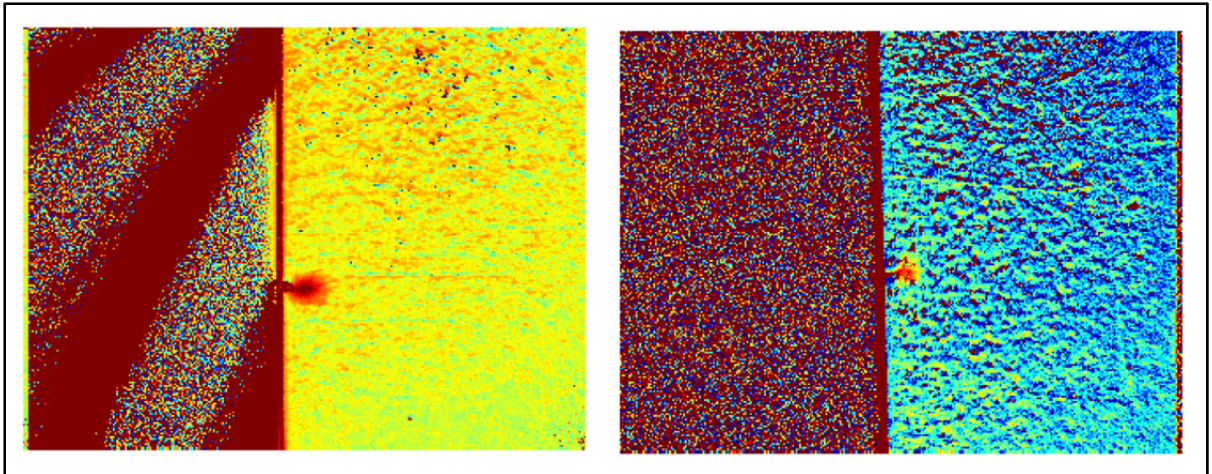


Figure-A II-5. Experimental phase images for the 1 mm and 2 mm crack specimens

4. Finite element modeling of vibrothermography

4.1. Numerical modeling of plastic deformation heating

Finite element analysis was carried out using the MSC-Marc® commercial software package which can perform coupled thermo-mechanical analyses. The coupling between the thermal and mechanical problems takes place through the internal heat generation caused by the conversion of the plastic work into thermal energy as described above. The converted mechanical energy serves as input to the heat transfer problem. The solution for both mechanical and thermal domains is obtained simultaneously i.e. both analyses are performed at each time increment. The simulation of the thermographic inspection process based on plastic deformation heating necessitates a model that can describe the cyclic strain hardening behavior. The finite element model built in this work is based on the time-independent combined isotropic/kinematic hardening model (Lemaitre and Chaboche 1994) (also called the Chaboche model) described below. Within the framework of elastoplasticity, the total strain is partitioned into the reversible elastic strain ϵ^e and the irreversible plastic strain ϵ^p :

$$\epsilon = \epsilon^e + \epsilon^p \quad (4)$$

The model is established based on observed variables, such as the total strain ϵ and the temperature T , and internal variables ϵ^p and V_k . V_k is a parameter representing the material's state of hardening. The specific free energy of the plastically deformed metal is expressed as a function of observed and internal variables as (Lemaitre and Chaboche 1994):

$$\Psi = \Psi(\epsilon - \epsilon^p, T, V_k) = \Psi(\epsilon^e, T, V_k) \quad (5)$$

The Chaboche model presents the observed experimental facts and the corresponding microstructural processes in a hierarchical way including two different hardening rules: nonlinear kinematic and isotropic hardening rules (Chaboche 1986). The kinematic hardening rule states that hardening occurs in the unloading direction when the stress change

from the unloading point is twice the monotonic yield stress. In contrast, the isotropic hardening rule predicts yielding later when the stress in the reverse loading direction reaches twice the stress before unloading (Dowling 1993).

By combining these two different hardening rules, the model can overcome the insufficiencies related to some aspects of cyclic plasticity when used separately (Chaboche 1986; Chaboche 1989; Lemaitre and Chaboche 1994). The nonlinear kinematic hardening rule is used to capture the proper characteristic of cyclic plasticity like Bauschinger effect, ratcheting, and mean-stress relaxation effect. The isotropic hardening rule is used to describe the cyclic hardening or softening. The strain memory variable is introduced to describe the influence of the plastic strain range on the stabilized cyclic response.

4.1.1. Yield criterion

Plasticity is represented by a yield criterion which is a generalization of the yield stress σ_s defining the elastic domain in the uniaxial plasticity to the multiaxial case. This yield criterion defines the stress space within which any stress variation generates only elastic strains variations. The equation of the elastic domain boundary includes all the components of the stress tensor and the yield stress σ_s as a hardening variable:

$$f(\sigma_{ij}, \sigma_s) = 0 \quad (6)$$

σ_{ij} is the stress tensor defined by:

$$\sigma_{ij} = \begin{bmatrix} \sigma_{11} & \sigma_{12} & \sigma_{13} \\ \sigma_{21} & \sigma_{22} & \sigma_{23} \\ \sigma_{31} & \sigma_{32} & \sigma_{33} \end{bmatrix} \quad (7)$$

Isotropy requires that the boundary of the domain be invariant under a change of axes. Therefore, the function f depends on three invariants of the stress tensor σ_I , σ_{II} and σ_{III} :

$$f(\sigma_I, \sigma_{II}, \sigma_{III}, \sigma_s) = 0 \quad (8)$$

The three invariants σ_I , σ_{II} and σ_{III} are defined by:

$$\sigma_I = Tr(\sigma_{ij}) \quad (9)$$

$$\sigma_{II} = \frac{1}{2} Tr(\sigma_{ij} \sigma_{ij}) \quad (10)$$

$$\sigma_{III} = \frac{1}{3} Tr(\sigma_{ij} \sigma_{jk} \sigma_{ki}) \quad (11)$$

Where Tr denotes the matrix trace.

For metals, it is sufficient to use the deviatoric stress tensor defined as:

$$\sigma'_{ij} = \sigma_{ij} - \frac{1}{3} \sigma_{kk} \delta_{ij} \quad (k=1,2,3) \quad (12)$$

Where δ_{ij} is the Kronecker symbol.

In the isotropic case, the yield function is expressed in term of the invariants of σ' denoted S_{II} and S_{III} as:

$$f(s_{II}, s_{III}, \sigma_s) = 0 \quad (13)$$

The associated homogeneous invariants J_2 and J_3 can also be used:

$$J_2(\sigma) = (3s_{II})^{1/2} = \left(\frac{3}{2} \sigma'_{ij} \sigma'_{ij} \right)^{1/2} \quad (14)$$

$$J_3(\sigma) = \left(\frac{27}{2} s_{III} \right)^{1/3} = \left(\frac{3}{2} \sigma'_{ij} \sigma'_{jk} \sigma'_{ki} \right)^{1/3} \quad (15)$$

In the case of a one-dimensional state of stress in pure tension, the von Mises isotropic criterion is expressed as:

$$f(s_{II}, \sigma_s) = s_{II} - \frac{1}{3} \sigma_s^2 = 0 \quad (16)$$

Or with the equivalent stress σ_{eq} , where $\sigma_{eq} = J_2(\sigma)$:

$$f = \sigma_{eq} - \sigma_s = 0 \quad (17)$$

The decoupling between elastic behavior and hardening entails writing the free energy in the form:

$$\Psi = \Psi_e(\varepsilon^e, T) + \Psi_p(p, \alpha, T) \quad (18)$$

Where p is the accumulated plastic strain defined by:

$$p = \int_0^t \left[\frac{2}{3} \dot{\varepsilon}^p(\tau) : \dot{\varepsilon}^p(\tau) \right]^{1/2} d\tau \quad (19)$$

And α is a kinematic variable. In linear kinematic model the plastic strain ε^p is often used as a kinematic variable.

4.1.2. The nonlinear kinematic hardening model

Kinematic hardening corresponds to a translation of the loading surface. A hardening variable X of tensorial nature called the back stress tensor indicates the position of the loading surface. In this case, the yield surface is expressed as:

$$f = f_y(\boldsymbol{\sigma} - \mathbf{X}) - k \quad (20)$$

Where k is the yield stress.

The function f_y depends only the invariants J_2 and J_3 of the deviatoric parts of $\boldsymbol{\sigma}$ and \mathbf{X} . The back stress tensor \mathbf{X} is obtained from the free energy Ψ using the relation:

$$\mathbf{X} = \rho(\partial\Psi/\partial\boldsymbol{\alpha}) \quad (21)$$

Where ρ denotes the mass density.

The Prager's formulation expresses \mathbf{X} as a linear function of the hardening variable $\boldsymbol{\varepsilon}^p$ (Lemaitre and Chaboche 1994):

$$\mathbf{X} = C_0 \boldsymbol{\varepsilon}^p \quad (22)$$

Where C_0 is a constant.

The nonlinear kinematic hardening is defined from the linear Prager rule by including a recall term. Hence, the back stress is expressed as a function of the plastic strain rate $d\boldsymbol{\varepsilon}^p$ and the increment of the accumulated plastic strain dp :

$$d\mathbf{X} = \frac{2}{3} C d\boldsymbol{\varepsilon}^p - \gamma \mathbf{X} dp \quad (23)$$

Where C and γ are obtained experimentally from a tensile test and represent the initial kinematic hardening modulus and the rate at which the kinematic hardening modulus varies as the plastic deformation varies, respectively.

4.1.3. The isotropic hardening model

Isotropic hardening corresponds to a uniform expansion of the initial yield surface. For cyclic loading, the evolution is slow and can occur either in an increasing fashion (cyclic hardening) or a decreasing fashion (cyclic softening). Isotropic hardening is described using accumulated plastic strain, p , and an associated isotropic variable R that represents the evolution (increase or decrease) of the size of the elastic domain defined as:

$$R = \rho(\partial\Psi/\partial p) \quad (24)$$

As given by the Prandtl-Reuss formulation (Lemaitre and Chaboche 1994), the loading surface is expressed by:

$$f = f_y(\boldsymbol{\sigma}) - \Gamma(R) \quad (25)$$

In this case, f_y depends only on the invariants J_2 and J_3 of the deviatoric stress tensor. Γ introduces hardening through the relation between the isotropic variable R and the cumulative plastic strain p . The evolution equation for the parameter R is similar to that employed in kinematic hardening:

$$dR = b(Q - R)dp \quad (26)$$

Where Q represents the limit of hardening/softening corresponding to the stabilized cycle and b defines the rate at which the size of the elastic range changes as plastic straining develops.

4.1.4. The Chaboche model

The Chaboche model uses the superposition of the nonlinear kinematic hardening rule on the isotropic hardening rule, which results in a modification of the elastic domain by translation

and uniform expansion. Using the von Mises yield criterion and a function of the second invariant J_2 , the plastic domain is represented by:

$$f = J_2(\sigma - X) - R - k \leq 0 \quad (27)$$

Where k represents the initial elastic limit in tension and $J_2(\sigma - X)$ is the second invariant of $(\sigma - X)$ is defined by:

$$J_2(\sigma - X) = \sqrt{\frac{3}{2}(\sigma' - X')(\sigma' - X')} \quad (28)$$

4.1.5. The finite element model

The MSC-Marc[®] Hex8 hexahedron thermo-mechanical 3D solid element was used to model the beam. To assess the contribution of other heat generation mechanisms in the thermographic inspection process the conversion of frictional energy into thermal energy was also included in the model as described in (Mabrouki, Thomas et al. 2009). Since this study is interested in getting a precise description of the heat generation and its spreading at the crack vicinity, mapped meshing was used to vary the mesh density in the model. This allowed the generation of a finer mesh at the crack interface. Figure-A II-6 represents the finite element mesh at the crack region.

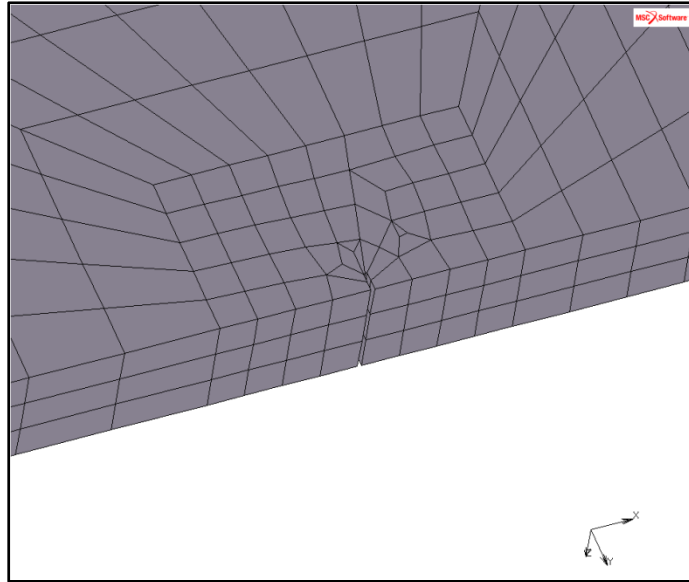


Figure-A II-6. The finite element mesh at the crack region

The structural and thermal material properties used in the model are given in Table-A I-1. A time-dependant sinusoidal displacement of 3.5 mm magnitude at the frequency of 212 Hz was applied on the beam model to represent the shaker's head motion. The simulation duration was equal to 1 second and the time increment was chosen according to the excitation frequency. Since all the specimen faces are exposed to ambient air, convective thermal losses are present in the heat exchange process and a convection coefficient of $10 \text{ W m}^{-2} \text{ }^{\circ}\text{C}^{-1}$ was selected (Holman 1972).

4.2. Numerical results and discussion

The numerical temperature distribution at time 1s and the experimental phase image for the 4 mm crack length specimen are presented in Figure-A II-7. It can be noticed that the numerical temperature distributions are representative of the experimental ones. The numerical and experimental temperature evolution curves at the crack tip are presented in Figure-A II-8. The error in predicting the temperature distribution is 0.46 %. The experimental data does not contain many details due to the limited acquisition frequency of the camera which was to 60 images per second. Consequently, it provides only the general trend of the temperature evolution at the crack interface. On the other hand, the small time

increment in the F.E. simulation makes the numerical data more detailed. This helps to show the temperature evolution at the crack vicinity as observed in the live temperature images. The temperature trend increases first and then stabilizes while the temperature fluctuates according to the excitation frequency around a ‘mean value’.

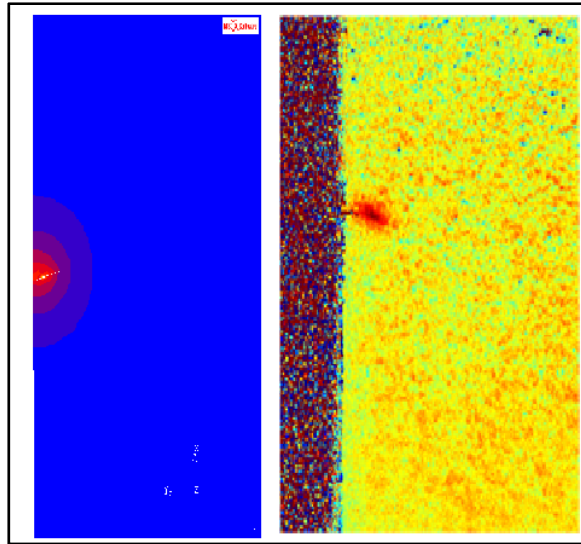


Figure-A II-7. Numerical temperature distribution (a) and experimental phase image (b)

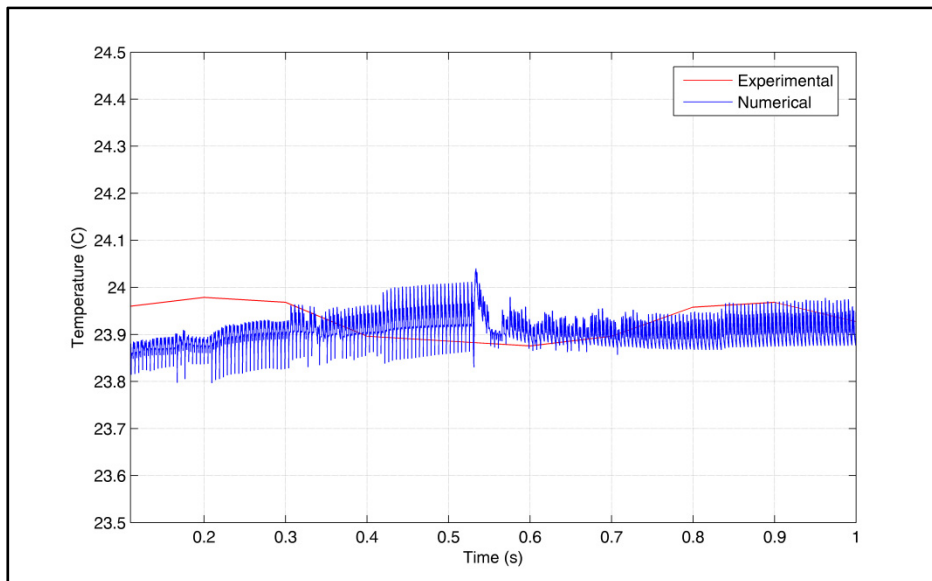


Figure-A II-8. Numerical vs. experimental temperature evolution curves

Figure-A II-9 illustrates the Fourier transform of the numerical thermal response at the crack faces. The appearance of harmonics is the same as noticed in (Mabrouki, Thomas et al. 2009) and is due to the nonlinearity created by the crack.

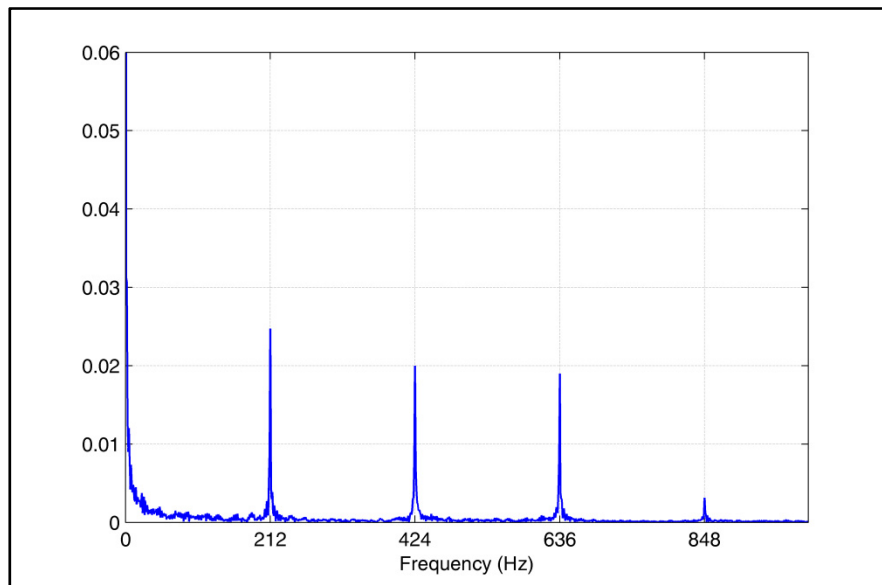


Figure-A II-9. The Fourier transform of the numerical temperature evolution

The von Mises stress distribution on a crack face of the sample with a 4 mm crack at the end of the simulation is shown in Figure-A II-10. As it can be seen in this figure, the maximum von Mises stress is higher than the specimen's yield stress (345MPa). This indicates that the temperature increase during the thermographic inspection process is due to plastic deformation heating. By observing the stress distribution at the crack vicinity during the entire simulation time, it can be noticed that the plastic deformation is highly localized and that the plastic zones are formed on the crack faces and not in the crack tip. The highest stress is located alternatively on the upper and lower edges of each crack face. In fact, as the dynamic excitation is applied, the crack opens in such a way that, during one half-period, the upper regions of the faying surfaces presses against each other; while the lower region presses against each other during the next half-period.

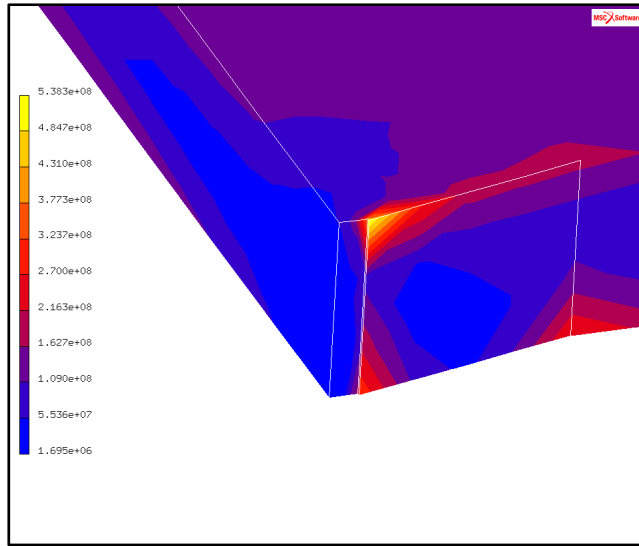


Figure-A II-10. The equivalent von Mises stress distribution

To verify the contribution of frictional heating in the thermographic inspection process, the evolution of the friction force at the crack interface was obtained using the numerical simulation and is presented in Figure-A II-11. The friction force remains low (varying between -2.3 N and 3 N) during the simulation duration indicating no significant contribution from any other heat generation mechanisms other than plastic deformation in the thermographic inspection process.

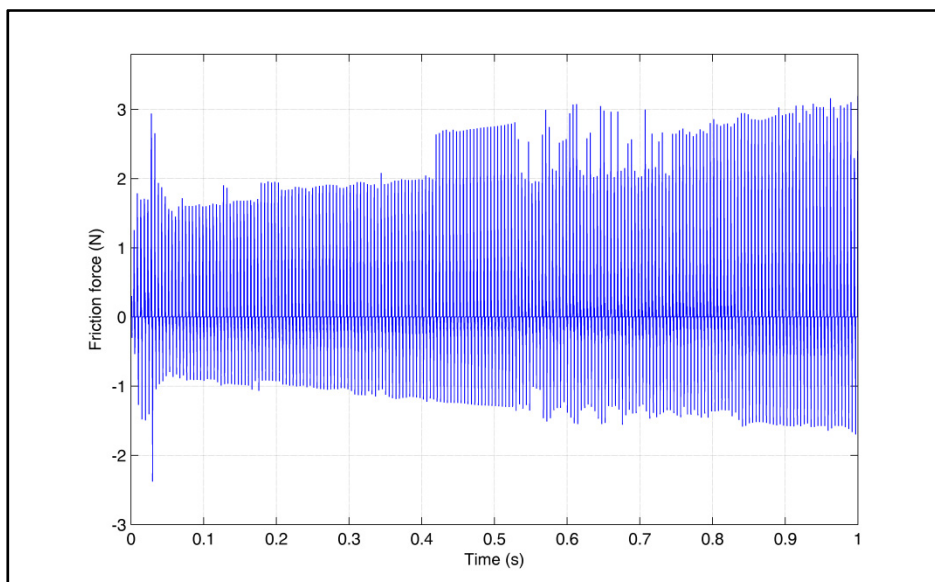


Figure-A II-11. Friction force at the crack interface

Also, the distribution of the friction force at a crack face shown in Figure-A II-12 indicates that the friction force acts only on a small region of the crack face. Nevertheless, it is important to highlight the fact that the plastic deformation heating dominates during the thermographic inspection process is specific to this case. The geometry of the specimen used and the crack location were chosen to make the plastic deformation heating dominate. In an earlier work (Mabrouki, Thomas et al. 2009), the specimen geometry and the crack location were chosen to make frictional heating dominate. It is also important to mention that the two heating mechanisms may be both present during a thermographic inspection process.

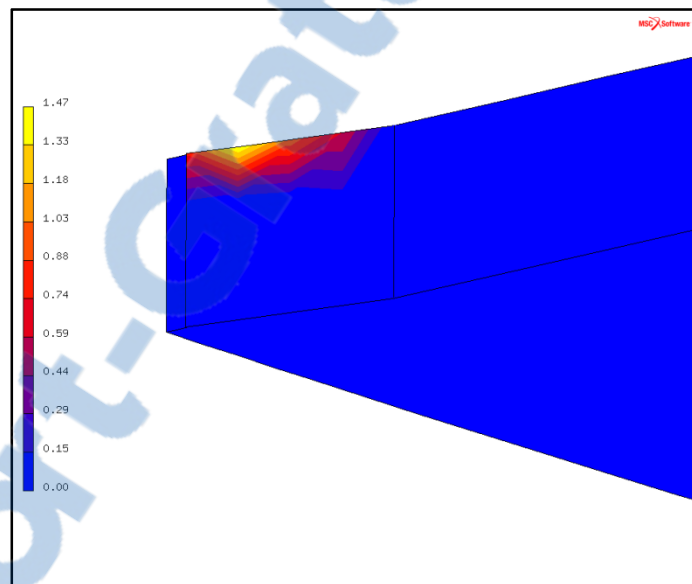


Figure-A II-12. Friction force distribution at a crack face

As seen in the experimental results performed on simple aluminum beams, low-energy vibrothermography has the potential to detect cracks as short as 1 mm when the sample is vibrated at a suitable frequency. The energy input used herein was low (~ 100 W) compared to that used in typical cases of Sonic IR (1 kW) (Saha Chinmoy 2004). The F.E. results demonstrate that the conversion of plastic work into heat is the mechanism that results in crack detection during the thermographic inspection. As observed in (Mabrouki, Thomas et al. 2009), the method is fully nondestructive since no specimen was broken during tests despite the fact that the stress at the crack vicinity exceeds the yield stress. This is because the plastic zones are formed on the crack faces and not in the crack tip. The results have been

reproducible when the same test parameters are used. Also, except for the application of black paint to the specimen, no other preparation is needed.

5. CONCLUSION

In this paper, the mechanism behind crack detection using vibrothermography based on plastic deformation heating has been investigated. A F.E. modal analysis that established the specimen's natural frequencies and corresponding mode shapes was first carried out to predict the excitation parameters. The experiments performed on specimens with different crack lengths revealed that heat can be detected around cracks as short as 1 mm when the specimens are vibrated at a specific "active" resonance frequency. A coupled thermo-mechanical F.E. model was built to represent cyclic plasticity and to directly calculate the temperature distribution around the crack region. The model, which was able to predict the temperature evolution with a 0.46 % error, was used to understand the heat generation mechanism behind crack detection and the temperature evolution at the crack vicinity. The F.E. simulation revealed that the von Mises stress generated under the vibration is higher than the material yield stress. This resulted in the conversion of plastic work into heat that allowed the crack detection. Nevertheless, the test remains non-destructive since the plastic zones are formed on the crack faces and not at the crack tip. The F.E. simulation also revealed that the temperature at the crack vicinity changes according to the excitation frequency. The Fourier transform of the temperature evolution revealed the presence of harmonics of the excitation frequency due to the nonlinearity induced by the crack.

BIBLIOGRAPHIE

- Avdelidis, N. P., D. P. Almond, et al. (2004). "Aircraft composites assessment by means of transient thermal NDT." Progress in Aerospace Sciences **40**(3): 143-162.
- Barden, T. J., D. P. Almond, et al. (2007). Detection of impact damage in CFRP composites by thermosonics. Nondestructive Testing and Evaluation. Vol. 22, no. 2, pp. 71-82.
- Bates, D., G. Smith, et al. (2000). "Rapid thermal non-destructive testing of aircraft components." Composites Part B: Engineering **31**(3): 175-185.
- Bendada, A., D. Maillat, et al. (1992). Non destructive transient thermal evaluation of laminated composites: discrimination between delaminations thickness variations and multidelaminations. QIRT-92 (Quantitative Infrared Thermography). Paris, France, Éditions Européenne Thermique et Industrie: 218-223.
- Benmoussat, M. S., M. Guillaume, et al. (2013). "Automatic metal parts inspection: Use of thermographic images and anomaly detection algorithms." Infrared Physics & Technology **61**(0): 68-80.
- Bison, P. G., F. Cernuschi, et al. (2007). "Ageing evaluation of thermal barrier coatings by thermal diffusivity." Infrared Physics & Technology **49**(3): 286-291.
- Blau, P. J. (1996). Friction science and technology. New York, Marcel Dekker.
- Boras, I. and S. Svaic (2001). Characterization of subsurface defects by means of thermography and 3D numerical model.
- Bowden, F. P. and D. Tabor (1967). Friction and Lubrication. London, Methuen & Co.
- Busse, G., M. Bauer, et al. (1992). Lock-in vibrothermal inspection of polymer composites. QIRT-92 (Quantitative Infrared Thermography). Paris, France, Éditions Européenne Thermique et Industrie: 154-159.
- Busse, G., D. Wu, et al. (1992). "Thermal wave imaging with phase sensitive modulated thermography." Journal of Applied Physics **71**(8): 3962-3965.
- Carslaw, H. S. and J. C. Jaeger (1986). Conduction of Heat in Solids. Oxford, Clarendon Press.
- Casalegno, V., M. Salvo, et al. (2008). "Non-destructive characterization of carbon fiber composite/Cu joints for nuclear fusion applications." Fusion Engineering and Design **83**(5-6): 702-712.
- Chaboche, J. L. (1986). "Time-independent constitutive theories for cyclic plasticity." International Journal of Plasticity **2**(2): 149-188.
- Chaboche, J. L. (1989). "Constitutive Equations for Cyclic Plasticity and Cyclic Viscoplasticity." International Journal of Plasticity **5**(3): 247-302.
- Chaki, S., P. Marical, et al. (2011). "Interfacial defects detection in plasma-sprayed ceramic coating components using two stimulated infrared thermography techniques." NDT & E International **44**(6): 519-522.
- Chatterjee, K., S. Tuli, et al. (2011). "A comparison of the pulsed, lock-in and frequency modulated thermography nondestructive evaluation techniques." NDT & E International **44**(7): 655-667.
- Cielo, P. and X. Maldague (1987). "Thermographic NDE of industrial materials and structures." Material evaluation **45**(12): 452-460.

- Dowling, N. E. (1993). Mechanical Behavior of Materials: Engineering Methods for Deformation, Fracture, and Fatigue. Upper Saddle River, Prentice Hall.
- Escourbiac, F., S. Constans, et al. (2007). "Application of lock-in thermography non destructive technique to CFC armoured plasma facing components." Journal of Nuclear Materials **367–370, Part B(0)**: 1492-1496.
- Farren, S. W. and G. I. Taylor (1925). The Heat Developed During Plastic Extension of Metals. Proceedings of the Royal Society, London.
- Favro, L. D., R. L. Thomas, et al. (2001). "Sonic infrared imaging of fatigue cracks." International Journal of Fatigue **23**(Supplement 1): 471-476.
- Genest, M., M. F., et al. (2009). Comparison of thermography techniques for inspection of fiber metal laminates. 18th annual ASNT Research Symposium & Spring Conference. St. Louis, MO, USA.
- Genest, M., M. Martinez, et al. (2009). "Pulsed thermography for non-destructive evaluation and damage growth monitoring of bonded repairs." Composite Structures **88**(1): 112-120.
- Grammatikos, S. A., E. Z. Kordatos, et al. (2014). "Current injection phase thermography for low-velocity impact damage identification in composite laminates." Materials & Design **55**(0): 429-441.
- Han, X., M. S. Islam, et al. (2006). "Simulation of Sonic IR Imaging of Cracks in Metals with Finite Element Models." Review of Progress in Quantitative Nondestructive Evaluation; Volume 25A. Vol. 25A, pp. 544-549.
- Han, X., J. Lu, et al. (2005). "Sonic infrared imaging NDE." Proc. SPIE. Vol. SPIE-5765, pp. 142-147.
- Hodowany, J., G. Ravichandran, et al. (2000). "Partition of plastic work into heat and stored energy in metals." Experimental Mechanics (USA). Vol. 40, no. 2, pp. 113-123. June 2000.
- Holman, J. P. (1972). Heat transfer. New York, McGraw-Hill.
- Junyan, L., L. Liqiang, et al. (2013). "Experimental study on active infrared thermography as a NDI tool for carbon–carbon composites." Composites Part B: Engineering **45**(1): 138-147.
- Junyan, L., T. Qingju, et al. (2012). "The study of inspection on SiC coated carbon–carbon composite with subsurface defects by lock-in thermography." Composites Science and Technology **72**(11): 1240-1250.
- Kordatos, E. Z., D. G. Aggelis, et al. (2012). "Monitoring mechanical damage in structural materials using complimentary NDE techniques based on thermography and acoustic emission." Composites Part B: Engineering **43**(6): 2676-2686.
- Lahiri, B. B., S. Bagavathiappan, et al. (2012). "Quantification of defects in composites and rubber materials using active thermography." Infrared Physics & Technology **55**(2–3): 191-199.
- Lehto, A., J. Jaarinen, et al. (1981) "Magnitude and phase in thermal wave imaging." Electronics Letters **17**, 364-365.
- Lemaitre, J. and J. L. Chaboche (1994). Mechanics of Solid Materials. Cambridge, Cambridge University Press
- Liu, H.-N., M. Sakamoto, et al. (2003). "Detection of Defects in Thermal Barrier Coatings by Thermography Analyses." Materials Transactions **44**(9): 1845-1850.

- M. Krishnapillaia, R. J., I.H. Marshalla, M. Bannisterb, N. Rajicc (2005). "Thermography as a tool for damage assessment." Composite Structures **67**(2): 149-155.
- Mabrouki, F., M. Genest, et al. (2009). "Numerical modeling for thermographic inspection of fiber metal laminates." NDT & E International **42**(7): 581-588.
- Mabrouki, F., M. Thomas, et al. (2009). "Frictional heating model for efficient use of vibrothermography." NDT & E International **42**(5): 345-352.
- Maierhofer, C., M. Röllig, et al. (2012). "Non-destructive testing of Cu solder connections using active thermography." NDT & E International **52**(0): 103-111.
- Maldague, X., F. Galmiche, et al. (2002). "Advances in pulsed phase thermography." Infrared Physics & Technology **43**(3-5): 175-181.
- Maldague, X., Y. LARGOUËT, et al. (1998). "A study of defect depth using neural networks in pulsed phase thermography: modelling, noise, experiments." Revue Generale de Thermique **37**(8): 704-717.
- Maldague, X. and S. Marinetti (1996). "Pulse phase infrared thermography." Journal of Applied Physics **79**(5): 2694-2698.
- Maldague, X. P. V. (2001). Theory and practice of infrared technology for nondestructive testing, John Wiley & Sons.
- Mason, J. J., A. J. Rosakis, et al. (1994). "On the strain and strain rate dependence of the fraction of plastic work converted to heat: an experimental study using high speed infrared detectors and the Kolsky bar." Mechanics of Materials **17**(2-3): 135-145.
- Meola, C., G. M. Carlomagno, et al. (2006). "Non-destructive evaluation of aerospace materials with lock-in thermography." Engineering Failure Analysis **13**(3): 380-388.
- Mian, A., X. Han, et al. (2004). "Fatigue damage detection in graphite/epoxy composites using sonic infrared imaging technique." Composites Science and Technology **64**(5): 657-666.
- Mian, A., G. Newaz, et al. (2004). "Response of sub-surface fatigue damage under sonic load - a computational study." Composites Science and Technology **64**(9): 1115-1122.
- Montanini, R. and F. Freni (2012). "Non-destructive evaluation of thick glass fiber-reinforced composites by means of optically excited lock-in thermography." Composites Part A: Applied Science and Manufacturing **43**(11): 2075-2082.
- MSC-Software-Corporation, Ed. (2004). MSC.Marc Volume A: Theory and User Information.
- Ouahabi, A., M. Thomas, et al. (2006). Detection of damages in beams and composite plates by harmonic excitation and time-frequency analysis. third European workshop on structural health monitoring, Granada, Spain, Destech publications inc, USA.
- Ouyang, Z., L. D. Favro, et al. (2002). "Theoretical modeling of thermosonic imaging of cracks." AIP Conference Proceedings. 2002.
- Park, H., M. Choi, et al. (2014). "A study on detection of micro-cracks in the dissimilar metal weld through ultrasound infrared thermography." Infrared Physics & Technology **62**(0): 124-131.
- Pickering, S. and D. Almond (2008). "Matched excitation energy comparison of the pulse and lock-in thermography NDE techniques." NDT & E International **41**(7): 501-509.
- Rantala, J., D. Wu, et al. (1996). "Amplitude-modulated lock-in vibrothermography for NDE of polymers and composites." Research in Nondestructive Evaluation **7**(4): 215-228.

- Rantala, J., D. Wu, et al. (1996). "Amplitude-modulated lock-in vibrothermography for NDE of polymers and composites." Research in Nondestructive Evaluation (USA). Vol. 7, no. 4, pp. 215-228.
- Rantala, J., D. Wu, et al. (1996). Lock-in vibrothermography applied for nondestructive evaluation of polymer. Materials Science Forum. **210-213**: 433-438.
- Reddy, J. N. (2006). An introduction to the finite element method. New York, McGraw Hill.
- Rosakis, P., A. J. Rosakis, et al. (2000). "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): 581-607.
- Saha Chinmoy, P. (2004). Dynamic analyses of a metallic sample in sonic infrared NDE technique - Experimental and computational approach. 2004 ASME/JSME Pressure Vessels and Piping Conference, San Diego, CA, United States, ASME, Pressure Vessels and Piping Division.
- Sakamoto, H., J. Shi, et al. (2001). Analysis of heat generation under plastic deformation, crack initiation and propagation. Tenth International Conference on Computational Methods and Experimental Measurements, CMEM X, Jun 4-6 2001, Alicante, Spain, Computational Mechanics Inc., Billerica, United States.
- Schroeder, J. A., T. Ahmed, et al. (2002). "Non-destructive testing of structural composites and adhesively bonded composite joints: pulsed thermography." Composites Part A: Applied Science and Manufacturing **33**(11): 1511-1517.
- Wu, D. and G. Busse (1998). "Lock-in thermography for nondestructive evaluation of materials." Revue Generale de Thermique **37**(8): 693-703.
- Wu, D., W. Karpen, et al. (1996). Nondestructive inspection of turbine blades with lock-in thermography. Materials Science Forum.
- Wu, D., G. Zenzinger, et al. (1996). "Nondestructive Inspection of Turbine Blades with Lock-In Thermography." Materials Science Forums **210 - 213**(289): 289-294.
www.engineershandbook.com.
www.matweb.com.
- Zhao, K. M. and J. K. Lee (2001). "Material properties of aluminum alloy for accurate draw-bend simulation." Journal of Engineering Materials and Technology **123**(3): 287-292.
- Zweschper, T., A. Dillenz, et al. (2001). "Ultrasound lock-in thermography - A defect-selective NDT method for the inspection of aerospace components." Insight: Non Destructive Testing and Condition Monitoring **43**: 173-179.
- Zweschper, T., A. Dillenz, et al. (2003). "Ultrasound excited thermography using frequency modulated elastic waves." Insight Non Destructive Testing and Condition Monitoring. March **45**(3): 178-182.