

Institut National Polytechnique de Toulouse
Laboratoire Génie de Production
École Nationale d'Ingénieurs de Tarbes

Mémoire d'Habilitation à Diriger des Recherches
Spécialité Génie Mécanique

Présenté par
Olivier Dalverny
le 27 Novembre 2012

**Contribution à la modélisation non linéaire
des matériaux et des structures**

Devant le Jury composé de :

M. Alexis BÉAKOU, Professeur à l'IFMA - Aubière	Rapporteur
M. Alain GERARD, Professeur à l'Université Bordeaux 1	Rapporteur
M. Moussa NAÏT ABDELAZIZ, Professeur à l'Université Lille 1	Rapporteur
M. Zoubir KHATIR, Directeur de Recherche à l'IFSTTAR	Examineur
M. Serge Caperaa, Professeur à l'ENI – Tarbes	Examineur
M. Moussa Karama, Professeur à l'ENI – Tarbes	Examineur

REMERCIEMENTS

Avant de démarrer ce mémoire d'Habilitation à Diriger des Recherches, je souhaite remercier plusieurs personnes qui ont contribué à l'accomplissement de ce travail.

Je voudrais tout d'abord remercier Serge Caperaa et Moussa Karama sans qui je n'aurais pas pu accomplir le parcours qui est le mien aujourd'hui. Au sortir de ma thèse Serge a su me faire confiance et m'a permis de faire mes premiers pas en tant qu'enseignant chercheur à l'ENIT. Moussa par son dynamisme et son volontarisme m'a impliqué dans bon nombre d'actions et d'encadrements doctoral qu'il a initié au sein de l'équipe M2SP. S'il est parfois difficile de suivre son rythme, son soutien et sa confiance m'ont permis de réaliser ce travail.

Ce parcours est aussi le fruit du travail des divers doctorants que j'ai été amené à encadrer. Je remercie ainsi sincèrement Jean-Louis, Chakib, Ionel, Pierre, Alexandre, François, Adrien, Makram, Marina, Sabeur, Thibaut et Ahlem sans qui ce mémoire ne pourrait exister.

Je remercie vivement messieurs les professeurs Alexis Béakou Directeur de la recherche à l'IFMA, Alain Gérard de l'Université Bordeaux 1 et Moussa Naït Abdelaziz de l'Université de Lille 1 pour avoir accepté de rapporter sur mon travail.

Je tiens à remercier également monsieur Zoubir Khatir, Directeur de Recherche à l'IFSTTAR d'avoir accepté de participer à ce jury de soutenance.

Je voudrais particulièrement remercier Sébastien Mistou, pour sa relecture attentive de ce mémoire et pour tout le temps passé lors du co-encadrement des thèses sur lesquelles nous avons travaillé en commun. Un grand merci à l'ensemble des personnes avec lesquelles j'ai été amené à travailler et à encadrer des travaux, notamment Joël Alexis avec lequel je co-encadre en ce moment deux doctorants.

Je réserve une pensée chaleureuse à tous les membres des différentes équipes qui composent le LGP, collègues, doctorants et techniciens, pour leur convivialité.

Grand merci enfin à mon épouse Agnès et à mes enfants, Thibaut, Eve et Madeleine qui ont eux aussi participé à la réussite de ce projet.

SOMMAIRE

LISTE DES FIGURES ET DES TABLEAUX	5
NOTATIONS	9
INTRODUCTION	11
CONTEXTE	11
OBJECTIF DU MANUSCRIT	13
PLAN DU MANUSCRIT	13
I - DOSSIER PERSONNEL	15
1. CURRICULUM VITAE	15
1.1. SITUATION ACTUELLE & COORDONNÉES.....	15
1.2. FORMATION.....	15
1.3. CURSUS PROFESSIONNEL	15
1.4. RÉSUMÉ DE MES ACTIVITÉS DEPUIS 1999	16
2. SYNTHÈSE DE MES TRAVAUX D'ENSEIGNANT CHERCHEUR	17
2.1. ACTIVITÉS D'ENSEIGNEMENT	17
2.2. SYNTHÈSE DES ACTIVITÉS DE RECHERCHE ET D'ENCADREMENT	18
2.3. RESPONSABILITÉS ADMINISTRATIVES ET COLLECTIVES	19
2.4. ENCADREMENTS DE MASTERS ET DE THÈSES.....	19
2.5. PRINCIPAUX CONTRATS DE COLLABORATION ACADÉMIQUES ET INDUSTRIELLES	22
2.6. RAYONNEMENT ET ANIMATION SCIENTIFIQUE	23
2.7. PUBLICATIONS.....	24
II - DOSSIER DE RECHERCHE	35
1. COMPORTEMENT NON LINÉAIRE DES MATÉRIAUX.....	37
1.1. CADRE GÉNÉRAL	37
1.1.1 <i>Formalisme thermodynamique – Méthode de l'état local.....</i>	<i>37</i>
1.1.1.1 Cadre thermodynamique	38
1.1.1.2 Potentiel thermodynamique et lois d'état	38
1.1.1.3 Potentiel de dissipation et lois complémentaires	39
1.1.1.4 Exemple pour le cas des comportements viscoplastiques	40
1.2. MODÈLES DE COMPORTEMENT VISCOPLASTIQUE POUR DES ALLIAGES DE BRASURE	41
1.2.1 <i>Comportement viscoplastique des matériaux métalliques.....</i>	<i>42</i>
1.2.2 <i>Modèles basés sur la partition de la déformation</i>	<i>44</i>
1.2.2.1 Loi Puissance ou loi de Norton	45
1.2.2.2 Loi sinus hyperbolique	45
1.2.2.3 Loi de Darveaux.....	45
1.2.2.4 Synthèses	46
1.2.3 <i>Modèles de comportement unifiés</i>	<i>46</i>
1.2.3.1 Modèle d'Anand.....	48
1.2.3.2 Modèle de Busso.....	49
1.2.3.3 Modèle de McDowell	49
1.2.4 <i>Couplage viscoplasticité et endommagement.....</i>	<i>51</i>
1.2.5 <i>Intégration numérique et implémentation</i>	<i>52</i>
1.2.5.1 Un exemple d'implémentation	53
1.2.5.2 Résultats numériques.....	54
1.3. MODÈLES DE COMPORTEMENT DES POLYMÈRES	57
1.3.1 <i>Les modèles rhéologiques.....</i>	<i>58</i>
1.3.1.1 Modèle de Kelvin-Voigt.....	58
1.3.1.2 Modèle de Maxwell et Maxwell généralisé.....	58
1.3.1.3 Généralisation à un comportement tridimensionnel	59
1.3.2 <i>Modèles de comportement viscoélastiques non linéaire.....</i>	<i>60</i>
1.3.2.1 Modèle de Kelvin-Voigt-Bingham.....	60

1.3.2.2	Modèle viscoélastique spectral	61
1.4.	IDENTIFICATION PARAMÉTRIQUE DES LOIS DE COMPORTEMENT	63
1.4.1	<i>Généralités</i>	63
1.4.2	<i>L'identification paramétrique</i>	65
1.4.2.1	Position du problème	65
1.4.2.2	Méthodologie.....	66
1.4.2.3	Identification du comportement viscoplastique d'un alliage de brasure	69
1.4.2.4	Identification à partir d'essais d'indentation instrumentée	70
1.4.3	<i>Identification à partir de mesures de champs</i>	72
1.4.3.1	Problématique	72
1.4.3.2	Applications de la méthode FEMU	73
1.4.3.3	Identification multi-zones.....	76
1.5.	SYNTHÈSE DES ACTIONS MENÉES.....	79
2.	MODÉLISATION NON-LINÉAIRE DES STRUCTURES.....	83
2.1.	MODÉLISATION DU CONTACT CONFORME : APPLICATION AUX ROTULES EN ENVIRONNEMENT AÉRONAUTIQUE	84
2.1.1	<i>Contexte et problématique</i>	84
2.1.2	<i>Développement d'outils</i>	86
2.1.2.1	Calcul par la méthode de flexibilité	86
2.1.2.2	Modélisation par la Méthode des Éléments Finis	87
2.1.3	<i>Études expérimentales</i>	89
2.1.4	<i>Application à l'optimisation d'un contact conforme</i>	90
2.2.	MODÉLISATION DE LA COUPE DES MÉTAUX EN RÉGIME TRANSITOIRE	91
2.2.1	<i>Contexte & Problématique</i>	91
2.2.2	<i>Un modèle de coupe transitoire</i>	92
2.2.2.1	Considérations générales	92
2.2.2.2	Le modèle d'endommagement	93
2.2.2.3	Quelques résultats.....	95
2.3.	SIMULATION DU COMPORTEMENT MÉCANIQUE DES BPS	97
2.3.1	<i>Contexte & Problématique</i>	97
2.3.2	<i>Étude du comportement mécanique d'un BPS</i>	99
2.3.3	<i>Étude de l'assemblage de deux fuseaux</i>	102
2.3.4	<i>Étude de l'endommagement des films polymère des BPS</i>	103
2.4.	MODÉLISATION DU PACKAGING DES MODULES D'ÉLECTRONIQUE DE PUISSANCE	107
2.4.1	<i>Contexte & problématique</i>	107
2.4.2	<i>Modèles d'assemblages de composants pour Modules de Puissance</i>	108
2.4.2.1	Les modules d'électronique de puissance	108
2.4.2.2	Différentes stratégies de modélisation	111
2.4.2.3	Quelques résultats d'un modèle 3D complet de convertisseur.....	113
2.4.3	<i>Couplage mécano-fiabiliste et conception de modules de puissance</i>	116
2.4.3.1	Approche fiabiliste en mécanique	116
2.4.3.2	Prise en compte de multiples scénarios de défaillance	118
2.4.3.3	Mise en œuvre du couplage mécano-fiabiliste	118
2.4.3.4	Méta modèles	119
2.4.3.5	Une application aux modules d'électronique de puissance	120
2.5.	MODÉLISATION THERMOCHIMIQUE ET THERMOMÉCANIQUE DES ERI	122
2.5.1	<i>Contexte & problématique</i>	122
2.5.2	<i>Point bibliographique sur le calcul des ERI</i>	123
2.5.3	<i>Stratégie de modélisation</i>	125
2.5.3.1	Modélisation thermochimique.....	125
2.5.3.2	Modélisation thermomécanique et analyse mécano-fiabiliste	128
2.6.	SYNTHÈSE DES ACTIONS MENÉES.....	129
3.	PROJET SCIENTIFIQUE	132
	RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES.....	141

LISTE DES FIGURES ET DES TABLEAUX

Figure 1 : Influence de la viscoplasticité sur le comportement en traction d'un alliage Sn _{3,5} Ag (a) sensibilité à la température, (b) sensibilité à la vitesse de déformation [Chen et al., 2004].....	43
Figure 2 : Mise en évidence des trois phases d'un essai de fluage	44
Figure 3 : Courbes caractéristiques d'un essai de relaxation d'un alliage Sn _{3,5} Ag [Micol, 2007].....	44
Figure 4 : Comparaison entre résultats numériques et données expérimentales, (a) traction simple (10 ⁻⁴ /s), (b) traction séquentielle.....	54
Figure 5 : Essais de cyclage sur une plaque trouée, (a) configuration géométrique, (b) distribution de l'endommagement <i>f</i> en fin de cycle, (c) évolution radiale de <i>f</i> pour différents temps.....	55
Figure 6 : Calcul en cyclage d'un assemblage, (a) configuration géométrique, (b) chargement thermique.....	55
Figure 7 : Évolution de la contrainte de cisaillement pour les deux types de brasure, (a-b) en fonction du nombre de cycle, (c-d) en fonction de la déformation de cisaillement	56
Figure 8 : (a) Évolution de l'endommagement dans les deux brasures en fonction du nombre de cycle et (b) cartographie de la variable d'endommagement.....	56
Figure 9 : Différences entre viscoélasticité et viscoplasticité [Schieffer, 2003]	57
Figure 10 : Modèles rhéologiques, (a) Kelvin-Voigt, (b) Maxwell et (c) Maxwell généralisé.....	58
Figure 11 : Modèle rhéologique combiné de Kelvin-Voigt-Bingham [Violettes, 2005].....	60
Figure 12 : Formulation générale du problème direct de simulation par éléments finis [Kleinermann, 2000]......	65
Figure 13 : Formulation générale du problème d'identification paramétrique [Kleinermann, 2000].	65
Figure 14 : Principe et mise en œuvre de la méthode d'identification paramétrique	67
Figure 15 : Éprouvettes de caractérisation de brasure en configuration bump, (b) vue en coupe d'un bump	69
Figure 16 : Machine de fatigue utilisée pour les essais d'érouissage et de fluage en température..	69
Figure 17 : Exemple résultats d'essais pour la brasure Sn _{96,5} Ag _{3,5} , (a) fluage, (b)écrouissage cyclique	70
Figure 18 : Comparaison essais/simulation à l'issue de l'identification pour des essais de fluage et d'érouissages à différentes températures et vitesses de sollicitations	70
Figure 19 : Identification d'un modèle de comportement à partir d'un essai d'indentation. (a) courbe caractéristique d'un essai d'indentation [Bucaille et al., 2003], (b) modèle de comportement élastoplastique	71
Figure 20 : Courbes expérimentales et de simulation pour les paramètres identifiés sur des métallisations de cuivre et d'aluminium.....	72
Figure 21 : Organigramme de l'application d'identification des paramètres constitutifs, à partir de mesures de champs [Fazzini, 2009].....	75
Figure 22 : Présentation des différentes courbes contrainte déformation construites à partir du modèle de Ramberg-Osgood dont les paramètres ont été identifiés pour l'aluminium 2024 T4 [Fazzini, 2009]	76
Figure 23 : Stratégie d'identification multi-zones [Peronnet et al., 2012]	77
Figure 24 : Identification multi-zones des propriétés élastiques anisotropes planes d'un stratifié, (a) configuration expérimentale, (b) carte d'erreur, (c) tracé d'un profil permettant la détection du seuil limite de zone.....	78
Figure 25 : (a) Attache mât-moteur A380 Rolls-Royce, et (b) rotule attache mât-moteur avant grippée	85
Figure 26 : (a) Pyramide des essais donnant les différentes échelles de représentativité et (b) organigramme présentant la stratégie d'étude mise en œuvre.....	85

Figure 27 : (a) Champ des pressions de contact calculé par la méthode de flexibilité et (b) comparaison avec la MEF pour la distribution sur la largeur de la rotule	87
Figure 28 : (a) Modèle d'une des rotules de la manille attache-moteur avant et (b) exemple de distribution de pression de contact sur la portée sphérique	88
Figure 29 : Distribution des pressions de contact sur la portée sphérique d'une rotule, (a) distribution initialement supposée, (b) distribution effective obtenue après recalage du modèle....	89
Figure 30 : (a) Banc d'essai d'endurance en rotulage, (b) exemple de résultat d'évolution du coefficient de frottement pour des essais d'endurance à charge radiale et un angle de rotulage imposés.....	90
Figure 31 : Image de l'éprouvette entaillée à différentes étapes de l'essai de traction et géométrie de l'éprouvette	94
Figure 32 : (a) Champ de déformation mesuré par stéréo corrélation d'images et (b) critère identifié pour l'acier 42CrMo4.....	95
Figure 33 : Simulation de la coupe 2D orthogonale transitoire, (a) configuration initiale, (b, c, d) évolution du champ des contraintes à différents temps au cours de l'avancée de l'outil dans la pièce	96
Figure 34 : Simulation d'une opération de fraisage, (a) configuration, (b) champ des contraintes ...	96
Figure 35 : (a) Ballon pressurisé stratosphérique et.....	97
Figure 36 : Dispositif expérimental Nirvana pour des essais sur des portions de 1,45 m de diamètre	97
Figure 37 : Démarche adoptée pour l'étude du comportement mécanique des BPS.....	99
Figure 38 : Essai de fluage recouvrance au-delà du seuil conventionnel d'écoulement (a) à température ambiante, (b) à -60°C.....	100
Figure 39 : Comparaison simulation (modèle de Kelvin-Voigt-Bingham) et expérimentation pour un essai de fluage recouvrance (a) température ambiante, (b) -60°C.....	101
Figure 40 : Comparaison essai calcul, (a) déplacement d'un méridien d'un échantillon, (b) déplacements au centre de l'échantillon pour différents niveaux de fluage à -60°C	102
Figure 41 : Stratégie de modélisation d'un assemblage associant un modèle de structure global et un modèle local de la jonction.....	103
Figure 42 : Champ des contraintes de Von Mises à la jonction des fuseaux, (a) structure nominale, (b) structure avec défaut [Selva et al., 2008]	103
Figure 43 : Observation au MEB des défauts du film, (a) pli simple (× 120) et (b) pli triple (× 100)	104
Figure 44 : Courbe rationnelle du comportement mécanique uniaxial du film : bleu = sans plis, ...	105
Figure 45 : Adaptation du dispositif de mesure (ESPI) sur la machine d'essai pour mesurer la déformation locale au sein d'un pli	106
Figure 46 : Champ des déformations dans la direction de traction pour le film avec pli simple	106
Figure 47 : Module de puissance (a) vue externe, (b) schéma en coupe, (c) structure d'un assemblage	109
Figure 48 : (a) CAO partiellement découverte d'un assemblage de module double face réalisé avec des bumps et (b) photo d'une réalisation du laboratoire PEARL.....	110
Figure 49 : (a) photo du switch PEARL, (b) modèle global 3D coque, (c) modèle 3D solide d'un bump.....	112
Figure 50 : Synoptique de calcul d'un modèle découplant les parties thermique et mécanique, et utilisant la technique de sub-modeling [Micol, 2007]	113
Figure 51 : Vue en coupe de deux structures d'assemblage (a) par brasage d'insert, (b) par brasage direct	114
Figure 52 : Modèles géométriques maillés des assemblages avec connexions (a) par brasages d'inserts et (b) par brasage direct.....	114
Figure 53 : Champ des températures (K) dans les assemblages avec connexions (a) par brasages d'inserts et (b) par brasage direct.....	115

Figure 54 : Cartographie du champ de densité d'énergie de déformation inélastique dans la brasure de connexions après cyclage thermique (mJ/mm^3), (a) connexion par brasages d'inserts, (b) brasage direct.....	115
Figure 55 : Stabilisation des cycles contraintes/déformations dans les brasures, (a) insert (b) collecteur.....	116
Figure 56 : Représentation de l'approximation FORM et SORM dans l'espace standard [Micol et al., 2009].....	117
Figure 57 : Principe du couplage mécano-fiabiliste [Micol, 2007]	119
Figure 58 : Synoptique de la stratégie d'évaluation numérique des modules	120
Figure 59 : Structure d'une plaque procédé de l'ERI et photo d'un ERI avec empilement de 5 plaques	123
Figure 60 : Schématisation des différents transferts thermiques dans un ERI	125
Figure 61 : Équilibre thermique du fluide procédé et paramétrage du canal	125
Figure 62 : Algorithme principal de ModER	127

Tableau 1 : Échelonnement dans le temps des différentes périodes et travaux associés (les Ti font références aux différentes thèses co-encadrées, cf. §2.4).	18
Tableau 2 : Tableau comparatif de différents types de modèles de comportement utilisés pour la modélisation du comportement viscoplastique des alliages de brasures (* Fatigue Thermomécanique, ** x est fonction du second invariant de la contrainte déviateur/effective.	47
Tableau 3 : Résultats de l'identification des paramètres élastiques de l'aluminium 2024 T4 avec la méthode de recalage éléments finis [Fazzini, 2009].....	76
Tableau 4 : Résultats d'identification des paramètres du modèle de Ramberg-Osgood [Fazzini, 2009].....	76
Tableau 5 : Paramètres matériau pour l'acier 42CrMo4.....	92
Tableau 6 : Paramètres de la loi d'endommagement pour l'acier 42CrMo4	95
Tableau 7 : Module d'élasticité mesuré suite à une sollicitation de type fluage-recouvrance à 70 MPa.....	105

NOTATIONS

Les symboles et notations utilisés dans ce document sont définis dans le texte lors de leurs premières utilisations. Cependant, il convient de préciser le principe des principales notations utilisées.

- x scalaire,
- \vec{x}, x_i vecteur et sa notation indicielle,
- $\bar{\bar{x}}, x_{ij}$ tenseur d'ordre 2 et sa notation indicielle,
- $\bar{\bar{\bar{x}}}, x_{ijkl}$ tenseur d'ordre 4 et sa notation indicielle,
- \cdot produit tensoriel interne contracté sur un indice,
- $:$ produit tensoriel interne contracté sur deux indices,
- $[\]$ matrice,
- $[\]^T$ transposé d'une matrice,
- $\{ \}$ matrice colonne ou vecteur,

INTRODUCTION

CONTEXTE

Ce document présente l'ensemble de mon parcours d'enseignement et de recherche depuis mon recrutement en tant qu'attaché temporaire d'enseignement et de recherche en septembre 1998 puis Maître de Conférences l'année qui a suivi. Les travaux décrits ont trait à la mécanique non linéaire des matériaux et des structures et couvrent tant le champ expérimental que la modélisation et la simulation éléments finis du comportement des matériaux et des structures.

L'origine de mon intérêt large pour ces diverses activités remonte sans doute au DEA de mécanique de Bordeaux I que j'ai suivi en même temps que ma dernière année de formation d'Ingénieur. Ce DEA de mécanique permettait grâce à quelques options de se spécialiser en Production Automatisée, Génie des Matériaux ou Conception Mécanique Assistée de l'Ordinateur comme ce fut mon cas. Néanmoins, la base commune à la formation était telle, qu'elle n'engendrait pas de cloisonnement irrémédiable entre les disciplines et permettait de se diriger ensuite vers l'ensemble de ces domaines. J'ai ainsi pu effectuer ma thèse de doctorat en tribologie au sein de l'équipe IMF¹ (anciennement Génie des Matériaux) du Laboratoire Génie de Production (LGP). Ces travaux ont porté sur l'étude expérimentale du comportement en frottement, à haute température, de matériaux céramiques et sur l'évaluation analytique et expérimentale des températures interfaciales de divers couples frottants. Les compétences acquises pendant cette période ont été mises en pratique et approfondies au travers de travaux portant sur la modélisation thermomécanique des contacts frottants, tout d'abord durant la thèse de François Peyruseigt (Cifre Airbus) et actuellement du post-doc de Brahim Tlili (projet CHPA²).

Suite à cette première expérience forte en recherche, j'ai été recruté au sein de l'équipe M2SP³ (anciennement Conception Mécanique Assistée de l'Ordinateur) par le Professeur Serge Caperaa pour travailler sur un contrat de recherche concernant la modélisation de la découpe rotative d'étiquettes (6 mois). En suivant, j'ai intégré l'équipe M2SP d'abord en tant qu'Ater (1998-99) puis en tant que Maître de Conférences stagiaire en septembre 1999. C'est au sein de cette équipe et plus précisément du groupe Grandes Transformations Thermomécaniques Rapides (G2TR), sous la responsabilité du Professeur S. Caperaa que j'ai réellement débuté ma carrière d'enseignant chercheur. J'ai naturellement pris part aux activités autour de la modélisation numérique de la coupe des métaux, sujet abordé durant mon stage de recherche en DEA. Je me suis plus particulièrement intéressé à la caractérisation des matériaux soumis à de fortes déformations et de grandes vitesses de

¹ Interfaces et Matériaux Fonctionnels

² Projet AEROSAT (état-région) – Compresseur Hautes Performances pour l'Aéronautique

³ Mécanique des Matériaux, des structures et Procédés

sollicitations. C'est dans ce cadre-là, que j'ai participé à l'encadrement des thèses de Jean-Louis Bacaria (financement laboratoire), Chackib Sattouf (bourse Syrienne) et Ionel Nistor (cotutelle Roumanie) portant respectivement sur un modèle transitoire de la coupe des métaux, la caractérisation en dynamique rapide du comportement viscoplastique des matériaux et sur l'identification expérimentale et la simulation numérique de l'endommagement en dynamique rapide. Ma contribution à ces travaux s'est faite autour de la mise en place des expérimentations de caractérisation mais aussi des modèles numériques non linéaires.

Au cours des travaux portant sur la découpe rotative des étiquettes (travail post doctoral LPMI⁴), il a été nécessaire de s'intéresser au comportement viscoélastique des matériaux polymères (la couche de colle) et à sa modélisation. Cette première activité associée à la modélisation numérique non linéaire m'a amené à travailler par la suite avec le Professeur Moussa Karama sur la modélisation numérique des ballons pressurisés stratosphériques (BPS) et à participer à l'encadrement de la thèse de Pierre Vialettes (bourse Cifre CNES) en collaboration avec le CNES et l'ONERA/DESP. Au cours de cette étude, ma contribution a porté sur la caractérisation et l'identification numérique du comportement viscoélastique non linéaire des films polymères constitutifs des BPS et sur la modélisation numérique de sous-ensembles de ces ballons. Ces travaux se sont poursuivis par plusieurs études, et notamment par la thèse de Makram Chaabane (bourse région Midi-Pyrénées/CNES) dont j'ai assuré la direction scientifique (dérogation d'habilitation à diriger des recherches de l'INPT⁵) et dont les principaux résultats concernent la caractérisation expérimentale de l'endommagement des films polymères utilisés pour l'élaboration des BPS. C'est au cours de la thèse de Pierre Vialettes, durant laquelle la validation expérimentale des modèles a été faite à partir de mesures de déplacements par stéréo-corrélation d'images, qu'est apparue la nécessité de s'intéresser au recalage de modèles et à l'identification paramétrique de loi de comportement à partir de mesures de champs. Cette activité aura une suite avec ma participation à l'encadrement de la thèse de Marina Fazzini (contrat Airbus) portant sur le développement de méthodes d'intégration des mesures de champs et sur des travaux concernant l'identification de lois de comportement à partir de mesures de champs. Cette activité se poursuit à l'heure actuelle et a été étendue au contrôle non destructif des matériaux composites à partir d'une méthode couplant mesure cinématique et modélisation éléments finis.

Parallèlement aux trois activités précédemment décrites, j'ai participé depuis sa création en 2001 aux travaux mis en place dans le cadre du laboratoire PEARL⁶ 1, PEARL 2 puis PRIMES⁷. Ces travaux ont débuté au travers de stages de DEA et de divers projets de fin d'études ENIT portant sur la caractérisation du fluage viscoplastique des alliages de brasure utilisés dans les assemblages d'électronique de puissance. À partir de 2004, mon activité dans ce domaine s'est renforcée avec le co-encadrement de la thèse d'Alexandre Micol (allocation MESR) puis d'Adrien Zéanh (Cifre Thales) suivi de son travail postdoc-

⁴ Laboratoire de Physique des Matériaux Industriels, Univ. de Pau et des Pays de l'Adour

⁵ Institut National Polytechnique de Toulouse

⁶ Power Electronics Associated Research Laboratory

⁷ Platform for Research on power electronic Integration and Management of Energy and Storage devices

toral (contrat Thales). L'ensemble de ces activités a pour intérêt principal l'étude, la caractérisation et la modélisation des modes de défaillance thermomécanique des convertisseurs d'électronique de puissance. La caractérisation, les données identifiées, puis les modèles élaborés ont servi à conduire des études d'optimisation et de fiabilité de ces modules dans le cadre d'applications ferroviaires et aéronautiques. Dans le prolongement de ces travaux, nous avons en collaboration avec l'équipe IMF du LGP travaillé à l'étude et à la caractérisation du packaging hautes températures de composants diamant dédiés à l'électronique de puissance. Ce travail associant expérimentation et modélisation, s'est effectué au travers du programme Diamonix 1 et de la thèse de Sabeur Msolli (FUI Diamonix 1). Il se poursuit à l'heure actuelle avec ma participation au projet Diamonix 2 et au travers de la thèse d'Ahlem Baazaoui (FUI Diamonix 1). Les connaissances acquises en modélisation thermomécanique et en fiabilité ont été mises en œuvre dans le cadre de la thèse de Benjamin Boniface (Cifre Boostec) portant sur la modélisation thermo-chimique et thermomécanique des Échangeurs Réacteurs Céramiques (ERC).

OBJECTIF DU MANUSCRIT

L'objectif de ce manuscrit est d'effectuer la synthèse de mes travaux de recherche qui se sont déroulés depuis mon intégration en tant que Maître de Conférences au LGP.

Ces travaux très variés visent d'une manière générale à élaborer des modèles numériques complexes, souvent non linéaires, ayant trait à des procédés ou des structures. Ils sont construits dans un but d'analyse, d'optimisation et/ou d'étude fiabiliste de systèmes.

Tout au long de ces années, un souci constant a été de s'intéresser en plus du modèle éléments finis lui-même, à la mise en place de travaux expérimentaux et numériques, visant à étudier, identifier et parfois développer des modèles comportementaux (lois constitutives, lois de frottement) nécessaires à l'élaboration des modèles éléments finis de systèmes complexes.

C'est ainsi que j'ai choisi d'articuler ce manuscrit autour de deux parties concernant, pour la première les travaux développés autour du comportement mécanique non linéaire des matériaux et pour la seconde ceux concernant les applications de la modélisation non-linéaire des structures.

PLAN DU MANUSCRIT

Le document débute par la présentation sous forme d'un curriculum vitae étendu de ma carrière d'enseignant chercheur ; puis se poursuit par la partie principale « Dossier de recherche » organisée en deux volets.

Le premier porte sur le comportement mécanique visqueux des matériaux. Après un rappel du cadre général d'écriture de ces lois, je présente une revue des modèles de comportement destinés à la modélisation des alliages de brasure et plusieurs travaux effectués en connexion avec ce thème. C'est ainsi que je démarre avec la présentation de modèles de comportements viscoplastiques découplés et unifiés utilisés dans le cadre de la modélisation du comportement des alliages de brasure d'électronique de puissance. Je m'intéresse ensuite au développement du couplage d'un modèle d'endommagement au modèle viscoplastique unifié de McDowell. Le problème de l'intégration numérique de ce modèle est ensuite abordé. Le paragraphe suivant est consacré à la modélisation du com-

portement des matériaux polymères. Après une présentation succincte de modèles viscoélastiques linéaires basés sur des considérations rhéologiques, je m'intéresserai à deux modèles viscoélastiques non-linéaires qui ont été développés pour la modélisation de films polymères. Je présenterai ensuite le travail relatif à l'identification des lois de comportement ainsi que quelques travaux expérimentaux sur leur caractérisation. La méthode d'identification paramétrique utilisée sera brièvement exposée et ensuite je présenterai deux applications d'identification à partir de données expérimentales obtenues par un dispositif de mesure optique de champs cinématiques.

La seconde partie du document traite de divers cas de modélisation non linéaires de structures. Cette partie présente différentes applications sur lesquelles je me suis appuyé pour conduire les développements de recherche qui constituent l'assise de mes travaux. Pour l'ensemble de ces études, je me suis constamment attaché à conduire en parallèle le développement d'expérimentation et de simulation propres tant aux matériaux qu'aux structures. Pour faire la transition avec mes premiers travaux de recherche, je commencerai par présenter une étude portant sur la modélisation de contact conforme appliquée au cas des rotules en environnement aéronautique, pour enchaîner par la suite avec le cas de la modélisation de la coupe des métaux en régime transitoire. Le troisième point concerne la simulation du comportement mécanique de Ballons Pressurisés Stratosphériques. Et enfin, deux cas typiques de modélisation thermomécanique sont exposés avec d'une part, la modélisation du packaging de modules d'électronique de puissance et d'autre part, la modélisation thermochimique et thermomécanique des Échangeurs Réacteur Intensifiés.

La troisième et dernière partie du document est consacrée au projet scientifique, dans lequel je présente les trois thèmes de recherche que je propose de développer. Les perspectives de développement se situent principalement dans des thèmes transversaux, qui s'appuient sur des projets du laboratoire (PREMPI⁸, Primes). Les champs concernés portent sur les assemblages mécaniques, le packaging des modules d'électronique de puissance et les mesures de champs et l'identification en mécanique des solides.

⁸ PREMPI : Plateforme de REcherche Multimatériaux - multiProcédés Industriels

I - DOSSIER PERSONNEL

1. CURRICULUM VITAE

1.1. SITUATION ACTUELLE & COORDONNÉES

Olivier DALVERNY

Né le 7 avril 1968 à Alès (30)

Nationalité Française

Marié, 3 enfants

Maître de Conférences 60^{ième} section, Classe Normale, 5^{ième} échelon.

Laboratoire Génie de Production – EA 1905

École Nationale d'Ingénieurs de Tarbes

Avenue d'Azereix - BP1629 - 65016 Tarbes Cedex

Tél. : +33 5 62 44 27 29

Fax : +33 5 62 44 27 08

e-mail : olivier.dalverny@enit.fr

1.2. FORMATION

- ♦ Thèse de Doctorat de l'Université Bordeaux I

Soutenue le 9 janvier 1998 avec la mention Très Honorable

« *Vie tribologique à chaud et température interfaciale dans des contacts céramiques* ».

Lauréat du Prix Gustave Adolph HIRN 1998 décerné par la Société Tribologique de France.

- ♦ Diplôme d'Études Approfondies de Mécanique

« *Modélisation de l'usinage par enlèvement de matière formulée en Lagrange Actualisé. Étude des contraintes résiduelles* », Université Bordeaux I, 1993.

- ♦ Diplôme d'Ingénieur ENIT - Génie Mécanique et Production, 1993

1.3. CURSUS PROFESSIONNEL

- ♦ Allocataire de recherche (octobre 1994 à décembre 1997)
- ♦ Stage postdoctoral LPMI - Adera (mars 1998 à août 1998)
- ♦ Attaché Temporaire d'Enseignement et de Recherche (septembre 1998 à août 1999)
- ♦ Maître de Conférences stagiaire (septembre 1999 à août 2000)
- ♦ Maître de Conférences titulaire en mécanique, section CNU 60 (depuis septembre 2000)

Établissement de rattachement : École Nationale d'Ingénieurs de Tarbes

Unité de recherche : EA1905 Laboratoire Génie de Production

1.4. RÉSUMÉ DE MES ACTIVITÉS DEPUIS 1999

Depuis mon recrutement en tant que Maître de Conférences en 1999, mes activités se sont déroulées au sein de l'École Nationale d'Ingénieurs de Tarbes pour ce qui concerne l'enseignement, et au sein du Laboratoire Génie de Production (équipe Mécanique des Matériaux, des Structures et des Procédés) pour ce qui est de la recherche. Dès sa création en 2001 à Tarbes, j'ai participé aux activités du laboratoire PEARL (Power Electronics Associated Research Laboratory), qui a maintenant pris le nom de PRIMES (Platform for Research on power electronic Integration and Management of Energy and Storage devices). Depuis plusieurs années, une bonne part de mes activités de recherche sont conduites en collaboration avec l'équipe Interface et Matériaux Fonctionnel du LGP.

Mes activités d'enseignement concernent l'ensemble du génie mécanique, filière dont j'assure la coordination pédagogique au sein de la commission programme de l'ENIT. Mes cours concernent tant la conception mécanique que le dimensionnement des structures. Une première partie de ces enseignements concernent des TD de bureau d'études en conception mécanique et l'animation de projets multi technologiques. La seconde partie de ma charge concerne des cours en mécanique générale (dynamique), mécanique de la rupture et en modélisation et simulation éléments finis.

Pour le volet recherche, mes travaux se sont déroulés au sein du groupe Grandes Transformations Thermomécaniques Rapides, puis progressivement au sein du groupe Mécanique des Matériaux et des Structures dont j'assure l'animation depuis 2006. Mon activité est centrée sur la mécanique non linéaire des matériaux et des structures. J'ai travaillé à la caractérisation expérimentale et à la modélisation du comportement des matériaux visqueux mais aussi à la modélisation thermomécanique des procédés et des structures. Les points particulièrement abordés sont listés en suivant :

- **Caractérisation, modélisation et identification des comportements visqueux** – Étude en dynamique rapide du comportement viscoplastique des matériaux ainsi que d'un critère d'endommagement pour élaborer un modèle transitoire de la coupe des métaux. Caractérisation et modélisation du fluage viscoplastique des alliages de brasure utilisés dans les assemblages d'électronique de puissance. Caractérisation et l'identification numérique du comportement viscoélastique non linéaire des films polymères constitutifs de Ballons Pressurisés Stratosphériques et modélisation numérique de sous-ensembles de ces ballons. Ces travaux se sont poursuivis par plusieurs études sur la caractérisation expérimentale de l'endommagement des films polymères.
- **Modélisation thermomécanique de procédés et de structures** – Modélisation des modes de défaillance des convertisseurs d'électronique de puissance haute température. Des modèles éléments finis thermomécaniques des assemblages ont permis des études d'optimisation et de fiabilité des convertisseurs de puissance. Modélisation thermo-chimique et thermomécanique des Échangeurs Réacteurs Céramiques (ERC). Modélisation thermomécanique des contacts frottants conformes, application aux rotures en environnement aéronautique et à la simulation du fonctionnement d'un compresseur haute performance pour l'aéronautique.
- **Recalage de modèles et identification paramétrique de loi de comportement** – Élaboration de stratégies d'identification paramétrique de lois de comportement à

partir d'essais homogènes ou non. Identification de lois de comportement à partir de mesures de champs. Extension de la procédure au contrôle non destructif des matériaux composites à partir d'une méthode couplant mesure cinématique et modélisation éléments finis.

2. SYNTHÈSE DE MES TRAVAUX D'ENSEIGNANT CHERCHEUR

2.1. ACTIVITÉS D'ENSEIGNEMENT

Depuis mon recrutement en tant qu'ATER en septembre 1998, puis sur un poste de maître de conférences en 60^{ième} section, j'ai assuré une charge d'enseignements variés, se répartissant de façon équivalente au niveau licence (L3) et master (M1, M2) mais aussi dans le cadre de la formation continue (formation en Conception Mécanique Assistée de l'Ordinateur) et par apprentissage (Ingénieur en Machinisme Agricole). Ces enseignements en majeure partie constitués de cours et travaux dirigés couvrent un large spectre du génie mécanique.

En formation ingénieur, j'ai enseigné dans différents modules : mécanique générale (cinématique et dynamique), mécanique de la rupture et de l'endommagement, conception mécanique (sous forme de projets CAO) et modélisation numérique non linéaire. En formation par apprentissage, j'ai assuré des enseignements en mécanique générale tant en statique, cinématique que dynamique.

J'ai participé à la mise en place d'un cours optionnel de master recherche (M2R Génie Mécanique de Toulouse) à l'ENIT. Ce module de 24 h élève, intitulé « Techniques Expérimentales et Numériques » se compose de deux parties ; la première qui traite des Techniques de Mesures de Champs a été développée par S. Mistou, tandis que j'ai pris en charge la seconde, intitulée Identification de Lois de Comportement. J'ai récemment pris en charge la coordination d'un enseignement d'initiation au PLM⁹ pour lequel j'assure la partie modélisation et simulation.

L'encadrement et le suivi de divers stages fait aussi partie de mes activités. J'ai ainsi assuré le suivi de plusieurs stages de niveau licence et de nombreux projets de fin d'études ingénieur. En relation avec mes activités de recherche, j'ai encadré ou co-encadré 15 stages de DEA et master recherche M2R.

En moyenne, depuis ma nomination en septembre 1999, mon service d'enseignements incluant le suivi de projets est d'environ 270 h/an équivalent TD. Titulaire de la prime d'encadrement doctoral (PEDR) puis de la prime d'excellence scientifique (PES) depuis 2007, mon service d'enseignements est en moyenne de 230 h/an équivalent TD.

Pour l'année universitaire 2011/2012, on pourra citer les enseignements suivants pour lesquels tous les volumes horaires sont convertis en heures équivalent TD/groupe.

Cours

- Mécanique Générale, Dynamique	L2	Semestre 4	AST ¹⁰	(30 h)
- Simulation numérique et PLM	L3	Semestre 5		(9 h)
- Mécanique de la Rupture 1, bases	M1	Semestre 8		(12 h)

⁹ Product Lifecycle Management

¹⁰ AST, étudiants admis sur titre suite à l'obtention d'un BTS, DUT ou autre bac+2

- Mécanique de la Rupture 2, avancée M2 Semestre 9 (9 h)
- Modélisation Numérique Non Linéaire M2 Semestre 9 (9 h)

Travaux Dirigés

- Mécanique Générale, Dynamique L2 Semestre 4 AST (12 h)
- Conception fonctionnelle - Cao L3 Semestre 5 AST (12 h)
- Simulation numérique et PLM L3 Semestre 5 (6 h)
- Projet multi technologiques M1 Semestre 7 (52 h)
- Mécanique de la Rupture 1, bases M1 Semestre 8 (4 h)

Travaux Pratiques

- Mécanique de la Rupture 2, avancée M2 Semestre 9 (6 h)
- Modélisation numérique avancée M2 Semestre 9 (16 h)

- Documents pédagogiques

- Mécanique des Solides : Statique (L1) – 53 pages.
- Mécanique de la Rupture I (M1) – 43 pages.
- Mécanique de la Rupture II (M2) – 27 pages.
- Modélisation Numérique : Problèmes Non Linéaire (M2) 48 pages (coécrit avec S. Caperaa).
- Identification de Lois de Comportement (M2R GM) – 23 pages.
- Les plans d'Expériences (M2R GM) – 28 pages.
- Notice d'utilisation du code de calcul Abaqus® – 46 pages.

2.2. SYNTHÈSE DES ACTIVITÉS DE RECHERCHE ET D'ENCADREMENT

Depuis 1998, date à laquelle j'ai intégré en tant qu'ATER l'équipe CMAO (aujourd'hui M2SP) du LGP, j'ai travaillé au sein des groupes Grandes Transformations Thermomécaniques Rapides (G2TR) puis Mécanique des Matériaux et des Structures (MMS), dont j'ai pris en charge l'animation scientifique.

Mon activité de recherche au sein de l'équipe M2SP porte sur différents champs disciplinaires concernant l'expérimentation, la modélisation et la simulation de phénomènes ou de structures fortement sollicitées. Pour cela, je me suis tout d'abord intéressé à la caractérisation du comportement mécanique des matériaux en vue de l'identification de lois de comportement. Les matériaux concernés sont tant les polymères que les matériaux métalliques. Les modèles étudiés sont des modèles viscoélastiques non linéaires pour les polymères et viscoplastiques pour ce qui concerne les structures métalliques sollicitées par impact ou des alliages de brasure sollicités à haute température. L'endommagement de films polymères multicouches et des aciers sous impact a été étudié.

	94	95	96	97	98	99	00	01	02	03	04	05	06	07	08	09	10	11	12	
Mécanique du contact & tribologie		Thèse											T6							P1
Modélisation de la coupe					T1, T2, T3															
Identification & mesures de champs										T4, T8, T11, T12										
Thermomécanique & fiabilité											T5, T7, T9, T10, P2, T13									

Tableau 1 : Échelonnement dans le temps des différentes périodes et travaux associés (les T_i font références aux différentes thèses co-encadrées, cf. §2.4).

Pour ce qui concerne la partie modélisation et simulation éléments finis, les modèles mis en œuvres sont généralement thermomécaniques (modélisation de l'usinage par enlèvement de matière, modélisation du packaging de composants d'électronique de puissance, modélisation d'échangeurs réacteurs intensifiés...). Mon activité a donc trait à la mécanique non linéaire des matériaux et des structures. L'échelonnement dans le temps des différentes thématiques abordées est présenté dans le Tableau 1, qui fait aussi référence aux différentes thèses encadrées.

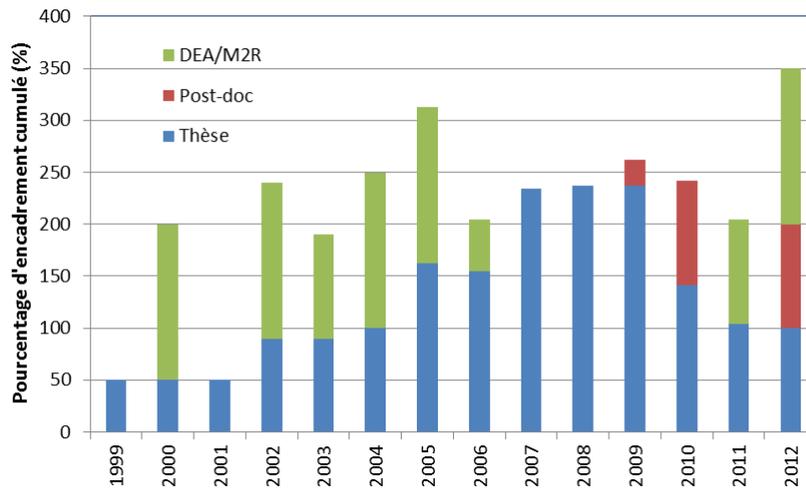
2.3. RESPONSABILITÉS ADMINISTRATIVES ET COLLECTIVES

- Membre élu du Conseil de Laboratoire depuis 2001.
- Membre élu de la Commission de Spécialiste de l'ENIT (suppléant 2004-2007, titulaire 2007-2009).
- Membre du Comité de Sélection 60^{ième} section à l'ENIT en 2010.
- Membre du Comité de Sélection 60^{ième} section à l'Université de Pau et des Pays de l'Adour en 2010.
- Président de la commission de recrutement des ATER en 60^{ième} section (en 2011 et 2012).
- Membre de la Commission Programme de l'ENIT (depuis 2008).
- Coordonnateur des enseignements de génie mécanique auprès de la direction de la formation et de la vie étudiante.
- Responsable et gestionnaire du budget du laboratoire de mécanique depuis 2010 (équipement pour les enseignements de travaux pratiques en mécanique à l'ENIT – environ 40 k€/an).
- Participation à la rédaction du nouveau règlement des études lors de la réforme pédagogique concernant le passage aux ECTS en avril 2002.
- Participation à diverses commissions de recrutement des élèves de l'ENIT
- Examineur aux jurys des oraux d'entrée en première année à l'ENIT.
- Participation à la présidence d'un jury de baccalauréat en juillet 2010 à Albi (82).

2.4. ENCADREMENTS DE MASTERS ET DE THÈSES

Depuis mon début de carrière, j'ai assuré le co-encadrement ou l'encadrement d'étudiants en Master de Recherche (et DEA), en Thèses et en stage Postdoctoral. Le graphe ci-dessous présente le pourcentage annuel cumulé de ces encadrements.

Pour l'ensemble des thèses soutenues au cours de la dernière campagne d'évaluation des PES la durée moyenne de thèses est de 38,4 mois (évaluation sur la période 2007-2010).



♦ **Encadrement d'un stage postdoctoral**

- [P1] B. Tlili (1 déc. 2011 / 31 mai 2013), Post-doc dans le cadre d'un projet État/région Aerosat (Compresseur Haute Performances pour l'Aéronautique, CHPA), portant sur la « Modélisation thermomécanique d'un compresseur à losanges déformables ».
- [P2] A. Zéanh (20 oct. 2009 / 31 dec. 2010), Post-doc dans le cadre d'un contrat recherche Thales AES / ENIT-M2SP portant sur la « Modélisation de la durée de vie de modules IGBT : Analyse expérimentale des mécanismes de défaillance et domaine de validité dans des applications convertisseurs avioniques ».

♦ **Co-encadrement de 10 thèses soutenues**

- [T1] J.-L. Bacaria (1999-2001), encadrement à 30%, Un modèle transitoire comportemental pour la coupe des métaux, Thèse INP de Toulouse. Devenir du diplômé : ingénieur calcul chez Latécoère.
- [T2] C. Sattouf (1999-2003), encadrement à 20%, Caractérisation en dynamique rapide du comportement de matériaux utilisés en aéronautique, Thèse INP de Toulouse, Bourse Syrie. Devenir du diplômé : Enseignant à l'Université d'Alep (Syrie).
- [T3] I. Nistor (2002-2005), encadrement à 30%, Identification expérimentale et simulation numérique de l'endommagement en dynamique rapide : application aux structures aéronautiques, Thèse INP de Toulouse, Bourse Roumanie. Devenir du diplômé : ingénieur au centre de recherche EDF.
- [T4] P. Vialettes (2002-2005), encadrement à 40%, Simulation numérique et expérimentale du comportement mécanique des ballons pressurisés stratosphériques, Thèse de l'ENSAE, Bourse Cifre CNES/ONERA Toulouse. Devenir du diplômé : Manager R&D pour EADS en Chine.
- [T5] A. Micol (2004-2007), encadrement à 30%, Approche probabiliste dans la conception des modules de puissance, Thèse Univ. Toulouse III, Bourse MESR. Devenir du diplômé : Ingénieur recherche Phimeca.
- [T6] F. Peyruseigt (2005-2008), encadrement à 50%, Optimisation mécanique d'un contact conforme : application aux rotules aéronautiques, Thèse INP de Toulouse, Bourse Cifre Airbus Toulouse. Devenir du diplômé : Ingénieur Airbus.
- [T7] A. Zéanh (2005-2009), encadrement à 50%, Contribution à l'amélioration de la fiabilité des modules IGBT en environnement aéronautique, Thèse INP de Toulouse,

- Bourse Cifre Thales-AES, Co-direction LGP-ENIT/ims-Bordeaux I. Devenir du diplômé : qualifié 60^{ième} section, Post-doc LGP-Thales.
- [T8] M. Fazzini (2006-2009), encadrement à 50%, Développement de méthodes d'intégration des mesures de champs, Thèse INP de Toulouse, financement AIRBUS Toulouse. Devenir du diplômé : qualifiée 60^{ième} section, Maitre de conférences ENIT.
- [T9] B. Boniface (2007-2010), co-encadrement à 50% avec S. Caperaa, Modélisation thermomécanique et fiabilité d'un échangeur réacteur en carbure de silicium, Thèse INP de Toulouse, Bourse Cifre Boostec. Devenir du diplômé : Ingénieur calcul Nimitex Études.
- [T10] S. Msolli (2008-2011), co-encadrement à 50% avec J. Alexis, direction M. Karama, Modélisation thermomécanique d'assemblage de composants d'électronique de puissance, Thèse INP de Toulouse, financement Prog. FUI – Diamonix1. Devenir du diplômé : qualifié 60^{ième} section, Post-doc UTT.
- ♦ **Direction d'une Thèse soutenue en novembre 2009 (Dérogation INP Toulouse)**
- [T11] M. Chaabane (2006-2009), encadrement à 50%, Caractérisation expérimentale de l'endommagement des films polymères de ballons pressurisés stratosphériques, Thèse INP de Toulouse, Bourse région Midi-Pyrénées / CNES Toulouse. Devenir du diplômé : qualifié 60^{ième} section, maitre-assistant École Nationale d'Ingénieurs de Monastir, Tunisie.
- ♦ **Co-encadrement de 2 Thèses en cours**
- [T12] T. Fourcade (2009) co-encadrement à 30% avec T. Masri et J. Alexis, Caractérisation mécanique de matériaux en couches minces, Thèse INP de Toulouse, Bourse Cifre CNES / NOVA MEMS, sout. 2012.
- [T13] A. Baazaoui (2011), co-encadrement à 50% avec J. Alexis, direction M. Karama, Modélisation thermomécanique d'assemblage de composants d'électronique de puissance, Thèse INP de Toulouse, financement Prog. FUI – Diamonix2, sout. 2014.
- ♦ **Encadrement ou co-encadrement de 15 Master de Recherche ou DEA**
1. A. Talabouzrou, encadrement à 100%, Identification paramétrique de lois de comportement à partir d'un essai d'indentation instrumenté, M2R Génie Mécanique ENIT/INPT, (Juillet 2012).
 2. F. Barelli, encadrement à 50% (co-encadré avec H. Weleman), Modélisation de l'endommagement des matériaux fragiles : intégration des effets unilatéraux dans le calcul de structure, M2R Génie Mécanique ENIT/INPT, (Janvier 2012).
 3. M. Wourms, encadrement à 100%, Identification de lois de comportements à partir de mesures de champs cinématiques, M2R Génie Mécanique ENIT/INPT, (Juillet 2011).
 4. P. Selva, encadrement à 50% (co-encadré avec S. Mistou), Modélisation des assemblages de ballons pressurisés, partenaire : CNES-ONERA, M2R Génie Mécanique ENIT/INPT, (Juillet 2006).

5. S. Ausset, encadrement à 100%, Étude d'une loi de comportement viscoélastique spectrale, appliquée à la modélisation des ballons stratosphériques, M2R Génie Mécanique UPS Toulouse (Juillet 2005).
6. S. Renouf, encadrement à 50% (co-encadré avec S. Mistou), Identification expérimentale et modélisation du comportement de rotules, M2R Génie Mécanique UPS Toulouse, (Juillet 2005).
7. R. Dumas, encadrement à 50% (co-encadré avec S. Mistou), Simulation thermomécanique d'une liaison rotule, Partenaire: EADS, DEA de Génie Mécanique UPS Toulouse, (Juillet 2004).
8. S. Roques, encadrement à 100%, Caractérisation à la rupture des films polymères des ballons stratosphériques, DEA Génie Mécanique UPS Toulouse (Juillet 2004).
9. G. Lapiere, encadrement à 100%, Étude et modélisation du comportement viscoélastique des ballons stratosphériques DEA Génie Mécanique de Toulouse (Juillet 2003)
10. L. Aujol, encadrement à 100%, Identification du comportement élasto-viscoplastique d'alliages de brasure : Application au comportement thermomécanique des bumps. DEA Génie Mécanique de Toulouse (Juillet 2002).
11. R. Chachou, encadrement à 50% (co-encadré avec S. Mistou), Simulation numérique et expérimentale du comportement de ballons stratosphériques, DEA Génie Mécanique de Toulouse (Juillet 2002)
12. D. Loustaunau, encadrement à 100%, Identification d'un critère d'endommagement pour matériaux métalliques. DEA Génie Mécanique de Toulouse (Juillet 2000).
13. M. Bangué Tandet, encadrement à 50% (co-encadré avec S. Mistou), Optimisation de la conception d'une tête de prothèse fémorale, DEA Génie Mécanique INPT, Juillet 2000.
14. L. Francez, encadrement à 100%, Élaboration de cartes de température dans le cas d'un système de frottement pion-disque, DEA de mécanique de l'université de Bordeaux I (Juin 97).
15. I. Arjoca, encadrement à 100%, Détermination des températures superficielles dans un contact frottant, DEA Franco-Roumain (Juillet 97).

2.5. PRINCIPAUX CONTRATS DE COLLABORATION ACADÉMIQUES ET INDUSTRIELLES

Contrat Recherche

- Contrat de recherche Airbus (thèse Cifre F. Peyruseigt), portant sur l'optimisation des rotules aéronautiques utilisées pour les attaches des mats moteur (Airbus, 2005-2008 – 60 k€).
- Contrat de recherche avec le CNES-Toulouse portant sur la modélisation éléments finis des assemblages de ballons pressurisés stratosphériques (15 k€, septembre à juin 2006).
- Contrat de recherche avec Thales (thèse Cifre A. Zéanh), portant sur la fiabilité des connexions utilisées dans les modules igbt en environnement aéronautique. Con-

- trat exécuté dans le cadre du programme MODERNE (MODular ElectRical Network), (Thales AES, 2006-2009 – 75,9 k€).
- Contrat d'étude Postdoctorale avec la société Thales AES portant sur la modélisation de la durée de vie de composants d'électronique de puissance (75 k€, 20 oct. 2009 / 31 déc. 2010).
 - Contrat de recherche, portant sur l'étude du packaging de « Composants actifs à base de diamant monocristallin pour l'électronique de puissance », (Projet FUI Diamonix 1, 2007-2010 – 264,5 k€).
 - Contrat de recherche, portant sur l'optimisation du packaging de Composants actifs à base de diamant monocristallin pour l'électronique de puissance, (Projet FUI Diamonix 2, 2011-2014 – 365,6 k€).
 - Contrat de recherche, portant sur l'étude et l'optimisation de compresseur hautes performances pour l'aéronautique, (Projet État-Région Aerosat CHPA, 2011-2013 – 113,2 k€).

Transfert industriel

- Modélisation thermomécanique d'un radiateur à ailettes cuivre (Alstom Transport, 2006 - 1,71 k€).
- Modélisation numérique de l'emboutissage de rotules (SKF AeroSpace France, 2006 - 1,4 k€).
- Étude numérique et expérimentale de pivots à lames réalisés par collage structural (CNES Toulouse et CLIX Industrie 2005 - 7,5K€).
- Étude portant sur la modélisation éléments finis du comportement mécanique d'un implant déformable servant d'écarteur vertébral (Tecknimed, 2005 - 1,7 k€).
- Étude portant sur la modélisation d'écoulement en milieux poreux (SCT, 2001).

2.6. RAYONNEMENT ET ANIMATION SCIENTIFIQUE

- Depuis 2006 j'anime la thématique Mécanique des Matériaux et des Structures (MMS), qui est l'une des deux composantes de l'équipe M2SP. À ce titre, j'ai participé à la rédaction du projet recherche pour le contrat quadriennal 2007-2010 et à la rédaction du bilan et du projet recherche pour le contrat quadriennal 2011-2014.
- Membre du comité de pilotage du FUI Diamonix 1 puis Diamonix 2.
- Relecture de 7 articles de revues internationales et de 4 communications à une conférence :
 - . Solid-State Electronics, Special ISDRS'11 Issue (1 article en 2012)
 - . Key Engineering Materials (4 articles en 2009, 2010, 2011),
 - . Proc. IMechE, Part G, Journal of Aerospace Engineering (1 article en 2009),
 - . Engineering Applications of Artificial Intelligence (1 article en 2004),
 - . Int. Conf. on Structural Analysis of Advanced Materials (2 articles en 2009),
 - . 17^{ième} Journées Internationales et Francophones de Tribologie (2 articles en 2005).

- Participation à l'organisation d'un congrès : Int. Conf. on Structural Analysis of Advanced Materials ICSAAM, Tarbes, 7-10 Sept. 2009. Ce congrès organisé par l'École Nationale d'Ingénieurs de Tarbes (M. Karama), l'Université de Patras (G. Papanicolaou) et l'Université Polytechnique de Bucarest (C. Atanasiu, G Horia), a réuni environ 300 personnes sur les thèmes de la mécanique des matériaux, des structures et des procédés.

- Membre de l'Association Française de Mécanique.

2.7. PUBLICATIONS

Production scientifique depuis 1997 :

- Revues Internationales avec comité de lecture	26
- Revues Nationales avec comité de lecture	6
- Communication à des Conférences Internationales avec actes	48
- Communication à des Conférences Nationales avec actes	23
- Communication sans actes	5

Revue Internationale avec comité de lecture (26)

- [A1] S. Msolli, **O. Dalverny**, J. Alexis, M. Karama, Effects of the unified viscoplastic formulation and temperature terms on the thermomechanical behavior of soldering materials. *Key Engineering Materials*, Vol. 498, p. 219-226, 2012, ISSN: 1013-9826
- [A2] S. Msolli, **O. Dalverny**, J. Alexis, M. Karama, Experimental and mechanical characterizations of a lead free solder alloy for electronic devices, *Advanced Materials Research*, Vol. 423, p. 210-217, 2012, ISBN: 978-3-03785-329-0.
- [A3] A. Zéanh, **O. Dalverny**, A. Bouzourene, C. Bruzy, Structural Reliability Methods Applied to Power Switch Devices: Example of an Aeronautical IGBT Module, *Journal of Mechanical Design*, ASME , Vol. 133, Issue 9, p. 1-9, 2011. doi:10.1115/1.4004585
- [A4] M. Fazzini, **O. Dalverny**, S. Mistou, Identification of Materials Properties Using Displacement Field Measurement, *Key Engineering Materials*, Vol. 482, p. 57-65, 2011.
- [A5] G. Civrac, S. Msolli, **O. Dalverny**, J. Alexis, H. Schneider, Electrical and mechanical characterisation of Si/Al ohmic contacts on diamond, *Electronics Letters*, Vol. 46, Issue 11, p. 791-793 , 2010.
- [A6] A. Micol, A. Zéanh, **O. Dalverny**, M. Karama, Identification of the Sn96.5Ag3.5 law behavior with the scatter of the parameters. Study of aeronautical application in power module, *Advanced Material Research*, Trans Tech Publications, Vol. 112, p. 83-92, 2010.
- [A7] A. Zéanh, **O. Dalverny**, M. Karama, A. Bouzourene, Lifetime and Reliability Assessment of AlN Substrates used in Harsh Aeronautic Environments Power Switch Modules, *Advanced Material Research*, Trans Tech Publications, Vol. 112, p. 113-127, 2010.

- [A8] B. Boniface, S. Caperaa, **O. Dalverny**, Numerical Modeling of Chemical and Thermal Coupling in a Silicon Carbide Based Heat Exchanger Reactor, *Advanced Material Research*, Trans Tech Publications, Vol. 112, p. 93-101, 2010.
- [A9] M. Fazzini, S. Mistou, **O. Dalverny**, L. Robert, Study of image characteristics on digital image correlation error assessment, *Optics and Lasers in Engineering*, Vol. 48, Issue 3, p. 335-339, 2010.
- [A10] A. Micol, A. Zéanh, T. Lhommeau, S. Azzopardi, E. Woïrgard, **O. Dalverny**, M. Karama, An investigation into the reliability of power modules considering baseplate solders thermal fatigue in aeronautical applications, *Microelectronics Reliability*, 49, p. 1370–1374, 2009.
- [A11] M. Chaabane, **O. Dalverny**, S. Mistou, J. Alexis, A. Deramecourt, Experimental characterization and damage identification of polymeric film constituting stratospheric super pressurized balloons, *Journal of Aerospace Engineering Part G, Proc. IMechE*, Vol. 223, p. 873-879, 2009.
- [A12] A. Micol, C. Martin, **O. Dalverny**, M. Mermet-Guyenet and M. Karama, Reliability of lead-free solder in power module with stochastic uncertainty, *Microelectronics Reliability*, 49, p. 631–641, 2009.
- [A13] A. Germaneau, F. Peyruseigt, S. Mistou, **O. Dalverny**, P. Doumalin, and J.-C. Dupré, Verification of a spherical plain bearing finite-element model using scattered light photoelasticity tests, *J. Engineering Tribology, Proc. IMechE Vol. 222 Part J*, p. 647-656, 2008.
- [A14] A. Micol, C. Martin, **O. Dalverny**, M. Mermet-Guyennet and M. Karama, Probabilistic Approaches and Reliability Design of power modules, *International Journal for Simulation and Multidisciplinary Design Optimization*, Vol. 2, p. 149-156, 2008.
- [A15] A. Zéanh, **O. Dalverny**, M. Karama, E. Woïrgard, S. Azzopardi, A. Bouzourene, J. Casutt and M. Mermet-Guyennet, Reliability of the connections used in IGBT modules, in aeronautical environment, *Int. J. Simul. Multidisci. Des. Optim.*, Vol. 2, p. 123-133, 2008.
- [A16] P. Selva, **O. Dalverny**, S. Mistou, J. Alexis, M. Karama, A. Deramecourt, Adhesive junction modelling of super-pressure balloon, *Journal of Aerospace Engineering Part G, Proc. IMechE*, Vol. 221, n°5, p. 733-739, 2007.
- [A17] P. Vialettes, J.-M. Siguier, P. Guigue, M. Karama, S. Mistou, **O. Dalverny**, S. Granier, F. Petitjean, Experimental and numerical simulation of super-pressure balloon apex section: Mechanical behavior in realistic flight conditions, *Journal of Advances in Space Research*, Vol. 37, Issue 11, p. 2082-2086, 2006.
- [A18] O. Pantalé, J.-L. Bacaria, **O. Dalverny**, R. Rakotomalala and S. Caperaa, 2D and 3D Numerical Models of Metal Cutting with damage effects. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, Vol. 193, Issue 39-41, p. 4383-4399, 2004.
- [A19] J.-M. Siguier, P. Guigue, M. Karama, S. Mistou, **O. Dalverny**, S. Granier, Numerical and experimental simulation of the mechanical behavior of super-pressure balloon subsystems, *Journal of Advances in Space Research*, Vol. 33, n°10, p. 1711-1716, 2004.
- [A20] C. Sattouf, **O. Dalverny** and R. Rakotomalala, Identification and Comparison of Different Constitutive Laws for High Speed Solicitation, *Journal de Phys. IV*, vol. 110, p. 201-206, 2003.

- [A21] J-L. Bacaria, **O. Dalverny**, O. Pantalé, R. Rakotomalala, Transient Numerical Models of Metal Cutting using the Johnson-Cook's Rupture Criterion. International Journal of Forming Processes, Vol. 5, n°1, Ed. Hermes, p. 53-70, 2002.
- [A22] **O. Dalverny**, S. Caperaa, O. Pantalé, C. Sattouf, Identification de Lois Constitutives et de Lois de Frottement Adaptées aux Grandes Vitesses de Sollicitation, Journal de Phys. IV, Vol. 12, p. 275-281, 2002.
- [A23] J-L. Bacaria, **O. Dalverny**, S. Caperaa, A 3D transient numerical model of milling, IMechE Journal of Engineering Manufacture, Part B, Vol. 215, p. 1-4, 2001.
- [A24] J. Denape, **O. Dalverny**, Évaluation des températures interfaciales dans un contact acier-céramique en frottement sec ; Surfaces et Interfaces, Formage et Tribologie, Presse de l'École des Mines de Paris, éditeur E. Felder, p. 299-316, 2001.
- [A25] **O. Dalverny** & J. Denape, Method for continuous detecting of different friction and wear regimes and application to the behaviour of ceramics at high temperature, Tribotest Journal, Vol. 4, N° 4, p. 355-365, 1998.
- [A26] **O. Dalverny** & J. Denape, A new tribometer for measuring friction data at high temperature in a continuous operation, Tribotest Journal, Vol. 5, N°1, p. 3-13, 1998.

Revue Nationale avec comité de lecture (6)

- [B1] P. Selva, **O. Dalverny**, S. Mistou, M. Karama, J. Alexis, and A. Deramecourt, Modélisation des assemblages de ballons pressurisés stratosphériques. Mécanique & Industries, Vol. 9, N° 2, p. 159-165, 2008.
- [B2] P. Vialettes, J.-M. Siguier, P. Guigue-Joguet, S. Mistou, **O. Dalverny**, M. Karama, F. Petit-Jean, Dimensionnement des structures souples : dialogue essai-calcul appliqué aux ballons stratosphériques, Essais industriels, N°44, p. 32-36, 2008.
- [B3] P. Vialettes, J.-M. Siguier, **O. Dalverny**, S. Mistou, M. Karama, F. Petitjean, Modélisation numérique et expérimentale du comportement de sous-ensembles de ballons pressurisés stratosphériques», Mécanique & Industries, Vol. 6, p. 245-255, 2005.
- [B4] P. Vialettes, J.-M. Siguier, P. Guigue, S. Mistou, **O. Dalverny**, M. Karama, F. Petitjean, Étude par stéréo-corrélation des champs de déplacement et de déformation de sous-ensembles de ballons stratosphériques pressurisés, Revue Instrumentation Mesure Métrologie - I2M, Vol. 4, n°3-4, p. 125-145, 2004.
- [B5] P. Vialettes, J.-M. Siguier, P. Guigue, S. Mistou, **O. Dalverny**, M. Karama, F. Petitjean, Modélisation des structures souples. Identification du comportement mécanique des ballons pressurisés stratosphériques, Revue des composites et des matériaux avancés, Vol. 13, N°3, p. 241-250, 2003.
- [B6] S. Mistou, M. Karama, **O. Dalverny**, J.-M. Siguier, P. Guigue-Joguet, Mesure 3D sans contact des déplacements et déformations sur des films plastiques transparents par stéréo-corrélation, Mécanique & Industrie, Vol. 4, p. 637-643, 2003.

Communication à des Conférences Internationales avec actes (* = personne qui a donné l'exposé)

- [C1] E. Peronnet*, **O. Dalverny**, H. Weleman, S. Mistou, Identification of damaged zone in composite materials using displacement field measurements, ICEM15, 22-27 July 2012, Porto.
- [C2] E. Peronnet*, M.-L. Pastor, R. Huillery, **O. Dalverny**, S. Mistou, H. Weleman, Non destructive investigation of defects in composite structures by three infrared thermographic techniques, ICEM15, 22-27 July 2012, Porto.
- [C3] T. Fourcade, A. Broue*, J. Dhennin, J.-M. Desmarres, C. Segueineau, **O. Dalverny**, R. Plana, Damage on Aluminium freestanding thin films submitted to uniaxial tensile stress, Design test and Packaging of MEMS/MOEMS (DTIP), 2012.
- [C4] E. Peronnet, **O. Dalverny**, H. Weleman*, S. Mistou, Identification of orthotropic material properties using displacement field measurements, ESCM8, Graz, Austria, 2012.
- [C5] S. Msolli, A. Baazaoui, **O. Dalverny**, J. Alexis, M. Karama, Viscoplastic behavior of diamond die attach subjected to high temperature conditions, 13th International Conference on Thermal, Mechanical and Multi-Physics Simulation and Experiments in Microelectronics and Microsystems, EuroSimE 2012, Lisbonne (Portugal), 15-18 April 2012.
- [C6] E. Peronnet, M.-L. Pastor, R. Huillery, **O. Dalverny**, S. Mistou, Non destructive investigation of defects in composite structures by full-field measurement methods, ACMA 2012, 9-12 may 2012, Fez, Morocco.
- [C7] T. Fourcade*, C. Segueineau, J.M. Desmarres, T. Masri, J. Alexis, **O. Dalverny**, J. Martegoutte, X. Lafontan, Mechanical properties of 1 μm -thick metallic freestanding coatings measured by in-plane uniaxial stress, SPIE Microtechnologies, 18-20 April 2011, Prague, Czech Republic.
- [C8] S. Msolli*, **O. Dalverny**, J. Alexis, M. Karama, Implicit integration scheme for porous viscoplastic potential-based constitutive equations, International Conference on the Mechanical Behavior of Materials – ICM11, Como Lake, Italy, 5-9 June 2011, Published in Procedia Engineering.
- [C9] S. Msolli*, **O. Dalverny**, J. Alexis, M. Karama, Survey of viscoplastic constitutive models for electronic power modules under high temperature conditions, International Symposium on Composites and Aircraft Materials - ACMA 2010, Marrakech, Morocco, 2010.
- [C10] M. Fazzini, S. Mistou, **O. Dalverny**, Error assessment in Image Stereo-correlation, 14th International Conference on Experimental Mechanics ICEM14, 4-9 July, Poitiers France, 2010.
- [C11] M. Fazzini, **O. Dalverny**, S. Mistou, Identification of materials properties using displacement field measurement, International Symposium on Composites and Aircraft Materials - ACMA 2010, Marrakech, Morocco, 2010.
- [C12] S. Msolli*, A. Zéanh, **O. Dalverny**, M. Karama, Efficiency and robustness of some behavior laws in the description of viscoplastic deformation and degradation of solder materials, 11th. Int. Conf. on Thermal, Mechanical and Multiphysics Simulation and Experiments in Micro-Electronics and Micro-Systems, EuroSime 2010, 26-28 April 2010, Bordeaux, France, ISBN 978-1-4244-7025-9, IEEE catalog.
- [C13] S. Msolli*, **O. Dalverny**, J. Alexis, M. Karama, Mechanical Characterization of an Au-Ge Solder Alloy for High Temperature Electronic Devices, 6th International Conference on Integration of Power Electronics Systems, CIPS 2010, Nuremberg, Germany, 2010, ISBN 978-3-8007-3212-8.

- [C14] A. Micol, A. Zéanh*, T. Lhommeau, S. Azzopardi, E. Woïrgard, **O. Dalverny**, M. Karama, An investigation into the reliability of power modules considering baseplate solders thermal fatigue in aeronautical applications, 20th European Symposium on Reliability of Electron Devices, Failure Physics and Analysis, ESREF 2009, Oct. 5th – 9th 2009, Arcachon France.
- [C15] B. Boniface*, **O. Dalverny**, S. Caperaa, P. Chereau, S. Elgue, Numerical modelling of chemical and thermal coupling in a silicon carbide based heat exchanger reactor, International Conference on Structural Analysis of Advanced Materials, 7-10 Sept. 2009, Tarbes, 978-2-9534804-0-5.
- [C16] M. Fazzini*, S. Mistou, **O. Dalverny**, Effect of image characterization on image stereocorrelation error assessment, International Conference on Structural Analysis of Advanced Materials, ICSAAM, 7-10 Sept. 2009, Tarbes, France, 978-2-9534804-0-5.
- [C17] M. Chaabane*, **O. Dalverny**, S. Mistou, J. Alexis, A. Deramecourt, Experimental characterization and damage identification of polymeric film constituting the stratospheric super pressurized balloons, International Conference on Structural Analysis of Advanced Materials, ICSAAM, 7-10 Sept. 2009, Tarbes, France, 978-2-9534804-0-5.
- [C18] M. Chaabane*, **O. Dalverny**, S. Mistou, A. Deramecourt, Experimental characterization and numerical modelling of polymeric film damage constituting the stratospheric super pressured balloons, 17th COSPAR 2008, 13-20 July 2008, Montreal, Canada.
- [C19] M. Fazzini*, L. Robert, S. Mistou, **O. Dalverny**, Error Assessment During Digital Image Correlation Measurements, SEM XI International Congress on Experimental and Applied Mechanics, Orlando, Florida (USA), 2-5 June 2008.
- [C20] A. Zéanh*, **O. Dalverny**, M. Karama, E. Woïrgard, S. Azzopardi, A. Bouzourene, J. Casutt, M. Mermet-Guyennet, Improvement of the Reliability of Connections Used in IGBT Modules, in Aeronautical Environment, International Symposium on Aircraft Materials - ACMA 2008, Agadir, Maroc, ISBN 9954-22-516-1, 2008
- [C21] M. Chaabane*, **O. Dalverny**, S. Mistou, A. Deramecourt, Damage study of polymeric films constituting the stratospheric super pressured balloons, International Symposium on Aircraft Materials - ACMA 2008, 12-14 May 2008, Agadir, Maroc, ISBN 9954-22-516-1, 2008.
- [C22] Zéanh* A., **Dalverny O.**, Karama M., Woïrgard E., Azzopardi S., Bouzourene A., Casutt J., M. Mermet-Guyennet, Thermomechanical Modelling and Reliability Study of an IGBT Module for an Aeronautical Application, EuroSime 2008, 20-23 April, 2008, Freiburg, Germany, ISBN 978-3-8007-3089-6
- [C23] Zéanh* A., **Dalverny O.**, Karama M., Woïrgard E., Azzopardi S., Bouzourene A., Casutt J., M. Mermet-Guyennet, Proposition of IGBT modules assembling technologies for aeronautical applications, CIPS 2008, 5th International Conference on Integration of Power Electronics Systems, Nuremberg, Germany, 2008, ISBN 978-3-8007-3089-6.
- [C24] F. Abbassi, O. Pantalé, **O. Dalverny**, A. Zghall and R. Rakotomalala, Parametric sheet metal characterization by using Monte-Carlo and Levenberg-Marquardt: bulge test application, Third Asian-Pacific Congress on Computational Mechanics (APCOM'07) in conjunction with EPMESC XI, Dec. 3-6, 2007, Kyoto, JAPAN.

- [C25] A. Micol, C. Martin, **O. Dalverny**, M. Mermet-Guyennet and M. Karama*, Taking into account of uncertainties in the design, Int. Symp. on Aircraft Materials ACMA 2007, Maroc, 2007/0636 ISBN : 9954-8781-0-6, 2007.
- [C26] A. Micol*, C. Martin, **O. Dalverny**, M. Mermet-Guyenet and M. Karama, Reliability of lead-free solder in power module with stochastic uncertainty, 7^{ième} Congrès International Pluridisciplinaire QUALITA, Tanger Maroc, Mars 2007.
- [C27] A. Micol*, M. Karama, **O. Dalverny**, C. Martin, and M. Mermet-Guyenet, Étude probabiliste du comportement non-linéaire des brasures utilisées dans les modules de puissance, 18^{ième} Congrès Français de Mécanique, Grenoble, 27-31 Août 2007.
- [C28] F. Peyruseigt, S. Mistou, **O. Dalverny***, M. Canadas, M. Karama, Wear study of aeronautical ball joints, Int. Symp. on Aircraft Materials ACMA 2007, Marocco, 22-24 May 2007.
- [C29] A. Zéanh*, **O. Dalverny**, M. Karama, E. Woïrgard, S. Azzopardi, A. Bouzourene, J. Casutt, Reliability of the connections used in IGBT modules in aeronautical environment, Int. Symp. on Aircraft Materials ACMA 2007, Marocco, 22-24 May 2007.
- [C30] A. Micol*, M. Karama, **O. Dalverny**, C. Martin, M. Mermet-Guyennet, Reliability Design of Power Modules Using Probabilistic Approaches, Proc. of the 8th Conf. on Computational Structures Technology, Las Palmas de Gran Canaria, Spain 12-15 sept. 2006.
- [C31] P. Vialettes, J.M. Sigulier*, P. Guigue-Joguet, M. Karama, S. Mistou, **O. Dalverny**, F. PetitJean, Visco-elastic Laws Study for Mechanical Modelization of Super-pressure Balloons, AIAA 5th Aviation, Technology, Integration, and Operations Conference (ATIO), 16th Lighter-Than-Air Systems Technology Conference and Balloon Systems Conference, Ed. AIAA, 2005.
- [C32] F. Peyruseigt*, S. Mistou, **O. Dalverny**, L. Lafont, M. Canadas, R. Dumas, M. Karama, Caractérisation mécanique des éléments rotulés», Journées Internationales Francophones de Tribologie, Ed. AFM, 2005.
- [C33] G.E. Marin*, M. Karama, Mistou S., **Dalverny O.**, Demars B., Pascu A., Study of the mechanical behaviour of butt joints under traction, using the image stereocorrelation technique», International Conference on Structural Analysis of Advanced Materials, p. 271-276, Ed. UBP, 2005.
- [C34] G.E. Marin*, S. Mistou, M. Karama, **O. Dalverny**, A. Pascu, Characterization of the systems of images correlation, International Conference on Structural Analysis of Advanced Materials, p. 277-282, Ed. UBP, 2005.
- [C35] A. Micol*, M. Karama, **O. Dalverny**, C. Martin, M. Mermet-Guyennet, P. Solomalala, Mechanical behavior modeling of connections bump type based on Sn96.5/Ag3.5 solder, International Conference on Structural Analysis of Advanced Materials, p. 135-140, Ed. UBP, 2005.
- [C36] H. Abichou*, O. Pantalé, I. Nistor, **O. Dalverny** and S. Caperaa. Identification of metallic material behaviors under high-velocity impact: A new tensile test. In 15th Technical Meeting DYMAT, Metz, June 1-2, 2004.
- [C37] C. Sattouf, **O. Dalverny*** and R. Rakotomalala, Identification and Comparison of Different Constitutive Laws for High Speed Solicitation, 7th International Conference EURODYMAT, Porto 2003.
- [C38] J-M. Sigulier*, P. Vialettes, S. Mistou, **O. Dalverny**, M. Karama, F. Petitjean, Numerical and Experimental Simulation of The Mechanical Behavior of Inflatable

- Structures, 9th International Symposium on Material in a Space Environment, ESA special publications, Vol. 540, p. 547-551, Noordwijk, Netherlands, 16-20 June 2003.
- [C39] J.-M. Siguier*, P. Guigue, M. Karama, S. Mistou, **O. Dalverny** and S. Granier, Numerical and experimental simulation of the mechanical behavior of super-pressure balloon subsystems, COSPAR02-A-00140, 34th COSPAR, Huston, Texas, USA 10-19 Oct. 2002.
- [C40] J. Evieux*, S. Mistou, **O. Dalverny**, A. Petitbon, V. Nassiet, Y. Baziard and J.-A. Petit, Study of an Asymmetric Wedge-Test: Application to Packaging in Power Electronics, Proceedings of the 2002 Adhesion Society/ WCARP-II Meeting, Orlando, USA, Feb. 10-14, 2002.
- [C41] **O. Dalverny***, J. Denape, Contact Temperature Rise Under Dry Sliding: Experimental Measures and Analytical Evaluation, 2nd World Tribology Congress, Vienna Austria, Sept. 03-07, 2001.
- [C42] J-L. Bacaria*, **O. Dalverny**, O. Pantalé, R. Rakotomalala, S. Caperaa, Transient numerical model of discontinuous chip formation based on damage effect, Minisymposium in the 4th Int. ESAFORM Congress, Liège Belgium, 23-25 April 2001, Ed. A.M. Habrakem, Vol. 2, p. 611-614, 2001.
- [C43] S. Mistou, **O. Dalverny**, M. Karama*, Optimisation de la forme d'une tête fémorale soumise à la compression, 5ième Congrès de Mécanique, Maroc, 17-20 Avril 2001.
- [C44] M. Karama, S. Mistou, **O. Dalverny***, Mechanical behaviour of ceramic femoral heads for hip joints, SAMPE EUROPE, Paris 2001.
- [C45] J-L. Bacaria*, **O. Dalverny**, R. Rakotomalala, Numerical models of metal cutting with damage effects. EUROMAT 7-9 Nov. 2000, Tours, Ed. Elsevier, ISBN 0-08-042815-0, p. 511-516, 2000.
- [C46] J-L. Bacaria*, **O. Dalverny**, O. Pantalé, R. Rakotomalala, S. Caperaa, 2D and 3D numerical models of metal cutting with damage effects. ECCOMAS, Barcelona Spain, 11-14 Sept., 2000, ISBN 84-89925-69-0.
- [C47] **O. Dalverny**, J. Denape*, Wear transitions of aluminium oxydes at elevated temperature, Proc. of the IXth International Conference on Modern Materials and Technologies (World Ceramics Congress - CIMTEC 98), Florence (Italy), Part A, 14th - 19th June, 1998.
- [C48] **O. Dalverny***, J. Denape, Méthode de détection en continu des différents régimes de frottement et d'usure : application au comportement des céramiques à haute température, Journées Internationales Francophones de Tribologie : JIFT'97 à Neuchâtel (Suisse) 20 - 21 Mars 1997, Ed SIRPE, Vol. 3, p. 109-118, 1997.

Communication à des Conférences Nationales avec actes (* = personne qui a donné l'exposé)

- [D1] S. Msolli*, **O. Dalverny**, J. Alexis, M. Karama, Implémentation d'une loi de comportement basée sur un potentiel viscoplastique couplé à l'endommagement poreux : application à un alliage d'électronique de puissance, 20ième Congrès Français de Mécanique, Besançon 29 Aout-2 Sept. 2011.
- [D2] A. Zéanh*, A. Micol, **O. Dalverny**, A. Bouzourene, Application des méthodes de fiabilité pour la conception mécanique d'interrupteurs électroniques de puissance, 6ième Journées Nationales de Fiabilité, JFMS'10, 24-26 Mars 2010, INSA Toulouse.

- [D3] B. Boniface*, **O. Dalverny**, S. Caperaa, M. Ferrato, S. Elgue, Modélisation du couplage thermochimique dans un échangeur réacteur intensifié, XIX^{ème} Congrès Français de Mécanique CFM'09, Marseille, 24-28 Août 2009.
- [D4] B. Boniface*, **O. Dalverny**, S. Caperaa, M. Ferrato, S. Elgue, Modélisation du couplage thermochimique dans un échangeur réacteur intensifié, 9^{ème} Colloque National en Calcul des Structures, Giens 2009, ISBN 978-2-11-098376-3
- [D5] M. Fazzini*, S. Mistou, **O. Dalverny**, Évaluation de l'erreur de mesure en Stéréocorrélation d'images, Colloque Francophone Méthodes et Techniques Optiques pour l'Industrie, Reims, 17-20 Nov. 2009.
- [D6] M. Chaabane, **O. Dalverny**, S. Mistou, A. Deramecourt, S. Perraud, Identification de l'endommagement des films polymères des ballons pressurisés stratosphériques par interférométrie de speckle (ESPI), 9^{ème} Colloque Francophone Méthodes et Techniques Optiques pour l'Industrie, Nantes, 17-21 Nov. 2008.
- [D7] A. Zéanh*, **O. Dalverny**, M. Karama, E. Woïrgard, Stéphane Azzopardi, A. Bouzourene, J. Casutt, M. Mermet-Guyennet, Fiabilité des substrats en AlN utilisés dans les modules IGBT en environnement aéronautique, XII^{ème} colloque Électronique de Puissance du Futur EPF 2008 - Tours, 2-3 juillet 2008, ISBN 978-2-86906-246-7
- [D8] P. Selva*, **O. Dalverny**, S. Mistou, M. Karama, J. Alexis, and A. Deramecourt, Modélisation des assemblages de ballons pressurisés stratosphériques, 8^{ème} Colloque National en Calcul des Structures, Giens 2007, ISBN: 978-2-7462-1822-2.
- [D9] F. Peyruseigt*, S. Mistou, **O. Dalverny**, M. Canadas, JB. Julliere, and M. Karama, Détermination et optimisation des pressions de contact dans les rotules par la méthode de flexibilité, 8^{ème} Colloque National en Calcul des Structures, Giens 21-25 Mai 2007, ISBN: 978-2-7462-1823-9.
- [D10] F. Peyruseigt*, G. Le Jeune, S. Mistou, **O. Dalverny**, M. Canadas & M. Karama, Analyse de l'usure de rotules aéronautiques, 18^{ème} Congrès Français de Mécanique, Grenoble, 27-31 Août 2007.
- [D11] A. Micol*, C. Martin, **O. Dalverny**, M. Mermet-Guyennet, M. Karama, Analyse fiabiliste du comportement viscoplastique des brasures d'igbt, 8^{ème} Colloque National en Calcul des Structures, Giens (var), 21-25 Mai 2007.
- [D12] P. Vialettes*, J.M. Siguier, P. Guigue, S. Mistou, **O. Dalverny**, M. Karama, F. Petitjean, Dialogue essai-calcul pour le dimensionnement des structures souples - Application aux ballons stratosphériques, 7^{ème} Colloque Francophone Méthodes et Techniques Optiques pour l'Industrie, Mulhouse, 20 - 24 Nov. 2006.
- [D13] P. Vialettes*, J.M. Siguier, P. Guigue, S. Mistou, **O. Dalverny**, M. Karama, F. Petitjean, Analyse par éléments finis des ballons pressurisés stratosphériques, Actes du septième colloque en calcul de structures de Giens, Volume 2, Ed. Hermès, pp 577-582, 2005, ISBN 2-7462-1140-8.
- [D14] **O. Dalverny**, P. Vialettes*, S. Mistou, J.M. Siguier, P. Guigue, M. Karama, Caractérisation à la rupture des films polymères de ballons stratosphériques, 17^{ème} Congrès Français de Mécanique, CD, Ed. AFM, Troyes, 2005.
- [D15] P. Vialettes*, J.M. Siguier, P. Guigue, S. Mistou, **O. Dalverny**, M. Karama, F. Petitjean, Modélisation numérique et expérimentale du comportement de sous-ensembles de ballons pressurisés stratosphériques, 17^{ème} Congrès Français de Mécanique, CD, Ed. AFM, Troyes, 2005.

- [D16] A. Micol*, M. Karama, **O. Dalverny**, C. Martin, M. Mermet-Guyennet, Identification d'une loi de comportement en fatigue thermomécanique pour des connexions type bumps, 17^{ième} Congrès Français de Mécanique, N°761, Session 5, CD, Ed. AFM, Troyes, 2005.
- [D17] J. Alexis*, B. Etcheverry, **O. Dalverny**, J.-P. Bonino, J.-A. Petit, Détermination des propriétés mécaniques de revêtements composites électrolytiques, Les Premières Journées de la Fédération Française des Matériaux, 26-28 oct. 2004, Limoges.
- [D18] P. Vialettes*, J.M. Siguiet, P. Guigue, S. Mistou, **O. Dalverny**, M. Karama, F. Petitjean, Identification du comportement des structures gonflables : application aux BPS, GST Mécanique expérimentale des matériaux et des structures et environnement mécanique, AFM, p. 51-54, 2004.
- [D19] O. Pantalé*, I. Nistor, **O. Dalverny**, E. Gorce and S. Caperaa. Caractérisation du comportement dynamique des matériaux à partir d'essais d'impact. Séminaire Optimus - ENSAM de Bordeaux, 13-14 Mai 2004.
- [D20] P. Vialettes*, J.M. Siguiet, P. Guigue, S. Mistou, **O. Dalverny**, M. Karama, F. Petitjean, Simulation numérique et expérimentale du comportement mécanique des structures gonflables : application aux ballons pressurisés stratosphériques, Journée Scientifique et Technique de l'AMAC, Dialogue essai/calcul dans les structures hétérogènes, Blois 25-26 Mars, 2004.
- [D21] P. Vialettes*, J.M. Siguiet, P. Guigue-Joguet, **O. Dalverny**, S. Mistou, F. Petitjean, M. Karama, Modélisation du comportement non linéaire de films minces constitutifs des ballons pressurisés stratosphériques, 16^{ième} Congrès Français de Mécanique, Nice, 1-5 sept. 2003.
- [D22] **O. Dalverny***, S. Caperaa, O. Pantalé, C. Sattouf, Identification de Lois Constitutives et de Lois de Frottement Adaptées aux Grandes Vitesses de Sollicitation, 1^{ier} Colloque : Interactions Modèles-Expériences en Mécanique du Solide, IME2002, 3-5 Juillet 2002, Besançon France, 2002.
- [D23] **O. Dalverny***, J. Denape, Construction de cartes de températures interfaciales en frottement sec, 14^{ième} Congrès Français de Mécanique, Toulouse, 1999.

Communication sans actes (* = personne qui a donné l'exposé)

- [E1] M. Chaabane*, **O. Dalverny**, S. Mistou, J. Alexis, A. Deramecourt, Caractérisation de l'endommagement de films polymères de ballons pressurisés stratosphériques, 22^{ième} Congrès sur la Déformation des Polymères Solides, DEPOS 22, Nice, France, 18-20 Mars 2009.
- [E2] A. Zéanh*, **O. Dalverny**, M. Karama, E. Woïrgard, S. Azzopardi, A. Bouzourene, J. Casutt, Contribution à l'amélioration de la fiabilité des connexions utilisées dans les modules igbt en environnement aéronautique, Journées SEEDS/ISP3D, Arcahon, 30-31 Oct. 2007.
- [E3] S. Mistou, **O. Dalverny***, Modélisation éléments finis d'un pivot à débattement angulaire assemblé par collage : Utilisation du collage à très basses températures, CCT Collage – Caractérisation et applications, CNES Toulouse, Mars 2007.
- [E4] F. Peyruseigt*, S. Mistou, **O. Dalverny**, L. Lafont, M. Canadas, M. Karama, Wear study of aeronautical ball joints, 1st China-France Aerospace Workshop, Ensica-SupAéro Toulouse, 25-28 April 2006.

- [E5] P. Vialettes*, J.M. Siguier, P. Guigue-Joguet, M. Karama, S. Mistou, **O. Dalverny**, F. PetitJean, Experimental and numerical simulation of the mechanical behavior of super-pressure balloon apex part in flight representative conditions, PSB1-0037-04, CD, Ed. esa-cnes, 2004.

II - DOSSIER DE RECHERCHE

Le Laboratoire Génie de Production est un laboratoire multidisciplinaire dont les acteurs travaillent dans les domaines des Sciences de l'Ingénieur et des Sciences et Techniques de l'Information et de la Communication. Les recherches menées au laboratoire sont organisées autour d'une démarche générale orientée conception intégrée par rapport aux thèmes généraux « Mécanique-matériaux multi échelle » et « Décision multi-niveau ». L'objectif scientifique sous-tendu par cette organisation est de répondre, dans une unité de vue produit/système de production, aux deux problèmes scientifiques suivants :

- La maîtrise des interactions des différents phénomènes complexes qui interviennent dans la conception du produit et dans sa tenue d'usage,
- L'autonomie du système considérée aux différents niveaux des processus décisionnels intervenant sur ce système.

Mes travaux portent essentiellement sur le premier thème général énoncé, à savoir sur l'étude de différents phénomènes complexes intervenant dans la conception des produits et dans leur tenue d'usage. Ces travaux sont menés dans un cadre pluridisciplinaire avec une forte orientation modélisation multi-échelle et multi-physique. Les thèmes précisément abordés, que ce soit sur le plan expérimental ou numérique, concernent le comportement mécanique des matériaux et la modélisation non linéaire des structures. Dans l'activité comportement mécanique des matériaux, j'englobe la modélisation des comportements constitutifs et leur identification. L'ensemble de ces travaux est souvent effectué avec le support de contrats industriels.

Au cours de ces activités, j'ai cherché à construire des modèles de structures (ballons pressurisés stratosphériques, assemblages rotulés pour structures aéronautiques, assemblages d'électronique de puissance,...) et/ou de procédés complexes (modèle transitoire de la coupe des métaux), en traitant les différentes étapes : expérimentation et modélisation à différents niveaux ; caractérisation et l'identification des données modèles ; mise en place de modèles simplifiés ; modèles à l'échelle réelle de la structure ou du procédé.

La première partie du document présente les travaux concernant le comportement mécanique des matériaux, études qui sous-tendent une part des travaux de la seconde partie se rapportant à la modélisation non linéaire des structures et des procédés. Ainsi, je m'intéresse tout d'abord au comportement mécanique des matériaux et plus particulièrement aux comportements viscoplastiques des matériaux métalliques et viscoélastiques des polymères. Pour les matériaux métalliques je présente dans un premier temps les modèles de comportements associés aux alliages de brasure, ainsi que différentes expérimentations mises en place dans le but de les caractériser. Ensuite, je décris pour les matériaux polymères quelques modèles élémentaires pour représenter leur comportement viscoélastique puis deux modèles utilisés pour traduire le comportement viscoélastique non linéaire de films minces multicouches utilisés dans la fabrication de ballons pressurisés stratosphériques. Pour l'ensemble des comportements précédemment cités, outre l'intérêt porté aux modèles, nous avons mené des expérimentations visant à caractériser et identifier les paramètres des lois constitutives. Ce sera l'objet du dernier paragraphe dans lequel je présente la méthodologie générale mise en œuvre, puis quelques applications

concernant les lois précédemment exposées. Au cours de cette dernière partie j'aborde l'identification de lois de comportements à partir de mesures de champs puis finis avec un développement en cours, sur une application de cette méthode à l'identification multi-zones des propriétés élastiques orthotropes de plaques composites.

Dans la seconde partie je présente différentes études portant sur la modélisation non linéaire des structures. Outre le cas des non linéarités matérielles déjà évoquées, les modèles élaborés tiennent compte de problèmes de contact, de grands déplacements et de couplage thermomécanique fort. J'aborde au travers d'exposés succincts, les travaux effectués autour des différents thèmes suivants :

- mécanique du contact et tribologie « modélisation de contact conforme : application aux rotules en environnement aéronautique »,
- grande déformation et endommagement en dynamique rapide « modélisation de la coupe des métaux en dynamique rapide »,
- grand déplacement et structures minces « simulation du comportement mécanique des BPS »,
- modélisation thermomécanique et fiabilité « modélisation du packaging des modules d'électronique de puissance », et « modélisation thermo-chimique et thermomécanique des échangeurs réacteur intensifiés (ERI) ».

Enfin dans la troisième partie je présente le projet scientifique. Il est construit au travers de trois thèmes traitant : de la modélisation de l'endommagement des assemblages, de l'identification et du recalage de modèle et enfin, de la simulation thermomécanique et du packaging d'électronique de puissance. Ces thèmes sont développés dans le contexte de l'équipe et du laboratoire, pour proposer outre des actions de développement, des collaborations inter-équipes.

1. COMPORTEMENT NON LINÉAIRE DES MATÉRIAUX

Ce premier chapitre est consacré aux activités concernant l'étude du comportement des matériaux, sujet que l'on retrouve de façon récurrente tout au long de mon travail. En effet, pour la majeure partie des travaux que j'ai été amené à co-encadrer je me suis intéressé à l'amélioration des modélisations par l'utilisation de lois de comportement souvent complexes permettant de décrire finement les phénomènes anélastiques et visqueux des matériaux.

Dans un premier temps, le cadre général de la formulation des lois de comportement est exposé. Ensuite, je présente différentes lois constitutives utilisées pour décrire le comportement des alliages de brasure. Des modèles viscoplastiques simples, tels les modèles pilotant indépendamment la plasticité et la viscoplasticité sont présentés, mais aussi d'autres plus complexes dits viscoplastiques unifiés. Ensuite, je m'intéresse au couplage d'un modèle viscoplastique à un modèle d'endommagement ductile dont l'intégration numérique a été effectuée. Le point suivant traite des modèles de comportement viscoélastiques et viscoélastique non linéaire, développés dans le cadre de la simulation du comportement de films polymères. Le dernier paragraphe concerne l'identification des lois de comportement. La méthode générale d'identification paramétrique est tout d'abord présentée, pour ensuite aborder le problème particulier de l'identification à partir de mesures de champs.

1.1. CADRE GÉNÉRAL

On trouve communément deux approches permettant la formulation de lois de comportement ; les modèles micro-macro basés sur la modélisation des interactions entre les cristaux constituant la matière [Héraud, 1998], et les modèles phénoménologiques définis par des fonctions de variables sensées piloter le comportement macroscopique du matériau. Ces modèles doivent satisfaire aux principes généraux de la mécanique, de la thermodynamique, et être physiquement acceptables. Il est de plus nécessaire qu'ils soient simples afin de faciliter leur identification et leur implémentation dans les codes de calcul. De ces deux approches, l'approche phénoménologique est la plus utilisée et celle que nous avons retenu en raison de sa capacité à s'adapter à une grande variété de matériaux. Je présente ci-dessous les grandes lignes du formalisme thermodynamique qui prévaut à la construction de ces lois.

1.1.1 FORMALISME THERMODYNAMIQUE – MÉTHODE DE L'ÉTAT LOCAL

La formulation des lois par approche phénoménologique est basée sur l'observation expérimentale du comportement des matériaux modélisés. Elle a fait l'objet de nombreux travaux et repose sur une méthode rigoureuse s'appuyant sur des bases thermodynamiques : la méthode de l'état local [Germain, 1973]. Cette dernière postule que pour un élément de matière donné, soumis à des sollicitations quelconques, son état peut être entièrement déterminé par la connaissance en chacun de ses points, d'un certain nombre de variables dites d'état. La détermination des relations entre ces variables et de leurs lois d'évolutions permet alors l'écriture complète de la loi de comportement.

1.1.1.1 Cadre thermodynamique

En se plaçant dans le contexte de la mécanique des milieux continus et sous l'hypothèse des petites perturbations, le premier principe de la thermodynamique ou principe de conservation de l'énergie se traduit par la relation :

$$\rho \cdot \dot{e} = \bar{\sigma} : \dot{\bar{\epsilon}} + r - \text{div}(\vec{q}) \quad (1-1)$$

où ρ est la masse volumique de l'élément de matière, e l'énergie interne massique, $\bar{\sigma}$ le tenseur des contraintes vraies (de Cauchy), $\dot{\bar{\epsilon}}$ le tenseur des taux de déformations vraies, r la densité volumique de production interne de chaleur, et \vec{q} le vecteur courant de chaleur. Les deux points « : » désignent le produit tensoriel doublement contracté sur deux indices.

Le second principe postule que le taux de production d'entropie est toujours supérieur ou égal au taux de chaleur reçue divisé par la température :

$$\rho \frac{ds}{dt} \geq \frac{r}{T} - \frac{\text{div}(\vec{q})}{T} \quad (1-2)$$

où s désigne la densité d'entropie massique, T la température thermodynamique, et $\frac{d}{dt}$ la dérivée particulière. En combinant les relations (1-2) et (1-1), et en introduisant l'énergie libre spécifique (correspondant aux transformations isothermes et isochores) définie par $\psi = e - Ts$, nous obtenons l'inégalité de Clausius-Duhem :

$$\bar{\sigma} : \dot{\bar{\epsilon}} - \rho(\dot{\psi} + s\dot{T}) - \vec{q} \cdot \frac{\overrightarrow{\text{grad}}(T)}{T} \geq 0 \quad (1-3)$$

1.1.1.2 Potentiel thermodynamique et lois d'état

Suivant les phénomènes physiques en jeu, il est nécessaire de définir les variables d'état sensées gouverner le comportement du matériau. Deux de ces variables sont imposées par la relation (1-3) : la température T et la déformation totale $\bar{\epsilon}$. Ces variables dites observables, sont suffisantes pour la description des phénomènes réversibles. Lorsque l'on est en présence de phénomènes dissipatifs, il est nécessaire d'introduire des variables dites internes, permettant par exemple de représenter l'état interne de la matière (densité de dislocation, microstructure cristalline, configuration des microfissures, cavités, etc...). Ces variables permettent par exemple de représenter l'évolution de phénomènes non réversibles comme la plasticité, la viscoplasticité, l'écrouissage, l'endommagement, la rupture, etc. Les tenseurs des déformations inélastiques $\bar{\epsilon}^{in}$ et thermoélastiques $\bar{\epsilon}^e$ sont des exemples de variables internes. Pouvant être scalaires ou tensorielles, elles sont désignées d'une manière générale par V_k (V_1, V_2, \dots).

En considérant donc que l'énergie libre spécifique ψ soit fonction des variables $\bar{\epsilon}$, T , $\bar{\epsilon}^e$, $\bar{\epsilon}^{in}$ et V_k , c'est-à-dire $\psi = \psi(\bar{\epsilon}, T, \bar{\epsilon}^e, \bar{\epsilon}^{in}, V_k)$, l'hypothèse de partition des déformations $\bar{\epsilon}^e = \bar{\epsilon} - \bar{\epsilon}^{in}$ permet d'exprimer sa dérivée particulière par :

$$\dot{\psi} = \frac{\partial \psi}{\partial \bar{\epsilon}^e} : \dot{\bar{\epsilon}}^e + \frac{\partial \psi}{\partial T} \dot{T} + \frac{\partial \psi}{\partial V_k} \dot{V}_k \quad (1-4)$$

L'injection de cette expression de $\dot{\psi}$, dans l'inégalité de Clausius-Duhem permet d'établir une formulation comprenant les variables choisies :

$$\left[\bar{\sigma} - \rho \frac{\partial \psi}{\partial \bar{\epsilon}^e} \right] : \dot{\bar{\epsilon}}^e + \bar{\sigma} : \dot{\bar{\epsilon}}^{in} - \rho \left[s + \frac{\partial \psi}{\partial T} \right] \dot{T} - \rho \frac{\partial \psi}{\partial V_k} \dot{V}_k - \frac{\vec{q}}{T} \cdot \overrightarrow{\text{grad}}(T) \geq 0 \quad (1-5)$$

Cette relation est vérifiée quelle que soit la transformation. En imaginant différentes situations comme par exemple une transformation élastique à température constante $\dot{T} = 0$ et

uniforme $\overrightarrow{grad}(T) = 0$, qui ne modifie ni la déformation inélastique $\dot{\bar{\varepsilon}}^{in} = \bar{0}$, ni les autres variables internes $\dot{V}_k = 0$, la relation (1-5) devient $\left[\bar{\sigma} - \rho \frac{\partial \psi}{\partial \bar{\varepsilon}^e} \right] : \dot{\bar{\varepsilon}}^e \geq 0$. Cette relation devant être à son tour vérifiée quel que soit $\dot{\bar{\varepsilon}}^e$, nous avons $\bar{\sigma} - \rho \frac{\partial \psi}{\partial \bar{\varepsilon}^e} = \bar{0}$. C'est la loi d'état de la variable $\bar{\varepsilon}^e$, qui a donc pour variable associée ou variable force thermodynamique $\bar{\sigma}$.

Un raisonnement analogue permet de définir les lois d'état de la température et sa variable force thermodynamique associée s . On obtient en résumé :

$$\bar{\sigma} = \rho \frac{\partial \psi}{\partial \bar{\varepsilon}^e} \quad \text{et} \quad s = - \frac{\partial \psi}{\partial T} \quad (1-6)$$

Ces relations suffisent à l'écriture des lois de la thermoélasticité, à partir de la connaissance du potentiel thermodynamique ψ .

1.1.1.3 Potentiel de dissipation et lois complémentaires

En ce qui concerne les variables internes, elles se manifestent au travers de la dissipation énergétique ϕ . L'expression de cette dernière s'obtient par l'introduction des lois d'état des variables observables dans l'inégalité de Clausius-Duhem :

$$\phi = \bar{\sigma} : \dot{\bar{\varepsilon}}^{in} - A_k \cdot \dot{V}_k - \frac{\bar{q}}{T} \cdot \overrightarrow{grad}(T) \geq 0 \quad (1-7)$$

Les termes $\phi_1 = \bar{\sigma} : \dot{\bar{\varepsilon}}^{in} - A_k \cdot \dot{V}_k$ et $\phi_2 = -\frac{\bar{q}}{T} \cdot \overrightarrow{grad}(T)$ représentent respectivement la dissipation intrinsèque (dissipation mécanique) et la dissipation thermique par conduction.

Dans la relation (1-7), il est intéressant de noter que le caractère positif de la dissipation ϕ est assuré par le fait qu'elle soit formée de la somme des produits des variables forces $(\bar{\sigma}, A_k, \overrightarrow{grad}(T))$, respectivement par les variables flux $(\dot{\bar{\varepsilon}}^{in}, -\dot{V}_k, -\frac{\bar{q}}{T})$. Plus généralement, l'inégalité fondamentale de Clausius-Duhem est vérifiée si le vecteur formé par les variables forces est normal au graphe de la fonction ϕ dans l'espace des variables flux, c'est la règle de normalité.

Les lois d'état des variables internes s'obtiennent par l'expression de cette règle, avec définition d'un potentiel de dissipation φ fonction des variables d'état, ou pour des questions de commodité, du potentiel dual de dissipation φ^* exprimé en fonction des variables forces thermodynamiques. En se limitant aux phénomènes de dissipation intrinsèque, ce potentiel est fonction de $\bar{\sigma}$ et des variables forces thermodynamiques A_k associées aux variables internes V_k .

$$\varphi^* = \varphi^*(\bar{\sigma}, A_k) \quad (1-8)$$

Les lois complémentaires d'évolution s'écrivent alors en vertu de la règle de normalité que vérifie nécessairement le potentiel dual de dissipation :

$$\dot{\bar{\varepsilon}}^{in} = \frac{\partial \varphi^*}{\partial \bar{\sigma}} \quad \text{et} \quad -\dot{V}_k = \frac{\partial \varphi^*}{\partial A_k} \quad (1-9)$$

La première relation conduit aux lois de plasticité et de viscoplasticité, la seconde exprime les lois d'évolution des variables internes.

Le problème de modélisation se ramène alors à celui de la détermination de l'expression analytique du potentiel thermodynamique ψ , du potentiel de dissipation φ^* , et à leurs identifications à partir d'essais.

1.1.1.4 Exemple pour le cas des comportements viscoplastiques

On considère que la déformations inélastiques $\bar{\varepsilon}^{in}$ correspondant à l'ensemble des phénomènes non réversibles, comme la somme d'une déformation plastique instantanée $\bar{\varepsilon}^p$ et viscoplastique $\bar{\varepsilon}^{vp}$:

$$\bar{\varepsilon} = \bar{\varepsilon}^e + \bar{\varepsilon}^p + \bar{\varepsilon}^{vp} \quad (1-10)$$

Les lois d'évolutions de $\bar{\varepsilon}^e$ et de $\bar{\varepsilon}^p$ ne seront pas abordées ici. Pour la déformation viscoplastique, sa loi d'évolution s'écrit à partir de la relation (1-9), avec le choix d'un potentiel de dissipation φ^* fonction des variables forces thermodynamiques $\bar{\sigma}$ et A_k . Sous les hypothèses d'isotropie et en introduisant la norme au sens de Von Mises dans l'espace des contraintes $J_2(\bar{\sigma})$ (généralement admise pour les métaux), le potentiel dual de dissipation peut s'écrire $\varphi^* = \Omega(J_2(\bar{\sigma}), A_k)$. La déformation viscoplastique s'écrit alors :

$$\dot{\bar{\varepsilon}}^{vp} = \frac{\partial \Omega(J_2(\bar{\sigma}), A_k)}{\partial \bar{\sigma}} = \frac{\partial \Omega(J_2(\bar{\sigma}), A_k)}{\partial J_2(\bar{\sigma})} \frac{\partial J_2(\bar{\sigma})}{\partial \bar{\sigma}} \quad (1-11)$$

Ce qui devient après simplification :

$$\dot{\bar{\varepsilon}}^{vp} = \dot{\varepsilon}^{vp} \frac{\partial J_2(\bar{\sigma})}{\partial \bar{\sigma}} = \frac{3}{2} \dot{\varepsilon}^{vp} \frac{\bar{\sigma}'}{\sigma_{eq}} \quad (1-12)$$

où, $\dot{\varepsilon}^{vp}$ représente la déformation viscoplastique équivalente, et σ_{eq} la contrainte équivalente de Von Mises. Cette relation constitue la base des modèles proposés dans la littérature, la différence entre ces modèles se situant dans la forme donnée au potentiel de dissipation, et donc finalement à l'expression de $\dot{\varepsilon}^{vp}$. Ces modèles sont présentés ci-après à travers leurs formes explicites de $\dot{\varepsilon}^{vp}$.

1.2. MODÈLES DE COMPORTEMENT VISCOPLASTIQUE POUR DES ALLIAGES DE BRASURE

Thèses associées : [T7, T10]

Publications associées : [A1, A2]

Participations à congrès : [C5, C8, C9, C12, C13, D1]

Les travaux concernant le comportement viscoplastique des alliages de brasure ont débuté en 2002 avec mon implication dans le laboratoire PEARL et tout d'abord avec le DEA de Lionel Aujol. Nous nous sommes intéressés d'une part à la modélisation numérique du fluage et d'autre part à sa caractérisation expérimentale au travers d'essais en différentes configurations. Cette première approche a été poursuivie par des études complémentaires mises en place au cours des thèses d'Alexandre Micol et Adrien Zéanh [Micol, 2007, Zéanh, 2009]. Les thématiques avancées concernaient l'identification des modèles à partir d'essais de fluage et de relaxation en configuration de cisaillement homogène, mais aussi à partir d'essais sur des structures élémentaires appelées « bump ». La mise en place de méthodes d'identification paramétrique a alors été un passage obligé. Avec Adrien Zéanh nous avons aussi fait un premier pas vers la mise en œuvre des modèles viscoplastiques plus complexes permettant la prise en compte par une seule et même variable des phénomènes plastiques et viscoplastiques. L'implémentation et l'intégration numérique des modèles d'Anand [Anand, 1985] ou de Busso [Busso et al., 1992, Busso et al., 1994b, Busso et al., 1994a] ont été réalisés. À la fin de cette thèse nous avons poursuivi l'étude de ces modèles complexes au travers des travaux de S. Msolli [Msolli, 2011]. Un des objectifs de ce travail doctoral a été de développer un modèle de comportement viscoplastique permettant de simuler finement le comportement en cyclage viscoplastique des alliages de brasures hautes températures. Le modèle développé sur la base de celui de McDowell [McDowell, 1992], a été étendu pour prendre en compte le comportement à l'endommagement ductile des alliages de brasure. L'ensemble a été intégré puis implémenté dans le code de calcul par éléments finis Abaqus®.

Dans de nombreux cas d'utilisation, le mode principal de défaillance des assemblages de composants d'électronique de puissance a pour origine des dégradations au sein des joints de brasure utilisés pour leur connexion. Les dégradations sont dues aux contraintes thermomécaniques provoquées par la différence des coefficients de dilatation thermique entre les matériaux des composants assemblés et/ou à des effets de structures combinés aux chargements thermiques. Les chargements thermomécaniques qui en résultent sont alors de types fluage, relaxation ou cyclage et dépendent entre autres de la structure du joint, de la plage de température, de la période de maintien et de la sollicitation.

La prédiction de la durée de vie des connexions au moyen de modèles numériques basés sur la méthode des éléments finis est un enjeu important auquel nous nous sommes intéressés. Les indicateurs de durée de vie utilisés sont essentiellement basés sur le calcul de déformations ou d'énergie de déformation dans le domaine non-linéaire du comportement des brasures [Lee et al., 2000, Akay et al., 1997, Heinrich et al., 2000, Darveaux, 2000, Zhang et al., 2003], quantités qu'il est essentiel de pouvoir évaluer correctement à l'aide de modèles fidèles et fiables.

Dans les paragraphes suivants, après quelques rappels sur l'aspect phénoménologique du comportement rhéologique des matériaux, nous présentons deux classes de modèles viscoplastiques que nous avons étudiés et mis en œuvre dans le cadre de ces travaux. Les premiers sont les modèles basés sur la partition des déformations anélastiques qui distinguent donc la déformation plastique instantanée et la déformation anélastique retardée ou viscoplasticité. Nous présentons ensuite les modèles de comportements viscoplastiques unifiés pour lesquels une seule et même variable interne représente la déformation anélastique.

Dans le dernier paragraphe nous nous intéressons à l'intégration numérique et l'implémentation de modèles viscoplastiques unifiés. Ces travaux ont été menés dans le but de la recherche d'une amélioration des modèles de comportements des alliages de brasure utilisés à haute température et notamment pour le packaging des composants à base diamant. Ces derniers sont amenés à travailler à des températures élevées, températures auxquelles les comportements viscoplastiques sont flagrants.

1.2.1 COMPORTEMENT VISCOPLASTIQUE DES MATÉRIAUX MÉTALLIQUES

La théorie de la viscoplasticité décrit l'écoulement de la matière dépendant essentiellement du temps.

On distingue trois essais élémentaires de caractérisation de la viscoplasticité : les essais d'érouissage, de fluage et de relaxation.

- **L'érouissage viscoplastique** décrit la sensibilité de la matière à la vitesse de déformation. D'un point de vue métallurgique, lorsque la température est inférieure à $0,6T_f$ ¹¹, la déformation plastique est dominante et régie par le glissement des dislocations. La densité des dislocations augmente au sein du matériau engendrant un durcissement proportionnel à la déformation plastique créée [Stouffer and Dame, 1996]. Les dislocations créées peuvent s'arrêter sur des joints de grains, des précipités ou d'autres dislocations entraînant soit l'empilement de celles-ci, soit le cisaillement ou le contournement des obstacles. L'empilement génère une contrainte de retour (érouissage cinématique) d'autant plus élevée que le nombre de dislocations qui s'ajoutent à l'empilement est important. Cette contrainte est essentiellement due à l'interaction entre les dislocations et dépend de la direction de glissement. Au fur et à mesure que la température augmente, l'annihilation des dislocations se produit dans le matériau. Les phénomènes de restauration dynamique (variables en fonction de la charge appliquée) et de restauration statique thermique (charge constante) sont de plus en plus importants. L'effet de ces phénomènes se traduit sur la courbe de traction par une portion plate à faible taux d'érouissage dans le domaine plastique (Figure 1 a et b).

On retrouve ces comportements tant pour ce qui concerne les alliages de brasure sollicités à haute température que pour les matériaux sollicités dynamiquement au cours d'un processus d'usinage.

¹¹ T_f température de fusion du matériau en K.

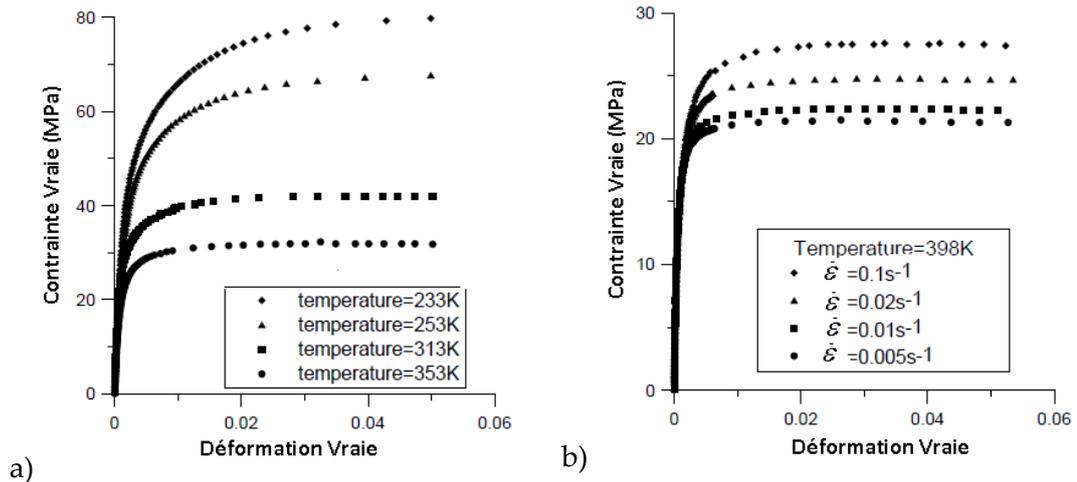


Figure 1 : Influence de la viscoplasticité sur le comportement en traction d'un alliage Sn3,5Ag (a) sensibilité à la température, (b) sensibilité à la vitesse de déformation [Chen et al., 2004].

- Le **fluage** et la **relaxation** sont des phénomènes prépondérants lorsque la température est supérieure à $2T_f/3$. Les mécanismes qui gèrent ici la déformation du matériau sont, la restauration et le fluage par montée des dislocations à haute température. La restauration mise en jeu est une restauration statique qui se présente comme le réarrangement de la matière par traitement thermique. Ainsi, l'écroutissage est compensé par la restauration du matériau. L'essai de fluage représente l'évolution en fonction du temps de la déformation d'un matériau soumis à une contrainte unidimensionnelle constante à température constante (Figure 2). Les trois phases observées sont :
 - le régime de fluage primaire correspondant au temps entre l'application de la charge et la stabilisation de la vitesse de déformation de fluage à sa valeur minimale,
 - le régime de fluage secondaire, temps pour lequel la vitesse de déformation est stabilisée à sa valeur minimale,
 - le régime de fluage tertiaire se traduisant par l'augmentation de la vitesse de déformation jusqu'à la rupture.

Les essais de relaxation permettent de mettre en évidence la diminution de la contrainte résultant du maintien d'une déformation constante (Figure 3). Ils caractérisent la viscosité et permettent de déterminer la relation entre la contrainte et la vitesse de déformation viscoplastique.

Une caractéristique importante du fluage viscoplastique est la vitesse minimale de déformation de fluage $\dot{\epsilon}_{min}^f$, autrement dit la pente de la partie linéaire décrivant le fluage secondaire (Figure 2). Cette vitesse est dépendante de la contrainte via le paramètre de Zener $f(\sigma)$ et de la température au travers d'un terme d'activation thermique d'Arrhenius, on la modélise par l'équation (1-13) :

$$\dot{\epsilon}_{min}^f = f(\sigma) \exp\left(-\frac{Q}{RT}\right) \quad (1-13)$$

Où Q (J/mol) représente l'énergie d'activation, R^{12} la constante des gaz parfaits, T la température en Kelvin et $f(\sigma)$ le paramètre de Zener. Ce dernier dépend du mécanisme de fluage auquel il est associé (glissement de dislocation, montée de dislocation ou mécanisme mixte). Suivant le mécanisme, nous aurons une des trois formes de loi suivantes :

$$f(\sigma) = A_0 \exp\left(-\frac{|\sigma|}{D}\right) : \text{glissement de dislocations} \quad (1-14)$$

$$f(\sigma) = A_0 \left(\frac{|\sigma|}{D}\right)^n : \text{montée de dislocations} \quad (1-15)$$

$$f(\sigma) = A_0 \left[\sinh\left(\frac{|\sigma|}{D}\right)\right]^n : \text{évolution mixte} \quad (1-16)$$

Les modèles de fluage viscoplastique sont basés pour la plupart sur ces trois types de formulation [Stouffer and Dame, 1996].

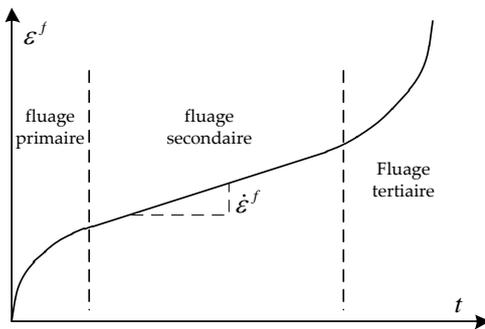


Figure 2 : Mise en évidence des trois phases d'un essai de fluage

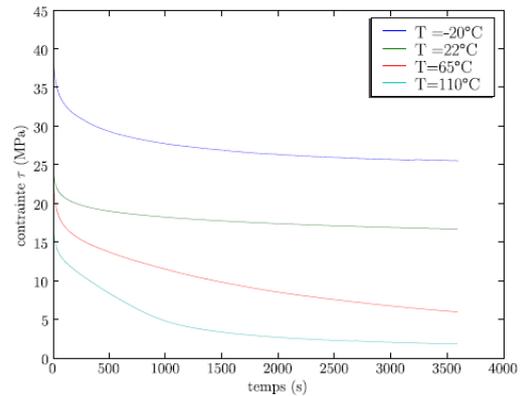


Figure 3 : Courbes caractéristiques d'un essai de relaxation d'un alliage Sn3,5Ag [Micol, 2007]

1.2.2 MODÈLES BASÉS SUR LA PARTITION DE LA DÉFORMATION

Une des façons les plus simples pour modéliser le comportement inélastique tel celui des alliages de brasure, consiste à considérer une partition de la déformation totale en une déformation plastique indépendante du temps et une déformation de fluage fonction du temps. Cette approche classique permet de simplifier la modélisation suivant la plage de température donnée et de se restreindre à des modèles de comportements simples. Elle ne permet pas en revanche de prendre en considération l'interaction entre la plasticité et le fluage ainsi que des enchainements complexes de séquences de chargement [Krausz and Krausz, 1996].

Pour ces modèles, la déformation est la somme d'une déformation plastique pouvant s'écrire sous diverses formes (Ramberg-Osgood, Hollomon, multi-linéaire,...), et d'une déformation de fluage primaire ε^{fp} et secondaire ε^{fs} ou plus généralement une déformation de fluage :

$$\varepsilon^f = \varepsilon^{fp} + \varepsilon^{fs} \quad (1-17)$$

La forme de la loi d'évolution de la vitesse de déformation de fluage $\dot{\varepsilon}^f$, en fonction du chargement mécanique et de la température, donnera différents modèles dont les principaux sont présentés dans les paragraphes suivants.

¹² $R=8,314 \text{ J}/(\text{K}\cdot\text{mol})$

1.2.2.1 Loi Puissance ou loi de Norton

La loi de Norton est l'une des premières lois de viscoplasticité employée pour la modélisation du comportement des brasures en électronique de puissance. Elle permet de retranscrire le fluage secondaire des brasures pour lequel la vitesse de fluage est stabilisée. Elle peut être exprimée par la relation :

$$\dot{\varepsilon}^f = A \cdot \exp\left(-\frac{Q}{RT}\right) \cdot \sigma_{eq}^N \quad (1-18)$$

Où A , Q et N sont des paramètres dépendant du matériau.

Cette loi est simple d'emploi dans les calculs numériques et est souvent utilisée. Elle approche la courbe de fluage par une droite et convient donc plutôt aux cas où le fluage primaire est limité. Elle ne permet pas une bonne représentation de la courbe d'écrouissage en raison notamment de la non prise en compte de l'augmentation de la vitesse de fluage pour les fortes contraintes que la loi puissance ne peut pas suivre (*power law break down*). Elle ne permet de modéliser que de faibles domaines de variation de la contrainte ou de température.

Pour élargir son domaine d'utilisation en contrainte, des lois dérivées de la loi de Norton ont été proposées. Nous trouvons par exemple un modèle obtenu par la multiplication du second terme de l'équation (1-18) par une forme exponentielle :

$$\dot{\varepsilon}^f = A \cdot \exp\left(-\frac{Q}{RT}\right) \cdot \sigma_{eq}^N \cdot \exp(\alpha \sigma_{eq}^{N+1}) \quad (1-19)$$

Le matériau est alors défini par quatre coefficients A , Q , N et α .

L'addition de deux termes de puissance permet à d'autres auteurs de mieux décrire le comportement de brasures tant pour les faibles que pour les forts niveaux de contrainte [Grivas et al., 1979, Wiese et al., 2003]. La vitesse de déformation prend alors la forme suivante :

$$\dot{\varepsilon}^f = A_1 \cdot \exp\left(-\frac{Q_1}{RT}\right) \cdot \sigma_{eq}^{N_1} + A_2 \cdot \exp\left(-\frac{Q_2}{RT}\right) \cdot \sigma_{eq}^{N_2} \quad (1-20)$$

Le matériau est alors défini par les six coefficients suivants : A_1 , A_2 , Q_1 , Q_2 , N_1 et N_2 .

1.2.2.2 Loi sinus hyperbolique

Cette loi a été proposée pour permettre une meilleure représentation du comportement des brasures pour des contraintes relativement élevées [Garofalo, 1965]. Il s'agit toujours ici de fluage secondaire. La forme en sinus hyperbolique permet de mieux décrire l'augmentation de la vitesse de déformation de fluage avec la contrainte lorsque la plage de variation de cette dernière est plus importante :

$$\dot{\varepsilon}^{fs} = A \cdot \exp\left(-\frac{Q}{RT}\right) \cdot \left(\sinh(B \cdot \sigma_{eq})\right)^n \quad (1-21)$$

Où A , Q , B et n sont les paramètres caractérisant le matériau.

1.2.2.3 Loi de Darveaux

La loi de Darveaux est une relation de comportement s'appuyant sur l'association d'un terme de fluage primaire et d'un terme de fluage secondaire pris ici sous la forme d'une loi sinus hyperbolique mais pouvant être d'un autre type. Le couplage avec la fonction exponentielle permet d'augmenter ou de diminuer le taux de fluage primaire selon que le taux de fluage secondaire est important ou pas. Le modèle peut être mis en œuvre sous la forme suivante [Wang et al., 2001] :

$$\begin{cases} \dot{\varepsilon}^f = \varepsilon^{fs} + \varepsilon_{sat}^t \cdot K \cdot (\dot{\varepsilon}^{fs} \cdot t)^{p-1} \cdot \exp[-K(\dot{\varepsilon}^{fs} \cdot t)^p] \\ \dot{\varepsilon}^{fs} = A \cdot \exp\left(-\frac{Q}{RT}\right) \cdot (\sinh(B \cdot \sigma_{eq}))^n \end{cases} \quad (1-22)$$

Où K est la constante de fluage primaire, ε_{sat}^t la déformation saturée de fluage primaire, p un coefficient égal à 1 dans les travaux de Darveaux et t le temps.

1.2.2.4 Synthèses

Dans la majeure partie des cas, les lois présentées ci-dessus sont employées sans association de loi de plasticité, principalement en raison de la difficulté d'obtention de leurs paramètres. Il est souvent supposé que la plasticité peut être négligée en raison des faibles niveaux de contraintes. Cette hypothèse n'est pourtant pas justifiée en raison des formes complexes des brasures qui induisent des localisations et des pics de contraintes important.

Toutes ces lois ont pour avantage d'être aisément compréhensibles et interprétables. Il est possible de les identifier relativement facilement à partir d'essais mécaniques (écrouissage, fluage, relaxation), et elles peuvent être commodément intégrées dans une procédure de simulation par éléments finis. En revanche, elles ne permettent pas de traduire le comportement en cyclage ni les effets de restauration des matériaux. Pour ces diverses raisons, les travaux sur la modélisation du comportement des brasures se sont orientés vers des lois unifiées de plasticité et de viscoplasticité.

1.2.3 MODÈLES DE COMPORTEMENT UNIFIÉS

Cette approche basée sur le traitement unifié des déformations en une seule composante inélastique permet de décrire le comportement complexe d'un matériau sur toute la plage de température souhaitée. Cette approche suit le concept de variables internes phénoménologiques dont les équations d'évolution permettent en plus de reproduire des effets tels que fluage, relaxation, écrouissages cyclique et isotrope, restauration, rochet, ..., et l'influence de l'histoire du chargement quel que soit sa complexité [Stouffer and Dame, 1996].

Les lois unifiées permettent d'intégrer dans une même formulation le comportement plastique indépendant du temps et le comportement viscoplastique. Selon Korhonen et al. [Korhonen et al., 1987], la première proposition d'un modèle unifiant la plasticité instantanée et la viscoplasticité est due à Hart [Hart, 1976]. Ce dernier s'appuyait sur les travaux de Kocks et al. [Kocks, 1976] qui proposaient la modélisation du fluage des métaux à haute température au travers de la thermodynamique des glissements de grains et des mouvements de dislocations intra et inter-granulaires. En raison des simplifications apportées par ce modèle et de son succès dans la modélisation du comportement des métaux à haute température, il a été repris et amélioré par de nombreux auteurs qui l'appliqueront à la modélisation du comportement des brasures [Korhonen et al., 1987] [Wilcox et al., 1989].

D'autres modèles unifiés ont par la suite été développés avec chacun des spécificités intrinsèques. Parmi les plus connus, nous avons le modèle d'Anand proposé en 1982 [Anand, 1982] puis modifié en 1989 par Brown et al. [Brown et al., 1989]. Une forme modifiée de ce modèle (que l'on désigne souvent, par commodité, de modèle d'Anand) a été mise en œuvre avec succès pour la modélisation du comportement des brasures [Adams, 1986, Wilde et al., 2000, Wang et al., 2001]. Nous pouvons aussi citer le modèle de Krempl proposé en 1985 [Krempl, 2000] et appliqué en 1999 aux brasures plomb/étain

[Maciucescu et al., 1999], le modèle de Bodner-Parton [Bodner and Parton, 1975], le modèle de McDowell [McDowell et al., 1994] ou encore d'autres élaborés spécialement pour la modélisation des brasures comme ceux employés par Pao et al. [Pao et al., 1993], Ishikawa et al. [Sasaki et al., 2001], et le modèle de Busso [Busso et al., 1992, Busso et al., 1994b].

Ces types de modèle présentent tout de même certains inconvénients. Il s'agit tout d'abord de leur difficulté d'utilisation, qui découle de leur écriture sous forme d'équations différentielles du premier ordre fortement couplées. Ces systèmes sont difficiles à résoudre sans la mise en œuvre de méthodes d'intégration numériques avancées. Ensuite un inconvénient important réside dans le nombre élevé de paramètres matériau à identifier.

Le Tableau 2 compare différents modèles de lois de comportement unifiées utilisés pour la modélisation du comportement viscoplastique des alliages de brasures. On observe bien que pour les modèles à variables internes le nombre de coefficient varie de 7 pour le modèle de Busso à 14 pour le modèle de Frear. Les fonctions de fluage utilisées sont de même type que celles des modèles élémentaires (exponentielle, puissance et sinus hyperbolique).

	Nb. Param.	Fonction de fluage (*)	Nb. Var. internes	Ecr. Isotrope	Ecr. Ciném.	Fluage Prim.Sec.	TMF (°)	Principe Thermodyn.	Interact. Plas.fluage	Complex. équations
Partition defm.	-	-	0	Oui	Oui	Oui	Non	N/A	Non	-
Bodner – 1975	9	$exp(x^n)$	2	Oui	Oui	Oui	Oui	Oui	Oui	+
McDowell – 1985	10	$x^n exp(B.x^{n+1})$	2	Oui	Oui	Oui	Oui	Oui	Oui	+
Chaboche – 1985	9	x^n	> 2	Oui	Oui	Oui	Oui	Oui	Oui	+
Anand – 1987	9	$sinh^n(B.x)$	1	Oui	Non	Oui	Oui	Oui	Oui	+
Busso – 1988	7	$exp(B.(1+x^n)^n)$	1	Non	Oui	Oui	Oui	N/A	Oui	+
Frear-Wei – 1991	14	$sinh^n(B.x)$	1	Oui	Oui	Oui	Oui	N/A	Oui	++
Chandaroy – 2000	6	$sinh^n(B.x)$	0	Non	Non	Oui	Non	N/A	Non	+

Tableau 2 : Tableau comparatif de différents types de modèles de comportement utilisés pour la modélisation du comportement viscoplastique des alliages de brasures (* Fatigue Thermomécanique, ** x est fonction du second invariant de la contrainte déviateur/effective.

De tous ces modèles, celui d'Anand est le plus utilisé actuellement pour la simulation du comportement des brasures, notamment en raison de sa disponibilité dans certains codes de calcul du commerce. Comme dans beaucoup d'études non exclusivement axées sur la modélisation des comportements viscoplastiques, il est souvent nécessaire de faire un choix entre complexité et praticité des modèles utilisés et notamment pour ce qui concerne la possibilité d'identifier les lois à partir d'expérimentations.

Nous présentons en suivant les principales équations (lois d'écoulement et équation d'évolution des variables internes) des modèles unifiés auxquels nous nous sommes intéressé : le modèle d'Anand en raison de sa popularité ; le modèle de Busso en raison du plus faible nombre de paramètres à identifier et de sa capacité à modéliser l'érouissage cinématique ; le modèle de McDowell pour son aptitude à modéliser un érouissage mixte isotrope/cinématique et la possibilité de le coupler à un modèle d'endommagement.

1.2.3.1 Modèle d'Anand

Le modèle d'Anand permet de représenter à la fois le fluage primaire, le fluage secondaire et l'érouissage des matériaux viscoplastiques. Initialement élaboré pour modéliser le formage de métaux en grandes déformations et à haute température, il convient à la description des matériaux à fortes déformations viscoplastiques combinées à de faibles déformations élastiques [Anand, 1985].

Plusieurs auteurs ont montré que ce modèle pouvait être employé pour la modélisation du comportement des brasures [Brown et al., 1989, Wang et al., 2001, Ye et al., 2002, Amagai et al., 2002, Pei and Qu, 2005]. Comme la plupart des modèles viscoplastiques unifiés, il possède une loi d'écoulement qui décrit l'évolution de la vitesse de déformation inélastique en fonction de la contrainte et des variables internes et une ou plusieurs équations d'évolution des variables internes. Le modèle est caractérisé par un seuil d'écoulement nul, avec une dépendance à la température assurée par l'emploi d'un terme d'activation thermique d'Arrhenius. Le fluage secondaire du matériau est obtenu par une modification de la forme sinus hyperbolique proposée par Garofalo pour le fluage secondaire. La loi d'écoulement et la loi d'évolution de la variable interne s sont :

$$\begin{cases} \dot{\varepsilon}^{in} = A \cdot \exp\left(-\frac{Q}{R \cdot T}\right) \cdot \left[\sinh\left(\xi \frac{\bar{\sigma}}{s}\right)\right]^{\frac{1}{m}} \\ \dot{s} = \left[h_0 \left|1 - \frac{s}{s^*}\right|^a \cdot \text{sign}\left(1 - \frac{s}{s^*}\right)\right] \varepsilon^{in} \end{cases} \text{ avec } s^* = \hat{s} \cdot \left[\frac{\dot{\varepsilon}^{in}}{A} \cdot \exp\left(\frac{Q}{R \cdot T}\right)\right]^n \quad (1-23)$$

Le matériau est gouverné par une unique variable interne s représentant la résistance isotrope moyenne à l'écoulement plastique. En dehors des constantes d'élasticité et du coefficient de dilatation thermique du matériau, ce modèle comprend 9 paramètres : les deux paramètres du terme d'Arrhenius $A(\text{sec}^{-1})$ et $Q(\text{J} \cdot \text{mol}^{-1})$, le multiplicateur de contraintes ξ , la sensibilité m du taux de déformation à la contrainte équivalente, le coefficient de saturation \hat{s} (Pa) de la contrainte, la sensibilité s de la vitesse de déformation à la valeur de saturation s^* de s , la constante d'érouissage/adoucissement h_0 (Pa), la sensibilité de la vitesse de déformation à l'érouissage ou à l'adoucissement a , la valeur initiale s_0 (Pa) de la variable s .

Avec l'emploi de la fonction sinus hyperbolique, ce modèle permet une meilleure approximation du fluage secondaire à la fois pour les faibles et les fortes contraintes, avec une stabilité numérique liée à l'absence d'un domaine d'élasticité.

Ceci étant, le modèle d'Anand considère une modélisation isotrope de l'érouissage, il ne permet pas par conséquent de rendre compte correctement du comportement du matériau sous sollicitations cycliques. Il ne prend pas en compte l'érouissage cinématique fortement présent avec la plupart des brasures basses températures. D'autre part, ce modèle présente quelques faiblesses en matière de prédiction du comportement en température. De nombreux auteurs ont cependant réussi à obtenir de meilleures approximations en l'employant avec des coefficients dépendants de la température [Pei and Qu, 2005], voire des déformations équivalentes [Chen et al., 2005]. Ces propositions entraînent alors l'augmentation du nombre de paramètres qui peuvent alors passer du simple au double par rapport au modèle initial, impliquant une plus grande complexité de l'identification.

1.2.3.2 Modèle de Busso

Le modèle de Busso diffère de celui d'Anand en deux points particuliers : tout d'abord il utilise un tenseur de second ordre d'érouissage cinématique \bar{X} (tenseur de rappel) afin de traduire l'effet Bauschinger, et d'autre part il exprime l'énergie d'activation non pas uniquement comme un paramètre matériau, mais comme une fonction de la contrainte appliquée. Le taux de déformation équivalente inélastique s'exprime par la relation :

$$\begin{cases} \dot{\varepsilon}^{in} = A \cdot \exp \left[-\frac{F_0}{R \cdot T} \left[1 - \left[\frac{J_2(\bar{\sigma} - \bar{X})}{\sigma_0 G/G_0} \right]^{p \cdot q} \right] \right] \\ \dot{\bar{X}} = \frac{2}{3} C \cdot \dot{\varepsilon}^{in} - \gamma \bar{X} \cdot \dot{\varepsilon}^{in} \end{cases} \quad (1-24)$$

Pour un état de contrainte $\bar{\sigma} - \bar{X}$, le tenseur des déformations s'écrit $\dot{\varepsilon}^{in} = \sqrt{\frac{3}{2}} \cdot \dot{\varepsilon}^{in} \bar{n}$ avec $\bar{n} = \sqrt{\frac{3}{2} \frac{(\bar{\sigma}' - \bar{X}')}{J_2(\bar{\sigma} - \bar{X})}}$

Ce modèle comprend en plus du coefficient de dilatation thermique et des 2 constantes élastiques, 8 paramètres : $A(sec^{-1})$ est le facteur pré-exponentiel du taux de déformation, $F_0(J \cdot mol^{-1})$ est l'énergie libre d'activation du matériau à contrainte nulle, σ_0 est la contrainte d'écoulement du matériau à zéro Kelvin, $C(Pa)$ est le module d'érouissage, γ le coefficient de restauration du matériau linéairement dépendant de la température ($\gamma = \gamma_0 + \gamma_1 T$), p représente la sensibilité du taux de déformation aux faibles contraintes, q représente la sensibilité du taux de déformation pour des contraintes équivalentes proches de $\sigma_0(G/G_0)$ avec $G_0(Pa)$ le module de cisaillement du matériau à 0K. D'un point de vue physique, ces deux derniers paramètres rendent compte, de la nature et des mouvements des dislocations intra et inter granulaires, avec $0 < p \leq 1$ et $1 \leq q \leq 2$.

Avec moins de paramètres, ce modèle est beaucoup plus adapté pour la modélisation du comportement des brasures lors de sollicitations cycliques, par rapport au modèle d'Anand en raison de son approche cinématique de l'érouissage. Il souffre cependant d'un nombre relativement restreint de publications et n'a été identifié que pour les alliages de brasures Sn₆₀Pb₄₀ [Busso et al., 1992]. Pour son utilisation dans le code Abaqus® ce modèle a nécessité un travail d'implémentation et d'identification.

1.2.3.3 Modèle de McDowell

Le modèle élasto-viscoplastique de McDowell est un modèle multiaxial utilisé pour la modélisation du comportement des jonctions de brasure et des métallisations [Fu et al., 1998, Stolkarts et al., 2001, Shengmin et al., 2001]. Il fait appel à des variables internes et la loi d'écoulement utilise un paramètre de Zener-Hollomon sous forme exponentielle en association avec un terme en puissance (1-25). La dépendance du modèle par rapport à la température est exprimée à l'aide du terme d'Arrhenius, qui permet de représenter le comportement thermomécanique du matériau. La loi d'écoulement prend la forme suivante :

$$\dot{\varepsilon}_{ij}^{in} = \frac{3}{2} A_0 \left[\frac{\langle S_v \rangle}{K} \right]^n \exp \left(B \left[\frac{\langle S_v \rangle}{K} \right]^{n+1} \right) \Theta(T) \frac{S_{ij} - X_{ij}}{J(\sigma_{ij} - X_{ij})} \quad (1-25)$$

Avec,

$$S_v = J(\sigma_{ij} - X_{ij}) - R - R^0 \quad (1-26)$$

B est un paramètre matériau, K est un paramètre proportionnel à la limite élastique mais généralement constant pour les modèles de brasures. Θ est un paramètre de diffusivité thermique souvent représenté comme une fonction d'Arrhenius, à savoir :

$$\begin{cases} \Theta = \exp\left[-\frac{Q}{kT}\right] & \text{pour } T \geq \frac{T_f}{2} \\ \Theta = \exp\left[-\frac{2Q}{kT_f}\left\{\ln\left(\frac{T_f}{2T}\right) + 1\right\}\right] & \text{pour } T < \frac{T_f}{2} \end{cases} \quad (1-27)$$

Dans l'expression (1-25), la fonction $\langle \cdot \rangle$ est définie tel que $\langle g \rangle = g$ si $g \geq 0$, sinon $\langle g \rangle = 0$.

Les équations d'évolution décrivent l'évolution des variables internes du modèle. La variable χ représente la contribution des écrouissages cinématique et isotrope dans le modèle de comportement. Son évolution est donnée par la relation suivante :

$$\dot{\chi} = \mu'(\bar{\chi} - \chi)\dot{p} + \frac{\chi}{\mu'\bar{\chi}} \frac{\partial(\mu'\bar{\chi})}{\partial T} \dot{T} - \mu' \bar{\chi} \Omega^\chi \Theta \quad (1-28)$$

Où $\Omega^\chi = C^\chi \chi^{M^\chi}$, C_χ , M_χ sont des paramètres matériau, μ' est un paramètre qui représente la vitesse de saturation de χ , et $\bar{\chi}$ est sa valeur à saturation.

La contribution de χ s'exprime par les équations suivantes où ω est le facteur de contribution compris entre 0 et 1 :

$$\dot{R} = \sqrt{\frac{3}{2}}(1 - \omega)\dot{\chi} \quad (1-29)$$

$$\dot{b}^{iso} = \omega\dot{\chi} \quad (1-30)$$

Sachant que $X_{ij} = X_{ij}^s + X_{ij}^*$, la première équation définit l'évolution du paramètre d'écrouissage cinématique X_{ij}^s :

$$\begin{aligned} \dot{X}_{ij}^s = & \frac{2}{3}C(b^{iso} + b^0)\dot{\varepsilon}_{ij}^{in} - CX_{ij}^s\dot{p} \\ & + \left\{ \left[\omega \frac{X_{ij}^s}{b} \frac{\chi}{\mu'\bar{\chi}} \frac{\partial(\mu'\bar{\chi})}{\partial T} + \frac{X_{ij}^s}{C} \frac{\partial C}{\partial T} + \frac{X_{ij}^s}{b} \frac{\partial b^0}{\partial T} \right] \dot{T} - Cb\Omega^s\Theta X_{ij}^s \right\} \end{aligned} \quad (1-31)$$

Avec $\Omega^s = C^s(X_{ij}^s X_{ij}^s)^{M^s/2}$, C^s , M^s , C et b^0 des paramètres matériau.

L'équation d'évolution de X_{ij}^s contient un terme d'écrouissage en $\dot{\varepsilon}_{ij}^{in}$, un terme de restauration dynamique en \dot{p} et un terme de restauration statique thermique en X_{ij}^s qui a plus d'effet après le maintien ou la suppression de la charge appliquée.

La seconde équation décrit l'évolution du paramètre d'écrouissage X_{ij}^*

$$\dot{X}_{ij}^* = \frac{2}{3}H^*\dot{\varepsilon}_{ij}^{in} + \frac{X_{ij}^*}{H^*} \frac{\partial H^*}{\partial T} \dot{T} - H^*\Omega^*\Theta X_{ij}^* \quad (1-32)$$

Où $\Omega^* = C^*(X_{ij}^* X_{ij}^*)^{M^*/2}$, C^* et M^* sont des paramètres matériau et H^* est le module d'écrouissage.

Pour la modélisation thermomécanique des composants d'électronique de puissance, nous avons utilisé le modèle de McDowell pour décrire les comportements des métallisations en cuivre et des alliages de brasure.

1.2.4 COUPLAGE VISCOPLASTICITÉ ET ENDOMMAGEMENT

Le caractère ductile des alliages de brasures et leur température de service élevée nous ont amené à penser qu'il serait judicieux de prendre en compte leur endommagement dans les modélisations de défaillance. En effet, en électronique de puissance, la plupart des études utilisent plutôt des modèles de fatigue basés sur l'évaluation de déformation inélastique [Knecht and Fox, 1991, Engelmaier, 1996, Syed, 2004], ou d'une densité d'énergie de déformation [Morrow, 1964, Heinrich et al., 2000, Darveaux, 2000]. Ces modèles bien que pratiques doivent être identifiés sur une plage de fonctionnement donnée et ne sont pas facilement extrapolables à un domaine d'utilisation plus large que celui initialement défini (autre configuration notamment). En revanche, l'utilisation d'un modèle d'endommagement pourra permettre plus de souplesse quant au changement de configuration entre deux applications différentes. Une raison de cette plus grande adaptabilité des modèles d'endommagement continu réside dans le fait qu'ils tiennent compte d'un plus grand nombre de variables internes, ce qui leur permet de modéliser correctement le comportement cyclique des alliages métalliques.

Notre choix s'est porté sur le couplage d'un modèle d'endommagement au modèle viscoplastique de McDowell en utilisant l'approche de Duva et Hutchinson [Duva and Hutchinson, 1984], pour lesquels le potentiel viscoplastique du matériau endommagé est pris comme suit :

$$\Phi_p = F \times \Phi \quad (1-33)$$

L'expression de F est donnée par Haghi et Anand [Haghi and Anand, 1992], comme une fonction de la triaxialité de contrainte réduite et prend la forme,

$$F = 1 + \frac{f}{m} \left[C^{\frac{2}{m+1}} \left\{ \frac{3}{2} mX \right\}^2 + g \right]^{\frac{1}{m+1}} \quad (1-34)$$

Avec $X = (\sigma_{mm} - \alpha_{mm}) / [J(\sigma_{ij} - \alpha_{ij})]$ et $C = 1/(1 - f^m)^{1/m}$.

C permet dans l'expression précédente, la prise en compte des effets d'interaction entre pores. La fonction g est souvent prise comme constante et prend la valeur de 1,3 pour une valeur de m de 0,161. Pour Zavaliangos et Anand [Zavaliangos and Anand, 1993], une forme alternative de $g(f, m)$ est applicable pour une plage étendue de m . L'expression de cette fonction est donnée comme suit :

$$g(f, m) = \left[\frac{m}{f} (F_0 - 1) \right]^{\frac{2}{1+1/m}} \quad (1-35)$$

avec,

$$F_0 = \left(\frac{1 + 3,34f + 0,25f^2}{1 - f^2} \right)^{\frac{1}{2m}} \quad (1-36)$$

L'évolution de la fraction volumique de pores f est régie par un modèle classique de type Gurson. Cette évolution est activée par les phénomènes de croissance et de nucléation partant d'une valeur initiale f_0 de f . Ceci est tout à fait cohérent avec le comportement des alliages de brasure pour lesquels ces deux mécanismes de dégradation sont présents [Yunus et al., 2003, Wang and Panton, 2006]. La loi d'évolution de f prend la forme suivante :

$$\dot{f} = \dot{f}_G + \dot{f}_N = (1 - f)\dot{\epsilon}_{mm}^{in} + A_N E_M \quad (1-37)$$

On utilise un critère de nucléation de pores proposé par Chu et Needleman [Chu and Needleman, 1980], pour lequel A_N s'exprime de la façon suivante :

$$A_N = \frac{f_N}{S_N \sqrt{2\pi}} \exp \left[-\frac{1}{2} \left(\frac{p - \varepsilon_N}{S_N} \right)^2 \right] \quad (1-38)$$

Ce critère montre que la nucléation est gouvernée par une distribution de Gauss telle que S_N est l'écart type et ε_N la déformation limite à la nucléation. $E_M = \sqrt{\frac{2}{3} \dot{E}_{ij}^{in} : \dot{E}_{ij}^{in}}$ est la déformation inélastique effective de la matrice. Le tenseur \dot{E}_{ij}^{in} est donné par l'équation (1-41).

Finalement, la loi de normalité permet de déterminer la loi d'écoulement inélastique en dérivant l'expression du potentielle viscoplastique pour le matériau poreux,

$$\dot{\varepsilon}_{ij}^{in} = \frac{\partial \Phi_p}{\partial \sigma_{ij}} \quad (1-39)$$

En prenant en compte l'équation (1-33), l'expression de la loi d'écoulement est développée pour donner,

$$\dot{\varepsilon}_{ij}^{in} = F \frac{\partial \Phi}{\partial \sigma_{ij}} + \frac{\partial F}{\partial \sigma_{ij}} \Phi = F \dot{E}_{ij}^{in} + \frac{\partial F}{\partial X} \frac{\partial X}{\partial \sigma_{ij}} \Phi \quad (1-40)$$

\dot{E}_{ij}^{in} est un tenseur déviateur qui représente la vitesse de déformation inélastique de la matrice et donné par,

$$\dot{E}_{ij}^{in} = \frac{3}{2} A \Theta \xi^{\frac{1}{m}} \exp \left[B \xi^{\frac{1}{m}+1} \right] \underline{n}_{ij} \quad (1-41)$$

Sachant que $\underline{n}_{ij} = (s_{ij} - \alpha'_{ij}) / [J(\sigma_{ij} - \alpha_{ij})]$ est la direction de la contrainte réduite et α'_{ij} le tenseur déviateur de la contrainte de retour. Les autres dérivées s'expriment comme suit,

$$\frac{\partial F}{\partial \sigma_{ij}} = \frac{9}{4} \frac{1}{C^{\frac{1}{m}+1}} \frac{1}{q^{\frac{1}{m}-1}} \frac{(m+1)fX}{J(S_{ij} - \alpha_{ij})} \underline{N}_{ij} \quad (1-42)$$

Où $\underline{N}_{ij} = \delta_{ij} - \frac{3}{2} X \underline{n}_{ij}$ est la direction d'écoulement pour le matériau endommagé. q est formulé par Haghi et Anand [Haghi and Anand, 1992],

$$q = C^{\frac{1}{m}+1} \left[\frac{3}{2} mX \right]^2 + g \quad (1-43)$$

Dans sa forme actuelle, le modèle viscoplastique endommageable permet la prise en compte des écrouissages cinématique et isotrope, des phénomènes visqueux et de la dégradation due à l'évolution de la fraction volumique de pores.

1.2.5 INTÉGRATION NUMÉRIQUE ET IMPLÉMENTATION

Au cours de nos travaux, les modèles de comportements étudiés puis mis en œuvre l'ont été dans le cadre de l'étude des modes de défaillance des liaisons brasés de composants d'électronique de puissance. Pour certaines de ces études, un autre objectif était de mettre en place des procédures de calcul de fiabilité (couplage mécano-fiabiliste) pour lesquelles des outils numériques étaient couplés au logiciel de calcul par éléments finis Abaqus®. C'est une des raisons pour laquelle nous avons toujours travaillé avec ce code de calcul et pour laquelle nous avons été amenés à y intégrer certains des modèles de comportements précédemment présentés.

Le premier auquel nous nous sommes intéressés était un modèle à écrouissages combinés de Chaboche [Lemaitre, 1985], modèle permettant de décrire finement les phénomènes

d'écrouissage subit par les métallisations de cuivre de substrats métallisés. Ce modèle, présent dans le code Abaqus, n'est pas utilisable pour des calculs en couplage thermomécanique fort, procédure utilisée pour l'évaluation des comportements en cyclage actif des composants. Dans le cadre de la thèse d'Adrien Zéanh [Zéanh, 2009], nous avons donc entrepris l'intégration numérique de ce modèle de façon à pouvoir le mettre en œuvre comme nous le souhaitions. Au cours de ces mêmes travaux, nous avons intégré et implémenté les modèles viscoplastiques d'Anand (modèle non disponible en utilisation libre) et de Busso pour le comportement thermomécanique des brasures.

Par la suite durant la thèse de Sabeur Msolli [Msolli, 2011], nous avons intégré le modèle viscoplastique de McDowell, puis sa version couplée à un modèle d'endommagement. Dans ce paragraphe nous présentons les grandes lignes de la procédure d'intégration de ces derniers.

1.2.5.1 Un exemple d'implémentation

Les travaux d'implémentation des lois de comportement ont été réalisés dans le code de calcul Abaqus via son interface utilisateur UMAT ou User MATerial subroutine. Dans son principe général, la routine UMAT reçoit du code de calcul l'état actuel du matériau $(\bar{\sigma}_n, \bar{\varepsilon}_n, \bar{X}_n, R_n, \dots)$ et le niveau de déformation à l'instant suivant $\bar{\varepsilon}_{n+1}$. Les sorties réclamées sont l'état correspondant à cette nouvelle déformation et le jacobien (module tangent) de cette transformation $(\bar{\sigma}_{n+1}, \bar{X}_{n+1}, R_{n+1}, \bar{J})$. La routine est appelée à chaque pas de calcul et à chaque point d'intégration du domaine du matériau concerné dans le modèle élément finis. Elle doit fournir en chacun de ces points, le tenseur des contraintes $\bar{\sigma}_{n+1}$ et le Jacobien de la loi $\bar{J} = \frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial \bar{\varepsilon}}$. Ces grandeurs sont évaluées à la fin de l'incrément, à partir des tenseurs des déformations $\bar{\varepsilon}_n$ et $\bar{\Delta\varepsilon}$, de la contrainte $\bar{\sigma}_n$, de la température T , des variables d'hérédité que sont ici \bar{X}_n , R_n et des paramètres de la loi. Un schéma d'intégration implicite d'Euler a été retenu pour des raisons de stabilité numérique. La procédure globale est présentée ci-après dans ses grandes lignes.

- ① : À l'instant t_n , les variables $\bar{\varepsilon}_n$, $\bar{\sigma}_n$, \bar{X}_n , R_n et $\bar{\Delta\varepsilon}$ sont connues.
- ② : À t_{n+1} , la fonction de charge $f = \left(\frac{3}{2} (\bar{\sigma}' - \bar{X}') : (\bar{\sigma}' - \bar{X}') \right)^{1/2} - R - \sigma_y$ est évaluée pour un tenseur test élastique $\bar{\sigma}_{n+1}^{test} = \bar{\sigma}_n + 2\mu \cdot \bar{\Delta\varepsilon} + \lambda \cdot Tr(\bar{\Delta\varepsilon}) \cdot \bar{I}$, avec $R = R_n$ et $\bar{X} = \bar{X}_n$.
 μ et λ sont les coefficients de Lamé du matériau : $\mu = \frac{E}{2(1+\nu)}$ et $\lambda = \frac{E\nu}{(1+\nu)(1-2\nu)}$.
- ③ : Le signe de f est évalué :
 - si $f \leq 0$, alors l'état de contrainte se situe dans le domaine élastique. Les variables sont actualisées ($\Delta p = 0$, $\bar{\sigma}_{n+1} = \bar{\sigma}_{n+1}^{test}$, $R_{n+1} = R_n$, $\bar{X}_{n+1} = \bar{X}_n$), et le processus continue à l'étape ②,
 - si $f > 0$, alors l'état de contrainte $\bar{\sigma}_{n+1}^{test}$ se situe dans le domaine interdit. Il est alors ramené selon l'algorithme du retour radial sur la surface de charge [Simo and Hughes, 2000]. Ce retour est réalisé par le calcul itératif de l'incrément de déformation plastique cumulée Δp au sein d'une boucle de résolution de l'équation $f = 0$, par l'algorithme de Newton-Raphson.
- ④ : La relation $\bar{\Delta\varepsilon}^p = \Delta p \cdot \frac{3}{2} \frac{(\bar{\sigma}_{n+1}^{test} - \bar{X}_n')}{J_2(\bar{\sigma}_{n+1}^{test} - \bar{X}_n')}$ permet alors d'actualiser les variables par :
 $\bar{X}_{n+1} = \bar{X}_n + \frac{2}{3} C \bar{\Delta\varepsilon}^p - \gamma \bar{X}_n \Delta p$ et $R_{n+1} = R_n + \Delta R = R_n + b(Q - R_n) \Delta p$.

⑤ : la fonction $f = J_2(\bar{\sigma}_{n+1}^{test} - \bar{X}_{n+1}) - 3\mu \Delta p - R_{n+1} - \sigma_y$ est évaluée à nouveau, et sa valeur absolue est comparée à un seuil de tolérance en dessous duquel elle est supposée négligeable.

- Si f est non négligeable en valeur absolue, les variables actuelles sont stockées dans les variables à t_n ($\bar{\sigma}_n = \bar{\sigma}_{n+1}, R_n = R_{n+1}, \bar{X}_n = \bar{X}_{n+1}$) et on repart à l'étape ③.

- Sinon, les variables $\bar{\sigma}_{n+1}, \Delta p, R_{n+1}, \bar{X}_{n+1}$, sont stockées et la procédure continue à l'étape ⑥.

⑥ : Le Jacobien du matériau défini par $\bar{J} = \frac{\partial \bar{\Delta} \sigma}{\partial \bar{\Delta} \varepsilon}$ est calculé en cohérence avec le schéma d'intégration employé (opérateur tangent cohérent de rigidité).

La procédure complète d'intégration avec les détails de calculs sont présentés dans les références suivantes [Msolli et al., 2010, Msolli, 2011, Msolli et al., 2011].

1.2.5.2 Résultats numériques

Plusieurs cas tests ont été effectués pour démontrer l'aptitude du modèle à retranscrire les comportements viscoplastiques endommageables et valider sa mise en œuvre. Les comparaisons ont été faites pour un alliage de brasure de type Sn₆₂Pb₃₆Ag₂, les données sont tirées de la bibliographie [Fu et al., 1998]. Les tests consistent en des essais de traction simples, puis des essais de traction séquentielle, pour différentes températures et vitesses de sollicitations. La correspondance observée est tout à fait satisfaisante.

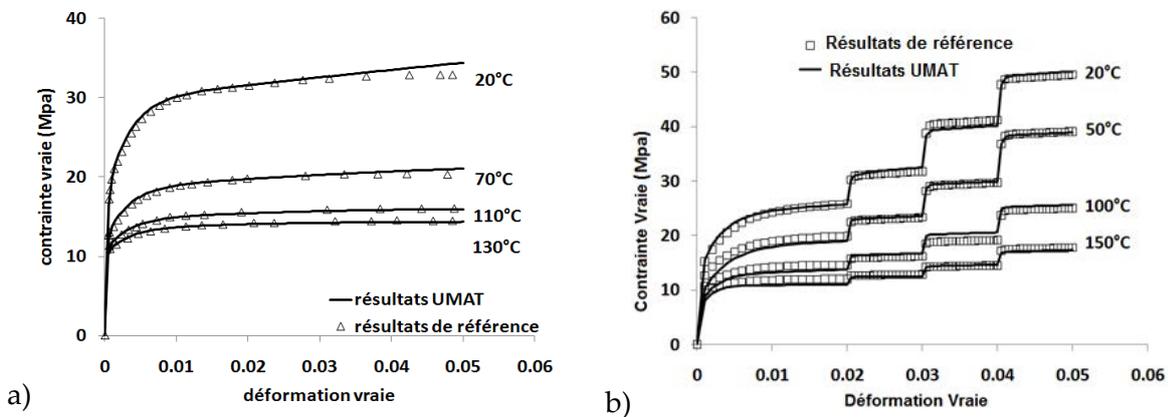


Figure 4 : Comparaison entre résultats numériques et données expérimentales, (a) traction simple (10⁻⁴/s), (b) traction séquentielle

Pour l'endommagement un cas test typique consiste à effectuer un essai de traction sur une éprouvette trouée. Compte tenu des symétries la simulation est effectuée sur un quart de plaque (Figure 5a). Le modèle est piloté en déplacement et le chargement cyclique imposé aux extrémités varie entre 0 et 0,1 mm. La Figure 5b présente la distribution de la variable d'endommagement f autour du trou en fin de cyclage, tandis que la Figure 5c montre l'évolution de cette variable sur un trajet radial pour différents temps au cours du cyclage. Au démarrage ($t = 0$), la distribution est uniforme et l'endommagement est égal à sa valeur initiale. Après plusieurs cycles l'endommagement augmente et se concentre à la périphérie du trou dans la zone de concentration de contrainte.

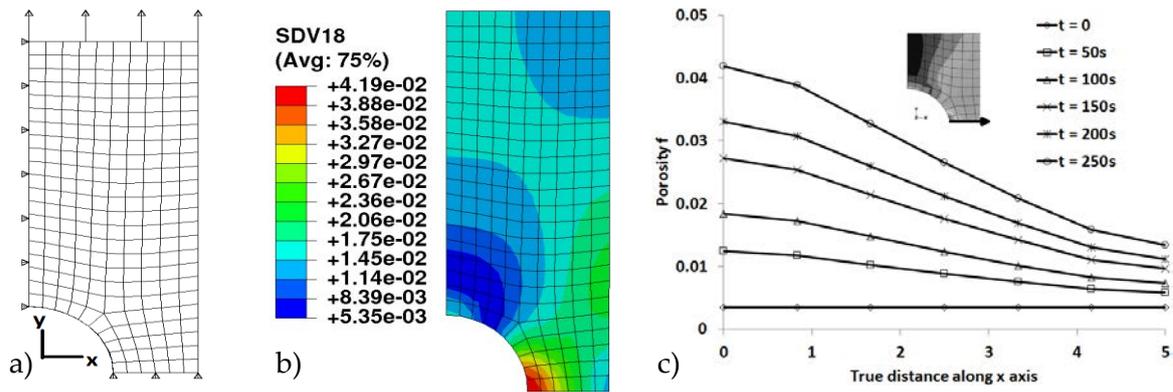


Figure 5 : Essais de cyclage sur une plaque trouée, (a) configuration géométrique, (b) distribution de l'endommagement f en fin de cycle, (c) évolution radiale de f pour différents temps

Application au dimensionnement d'un assemblage d'électronique de puissance.

Les travaux sur le comportement viscoplastique endommageable des matériaux ont été développés dans le cadre d'applications concernant l'étude du comportement thermomécanique d'assemblages d'électronique de puissance. Nous présentons en suivant un cas simple de mise en œuvre d'un calcul thermomécanique tiré de la thèse de Sabeur Msolli, pour lequel le modèle de comportement précédemment présenté est utilisé. Ce travail entre dans le cadre de l'étude du packaging d'un composant diamant, cyclé à haute température (cadre du projet Diamonix1).

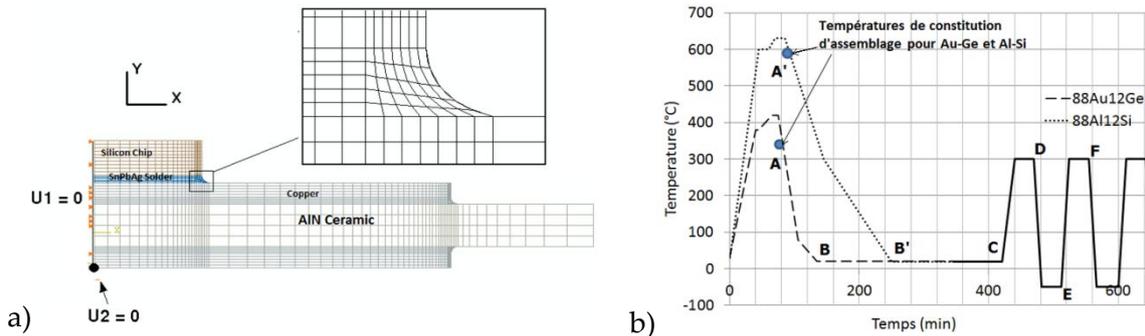


Figure 6 : Calcul en cyclage d'un assemblage, (a) configuration géométrique, (b) chargement thermique

Le système étudié est un assemblage élémentaire, constitué d'un composant diamant de dimensions $3 \times 3 \times 0,5$ mm, brasé avec un alliage AuGe ou AlSi, sur un substrat céramique Si_3N_4 métallisé cuivre. Le modèle éléments finis considéré est 2D, la configuration géométrique est présentée Figure 6a. Le chargement thermique prend en compte l'étape d'élaboration (brasage), puis la séquence de cyclage (Figure 6b).

Le modèle de comportement est le modèle de McDowell (viscoplastique couplé à l'endommagement), précédemment présenté. Les paramètres du modèle, pour les brasures ont été identifiés à partir d'essais de caractérisations effectués au laboratoire [Msolli, 2011].

La Figure 7 montre pour les deux matériaux envisagés l'évolution de la contrainte de cisaillement en fonction du nombre de cycle appliqué et en fonction de la déformation de cisaillement. On observe deux comportements différents suivant l'alliage de brasure utilisé. Pour l'AlSi l'amplitude de contrainte décroît au cours du cyclage et se stabilise après quelques cycles. Pour l'AuGe, on observe un comportement durcissant qui engendre une

augmentation de l'amplitude de contrainte pour chaque cycle. La stabilisation du cycle contrainte/déformation est plus lente que pour l'AlSi.

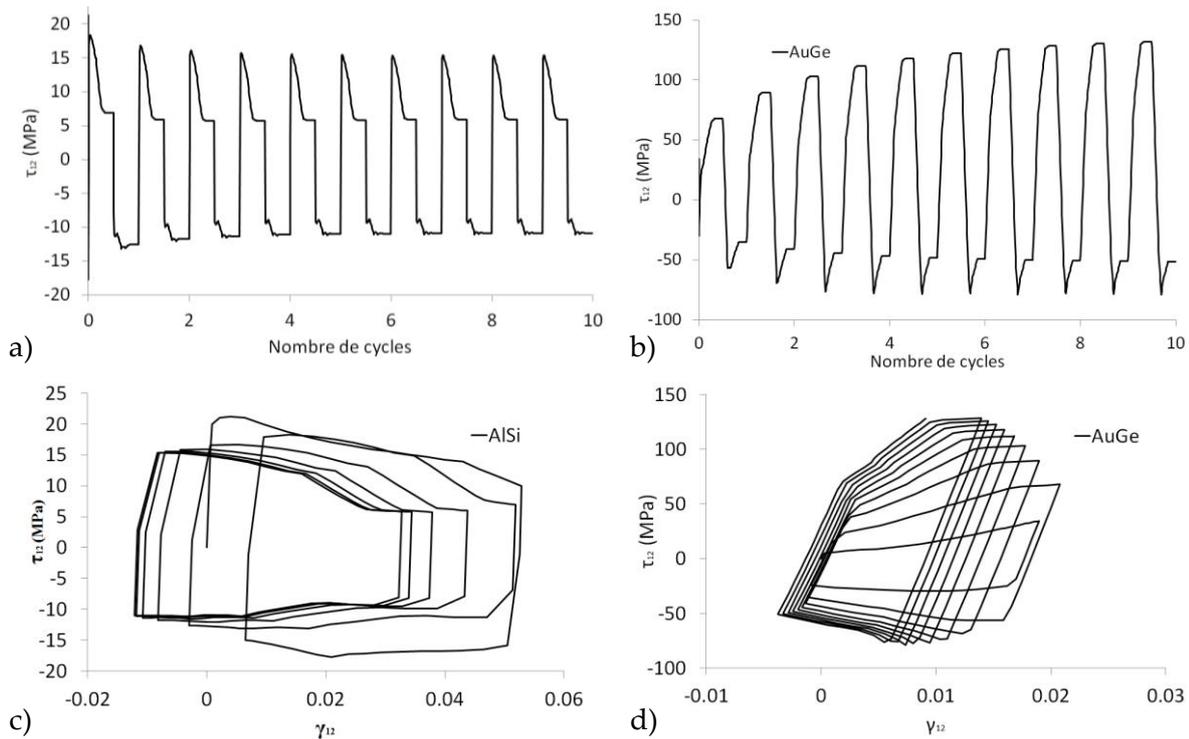


Figure 7 : Évolution de la contrainte de cisaillement pour les deux types de brasure, (a-b) en fonction du nombre de cycle, (c-d) en fonction de la déformation de cisaillement

Pour l'endommagement, le modèle permet de retracer son évolution en fonction du nombre de cycle (Figure 8a). Pour les deux alliages, l'augmentation est rapide au démarrage, puis elle tend à se stabiliser. Ici aussi, la stabilisation vient plus rapidement et à un niveau plus bas pour la brasure AlSi que pour l'AuGe. Par contre, dans les deux cas, l'endommagement maximal se concentre dans la brasure du côté du composant diamant, entraînant un plus fort risque de rupture au sein de l'alliage au voisinage de cette zone (Figure 8b).

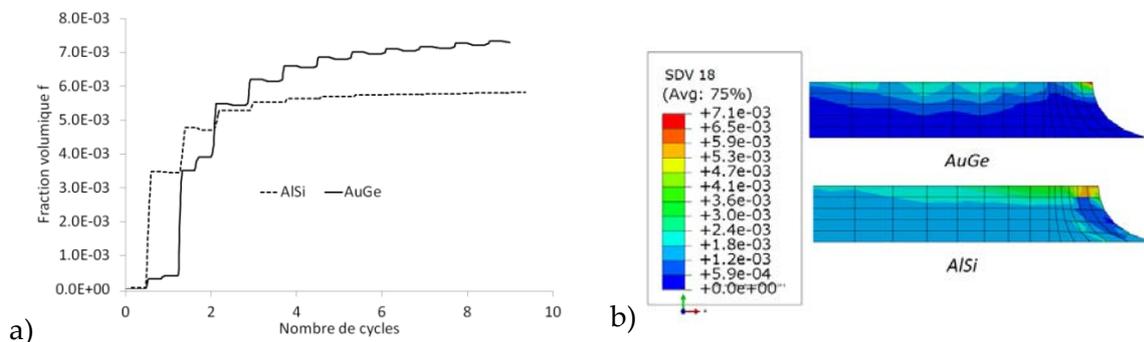


Figure 8 : (a) Évolution de l'endommagement dans les deux brasures en fonction du nombre de cycle et (b) cartographie de la variable d'endommagement

1.3. MODÈLES DE COMPORTEMENT DES POLYMÈRES

Thèses associées : [T4]

Publications associées : [B3, B5]

Participations à congrès : [D18, D21]

La description du comportement mécanique des polymères passe forcément par la description de leur comportement visqueux. La viscosité se définit comme le coefficient de proportionnalité entre la contrainte et la vitesse de déformation.

Pour la viscoplasticité, il existe après un temps suffisamment long, une déformation plastique non nulle après décharge. En revanche, la viscoélasticité est telle que la réversibilité, propre à l'élasticité est retardée, mais au bout d'un temps infini, la déformation sera la même pour un niveau de contrainte équivalent. L'état du matériau tend vers un état indépendant du chemin choisi (Figure 9).

Les polymères présentent un comportement viscoélastique marqué et c'est donc naturellement ce type de lois qui est majoritairement utilisé pour décrire leur comportement. Néanmoins lorsque la vitesse de recouvrance est très lente, la déformation n'est pas recouvrée avant un temps infiniment long et elle peut être assimilée à une déformation plastique. Ce terme n'a aucune signification physique pour un matériau purement amorphe et les polyméristes préfèrent parler de pseudo-plasticité.

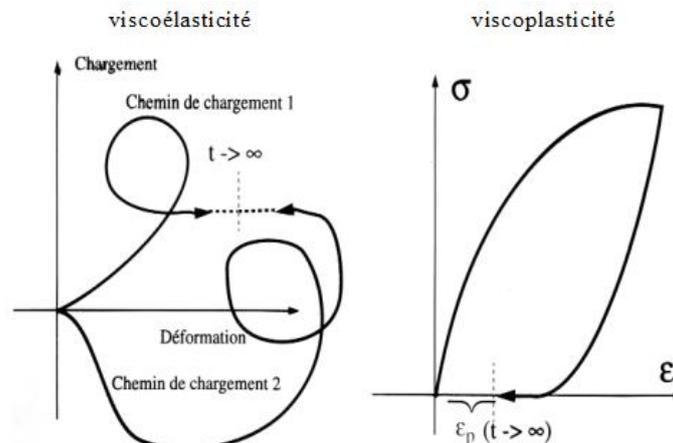


Figure 9 : Différences entre viscoélasticité et viscoplasticité [Schieffer, 2003]

Nous nous sommes principalement intéressés à la caractérisation et à la modélisation du comportement mécanique des polymères au travers de projets relatifs au comportement des ballons pressurisés stratosphériques. Ces ballons sont élaborés à l'aide de films polymères multicouches assemblés par thermocollage. La connaissance de leur comportement en fluage est primordiale à la maîtrise de la physique du vol. Un exposé plus long sur ce sujet fera l'objet de la seconde partie (§2.3).

Je présente dans cette partie les différentes lois étudiées pour caractériser le comportement viscoélastique (linéaire ou non linéaire) des films polymères. Ces lois entrent dans le cadre de la thermodynamique des milieux continus avec variables internes et hypothèses de l'état local. Nous présentons tout d'abord les modèles rhéologiques qui sont très largement utilisés en raison de leurs souplesses et facilité de compréhension. Ensuite, nous

présentons un modèle plus élaboré, initialement développé pour modéliser le comportement viscoélastique non linéaire des stratifiés. Ce modèle viscoélastique spectral non linéaire a été utilisé pour modéliser le comportement des films polymères multicouches.

1.3.1 LES MODÈLES RHÉOLOGIQUES

Les lois empiriques reposent sur la détermination expérimentale de relations liant la déformation viscoélastique à la contrainte. Elles utilisent souvent des lois de type puissance fonction du temps et présentent un intérêt évident en raison de leur simplicité. Les modèles rhéologiques sont schématiquement représentés en 1D par des branches constituées de ressorts et d'amortisseurs en série et/ou en parallèle. Les modèles rhéologiques consistent à exprimer la sollicitation et la réponse du matériau sous la forme d'une équation différentielle linéaire du premier ordre. Ces modèles s'appuient sur des équivalents mécaniques, le ressort décrivant l'élasticité, l'amortisseur décrivant la viscosité. Ces éléments sont placés en parallèle ou en série suivant les modèles considérés

1.3.1.1 Modèle de Kelvin-Voigt

Le modèle de Kelvin-Voigt correspond à un modèle rhéologique simple représenté par un ressort et un amortisseur en parallèle (Figure 10a). Cette disposition permet une partition de la contrainte en une part élastique σ^e et anélastique σ^{an} . La déformation est égale pour chacune des deux branches et les lois linéaires permettent l'expression des comportements élémentaires $\varepsilon = \sigma^e/E$ et $\dot{\varepsilon} = \sigma^{an}/\eta$, où E est le module relaxé du système et η la viscosité. La loi de comportement s'écrit :

$$\sigma = E \varepsilon + \eta \dot{\varepsilon} = E(\varepsilon + \tau \dot{\varepsilon}) \text{ avec } \tau = \frac{\eta}{E} \quad (1-44)$$

Dans l'équation précédente τ qui est homogène à un temps, caractérise le retard à la déformation du système.

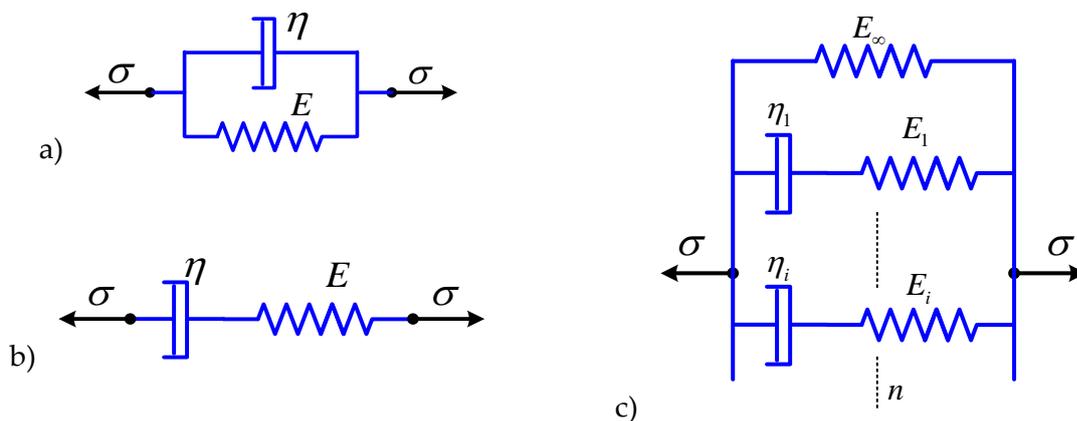


Figure 10 : Modèles rhéologiques, (a) Kelvin-Voigt, (b) Maxwell et (c) Maxwell généralisé

1.3.1.2 Modèle de Maxwell et Maxwell généralisé

Le modèle de Maxwell traduit le comportement d'un fluide sans possibilité d'équilibre à sollicitation constante non nulle. Il correspond à un modèle rhéologique associant en série un ressort et un amortisseur (Figure 10b). On peut ainsi écrire la partition de la déformation en une déformation élastique ε^e et une déformation anélastique ε^{an} telle que $\varepsilon = \varepsilon^e + \varepsilon^{an}$. La loi de comportement du modèle est alors :

$$\dot{\varepsilon} = \frac{\dot{\sigma}}{E} + \frac{\sigma}{\eta} \quad (1-45)$$

Le modèle de Maxwell généralisé (Figure 10c), présente plusieurs évolutions par rapport au modèle précédent. Tout d'abord, il pallie l'impossibilité d'équilibre du corps de Maxwell en lui associant en parallèle un ressort de raideur E_∞ (raideur du système aux temps long). Ensuite, en ajoutant d'autres éléments de type Maxwell également en parallèle, il est possible de rendre compte de comportements complexes. À chaque branche peut correspondre un mécanisme de déformation.

Comme précédemment, en effectuant une partition sur la déformation il est possible de faire apparaître, pour chaque branche, les déformations internes $\varepsilon_i = \varepsilon_i^e + \varepsilon_i^{an}$. En exprimant dans chacune des branches l'égalité de la contrainte dans le ressort et l'amortisseur, on obtient la loi d'évolution des déformations anélastiques internes $\dot{\varepsilon}_i^{an} = \frac{\sigma_i}{\eta_i} = \frac{E_i}{\eta_i} (\varepsilon - \varepsilon_i^{an})$.

La loi de comportement du solide de Maxwell généralisé sera alors :

$$\begin{cases} \sigma = E_\infty \varepsilon + \sum_{i=1}^n \eta_i \dot{\varepsilon}_i^{an} \\ \dot{\varepsilon}_i^{an} = \frac{E_i}{\eta_i} (\varepsilon - \varepsilon_i^{an}) \\ \dots\dots\dots \end{cases} \quad (1-46)$$

Les déformations anélastiques ε_i^{an} tiennent le rôle de variables internes au sens de la thermodynamique. La loi de comportement est alors formée d'une loi constitutive contenant les variables internes et d'autant d'équations différentielles que de variables introduites, ce sont les équations d'évolution.

Chaque élément visqueux (amortisseur) correspond à un mécanisme de déformation associé à un temps de relaxation ou de retard propre, les couples associés (ε_i, η_i) définissant alors un spectre de relaxation ou spectre de retard. Cette approche conduit à de nombreuses équations différentielles, difficiles à identifier expérimentalement. On cherche souvent à utiliser des spectres continus, afin de réduire le nombre de temps de relaxation en reliant les différents paramètres par des fonctions continues.

1.3.1.3 Généralisation à un comportement tridimensionnel

La généralisation du comportement uni-axial en un comportement tridimensionnel peut s'opérer simplement en considérant les sollicitations uni-axiales appliquées à des géométries tridimensionnelles. Par application du principe de superposition, on peut passer d'un comportement uni-axial à un comportement tridimensionnel. Par exemple, si nous considérons la relation de Boltzmann en fluage, le passage se fait de la façon suivante :

$$\varepsilon(t) = \int_0^t J(t - \tau) \cdot \frac{\partial \sigma}{\partial \tau} d\tau \Rightarrow \varepsilon_{ij}(t) = \int_0^t J_{ijkl}(t - \tau) \cdot \frac{\partial \sigma_{kl}}{\partial \tau} d\tau \quad (1-47)$$

$$\Rightarrow \bar{\varepsilon}(t) = \int_0^t \bar{\bar{J}}(t - \tau) \cdot \frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial \tau} d\tau$$

où $\bar{\varepsilon}$ et $\bar{\sigma}$ représentent, respectivement le tenseur des déformations et des contraintes de composantes respectives ε_{ij} et σ_{kl} . $\bar{\bar{J}}$ est le tenseur d'ordre 4 de fluage de composantes J_{ijkl} .

L'expression duale à (1-47), faisant intervenir le tenseur d'ordre de 4 de relaxation $\bar{\bar{R}}$ de composantes R_{ijkl} , s'exprime par :

$$\sigma_{kl}(t) = \int_0^t R_{klij}(t - \tau) \cdot \frac{\partial \varepsilon_{ij}}{\partial \tau} d\tau \quad \text{ou encore} \quad \bar{\sigma}(t) = \int_0^t \bar{R}(t - \tau) \cdot \frac{\partial \bar{\varepsilon}}{\partial \tau} d\tau \quad (1-48)$$

Vis à vis d'une représentation rhéologique, chaque composante du tenseur de relaxation est caractérisée par un modèle de Maxwell généralisé et chaque composante du tenseur de fluage est représentée par un modèle de Kelvin Voigt généralisé.

1.3.2 MODÈLES DE COMPORTEMENT VISCOÉLASTIQUES NON LINÉAIRE

Une question récurrente qui se pose pour les polymères est de savoir s'il est plus approprié de décrire leur comportement par des approches de type viscoplastique ou viscoélastique. Plusieurs études sur les matériaux composites à matrices organiques font apparaître de manière générale que le comportement est intermédiaire entre un comportement de type viscoélastique et viscoplastique [Maire et al., 1996, Vinet, 1997]. En général, ni l'une ni l'autre de ces approches n'est entièrement satisfaisante et la plupart des auteurs privilégient la mieux adaptée à leur problème.

1.3.2.1 Modèle de Kelvin-Voigt-Bingham

Nous présentons ici une approche viscoélastique couplé à de la viscoplasticité au travers d'un modèle combiné. Ce modèle, dit de Kelvin-Voigt-Bingham, découle de l'assemblage de trois cellules (Figure 11). Il est basé sur la somme d'une déformation élastique ε^e , d'une déformation viscoélastique ε^{ve} et d'une déformation viscoplastique ε^{vp} . Le bloc viscoplastique est modélisé par la mise en parallèle d'un patin avec une cellule de Kelvin-Voigt. Ce bloc n'est donc activé que lorsque l'on dépasse un seuil de contrainte σ_y . La déformation ε^{vp} est bien sur permanente.

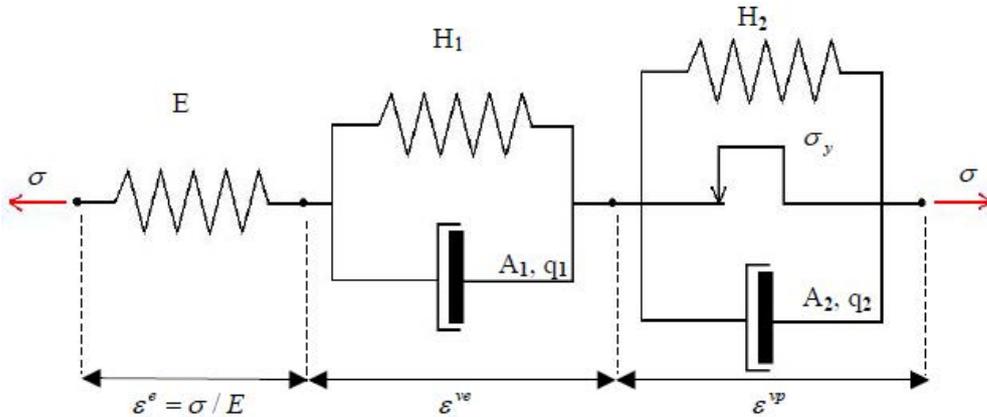


Figure 11 : Modèle rhéologique combiné de Kelvin-Voigt-Bingham [Violettes, 2005]

Le comportement du modèle sera traduit par les équations suivantes :

$$\begin{cases} \varepsilon^e = \frac{\sigma}{E} \\ \dot{\varepsilon}^{ve} = A_1 (\sigma - H_1 \varepsilon^{ve})^{n_1} q_1 t^{q_1 - 1} \\ \dot{\varepsilon}^{vp} = A_2 (\sigma - \sigma_y - H_2 \varepsilon^{vp})^{n_2} q_2 t^{q_2 - 1} \end{cases} \quad \text{avec} \quad \varepsilon = \varepsilon^e + \varepsilon^{ve} + \varepsilon^{vp} \quad (1-49)$$

La vitesse de déformation dépend donc de la contrainte σ (connue lors d'un essai de fluage), de la déformation viscoélastique ε^{ve} et de la déformation viscoplastique ε^{vp} . Les déformations viscoélastique et viscoplastique apparaissent alors comme des variables internes de l'équation du modèle rhéologique. Il n'est pas possible de connaître à un instant donné la part de la déformation viscoélastique et de la déformation viscoplastique

dans la déformation totale. Il est nécessaire d'effectuer une intégration numérique du modèle.

1.3.2.2 Modèle viscoélastique spectral

Ce modèle a initialement été développé au LMARC de Besançon pour des composites verre/époxy [Maire, 1992, Thiébaud, 1994], puis repris à l'ONERA pour des composites destinés à l'aéronautique [Petipas, 2000].

Les lois de comportement sont développées dans un cadre qui garantit le respect des principes thermodynamiques [Maire et al., 1996]. L'état du matériau à l'équilibre est donné par la connaissance des variables observables (température T et déformation totale $\bar{\varepsilon}$) et des variables internes. Ces dernières permettent de décrire le caractère irréversible des transformations et sont la déformation anélastique $\bar{\varepsilon}_{an}$, et une famille de tenseurs d'ordre 2 $\bar{\xi}_i$ homogènes à une déformation et correspondant aux mécanismes élémentaires d'écoulement visqueux. Cette approche repose sur le postulat de l'existence de deux potentiels : le potentiel d'énergie libre et le potentiel de dissipation. Le potentiel d'énergie libre spécifique, appelé plus couramment potentiel thermodynamique, est une fonction scalaire (généralement quadratique) des variables d'état. Il prend ici la forme :

$$2\rho\psi = (\bar{\varepsilon} - \bar{\varepsilon}_{an} - \bar{\varepsilon}_{th}) : \bar{C}_0 : (\bar{\varepsilon} - \bar{\varepsilon}_{an} - \bar{\varepsilon}_{th}) + \sum_i \frac{1}{\mu_i} (\bar{\xi}_i : \bar{C}_R : \bar{\xi}_i) \quad (1-50)$$

où ρ est la masse volumique, \bar{C}_0 et \bar{C}_R sont des tenseurs d'ordre 4 qui décrivent respectivement l'anisotropie élastique et visqueuse. $\bar{\varepsilon}_{th}$ correspond à la déformation thermique $\bar{\varepsilon}_{th} = \bar{\alpha}(T - T_0)$, $\bar{\alpha}$ est le tenseur des dilatations thermiques et T_0 la température de référence. Chaque $\bar{\xi}_i$ est associée à un temps de relaxation τ_i pondéré par μ_i . L'ensemble des $\bar{\xi}_i$ décrivent un spectre continu.

Le potentiel de dissipation choisi est de la forme :

$$2\varphi^* = 2\varphi^*(\omega_i) = \sum_i \frac{\tau_i}{\mu_i} (\omega_i : \bar{C}_R^{-1} : \omega_i) \quad (1-51)$$

avec $\omega_i = g(\sigma)\sigma_{an} + \chi_i$ et où $g(\sigma)$ est une fonction non-linéarisante, σ_{an} la contrainte anélastique et χ_i la force thermodynamique associée à ξ_i . Les équations constitutives du modèle spectral dérivent des deux équations précédentes :

$$\bar{\sigma} = \rho \frac{\partial \psi}{\partial \varepsilon} = \bar{C}_0 : (\bar{\varepsilon} - \bar{\varepsilon}_{an} - \bar{\varepsilon}_{th}) \quad (1-52)$$

$$\bar{\sigma}_{an} = \rho \frac{\partial \psi}{\partial \bar{\varepsilon}_{an}} = -\bar{\sigma} \quad (1-53)$$

$$\bar{\varepsilon}_{th} = \bar{\alpha} \cdot (T - T_0) \quad (1-54)$$

$$\dot{\bar{\varepsilon}}_{an} = -\frac{\partial \varphi^*}{\partial \bar{\sigma}_{an}} = g(\sigma) \sum_i \dot{\bar{\xi}}_i \quad (1-55)$$

$$\dot{\bar{\xi}}_i = -\frac{\partial \varphi^*}{\partial \chi_i} = \frac{1}{\tau_i} (\mu_i g(\sigma) \bar{C}_R^{-1} : \bar{\sigma} - \bar{\xi}_i) \quad (1-56)$$

Ce modèle se présente donc sous la forme d'un système d'équations différentielles du 1^{ier} ordre ayant un nombre de coefficients limité :

- les deux paramètres définissant le spectre,
- les trois tenseurs \bar{C}_0 , \bar{C}_R et $\bar{\alpha}$ représentant respectivement l'élasticité, la viscosité et la dilatation thermique,
- la fonction non-linéarisante $g(\sigma)$.

La description des mécanismes visqueux en un spectre de temps de relaxations présente un attrait certain en se rapprochant des phénomènes décrits pour les polymères. De plus, la formulation permet un découplage des paramètres et donc une identification plus aisée. Ce modèle permet une bonne description du comportement pour des maintiens sous charge mais ne permet pas de décrire de manière rigoureuse les décharges. Cette anomalie est souvent présente dans les modèles de types viscoélastiques non-linéaires mais peut s'avérer gênante dans un calcul de structures où des décharges locales peuvent intervenir.

1.4. IDENTIFICATION PARAMÉTRIQUE DES LOIS DE COMPORTEMENT

Thèses associées : [T2, T3, T7, T8, T10]

Publications associées : [A4, A6, A20, A22]

Participations à congrès : [C1, C4, C6, C11, C13, C24, C36, C37, D16, C19, D22]

Dans le cadre d'applications à la modélisation des structures, une suite logique aux travaux sur l'étude des lois de comportement concerne leur identification. Ce problème important passe par la mise en place de procédures alliant expérimentation, modélisation et optimisation, pour pouvoir identifier les paramètres de ces lois. Si pour des lois phénoménologiques simples et des essais homogènes, des procédures simples peuvent être mises en œuvre, il n'en est pas de même lorsque les modèles comportent de multiples paramètres et que ces derniers ne sont de plus pas directement accessibles à la mesure.

Les travaux présentés dans ce paragraphe concernent différentes applications rencontrées tout au long de mon parcours. Je me suis tout d'abord intéressé à l'identification de lois de comportements dédiés aux grandes transformations, c'est-à-dire des lois adaptées à des niveaux de déformation et de vitesse de déformation élevées [Sattouf, 2003, Nistor, 2005]. Au cours de ces études, l'expérimentation concernait des essais d'impacts et la procédure mise en œuvre utilisait l'application logicielle Pilote développée au laboratoire. Cette application est adaptée au traitement d'un nombre assez limité de données expérimentales (nombre d'essai et de données traité par essai). Pour pallier ces inconvénients nous avons développé plusieurs scripts python permettant des applications multi-essais et le traitement d'un grand nombre de données par essai. Cette partie concerne l'identification de modèles élasto-viscoplastiques à partir d'essais d'érouissage, de fluage, de relaxation et de cyclage [Micol, 2007, Zeanh, 2009, Msolli, 2011]. Un cas intéressant sur lequel nous nous sommes arrêtés est l'identification de modèles élastoplastiques à partir d'essais d'indentation instrumenté. À l'heure actuelle, ces travaux se poursuivent dans le cadre de la thèse de T. Fourcade portant sur la caractérisation des matériaux en couches minces.

Pour les études concernant l'identification des modèles de comportements viscoélastiques non linéaires nous avons travaillé selon les mêmes méthodes. En revanche les lois utilisées étant intégrées dans le module Z-mat de Zebulon nous avons utilisé le module Z-optimizer pour conduire les travaux d'identification.

Enfin, nous nous sommes intéressés à l'identification de lois de comportement à partir de mesures de champs [Fazzini, 2009, Wourms, 2011]. Il s'agit d'utiliser les nombreuses données expérimentales obtenues par des mesures de champs cinématiques dans une procédure d'identification paramétrique. La fonction coût est formée à partir d'un vecteur écart pouvant comporter plusieurs milliers de valeurs. Une application originale a été développée pour l'identification du comportement orthotrope des stratifiés et ensuite pour la détection de défauts et de l'endommagement de ces derniers (participation aux travaux de thèse d'Elodie Péronnet [Peronnet, 2012]).

1.4.1 GÉNÉRALITÉS

La détermination des paramètres d'une loi de comportement mécanique est généralement réalisée grâce à des essais simples (traction, cisaillement, relaxation, etc.) et des configurations mécaniques qui permettent en raison de leur caractère homogène d'obtenir de

manière directe les caractéristiques désirées. Néanmoins, dans certains cas, ce type d'essais n'est pas réalisable ou n'est pas souhaité, que ce soit en raison de l'impossibilité d'élaborer des échantillons au format nécessaire, du souhait d'identifier une loi de comportement à partir d'essais de chargement complexe ou de l'impossibilité d'effectuer une mesure directe. On peut citer à ce titre, plusieurs exemples :

- après dépôt d'un film mince sur un substrat donné, la connaissance des caractéristiques mécaniques de la couche peut être importante pour évaluer sa tenue face à différentes agressions extérieures ou sollicitations mécaniques. Or, le matériau constitutif de la couche peut avoir des propriétés différentes du matériau d'origine suite au protocole de dépôt. L'épaisseur du matériau déposé n'excédant pas dans certains cas quelques dizaines de nanomètres, réaliser un essai de traction sur l'ensemble substrat-couche peut s'avérer délicat voire impossible. L'utilisation d'un autre test mécanique s'impose. La micro ou nano indentation associée à une procédure d'identification permet de remonter aux propriétés de la couche.
- Dans le cadre de la modélisation de l'usinage par enlèvement de matière, les phénomènes fortement non linéaires conduisent à la nécessité d'identifier des lois de comportement à partir d'essais dynamiques spécifiques. Compte tenu des gammes de déformations et de taux de déformations visées, l'utilisation d'essais d'impact sur cible est une nécessité. Or, ces essais permettent rarement l'obtention d'un état de contrainte et de déformation homogène et rendent très difficile l'enregistrement de l'évolution temporelle de grandeurs de type force déplacement. Ces deux particularités rendent nécessaires le recours à une identification des lois de comportement par minimisation d'écarts expérience-calcul dans le cadre d'une analyse post-essais des échantillons.

Pour répondre à ces différents problèmes plusieurs techniques d'identification paramétrique existent et peuvent être utilisées en vue de déterminer les coefficients d'une loi de comportement ou tout simplement de recalculer un modèle de comportement mécanique sur les résultats d'une ou plusieurs expériences.

L'identification paramétrique comme un problème scientifique, a débuté depuis quelques dizaines d'années. L'approche utilisée consistait alors à réaliser des essais expérimentaux simples permettant de vérifier l'hypothèse d'homogénéité des contraintes et des déformations dans l'éprouvette. Ces essais (traction, compression, torsion, cisaillement, bi-poinçonnement, etc...) permettent de transformer par différentes relations analytiques les mesures expérimentales réalisées (forces, couples, déplacements, angle de rotation, etc.), en valeurs de contraintes et/ou de déformations moyennes dans l'éprouvette. L'identification des paramètres matériaux est ensuite réalisée par lissage du modèle choisi avec les couples de points « contrainte-déformation » ainsi obtenus [Chaboche et al., 1991].

Plus tard, les procédures automatiques de lissage ont fait rapidement leur apparition, introduisant de ce fait la notion de problème inverse en vue d'une identification du comportement de matériaux. L'utilisation de ces méthodes de minimisation de l'écart entre une expérience et son modèle a permis le travail d'identification à partir d'essais non homogènes.

1.4.2 L'IDENTIFICATION PARAMÉTRIQUE

1.4.2.1 Position du problème

On appelle **problème direct**, le problème classique qui consiste à simuler un procédé ou une expérience donné pour en déduire par exemple, la géométrie finale de la pièce, les contraintes, déformations, déformations plastiques équivalentes, ..., dans la configuration finale ainsi que leur évolution au cours du processus et/ou du temps (Figure 12). Actuellement la résolution de ces problèmes est généralement traitée par la méthode des éléments finis.

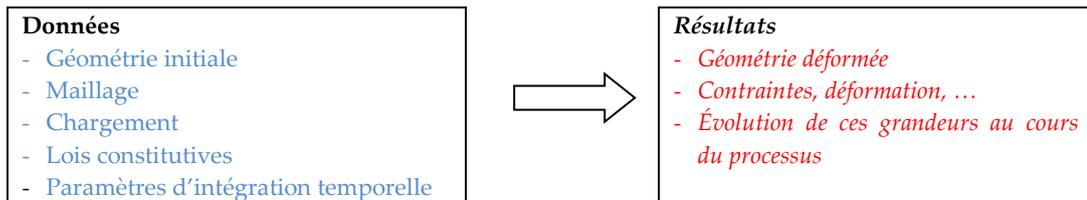


Figure 12 : Formulation générale du problème direct de simulation par éléments finis [Kleinermann, 2000].

On appelle **problème inverse** tout problème consistant à déduire certaines données du problème de base (problème direct), en se fixant comme donnée supplémentaire un des résultats (expérimental) du problème direct. Un problème inverse est donc obtenu en intervertissant une ou plusieurs données, avec un ou plusieurs résultats du problème direct de référence [Bui, 1993].

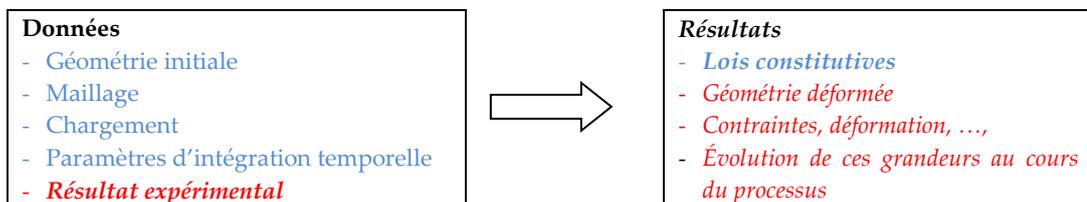


Figure 13 : Formulation générale du problème d'identification paramétrique [Kleinermann, 2000].

Cette technique, aussi désignée par méthode de correction paramétrique ou FEMU¹³, est sûrement la plus répandue dans le domaine des problèmes inverses ou de contrôle optimal. Elle consiste en la détermination du jeu de paramètres \vec{p} réduisant la différence entre les grandeurs calculées par les simulations éléments finis \vec{d} et les mesures expérimentales \vec{d}_{exp} , en espérant que la réduction de cet écart soit suffisante pour obtenir le jeu de paramètres souhaité. On introduit pour cela une fonctionnelle coût notée J dépendant de \vec{p} et mesurant la distance entre \vec{d} et \vec{d}_{exp} , soit :

$$J(\vec{x}) = \|\vec{d} - \vec{d}_{exp}\| \tag{1-57}$$

où $\|\cdot\|$ désigne une norme.

Le problème d'identification s'exprime alors de la manière suivante :

Déterminer $\vec{p}^* \in O$ tel que $J(\vec{p}^*) = \min_{\vec{x} \in O} J(\vec{p})$ et O convexe fermé de \mathbb{R}^n

Le problème d'identification est alors vu comme un problème de minimisation, qui peut être résolu à l'aide d'algorithmes itératifs.

¹³ Finite Element Model Updating Method

Le plus souvent, le problème direct est dit bien posé au sens de Hadamard si : une solution existe, elle est unique et elle dépend continûment des données. Les problèmes inverses sont dit souvent mal posés, car ne vérifiant pas au moins une des trois conditions précédentes [Bonnet, 2009]. Dans les problèmes inverses considérés, différentes erreurs mènent inévitablement à l'inexistence d'une solution exacte du résultat recherché [Kleinermann, 2000]. Parmi les différentes approximations ou erreurs, on trouve celles relatives à la modélisation introduites dans le calcul par éléments finis, les erreurs numériques, les données expérimentales bruitées, un choix inadéquat des topologies ou du modèle de comportement à optimiser, etc. Afin d'assurer l'existence d'une solution des méthodes de régularisation sont utilisées. Elles permettent, dans le cas où la donnée " \vec{d}_{exp} " est incompatible (c'est-à-dire qu'aucun jeu de paramètres ne peut conduire exactement à la réponse désirée), de chercher l'élément compatible " \vec{d} " le plus proche de \vec{d}_{exp} . Le jeu de paramètres correspondant à " \vec{d} " est appelé "quasi-solution" du problème inverse considéré. Dans le cas des problèmes non-linéaires qui nous concernent, celle-ci est obtenue par une minimisation de l'écart entre le résultat de la simulation " \vec{d} " et celui désiré \vec{d}_{exp} , en jouant sur les grandeurs choisies comme variables d'optimisation. De cette façon, en changeant le concept de solution, on est assuré de son existence. Il reste encore à s'assurer du caractère unique et continu de cette solution.

1.4.2.2 Méthodologie

Les différentes étapes à développer pour mettre en place une procédure d'identification sont listées ci-dessous et présentées Figure 14. Elles sont d'une manière générale au nombre de quatre.

- 1 – Mise au point d'une expérience mettant en évidence le comportement du matériau qui sera observé lors du procédé que l'on souhaite simuler. Cette expérience doit activer les mêmes phénomènes physiques que le problème que l'on désire simuler ultérieurement et/ou le même type de chargement mécanique. Le choix de l'expérience réalisée ainsi que les grandeurs qui y seront mesurées est très important et influence significativement les résultats obtenus.
- 2 – Proposition d'un modèle mathématique du phénomène étudié. Ce choix est basé sur des résultats expérimentaux et sur les connaissances physiques des phénomènes mis en jeu.
- 3 – Détermination de la valeur numérique à attribuer aux différents paramètres matériels présents dans le modèle mathématique choisi. Le but est d'obtenir une bonne concordance entre les résultats expérimentaux et ceux de la simulation. Cette étape consiste donc en la résolution du problème inverse d'identification paramétrique.
- 4 – Validation du modèle obtenu précédemment. La première vérification s'effectue souvent par la mesure de l'écart entre les résultats expérimentaux et de simulation. Une validation systématique du modèle par comparaison des résultats obtenus lors d'autres expériences similaires est indispensable afin de cerner le domaine de validité de ce modèle.

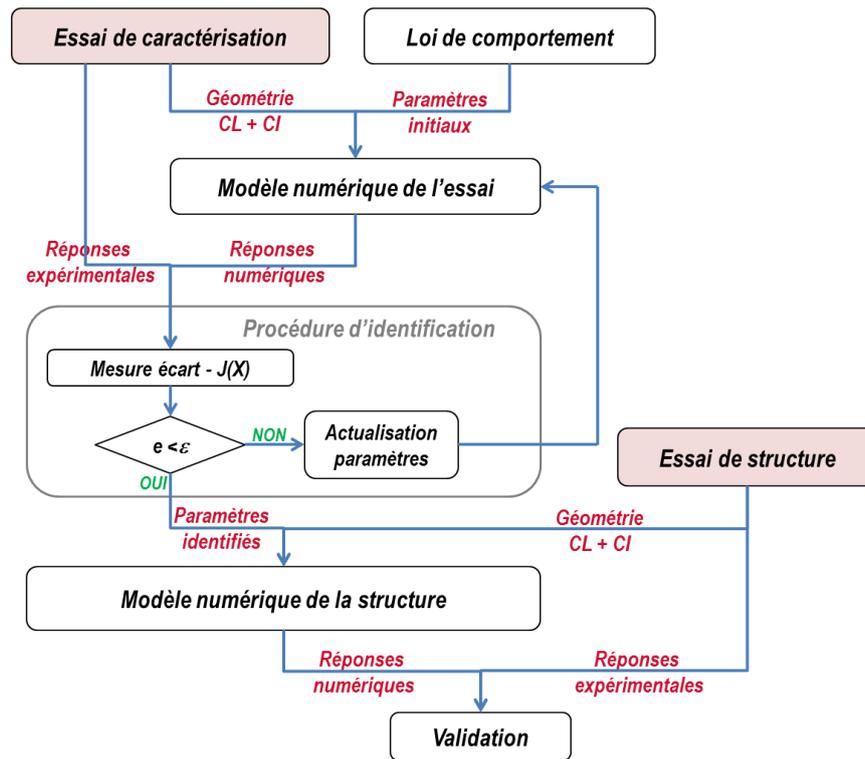


Figure 14 : Principe et mise en œuvre de la méthode d'identification paramétrique

La mesure de l'écart expérience calcul se fait au travers de l'écriture de la fonction coût ou fonction objectif. La formulation mathématique de cette fonction reste quasiment inchangée d'un auteur à l'autre. Seules quelques variantes apparaissent quant au choix de la méthode de prise en compte des erreurs expérimentales et à un éventuel ajout d'un terme supplémentaire de stabilisation du processus de convergence ou de prise en compte des contraintes [Ghouati, 1994].

Une forme générale de la fonction objectif peut être définie en se basant sur un calcul de l'écart entre l'expérience et la simulation par une norme euclidienne. Si l'on n'a pas d'information sur les erreurs expérimentales associées aux différents points de mesure, on suppose souvent, que celles-ci sont proportionnelles à la valeur de la grandeur mesurée. La forme de la fonction objectif est la suivante :

$$J(\vec{x}) = \sqrt{\sum_{i=1}^n \frac{\omega_i}{\Omega} \left\langle \frac{d_i^{EF}(\vec{x}) - d_i^{exp}}{d_i^{exp}} \right\rangle^2} \quad (1-58)$$

avec $\left\langle \frac{a}{b} \right\rangle = \begin{cases} \frac{a}{b}, & b > \text{tolérance} \\ a, & b \leq \text{tolérance} \end{cases}$

où \vec{x} est le vecteur des valeurs des paramètres,

n le nombre de points expérimentaux,

d_i^{exp} le vecteur des résultats expérimentaux,

d_i^{EF} le vecteur des valeurs correspondantes obtenues par simulation,

ω_i est le poids attribué au $i^{ième}$ point expérimental et $\Omega = \sum_{j=1}^n \omega_j$ la somme des termes de ce vecteur poids.

Une fois le problème d'identification exprimé comme un problème de minimisation, principalement deux familles d'algorithmes peuvent être utilisées : les algorithmes

exploratoires, qui n'utilisent que la valeur de la fonctionnelle coût et les algorithmes de descente qui utilisent en plus le gradient de la fonctionnelle coût par rapport aux paramètres à identifier.

- Les algorithmes exploratoires (Monte Carlo, algorithmes génétiques, simplex, réseaux de neurones...) ne se basent que sur la valeur de la fonctionnelle coût et en conséquence, nécessitent un nombre important d'évaluations de cette dernière. Malgré l'accroissement de la puissance des calculateurs, leur application se limite encore à des problèmes dont la résolution est peu coûteuse en termes de temps CPU. En contrepartie, ils présentent un certain nombre d'avantages non négligeables comme par exemple de s'adapter à des fonctionnelles non différentiables, non convexes, non continues et définies sur des parties non connexes. Contrairement aux méthodes classiques, ces algorithmes ne butent pas sur des minima locaux et peuvent fournir l'ensemble des minima locaux et le minimum global.
- Le principe des méthodes de descente est de générer de manière itérative une suite $(x^k)_{k \in \mathbb{N}}$ définie par : $x^{k+1} = x^k + \alpha^k g^k$
telle que, pour $f(\alpha) = J(x^k + \alpha^k g^k)$, $x \in \mathbb{R}^{+*}$:
 - $f(\alpha)$ est décroissante au voisinage de 0^+
 - $f(\alpha^k) = \min_{x>0} f(\alpha)$

g^k est la direction de descente au pas k . C'est la méthode de détermination de g^k qui conditionne la nature et donc l'efficacité de l'algorithme utilisé. Suivant l'approximation considérée, on trouve les méthodes d'ordre 1 (utilisation du gradient de J au point x^k) avec les algorithmes de pente maximale ou de relaxation, ou les méthodes d'ordre 2 avec les algorithmes de Newton (utilisation du Hessien de J au point x^k) et quasi-Newton (calcul d'une approximation du Hessien). La méthode de Levenberg-Marquardt qui est reconnue comme efficace pour les problèmes non linéaires, utilise une approximation du Hessien dans le cas d'une fonction coût de type moindre carré.

Si le problème direct n'est pas excessivement non-linéaire, $J(\vec{x})$ se comporte bien et possède un seul extremum. Dans ce cas les méthodes de gradient conduisent à la solution. Pour les problèmes fortement non-linéaires on préfère la méthode de Levenberg-Marquardt. Pour les méthodes de descente, il reste toujours un risque important de converger vers un minimum local. Pour limiter ce risque plusieurs auteurs utilisent des procédures mixtes. Au laboratoire, dans le cas d'applications fortement non linéaires, nous avons défini des stratégies d'identification similaires, qui font appel successivement à une méthode d'ordre zéro puis à une méthode de descente.

- Dans le cas de l'identification de lois de comportement en grandes transformations [Dalverny et al., 2002, Sattouf, 2003, Sattouf et al., 2003], à partir d'essais d'impact, la procédure élaborée comprend deux étapes :
 - une recherche préliminaire par une méthode aléatoire stochastique de type Monte-Carlo,
 - un affinement de la recherche, à partir des résultats fournis par la recherche préliminaire, utilisant l'algorithme de Levenberg-Marquardt.

- Dans le cas de l'identification de lois de comportement viscoplastiques d'alliages de brasure [Zeanh, 2009, Micol et al., 2010], la procédure comprend plusieurs itérations enchainant à partir d'un point donné les étapes suivantes :
 - recherche d'un minimum avec l'algorithme de Levenberg-Marquardt,
 - recherche à l'aide d'un algorithme génétique pour s'extraire d'un éventuel minimum local.

Les deux étapes sont alors enchainées jusqu'à satisfaction du critère de convergence.

1.4.2.3 Identification du comportement viscoplastique d'un alliage de brasure

À titre d'exemple, nous présentons ici l'identification du comportement viscoplastique de brasures de connexions par plots brasés (ou bump), pour l'électronique de puissance (le contexte de l'application est décrit dans la seconde partie du document §2.4).

Le comportement mécanique des brasures, en plus d'être complexe, est fortement dépendant de leur microstructure [Wiese et al., 2003], qui est liée entre autre à la nature des métallisations brasées, au profil de brasage et au volume de matière considéré. Les essais mécaniques pour l'identification des lois de comportement de ces matériaux doivent donc être faits sur des éprouvettes présentant des conditions d'élaboration identiques à celles des liaisons réelles et mettre en jeux des configurations géométriques semblables. Pour cela, nous avons choisi de travailler avec des éprouvettes de brasures représentatives, correspondant à un assemblage en double cisaillement de 2 fois 4 bumps (Figure 15).

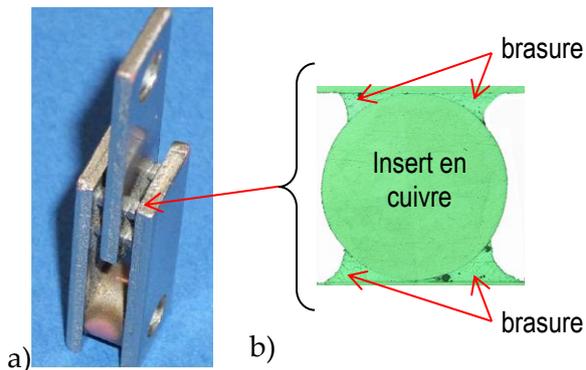


Figure 15 : Éprouvettes de caractérisation de brasure en configuration bump, (b) vue en coupe d'un bump

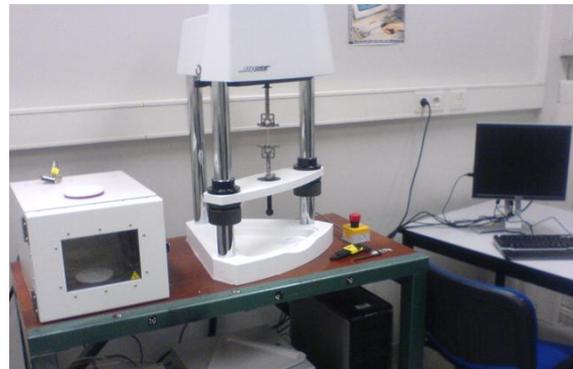


Figure 16 : Machine de fatigue utilisée pour les essais d'érouissage et de fluage en température

Des études mécaniques préliminaires ont montré que pour un chargement apparent de cisaillement appliqué à l'assemblage et donc aux bumps, les contraintes mécaniques locales au sein de zones brasées étaient multiaxiales. Ainsi, pour la configuration citée, on ne peut pas évaluer le niveau de contrainte dans les brasures sans utiliser un outil de calcul numérique. On se trouve bien dans un cas typique nécessitant la mise en œuvre d'une procédure d'identification paramétrique.

Le comportement des alliages de brasure $\text{Sn}_{96,5}\text{Ag}_{3,5}$ et $\text{Sn}_{95,5}\text{Ag}_{3,8}\text{Cu}$ ont été évalués à partir d'éprouvettes élaborées au laboratoire PEARL. Les essais mécaniques mis en œuvre pour ce travail sont de trois types : érouissage, érouissage cyclique et fluage. Ils sont effectués à plusieurs vitesses de sollicitation, températures et niveaux de chargement. L'ensemble est testé sur une machine de fatigue électromécanique Bose (EF 3200, Figure 16), acquise pour cette application, dans le cadre de la thèse d'Adrien Zéanh. Elle permet de travailler sur de petites éprouvettes (cas des connectiques), pour un chargement statique maximal

de 350 N. Le pilotage des essais peut être effectué tant en effort qu'en déplacement. La Figure 17 présente quelques courbes d'essais de fluage et d'écrouissage cyclique pour la brasure Sn_{96,5}Ag_{3,5}.

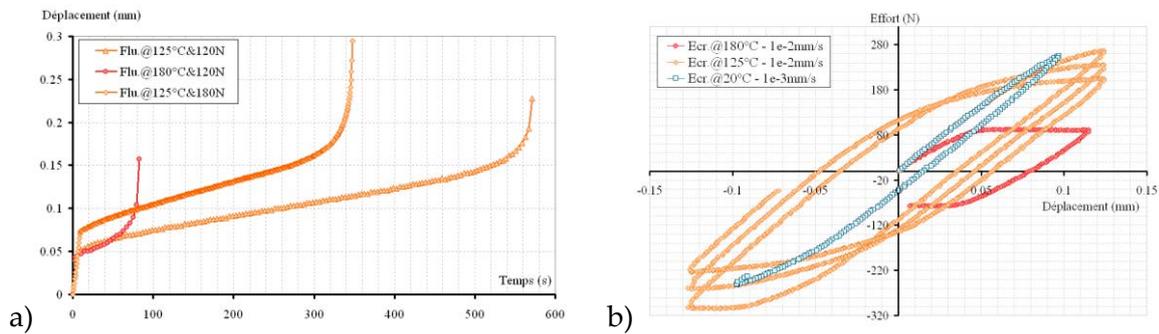


Figure 17 : Exemple résultats d'essais pour la brasure Sn_{96,5}Ag_{3,5}, (a) fluage, (b)écrouissage cyclique

Les modèles d'Anand et de Busso ont été identifiés à partir de ces expérimentations. Pour le modèle d'Anand, l'identification concernait l'ensemble des 9 paramètres définis ($s_0, Q, A, \xi, m, h_0, \hat{s}, n, a$). La procédure mise en jeu est en tout point semblable à celle décrite Figure 14. La fonction objectif est celle décrite équation (1-58), avec des poids identiques pour chacun des essais. La procédure de minimisation associe l'utilisation d'un algorithme d'ordre zéro, afin de s'extraire des minimum locaux (algorithme génétique, mis en œuvre à partir de la bibliothèque python *pygene*), suivi de l'utilisation de l'algorithme de Levenberg-Marquardt pour raffiner la recherche du jeu de paramètre. La Figure 18 montre pour des essais de fluage et d'écrouissage, les courbes tracées avec les paramètres identifiés et les données expérimentales.

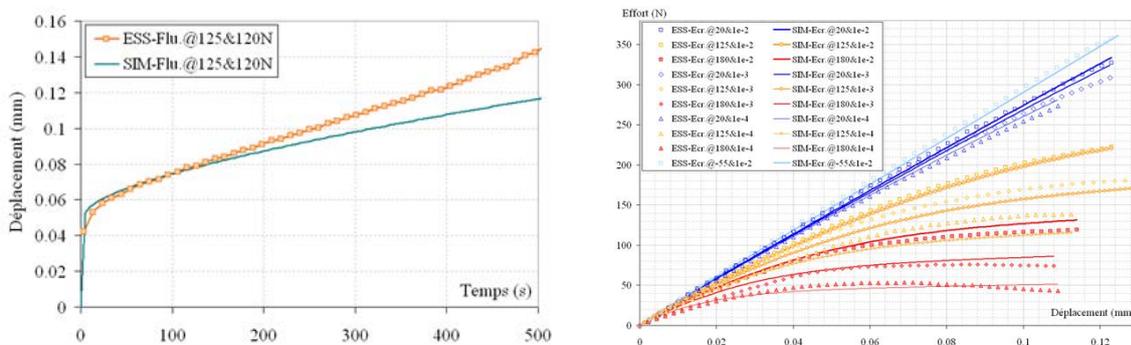


Figure 18 : Comparaison essais/simulation à l'issue de l'identification pour des essais de fluage et d'écrouissages à différentes températures et vitesses de sollicitations

1.4.2.4 Identification à partir d'essais d'indentation instrumentée

Une autre application concerne l'identification de lois constitutives (plasticité ou viscoplasticité) à partir d'essais d'indentation instrumentée. Cette technique expérimentale est très intéressante car utilisable à différentes échelles (macro, micro et nano indentation), et permettrait donc d'étudier pour un même matériau, des lois de comportement à différentes échelles. L'essai de nano ou de micro indentation, permet de solliciter de très faibles volumes de matière, qu'il est alors possible de caractériser. On cherche par exemple à caractériser des couches minces obtenues par différentes techniques de dépôt, ou des joints de brasure.

En collaboration avec Joël Alexis Maître de conférences au LGP (équipe IMF) nous avons lancé plusieurs travaux autour de la caractérisation des matériaux à partir d'essais de nano-indentation. Ces travaux ont débuté par une première étude sur des métallisations de substrats DBC dans le cadre de la thèse d'Adrien Zéanh [Zéanh, 2009]. Nous avons ensuite mis en place une collaboration plus large au travers de la thèse de Thibaut Fourcade (Cifre NovaMems/CNES).

L'essai d'indentation instrumentée consiste à faire pénétrer une « pointe » ou indenteur, dans un matériau afin de le déformer, tout en mesurant l'évolution de la force et du déplacement de la pointe. La courbe force fonction du déplacement pour un indenteur pyramidal, correspond au graphe Figure 19a. En plus de la dureté du matériau, cette courbe permet d'extraire trois paramètres qui la définissent : C la courbure de la parabole de charge, S la pente de la courbe à la décharge et h_r/h_m le rapport entre la profondeur de l'empreinte résiduelle et la profondeur sous charge maximale (Figure 19a).

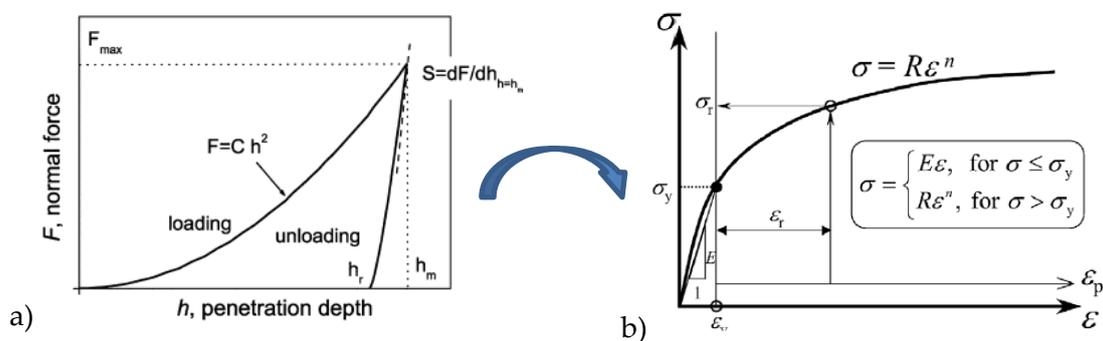


Figure 19 : Identification d'un modèle de comportement à partir d'un essai d'indentation. (a) courbe caractéristique d'un essai d'indentation [Bucaille et al., 2003], (b) modèle de comportement élastoplastique

Le problème posé consiste à déterminer les paramètres d'un modèle d'écrouissage (Figure 19b), à partir du recalage d'un modèle éléments finis de l'essai d'indentation qui donne la courbe Figure 19a. Généralement on s'intéresse à des modèles d'écrouissage isotrope linéaire ou non linéaire de type loi puissance comme le modèle de Ramberg-Osgood ou ses dérivés [Ramberg and Osgood, 1943, Rasmussen, 2003]. Le nombre de paramètres à identifier varie de 2 à 4. Dans nos applications, nous avons toujours évalué expérimentalement le module d'Young, à partir de la méthode d'Oliver et Pharr [Oliver and Pharr, 2004].

Un point dur de l'application de la méthode inverse pour ce problème vient du fait que les relations entre les paramètres d'indentation et les propriétés mécaniques ne sont pas uniques. En effet, K. Tho a montré la non unicité de l'analyse inverse basée sur une seule indentation conique, lorsque l'on cherche une relation entre les paramètres de la courbe d'indentation et ceux du modèle d'écrouissage [Tho et al., 2004]. Quel que soit le matériau et quelle que soit la géométrie de l'indenteur (pyramidal), connaître deux paramètres de la courbe d'indentation implique de connaître le troisième. Pour assurer l'unicité de la solution, il est alors possible d'effectuer un ou plusieurs autres essais avec des géométries d'indenteur différentes (angle), ou de travailler avec un indenteur sphérique [Dao et al., 2001, Chollacoop et al., 2003, Kermouche et al., 2005, Gamonpilas and Busso, 2007]. D'autres solutions consistent à utiliser une donnée expérimentale supplémentaire telle que la hauteur du bourrelet formée lors de l'indentation.

La procédure mise en œuvre au laboratoire est basée sur l'algorithme présenté Figure 14. L'expérimentation consiste en un essai de nano indentation avec un indenteur Berkovich

(pyramide tétraédrique), pour lequel on relève la courbe charge fonction de la profondeur indentée et la hauteur de bourrelet en bordure d’empreinte. Pour le modèle éléments finis de l’essai, un premier examen de la configuration imposerait d’utiliser une modélisation 3D, mais la taille du modèle est alors trop importante et les temps calculs rédhibitoires, surtout dans le cadre d’un processus itératif. On utilise alors, une approximation permettant de passer de l’indenteur pyramidal à un cône équivalent (modèle basé sur l’équivalence de surface indentée pour une profondeur de pénétration donnée [Pelletier et al., 2000]). L’hypothèse d’axisymétrie pour le modèle éléments finis est alors valide. Le modèle est non linéaire en raison de la loi de comportement élastoplastique du matériau et de la gestion du contact entre l’indenteur et la matière. La Figure 20 présente pour deux métallisations différentes (aluminium et cuivre), un exemple de la courbe d’indentation expérimentale et simulée, recalées avec l’algorithme développé.

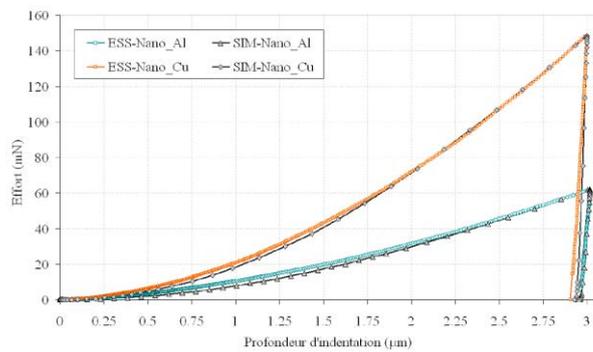


Figure 20 : Courbes expérimentales et de simulation pour les paramètres identifiés sur des métallisations de cuivre et d’aluminium.

La procédure développée nous a permis d’identifier les modèles de comportement élastoplastique de divers matériaux tels que les métallisations épaisses des substrats utilisés pour les assemblages d’électronique de puissance.

Les travaux en cours concernent plusieurs points avec tout d’abord celui de l’évaluation de la hauteur de bourrelet à prendre en considération pour la procédure de recalage. En effet, s’il existe un modèle de passage du 3D (forme pyramidale) au 2D axisymétrique (forme conique) pour évaluer l’aire de contact en fonction de la profondeur d’indentation, il n’en est rien pour bourrelet dont la forme réelle est loin de posséder une symétrie de révolution. Une procédure actuellement expérimentée, consiste à effectuer une analyse de la morphologie 3D du bourrelet formé après indentation (mesure AFM ou rugosimètre 3D), pour ensuite évaluer les quantités transposables (hauteur moyenne, volume de matière déplacée, ratio h/s , etc.) et les intégrer à la fonction coût.

Des pré-études ont aussi été entreprises pour essayer d’identifier des comportements viscoplastiques à partir d’essais d’indentation multi-charges.

1.4.3 IDENTIFICATION À PARTIR DE MESURES DE CHAMPS

1.4.3.1 Problématique

Ces dix dernières années ont vu l’essor important des techniques optiques dimensionnelles appliquées à la mécanique expérimentale. Qu’il s’agisse de mesures surfaciques (2D), surfacique hors-plan (2D ½) ou volumiques (3D), l’abondance des informations issues de l’utilisation de techniques de mesures de champs permet des investigations qui

auparavant étaient impossibles ou difficiles à mettre en œuvre. On peut citer la mise en évidence des phénomènes de localisation de la déformation [Berthaud et al., 1997, Latourte et al., 2007], de détection de fissures [Lecompte et al., 2006], de visualisation d'effets parasites lors d'essais mécaniques et de validation de modèles éléments finis [Périé et al., 2002, Padmanabhan et al., 2006, Vanclooster et al., 2009].

Comme nous l'avons vu au paragraphe précédent, l'identification paramétrique par recalage de modèles éléments finis nécessite une expérimentation liée au phénomène étudié. Les moyens classiques d'instrumentation et de mesure pour ces essais (jauge d'extensométrie, capteur de déplacement), donnent accès à un nombre très limité de données expérimentales. De plus, les paramètres utilisés (force, déplacement), sont souvent des grandeurs macroscopiques éloignées de l'objet de l'étude et/ou des variables du modèle. Les mesures de champs sont apparues très attractives pour l'analyse d'essais en raison d'une part, du champ de déplacement 2D ou 3D qu'elles fournissent et d'autre part, de la densité de mesure sur la surface observée. L'accès à un nombre important de données permet l'exploitation riche d'essais multi-axiaux ou de structures. Il est aussi possible de cerner correctement des conditions aux limites d'un essai.

L'identification de lois de comportements à partir de mesures de champs s'est ainsi développée parallèlement à ces techniques expérimentales et a occasionné de nombreux travaux. Les méthodes d'identification à partir de mesures de champs se classent en deux catégories : les méthodes itératives et les méthodes non itératives. Pour les premières on peut citer : le recalage de modèles éléments finis ou FEMU¹⁴ [Crouzeix, 2008, Fazzini, 2009, Lecompte et al., 2006] ; l'erreur en relation de comportement ou CEGM¹⁵ [Bonnet et al., 2003, Latourte et al., 2008, Bonnet and Pagano, 2009] ; l'écart à la réciprocité RGM¹⁶ [Andrieux et al., 1997, Bonnet et al., 2003]. Quant aux méthodes non itératives nous pouvons en citer deux : la méthode des champs virtuels ou VFM¹⁷ [Grédiac, 1989, Grédiac et al., 2002, Grédiac et al., 2003, Pannier et al., 2006]; la méthode de l'écart à l'équilibre EGM¹⁸ [Amiot et al., 2004, Claire et al., 2004, Crouzeix, 2008].

Au laboratoire, nous nous sommes intéressés à la méthode des champs virtuels et au recalage de modèles éléments finis. Nous ne parlerons ici que de la seconde méthode, méthode sur laquelle s'appuient la majeure partie de nos développements. Cette activité a été conduite dans le cadre de la thèse de Marina Fazzini, qui travaillait par ailleurs, sur le « développement de méthodes d'intégration des mesures de champs » (thèse financée par Airbus). Le choix de la méthode FEMU s'est imposé par le souhait d'évoluer vers des applications industrielles pour lesquelles la méthode des éléments finis est déjà largement répandue. Le travail s'est poursuivi avec le Master de recherche de Michel Wourms et la collaboration avec Elodie Perronet (thèse cifre Daher-Socata [Perronet, 2012]).

1.4.3.2 Applications de la méthode FEMU

La mise en œuvre de la méthode FEMU développée au Laboratoire s'appuient sur des mesures de champs issues de la corrélation ou de la stéréo-corrélation d'images numériques.

¹⁴ Finite Element Model Updating method

¹⁵ Constitutive Equation Gap Method

¹⁶ Reciprocity Gap Method

¹⁷ Virtual Fields Method

¹⁸ Equilibrium Gap Method

La corrélation d'images est une méthode optique sans contact de mesure de champs cinématiques 2D, qui consiste à mettre en correspondance deux images numériques d'une surface plane observée à deux états distincts de déformation, un état dit de « référence » et un état dit « déformé » [Sutton et al., 1983]. Les images sont discrétisées spatialement par un capteur CCD¹⁹ et on obtient pour chaque pixel, une valeur de niveau de gris. Le pixel homologue de la première image est déterminé dans la seconde en optimisant un coefficient de corrélation. La stéréo-corrélation permet d'effectuer des mesures de déplacement plan et hors-plan en combinant la corrélation d'images et l'utilisation de la stéréovision. Deux types d'appariements d'images sont réalisés : un appariement temporel d'une paire d'images issues d'une même caméra prise à deux instants différents, et un appariement stéréoscopique d'une paire d'images prise au même instant par deux caméras différentes. Pour plus de détail sur la méthode on peut se reporter aux références suivantes [Sutton et al., 1983, Surrel, 2004, Fazzini, 2009]).

Dans son principe, la méthode FEMU est très proche de la méthode générale décrite précédemment (Figure 14). La particularité de l'utilisation des mesures de champs vient de la densité des données expérimentales, qui peuvent être du même ordre de grandeur que le nombre de nœuds du maillage éléments finis de la structure. Si pour certains cas test, il est possible d'utiliser la même « grille » pour la mesure et pour le calcul, ce n'est en général pas le cas. Il est ainsi nécessaire d'insérer une étape supplémentaire dans l'algorithme, afin de mettre en correspondance les points sur lesquels sont calculés les déplacements et les points où ils sont mesurés.

L'algorithme implémenté suit l'organigramme présenté sur la Figure 21. Suite aux essais et aux mesures par stéréo-corrélation d'images on récupère d'une part, un fichier permettant de piloter les conditions aux limites du modèle (forces fonction du déplacement en certains points par exemple) et d'autre part, un fichier donnant pour l'ensemble de la zone de mesure, une liste de points avec leurs coordonnées initiales et leurs déplacements au cours de l'essai. À partir d'un jeu de paramètres initiaux un premier calcul est effectué. Il permet d'obtenir les champs de déplacements simulés de la pièce u_i^{EF} . Les déplacements sont calculés à chaque nœud du maillage du modèle élément fini. Une fois ces calculs effectués, on interpole les résultats du maillage éléments finis vers les points de la grille expérimentale. On peut alors définir un vecteur écart et une fonction objectif à minimiser pour poursuivre de processus d'identification. La fonction objectif est définie par une norme de type moindre carrée (équation (1-58)), et son minimum est évalué en résolvant un schéma itératif de type Levenberg-Marquardt.

¹⁹ Charge Coupled Device

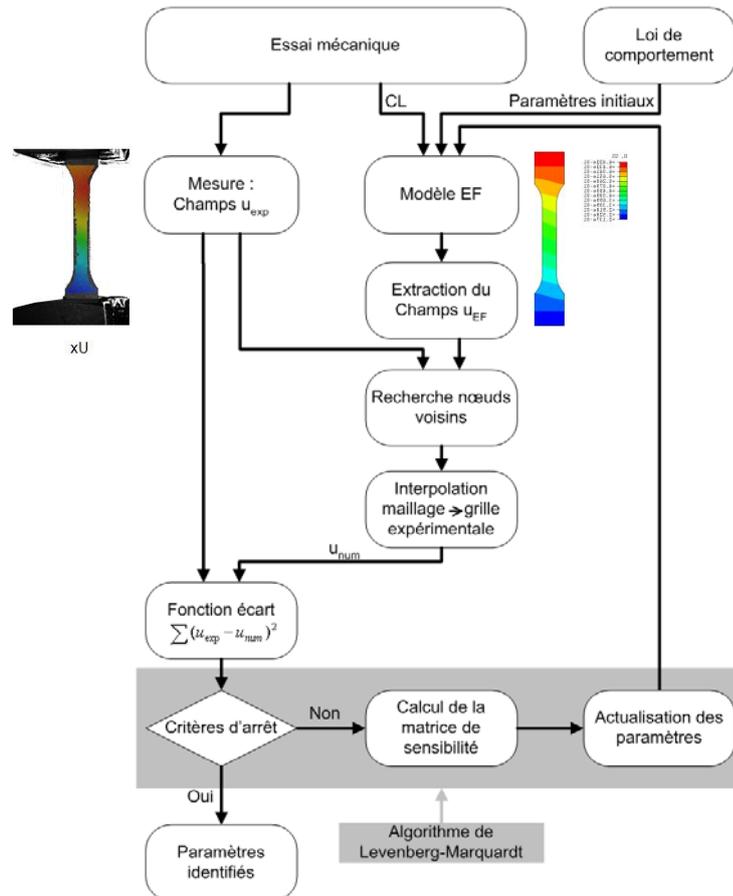


Figure 21 : Organigramme de l'application d'identification des paramètres constitutifs, à partir de mesures de champs [Fazzini, 2009].

Plusieurs applications ont été mises en œuvre pour les matériaux homogènes isotropes mais aussi pour les matériaux anisotropes. Nous présentons ici l'identification des propriétés élastiques et élasto-plastiques d'un alliage d'aluminium 2024 T4, considéré comme homogène et isotrope. L'essai mis en œuvre est un essai de traction sur éprouvettes planes. Il est conduit jusqu'à la rupture, tandis que la mesure des déplacements est obtenue par stéréo-corrélation. La mesure des déplacements à la limite des mors, permet de piloter précisément le modèle éléments finis.

La convergence de la procédure d'identification des constantes élastiques nécessite environ 50 itérations et les résultats obtenus sont proches de ceux issus d'une caractérisation standard comme on peut l'observer dans le Tableau 3.

Pour le comportement non-linéaire de la courbe contrainte/déformation nous avons choisi d'identifier le modèle de Ramberg-Osgood, qui est bien adapté à cette classe de matériau métallique [Rasmussen, 2003]. Il peut se présenter sous la forme d'une loi puissance suivant l'équation :

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} + \frac{\alpha}{E} \left(\frac{|\sigma|}{\sigma_0} \right)^n \sigma \quad (1-59)$$

où σ est la contrainte, ε la déformation, E le module d'Young initial. α est un paramètre appelé *Yield offset* qui correspond à la déformation atteinte lorsque la contrainte atteint la limite élastique soit : $\sigma = \sigma_0 \rightarrow \varepsilon = (1 + \alpha) \sigma_0 / E$. n est un exposant traduisant l'érouissage du matériau ($n > 1$).

L'identification a été faite avec les mêmes essais que pour la partie élastique. Les constantes élastiques sont considérées comme acquises ($E = 73089 \text{ MPa}$, $\nu = 0,332$). Deux cas d'identification seront étudiés, suivant que la limite d'écoulement est connue ($\sigma_0 = 300 \text{ MPa}$), ou non. Il faut donc identifier 2 paramètres dans le premier cas et 3 dans le second. Le Tableau 4 présente l'ensemble des paramètres obtenus pour les deux cas, ainsi que ceux issues d'une identification pour laquelle on considère l'essai comme homogène. L'ensemble des paramètres identifiés sont assez proches quelle que soit la méthode utilisée comme peuvent en témoigner la valeur de la fonction coût et le tracé des différentes solutions sur la Figure 22.

	Caractérisation standard	FEMU
Module d'Young (MPa)	77 232	73 089
Coefficient de Poisson	0,33	0,332

Tableau 3 : Résultats de l'identification des paramètres élastiques de l'aluminium 2024 T4 avec la méthode de recalage éléments finis [Fazzini, 2009]

	σ_0 [MPa]	n	α	Écart/exp.
Identification homogène	300	11,1223	0,2447	0,022
Recalage numérique 2-paramètres	300	10,0842	0,4553	0,178
Recalage numérique 3-paramètres	312,5	9,3286	0,8801	0,161

Tableau 4 : Résultats d'identification des paramètres du modèle de Ramberg-Osgood [Fazzini, 2009]

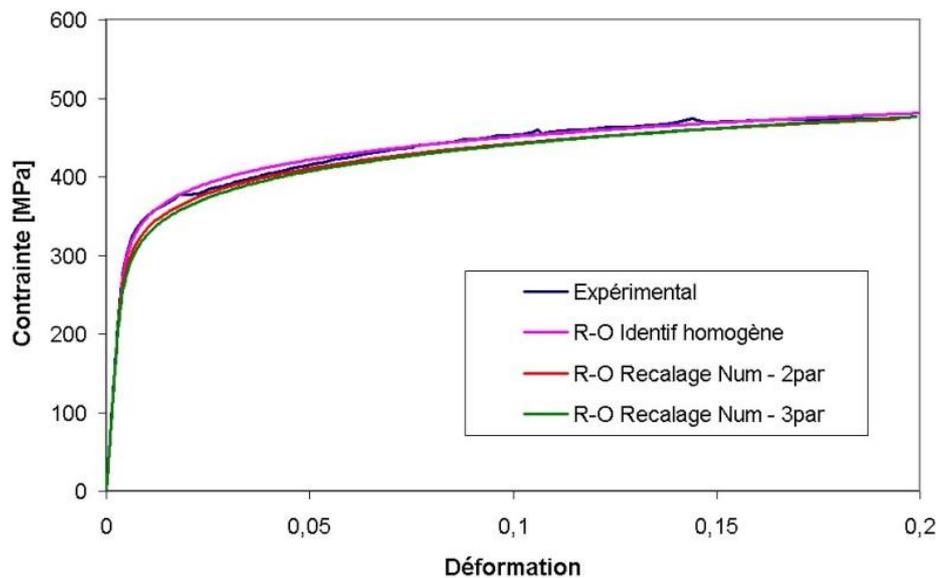


Figure 22 : Présentation des différentes courbes contrainte déformation construites à partir du modèle de Ramberg-Osgood dont les paramètres ont été identifiés pour l'aluminium 2024 T4 [Fazzini, 2009]

1.4.3.3 Identification multi-zones

Ce paragraphe concerne le dernier développement effectué à partir de la méthode FEMU appliquée aux mesures de champs cinématiques. L'enjeu de cette application est de mettre en place une démarche permettant d'identifier la variation spatiale des propriétés élastiques macroscopiques d'une structure composite. Il s'agit à terme d'obtenir une

cartographie des propriétés mécaniques d'un matériau hétérogène, l'hétérogénéité ayant pour origine la constitution propre du matériau ou un endommagement.

La procédure repose sur le processus d'identification paramétrique à partir de la méthode FEMU et sur l'exploitation de la carte d'erreurs associée à la fonction coût. En effet la comparaison expérience/calcul permet d'obtenir localement, en chaque point de la zone de mesure, une erreur associée au processus d'identification. En s'appuyant sur cette information, il est alors possible de localiser les zones de plus fort écart, puis de faire varier pour celles-ci les paramètres matériaux. Un processus itératif permettra d'affiner la localisation et l'identification multi-zones des propriétés. Une illustration de la procédure est présentée Figure 23.

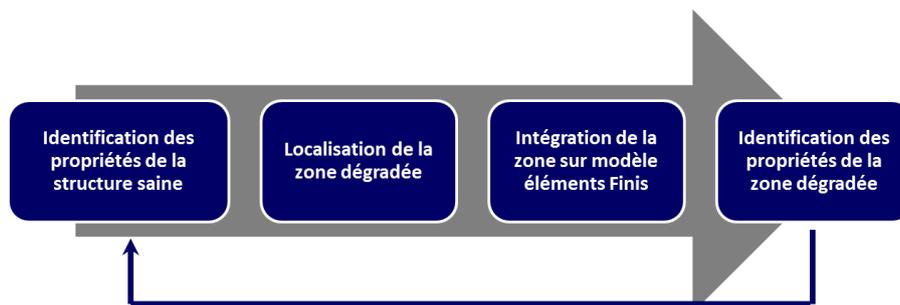


Figure 23 : Stratégie d'identification multi-zones [Peronnet et al., 2012]

Pour la mise en œuvre, la première étape a consisté à adapter la procédure existante à l'identification du comportement orthotrope plan d'un stratifié. Pour ces derniers, l'élasticité anisotrope est décrite par quatre paramètres élastiques plans ($E_1, E_2, \nu_{12}, G_{12}$) ainsi que par l'orientation des axes d'orthotropie. Dans le cas d'un problème 2D, si le matériau est supposé orthotrope, il est possible d'identifier les 4 paramètres élastiques et éventuellement l'angle d'orthotropie, à partir d'un nombre très réduit d'essais [Le Magorou et al., 2002, Molimard et al., 2005]. L'hétérogénéité nécessaire du champ de déformation peut résulter de la géométrie particulière de l'éprouvette et/ou d'un chargement complexe [Molimard et al., 2005]. Ici, nous avons utilisé une éprouvette munie d'un trou débouchant qui lors d'un essai de traction uniaxiale génère en surface un champ cinématique de propriétés suffisantes.

La seconde étape consiste à localiser la zone dégradée à partir d'une carte d'erreur issue de l'étape précédente. Plusieurs informations comme les déplacements ou les déformations, peuvent être utilisées pour comparer les données expérimentales et celles calculées. Il est apparu, que les champs de déformation mettaient plus en évidence les singularités représentatives du défaut, que les champs de déplacement. La cartographie d'erreur a donc portée sur une déformation équivalente au sens de Von Mises (1-60), évaluée à partir de l'ensemble des composantes du tenseur de déformation.

$$\varepsilon_{\text{équi}} = \sqrt{\frac{5}{6}\varepsilon_{xx}^2 + \frac{5}{6}\varepsilon_{yy}^2 - \frac{4}{3}\varepsilon_{xx}\varepsilon_{yy} + 3\varepsilon_{xy}^2} \quad (1-60)$$

À partir de la carte d'erreur il est nécessaire de définir un seuil permettant de localiser la zone de transition entre le matériau sain et le matériau endommagé. Pour le moment nous avons travaillé sur des critères définis sur des coupes extraites de la carte d'erreur. Un seuil a été fixé à 70% de la hauteur du pic d'erreur visualisé, valeur qui permet de retrouver le défaut présent sur la structure test (Figure 24).

La troisième étape correspond à l'intégration des zones de comportement différent dans le modèle numérique. Cette étape bien que peu complexe n'est pas pour autant triviale si l'on veut conserver une procédure automatisée. À cette fin, le modèle éléments finis élaboré avec Abaqus®, est entièrement écrit sous forme d'un script python qui est paramétrable et modifiable à souhait. Après avoir récupéré la série de points définissant les limites de la zone de défaut, sa géométrie est approchée par un polynôme (spline), puis le modèle éléments finis multi-zones est généré.

La quatrième étape consiste alors à résoudre le problème d'identification des propriétés du matériau dans la zone dégradée. Les données expérimentales sont identiques à celles du problème résolu à l'étape 1. On utilise en revanche le modèle éléments finis multi-zones et un nouveau vecteur paramètres. Le point de départ du processus de minimisation est le jeu de paramètres correspondant au matériau sain.

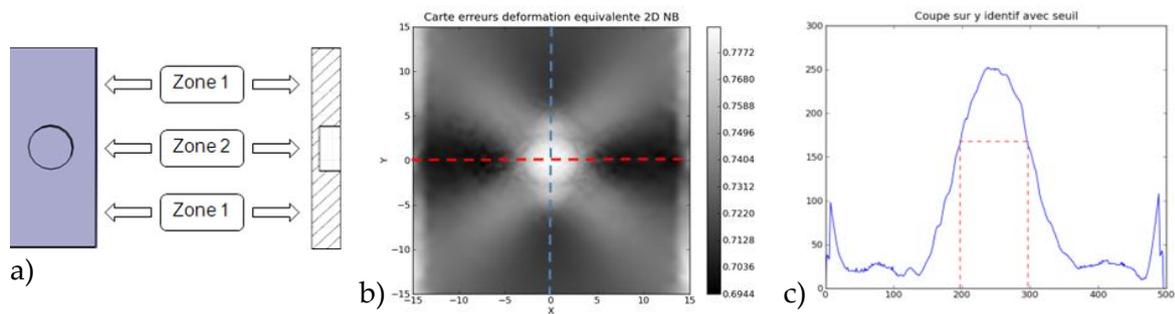


Figure 24 : Identification multi-zones des propriétés élastiques anisotropes planes d'un stratifié, (a) configuration expérimentale, (b) carte d'erreur, (c) tracé d'un profil permettant la détection du seuil limite de zone

En termes de bilan sur cette application, on peut dire que la méthode implémentée est fonctionnelle. Elle a été évaluée à partir d'essais simulés avec un modèle 3D complet d'une structure composite stratifiée pour laquelle le défaut simulé était un trou borgne de profondeur la demi-épaisseur de la plaque (Figure 24a). Cette configuration est facile à reproduire de façon expérimentale, elle permet une localisation précise du défaut, une prise de mesure par stéréo-corrélation sur la face arrière lisse et elle génère bien sûr un champ cinématique hétérogène. Beaucoup de points restent encore inexplorés et doivent faire l'objet d'études complémentaires. Nous citerons par exemple : l'étude du choix du seuil sur la carte d'erreur, pondération de la fonction coût suivant que le point est localisé ou non dans la zone dégradée, etc.

1.5. SYNTHÈSE DES ACTIONS MENÉES

Dans cette première partie du document, nous avons présenté les travaux menés sur l'étude des comportements non linéaires des matériaux. Au travers de cette activité, deux axes de recherche se dessinent :

- l'étude et la modélisation du comportement visqueux des matériaux,
- la caractérisation et l'identification paramétrique des lois de comportement.

Sur la modélisation du comportement des alliages de brasure notre activité a été initialement suggérée par les études sur le packaging en électronique de puissance. En effet, lors de la mise en place des premiers modèles de comportement d'assemblages, la question du choix de modèle constitutif pour les brasures et des données pour définir ces modèles c'est posée. En regard de la bibliographie, un grand nombre d'études mettent en œuvre des modèles simples (viscoplasticité découplée) que ce soit pour des raisons de facilité d'intégration (faible complexité des modèles et temps de calcul limité), des problèmes de temps de calculs ou des difficultés d'accès aux modèles avec les codes de calcul usuels. Pour les modèles plus élaborés (modèles unifiés), les études bibliographiques en recensent plusieurs construits sur le principe de la méthode de l'état local. Plusieurs de ces modèles ont été initialement élaborés pour des applications de mise en forme. Ils permettent de tenir compte de l'interaction entre plasticité et fluage. En revanche, ces modèles viscoplastiques complexes restent des développements de recherche et ne sont souvent pas disponibles dans les codes de calcul courant. Ainsi, une des raisons de la popularité du modèle d'Anand est sans doute le fait qu'il soit le seul modèle de ce type disponible dans le code de calcul Ansys® qui est souvent utilisé pour la modélisation multi-physique en électronique de puissance. Un autre problème auquel on se heurte concerne le fait que même si beaucoup d'alliages de brasures sont étudiés et caractérisés, pour beaucoup de lois de comportement leur identification n'a pas été effectuée. La disponibilité des données matériaux et des paramètres des modèles de comportement est un élément critique pour la modélisation des assemblages brasés.

L'ensemble de ces considérations nous ont amené à définir un axe de travail sur les modèles de comportements des brasures. Le but est d'une part de mieux comprendre le fonctionnement de ces modèles constitutifs et d'autre part, d'être à même de conduire des identifications de modèles, puis de les mettre en œuvre pour des calculs thermomécaniques. L'étude des modèles viscoplastiques nous a amené à nous intéresser à des modèles de plus en plus complexes capables de retranscrire toujours plus précisément le comportement des brasures en cyclage thermomécanique.

La durée de vie des liaisons est généralement évaluée à partir de lois de fatigue qui nécessitent la connaissance des quantités seulement accessibles par la modélisation (déformations plastiques, déformations anélastiques, densité d'énergie de déformation anélastique, etc.). L'amélioration de ces modèles passe par une détermination fine de ces quantités à partir de lois souvent de plus en plus complexes. Sur le développement de modèles de comportement viscoplastique notre activité a été importante. Tout d'abord, durant les travaux de thèse d'Adrien Zéanh, les modèles de Busso et Anand ont été implémentés au code de calcul Abaqus®. Le modèle de Chaboche qui n'était disponible qu'en thermomécanique découplé a aussi été implémenté.

Une autre évolution a été de vouloir s'affranchir des modèles de fatigue pour l'évaluation de la durée de vie des brasures. C'est la raison pour laquelle nous nous sommes intéressés

au couplage des modèles viscoplastiques à des modèles d'endommagement. Notre choix s'est porté sur le modèle de McDowell en raison de la possibilité de couplage avec un modèle d'endommagement ductile de type Gurson. Cette activité a bien avancé, avec une première version du modèle développée et intégrée au code de calcul Abaqus®. Une première mise en œuvre a été faite pendant les travaux de thèse de Sabeur Msolli. Les paramètres du modèle ont été identifiés et des calculs effectués sur des assemblages. Ce travail demande à être poursuivi pour pouvoir confronter les résultats des calculs avec des résultats de cyclage thermomécanique sur des assemblages réels.

Pour les modèles de comportement viscoélastiques des polymères, l'origine de ces travaux concernait la prévision du fluage de films multi-couches servant élaborer les ballons pressurisés stratosphériques développés par le CNES. Comme pour les modèles viscoplastiques, plusieurs modèles simples basés sur des considérations rhéologiques peuvent être utilisés et sont intégrés dans les codes de calcul. Lorsque ces modèles ne sont plus à même de décrire le comportement du système qui nous intéresse, il se trouve que les modèles plus complexes, riches en sens physique ne sont plus intégrés aux codes de calcul standard et les données physiques et matériaux les concernant se font rares voire inexistantes. Sur ce thème, nous avons travaillé avec Pierre Vialettes au développement d'un modèle rhéologique, viscoélastique non linéaire dit de Kelvin Voight Bingham puis nous avons étudié un modèle plus complexe dit « modèle spectral ». Ce dernier a pu être mis en œuvre avec les logiciels MARC® et Abaqus® via l'utilisation de la bibliothèque de comportement Z-Aba de Zébulon®. Les paramètres des deux modèles ont été identifiés pour les films polymères.

Bien sûr, le lien entre la modélisation et l'identification est la caractérisation expérimentale du comportement des matériaux. À ce titre, plusieurs études ont été effectuées pour mettre en place des procédures de caractérisation expérimentales des modèles viscoplastiques à partir d'essais d'écrouissage, de fluage, de relaxation et de cyclage. Ces essais ont été mis en place pour répondre au besoin de caractérisation thermomécanique des alliages de brasure. Nous avons dans un premier temps travaillé à partir de configurations standards en cisaillement simple et double recouvrement, mais aussi à partir de la configuration « plug and ring ». Devant la nécessité de travailler sur des configurations analogues à celles réellement mises en jeu dans les modules d'électronique de puissance (volume de brasure impliquée et configuration géométrique) nous nous sommes équipé d'une machine de fatigue électromécanique (Bose® ElectroForce 3200) qui nous a permis de solliciter pour tout type de chargement et en température des connexions de type « bump ». Nous disposons ainsi au laboratoire de la capacité de caractériser ces alliages. Durant ces dernières années nous avons ainsi caractérisé divers alliages de brasure ($\text{Sn}_{96,5}\text{Ag}_{3,5}$, $\text{Pb}_{92,5}\text{Sn}_{5}\text{Ag}_{2,5}$, $\text{Sn}_{95,5}\text{Ag}_{3,8}\text{Cu}_{0,7}$, $\text{Au}_{80}\text{Sn}_{20}$, $\text{Au}_{88}\text{Ge}_{12}$, $\text{Al}_{88}\text{Si}_{12}$).

Sur le thème de la caractérisation et de l'identification paramétrique des lois de comportement plusieurs développements ont été construits souvent en parallèle avec les activités précédemment décrites.

Les premiers travaux sur l'identification de lois de comportement auxquels j'ai participé concernaient la caractérisation en grandes transformations des matériaux. Les essais étaient des essais d'impacts et l'application la modélisation de la coupe par enlèvement de matière. Pour pouvoir identifier les modèles de comportement étudiés nous avons déve-

loppé des scripts python qui permettent de mettre en œuvre des procédures d'identification paramétriques à partir d'une base d'essais multiples. L'application s'adapte tant au cas des essais homogènes qu'à l'identification paramétrique à partir d'un modèle éléments finis de l'essai. Les procédures mettent en œuvre de manière séquentielles ou imbriquées différents algorithmes d'optimisation.

Sur la base des premiers programmes, le développement d'une application adaptée à des essais par mesures de champs cinématiques a été faite. Elle a permis l'identification des propriétés élastoplastiques de matériaux. Un développement original est en cours de validation. Il consiste à partir des cartes d'erreurs d'identification, à localiser les zones pour lesquelles les propriétés matériau sont différentes. Une identification multi-zones peut alors être mise en œuvre. Cette procédure ouvre des voies de développement vers l'identification de cartes de propriétés de structures hétérogènes et vers des applications de localisation de défauts et de contrôle non destructif de structures.

2. MODÉLISATION NON-LINÉAIRE DES STRUCTURES

Dans ce second chapitre, je présente cinq applications liées à la modélisation non linéaire des structures. J'ai choisi de les présenter selon une chronologie correspondant aux quatre périodes qui structurent mes travaux.

Dans le premier paragraphe je présente une étude liée à la mécanique du contact et à la tribologie, domaines dans lesquels j'ai pu mettre en œuvre des compétences acquises lors de mes travaux de thèse. L'application concerne plus précisément la modélisation des contacts sphériques et l'optimisation de rotules en environnement aéronautique.

Le second paragraphe se rapporte aux travaux de simulation numérique en grandes transformations thermomécaniques rapides. Je présente ici la simulation en régime transitoire de l'usinage par enlèvement de matière. Pour traiter l'aspect transitoire de la coupe un critère d'endommagement de la matière est mis en œuvre. Ce travail a permis de construire un des tous premiers modèles de simulation du fraisage.

Le troisième paragraphe correspond à des activités dont le point de départ est la mise en œuvre d'expérimentations à partir de mesures de champs cinématiques, généralement dédiées au recalage de modèle ou à l'identification. C'est typiquement le cas de l'étude du comportement mécanique des ballons pressurisés stratosphériques, pour laquelle nous avons travaillé à la mise en place de mesures de champs cinématique sur une structure souple. Je présente successivement, l'étude globale du comportement en fluage de la structure, l'analyse de détail d'une jonction entre deux films constitutifs des ballons, et pour finir, la caractérisation de l'endommagement des films polymères utilisés.

La quatrième période concerne les deux derniers paragraphes. Elle se rapporte à la modélisation thermomécanique et aux études de fiabilité. Ainsi, le point quatre est consacré à la simulation du comportement thermomécanique des modules d'électronique de puissance. Je résume les différentes stratégies de modélisation qui ont été mises en œuvre au cours de plusieurs travaux de thèse. Une fois les bases du modèle établies, je décris la méthode de couplage mécano-fiabiliste utilisée pour évaluer la conception des modules. Enfin, le cinquième paragraphe est consacré à une étude de modélisation thermo-chimique et thermomécanique d'un échangeur réacteur céramique. Un logiciel est développé pour intégrer le calcul thermo-chimique nécessaire à l'étude. Des calculs de fiabilité ont été mis en œuvre pour évaluer la conception.

2.1. MODÉLISATION DU CONTACT CONFORME : APPLICATION AUX ROTULES EN ENVIRONNEMENT AÉRONAUTIQUE

Thèses associées : [T6]

Publications associées : [A13]

Participations à congrès : [C28, C32, D9, D10, E4]

Mes premiers travaux portant sur la mécanique du contact et le comportement en frottement des matériaux concernaient ma thèse de doctorat, au cours de laquelle j'ai étudié le comportement tribologique haute température de différents couples de matériaux durs. Durant cette étude, je me suis attaché à comprendre tant l'influence d'un apport externe de chaleur (frottement en ambiance thermique élevée), que celle générée par les phénomènes dissipatifs au sein du contact. Un outil de calcul analytique des températures interfaciales a été développé, et a permis d'apporter les données thermomécaniques nécessaires aux interprétations physiques des phénomènes tribologiques. Cette activité s'est poursuivie avec l'étude présentée dans ce paragraphe, et étendue à la modélisation thermomécanique d'un contact conforme, c'est-à-dire d'un contact pour lequel les rayons de courbures sont voisins.

L'application industrielle portée par les sociétés Airbus France et SKF Aerospace se rapporte à des rotules utilisées en environnement aéronautique. Pour ces éléments, nous avons mis en place plusieurs outils permettant l'évaluation des conditions de frottement du système, et constitué une base de données tribologiques, permettant un meilleur dimensionnement prédictif des rotules.

Ce travail s'est déroulé dans le cadre d'une collaboration entre Airbus France, SKF Aerospace et l'équipe M2SP (M. Karama, S. Mistou et O. Dalverny) du LGP. Il a donné lieu à la thèse Cifre de François Peyruseigt (convention Cifre Airbus), aux travaux de DEA de R. Renouf et S. Dumas, ainsi qu'à un Projet de fin d'études ENIT.

2.1.1 CONTEXTE ET PROBLÉMATIQUE

Les rotules intégrées dans les structures aéronautiques sont des organes jouant un rôle important dans les liaisons des sous-ensembles mécaniques : elles permettent de faciliter leur assemblage en éliminant les degrés d'hyperstatisme et interviennent également au niveau de la cinématique des liaisons en service. Celles qui nous intéressent ici concernent des éléments rotulés de l'attache-moteur avant équipant le mât-réacteur de l'Airbus A380 (Figure 25a).

Ces rotules ont la particularité d'être sollicitées par un mouvement de rotulage sous charge pour des températures élevées. Ce mouvement est dû aux dilatations différentielles des différentes pièces de structures ainsi qu'à l'action du réacteur sur le mât-moteur. Ce contexte environnemental peut conduire à une perte de fonctionnalité se traduisant par un grippage au niveau de l'interface sphérique de la rotule (Figure 25b). La connaissance de la distribution des pressions de contact sur les portées sphériques des rotules est un élément majeur dans le dimensionnement de ces dernières. Il est ainsi apparu essentiel de disposer d'outils de dimensionnement performants afin de déterminer ces répartitions. Il convient de plus, de choisir pour cette interface un couple tribologique adapté pour l'application, afin de minimiser les frottements et d'optimiser la durée de vie de la rotule. Le dimensionnement des rotules était initialement basé sur l'expérience et le

savoir-faire des rotuliers. Les calculs des conditions de contacts se restreignaient à la détermination d'une pression moyenne de matage ou dans le meilleur des cas à une répartition sinusoïdale de cette dernière.

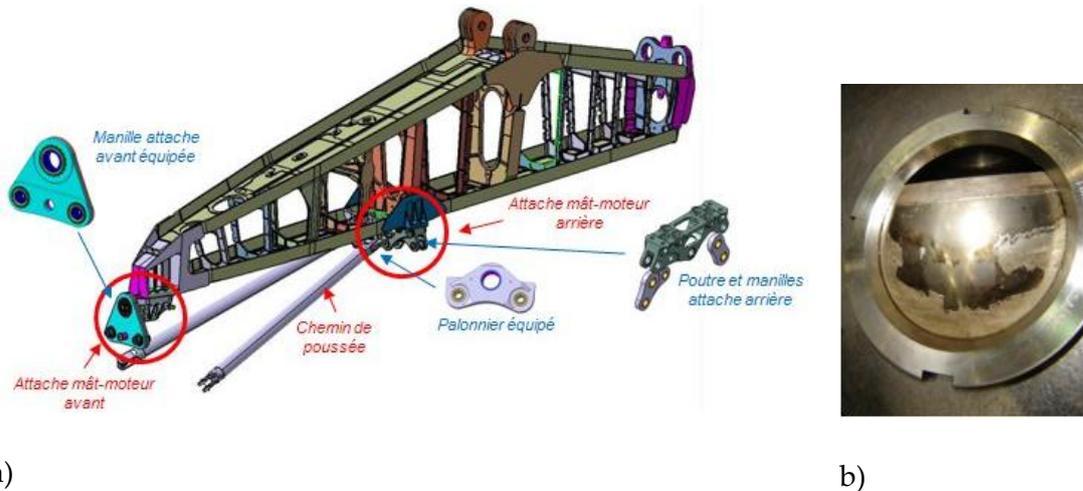


Figure 25 : (a) Attache mâ-t-moteur A380 Rolls-Royce, et (b) rotule attache mâ-t-moteur avant grippée

Le but de ce travail a été d'apporter une contribution aux connaissances du comportement des rotules par le développement de nouveaux outils de dimensionnement et l'étude du comportement tribologique des éléments antagonistes. L'objectif final était l'optimisation mécanique et tribologique d'un contact conforme sollicité en environnement aéronautique.

Le travail s'est articulé autour des deux idées suivantes : élaborer un outil performant qui apporte une aide au dimensionnement des rotules par le calcul des pressions de contact, et trouver des couples tribologiques adaptés pour limiter l'usure et minimiser les frottements.

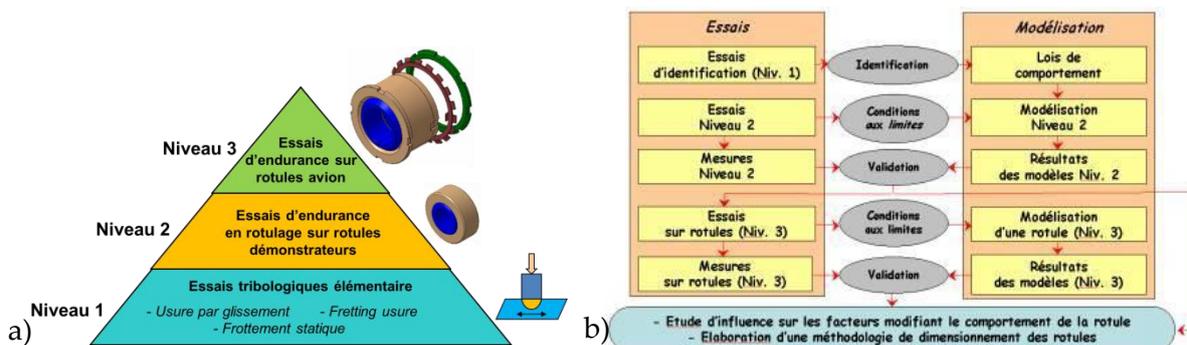


Figure 26 : (a) Pyramide des essais donnant les différentes échelles de représentativité et (b) organigramme présentant la stratégie d'étude mise en œuvre

La stratégie de l'étude repose sur une pyramide d'essais à trois niveaux de représentativité, associée en parallèle à des modèles numériques, corrélés aux différentes configurations expérimentales comme illustré Figure 26.

- Le premier niveau correspond à des essais tribologiques élémentaires destinés à réaliser une sélection des couples de revêtements pour les essais de niveaux supérieurs. Cette première étape sert aussi à identifier les lois d'évolution du frottement qui seront intégrées dans les modèles numériques.

- Le deuxième niveau consiste à recalculer les lois de frottement pour tenir compte de la configuration géométrique réelle du système (conformité du contact). Pour cela nous comparerons les résultats de modèles numériques de rotules démonstrateurs aux mesures réalisées sur banc d'essai. Une nouvelle sélection de couple de revêtements sera alors effectuée.
- Le troisième et dernier niveau correspond à la validation des modèles et des lois de comportement par des essais mécaniques sur des rotules réelles avec les revêtements les plus performants.

L'ensemble de cette démarche et les outils développés permettront de révéler l'influence des différents facteurs (solllicitations, géométries, conception) sur le comportement des rotules puis d'en optimiser la conception.

2.1.2 DÉVELOPPEMENT D'OUTILS

Afin d'évaluer les pressions de contact au sein des rotules, nous avons développé deux stratégies différentes. La première concerne l'élaboration d'un outil de calcul semi-numérique (méthode de flexibilité), qui est rapide à mettre en œuvre mais ne permet pas de prendre en compte les conditions aux limites précises ni l'aspect thermomécanique du problème. La seconde concerne l'élaboration de modèles basés sur la méthode des éléments finis. Ces modèles, bien que plus long en termes de mise au point et de temps de résolution, permettent la prise en compte dans la modélisation de l'environnement thermomécanique du système rotulé (rigidité et température des pièces adjacentes).

2.1.2.1 Calcul par la méthode de flexibilité

En raison de la conformité du contact entre la bille et la cage d'une rotule, la théorie de Hertz qui est la plus utilisée pour la résolution analytique des problèmes de contact ne peut pas être mise en œuvre. Nous avons donc utilisé une méthode plus générale : la méthode de flexibilité. Cette méthode semi-numérique nous a permis de résoudre l'équation intégrale du problème qui régit un contact sphère / cavité sphérique sans frottement entre deux corps élastiques (2-1).

$$\begin{cases} \int_{\Omega} (G_1(r_1, r'_1) + G_2(r_1, r'_1)) \cdot p(r'_1) \cdot \frac{dA'}{n'_z} = \delta - f(r_1) \\ p(x, y, z) \geq 0 \quad (x, y, z) \in \Omega \\ F_z = \int_{\Omega} p(x, y, z) dA' \end{cases} \quad (2-1)$$

Dans l'expression précédente, les G_i sont les fonctions d'influences (ici une forme modifiée des fonctions d'influence de Boussinesq [Paul and Hashemi, 1981]), qui expriment le déplacement d'un point M en fonction d'une charge unitaire appliquée sur un autre point N . δ est, pour une surface de contact donnée, le déplacement de corps rigide engendrant un champ de pression $p(x, y, z)$ inconnu.

La méthode repose sur la résolution d'un système linéaire découlant de la discrétisation des surfaces candidates au contact, en cellules où les niveaux de pression, considérés constants sur chacune d'elles, sont les inconnues. Un double processus itératif permet de satisfaire d'une part la condition d'existence de la pression de contact et d'autre part la condition sur l'effort global transmis par la surface de contact.

La Figure 27a présente un exemple de distribution des pressions de contact calculées par la méthode de flexibilité. Les résultats ont été validés par comparaison avec ceux issus de modèles éléments finis. La Figure 27b, illustre pour les deux méthodes, la répartition de la pression sur la largeur de la rotule. La courbe jaune concerne la distribution obtenue avec la méthode initialement utilisée.

Cette méthode a l'avantage de prendre en compte à la fois la géométrie exacte du contact, les propriétés des matériaux en contact et les sollicitations mécaniques. Cet outil semi-numérique rapide convient parfaitement pour le prédimensionnement de rotules. Néanmoins, il souffre d'un léger manque de précision lié à l'utilisation des fonctions d'influence.

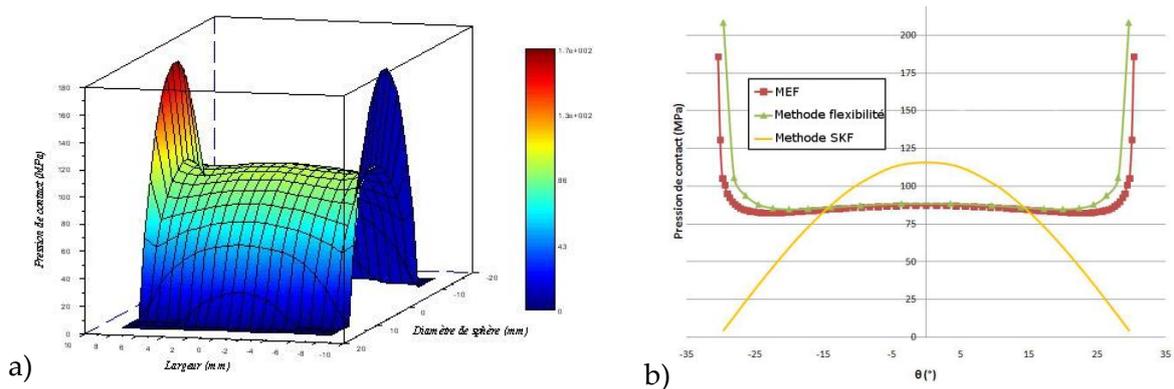


Figure 27 : (a) Champ des pressions de contact calculé par la méthode de flexibilité et (b) comparaison avec la MEF pour la distribution sur la largeur de la rotule

2.1.2.2 Modélisation par la Méthode des Éléments Finis

La modélisation numérique par la méthode des éléments finis, outre sa bonne précision de calcul permet de considérer une rotule dans sa globalité et d'étudier l'influence de l'environnement mécanique sans se restreindre à la considération du contact sphérique. Elle a été utilisée pour prendre en compte l'influence du système mécanique autour de la rotule comme l'illustre la Figure 28a qui présente le modèle d'une des rotules de la manille attache-moteur avant.

Une partie originale de ce travail a concerné la démarche de validation des hypothèses de modélisation par des méthodes de mesures de champs cinématiques dans le volume. Cette étude a été réalisée en collaboration avec l'équipe Photomécanique & analyse Expérimentale en Mécanique des solides²⁰ (Institut' – Génie Mécanique et Systèmes Complexes), qui a développé ces techniques de mesure et plus particulièrement, Arnaud Germaneau, attaché temporaire d'enseignement et de recherche, Pascal Doumalin, maître de conférences et Jean-Christophe Dupré, chargé de recherche CNRS.

Les techniques d'investigation utilisées sont la photoélasticimétrie 3D par découpage optique et la corrélation volumique par tomographie optique. Ces deux méthodes de mesure de champs complémentaires ont pour principal intérêt de pouvoir recueillir des informations sur des champs de contraintes pour la première et sur les déplacements (ou les déformations) pour la seconde à l'intérieur d'une structure. Ces moyens de mesure sont bien entendu mieux adaptés que les techniques de mesure de surface dans le cas des ro-

²⁰ Anciennement « Photomécanique et Rhéologie » du LMS de l'Université de Poitiers

tules. En effet, ces éléments ont un comportement tridimensionnel pour lesquels le confinement du contact sphérique limite grandement les possibilités de prise d'information. La contrainte principale de ces méthodes est de nécessiter l'utilisation d'une copie en résine du système mécanique étudié. Pour la photoélasticimétrie 3D la résine polymère est photoélastique et est chargée de fines particules pour permettre la diffusion de la lumière. Pour la corrélation volumique par tomographie optique, le matériau doit posséder une charge induisant une hétérogénéité suffisante pour observer le motif à exploiter. Dans tous les cas, le dispositif est plongé dans une résine liquide de même indice optique que le matériau de l'étude. Pour plus de détails le lecteur pourra se reporter aux travaux de thèse d'Arnaud Germaneau [Germaneau, 2007].

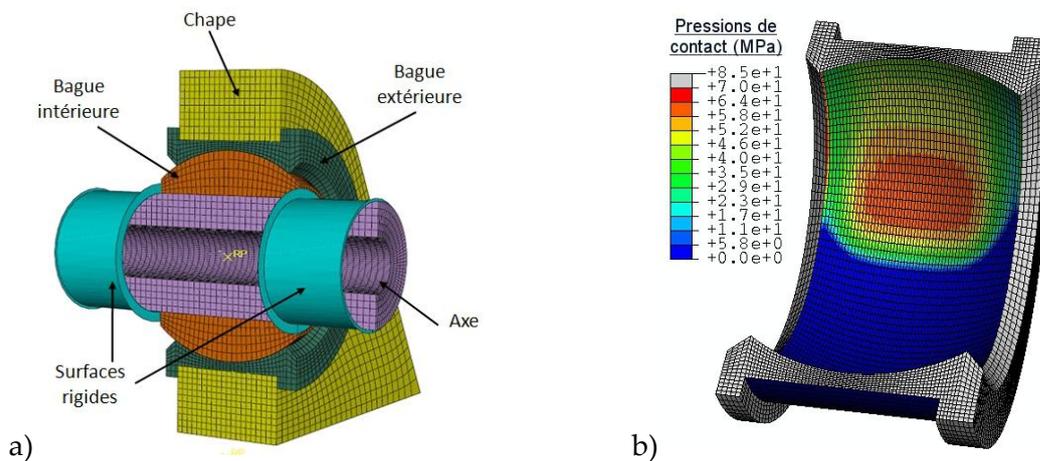


Figure 28 : (a) Modèle d'une des rotules de la manille attache-moteur avant et (b) exemple de distribution de pression de contact sur la portée sphérique

Les deux techniques ont été appliquées pour analyser le comportement d'une rotule démonstrateur à géométrie simplifiée par rapport à la rotule avion. Le principal objectif était de valider les hypothèses de modélisation d'un modèle éléments finis d'une rotule, afin de vérifier la pertinence des outils mis en œuvre. Plusieurs recalages de ces hypothèses ont été effectués pour améliorer la représentativité par rapport aux essais réalisés. Les paramètres étudiés ont été : la rigidité du logement, le jeu de l'interface sphérique, le jeu de l'interface axe/bague intérieure, le jeu de l'interface logement/bague extérieure, le frottement, le split²¹ de la bague intérieure.

Le résultat le plus marquant de cette partie concerne la prise en compte de la déformation du logement de la rotule qui a permis de s'approcher des résultats expérimentaux. À un degré moindre, la prise en compte des jeux puis du frottement dans la modélisation a amené aussi une amélioration de la représentativité. Les essais de photoélasticimétrie ont aussi mis en évidence le peu d'influence du « plan de split » au cours des essais alors que les modèles numériques montraient une singularité numérique inexistante dans l'expérience. La Figure 29 montre un exemple de la distribution des pressions de contact sur la portée sphérique. L'image de gauche présente la distribution initialement supposée, tandis que l'image de droite donne la distribution effective obtenue après recalage du modèle.

²¹ Le split concerne la découpe en deux parties de la bague intérieure d'une rotule afin de permettre son montage selon une procédure adaptée.

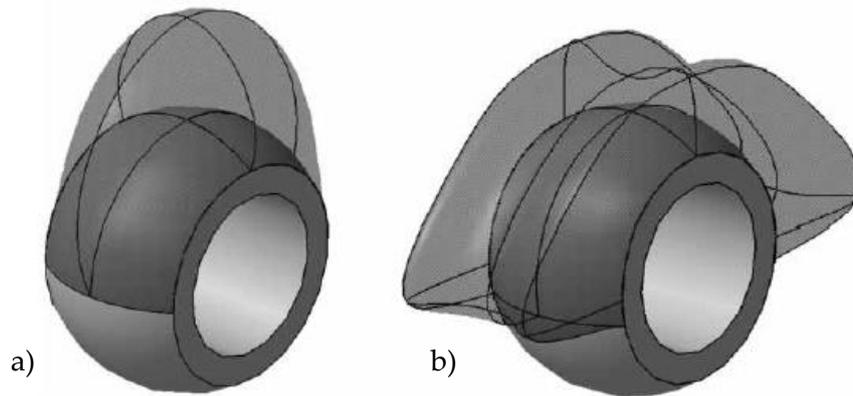


Figure 29 : Distribution des pressions de contact sur la portée sphérique d'une rotule, (a) distribution initialement supposée, (b) distribution effective obtenue après recalage du modèle

À la vue des profils de distribution des pressions de contact, il apparaît que seul l'outil de modélisation par la méthode des éléments finis répond au besoin de l'étude. En effet, sa généralité permet de prendre en compte l'environnement mécanique du système qui joue un rôle très important sur le comportement de la rotule.

2.1.3 ÉTUDES EXPÉRIMENTALES

L'étude tribologique regroupe différentes configurations d'essais qui nous ont permis d'évaluer plusieurs couples de revêtements sous des modes de sollicitation différents. L'objectif du travail est de choisir un couple adapté à l'application des rotules attache-moteur avant de mât A380. Les critères de frottements et d'endurance ont été définis en fonction des lois de Coulomb et de l'occurrence des phénomènes de grippage.

Dans un premiers temps, des essais tribologiques élémentaires ont été réalisés avec plusieurs types de sollicitation :

- les essais de frottement statique²² ont permis d'identifier le coefficient d'adhérence des couples grâce à un tribomètre à vitesse lente,
- les essais d'usure par glissement ont permis de suivre l'évolution du coefficient de frottement dynamique des différents couples sollicités et de déterminer leur limite d'endurance sur des distances de glissement représentatives du cas industriel,
- les essais de fretting-usure ont été réalisés pour vérifier la capacité pour certains couples de revêtement à évoluer dans un environnement vibratoire.

Suite à ces différents essais, quatre couples ont été sélectionnés et mis en œuvre sur des rotules démonstrateurs (essai niveau 2), afin de réaliser des essais d'endurance en rotulage. Un banc spécialement reconditionné pour l'étude a permis de suivre l'évolution du frottement de l'interface sphérique par la mesure du couple de rotulage (Figure 30a). Le dispositif permet le contrôle de l'effort radial introduit, de la cinématique de rotulage et de la température d'essai. Pour un certain nombre de cycles répartis sur la durée de vie de la rotule, des cycles d'hystérésis de rotulage ont été tracés afin de déterminer le couple de

²² Essais réalisés au laboratoire LISMMA de l'Institut Supérieur de Mécanique de Paris

rotulage et de tracer l'évolution du coefficient de frottement en fonction du nombre de cycle (Figure 30b). Cette étude a montré les mauvaises performances de la configuration référence et a permis de sélectionner le système tribologique le plus approprié.

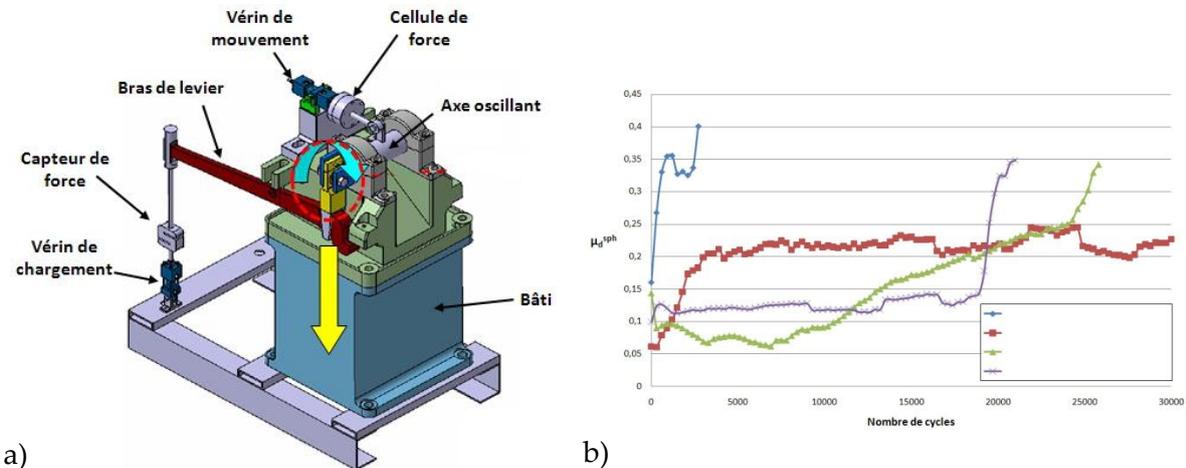


Figure 30 : (a) Banc d'essai d'endurance en rotulage, (b) exemple de résultat d'évolution du coefficient de frottement pour des essais d'endurance à charge radiale et un angle de rotulage imposés

2.1.4 APPLICATION À L'OPTIMISATION D'UN CONTACT CONFORME

L'ensemble des données expérimentales recueillies et les modèles développés a permis de conduire une étude paramétrique dans le but d'optimiser notre système. Les paramètres étudiés sont au nombre de 19, et sont liés aux sollicitations thermomécanique du système et aux paramètres géométriques des pièces impliquées dans le fonctionnement et la constitution du mécanisme. Chaque paramètre peut prendre deux ou trois niveaux différents. Le critère mesuré pour comparer les différentes configurations est la distribution des pressions de contact sur la portée sphérique.

L'étude d'influence des paramètres menée a montré l'importance du comportement de l'environnement mécanique d'une rotule. Les paramètres intervenant sur la rigidité de la chape ont montré leur impact sur la variation de la répartition des pressions de contact dans la circonférence tandis que ceux jouant sur la rigidité de l'axe en flexion modifient la distribution dans la largeur. Cette analyse a également mis en évidence la présence d'effets de bord souvent à l'origine des dégradations des portées sphériques en contact. Une solution d'optimisation par l'implémentation d'un correcteur logarithmique a montré son efficacité pour les éliminer.

2.2. MODÉLISATION DE LA COUPE DES MÉTAUX EN RÉGIME TRANSITOIRE

Thèses associées : [T1]

Publications associées : [A18, A21, A23]

Participations à congrès : [C42, C45, C46]

Les travaux de recherche concernant la modélisation numérique de la coupe des métaux ont débutés au LGP, dans les années 90, avec la thèse de Pierre Joyot puis celle d'Olivier Pantalé [Joyot, 1994, Pantalé, 1996]. J'ai initialement abordé cette thématique au travers de mon stage de laboratoire en DEA en 1993, puis je m'y suis à nouveau intéressé après mon recrutement au sein de l'équipe de recherche CMAO. J'ai ainsi participé à l'encadrement de la thèse de J.L. Bacaria sur l'élaboration d'un modèle comportemental et transitoire pour la coupe des métaux [Bacaria, 2001].

2.2.1 CONTEXTE & PROBLÉMATIQUE

L'usinage par enlèvement de matière est un procédé de mise en forme incontournable, toujours en évolution et dont la maîtrise est un enjeu industriel important tant pour ce qui concerne la maîtrise des flux de production (choix de l'outil, des paramètres de coupe, etc.) que le contrôle par exemple de la santé matière suite à une telle opération (évaluation des contraintes thermomécaniques vues au cours de l'opération d'usinage, évaluation des contraintes résiduelles,...). Une des particularités de l'opération d'usinage est que bon nombre de variables locales (contrainte, déformation, température), ne peuvent pas être mesurées précisément. C'est là que la modélisation numérique trouve sa place et peut apporter un gain substantiel par d'une part son caractère prédictif mais d'autre part le fait qu'elle donne accès à un ensemble de grandeurs locales non mesurables.

Au début des travaux auxquels j'ai participé, les modèles numériques se scindaient en deux catégories : les modèles Eulériens et les modèles Lagrangiens. Les modèles Eulériens traitent de la coupe continue, considèrent une géométrie du copeau et considèrent le régime stationnaire établi lorsque les principales grandeurs physiques sont stabilisées. Les modèles Lagrangien permettent en plus, de modéliser la phase de formation du copeau (régime transitoire) jusqu'à l'établissement du régime stationnaire. L'intérêt de cette modélisation par rapport à la première citée réside par exemple par la possibilité de gérer le fractionnement du copeau, d'évaluer les contraintes résiduelle générées par le passage de l'outil ou de simuler une opération de fraisage. La principale difficulté à surmonter pour la modélisation lagrangienne concerne la séparation physique du copeau au passage de l'arrête de coupe dans la matière. Celle-ci était souvent effectuée le long d'un chemin pré-établi sur lequel des nœuds du maillage sont couplés, la séparation s'effectuant au moyen de l'utilisation d'un critère géométrique ou mécanique ou une combinaison des deux. L'inconvénient majeur de ce type d'approche réside dans la nécessité de connaître le chemin de séparation du copeau, ce qui exclue les modèles numériques de fraisage réalistes.

Les travaux réalisés autour de cette thématique visaient à construire un modèle numérique transitoire de la coupe permettant de s'affranchir de cet inconvénient. Pour cela nous avons utilisé un critère d'endommagement associé à la loi d'écoulement de Johnson-

Cook [Johnson and Cook, 1985]. Ce critère prend en compte la déformation, le taux de déformation et la température.

2.2.2 UN MODÈLE DE COUPE TRANSITOIRE

2.2.2.1 Considérations générales

L'ensemble des modèles de coupe réalisés au laboratoire est liée à l'utilisation d'un formalisme Euléro-Lagrangien Arbitraire (ALE) pour la description des mouvements [Donea et al., 2004]. Cette approche permet de fédérer les avantages des deux formulations classiques Eulérienne et Lagrangienne. Pour la modélisation de la coupe elle rend possible de limiter les distorsions de maillage dans les zones eulériennes, tandis que les surfaces libres et les zones de contact seront de type lagrangien [Rakotomalala et al., 1993]. Tout en utilisant le formalisme ALE, une approche Eulérienne a été utilisée pour construire des modèles de coupe continus stationnaires [Joyot, 1994, Pantalé, 1996], tandis qu'une approche Lagrangienne a permis de mettre en œuvre des modèles de coupe transitoires discontinus [Bacaria et al., 2002]. Le choix du logiciel permettant ce type d'approche est le code de calcul Abaqus Explicit.

Dans le processus de coupe, l'analyse de la formation du copeau fait apparaître 2 zones importantes de sollicitation du matériau. La première, appelée zone de cisaillement primaire est le siège de changement de la direction d'écoulement du copeau, tandis que la seconde, appelée zone de cisaillement secondaire a pour origine le frottement du copeau sur la face de coupe de l'outil et est le siège de contraintes de cisaillement intenses, entraînant une forte élévation de température. Ces deux zones sont le siège de déformations et de taux de déformation importants, respectivement ($1 < \varepsilon < 6$) et ($10^3 s^{-1} < \dot{\varepsilon} < 10^5 s^{-1}$). Ces considérations motivent l'utilisation de lois de comportement particulières, adaptées aux déformations et taux de déformation élevés. Nos modèles sont construits en utilisant la loi de comportement de Johnson-Cook [Johnson and Cook, 1983]. Il s'agit d'une loi macroscopique donnant l'évolution de la surface d'écoulement (ou la limite d'élasticité apparente σ_{VM}) en fonction de trois paramètres : la déformation plastique équivalente $\bar{\varepsilon}^p$, la vitesse de déformation plastique $\dot{\varepsilon}^p$ et la température T . Elle se présente selon la relation suivante :

$$\sigma_{VM} = [A + B \bar{\varepsilon}^p]^n \left[1 + C \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}^p}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right] \left[1 - \left(\frac{T - T_0}{T_{melt} - T_0} \right)^m \right] \quad (2-2)$$

dans laquelle $\dot{\varepsilon}_0$ est la vitesse de déformation de référence, T_{melt} la température de fusion et T_0 la température initiale. A , B , C , n et m sont les paramètres liés au matériau qu'il convient d'identifier. A correspond à la limite élastique du matériau, B et n décrivent la courbe d'écrouissage, C représente la sensibilité à la vitesse de déformation et m la sensibilité à la température.

Les valeurs des paramètres pour l'acier 42CrMo4 qui est le matériau de référence utilisé pour nos modèles sont données dans le Tableau 5.

E	210 GPa	A	595 MPa	T_0	300 K
ν	0,3	B	580 MPa	T_{melt}	1793 K
ρ	7800 kg/m ³	C	0,023	$\dot{\varepsilon}_0$	1000
C_p	379 J/kgK	n	0,133		
λ	38 W/mK	m	1,03		

Tableau 5 : Paramètres matériau pour l'acier 42CrMo4

2.2.2.2 Le modèle d'endommagement

L'originalité de ce travail par rapport aux travaux antérieurs réside dans l'utilisation d'un critère d'endommagement associé à la loi d'écoulement de Johnson-Cook [Johnson and Cook, 1985]. Ce critère qui prend en compte la déformation, le taux de déformation et la température est défini à partir de la variable d'endommagement D , par la relation suivante :

$$D = \sum \frac{\Delta \bar{\varepsilon}^p}{\bar{\varepsilon}_f^p} \quad (2-3)$$

où $\Delta \bar{\varepsilon}^p$ est l'incrément de déformation plastique équivalente, $\bar{\varepsilon}_f^p$ est la déformation équivalente à rupture du matériau. La rupture du matériau est effective lorsque $D = 1$, et les éléments concernés sont alors supprimés du maillage.

La variable D varie donc avec la déformation plastique locale, mais aussi avec la déformation équivalente à rupture du matériau. L'expression générale de son évolution est construite selon une forme similaire au modèle d'écoulement (équation (2-2)), et est donnée par la relation :

$$\bar{\varepsilon}_f^p = [D_1 + D_2 \exp(D_3 \sigma^*)] \left[1 + D_4 \ln \left(\frac{\dot{\bar{\varepsilon}}^p}{\dot{\bar{\varepsilon}}_0} \right) \right] \left[1 - D_5 \left(\frac{T - T_0}{T_{melt} - T_0} \right) \right] \quad (2-4)$$

dans laquelle $\sigma^* = \frac{\sigma_m}{\bar{\sigma}}$ représente le taux de triaxialité issu du rapport de la contrainte moyenne σ_m sur la contrainte équivalente de von Mises $\bar{\sigma}$. Les variables D_1, \dots, D_5 définissent les paramètres matériaux de la loi d'endommagement qu'il convient d'identifier. Les autres paramètres ont la même signification que pour la loi d'écoulement de Johnson-Cook présentée précédemment. L'expression dans le premier jeu de parenthèses de l'équation (2-4) est similaire à la forme présentée par Hancock et al. [Hancock and Mackenzie, 1976] et traduit essentiellement la décroissance de la déformation équivalente à rupture lorsque la pression hydrostatique σ_m augmente. Ce modèle correspond à un endommagement ductile et la loi d'évolution est dérivée de modèles de croissance de porosités en fonction du taux de triaxialité des contraintes [Rice and Tracey, 1969, Hancock and Mackenzie, 1976].

Dans le cadre de ce travail, nous avons mené avec J.L. Bacaria une action spécifique pour identifier expérimentalement les paramètres matériau D_1, D_2 et D_3 de l'acier 42CrMo4. La procédure mise en œuvre au laboratoire est conforme à celle proposée par Johnson et al. [Johnson and Cook, 1985]. Elle comprend trois étapes associées à trois expérimentations particulières pour identifier chacune des parties du modèle.

- La partie statique (D_1, D_2, D_3) est identifiée à partir d'essais de traction sur éprouvettes entaillées,
- La sensibilité à la vitesse de déformation (D_4) demande la mise en œuvre d'un essai dynamique, généralement traction aux barres d'Hopkinson,
- La partie sensibilité à la température (D_5) demande de faire varier la température d'essai pour au moins une vitesse de déformation donnée.

Au moment où se déroulaient ces travaux, les deux derniers essais n'étaient pas envisageables au laboratoire. Seule la première étape a été mise en œuvre et est présentée en suivant. Précisons tout de même que des simulations numériques effectuées au cours de ce travail ont montré que les paramètres D_4 et D_5 n'ont pas d'influence significative dans le contexte de l'usinage et pourront être tirés de la bibliographie.

La partie « statique » qui traduit la dépendance vis-à-vis du chargement mécanique implique d'utiliser un essai faisant varier le taux de triaxialité dans la zone sollicitée. L'essai mis en œuvre est un essai de traction sur éprouvettes entaillées. Le taux de triaxialité est fonction de la géométrie de l'éprouvette et vaut $\sigma^* = \frac{1}{3} + \ln\left(\frac{a}{2R} + 1\right)$ avec a le rayon du noyau résistant au niveau de l'entaille et R le rayon de l'entaille [Hancock and Mackenzie, 1976]. Habituellement, la déformation plastique est évaluée en fond d'entaille à partir de considérations géométriques avec la relation $\bar{\epsilon}^p = 2\ln(d_0/d)$ où d_0 est le diamètre initial de l'éprouvette et d le diamètre à l'instant t . Ces valeurs sont normalement accessibles à partir de mesures extensométriques. Néanmoins, la mise en place d'extensomètre mécanique est délicate, sans compter l'impossibilité de le laisser en place au moment de la rupture. Pour ces raisons, nous avons adapté à l'essai une mesure par stéréo corrélation d'images (travaux effectués avec S. Mistou Maître de Conférences au LGP). Cette technique est adaptée à des mesures sur une surface gauche et reste utilisable jusqu'à la rupture (à quelques restrictions près). La Figure 31 illustre la démarche et présente pour trois points particuliers, les images prises avec le système de stéréo corrélation Aramis. La Figure 32 présente un exemple de reconstruction du champ des déformations à partir des mesures cinématiques et les courbes déduites.

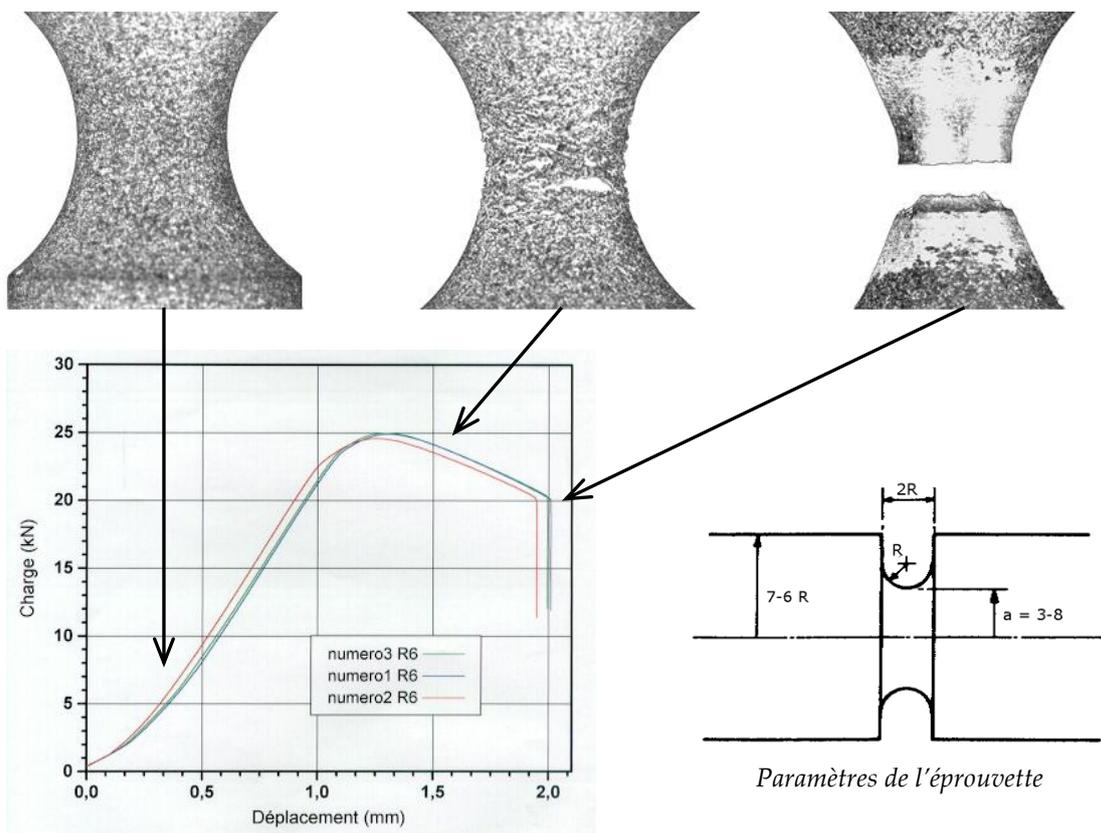


Figure 31 : Image de l'éprouvette entaillée à différentes étapes de l'essai de traction et géométrie de l'éprouvette

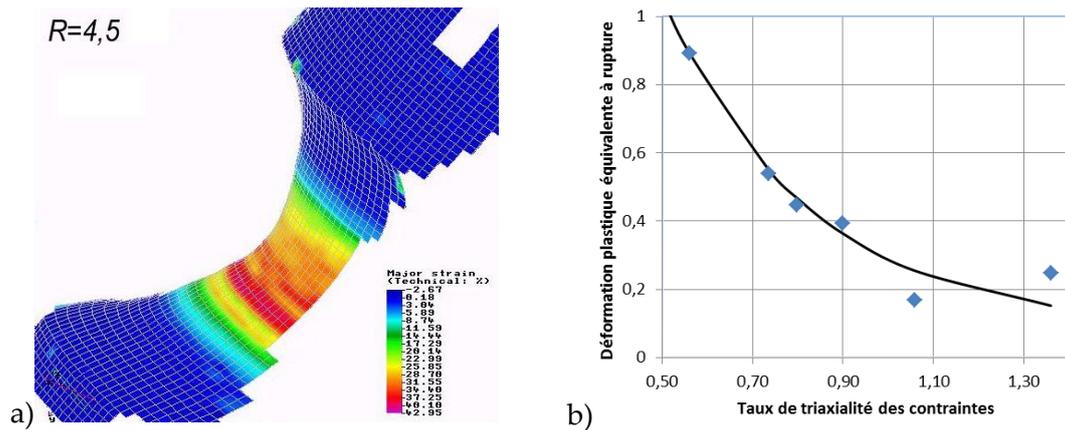


Figure 32 : (a) Champ de déformation mesuré par stéréo corrélation d'images et (b) critère identifié pour l'acier 42CrMo4

Les simulations numériques effectuées au cours de ce travail ont montré que les paramètres D_4 et D_5 n'ont pas d'influence significative dans le contexte de l'usinage. Nous avons donc pris pour ces paramètres, les valeurs proposées par Johnson et al pour un acier 4340, nuance proche de la nôtre. Les valeurs correspondantes sont reportées dans le Tableau 6.

D_1	1,5	D_2	3,44	D_3	-2,12
D_4	0,002	D_5	0,61		

Tableau 6 : Paramètres de la loi d'endommagement pour l'acier 42CrMo4

2.2.2.3 Quelques résultats

Les premiers modèles développés ont été des modèles de coupe 2D orthogonale transitoire. En effet cette configuration permettait de comparer le régime stabilisé avec les résultats issus des précédentes études en coupe continue. La configuration initiale est telle que l'outil est à l'extérieur de la matière. Le pilotage de l'outil s'effectuera de façon à lui assurer une vitesse de coupe V_c et une profondeur de passe a constante (Figure 33a). La Figure 33b montre la distribution des contraintes de Von Mises une fois le copeau formé. Les résultats numériques obtenus sont en accord avec les précédentes simulations et les résultats de la littérature, tant du point de vue de la morphologie du copeau que de la mesure des efforts de coupe.

L'utilisation d'un critère global d'endommagement a permis de montrer qu'il était maintenant possible de gérer des trajectoires d'outil complexes et surtout non coïncidente avec une ligne de nœuds ou d'éléments particuliers. Le modèle de coupe transitoire a été dans un premier temps étendu au cas 3D de la coupe oblique.

L'étape suivante a été la simulation du fraisage, cas qui a permis de démontrer les capacités de notre modèle à gérer un copeau discontinu [Bacaria et al., 2001]. L'opération de fraisage choisie est un fraisage de profil d'une pièce par une fraise hélicoïdale. La simulation est tridimensionnelle pour pouvoir prendre en compte tous les aspects d'une telle opération (effets de bords, géométrie de l'outil,...). Le matériau usiné est identique à celui précédemment présenté. La Figure 34a montre la configuration géométrique initiale. L'outil est animé d'une vitesse de rotation (V_r) et d'une vitesse de translation (V_t). La Figure 34b présente l'allure du champ de contrainte de von Mises pour deux étapes diffé-

rentes. On observe bien l'apparition de la bande de cisaillement primaire lorsqu'une dent de la fraise entre dans la matière. Le copeau est ensuite arraché par la rotation de la fraise causant la rupture de la matière. Un instant plus tard, la dent se trouve hors de la matière alors qu'une autre dent pénètre et entame un nouveau cycle.

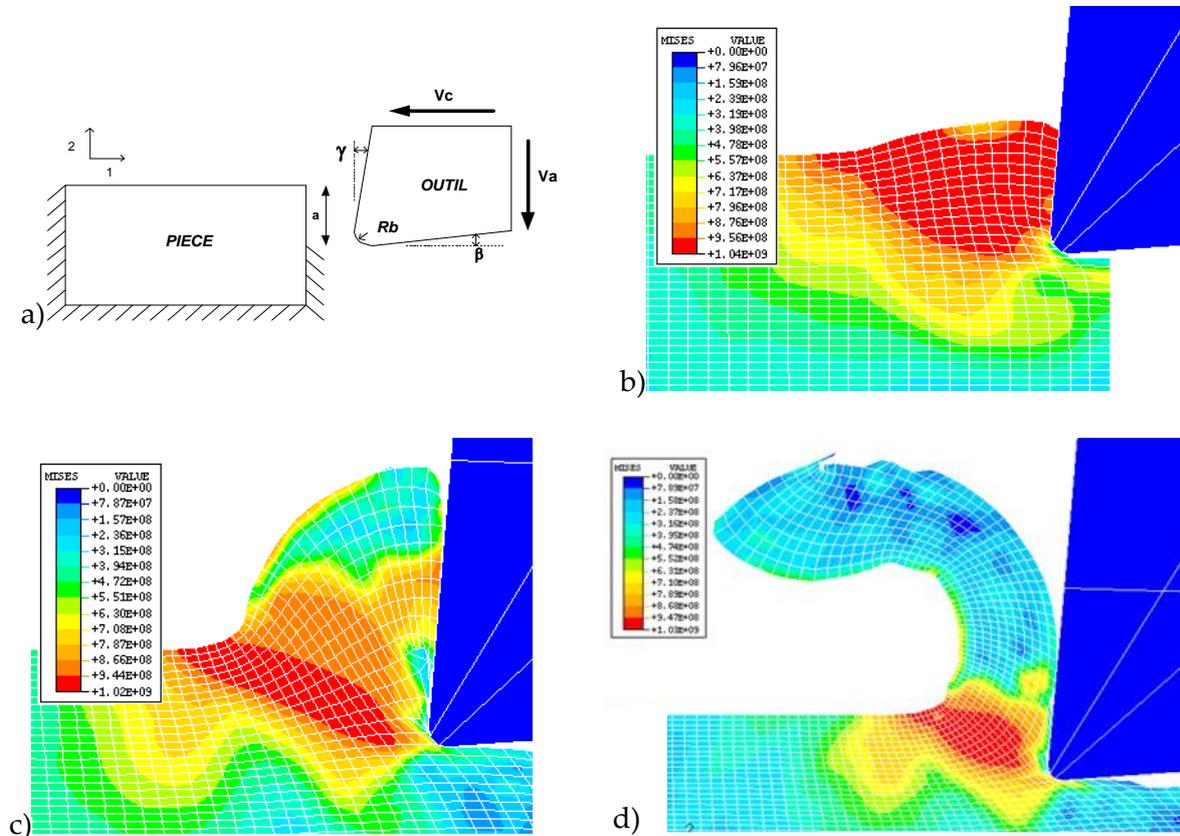


Figure 33 : Simulation de la coupe 2D orthogonale transitoire, (a) configuration initiale, (b, c, d) évolution du champ des contraintes à différents temps au cours de l'avancée de l'outil dans la pièce

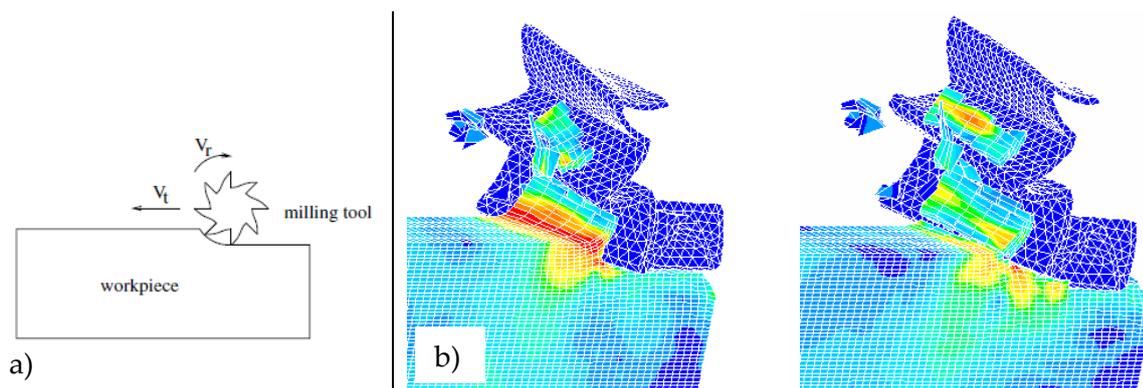


Figure 34 : Simulation d'une opération de fraisage, (a) configuration, (b) champ des contraintes

2.3. SIMULATION DU COMPORTEMENT MÉCANIQUE DES BPS

Thèses associées : [T4, T11]

Publications associées : [A11, A16, A17, A19, B1-B6]

Participations à congrès : [C17, C18, C21, C31, C38, C39, D6, D8, D12-D14, D20, E1, E5]

2.3.1 CONTEXTE & PROBLÉMATIQUE

Les ballons pressurisés stratosphériques (BPS) développés par le CNES sont des structures qui permettent d’emmener dans la stratosphère des équipements scientifiques pour effectuer des expériences de longue durée. Ces ballons ont un diamètre initial de 10 mètres (Figure 35), avec un poids bien connu et donc un niveau de vol précisément calculé. Un bon dimensionnement des ballons doit permettre de garantir d’une part un niveau de vol stable et d’autre part une durée de vie suffisante. L’analyse des trajectoires de vol réalisés sur plusieurs missions montre que le fluage des films polymère constitutif de ces ballons entraîne une augmentation significative du volume et modifie les paramètres du vol. On observe aussi des défaillances des ballons au cours de leur lancement ou après une brève phase de vol (2 à 24 heures). Il apparaît ainsi que la durée de vie des ballons est fonction de plusieurs paramètres, dont le premier est le comportement mécanique en fluage des films polymères le constituant. S’il est trop marqué, ce comportement peut engendrer un changement d’altitude se traduisant par une augmentation importante de la contrainte dans la membrane. On identifie aussi d’autres causes telles que des défauts possibles d’assemblage des films polymères ou des défauts comme des plis ayant pour origine des manipulations durant le cycle de production ou le déploiement des ballons.

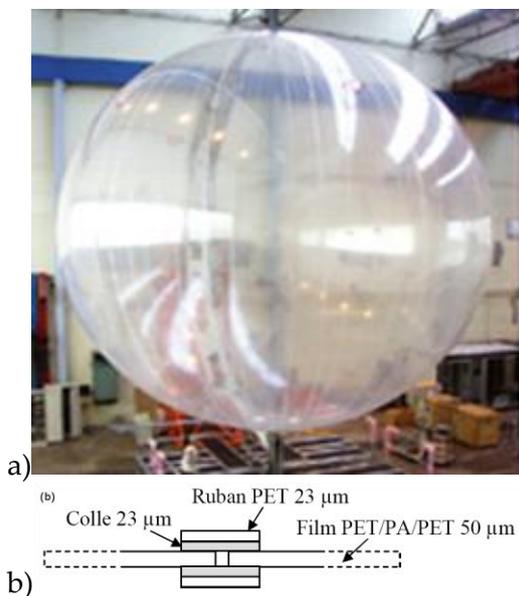


Figure 35 : (a) Ballon pressurisé stratosphérique et (b) vue en coupe de l’assemblage de deux fuseaux [Selva et al., 2007]



Figure 36 : Dispositif expérimental Nirvana pour des essais sur des portions de 1,45 m de diamètre

Les premières études menées en partenariat entre le CNES et le DESP²³ de l'ONERA, portaient sur la caractérisation mécanique des matériaux polymères et se limitaient à la mesure des propriétés mécaniques unidirectionnelle des films constitutifs des ballons et à un test d'éclatement permettant, via une approximation de déformation sphérique, de déterminer les propriétés des matériaux étudiés [Guigue-Joguet and Siguier, 2001]. Afin d'augmenter la représentativité de ces essais de structure, le CNES a mis en place un dispositif nommé Nirvana permettant d'effectuer des essais mécaniques sur des portions de ballons et ce pour des conditions environnementales proche de celles vues par le ballon dans la stratosphère (Figure 36).

En 2001, l'origine du partenariat entre l'équipe M2SP du LGP (M. Karama, S. Mistou et O. Dalverny) et le CNES et l'ONERA a tout d'abord été notre capacité à proposer la mise en place d'une instrumentation originale de la plateforme Nirvana. Il s'agissait d'effectuer une mesure non intrusive du champ des déplacements sur des films polymères transparents sollicités dans un environnement de pression et de température extrêmes. Le point de départ de ces travaux a donc été la mise en œuvre de mesures par stéréocorrélation d'images sur Nirvana. Dans cette équipe projet j'ai contribué plus particulièrement à la caractérisation viscoélastique des matériaux, à leur modélisation et à la simulation numérique du comportement mécanique des BPS. Plusieurs travaux ont été réalisés dans le but d'étudier et de comprendre les différents phénomènes à l'origine des pertes de performances de ces ballons, de les modéliser et de proposer des outils de dimensionnement prédictif. Ces travaux ce sont poursuivis sur une dizaine d'années et ont permis d'étudier les différents points suivants.

Nous nous sommes tout d'abord intéressés à l'étude du comportement mécanique de ces structures et des films polymères qui les composent. Des études expérimentales sur des éprouvettes élémentaires et sur des sous-ensembles de structures ont permis la caractérisation puis la modélisation du comportement en fluage des ballons pressurisés. Plusieurs résultats ont été obtenus permettant de prévoir l'évolution dimensionnelle des ballons suite au phénomène de fluage (Thèse de P. Vialettes, DEA de S. Ausset).

À partir de la meilleure connaissance du comportement mécanique de l'enveloppe des ballons dans les conditions de vol, nous nous sommes intéressés à l'identification des points à forte concentration de contraintes susceptibles de provoquer son éclatement. Une étude de détail a notamment été conduite à l'aide de la modélisation pour évaluer l'incidence de la présence de différents défauts d'assemblage des films polymères (DEA P. Selva).

Malgré les différentes études précédemment menées, les ruptures en début de cycle de vol restaient incomprises et des travaux supplémentaires ont été mis en place pour étudier le comportement à la rupture et l'endommagement des films polymères (DEA S. Roques et Thèse de M. Chaabane). Le projet mis en place grâce à une bourse de la région Midi-Pyrénées visait à étudier, quantifier et comprendre les mécanismes d'endommagement amenant la rupture prématurée des ballons. Cet endommagement avait deux origines supposées ; d'une part des plis dits simples et triples occasionnés par le stockage, la manipulation et le déploiement des ballons et d'autre part l'endommagement de fluage.

²³ DESP : Département Environnement SPatial

Nous présentons ci-dessous les méthodologies mise en place pour les différentes études citées, ainsi que quelques résultats issus de ces travaux.

2.3.2 ÉTUDE DU COMPORTEMENT MÉCANIQUE D'UN BPS

L'enveloppe des ballons pressurisés stratosphériques (BPS) est constituée de fuseaux en films polymères de 50 μm d'épaisseur assemblés par thermocollage à l'aide de deux rubans de polyéthylène téréphtalate de 23 μm d'épaisseur disposés de part et d'autre de l'assemblage (Figure 35a). Le film est un polymère tri-couche obtenu par collage d'un film de polyamide de 20 μm d'épaisseur inséré entre deux films de polyéthylène téréphtalate de 13 μm d'épaisseur. Hormis le gain en souplesse, l'intérêt du complexage de trois films est d'éviter les fuites dues aux éventuels micro-trous pouvant apparaître sur chaque film [Siguier et al., 2002].

Au cours des premiers travaux concernant le comportement mécanique des BPS, nous nous sommes intéressés aux films considérés comme homogènes et à des portions de structures (structure à ruban central, structure à rubans déportés ou pôles de ballons) évaluées sur le dispositif d'essai Nirvana.

L'objectif de ce travail était de définir une loi de comportement macroscopique adaptée aux films polymères, de l'identifier et de la valider sur un essai de structure proche des conditions de vol (pression, température). Le but final est de pouvoir construire un modèle d'évolution du volume du ballon en fonction des paramètres de vol. La démarche adoptée illustrée par la Figure 37, a consisté dans un premier temps à choisir et à identifier plusieurs lois de comportement en s'appuyant sur les résultats d'essais expérimentaux sur le matériau. La deuxième étape a permis de valider le choix d'une loi sur des essais de structure dans des conditions proches de celles du vol.

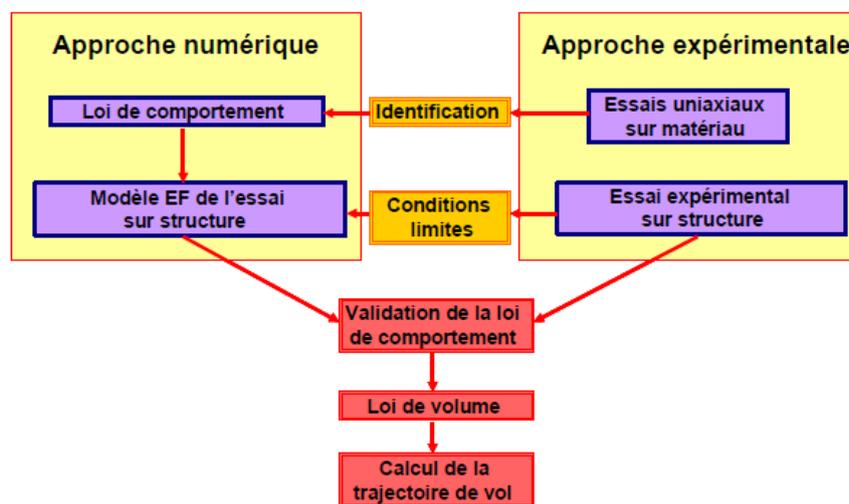


Figure 37 : Démarche adoptée pour l'étude du comportement mécanique des BPS

L'ensemble des travaux expérimentaux sur machine d'essai conventionnelle et sur le dispositif Nirvana reposait sur la maîtrise de la mesure par stéréo-corrélation d'images sur les films polymères transparents. Ces mesures, non triviales, ont nécessité l'emploi d'un dépôt de peinture pour opacifier les échantillons et pour révéler le mouchetis nécessaire à la corrélation d'images. Les polymères étant très sensibles aux solvants des précautions particulières ont été prises. Des procédures d'essais adaptées à l'identification des pro-

priétés des matériaux souples et transparents ont été mises en place [Mistou et al., 2003, Vialettes et al., 2004].

La caractérisation des propriétés élastiques des films a été faite à différentes températures variant de l'ambiante à -60°C . Les résultats étudiés concernent le module tangent et le seuil conventionnel d'écoulement à 0,2% de déformation (SCE). L'utilisation des mesures de champs a permis d'accéder, d'une part à la mesure du coefficient de poisson dans le plan du film et d'autre part à la mesure du coefficient de dilatation thermique. Le coefficient de poisson évalué varie de 0,23 à température ambiante à 0,34 à -60°C . Le coefficient de dilatation thermique moyen déterminé entre l'ambiante et -90°C vaut $24 \mu\text{m}/\text{mK}$.

Le choix puis l'identification des lois de comportement viscoélastiques ont été faits à partir d'essais uniaxiaux de fluage et de fluage-recouvrance. L'essai de fluage-recouvrance présente l'avantage de retranscrire assez fidèlement le passage jour/nuit du ballon. En effet, au cours de cette transition la contrainte dans l'enveloppe diminue pour se stabiliser à une valeur plus faible. Des essais de fluage-recouvrance successifs, à niveau de charge croissant par palier, ont été utilisés pour la caractérisation et l'identification. Cet essai a consisté à appliquer des paliers de charge de 1 heure, avec un retour à un niveau de charge faible pendant 30 minutes. Pour des matériaux souples et notre configuration expérimentale, le retour à une contrainte nulle entre chaque palier n'était techniquement pas réalisable, en raison de la rigidité inexistante du film en compression. La Figure 38 illustre un exemple d'essais effectués à température ambiante et à -60°C . On observe l'apparition d'une déformation rémanente pour des valeurs plus faibles que le seuil conventionnel d'écoulement déterminé par la méthode standard (baisse d'environ 30%). Cette déformation peut être interprétée soit comme de la viscoplasticité, et l'on considérera alors que cette déformation est irréversible, soit comme de la viscoélasticité retardée, due au temps de relaxation longs du matériau, on considérera alors que cette déformation deviendra nulle pour des temps importants. Dans l'hypothèse de cette dernière interprétation, des essais complémentaires ont permis d'évaluer à environ 30 ans le temps de recouvrance totale du film. Ainsi, sur la durée de vie du ballon, l'hypothèse d'un comportement viscoplastique peut être admise.

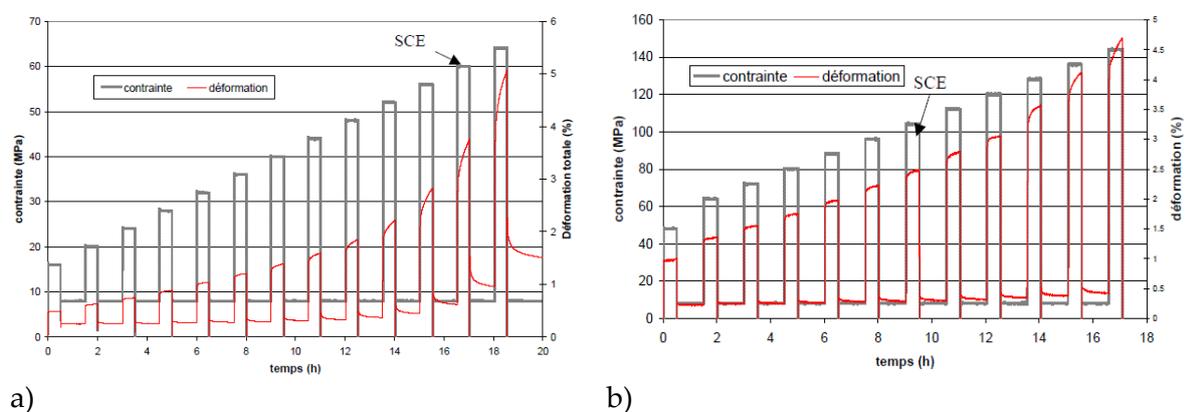


Figure 38 : Essai de fluage recouvrance au-delà du seuil conventionnel d'écoulement
(a) à température ambiante, (b) à -60°C

Les essais de fluage à différentes charges ont montré sans ambiguïté le caractère non linéaire en contrainte du film. Les deux lois de comportement finalement retenues

correspondent aux modèles viscoélastiques non linéaires de Kelvin-Voigt-Bingham et Spectral.

Le modèle de Kelvin-Voigt-Bingham est identifié à partir d'essais de fluage. Les contraintes expérimentales impliquent que la mise en charge ne soit pas instantanée et durant cette période on observe un phénomène de pseudo relaxation à vitesse de déformation constante. L'utilisation d'une méthode de recalage par éléments finis permet de tenir compte de ce phénomène lors de la procédure d'identification. La loi de comportement est implémentée dans une sous-routine utilisateur et l'on utilise le module Z-optimizer de Zébulon²⁴ pour l'identification. La procédure converge après environ 370 itérations et les résultats obtenus reproduisent assez fidèlement les données expérimentales à température ambiante et à -60°C (Figure 39).

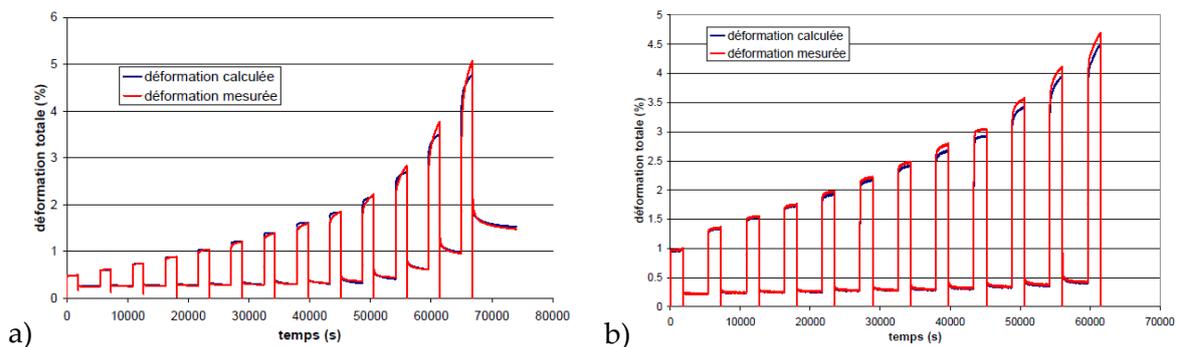


Figure 39 : Comparaison simulation (modèle de Kelvin-Voigt-Bingham) et expérimentation pour un essai de fluage recouvrance (a) température ambiante, (b) -60°C

Le modèle spectral qui est multiaxial, est plus délicat à identifier. La procédure d'identification est établie à partir de celles développées pour des matériaux composites stratifiés [Petipas, 2000, Schieffer, 2003]. Elle comporte trois étapes successives :

- identification du spectre des temps de relaxation à partir des courbes de fluage normalisées (2 paramètres),
- identification du paramètre de non linéarité à partir d'un essai de fluage multiple,
- identification du tenseur d'anisotropie visqueuse à partir d'un essai de fluage simple présentant une part de déformation anélastique.

Différents modèles numériques ont été développés en vue de confronter l'approche prédictive du dimensionnement avec les essais sur la plateforme Nirvana. La maîtrise des conditions aux limites expérimentales à la périphérie de l'enceinte était délicate et il a fallu porter un soin particulier à la prise en compte de ces dernières dans le modèle numérique. Plusieurs itérations (essais/calculs) ont été nécessaires pour arriver à un résultat satisfaisant. À titre d'exemple, nous pouvons observer sur la Figure 40 la comparaison de mesures de déplacements de différents points d'un assemblage sollicité dans l'enceinte d'essai Nirvana. Le modèle numérique 3D d'un quart de la structure utilise la loi de comportement viscoélastique spectrale.

²⁴ <http://www.mat.ensmp.fr/Home/Downloads/Zebulon/>

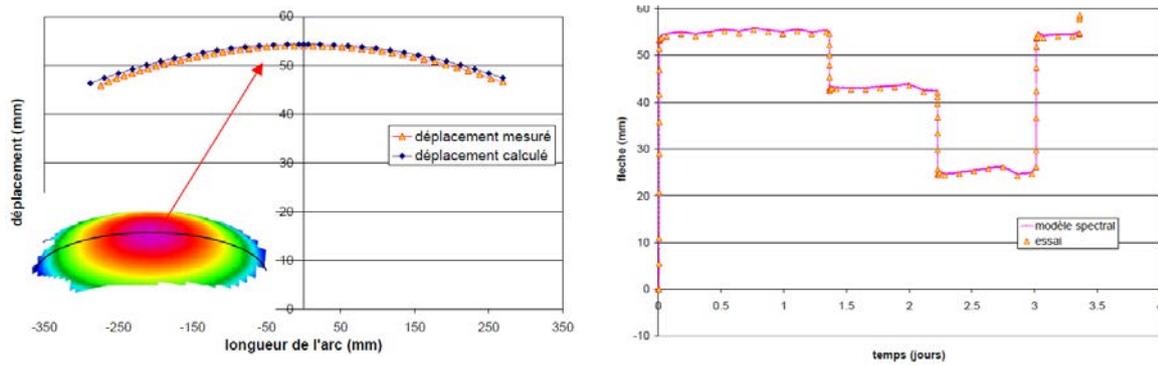


Figure 40 : Comparaison essai calcul, (a) déplacement d'un méridien d'un échantillon, (b) déplacements au centre de l'échantillon pour différents niveaux de fluage à -60°C

Les résultats obtenus à température ambiante et à -60°C sont encourageants et ont été implémentés dans la chaîne de calcul de trajectoire des BPS afin de prévoir le volume du ballon au cours de sa mission.

2.3.3 ÉTUDE DE L'ASSEMBLAGE DE DEUX FUSEAUX

Une des pistes concernant la cause des défaillances prématurées des BPS était la constitution des assemblages par thermocollage des fuseaux. Les points faibles suspectés étaient tout d'abord le manque d'information sur les propriétés mécaniques réelles de l'adhésif après polymérisation, les incertitudes de configuration des assemblages et la présence de certains défauts comme la présence d'un corps étranger dans la jonction. Pour répondre à ces diverses questions, nous avons mis en place un programme d'étude dont les objectifs étaient les suivants :

- déterminer in situ les caractéristiques élastiques des matériaux constitutifs de l'assemblage à 20°C et -40°C ,
- modéliser le comportement mécanique d'un assemblage dans les conditions réelles de vol,
- étudier l'influence des paramètres de conception sur la tenue mécanique d'une jonction,
- analyser l'impact de plusieurs défauts d'assemblage et/ou de fabrication sur la tenue de la structure.

Concernant le premier point, nous avons en partenariat avec l'équipe IMF de l'ENIT et avec le CNES mis en place une campagne d'essais de nano indentation pour identifier les propriétés élastiques des matériaux et notamment de la colle après assemblage. Ces essais ont été effectués au LGP pour ce qui concerne la température ambiante et au CNES pour la caractérisation à -40°C . Grâce à ces essais nous avons pu montrer que le module d'Young de la colle est plus sensible à la température que celui du film multicouche. Alors qu'à 20°C le module de la colle est 30 fois plus faible que celui du film, à -40°C il n'est que 1,7 fois plus faible. La simulation permettra de montrer l'importance de ces évolutions des propriétés constitutives sur le régime de transfert de charge entre les fuseaux.

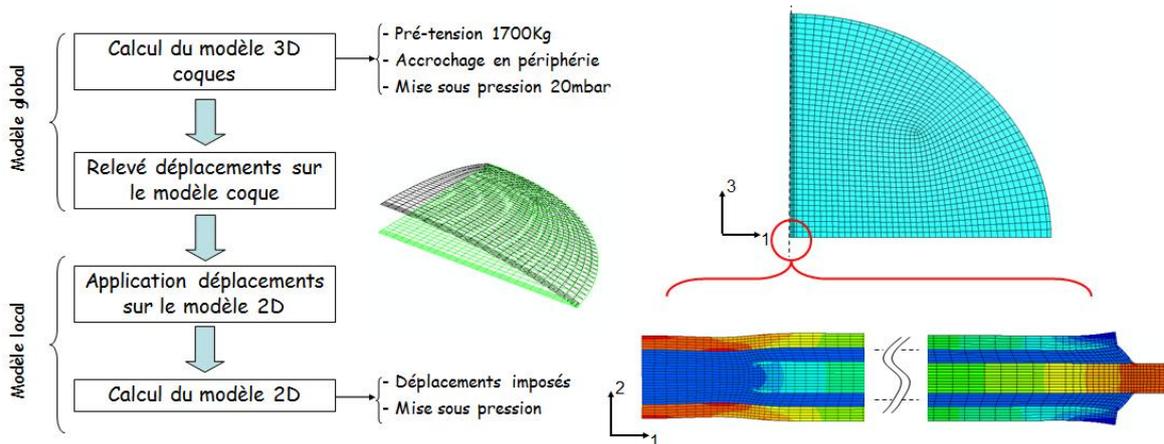


Figure 41 : Stratégie de modélisation d'un assemblage associant un modèle de structure global et un modèle local de la jonction

L'étude mécanique de l'assemblage s'appuie sur des simulations à différentes échelles du système (Figure 41). Dans un premier temps, nous modélisons un assemblage nominal en utilisant une approche 3D structure d'une portion de ballon. Le modèle est de type coque homogène pour le film et coque multicouche pour l'assemblage. Nous faisons ensuite un zoom structurel sur la zone particulière à étudier de façon à construire un modèle 2D déformation plane ou 3D solide piloté par des conditions aux limites extraites du premier modèle.

La modélisation 2D a permis à l'aide de la méthode des plans d'expériences d'étudier l'influence des paramètres de conception sur la tenue mécanique d'un assemblage type. Enfin, la simulation 3D associée à la technique de submodeling a permis la modélisation de différents défauts de jonction tels que la présence d'une surépaisseur de colle, un désalignement de bords ou la présence d'une inclusion dans l'assemblage. La Figure 42 présente un exemple où une accumulation de colle s'est produite sous le ruban de PET. À partir des simulations éléments finis, nous avons pu montrer que ce type de défaut engendre une augmentation du champ de contrainte de 15%, notamment au niveau de la bande de PET. Cette étude permet de donner un ordre de grandeur des augmentations de contraintes que subit le ballon suite à des imperfections de fabrication.

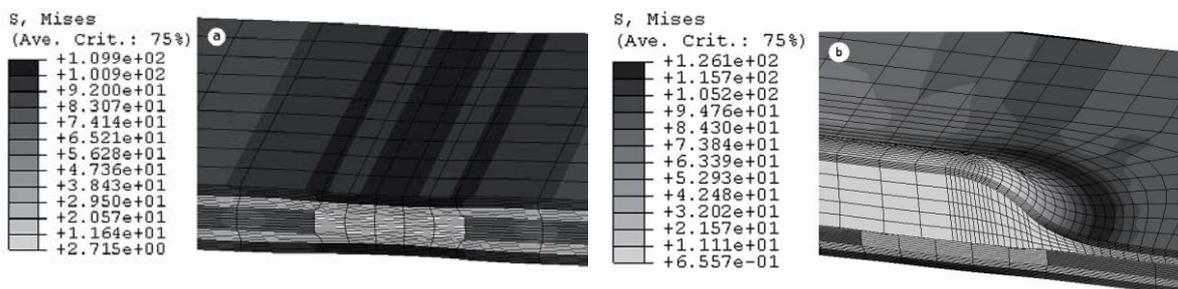


Figure 42 : Champ des contraintes de Von Mises à la jonction des fuseaux, (a) structure nominale, (b) structure avec défaut [Selva et al., 2008]

2.3.4 ÉTUDE DE L'ENDOMMAGEMENT DES FILMS POLYMÈRE DES BPS

Les ruptures de ballon en début de cycle de vol n'étant toujours pas comprises, des travaux supplémentaires ont concerné la compréhension des phénomènes

d'endommagement des films polymères constitutifs des BPS. Afin d'étudier ces phénomènes nous avons choisi une approche expérimentale permettant de caractériser l'endommagement induit par les plis, ainsi que l'endommagement induit par le fluage du film. Dans un premier temps, l'endommagement induit par la présence de plis conduira à une réflexion sur les grandeurs caractéristiques observables comme la déformation permanente ε^p . Dans un second temps nous nous sommes intéressés à la prise en compte de ces grandeurs dans une démarche qui nous a permis de déduire l'évolution de la variable interne (paramètre d'endommagement) en fonction de cette grandeur. Le second type d'endommagement qui se manifeste au cours du vol du ballon est le fluage du film. La connaissance de la réponse mécanique du film, en terme d'évolution de la contrainte en fonction de la déformation, nous permet de déduire, par l'application du principe d'équivalence en déformation [Lemaitre et al., 2009], l'identification de cet endommagement.

Les défauts identifiés sur les films polymère constituant les ballons sont de deux types : les plis simples qui sont dus au pliage du ballon après fabrication, et les plis triples qui correspondent à un défaut marquant plus fortement la structure du film (Figure 43). Ce défaut a pour origine la rencontre en un point singulier de deux ondulations d'orientation différente, puis à son déplacement sur la surface du film. La trace laissée forme une marque appelée pli triple.

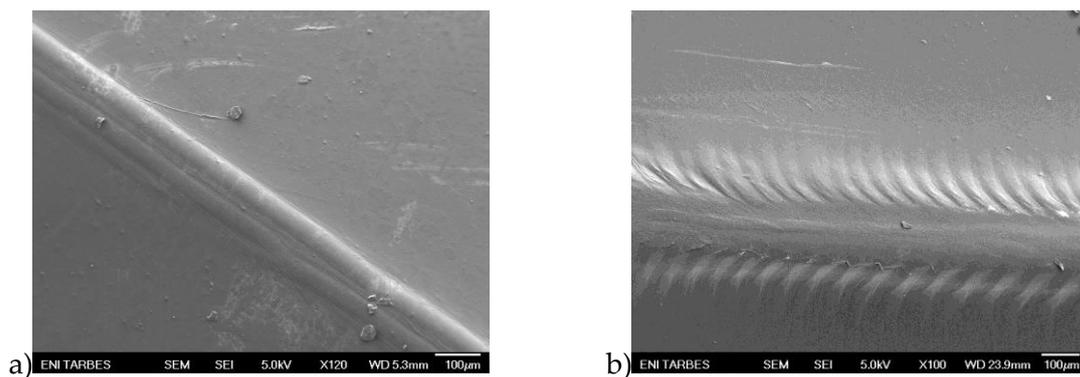


Figure 43 : Observation au MEB des défauts du film, (a) pli simple ($\times 120$) et (b) pli triple ($\times 100$)

La première partie de l'étude a été consacrée à l'analyse microscopique de l'endommagement des plis. Les observations ont révélé une dégradation du film dans la zone affectée par les plis. Cette dégradation consiste, d'une part en une déformation plastique importante, et d'autre part en une décohésion entre les trois couches constitutives du film. Dans le cas du pli simple la déformation plastique est moins importante que celle induite par le pli triple. La décohésion entre les couches est elle aussi moins forte dans le cas du pli simple que celui du pli triple.

La caractérisation mécanique de l'endommagement induit par les plis a été conduite à partir d'essais de traction monotone menés jusqu'à rupture et ce à différentes températures. Plusieurs indicateurs ont été mesurés comme le module de rigidité du film, son seuil de perte de linéarité et la déformation à rupture. Nous avons montré qu'à température ambiante et à basse température (-60°C), les caractéristiques du film étaient nettement affectées par la présence des plis. Les plis triples sont apparus bien plus endommageant que les plis simples (Figure 44).

L'endommagement induit par le fluage du film a fait aussi l'objet d'une étude particulière. Pour cela, nous avons caractérisé des films ayant au préalable subi un chargement de type fluage puis recouvrance. Le choix des conditions d'essai (température, contrainte) étaient guidés par le souhait de se placer à un niveau de déformation proche des conditions de vol. Ces essais ont permis de mesurer une diminution effective du module d'Young des films lorsque le temps de fluage augmente.

L'étape suivante a consisté à mettre en évidence l'endommagement des films suite à l'application d'une déformation plastique donnée. On souhaitait se placer ici en termes de déformation plastique, dans les conditions que l'on peut rencontrer au sein même d'un pli. Ces essais ont permis d'obtenir une courbe d'évolution de la raideur du film en fonction du niveau de déformation plastique préalablement imposé.

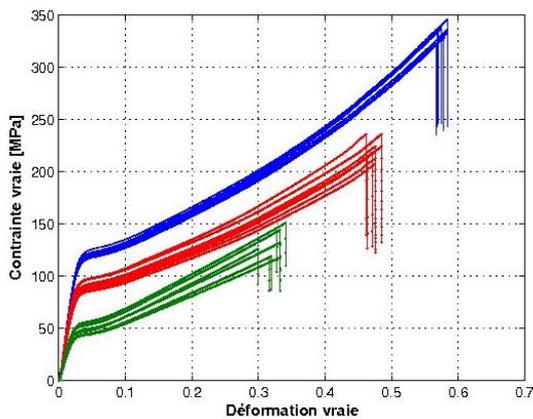


Figure 44 : Courbe rationnelle du comportement mécanique uniaxial du film : bleu = sans plis, rouge = avec pli simple, vert = avec pli triple

	Module d'élasticité [MPa]
Film vierge	4366 ± 27
Fluage 1 h 30 min	3900 ± 25
Fluage 12 h	3750 ± 43
Fluage 24 h	3440 ± 70

Tableau 7 : Module d'élasticité mesuré suite à une sollicitation de type fluage-recouvrance à 70 MPa

Par ailleurs un montage expérimental particulier a été mis au point afin de mesurer la raideur locale du film au sein d'un pli (Figure 45). Il fallait pour cela mettre en charge le film et mesurer la déformation locale au sein du pli pour pouvoir en déduire les propriétés locales de la zone endommagée. Nous avons choisi d'utiliser l'interférométrie de speckle (ESPI Q-100-3D de la société Dantec Dynamics) pour accéder à une mesure directe de la déformation dans la zone endommagée du film (Figure 46). Les mesures très délicates en raison de la transparence du film, de sa faible épaisseur et de la sensibilité du dispositif aux conditions expérimentales ont permis de mesurer une forte perte de propriétés dans les zones concernées.

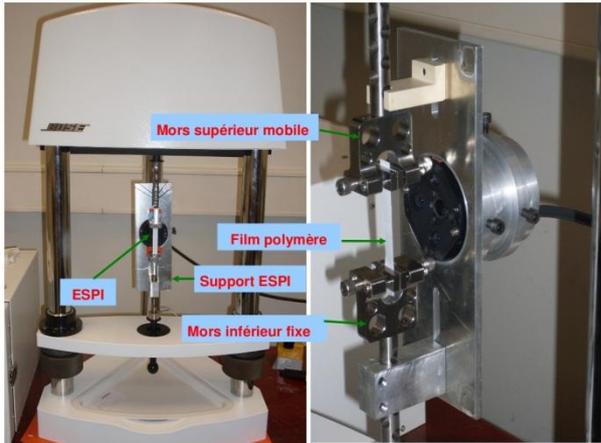


Figure 45 : Adaptation du dispositif de mesure (ESPI) sur la machine d'essai pour mesurer la déformation locale au sein d'un pli

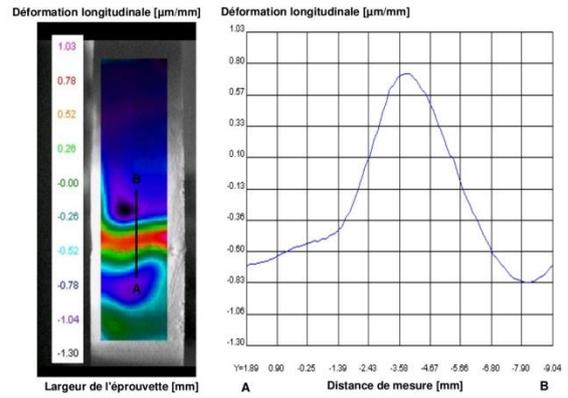


Figure 46 : Champ des déformations dans la direction de traction pour le film avec pli simple

Les courbes raideur fonction de la déformation et endommagement fonction de la déformation obtenues lors de la première étape ont permis de remonter au niveau de déformation initiale locale dans le pli, puis à l'endommagement de ce dernier. Les essais n'ont pas permis de mettre en évidence un couplage entre l'endommagement induit par les plis et celui ayant pour origine le fluage.

2.4. MODÉLISATION DU PACKAGING DES MODULES D'ÉLECTRONIQUE DE PUISSANCE

Thèses associées : [T5, T7, T10, P2]

Publications associées : [A2, A3, A5, A7, A10, A12, A14, A15, A19]

Participations à congrès : [C14, C20, C22, C23, C25, C26, C27, C29, C30, C35, C40, D2, D7, D11, E2]

C'est avec la création en 2001 à Tarbes du laboratoire PEARL²⁵, qui a pris par la suite l'appellation PRIMES²⁶, qu'a démarré mon activité autour de l'étude du comportement thermomécanique du packaging des modules d'électronique de puissance. Ces travaux ont concerné, pour une bonne part, la caractérisation et la modélisation des comportements viscoplastiques des alliages de brasures, travaux décrits dans la première partie de ce document (§ 1.2). Pour l'autre part, les travaux ont traité de modélisation thermomécanique de tout ou partie des modules d'électronique de puissance et de leurs modes de défaillance. Ces modèles ont servi pour certains, à analyser et optimiser les assemblages composant les modules, et pour d'autres, à des développements dans le cadre de l'adaptation des méthodes de couplage mécano fiabiliste au domaine de l'électronique de puissance.

Les projets les plus importants autour de cette activité se sont concrétisés au travers de ma participation au co-encadrement de plusieurs thèses. Il y a tout d'abord celle d'Alexandre Micol pour laquelle je suis intervenu sur les aspects caractérisation et modélisation d'assemblages dans le cadre du domaine ferroviaire. J'ai ensuite co-encadré la thèse d'Adrien Zéanh (cifre Thales), puis j'ai été à l'initiative du travail postdoctoral qui lui a été confié à la suite de sa thèse (contrat Thales). L'ensemble de ces activités a pour intérêt principal l'étude, la caractérisation et la modélisation des modes de défaillance thermomécanique des convertisseurs d'électronique de puissance. La caractérisation, les données identifiées, puis les modèles élaborés ont servi à conduire des études d'optimisation et de fiabilité de ces modules dans le cadre d'applications ferroviaires et aéronautiques. Dans le prolongement de ces travaux, nous avons en collaboration avec l'équipe IMF du LGP, travaillé à l'étude et à la caractérisation du packaging haute température de composants diamants dédiés à l'électronique de puissance. Ce travail associant expérimentation et modélisation, s'est effectué au travers du programme Diamonix 1 et de la thèse de Sabeur Msolli (FUI Diamonix 1). Il se poursuit à l'heure actuelle avec notre participation au projet Diamonix 2 et au travers de la thèse d'Ahlem Baazaoui (FUI Diamonix 2).

2.4.1 CONTEXTE & PROBLÉMATIQUE

L'évolution constante de l'électronique de puissance depuis plusieurs années se traduit par l'intégration de plus en plus poussée des différents dispositifs. À titre d'exemple, dans l'industrie ferroviaire, une des innovations la plus importante est sans doute l'introduction de semi-conducteurs à trois dimensions (puces IGBT²⁷) dans les convertisseurs de puissance se traduisant par une augmentation de la puissance commutée et un fort gain de volume et de masse par rapport aux composants plans (thyristor, transistor

²⁵ Power Electronics Associated Research Laboratory

²⁶ Platform for Research on power electronic Integration and Management of Energy and Storage devices

²⁷ Insulated Gate Bipolar Transistor

GTO). Cette évolution a de plus occasionné un passage de la technologie pressée à un montage par brasage.

De l'intégration des divers composants résulte un assemblage composé de pièces d'échelles différentes. Alors que les dimensions courantes d'un module sont de l'ordre de la dizaine de centimètres, la surface de la puce est de l'ordre du cm^2 pour un IGBT en silicium et quelques mm^2 pour une puce en carbure de silicium. Dans l'épaisseur, les dimensions caractéristiques des assemblages varient de quelques millimètres (3 mm pour une semelle d'AlSiC, 0,6 mm pour la céramique d'un substrat, 0,2 mm pour les métallisations et 0,1 mm pour la puce), à quelques microns pour les métallisations de finition²⁸.

Les avancées technologiques dans le cadre de l'intégration de puissance se traduisent par un confinement des zones d'intérêts (zones de liaison entre les différentes pièces), des changements d'échelle, un rapprochement des différents problèmes physiques et introduisent inévitablement des couplages entre ceux-ci.

L'intérêt de la simulation pour ces systèmes est de donner accès à nombre de quantités (contrainte, déformation, température, énergie de déformation,...) qui ne sont pas accessibles à la mesure expérimentale, en raison du confinement du système, des petites échelles mises en jeu et de l'environnement électrique présent (fortes tensions, courants, champs électriques). Les modèles élaborés permettent d'étudier le comportement des modules d'électronique de puissances vis-à-vis de multiples conditions de sollicitations, mais aussi de les dimensionner et de les optimiser au travers de la mise en œuvre de démarches classiques ou fiabilistes.

2.4.2 MODÈLES D'ASSEMBLAGES DE COMPOSANTS POUR MODULES DE PUISSANCE

2.4.2.1 Les modules d'électronique de puissance

Les modules d'électronique de puissance sont des ensembles qui permettent de mettre en forme et de délivrer une puissance électrique à un moteur ou un actionneur. Quel que soit le domaine d'application, ferroviaire, aéronautique ou automobile, ces dispositifs sont de plus en plus sollicités, que ce soit dans le but de délivrer plus de puissance pour un encombrement toujours plus réduit, ou parce qu'ils sont intégrés à d'autres systèmes. À titre d'exemple, le module convertisseur pour le système d'inverseur de poussée de l'Airbus A380 (ETRAS²⁹), se trouve dans la nacelle moteur, en environnement non pressurisé et est de ce fait fortement sollicité en termes de pression, température, vibration, etc.

Les modules qui nous intéressent se présentent sous la forme d'un boîtier polymère muni de connections externes (Figure 47). À l'intérieur de ce boîtier, se trouve un ou plusieurs assemblages qui sont généralement construits autour d'un substrat isolant comprenant une plaque céramique (alumine, nitrure d'aluminium, etc.), prise en sandwich entre deux métallisation le plus souvent de cuivre ou d'aluminium. Suivant le mode d'élaboration de ces substrats métallisés on parlera de substrat DBC³⁰ ou AMB³¹. Les composants (diodes et puces IGBT ou autre...), sont brasés sur une face du substrat, tandis que l'autre face est

²⁸ Les métallisations de finition, de 0,1 à 1 μm ont généralement pour rôle de former des couches adhérentes, des barrières d'oxydation, de favoriser la compatibilité entre deux éléments voisins. Elles ne sont généralement pas modélisées du point de vue thermomécanique.

²⁹ Electrical Thrust Reverse Actuation System

³⁰ Direct Bonded Copper

³¹ Active Metal Brazing

brasé sur la semelle (cuivre, Al-SiC, etc.). La semelle a un rôle thermique de diffusion du flux de chaleur vers le système de refroidissement, et mécanique pour la fixation du module. Les composants sont généralement connectés entre eux par des fils de « bonding » assemblés par thermosoudage.

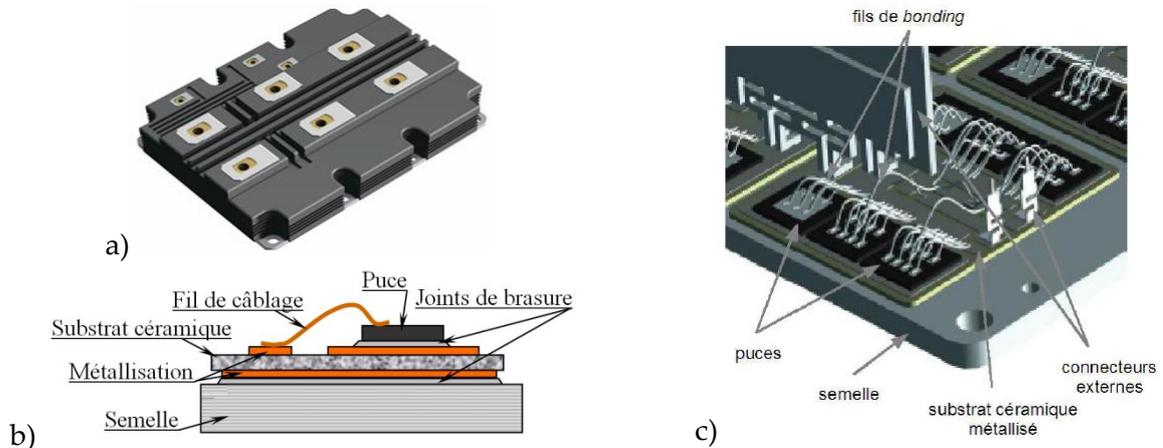


Figure 47 : Module de puissance (a) vue externe, (b) schéma en coupe, (c) structure d'un assemblage

Le module précédent dit de type planaire, présente comme inconvénient le fait de ne pouvoir être refroidi que par une seule face. Afin d'accroître la capacité de refroidissement des modules, plusieurs solutions techniques ont été développées pour permettre une extraction du flux thermique simultanément par les faces supérieures et inférieures des modules [Gillot et al., 2001, Bai et al., 2004, Mermet-Guyennet, 2006]. Le laboratoire PEARL a proposé de développer une nouvelle structure 3D, pour laquelle les connections entre les composants sont obtenues par des inserts de cuivre ou bumps reliés par brasage à un second substrat métallisé (Figure 48).

Un module se présente donc comme un millefeuille composé de couches de différents matériaux adhérents entre eux. Lorsque la température de l'ensemble est amenée à évoluer, les dilatations différentielles induisent un effet bilame, qui génère des déformations et par là même des contraintes dans l'assemblage. Le chargement thermique a pour origine la dissipation thermique des composants en fonctionnement (cyclage actif), et/ou est imposée par l'environnement du système (cyclage thermique passif). Les températures vues par les modules résultent des températures maximales admissibles par la puce. Cette température est généralement de 125°C pour les puces en silicium, mais peut s'élever à 250°C pour des composants en carbure de silicium voire 300°C envisagés pour un composant diamant.

En fonctionnement, les modules sont l'objet de nombreux modes de défaillance que l'on peut classer en fonction de la zone concernée. On relèvera de façon non exhaustive les modes de défaillance relatifs :

- à la puce (dégradation de l'oxyde de grille, latch-up, avalanche électronique, défaillance des métallisations, rupture mécanique des puces, etc...),
- aux fils de câblage (dégradation des soudures, la rupture, la corrosion et le décollement des pieds de fils, etc.),
- aux brasures (lacunes des joints brasés, endommagement par fatigue thermique, évolution de la micro structure, fissuration des couches intermétalliques, etc),

- au substrat métallisé (ruptures mécaniques, détériorations par décharges partielles),
- au gel encapsulant (dégradation par décharge partielle, diffusion d'humidité).

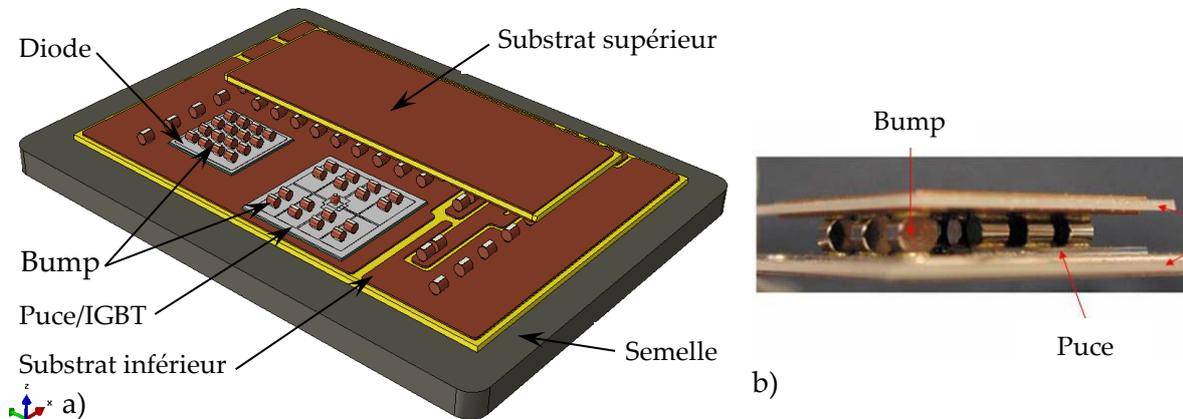


Figure 48 : (a) CAO partiellement découverte d'un assemblage de module double face réalisé avec des bumps et (b) photo d'une réalisation du laboratoire PEARL

Pour plus de détail sur ces modes de défaillance le lecteur pourra se référer à la bibliographie des travaux de thèse d'Adrien Zéanh [Zéanh, 2009]. De l'ensemble des modes de défaillance identifiés, les plus critiques de notre point de vue (mécanique) ont pour origine différents mécanismes de vieillissement [Ciappa, 2002]. La fatigue des brasures correspond à de la fatigue thermomécanique, avec un endommagement survenant à un nombre de cycles relativement bas. Elle se classe dans le domaine de la fatigue oligocyclique.

L'approche classique pour la modélisation de la défaillance par fatigue thermomécanique, consiste à représenter le nombre de cycles de sollicitation conduisant à la défaillance N_f , en fonction de grandeurs physiques caractéristiques de chaque cycle (\mathbf{X}), soit : $N_f = f(\mathbf{X})$. La variable \mathbf{X} est une grandeur (contrainte, déformation, énergie), mesurée ou accessible par le calcul. Dans le cas particulier des brasures, de nombreuses approches sont utilisables. Elles sont basées sur la déformation, l'énergies de déformation ou encore l'endommagement [Liang et al., 1997, Lee et al., 2000, Darveaux, 2000, Heinrich et al., 2000]. Les modèles les plus couramment employés sont basés sur la déformation (déformation totale [Engelmaier, 1997], la déformation de fluage [Knecht and Fox, 1991]), ou sur l'énergie (énergie totale de déformation dissipée par cycle [Akay et al., 1997], énergie de déformation plastique [Morrow, 1964], énergie de déformation inélastique [Heinrich et al., 2000]).

Le modèle d'Heinrich est intéressant de par sa relative simplicité de mise en œuvre et sa bonne précision [Bevan and Wuttig, 1997]. Il tient compte de l'énergie dissipée par la déformation plastique instantanée et viscoplastique. Le nombre moyen de cycles avant initiation d'une fissure (N_f), s'exprime alors par la relation :

$$N_f = K_1 (\Delta W_{moy}^{in})^{K_2} \quad (2-5)$$

avec K_1 et K_2 deux coefficients caractéristiques du matériau et ΔW_{moy}^{in} la densité d'énergie de déformation inélastique. Cette quantité est calculée à partir du modèle éléments finis

de la connexion, en faisant la moyenne pondérée sur des éléments à considérer. La relation est la suivante :

$$\Delta W_{moy}^{in} = \frac{\sum \Delta W_e^{in} V_e}{\sum \Delta V_e} \quad (2-6)$$

avec ΔW_e^{in} la densité d'énergie de déformation inélastique dans un élément de volume associé V_e .

Le modèle précédent donne une durée de vie avant apparition de la fissure. Pour prévoir la rupture complète de la structure analysée, il est nécessaire de modéliser la propagation de fissure jusqu'à sa taille critique. Darveaux propose une telle formulation [Darveaux, 2000], en associant au modèle précédent un modèle de propagation de la fissure fonction de la densité d'énergie de déformation inélastique :

$$\begin{cases} N_0 = K_1 (\Delta W_{moy}^{in})^{K_2} \\ \frac{da}{dN} = K_3 (\Delta W_{moy}^{in})^{K_4} \end{cases} \quad (2-7)$$

où, a est la longueur de fissure et N le Nombre de cycle. Les K_i représentent 4 paramètres matériaux à identifier.

L'identification des paramètres des lois de fatigue, se fait à partir d'une procédure de recalage par éléments finis telles que celles exposées dans la première partie du document (§ 1.4). Les essais sont généralement des essais accélérés [mil, 2004, Zeanh et al., 2008], et mettent en œuvre des assemblages de conception simplifié. En effet, les configurations doivent permettre d'une part, de conserver la similitude des mécanismes de défaillance à étudier, et d'autre part, une modélisation donnant des temps de calcul raisonnables par rapport au processus itératif engagé.

2.4.2.2 Différentes stratégies de modélisation

Si pour la modélisation de l'assemblage d'un composant unique sur son substrat, des modèles éléments finis 2D déformations planes ou axisymétriques sont adaptés, il n'en va pas de même pour des modules complets. En effet, ces ensembles comportent plusieurs composants et connections, et sous un chargement donné les effets de structures ne présentent généralement pas de symétrie. Il en résulte la nécessité de construire des modèles 3D de ces ensembles pour les étudier.

Dans le cadre de la modélisation des convertisseurs, une approche consiste à utiliser des modèles semi-analytiques qui traduisent le comportement physique de différentes parties de l'onduleur (raideur mécanique, résistance électrique). Ces modèles sont mis en œuvre sur des plateformes de développement multi-physiques telles Matlab-Simulink. Cette approche modulaire a pour principal inconvénient le manque de modèles analytiques pour traduire le comportement réel des diverses physiques.

Du point de vue mécanique et thermomécanique, l'utilisation de modèles numériques généralement formulés à l'aide de la méthode des éléments finis est la règle quasi unanime. Ils intègrent les physiques nécessaires (thermique, mécanique, électrique avec les couplages possibles), et la géométrie réelle des problèmes à traiter.

Lorsqu'on souhaite construire un modèle complet d'un module d'électronique de puissance, un problème important concerne le temps de calcul qui peut devenir rédhibitoire en raison de divers facteurs. Il y a tout d'abord l'approximation du domaine géométrique et le nombre d'éléments nécessaires dans les zones de faibles dimensions. Ensuite, les constantes de temps caractéristiques des différentes physiques considérées qui sont va-

riées (de l'ordre de la milliseconde pour la puce à plusieurs dizaines de secondes pour le module). Enfin, il y a l'aspect multi-physique, non linéaire et couplé du problème.

Au laboratoire, plusieurs techniques ont été mises en œuvre pour répondre à ces différents problèmes. La première a consisté au développement d'une application logicielle utilisant une technique de décomposition en sous-domaines, associé à du calcul parallèle. Le logiciel, appelé MulPhiDo, permet de construire et résoudre aussi bien en régime transitoire que permanent, des problèmes électro-thermomécanique couplés [Menanteau, 2004, Menanteau et al., 2006]. Le principal inconvénient de cette application est de ne pas intégrer l'ensemble des bibliothèques de comportements que l'on peut vouloir utiliser (élasto-viscoplasticité, endommagement, modèles de zone cohésive).

Une autre solution consiste à limiter la taille des modèles par l'utilisation légitime d'éléments de structures (plaques, coques, ressorts, résistance thermique,...), et la mise en œuvre de la technique de zoom structurel (ou sub-modeling, [Deshpande and Subbarayan, 2000]). Pour un assemblage, il est en effet possible de modéliser la semelle, les substrats, les puces et les brasures par des éléments de coques mécanique et/ou thermique et de remplacer les bumps par des éléments « ressorts 3D » éventuellement non linéaires. On obtient alors, un premier modèle global, 3D coque, de la structure (Figure 49b). On élabore ensuite un modèle de détaillé, 3D solide, de la zone d'intérêt. Il peut s'agir d'une portion d'assemblage ou d'une connexion (bump par exemple, Figure 49c). Les conditions aux limites de ce modèle seront pilotées à partir de résultats prélevés sur le modèle global. Étant de taille réduite, le modèle de détail pourra être correctement raffiné, sans pour autant nécessiter de trop fortes ressources calcul.

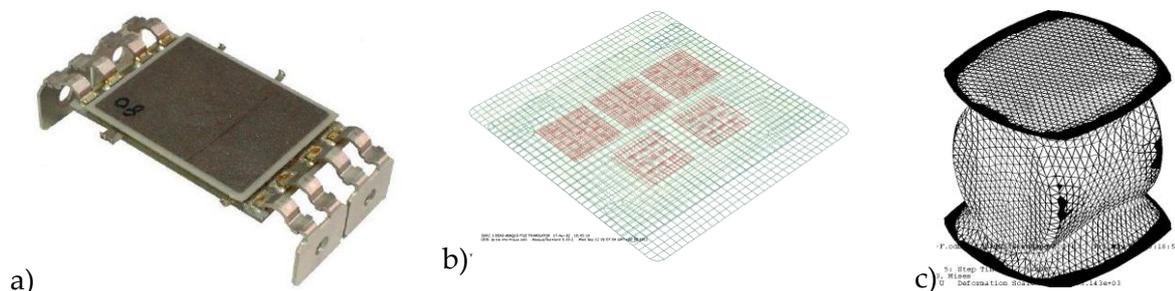


Figure 49 : (a) photo du switch PEARL, (b) modèle global 3D coque, (c) modèle 3D solide d'un bump

Cette technique a été mise en œuvre pour le calcul d'un switch développé au laboratoire PEARL (Figure 49a). Il s'agit d'un assemblage de deux puces et deux diodes, connectées à deux substrats métallisés par l'intermédiaire de plusieurs bumps. Le calcul est de type thermomécanique découplé, c'est-à-dire que l'on ne résout pas simultanément le problème thermique et le problème mécanique. Pour cet exemple, on dispose en fait d'un modèle global 3D coque (avec coques thermiques et résistances thermiques en lieu et place des connections), et d'un modèle global 3D coque (avec coques mécanique et ressort 3D en lieu et place des connections). L'enchaînement des différents calculs est effectué suivant le synoptique Figure 50. Une analyse de transfert thermique est tout d'abord effectuée sur le modèle 3D coque, et la solution en température est introduite dans le modèle mécanique global. Lorsque les solutions, thermique et mécanique, ont été évaluées pour ce modèle, elles deviennent alors les conditions aux limites pour la résolution 3D solide de la connexion bump. L'avantage de cette démarche est qu'elle rend encore possible l'évaluation de plusieurs configurations de bumps (variation de la géométrie des

inserts : billes, cylindre horizontal ou vertical) en ne remplaçant que les valeurs des résistances thermiques et mécaniques équivalentes dans les modèles 3D coque et en faisant évoluer le maillage dans le calcul mécanique 3D solide des bumps.

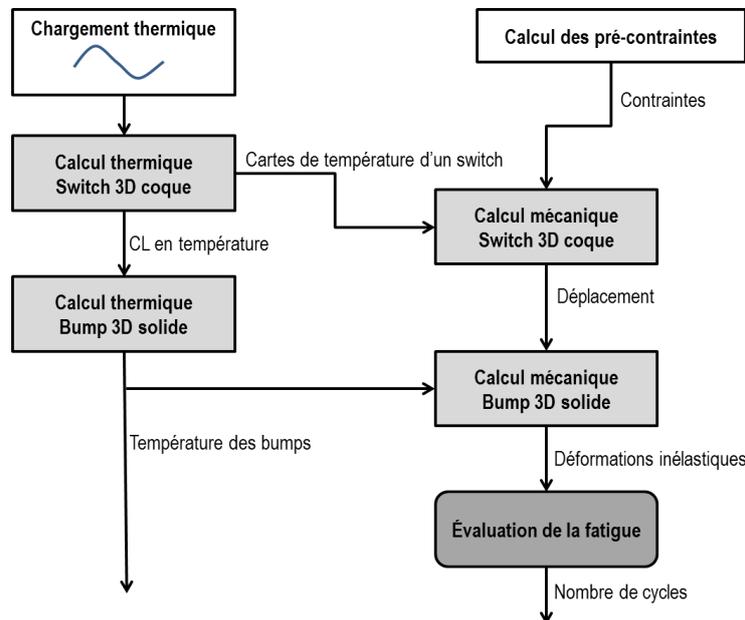


Figure 50 : Synoptique de calcul d'un modèle découplant les parties thermique et mécanique, et utilisant la technique de sub-modeling [Micol, 2007]

Cette technique est bien sûr intéressante pour limiter les temps de calcul mais présente quelques contraintes. En effet, même en exécutant l'ensemble des calculs sur un logiciel unique, il est généralement nécessaire de piloter la procédure avec des scripts externes pour l'automatiser. Des programmes sont aussi nécessaires pour permettre par exemple, de transformer certains résultats du modèle global en conditions aux limites du modèle local. Enfin, pour cette stratégie le calcul mécanique du modèle global, le modèle de comportement constitutif des matériaux est généralement au mieux élastoplastique. Seul le modèle de détail 3D solide, intègre le modèle élasto-viscoplastique pour les brasures. Si l'on veut tenir compte du comportement non linéaire induit par les connections, il faudra ajouter une boucle de calcul permettant à certains moments d'actualiser les caractéristiques du modèle global.

L'alternative à cette technique est alors de construire un modèle 3D complet du convertisseur, modèle présenté en suivant.

2.4.2.3 Quelques résultats d'un modèle 3D complet de convertisseur

Dans le cadre des travaux d'A. Zéanh nous avons travaillé sur la conception de modules de puissances pour un fonctionnement en environnement aéronautique. Il s'agissait d'une part de transposer et d'adapter au domaine aéronautique les solutions initialement développées pour le domaine ferroviaire (module PEARL avec connexions bump) et d'autre part de proposer si possible, une solution alternative. Deux structures différentes d'un même module ont été proposées et étudiées à l'aide de la modélisation éléments finis. Ces modèles ont permis la mise en œuvre d'analyses à partir de plans d'expériences numériques et de calculs fiabilistes.

À titre d'exemple nous présentons en suivant deux modèles élaborés à partir des structures présentées en coupe (Figure 51), définies dans le but d'évaluer des solutions technologiques. Ces modules permettent un refroidissement double face sur les semelles supérieure et inférieure. Les composants sont des puces IGBT de calibre 1200 V – 150 A (type ABB) et trois diodes de roues libres de 1200 V – 50 A en SiC (type CREE). Les brasures sont de type PbSnAg pour le brasage face arrière des puces et SnAg pour toutes les autres connexions. Les modèles de comportement sont de type Anand pour toutes les brasures.

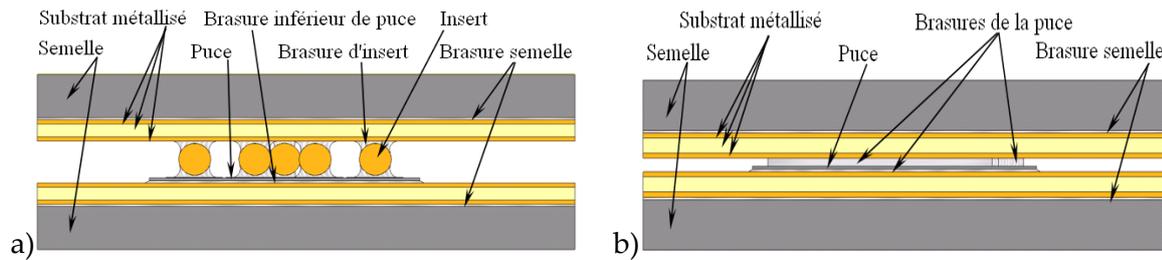


Figure 51 : Vue en coupe de deux structures d'assemblage (a) par brasage d'insert, (b) par brasage direct

Pour comparer les configurations, un plan d'expérience est construit pour lequel les facteurs étudiés sont nombreux (type de connexion, nature de la métallisation du substrat, de la céramique, de la semelle, etc.), et les réponses variées (impédance thermique de l'assemblage, densité d'énergie de déformation dissipée dans les diverses brasures, contraintes dans la céramique et dans la puce).

Pour l'étude exploratoire, la structure des assemblages a été définie telle que l'on puisse considérer 2 plans de symétrie afin de limiter la taille des modèles. Les dimensions caractéristiques des assemblages sont pour la plus grande 50 mm × 50 mm × 3 mm (semelle) et pour la plus faible 0,1 mm (épaisseur des brasures puce et semelle). Le maillage est réalisé à partir de briques et de tétraèdres linéaires et quadratiques (Figure 52). Les interfaces entre les couches sont supposées parfaites. L'étude de convergence a été faite sur la densité d'énergie de déformation en différents points des brasures. La taille d'élément nécessaire pour une précision satisfaisante est de 0,2 mm.

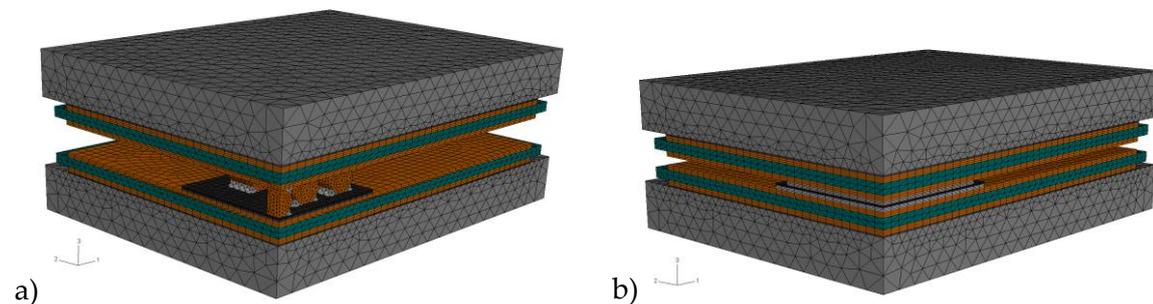


Figure 52 : Modèles géométriques maillés des assemblages avec connexions (a) par brasages d'inserts et (b) par brasage direct

Les simulations sont réalisées en couplage thermomécanique faible pour le cyclage passif (variation de la température entre -55°C et +125°C), et en couplage fort pour le cyclage actif (250 W dissipés dans la puce et coefficient de convection égal à 8000 W/m²K pour les faces refroidies).

La Figure 53 permet de comparer les profils de température dans les assemblages pour le cas du cyclage actif. Pour les deux structures proposées, la répartition des flux thermiques au travers de chacune des faces supérieure et inférieure des modules a été évaluée. Pour le cas du brasage direct on observe un bon équilibre thermique avec un rapport de flux de 47% vers la face supérieure et 53% vers la face inférieure. Par contre, dans le cas du brasage d'inserts les proportions sont 26% contre 74%. Un bon équilibre des flux conduit à une meilleure répartition des contraintes thermiques et thermo-mécaniques dans les assemblages, et dans les puces en particulier. Les températures maximales de fonctionnement des structures avec connexions par brasages directs sont en moyennes inférieures de 17,3°C à celles obtenues avec les structures avec connexions par brasages d'inserts. Par rapport à une structure de même composition, mais connectée avec des fils de bonding, on gagne 37°C sur cette température maximale de fonctionnement.

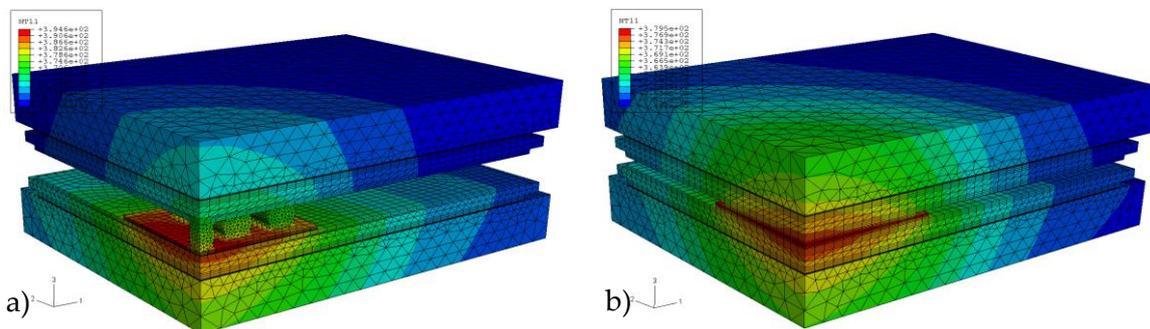


Figure 53 : Champ des températures (K) dans les assemblages avec connexions (a) par brasages d'inserts et (b) par brasage direct

Pour évaluer les contraintes dans les assemblages, une première étape nécessaire est la simulation du processus de fabrication qui est à l'origine de contraintes initiales dans les modules [Guédon-Gracia et al., 2004]. Suite à cette première étape on simule le profil de fonctionnement (cyclage actif ou passif). La Figure 54 présente les champs de densité d'énergie de déformation inélastique dans les zones les plus sollicitées : les brasures d'insert dans les assemblages avec connexions bump (Figure 54a) et la brasure de grille, dans les assemblages avec connexion par brasages directs (Figure 54b).

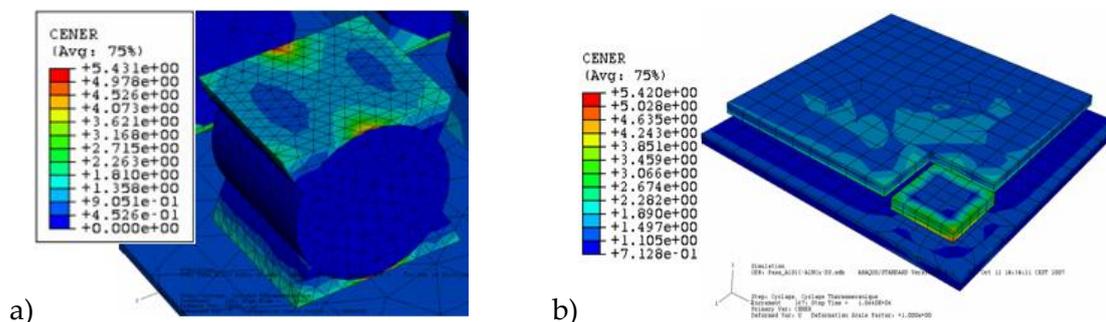


Figure 54 : Cartographie du champ de densité d'énergie de déformation inélastique dans la brasure de connexions après cyclage thermique (mJ/mm^3), (a) connexion par brasages d'inserts, (b) brasage direct

Pour évaluer la limite de fatigue des modules, l'analyse de l'évolution des boucles d'hystérésis dans les diagrammes contraintes/déformations au cours du cyclage doit être faite. Elle met en évidence une stabilisation cyclique des énergies en jeu, constat illustré par la Figure 55a pour une brasure d'insert et la Figure 55b pour une brasure collecteur.

Au final l'ensemble de ces études a permis de définir le compromis le plus satisfaisant pour la conception de modules à vocation aéronautique, de proposer une configuration et des règles pour sa conception.

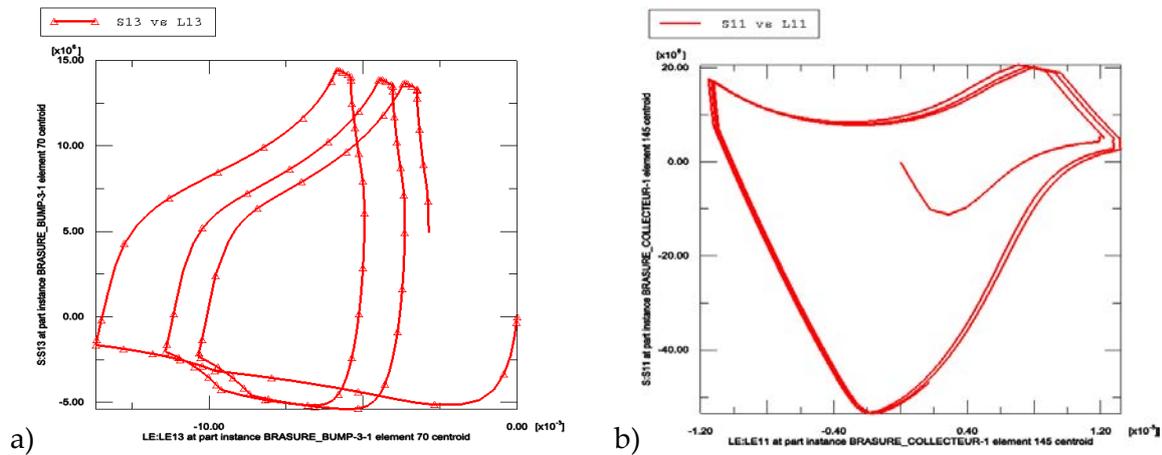


Figure 55 : Stabilisation des cycles contraintes/déformations dans les brasures, (a) insert (b) collecteur

2.4.3 COUPLAGE MÉCANO-FIABILISTE ET CONCEPTION DE MODULES DE PUISSANCE

L'analyse du comportement en fiabilité que nous avons mis en œuvre se rapporte à des méthodes développées en fiabilité structurelle. Ces méthodes ont été initiées depuis la fin des années 1970 pour évaluer la fiabilité des constructions civiles ou encore des structures offshore, soumises à des sollicitations environnementales aléatoires. En effet, les méthodes utilisées jusqu'alors en ingénierie de fiabilité (depuis la naissance de cette discipline dans les années 1950) étaient essentiellement basées sur des essais destructifs, que l'on ne pouvait envisager sur la plupart des structures du génie civil, compte tenu des temps nécessaires à leur réalisation, et surtout de leurs coûts. De nombreux auteurs ont alors développé des méthodes spécifiques, suffisamment précises pour estimer les probabilités de défaillance de ces structures, qui sont dans la plupart des cas très faibles [Madsen et al., 1986, Ditlevsen and Madsen, 1996, Rackwitz, 2001, Lemaire, 2005] .

2.4.3.1 Approche fiabiliste en mécanique

Les méthodes de fiabilité structurelle s'appuient sur l'identification des différents scénarios pouvant conduire à la ruine du système analysé (sur la base de l'expérience acquise sur des systèmes similaires, ou encore d'avis d'experts). Ces scénarios sont alors étudiés séparément pour déterminer leurs probabilités respectives de réalisation, ainsi que la hiérarchisation des actions d'amélioration correspondant à chacun d'eux. La fiabilité globale du système peut ainsi être quantifiée en tenant compte des interactions entre les différents scénarios identifiés, et en utilisant les méthodes de calcul de fiabilité système (arbres de défaillance, diagrammes blocs, etc.).

La probabilité de défaillance relative à chaque scénario, est évaluée en calculant la probabilité de réalisation du scénario considéré en tenant compte des incertitudes sur les variables et les paramètres environnementaux de conception qui le régissent.

En notant \mathbf{X} le vecteur aléatoire des variables et paramètres environnementaux de conception, et $f_{\mathbf{X}}(\mathbf{X})$ la fonction conjointe de densité de probabilité associée, le scénario investigué est associé à une fonction stochastique $G(\mathbf{X})$ (la fonction d'état limite) définie de telle sorte qu'elle partitionne le domaine des variables d'entrées en domaines de sûreté

(ensemble des \mathbf{X} tels que $G(\mathbf{X}) > 0$) et domaines de défaillance (ensemble des \mathbf{X} tels que $G(\mathbf{X}) \leq 0$). La frontière définie par l'ensemble des \mathbf{X} tels que $G(\mathbf{X}) = 0$ est appelée « surface d'état limite ».

Avec ces définitions, la probabilité de défaillance en relation avec le scénario considéré s'obtient par le calcul de l'intégrale :

$$P_f = \int_{G(\mathbf{X}) \leq 0} f_{\mathbf{X}}(\mathbf{X}) d\mathbf{X} \quad (2-8)$$

Dans la plupart des cas pratiques, le calcul analytique direct de cette intégrale n'est pas toujours possible, et des techniques de calculs approchés sont nécessaires. C'est précisément ces techniques qui différencient les méthodes de calcul de fiabilité structurelle. Ces méthodes peuvent cependant être réparties en deux catégories :

- la catégorie des méthodes d'approximation de la fonction d'état limite, comme par exemple les méthodes d'approximation du premier et second ordre (FORM et SORM respectivement First Order and Second Order Reliability Methods, (Figure 56)),
- la catégorie des méthodes de simulation de Monte Carlo Simulation.

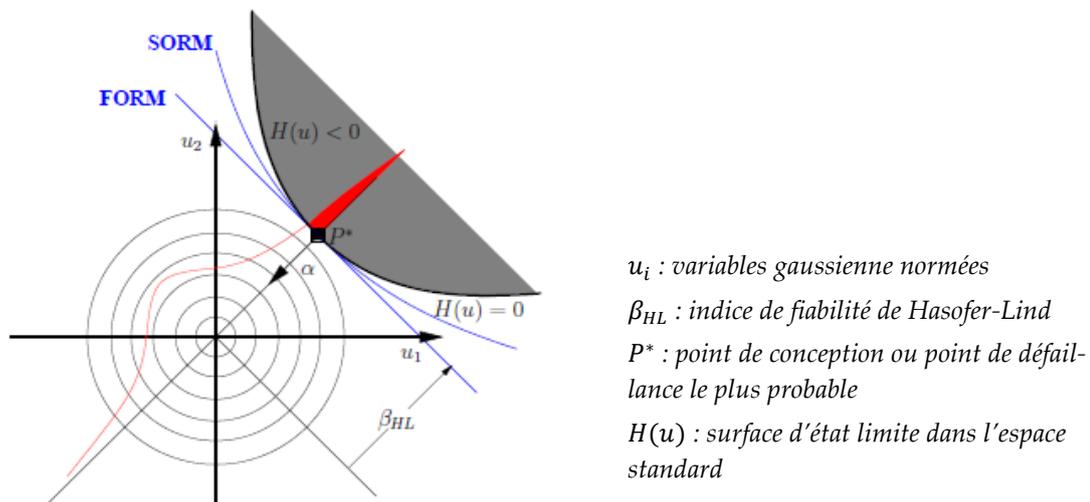


Figure 56 : Représentation de l'approximation FORM et SORM dans l'espace standard [Micol et al., 2009]

Pour des raisons de stabilité numérique, de précision et d'efficacité des algorithmes, ces calculs sont exécutés dans un espace standard, où les variables physiques sont transformées en variables décorréelées, normales, centrées et réduites, en utilisant des transformations iso-probabilistes [Hasofer and Lind, 1974]. Dans cet espace, la fiabilité est mesurée par l'indice de fiabilité de Hasofer-Lind noté β_{HL} (Figure 56), qui correspond au nombre d'écart-type entre le point médian et la surface d'état limite [Kharmanda et al., 2002]. En plus de permettre l'évaluation de la probabilité de défaillance en relation avec un scénario donné, la démarche de fiabilité structurelle fournit des informations intéressantes pour l'optimisation du système étudié. Parmi ces informations, nous avons les sensibilités et élasticités aux variables d'entrées, de la probabilité de défaillance P_f ou de l'indice de fiabilité β_{HL} :

$$\alpha_{P_{X_i}^j}(P_f) = \frac{P_{X_i}^j}{P_f} \frac{\partial P_f}{\partial P_{X_i}^j} \Bigg|_{X^*} \quad \text{et} \quad e_{P_{X_i}^j}(\beta) = \frac{P_{X_i}^j}{\beta_{HL}} \frac{\partial \beta_{HL}}{\partial P_{X_i}^j} \Bigg|_{X^*} \quad (2-9)$$

Où $P_{X_i}^j$ représente le $j^{ième}$ paramètre de la loi de distribution statistique de la variable X_i , et X^* le point de défaillance de plus probable, i.e. le point de la surface d'état limite ayant la plus forte probabilité d'être atteint.

2.4.3.2 Prise en compte de multiples scénarios de défaillance

L'application pratique des méthodes de fiabilité structurelles aux systèmes complexes reste généralement une tâche délicate, en raison de l'existence de plusieurs modes de défaillance, avec leurs possibles interactions. Il peut être abordé selon deux approches différentes : l'approche par fonction d'état limite multiples (MLS³²) et l'approche dite des coupes minimales (MCS³³).

Dans l'approche de MLS, les scénarios d'échec craints sont combinés dans la définition d'une fonction d'état limite unique, avant de lancer la procédure d'analyse de fiabilité. Cette approche apparaît simple en termes de mise en œuvre, mais implique des difficultés numériques et des inexactitudes avec des méthodes d'approximation traditionnelles (FORM, SORM), en raison des fortes non-linéarités et singularités de la fonction d'état limite résultant. Seules les méthodes d'échantillonnage sont adaptées à de tels problèmes, avec les inconvénients de nécessiter des temps de calcul excessif pour une évaluation précise de la probabilité de défaillance et l'analyse de sensibilité.

Dans l'approche de MCS, toutes les coupes minimales, c'est-à-dire les séquences de défaillance d'un composant amenant la défaillance du système global sont identifiées. La probabilité de chaque séquence est évaluée à partir de celle des composants impliqués, considérant leurs interactions et implications dans la performance du système. Alors, la probabilité de défaillance du système est donnée par la probabilité de la réunion de toutes les séquences.

Comparé à l'approche de MLS, cette dernière permet d'aller plus loin dans l'analyse de fiabilité de système, avec l'exploitation des résultats d'analyse de fiabilité des composants différents (la probabilité d'échec et des facteurs d'importance). Elle donne un meilleur aperçu des mécanismes de défaillance du système avec la mise en évidence d'interactions de composants.

Pour le cas particulier des modules de puissance, la seconde approche est apparue comme la plus appropriée. En effet, les modules sont soumis à plusieurs scénarios de défaillance avec la particularité que la défaillance pour l'un des scénarios entraîne la défaillance du module. Ainsi, les coupes minimales donnent l'ensemble des défaillances prépondérantes. En notant n_{ev} le nombre d'évènements conduisant à une défaillance (E_i), la probabilité de défaillance du module $P_f(module)$ est donnée par la probabilité de survenue de l'ensemble des évènements E_i :

$$P_f(module) = P\left(\bigcup_{i=1}^{n_{ev}} E_i\right) \quad (2-10)$$

2.4.3.3 Mise en œuvre du couplage mécano-fiabiliste

Le couplage mécano-fiabiliste consiste à associer au modèle d'analyse de fiabilité, un modèle thermomécanique représentatif de la structure étudiée comme illustré Figure 57.

³² Multiple Limit States

³³ Minimal Cut Sets

Dans le cas présent, le modèle thermomécanique est un modèle éléments finis construit à l'aide du code de calcul Abaqus®. À chaque boucle de calcul, le module de fiabilité définit les coordonnées \mathbf{X} du point d'étude, et évalue la fonction de performance $G(\mathbf{X})$. Il s'établit tout au long du calcul fiabiliste un échange permanent de données entre les deux modules, jusqu'à vérification du critère d'arrêt.

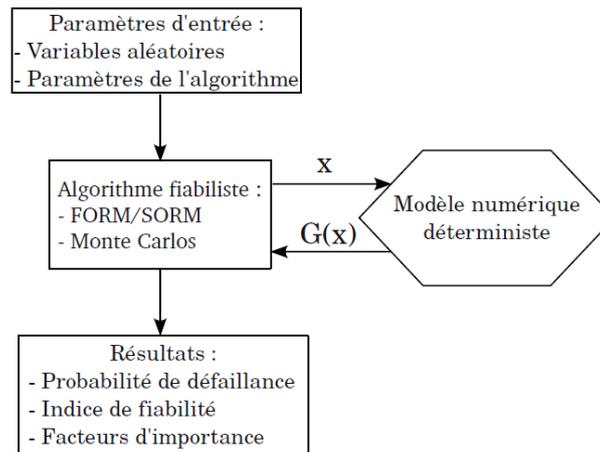


Figure 57 : Principe du couplage mécano-fiabiliste [Micol, 2007]

Le modèle éléments finis sert donc à calculer les réalisations de la fonction performance mais aussi à évaluer les gradients par différences finies. Cette approche conduit généralement à un nombre élevé d'appels au code de calcul éléments finis, et donc à des coûts numériques parfois rédhibitoires. De plus, le calcul éléments finis peut ne pas converger, ce qui conduit à l'impossibilité d'évaluer la fonction de performance. C'est le cas, par exemple, quand le tirage des variables conduit à une configuration physique aberrante, ou en raison de mauvais conditionnement du modèle numérique, surtout au voisinage du domaine de défaillance où des non-linéarités structurelles peuvent apparaître dans la réponse mécanique. Par ailleurs, suivant la taille du modèle éléments finis du problème mécanique et aussi de la complexité des lois de comportement employées, l'évaluation de la fonction de performance peut s'avérer dans certains cas extrêmement coûteuse en temps de calcul (plusieurs semaines pour simuler un module complet en cyclage accéléré par exemple). Pour contourner ces difficultés, de nombreuses techniques ont été mises au point.

Ces techniques consistent à substituer à la fonction de performance d'origine un modèle mathématique explicite dont le temps d'appel est négligeable. Une telle fonction est appelée méta-modèle et fait l'objet du point suivant.

2.4.3.4 Méta modèles

L'objectif des méta-modèles en général et des surfaces de réponse en particulier est de remplacer un modèle numérique nécessitant des temps de calcul importants, par une fonction numérique explicite rapide à évaluer. Cette fonction doit être représentative du modèle d'origine, au moins dans le domaine d'intérêt. En général, leur construction est faite à partir d'un nombre limité mais judicieusement choisi d'évaluations du modèle numérique de base, constituant le plan d'expérience numérique. Plusieurs types de plans d'expériences comme les plans dits déterministes (plans factoriels ou plans complets) ou les plans dits stochastiques (plans de Monte Carlo ou hypercubes latins sampling) peu-

vent être utilisés. Le choix du plan dépend principalement du méta-modèle visé et des informations disponibles concernant le système modélisé. Par exemple si le point de conception est connu, le plan d'expérience sera centré en ce point. Quoi qu'il en soit l'objectif reste le même, maximiser l'information obtenue par la réalisation du plan d'expérience tout en minimisant sa taille, c'est à dire le nombre d'appels au modèle de base.

Pour une étude fiabiliste, le méta-modèle est défini de préférence dans l'espace standard, pour éviter que la transformation iso-probabiliste ne transforme un plan d'expérience initialement optimal dans l'espace physique, en un plan non optimal dans l'espace standard. Parmi les surfaces de réponse classiques on retrouve les polynômes et les réseaux de neurones [Faravelli, 1989, Bucher and Bourgund, 1990, Hurtado and Alvarez, 2001], mais il existe aussi des surfaces de réponse à intervalle de confiance comme la méthode des Machines à Vecteurs Supports [Li et al., 2006], ou l'interpolation par krigeage [Kaymaz, 2005, Kleijnen, 2007].

Certaines méthodes itératives utilisent des critères d'optimalité pour enrichir et affiner le plan d'expérience en choisissant les points susceptibles de contenir le plus d'information sur la fonction de performance, comme les surfaces de réponse adaptatives [Devictor 96]. Dans le cadre de l'analyse de fiabilité des modules d'électronique de puissance et des Échangeurs Réacteurs Intensifiés (§2.5), la méthode AK-MCS (Active learning method combining Kriging and Monte Carlo Simulation) a été utilisée. Cette procédure associant l'interpolation par krigeage et la simulation de Monte Carlo permet d'enrichir le plan d'expérience du méta-modèle [Echard et al., 2010].

2.4.3.5 Une application aux modules d'électronique de puissance

Pour la modélisation du comportement à défaillance des modules, la solution retenue est celle présentée précédemment : modélisation par la méthode des éléments finis (Abaqus®), couplée à des modèles de durée de vie correspondant aux connexions à risque. L'application de calcul de fiabilité structurale utilisée est le logiciel OpenTURNS³⁴.

La stratégie globale d'investigation de la fiabilité des modules allie par conséquent simulations numériques et expérimentations. Elle est schématisée par le synoptique de la Figure 58.

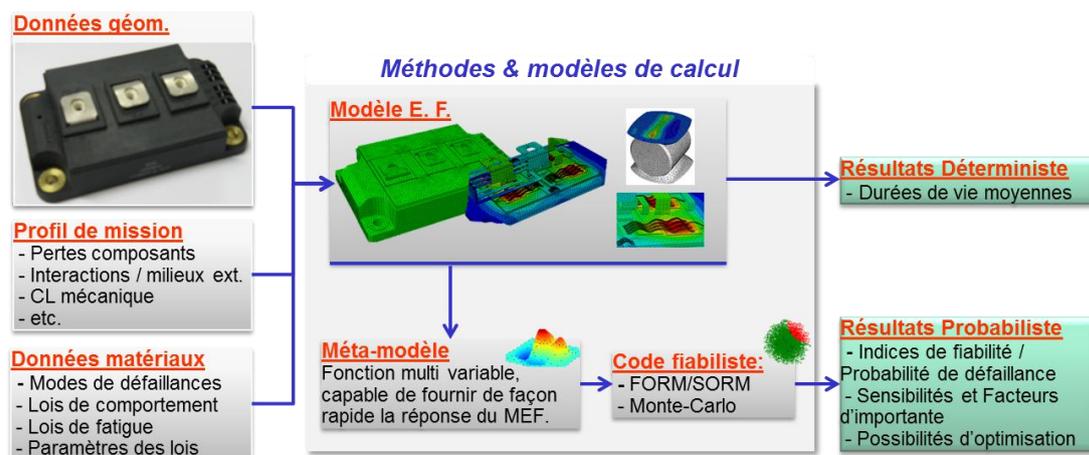


Figure 58 : Synoptique de la stratégie d'évaluation numérique des modules

³⁴ <http://www.openturns.org/>

Les modèles Éléments Finis s'appuient sur les données relatives aux différents modules, telles que la géométrie des différentes pièces assemblées, les matériaux employés avec leurs lois de comportement thermomécanique et leurs lois de fatigue thermomécanique, le chargement (pertes thermiques dans les composants), les conditions de fixations mécanique, les conditions de refroidissement, etc. Les lois de fatigue sont par ailleurs identifiées à partir de résultats expérimentaux (cyclages accélérés passifs ou actifs de modules).

D'un point de vue pratique, le calcul de fiabilité nécessite, par quelque méthode que ce soit, plusieurs centaines d'évaluation de réalisation de la fonction d'état-limite, donc d'appels aux codes de calcul éléments finis. Compte tenu des temps de calcul importants souvent nécessaires pour fournir la réponse des modules, les temps de calcul fiabilistes peuvent atteindre des valeurs inacceptables en phase de conception ou d'évaluation de module. Pour limiter le nombre d'appels au code éléments finis, on fait appel à des méta-modèles (représentations analytique d'exécution quasi-instantanée pour l'approximation de la réponse du système).

2.5. MODÉLISATION THERMOCHIMIQUE ET THERMOMÉCANIQUE DES ERI

Thèse associée : [T3]

Publications associées : [A8]

Participations à congrès [C13], [D3, D4]

Ces travaux entrent dans le cadre de la modélisation multi-physique des structures et des procédés. Il s'agit ici de développer des modèles d'une structure (Échangeur Réacteur Intensifié ou ERI), qui est le siège de réactions chimiques exothermiques que l'on cherche à contrôler via un circuit de refroidissement intégré. Compte tenu des contraintes dues à l'agressivité des fluides chimiques et aux températures mises en jeu, le choix d'un matériau céramique (carbure de silicium) pour la conception de l'échangeur a été fait. La complexité du comportement de l'ERI résulte du couplage des phénomènes chimiques, thermiques et mécaniques, dans lesquels les différents niveaux d'incertitudes jouent un rôle non négligeable vis-à-vis de la sécurité et de la sûreté de fonctionnement de l'équipement.

La démarche de développement des ERI est inscrite dans le cadre du programme INPAC (INtensification de Production d'Anti-Cancéreux), labellisé par le pôle de compétitivité CBS (Cancer-Bio-Santé) situé à Toulouse, dont l'Institut de Recherche Pierre Fabre est le pilote industriel et la société Boostec le partenaire chargé du développement des ERI. Les travaux menés au laboratoire l'ont été dans le cadre de la thèse Cifre de Benjamin Boniface dont S. Caperaa était le directeur de Thèse. Nos travaux de recherche étaient destinés à lever trois des principaux freins au développement des ERI au cours de l'élaboration du projet : la réalisation de composants de forme complexe, les difficultés liées à la connectique entre pièces céramiques et métalliques, et surtout, la prédiction de la durée de vie de ces assemblages hybrides dans un contexte d'évolution vers les hautes températures.

2.5.1 CONTEXTE & PROBLÉMATIQUE

Les échangeurs réacteurs intensifiés (ERI) sont des échangeurs de chaleur utilisés comme réacteurs chimiques afin d'intensifier les procédés de synthèse. Ils permettent de passer d'une production « batch » ou « semi-batch » à une production continue, tout en diminuant fortement le volume global des installations. L'intensification des échanges thermiques au sein du réacteur implique un meilleur contrôle de la température des réactions, et en particulier des réactions rapides et exothermiques. Par conséquent, les solutions sont plus concentrées, les réactions sont plus rapides, les volumes des installations et des produits mis en jeu sont limités au minimum, et le nombre d'opérations de traitement post réaction est diminué. Cela représente un gain important en termes de productivité, de sécurité et d'impact environnemental.

L'échangeur réacteur proposé est basé sur le principe des échangeurs de chaleur à plaques empilées montées serrées (Figure 59). Sa particularité se retrouve dans le matériau constitutif des plaques, le carbure de silicium (SiC), intéressant pour sa forte conductivité thermique (7 fois plus élevée que celle d'un acier inox) et sa neutralité chimique. Par contre, son comportement fragile représente un risque de rupture lors de la mise en contact et du serrage des plaques, ou lors de la mise en service du réacteur. À ce risque il faut aussi ajouter l'apparition éventuelle de fuites au niveau des contacts entre plaques, l'emballage thermique de la réaction, ou plus simplement un faible rendement du procédé.

L'objectif de ce travail était de proposer une démarche d'étude adaptée à ce type de structure et de procédé, et d'optimiser la conception de cet ERI en particulier. La première étape a consisté en la modélisation thermo-chimique de l'ERI, réalisée au moyen d'un code de calcul spécialement développé. Pour la seconde étape les modèles mécanique et thermo-mécanique sont réalisés et analysés afin d'optimiser la conception du réacteur de manière déterministe. Enfin, dans une troisième étape, une étude fiabiliste permet de propager l'incertitude sur les paramètres des modèles thermo-chimiques et mécaniques, afin de quantifier la probabilité de défaillance du système selon plusieurs modes, mais aussi d'identifier les actions à mener pour le fiabiliser.

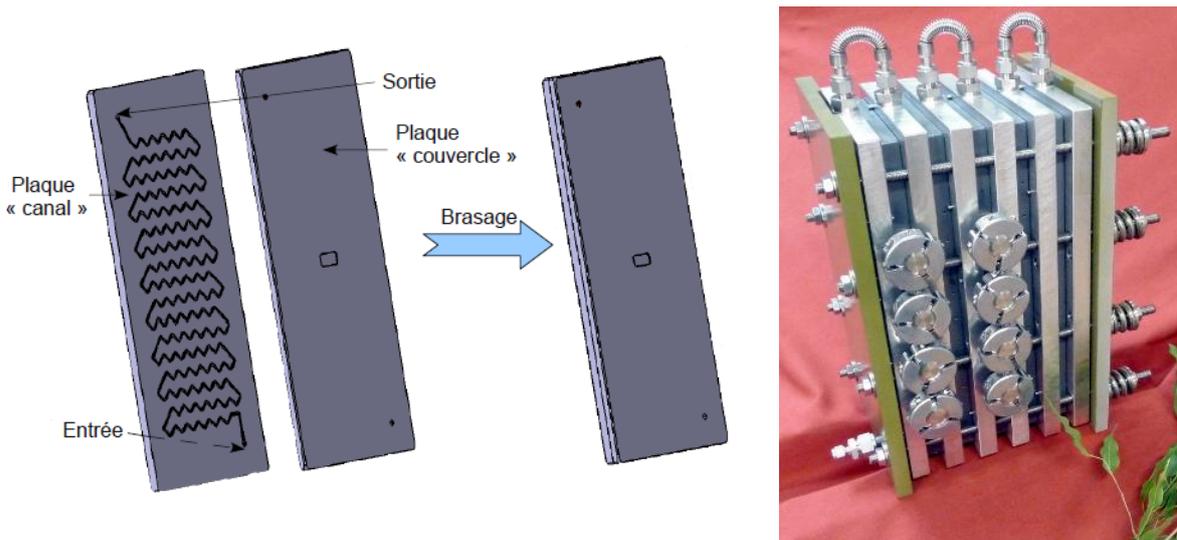


Figure 59 : Structure d'une plaque procédé de l'ERI et photo d'un ERI avec empilement de 5 plaques

2.5.2 POINT BIBLIOGRAPHIQUE SUR LE CALCUL DES ERI

On relève dans la bibliographie essentiellement trois types de modélisation des ERI. Deux méthodes développées au LGC³⁵ concernent le développement de codes de calcul particuliers. Pour le dernier type de modélisation, les méthodologies de travail s'appuient sur des codes de calculs thermofluidique ou multi physiques du commerce.

Dans leur travail, Averous et al. décrivent la mise en équation de l'échange thermique agissant dans un échangeur de chaleur composé de fines plaques en aluminium brasées [Averous et al., 1999]. Le transfert thermique est modélisé par un coefficient d'échange global, approche valide dans le cas où le transfert se fait directement d'un fluide à l'autre, perpendiculairement aux plaques. Cette considération permet de simplifier le système qui est résolu par un solveur algébrique nommé DISCO, dont le développement est orienté procédé [Sargousse et al., 1999].

Pour notre application cette hypothèse n'est pas valable car une partie des échanges se fait, en raison de son épaisseur, dans le plan de la plaque. De plus, le modèle considère une circulation rectiligne des fluides d'un bout à l'autre des plaques, ce qui là non plus, ne correspond pas à notre configuration géométrique du canal procédé (Figure 59). Enfin, ce

³⁵ Laboratoire de Génie Chimique, INP Toulouse

modèle ne prend pas en compte la génération interne de chaleur due à la réaction. Finalement, si le logiciel de calcul présenté par Sargousse et al. [Sargousse et al., 1999], distribué commercialement sous le nom de ProSecr, semble très intéressant pour modéliser et optimiser un échangeur de chaleur à plaque, il n'est pas adapté à notre problème.

De son côté, le travail exposé par Elgue & al., concerne la modélisation du comportement thermochimique d'une réaction d'oxydation dans un échangeur réacteur à plaque ou OPR³⁶, [Elgue et al., 2004]. Le principe du modèle, consiste à découper les plaques en plusieurs zones. Chaque zone de la plaque procédé est assimilée à un réacteur discontinu, qui est le siège d'une génération de chaleur due à la réaction et d'un échange de chaleur avec les zones avoisinantes. On affecte ainsi à chaque zone, un coefficient d'échange local incluant l'effet de la convection et de la conduction. Pour évaluer les différents coefficients de transfert, un essai en configuration d'échangeur thermique pur (fluide chaud/froid) est réalisé. Les mesures de températures des fluides en différents points permettent de calibrer les coefficients d'échanges locaux. Cette méthode permet de prendre en compte les échanges d'interaction, dans le cas d'un échange sans réaction. L'utilisation de ces coefficients lors d'une génération interne de chaleur demeure contestable. La résolution des équations différentielles est ici aussi faite au moyen du solveur DISCo.

La principale limitation de la méthode, outre l'approximation des transferts thermiques dans la structure, réside dans la nécessité de caractériser ces coefficients sur l'ERI avant de pouvoir le modéliser. Si cette méthode reste intéressante pour optimiser les conditions opératoires d'un procédé, elle perd son intérêt pour le cas de calculs de dimensionnement et d'optimisation d'un ERI en phase de conception.

La troisième voie relevée concerne l'utilisation des outils classiques de modélisation numérique comme les éléments finis ou les volumes finis. Par exemple, Scheinder et al. utilisent un code de calcul CFD (Computational Fluid Dynamics) pour modéliser le comportement thermochimique d'une réaction rapide se déroulant à l'intérieur d'un microréacteur [Schneider and Stoessel, 2005]. Ce modèle est ensuite utilisé pour identifier les paramètres de la cinétique de réaction. Une modélisation par éléments finis permet aux auteurs de connaître les limites thermomécaniques du microréacteur.

L'utilisation d'un code de calcul CFD ou d'un code de calcul multi-physique, associant modèle Eulérien pour le fluide et modèle Lagrangien pour la structure, semble être la méthode la plus adaptée pour modéliser au mieux à la fois le comportement thermique de la structure et le comportement thermochimique du fluide. Dans le cas de l'ERI, les dimensions du canal et de la plaque procédé sont telles que le maillage nécessaire à l'obtention d'une précision satisfaisante, engendrerait une taille de système trop importante [Anxionnaz, 2009].

Aucune solution numérique satisfaisante n'étant disponible pour conduire l'ensemble des calculs que nous envisagions, nous avons décidé de développer notre propre outil de calcul.

³⁶ Open Plate Reactor

2.5.3 STRATÉGIE DE MODÉLISATION

La modélisation de l'ERI a été scindée en deux parties, mises en œuvre à la suite l'une de l'autre. La première modélisation est thermo-chimique et permet de calculer le profil des températures au sein de l'échangeur. La seconde est thermomécanique et permet de déterminer l'état de contrainte du système pour le chargement thermique précédemment évalué et pour un chargement mécanique donné.

2.5.3.1 Modélisation thermo-chimique

L'objet de cette première modélisation est de calculer la répartition des températures au sein de l'ERI, températures devant servir de conditions aux limites du problème thermo-mécanique. Il est évident que le comportement thermique des plaques dépend de la réaction chimique et des conditions de mise en œuvre du procédé.

Le code de calcul spécifiquement développé, nommé ModER, permet de modéliser le comportement thermo-chimique du système. La méthode mise en œuvre consiste à intégrer de manière séparée le comportement thermo-chimique du fluide par différences finies le long du canal d'une part, et le comportement thermique de la plaque procédé par éléments finis d'autre part. On évalue la densité de flux thermique commune aux deux parties satisfaisant l'équilibre. Un processus itératif permet de converger vers la solution.

La première hypothèse importante concernait le fait que l'on puisse considérer que le fluide utilité (de refroidissement) possède une température constante sur toute la surface d'échange avec la plaque procédé. On peut donc considérer que les plaques procédés sont thermiquement indépendantes. En conséquence, il suffit de pouvoir modéliser une plaque pour modéliser l'ERI complet, par résolutions successives de l'équilibre thermique de chaque plaque constitutive. La Figure 60 présente l'élément de base modélisé. Il comprend une plaque procédé dans laquelle circule le fluide chimique, bordée de deux plaques utilité dans lesquelles circule le fluide de refroidissement.

Les deux types de transfert thermique qui ont lieu au sein de l'ERI sont représentés Figure 60. Le transfert direct qui est majoritaire, voit la chaleur passer du fluide procédé vers le fluide utilité. Il peut passer directement par conduction à travers la plaque en SiC ou de façon indirecte en transitant par les parties du canal qui sont proches des bords de la plaque procédé. Cette part indirecte est faible comparativement à la première en raison de la résistance thermique ajoutée par ce mode de conduction. Le second type de transfert figuré par les flèches en rouge correspond à l'interaction entre les canaux serpentant dans la plaque procédé. Ce flux n'est pas négligeable. L'approximation faite dans le cadre d'un échangeur classique, qui consiste à utiliser un coefficient d'échange global entre les fluides chaud et froid n'est pas admissible ici. En effet, la densité de flux ne dépend pas seulement des températures des deux fluides mais aussi de la température du fluide procédé dans le canal à proximité.

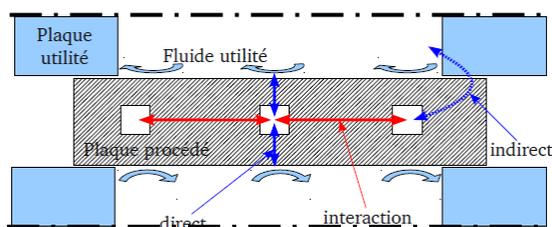


Figure 60 : Schématisation des différents transferts

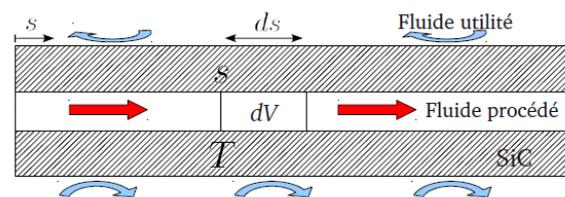


Figure 61 : Équilibre thermique du fluide procédé et

Du point de vue du fluide chimique, l'équilibre thermique met en jeu la cinétique de la réaction et la quantité de chaleur perdue dans l'échangeur. Si on se place sur un point d'abscisse curviligne s le long du canal (Figure 61), avec s variant dans le sens d'écoulement, l'exothermie dH de la réaction, ou enthalpie, s'exprime via la loi d'Arrhénius :

$$dH_{(s)} = \Delta H_r \cdot k_0 \cdot \exp\left(-\frac{Ea}{R \cdot T_{(s)}}\right) \prod_{i=1}^n C_{(s)i}^{\alpha_i} \cdot A \cdot ds \quad (2-11)$$

Avec,

- ΔH_r : l'enthalpie de réaction,
- k_0 : le facteur pré-exponentiel,
- Ea : l'énergie d'activation,
- R : la constante universelle des gaz parfaits
- $T_{(s)}$: la température du fluide au point d'abscisse s ,
- $C_{(s)i}^{\alpha_i}$: la concentration de l'élément i d'ordre partiel α_i au point d'abscisse s ,
- A : la section du canal

La quantité de chaleur produite par la réaction est transmise d'une part à la structure et d'autre part au fluide, provoquant une variation de température $dT_{(s)}$. Cette quantité de chaleur est exprimée par l'équation :

$$dH_{(s)} = D_m \cdot C_p \cdot dT_{(s)} + F_{T(s)} \cdot P_c \cdot ds \quad (2-12)$$

Avec,

- D_m : le débit massique,
- C_p : la capacité calorifique thermique du fluide,
- $F_{T(s)}$: la densité de flux échangée avec la structure au point d'abscisse s ,
- P_c : le périmètre du canal.

Pour résoudre le système posé (équations (2-11) et (2-12)), il est nécessaire de connaître la fonction $F_{T(s)}$, et donc d'avoir préalablement résolu le système thermique lié à la structure. Ce système dépend aussi de la température du fluide procédé. Il existe donc un couplage entre la thermique de la structure et la thermochimie du fluide procédé, couplage qui devra être pris en compte lors de la résolution du système.

L'intégration des équations du modèle thermochimique le long du canal est faite par différences finies, méthode adaptée à ce type de problème [Leveque, 2007]. Les inconnues en chaque point j sont la concentration de chaque élément chimique $C_{i,j}$ et la température du fluide T_j . L'algorithme de propagation se présente sous la forme suivante :

$$\begin{cases} r_i = k_0 \cdot \exp\left(-\frac{Ea}{R \cdot T_j}\right) \prod_{i=1}^n C_{ij}^{\alpha_i} \\ T_{j+1} = T_j + \frac{\Delta H_r \cdot A \cdot r_j - P_c \cdot F_{T,j+1/2}}{D_m \cdot C_p} \cdot \Delta s \\ C_{i,j+1} = C_{i,j} + \frac{\rho \cdot A \cdot \zeta_i \cdot r_j}{D_m} \end{cases} \quad (2-13)$$

Dans le cas où plusieurs réactions sont en concurrence, il est nécessaire de calculer la vitesse de chaque réaction, puis de sommer les enthalpies pour calculer la variation de température. De même pour le calcul de la concentration des différents éléments, la variation de concentration d'un élément est égale à la somme des variations dues à chaque réaction.

La modélisation d'un ou plusieurs points d'injection est aussi possible. Dans ce cas-là, il faut, à l'abscisse souhaitée $s_{injection}$, recalculer les concentrations et la température pour prendre en compte le mélange, mais aussi sommer les débits.

Cette méthode permet de calculer la température du fluide ainsi que la concentration de tous ses constituants le long du canal, mais aussi la vitesse des différentes réactions. La température est ensuite transmise au modèle éléments finis pour être utilisée comme condition limite dans le calcul de l'équilibre thermique de la structure.

La seconde étape de l'algorithme de ModER est le calcul de l'équilibre thermique de la plaque procédé parcourue par le fluide à la température précédemment calculée. Le problème ainsi posé est résolu au moyen d'un modèle éléments finis thermique linéaire, utilisant le logiciel de calcul Abaqus®.

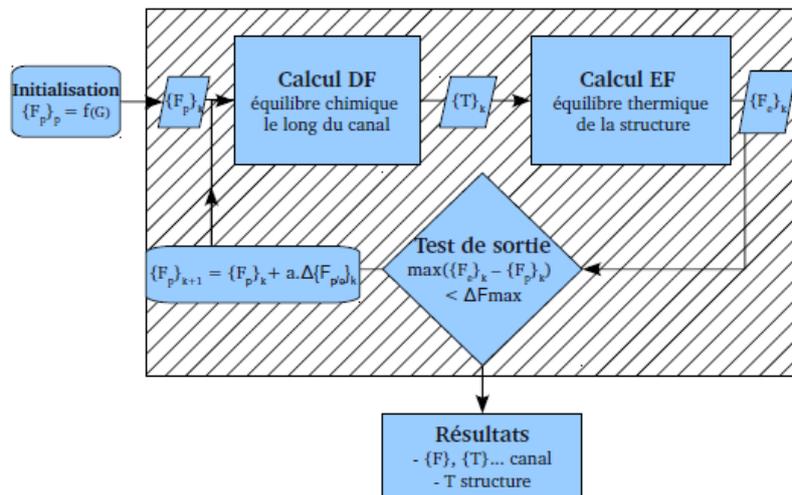


Figure 62 : Algorithme principal de ModER

Le déroulement du calcul schématisé par la Figure 62 est entièrement pris en charge par un programme développé en Python. À chaque itération on réalise un calcul thermochimique par différences finies, avec pour condition limite le vecteur des densités de flux proposées $\{F_p\}$ le long du canal, calculées à l'itération précédente. De cette intégration résultent les températures du fluide chimie $\{T\}$ le long du canal qui sont utilisées comme conditions limites au calcul thermique par élément finis sur la structure. Les densités de flux à l'équilibre le long du canal $\{F_e\}$ sont extraites des résultats et comparées à $\{F_p\}$. La variation entre $\{F_p\}$ et $\{F_e\}$ calculée point à point est ensuite comparée au critère de convergence $\{E\}$. Si ce dernier n'est pas atteint, le nouveau vecteur densité de flux $\{F_p\} = \{F_p\} + a \Delta\{F_p\}_{e-p}$ est calculé pour la nouvelle itération.

La mise en œuvre expérimentale de l'ERI en comportement échangeur pur a permis la validation du code.

2.5.3.2 Modélisation thermomécanique et analyse mécano-fiabiliste

Le modèle thermomécanique de l'échangeur réacteur a pour objectif de déterminer les zones et niveaux de contraintes et déplacements des plaques constitutives en général, et des plaques en carbure de silicium en particulier, pour déterminer les risques de rupture ou de fuites. Pour cela, deux états sont considérés : l'état « à vide » correspondant à l'ERI monté serré et soumis à aucune réaction ni pression de fluide, et l'état « en service » correspondant à l'échangeur lors de la production. Le modèle général comprend plusieurs origines de non-linéarités comme les contacts multiples entre plaques et les propriétés des joints. De plus, un post-traitement particulier est mis en œuvre pour calculer les probabilités de rupture des plaques en carbure de silicium suivant la théorie de Weibull. Ces modèles permettent de déterminer les efforts de serrage optimaux de chaque boulon nécessaires pour éviter les fuites de fluide tout en garantissant l'intégrité physique des plaques.

L'analyse fiabiliste de l'échangeur réacteur est réalisée sur trois modes de défaillance : la température maximale du fluide chimique dans le réacteur, le rendement de la réaction et les fuites de fluide. Le risque de rupture est qualifié de suffisamment faible par la modélisation mécanique précédente pour ne pas être pris en compte dans l'étude fiabiliste.

Trois méthodes fiabilistes différentes sont appliquées pour résoudre chacun des problèmes : une approximation par FORM, une simulation de Monte Carlo sur surface de réponse quadratique optimisée, et l'AK-MCS (Active learning combining Kriging and Monte Carlo Simulations). Cette dernière méthode a nécessité le développement d'un code spécifique réalisant une interpolation par krigeage et un enrichissement de plan d'expérience grâce à un critère de pertinence.

Finalement les probabilités de défaillance et indices de fiabilité sont calculés pour chaque fonction d'état limite. De plus, l'analyse des élasticités de l'indice de fiabilité par rapport aux paramètres des variables aléatoires permet de proposer une stratégie d'optimisation de la fiabilité du système.

2.6. SYNTHÈSE DES ACTIONS MENÉES

Au cours de cette seconde partie du document j'ai présenté l'activité concernant les applications sur la modélisation numérique non linéaire des structures et des procédés. Bien que les activités restent liées la modélisation, elles sont menées au travers de nombreux projets et thèmes qui peuvent être qualifiés de transversaux. Les quatre sujets exposés sont les suivants :

- tribologie et mécanique du contact (co-encadrement d'une thèse),
- modélisation de la coupe des métaux (co-encadrement de deux thèses),
- étude du comportement des Ballons Pressurisés Stratosphériques (co-encadrement de 2 thèses et plusieurs masters de recherche),
- modélisation thermomécanique des assemblages d'électronique de puissance et des échangeurs réacteurs (co-encadrement de 4 thèses dont une en cours).

La plupart des modélisations développées sont de type thermomécanique avec des couplages forts (modélisation de la coupe, cyclage actif pour les assemblages d'électronique de puissance) ou faibles (cyclage passif pour les assemblages d'électronique de puissance, comportement des rotules en environnement aéronautique, modélisation des ERI). Tous les cas qui nous ont préoccupés concernaient des modèles non linéaires. Les trois sources classiques de non linéarité ont été rencontrées : non linéarité d'origine matérielle avec la plasticité, la viscoplasticité ou l'endommagement (modélisation de la coupe, des BPS, du packaging d'électronique de puissance) ; non linéarité de type contact ou évolution de conditions aux limites (modélisation de la coupe et modélisation des rotules et des ERI) ; non linéarité de type grand déplacements et rotations (modélisation de la coupe, modélisation des BPS). On observe qu'un problème comme celui de la coupe renferme à peu près toutes les difficultés de modélisation qu'il est possible de rencontrer. En plus des difficultés propres aux problèmes évoqués, leurs résolutions induisent nombre de difficultés dans la mise en œuvre des modèles et la gestion des calculs (problème de convergence, optimisation du maillage, temps de calcul prohibitifs).

Toutes ces études ont été abordées avec une méthodologie globale s'attachant à toujours mener de front les études expérimentales de caractérisation et d'identification des données modèles. Plusieurs classes de modèles de comportement ont été étudiées et pour le cas de la modélisation des rotules nous avons mis en évidence le rôle des conditions aux limites des modèles sur les résultats de pression de contact évaluées. Plusieurs types de modélisation ont été élaborées avec pour certaines la nécessité de mettre en place des boucles de calcul faisant appel à des calculateurs externes.

Sur la modélisation des contacts conforme

Ces travaux concernaient l'élaboration d'une méthodologie d'aide au dimensionnement de rotules utilisées sur des structures aéronautiques. Le travail a consisté d'une part à des expérimentations tribologiques pour mettre en place une base de données spécifique aux problèmes rencontrés et d'autre part à élaborer des modèles de calcul de pression de contact.

Sur l'aspect méthode de calcul, deux types de modèles ont été développés. Le modèle semi-analytique est rapide mais limité quant à la modélisation des effets de structure sur la rotule. La modélisation éléments finis permet quant à elle de pallier à cet inconvénient. Une attention particulière a été portée à la mise en place de travaux pour valider précisé-

ment les conditions aux limites des modèles. Les expérimentations de photoélasticimétrie 3D et de corrélation volumique par découpage optique ont été menées en collaboration avec le LMS de Poitiers. Outre la méthodologie élaborée, les résultats ont permis d'optimiser une configuration de rotule et de proposer par exemple des changements de forme des surfaces pour limiter les trop fortes localisations de pression de contact.

Sur la modélisation de la coupe des métaux

La modélisation en régime transitoire de la coupe des métaux a nécessité la mise en place de modélisation dynamique explicite avec une description ALE du mouvement. Cette description est adaptée à la gestion mixte des conditions aux limites du modèle, à la gestion des surfaces libres (pour la formation du copeau), des surfaces de contact (gestion du contact entre la face de coupe de l'outil et le copeau) et des fortes distorsions du maillage. Le caractère transitoire du modèle a nécessité la gestion de la séparation de la matière en avant de l'arête de coupe. Les solutions mises en œuvre ont consisté à utiliser un critère d'endommagement local (critère de Johnson-Cook) associé à une technique d'érosion de maillage. Ce travail s'appuie sur l'étude de modèles de comportements viscoplastiques et d'endommagements adaptés aux grandes transformations thermomécaniques rapides. Une étude particulière a consisté à la caractérisation et l'identification du modèle d'endommagement local. Enfin la faisabilité des modèles de simulation d'une opération de fraisage a été démontrée.

Sur le comportement des Ballons Pressurisés Stratosphériques

Ces travaux se sont déroulés à différentes échelles (du « macro » vers le « micro ») auxquelles nous nous sommes successivement placés au cours de ces études.

Au niveau macroscopique, c'est-à-dire à l'échelle de la structure, nous avons étudié le comportement mécanique en fluage des BPS. Cette étude basée sur la modélisation n'a été possible que par les travaux visant à caractériser et modéliser le comportement viscoélastique des films polymères constitutifs des ballons. Deux modèles de comportement viscoélastique non linéaire ont été étudiés, puis identifiés à partir d'expérimentation sur des éprouvettes de laboratoire. Le modèle a ensuite été validé à partir de mesures sur un dispositif expérimental particulier (Nirvana/ONERA), qui permet de placer des portions de ballons dans les conditions environnementales proches de celles rencontrées dans la stratosphère, tout en maîtrisant les conditions aux limites de l'essai.

Une étude numérique à l'échelle de l'assemblage a ensuite permis d'étudier et d'optimiser la liaison par collage entre deux portions consécutives de film (fuseaux). Pour résoudre le problème du changement d'échelle dans la modélisation de l'épaisseur du film, une méthode de sub-modelling a été mise en œuvre. Des essais de nano indentation ont permis la mesure locale des propriétés des constituants de l'assemblage après élaboration (dans les zones thermocollées).

Enfin des investigations ont été menées à l'échelle « micro », pour caractériser et identifier les mécanismes d'endommagement des films polymères constitutifs des BPS. Plusieurs expérimentations ont été engagées pour évaluer la perte de propriété des films en présence de deux types de défauts particuliers et suite à une sollicitation de fluage.

Sur la modélisation des assemblages d'électronique de puissance

Les développements suivis au cours des différents travaux encadrés concernaient l'intégration de puissance. Dans ses travaux, A. Micol cherchait à développer un outil de calcul permettant la mise en œuvre de méthodes mécano fiabilistes adaptées à l'étude des convertisseurs de puissance pour le domaine ferroviaire. Dans ce but, nous avons élaboré un modèle d'un assemblage « bumpé » permettant un refroidissement double face de l'interrupteur ainsi défini. Ensuite avec A. Zéanh, nous avons étudié une adaptation de l'assemblage précédent aux contraintes aéronautiques. Un second type d'assemblage double face obtenu par brasage direct des composants a été proposé. Enfin, avec Sabeur Msolli, nous avons travaillé à l'élaboration d'un assemblage hautes températures constitué de composants diamant.

Outre le travail sur les comportements viscoplastiques déjà évoqué, ces études nous ont permis d'élaborer plusieurs modèles numériques de modules de puissance. Très vite confronté au problème « multi-échelle » nous avons élaboré une stratégie de type sub-modelling, associant des modèles globaux 3D utilisant des éléments de structure et des modèles locaux 3D solide pilotés à partir de conditions aux limites extraites des modèles globaux. La même démarche est utilisée pour le problème thermique et mécanique. Pour pallier certaines insuffisances de la stratégie précédente, nous sommes ensuite revenus à des modèles 3D solides, complet de la structure. L'inconvénient majeur de ces modèles est leur taille et les temps de calcul associés. Pour pouvoir mener les études de fiabilité et d'optimisation nous avons utilisé la plateforme de calcul régionale GRID'MIP mise à notre disposition par le Centre Inter-universitaire de Calcul de Toulouse (CICT).

Enfin, dans le cadre de cette activité, nous avons poursuivi les investigations d'A. Micol sur le couplage mécano-fiabiliste appliqué à l'étude de modules d'électronique de puissance. La méthode a été mise en œuvre sur plusieurs versions de modules. Au cours de son post-doc, A. Zéanh a appliqué la méthode à deux modules du commerce et mis en place une stratégie d'aide à la spécification du cahier des charges de modules en regard d'applications définies.

Sur la modélisation des Échangeurs Réacteurs Intensifiés

Il s'agit d'un problème de modélisation multi-physique (thermochimique et thermomécanique) et multi-échelle. Du point de vue de la modélisation la contribution des travaux réside dans la prise en compte du couplage des modèles chimiques, thermiques et mécaniques, d'une part, et dans la prise en compte des incertitudes dans le système, d'autre part. Une nouvelle procédure, couplant une discrétisation et une intégration par différences finies des équations de la cinétique chimique et une modélisation par éléments finis de la structure a été développée (programme ModER, langage Python). Par rapport aux modèles thermochimiques existant, notre procédure permet de prendre en compte les interactions thermiques entre canaux.

Les résultats conduisent à des informations intéressantes aussi bien le génie chimique (rendement de la réaction, évolution des constituants) que le génie mécanique (champ de température conduisant à l'évaluation des contraintes au sein de la structure). L'aspect fiabiliste de la conception a été abordé par l'intégration du modèle à une boucle particulière permettant la mise en œuvre d'un code fiabiliste.

3. PROJET SCIENTIFIQUE

Les axes de recherche développés tout au long de mon parcours sont en cohérence avec le thème Mécanique des Matériaux et des Structures que j'anime depuis 2006. Ce thème de l'équipe M2SP s'articule autour du triptyque expérimentation, modélisation et simulation. Les axes de travail définis dans l'actuel contrat quadriennal sont :

- la caractérisation expérimentale de matériaux et de données modèles,
- la modélisation du comportement des matériaux constitutifs des structures,
- l'analyse du comportement de systèmes mécaniques au moyen de simulation numérique.

Tout au long de ma carrière d'enseignant chercheur, mon activité de recherche s'est développée suivant deux directions principales : la mécanique des matériaux et la mécanique des structures, avec la particularité dans les deux cas d'étudier des systèmes non linéaires. À partir de ces directions générales j'ai orienté mes travaux vers les trois axes suivants :

- la modélisation du comportement non linéaire des matériaux visqueux (fluage viscoplastique d'alliages de brasure, viscoélasticité non linéaire de films polymères),
- la caractérisation et l'identification des lois de comportement des matériaux et le recalage éléments finis adapté aux expérimentations à partir de mesures de champs cinématiques,
- la simulation numérique des structures et des procédés dans laquelle on trouve de façon plus ou moins récurrente les aspects thermomécanique, thermo-chimique, mécanique du contact et des non linéarités matériau.

Un point qu'il me semble important d'évoquer ici concerne les collaborations nombreuses avec l'équipe de recherche matériau (IMF), et notamment avec Joël Alexis. C'est au cours de mes travaux de thèse que j'ai été sensibilisé à l'intérêt de coupler les points de vue de la mécanique et des matériaux pour répondre aux problèmes scientifiques qui nous intéressent. Par exemple, la tribologie est une science où beaucoup d'informations nécessaires à la compréhension des mécanismes mis en jeu, ne sont pas accessibles à la mesure. L'utilisation de la modélisation est quasiment le seul recours pour évaluer les conditions locales de contact (température, pression). Inversement, ces seules informations ne sont pas suffisantes pour construire une interprétation crédible des phénomènes de frottement et d'usure. Les analyses microstructurales et physico-chimiques sont elles aussi essentielles.

Ainsi, j'ai essayé de conserver cette double sensibilité tout au long de mes travaux. Dans le cadre de plusieurs projets, j'ai travaillé en association avec des enseignants chercheurs de l'équipe IMF. Un cas typique concerne l'étude des assemblages, incluant la caractérisation des interfaces et des joints brasés. La caractérisation du joint brasé d'un point de vue « matériau » va jusqu'à la caractérisation des interfaces voir des interphases pour localiser les points faibles amenant la rupture de l'assemblage. On s'aperçoit alors, de la présence d'hétérogénéité des contraintes, et de gradient de propriété dans le joint. L'évaluation locale des contraintes réelles dans le joint passe par sa modélisation. La configuration du modèle découle quant à elle des observations métallurgiques. Il est ainsi clair que nos activités sont fortement complémentaires et ne peuvent que s'enrichir des collaborations

que nous pouvons mettre en place. Pour renforcer ce propos je citerai le dernier rapport d'évaluation du laboratoire par l'AERES, dans lequel il est dit à propos de l'équipe M2SP : « *On ne peut qu'encourager cette équipe à se rapprocher de l'équipe IMF, notamment sur le thème 1³⁷ où la complémentarité des deux équipes est évidente* ».

Au-delà des relations habituelles de voisin de bureau, nous avons avec Joël Alexis, établi plusieurs collaborations assises sur le co-encadrement de plusieurs thèses. Une thèse a été soutenue [T10], tandis que deux autres sont en cours [T12, T13]. Au travers de ces collaborations nous avons pu envisager d'approfondir plusieurs sujets sur l'identification de lois de comportement à partir d'essais d'indentation instrumentée ou l'exploitation numérique d'essais de micro-caractérisation sous microscopie électronique à balayage.

Compte tenu du contexte dans lequel évoluent le laboratoire et l'école à laquelle nous sommes rattachés, mes activités de recherche s'appuient pour leur financement sur différents projets dont une grande partie correspond à une demande industrielle. Ces projets sont l'expression de besoins et d'enjeux industriels importants. Ils expriment généralement une demande ponctuelle dont tout ou partie entre en résonance avec les compétences du laboratoire et nos thèmes de recherche. Sur la durée, il arrive que ce qui était au départ le prétexte à un travail de recherche particulier, devienne une activité à part entière. C'est par exemple le cas des travaux sur l'intégration du packaging d'électronique de puissance, qui sans être directement affichés par l'équipe font partis du projet transversal Primes. L'affichage clair de cette activité comme un thème transversal inter-équipes me semble intéressant.

Ainsi, la définition des thèmes de recherche que je souhaite poursuivre et développer dans les années à venir, reste sur les champs scientifiques déjà abordés. Le thème et le cadre d'action est en revanche plus clairement affiché. Ces thèmes, au nombre de trois, sont listés ci-dessous :

- I. Modélisation de l'endommagement des assemblages
- II. Identification et recalage de modèles
- III. Simulation thermomécanique & packaging d'électronique de puissance

Dans la suite je développe chacun de ces thèmes en précisant les principales actions envisagées.

Thème I : *Modélisation de l'endommagement des assemblages*

Ce thème se veut général sur la caractérisation des assemblages, qu'ils soient brasés, collés soudés ou même frettés. Il est pour une part dans la continuité des travaux engagés dans le domaine de l'électronique de puissance, et pour l'autre part en correspondance avec des travaux engagés par l'équipe IMF sur l'étude des assemblages collés ou soudés. Il peut de plus, s'intégrer et bénéficier des investissements du projet PREMPI (CPER 2007-2013), pour lequel l'acquisition d'un centre de soudage laser est en cours. Les travaux attendus portent tant sur la modélisation des constituants, que des assemblages. Dans l'immédiat, les actions envisagées sont :

³⁷ Mécanique des Matériaux et des Structures

- Sur l'endommagement des brasures pour l'électronique de puissance, beaucoup de travaux restent à poursuivre avant de pouvoir mettre en place une solution alternative au dimensionnement, à partir des classiques modèles de fatigue. Dans le cadre de la thèse de Sabeur Msolli un modèle viscoplastique couplé à un modèle d'endommagement ductile a été développé et validé par rapport à la littérature. Des prolongements à cette étude seraient :
 - Mise en place de la validation du modèle sur des essais standards, puis sur des assemblages de composant soumis à des sollicitations de cyclage thermomécanique.
 - Comparaison des résultats du modèle d'endommagement à ceux issus des différents modèles de fatigue. Borner les cas d'emplois de chacune des méthodes.
 - Optimisation de la routine UMAT, dont les temps de calcul sont relativement longs, même pour des modèles simples. Un travail dans ce sens est à faire pour le cas d'application sur des modèles de grandes tailles.
- Il y a un an de ça, j'ai démarré une collaboration avec Hélène Weleman, Maître de conférences au LGP-M2SP, portant sur la modélisation de l'endommagement par microfissuration. Les modèles qu'elle développe depuis plusieurs années ont pour caractéristiques, la prise en compte de la refermeture de fissures (effet unilatéral), et de divers mécanismes dissipatifs. Le travail, mené au travers du co-encadrement du master de recherche de Florent Barelli, a porté sur l'intégration du modèle d'endommagement au code de calcul Abaqus®. Cette étape est essentielle à l'utilisation du modèle dans le cadre de calculs de structures. Le travail a été défriché, mais il reste encore beaucoup de chemin à parcourir jusqu'à la validation finale du module.

Actuellement, nous comptons poursuivre cette activité en travaillant sur une adaptation du modèle au cas des matériaux fragiles (céramiques). La poursuite du travail est prévue dans le cadre du projet ANR METASiC, portant sur la caractérisation et la modélisation du comportement de liaisons céramique (SiC) / métal, fretées ou brasées, sollicitées en environnement spatial. Ce projet récemment déposé, associe la société Boostec, le CEA/liten et le LGP-ENIT (équipes IMF et M2SP).

Dans ce programme, la caractérisation métallurgique et mécanique des liaisons serait conduite en association par l'équipe IMF et M2SP, tandis que la partie calcul et dimensionnement des liaisons en cyclage serait assurée par l'équipe M2SP.

La partie mécanique du projet, comporte un volet sur la modélisation du comportement viscoplastique d'alliages de brasure et un volet sur la modélisation de l'endommagement des matériaux fragiles. Les assemblages dont il est question sont soumis à des chargements thermomécaniques et mécaniques externes, et leurs calculs demanderont bien sûr d'adopter une loi de comportement permettant de décrire l'évolution de l'alliage de brasure choisi, sur la plage de température définie (-100°C, +300°C). Le second point concerne donc la modélisation de l'endommagement des céramiques qui ne manquera pas de survenir dans les assemblages conçus. Le modèle d'endommagement développé par H. Weleman

doit être intégré à un code de calcul de structures par éléments finis, de façon à étendre son utilisation au cas de sollicitations thermomécaniques.

Thème II : Identification et recalage de modèles

Une part non négligeable des recherches menées au sein de l'équipe M2SP s'appuie sur des travaux concernant les mesures de champ. Un des principaux résultats se rapporte à la caractérisation des systèmes de corrélation et de stéréo-corrélation d'images menée dans le cadre du GDR 2519. Cette activité stratégique en mécanique expérimentale se poursuit suite à la reconduction du groupe de recherche. Le laboratoire au travers des acteurs du thème MMS, participe activement aux trois groupes de travail du GDR (Métrologie, Calorimétrie Quantitative en Mécanique des Matériaux, Tomographie et mesures 3D). L'ensemble de ces travaux vise à maîtriser des techniques de mesures de champs cinématiques (surfaciques ou volumiques) et thermiques. L'utilisation pleine et entière des données issues des mesures de champs, implique la mise en œuvre de méthodes d'identification paramétrique ou de recalage de modèles. Les méthodes de mesures de champs, associées aux techniques d'identification apparaissent ainsi comme des outils privilégiés, voire indispensables, à l'analyse mécanique que le thème « Identification et recalage de modèles » se propose de traiter au travers de plusieurs actions.

- Le premier chantier à mettre en place pour ce thème, concerne l'optimisation des procédures élaborées depuis quelques années. L'ensemble des développements ont été effectués en langage *Python* dans un souci de faciliter la programmation, l'interfaçage et le dialogue avec les codes de calcul. En effet, *Python* est souvent le langage de commande de ces derniers. Les développements et les différentes versions réalisés au coup par coup rendent difficile à un utilisateur non initié la mise en application des logiciels. Ce travail, bien qu'éloigné des travaux habituels de recherche me semble nécessaire à la pérennisation de cette activité au sein de notre laboratoire.
- L'identification à partir de mesures de champs est une activité menée en collaboration avec plusieurs enseignants chercheurs de l'équipe M2SP (M. Fazzini, H. Weleman, S. Mistou). Les travaux sont bien entendu associés à ceux portant sur les mesures de champs cinématiques sans contact dont les acteurs principaux au laboratoire sont M. Fazzini et S. Mistou. Au cours de ces dernières années, nous avons mis en place plusieurs méthodes pour effectuer une identification par recalage éléments finis sur des champs cinématiques expérimentaux. Néanmoins, plusieurs problèmes restent à résoudre, dont l'un des plus importants concerne la prise en compte de champs cinématiques expérimentaux complets. En effet, dans le cadre de l'identification de lois de comportement élastoplastiques nous avons travaillé à partir d'un nombre restreint de données expérimentales pour des raisons d'algorithmique. Pour aller au-delà, la procédure a été revue et évaluée cette fois-ci avec succès, sur des champs expérimentaux simulés. Même s'il semble proche, le passage à l'exploitation de cartes de données expérimentales complètes, pose encore problème et doit bénéficier d'une action dédiée. Des travaux faisant

appel au traitement d'image, à l'analyse et la réduction des bruits, feront l'objet de ce travail.

Dans la même veine, nous souhaiterions pouvoir mettre en œuvre la procédure d'identification sur des images acquises sous microscopie électronique à balayage, dans le but d'analyser des mesures de micro caractérisation. Ici aussi des problèmes de traitement d'images sont à résoudre.

- Concernant l'identification multi-zones, des propriétés élastiques anisotropes de structures composites planes, plusieurs actions à court terme, doivent être mises en place pour étendre les capacités de la méthode.
 - La méthode de choix du seuil sur la carte d'erreur, doit être repensée et évaluée. En effet, il est possible que la méthode à appliquer, soit différente suivant le type de défaut de structure à détecter. Plusieurs géométries et configurations de défaut devront être évaluées.
 - Dans la version actuelle de l'algorithme, l'ensemble des points acquis par l'expérience participent avec un poids égal à la fonction coût. Il serait nécessaire de pouvoir dissocier les points appartenant ou non à chacune des zones, pour bénéficier de plus de souplesse dans l'ajustement de la procédure d'identification.
 - Il est bien entendu que le recalage sur quelques zones isolées au sein d'une structure représente un premier pas vers un objectif plus ambitieux qui consisterait à identifier des gradients de propriétés au sein d'une structure.

- Les méthodes d'identification paramétrique permettent via des essais particuliers de caractériser des matériaux à de très petites échelles. Au cours de plusieurs projets (étude d'assemblage de films polymères, caractérisation de brasures ou de métallisations, etc.), nous avons vu la nécessité et l'intérêt de pouvoir caractériser des matériaux en couches minces ou sur de très faibles volumes. L'indentation instrumentée, apparaît comme un essai approprié et facile à mettre en œuvre, à différentes échelles (macro, micro, nano). Néanmoins, si des modèles analytiques existent pour identifier un module élastique, ou une limite d'écoulement, dès que l'on s'intéresse aux propriétés élastoplastiques ou viscoplastiques il est nécessaire d'opérer par des méthodologies de recalage éléments finis.

Les travaux associés à la thèse de Thibaut Fourcade (thèse en cours d'achèvement) ont permis la mise en place avec succès, d'une procédure utilisant comme données expérimentales, la courbe force/déplacement de l'essai et la hauteur de bourrelet. L'évaluation de cette hauteur pose cependant problème. En effet, s'il existe un modèle de passage du 3D (forme pyramidale) au 2D axisymétrique (forme conique) pour l'aire et l'effort d'indentation, il n'en est rien concernant la prise en compte du bourrelet.

- Pour la poursuite de ces travaux, la première action à mettre en place est l'analyse de la morphologie 3D du bourrelet formé après indentation (mesure AFM³⁸ ou rugosimètre 3D) et d'évaluer les quantités transposables (hauteur

³⁸ Atomic Force Microscopy

moyenne, volume de matière déplacée, ratio h/s , etc.), puis le modèle à retenir pour le passage de l’empreinte réelle vers son modèle 2D.

- Un travail complémentaire qui aiderait à valider la procédure serait de se placer dans le cas particulier de l’indentation sphérique pour lequel l’ensemble du problème est axisymétrique. On résout par là-même le problème du passage de la géométrie 3D du système à son modèle 2D.
- Dans le cadre du projet PREMPI, l’acquisition de caméras rapides autorisant l’analyse en stéréo-corrélation d’essais en situation de dynamique rapide ou d’impact permet d’entrevoir de nouveaux champs d’applications de ces méthodes et de s’ouvrir plus avant vers les activités du thème MOPF. Il est envisageable par exemple de reprendre l’activité identification de lois de comportement en dynamique rapide, en travaillant non plus à partir d’analyses post-impact des échantillons, mais à partir des champs cinématiques mesurés au cours de l’essai d’impact. On enrichit ainsi la base de données expérimentales exploitée pour l’identification, tant d’un point de vue spatial que temporel.
Pour la problématique de l’usinage par enlèvement de matière, la mise en œuvre de mesures de champs autour de la zone d’élaboration du copeau pourrait permettre des validations de modèles autrement plus fines que les seules mesures d’efforts macroscopiques généralement utilisées.

Thème III : *Simulation thermomécanique & packaging d’électronique de puissance*

Ce thème correspond en fait à une activité transversale du laboratoire qui implique plusieurs chercheurs des équipes IMF, DIDS, et M2SP. L’activité est fédérée par la présence du laboratoire Primes au sein duquel la grande majorité de ces recherches ont pris place. Depuis plusieurs années, je développe des travaux dans le cadre de l’intégration des modules d’électronique de puissance et longtemps je me suis positionné exclusivement en tant que mécanicien développant des outils d’étude de ces systèmes (modèles comportementaux de modules, méthodes d’identification de lois de comportement de brasures, etc.). La présence du laboratoire Primes, après les versions 1 et 2 de PEARL, atteste de la pérennité de l’activité électronique de puissance dans notre environnement. Pour renforcer et valoriser le travail effectué sur ces aspects, l’affichage d’un thème transverse me semble une bonne chose. Les développements envisagés, sont bien sûr, à la croisée d’actions des thèmes précédents et engagent beaucoup d’action sur la simulation thermomécanique.

- Les travaux engagés dans le cadre du programme Diamonix 2 (Composants actifs à base de diamant monocristallin pour l’électronique de puissance), entrent bien entendu dans le champ de ce thème. Il s’agit pour notre équipe, d’étudier d’un point de vue thermomécanique un assemblage élémentaire composé d’une diode diamant et d’un composant actif SiC. Une piste explorée concerne l’élaboration à basse température de jonctions hautes températures adaptées à ces composants. Cette technique peut permettre de limiter les niveaux de contrainte dans les assemblages. Néanmoins, les conditions de fonctionnement envisagées laissent

présager la nécessité d'une refonte dans sa quasi-totalité du packaging des modules élaborés à partir des composants diamant.

- Les travaux sur la modélisation des structures et des procédés font appel à des modèles éléments finis que l'on souhaite toujours plus détaillés, précis et fidèles. En raison de la complexité des domaines d'étude, ces améliorations vont inévitablement de pair avec l'augmentation de la taille des modèles et des temps de calcul. Il apparaît à l'heure actuelle illusoire de lancer une étude complète (par exemple sur un module d'électronique de puissance associant les composants assemblés, le gel diélectrique, le boîtier et autres connexions externes), sans un recours à d'importants moyens de calcul, voir aux calculs massivement parallèles, moyens qui sont généralement l'apanage de laboratoires spécialisés. De ce fait, le transfert des outils développés vers le monde industriel est limité.

Une alternative à cette course aux moyens de calcul peut résider dans la mise en place de techniques de modélisation permettant de réduire dans une forte proportion les tailles de modèles et les temps de calculs. Compte tenu du caractère fortement non linéaire des problèmes traités la technique des super éléments ne peut pas être envisagée. La solution proposée est de construire le modèle à partir d'éléments de structures, conjointement à l'utilisation de la technique de sub-modeling. Ces techniques ont déjà été expérimentées au cours de précédents travaux et demandent des développements pour les rendre plus génériques et adaptables. Il s'agit de formaliser une méthode de structuration d'un système à modéliser (analyse descendante) de façon à représenter, à différentes échelles, différentes parties d'un même domaine, avec des hypothèses particulières, propres à l'échelle considérée et aux objectifs fixés. Les modèles dits raffinés le sont aussi par les physiques qu'ils renferment et nécessiteraient l'élaboration de macroéléments non linéaires particuliers.

Comparativement aux applications multi-échelles spécifiques ces modèles sont développés à partir de codes standards du commerce. Et, contrairement aux méta-modèles et surfaces de réponses qui sont construits par exemple pour un mode particulier de défaillance, la modélisation proposée laisse envisager un caractère plus générique et ouvert.

- Le projet CHPA (Compresseurs Hautes Performances pour l'Aéronautique) est réalisé en partenariat avec deux sociétés (Pulswer, Aerem) et les équipes IMF et M2SP du LGP. Ce programme de recherche vise à optimiser les solutions innovantes mises en œuvre dans la conception d'un nouveau type de compresseur à losanges déformables. Par rapport aux technologies actuelles, les gains envisagés sont d'un facteur 6 pour l'encombrement et 3 à 4 pour la masse. Le potentiel de gain de rendement énergétique se situe entre 10 et 20%. Le programme inclut plusieurs volets tels l'expérimentation tribologique de solutions d'étanchéité dynamique (LGP-IMF), la modélisation thermomécanique des phénomènes de contact (LGP-M2SP) et l'expérimentation et la modélisation thermo-fluidique des échanges externes au compresseur (Aerem).

Notre travail effectué dans le cadre du post-doc de B. Tili porte sur la modélisation du comportement thermomécanique d'organes internes du compresseur. Il a pour objectif la construction de modèles permettant une meilleure compréhension

des phénomènes thermomécaniques responsables d'éventuels endommagements prématurés du système. Le modèle multi-physique, intègre la cinématique des éléments tournant et doit simuler efficacement les phénomènes de contact entre les éléments frottant. Les phénomènes thermiques internes (comportement du fluide dans la chambre de compression) et externes (refroidissement...) seront pris en compte par le biais de conditions aux limites variables dans le temps et dans l'espace.

RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- [Adams, 1986] P.J. Adams. *Thermal fatigue of solder joints in micro-electronic devices*. PhD thesis, MIT, 1986.
- [Akay et al., 1997] H. Akay, H. Zhang, and N. Paydar. Experimental correlations of an energy-based fatigue life prediction method for solder joints. In *Advances in Electronic Packaging, Proceedings of the Pacific Rim/ASME International Intersociety Electronic and Photonic Packaging Conference INTERpack'97*, volume Vol. 2, pages 1567–1574, 1997.
- [Amagai et al., 2002] A. Amagai, M. Watanabe, M. Omiya, K. Kishimoto, and T. Shibuya. Mechanical characterization of Sn-Ag-based lead-free solders. *Microelectronics Reliability*, 42:951–966, 2002.
- [Amiot et al., 2004] F. Amiot, F. Hild, and J.P. Roger. Mesure du champ de déplacement de microleviers sous chargement électrostatique pour l'identification de leurs propriétés élastiques. *Colloque Photomécanique 2004*, page 49, 2004.
- [Anand, 1982] L. Anand. Constitutive equations for the rate-dependent deformation of metals at elevated temperatures. *ASME Journal of Engineering Materials and Technology*, 104:12–17, 1982.
- [Anand, 1985] L. Anand. Constitutive equations for hot-working of metals. *International Journal of Plasticity*, 1:213–231, 1985.
- [Andrieux et al., 1997] S. Andrieux, A. Ben Abda, and D. Bui. Sur l'identification de fissures planes via le concept d'écart à la réciprocité en élasticité. *Comptes rendus de l'Académie des sciences. Série 1, Mathématique*, 1997.
- [Anxionnaz, 2009] Z. Anxionnaz. *Etude de l'influence de la géométrie des canaux sur les performances d'un réacteur/échangeur*. PhD thesis, Institut National Polytechnique de Toulouse, 2009.
- [Averous et al., 1999] D. Averous, K. Hammadi, H. Pingaud, X. Joulia, and P. Guittard. Dynamic simulation of brazed plate-fin heat exchangers. *Computers and Chemical Engineering Science*, 23:447–450, 1999.
- [Bacaria et al., 2001] J.-L. Bacaria, O. Dalverny, and S. Caperaa. A three-dimensional transient numerical model of milling. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers Part B-Journal of Engineering Manufacture*, 215(8):1147–1150, 2001.
- [Bacaria et al., 2002] J.-L. Bacaria, O. Dalverny, O. Pantalé, and R. Rakotomalala. Transient numerical models of metal cutting using the Johnson-Cook's rupture criterion. *International Journal of Forming Processes*, 5(1):53–70, 2002.
- [Bacaria, 2001] J.-L. Bacaria. *Un modèle transitoire comportemental pour la coupe des métaux*. PhD thesis, INP de Toulouse, 2001.
- [Bai et al., 2004] J.G. Bai, J.B. Calata, and GQ Lu. Comparative thermal and thermomechanical analyses of solder-bump and direct-solder bonded power device packages having double-sided cooling capability. In *Applied Power Electronics Conference and Exposition, 2004. APEC '04. Nineteenth Annual IEEE*, volume 2, pages 1240–1246, feb 2004.
- [Berthaud et al., 1997] Y. Berthaud, J. M. Torrenti, and C. Fond. Analysis of localization in brittle materials through optical techniques. *Experimental Mechanics*, 37(2):216–220, June 1997.
- [Bevan and Wuttig, 1997] M. Bevan and M. Wuttig. Complex fatigue of soldered joints - comparison of fatigue models. In *Electronic Components and Technology Conference*, pages 127–133, 1997.
- [Bodner and Parton, 1975] S.R. Bodner and R. Parton. Constitutive equations for elastic-viscoplastic strain-hardening materials. *ASME J. Appl Mech*, 42(1):385–389, 1975.
- [Bonnet and Pagano, 2009] M. Bonnet and S. Pagano. Erreur en relation de comportement. Technical report, Ecole thématique CNRS, Clermont-Ferrand, France, 2009.
- [Bonnet et al., 2003] M. Bonnet, H.D. Bui, and A. Constantinescu. Principes variationnels et exploitation de mesures de champs en élasticité. *Mécanique & Industries*, 4(6):687–697, 2003.
- [Bonnet, 2009] M. Bonnet. Présentation générale de la problématique et des méthodes d'identification disponibles. Technical report, Ecole thématique CNRS, Clermont-Ferrand, France, 2009.
- [Brown et al., 1989] S.B. Brown, K.H. Kim, and L. Anand. An internal variable constitutive model for hot working of metals. *International Journal of Plasticity*, 5:95–130, 1989.
- [Bucaille et al., 2003] J.L. Bucaille, S. Stauss, E. Felder, and J. Michler. Determination of plastic properties of metals by instrumented indentation using different sharp indenters. *Acta materialia*, 51(6):1663–1678, 2003.
- [Bucher and Bourgund, 1990] C.G. Bucher and U. Bourgund. A fast and efficient response surface approach for structural reliability problems. *Structural Safety*, 7(1):57–66, 1990.
- [Bui, 1993] H.D. Bui. *Introduction aux problèmes inverses en mécanique des matériaux*. 1993.

- [Busso *et al.*, 1992] E.P. Busso, M. Kitano, and T. Kumazawa. A visco-plastic constitutive model for 60/40 tin-lead solder used in IC package joints. *Journal Eng. Materials and Technology*, 114:331–337, 1992.
- [Busso *et al.*, 1994a] E.P. Busso, M. Kitano, and T. Kumazawa. A forward gradient time integration procedure for an internal variable constitutive model of Sn-Pb solder. *Int. J. Numerical Methods Eng.*, 37:539–558, 1994.
- [Busso *et al.*, 1994b] E.P. Busso, M. Kitano, and T. Kumazawa. Modeling complex inelastic deformation processes in IC packages' solder joints. *Journal of Electronic Packaging*, 116:6–15, 1994.
- [Chaboche *et al.*, 1991] J.L. Chaboche, D. Nouailhas, and S. Savalle. Agice : Logiciel pour l'identification interactive graphique des lois de comportement. *La Recherche Aérospatiale*, 3:59–76, 1991.
- [Chen *et al.*, 2004] G. Chen, M. Sakane, and C. Xu. Modified anand constitutive model for lead free solder Sn-3.5Ag. pages 447–452. Inter Society Conference on Thermal Phenomena (IEEE), 2004.
- [Chen *et al.*, 2005] X. Chen, G. Chen, and M. Sakane. Prediction of stress-strain relationship with an improved anand constitutive model for lead-free solder Sn3.5Ag. *IEEE Transactions on Components and Packaging Technologies*, 28:111–116, 2005.
- [Chollacoop *et al.*, 2003] N. Chollacoop, M. Dao, and S. Suresh. Depth-sensing instrumented indentation with dual sharp indenters. *Acta materialia*, 51(13):3713–3729, 2003.
- [Chu and Needleman, 1980] C.C. Chu and A. Needleman. Void nucleation effects in biaxially stretched sheets. *Journal of engineering materials and technology*, 102:249–256, 1980.
- [Ciappa, 2002] M. Ciappa. Selected failure mechanisms of modern power modules. *Microelectronics Reliability*, 42(4-5):653–667, 2002.
- [Claire *et al.*, 2004] D. Claire, F. Hild, and S. Roux. A finite element formulation to identify damage fields: the equilibrium gap method. *International journal for numerical methods in engineering*, 61:189–208, 2004.
- [Crouzeix, 2008] L. Crouzeix. *Identification de champs de propriétés mécaniques de structures composites à partir de mesures de champs de déplacements*. PhD thesis, Université Paul Sabatier-Toulouse III, 2008.
- [Dalverny *et al.*, 2002] O. Dalverny, S. Caperaa, O. Pantale, and C. Sattouf. Identification of constitutive laws and friction laws adapted to high strain rates. *Journal de Physique IV*, 12(PR11):275–281, Dec 2002. 1st Colloquium on Model-Experiment Interaction, Besançon, France, Jul. 03-05, 2002.
- [Dao *et al.*, 2001] M. Dao, N. Chollacoop, KJ Van Vliet, TA Venkatesh, and S. Suresh. Computational modeling of the forward and reverse problems in instrumented sharp indentation. *Acta materialia*, 49(19):3899–3918, 2001.
- [Darveaux, 2000] R. Darveaux. Effect of simulation methodology on solder joint crack growth correlation. In *Proc. ECTC*, 2000.
- [Deshpande and Subbarayan, 2000] A. M. Deshpande and G. Subbarayan. Decomposition techniques for the efficient analysis of area-array packages. *Journal of Electronic Packaging*, 122(1):13–19, 2000.
- [Ditlevsen and Madsen, 1996] O. Ditlevsen and H. Madsen. *Structural Reliability Methods*. 1996.
- [Donea *et al.*, 2004] J. Donea, A. Huerta, J.P. Ponthot, and A. Rodriguez-Ferran. *Arbitrary lagrangian eulerian methods*, volume 1, chapter 14. In *Encyclopedia of Computational Mechanics - Fundamentals*, 2004.
- [Duva and Hutchinson, 1984] J.M. Duva and J.W. Hutchinson. Constitutive potentials for dilutely voided nonlinear materials. *Mechanics of Materials*, 3(41):41–54, 1984.
- [Echard *et al.*, 2010] B. Echard, N. Gayton, and M. Lemaire. Kriging based Monte Carlo simulation to compute the probability of failure efficiently : AK-MCS method. In *Journées Fiabilité des Matériaux et des Structures*, 2010.
- [Elgue *et al.*, 2004] S. Elgue, A. Devatine, L. Prat, P. Cagnet, M. Cabassud, C. Gourdon, and F. Chopard. Dynamic simulation of a novel intensified reactor. In *ESCAPE14*, 2004.
- [Engelmaier, 1996] W. Engelmaier. BGA and CGA solder attachments: Results of low-acceleration reliability test and analysis. In *Soldering & Surface Mount Technology*, volume Vol. 8 of 3, pages 25–31, 1996.
- [Engelmaier, 1997] W. Engelmaier. *Keynote Address in Design and Reliability of Solders and Solder Interconnections*, chapter Solder Joints in Electronics: Design for Reliability, pages 9–19. The Minerals, Metals & Materials Society, Warrendale, PA, feb 1997.

- [Faravelli, 1989] Lucia Faravelli. Response-surface approach for reliability analysis. *Journal of Engineering Mechanics*, 115(12):2763–2781, 1989.
- [Fazzini, 2009] M. Fazzini. *Développement de méthodes d'intégration des mesures de champs*. PhD thesis, INP de Toulouse, 2009.
- [Fu *et al.*, 1998] C. Fu, D.L. McDowell, and I.C. Ume. A finite element procedure of a cyclic thermovisco-plasticity model for solder and copper interconnects. *Journal of Electronic Packaging*, 120(24):24–34, 1998.
- [Gamonpilas and Busso, 2007] C. Gamonpilas and E.P. Busso. Characterization of elastoplastic properties based on inverse analysis and finite element modeling of two separate indenters. *Journal of Engineering Materials and Technology*, 129:603–608, 2007.
- [Garofalo, 1965] F. Garofalo. *Fundamentals of Creep and Creep-Rupture in Metals*. McMillan Series in Materials Science, 1965.
- [Germain, 1973] P. Germain. *Cours de mécanique des milieux continus*. 1973.
- [Germaneau, 2007] A. Germaneau. *Développement de techniques de mesure dans le volume : photoélasticimétrie 3D par découpage optique et corrélation volumique par tomographie optique et rayons X. Application à l'étude des effets mécaniques 3D dans les structures et les biomatériaux*. PhD thesis, Université de Poitiers, 2007.
- [Ghouati, 1994] O. Ghouati. *Identification et modélisation numérique directe et inverse du comportement viscoplastique des alliages d'aluminium*. PhD thesis, Université de Franche-Comté, 1994.
- [Gillot *et al.*, 2001] C. Gillot, C. Schaeffer, C. Massit, and L. Meysenc. Double-sided cooling for high power IGBT modules using flip chip technology. *Components and Packaging Technologies, IEEE Transactions on*, 24(4):698–704, dec 2001.
- [Grédiac *et al.*, 2002] Michel Grédiac, Evelyne Toussaint, and Fabrice Pierron. L'identification des propriétés mécaniques de matériaux avec la méthode des champs virtuels, une alternative au recalage par éléments finis. *Comptes Rendus Mécanique*, 330(2):107–112, 2002.
- [Grédiac *et al.*, 2003] Michel Grédiac, Evelyne Toussaint, and Fabrice Pierron. Principe de la méthode des champs virtuels avec champs spéciaux. *Mécanique & Industries*, 4(6):679–686, 2003.
- [Grédiac, 1989] M. Grédiac. Principe des travaux virtuels et identification. *Comptes rendus de l'académie des sciences. Série 2*, 309:1, 1989.
- [Grivas *et al.*, 1979] D. Grivas, K. Murty, and J. Morris. Deformation of Pb-Sn eutectic alloys at relatively high strain rates. *Acta Metallurgica*, 27:731–737, 1979.
- [Guédon-Gracia *et al.*, 2004] A. Guédon-Gracia, P. Roux, E. Woïgard, and C. Zardini. Influence of the thermo-mechanical residual state on the power assembly modellization. *Microelectronics Reliability*, 44(9-11):1331–1335, 2004. 15th European Symposium on Reliability of Electron Devices, Failure Physics and Analysis.
- [Guigue-Joquet and Siguier, 2001] P. Guigue-Joquet and J.M. Siguier. Material characterisation and ageing techniques for the different types of stratospheric balloons. In *15th ESA Symposium on European Rocket and Balloon Program, Biarritz, 28-31 may, 2001*.
- [Haghi and Anand, 1992] M. Haghi and L. Anand. A constitutive model for isotropic, porous, elastic-viscoplastic metals. *Mechanics of Materials*, 13(1):37–53, 1992.
- [Hancock and Mackenzie, 1976] J.W. Hancock and A.C. Mackenzie. On the mechanisms of ductile failure in high strength steels subjected to multi-axial stress-states. *Journal of Mechanical Physics of Solids*, 24:147–169, 1976.
- [Hart, 1976] E.W. Hart. Constitutive relations for the non elastic deformation of metals. *Journal of Engineering Materials and Technology*, 98 (3):193–202, 1976.
- [Hasofer and Lind, 1974] A.M. Hasofer and N.C. Lind. Exact and invariant second moment code format. *Journal of Engineering Mechanics Division, ASCE*, 100:111–121, 1974.
- [Heinrich *et al.*, 2000] S.M. Heinrich, S. Shakya, J. Liang, and P. Lee. An analytical model for time dependent shearing deformation in area-array interconnects. *Journal of Electronic Packaging*, 122:328–334, 2000.
- [Héraud, 1998] S. Héraud. *Du polycristal au multicristal : Elaboration d'un mésoscope numérique pour une analyse locale en élastoviscoplasticité*. PhD thesis, Ecole Polytechnique, 1998.
- [Hurtado and Alvarez, 2001] J. E. Hurtado and D. A. Alvarez. Neural network-based reliability analysis: a comparative study. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 191:113–132, 2001.

- [Johnson and Cook, 1983] G.R. Johnson and W.K. Cook. A constitutive model and data for metals subjected to large strains; high strain rates and high temperatures. In *7th International Symposium on Ballistics*, pages 541–547, The Hague, 1983.
- [Johnson and Cook, 1985] G.R. Johnson and W.H. Cook. Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures. *Engineering Fracture Mechanics*, 21(1):31–48, 1985.
- [Joyot, 1994] P. Joyot. *Modélisation Numérique et Expérimentale de l'enlèvement de Matière. Application à la Coupe Orthogonale*. PhD thesis, Université Bordeaux I, 1994.
- [Kaymaz, 2005] I. Kaymaz. Application of kriging method to structural reliability problems. *Structural Safety*, 27(2):133–151, 2005.
- [Kermouche *et al.*, 2005] G. Kermouche, J.L. Loubet, and J.M. Bergheau. An approximate solution to the problem of cone or wedge indentation of elastoplastic solids. *Comptes Rendus Mécanique*, 333(5):389–395, 2005.
- [Kharmanda *et al.*, 2002] G. Kharmanda, A. Mohamed, and M. Lemaire. Efficient reliability-based design optimization using a hybrid space with application to finite element analysis. *Structural and Multidisciplinary Optimization*, 24:233–245, 2002. 10.1007/s00158-002-0233-z.
- [Kleijnen, 2007] Jack P.C. Kleijnen. Kriging metamodeling in simulation: A review. *European Journal of Operational Research*, 192:707–716, oct. 2007.
- [Kleinermann, 2000] J.P. Kleinermann. *Identification paramétrique et optimisation des procédés de mise en forme par problèmes inverses*. PhD thesis, Université de Liège, 2000.
- [Knecht and Fox, 1991] S. Knecht and L. Fox. *Solder joint reliability theory and applications*, chapter Integrated matrix creep: application to accelerated testing and lifetime prediction. J.H. Lau, 1991.
- [Kocks, 1976] U.F. Kocks. Laws for work-hardening and low temperature creep. *Journal of Engineering Materials Technology*, 98:76–85, 1976.
- [Korhonen *et al.*, 1987] M.A. Korhonen, S.-P. Hannula, and C.-Y. Li. *Unified Constitutive Equations for Creep and Plasticity*, chapter State Variable Theories Based on Hart's Formulation, pages 89–137. A.K. Miller, 1987.
- [Krausz and Krausz, 1996] K. Krausz and A.S. Krausz. *Unified Constitutive Laws of Plastic Deformation*. Academic Press Limited, 1996.
- [Krempel, 2000] E. Krempel. Viscoplastic models for high temperature applications. *International Journal of Solids and Structures*, 37:279–291, 2000.
- [Latourte *et al.*, 2007] Félix Latourte, André Chrysochoos, Stéphane Pagano, and Bertrand Wattrisse. Identification élastoplastique locale à l'aide d'une méthode variationnelle. *18ème Congrès Français de Mécanique, Grenoble*, pages –, 2007.
- [Latourte *et al.*, 2008] F. Latourte, A. Chrysochoos, S. Pagano, and B. Wattrisse. Elastoplastic behavior identification for heterogeneous loadings and materials. *Experimental Mechanics*, 48(4):435–449, 2008.
- [Le Magorou *et al.*, 2002] L. Le Magorou, F. Bos, and F. Rouger. Identification of constitutive laws for wood-based panels by means of an inverse method. *Composites Science and Technology*, 62(4):591–596, 2002.
- [Lecompte *et al.*, 2006] D. Lecompte, J. Vantomme, and H. Sol. Crack detection in a concrete beam using two different camera techniques. *Structural Health Monitoring*, 5(1):59–68, March 2006.
- [Lee *et al.*, 2000] W.W. Lee, L.T. Nguyen, and G.S. Selvaduray. Solder joint fatigue models: Review and applicability to chip scale packages. *Microelectronics Reliability*, Vol. 40:231–244, 2000.
- [Lemaire, 2005] M. Lemaire. *Fiabilité des structures : couplage mécano-fiabiliste statique*. 2005.
- [Lemaitre *et al.*, 2009] J. Lemaitre, J.-L. Chaboche, A. Benallal, and R. Desmorat. *Mécanique des matériaux solides*. 3e édition, 2009.
- [Lemaitre, 1985] J. Lemaitre. A continuous damage mechanics model for ductile fracture. *Journal of Engineering Materials and Technology*, 107(1):83–89, 1985.
- [Leveque, 2007] R.J. Leveque. *Finite difference methods for ordinary and partial differential equations : steady-state and time-dependent problems*. Society for Industrial and Applied Mathematics (SIAM), Philadelphia, PA, 2007.
- [Li *et al.*, 2006] H.-S. Li, Z.-Z. Lü, and Z.-F. Yue. Support vector machine for structural reliability analysis. *Applied Mathematics and Mechanics*, 27(10), oct. 2006.
- [Liang *et al.*, 1997] J. Liang, N. Gollhardt, P.S. Lee, S. Heinrich, and Schroeder S. An integrated fatigue life prediction methodology for optimum design and reliability assessment of solder inter-

- connections. volume 2, pages 1583–1592. Pacific Rim/ASME International Intersociety Electronic and Photonic Packaging Conference, 1997.
- [Maciucescu *et al.*, 1999] L. Maciucescu, T.-L. Sham, and E. Krempl. Modeling the deformation behavior of a Sn-Pb solder alloy using the simplified viscoplasticity theory based on overstress. *ASME Journal of Electronic Packaging*, 121:92–98, 1999.
- [Madsen *et al.*, 1986] H. Madsen, S. Krenk, and N. Lind. *Method of structural safety*. 1986.
- [Maire *et al.*, 1996] J.-F. Maire, O. Lesné, and C. Petipas. Une nouvelle approche de la modélisation du comportement visqueux des composites organiques. pages 729–738, Paris, 29-31 octobre 1996. JNC10.
- [Maire, 1992] J.-F. Maire. *Etude théorique et expérimentale du comportement de matériaux composites en contraintes planes*. PhD thesis, Université de Franche-Comté, 1992.
- [McDowell *et al.*, 1994] D.L. McDowell, M.P. Miller, and D.C. Brooks. *Fatigue of electronic materials*, chapter A Unified Creep-Plasticity Theory for Solder Alloy, pages 42–58. ASTM, 1994.
- [McDowell, 1992] D.N. McDowell. A nonlinear kinematic hardening theory for cyclic thermoplasticity and thermoviscoplasticity. *International Journal of Plasticity*, 8(6):695–728, 1992.
- [Menanteau *et al.*, 2006] L. Menanteau, O. Pantalé, and S. Caperaa. A methodology for large scale finite element models including multi-physics, multi-domain, multi-timestep aspects. *European Journal of Computational Mechanics*, 15(7-8):799–824, 2006.
- [Menanteau, 2004] L. Menanteau. *Développement d'un module de prototypage virtuel multiphysique, multidomaine et multitemps. Application aux convertisseurs de puissance*. PhD thesis, INP Toulouse, 2004.
- [Mermet-Guyennet, 2006] M. Mermet-Guyennet. New structure of power integrated module. *Integrated Power Systems (CIPS), 2006 4th International Conference on*, 2006.
- [Micol *et al.*, 2009] A. Micol, C. Martin, O. Dalverny, M. Mermet-Guyennet, and M. Karama. Reliability of lead-free solder in power module with stochastic uncertainty. *Microelectronics Reliability*, 49(6):631–641, Jun 2009.
- [Micol *et al.*, 2010] A. Micol, A. Zeanh, O. Dalverny, and M. Karama. Identification of the Sn/Ag3.5 law behaviour with the scatter of the parameters. study of aeronautical application in power module. *Advanced Materials Research*, 112(1):83–92, 2010. cited By (since 1996) 0; Conference of International Conference on Structural Analysis of Advanced Materials, ICSAAM - 2009; Conference Date: 7 September 2009 through 10 September 2009; Conference Code: 80876.
- [Micol, 2007] A. Micol. *Approche probabiliste dans la conception des modules de puissance*. PhD thesis, Université Toulouse III, 2007.
- [mil, 2004] MIL-STD-883F: Test Method Standard Microcircuits, jun. 2004.
- [Mistou *et al.*, 2003] S. Mistou, M. Karama, O. Dalverny, J.-M. Siguier, and P. Guigue-Joquet. Mesure 3D sans contact des déplacements et déformations sur des films plastiques transparents par stéréocorrélation. *Mécanique & Industrie*, 4:637–643, 2003.
- [Molimard *et al.*, 2005] J. Molimard, R. Le Riche, A. Vautrin, and J.R. Lee. Identification of the four orthotropic plate stiffnesses using a single open-hole tensile test. *Experimental Mechanics*, 45(5):404–411, 2005.
- [Morrow, 1964] J. Morrow. Cyclic plastic energy and fatigue of metals. *Internal Friction, Damping, and Cyclic Plasticity, ASTM*, pages 45–87, 1964.
- [Msolli *et al.*, 2010] S. Msolli, A. Zeanh, O. Dalverny, and M. Karama. Efficiency and robustness of some behavior laws in the description of viscoplastic deformation and degradation of solder materials. Bordeaux, 2010.
- [Msolli *et al.*, 2011] S. Msolli, O. Dalverny, J. Alexis, and M. Karama. Implicit integration scheme for porous viscoplastic potential-based constitutive equations. volume 10, pages 1544–1549, Como, 2011.
- [Msolli, 2011] S. Msolli. *Modélisation thermomécanique de l'assemblage d'un composant diamant pour l'électronique de puissance haute température*. PhD thesis, Université de Toulouse, INP de Toulouse, 2011.
- [Nistor, 2005] I. Nistor. *Identification expérimentale et simulation numérique de l'endommagement en dynamique rapide : application aux structures aéronautiques*. PhD thesis, INP de Toulouse, 2005.

- [Oliver and Pharr, 2004] W.C. Oliver and G.M. Pharr. Measurement of hardness and elastic modulus by instrumented indentation: Advances in understanding and refinements to methodology. *Journal of Materials Research*, 19(1):3–20, 2004.
- [Padmanabhan *et al.*, 2006] S. Padmanabhan, J. Hubner, A. Kumar, and P. Ifju. Load and boundary condition calibration using full-field strain measurement. *Experimental Mechanics*, 46(5):569–578, October 2006.
- [Pannier *et al.*, 2006] Y. Pannier, S. Avril, R. Rotinat, and F. Pierron. Identification of elasto-plastic constitutive parameters from statically undetermined tests using the virtual fields method. *Experimental Mechanics*, V46(6):735–755, December 2006.
- [Pantalé, 1996] O. Pantalé. *Modélisation et Simulation Tridimensionnelles de la Coupe des Métaux*. PhD thesis, Université de Bordeaux I, 1996.
- [Pao *et al.*, 1993] Y.-H. Pao, S. Badgley, E. Jih, R. Govila, and J. Browning. Constitutive behavior and low cycle fatigue of 97Sn-3Cu solder joints. *ASME Journal of Electronic Packaging*, 115:147–152, 1993.
- [Paul and Hashemi, 1981] B. Paul and J. Hashemi. Contact pressures on closely conforming elastic bodies. *Journal of Applied Mechanics*, 48:543–548, 1981.
- [Pei and Qu, 2005] M. Pei and J. Qu. Constitutive modeling of lead-free solders. pages 45–49. International Symposium on Advanced Packaging Materials: Processes, Properties and Interfaces, Mars 2005.
- [Pelletier *et al.*, 2000] H. Pelletier, J. Krier, A. Cornet, and P. Mille. Limits of using bilinear stress–strain curve for finite element modeling of nanoindentation response on bulk materials. *Thin Solid Films*, 379(1):147–155, 2000.
- [Peronnet *et al.*, 2012] E. Peronnet, O. Dalverny, H. Weleman, and Mistou S. Identification of damaged zone in composite materials using displacement field measurements. In *15th International Conference on Experimental Mechanics, ICEM15, 22-27 July 2012, Porto*, pages 1–9, 2012.
- [Peronnet, 2012] E. Peronnet. *Identification expérimentale du comportement d'un fuselage composite : détection de défauts par mesures de champs*. PhD thesis, INP Toulouse, 2012.
- [Petipas, 2000] C. Petipas. *Analyse et prévision du comportement à long terme des composites fibres de carbone / matrice organique*. PhD thesis, Université de Franche-Comté, 2000.
- [Périé *et al.*, 2002] J.-N. Périé, S. Calloch, C. Cluzel, and F. Hild. Analysis of a multiaxial test on a C/C composite by using digital image correlation and a damage model. *Experimental Mechanics*, 42(3):318–328, 2002.
- [Rackwitz, 2001] Rüdiger Rackwitz. Reliability analysis—a review and some perspectives. *Structural Safety*, 23(4):365–395, 2001.
- [Rakotomalala *et al.*, 1993] R. Rakotomalala, P. Joyot, and M. Touratier. Arbitrary lagrangian-eulerian thermomechanical finite element model of material cutting. *Communications in Numerical Methods in Eng.*, pages pp. 975–987, 1993.
- [Ramberg and Osgood, 1943] W. Ramberg and W.R. Osgood. Description of stress-strain curves by three parameters. Technical report, NACA Technical Note No. 902, 194, 1943.
- [Rasmussen, 2003] Kim J.R. Rasmussen. Full-range stress-strain curves for stainless steel alloys. *Journal of Constructional Steel Research*, 59:47–61, 2003.
- [Rice and Tracey, 1969] J.R. Rice and D.M. Tracey. On the ductile enlargement of voids in triaxial stress fields. *Journal Phy. Solids*, 17:201–217, 1969.
- [Sargousse *et al.*, 1999] A. Sargousse, J.M. Le Lann, S. Joulia, and L. Jourda. DISCo : un nouvel environnement de simulation orienté objet. In *MOSIM*, 1999.
- [Sasaki *et al.*, 2001] K. Sasaki, K.-I. Ohguchi, and H. Ishikawa. Viscoplastic deformation of 40Pb/60Sn solder alloys - experiments and constitutive modeling. *ASME Journal of Electronic Packaging*, 123:379–387, 2001.
- [Sattouf *et al.*, 2003] C. Sattouf, O. Dalverny, and R. Rakotomalala. Identification and comparison of different constitutive laws for high speed solicitation. *Journal de Physique IV*, 110:201–206, Sept. 2003. 7th International Conference on Mechanical and Physical Behaviour of Materials Under Dynamic Loading, Porto, Portugal, Sep 08-12, 2003.
- [Sattouf, 2003] C. Sattouf. *Caractérisation en dynamique rapide du comportement de matériaux utilisés en aéronautique*. PhD thesis, INP de Toulouse, 2003.
- [Schieffer, 2003] A. Schieffer. *Modélisation multiéchelle du comportement mécanique des composites à matrice organique et effets du vieillissement thermique*. PhD thesis, Université de Technologie de Troyes, 2003.

- [Schneider and Stoessel, 2005] M.A. Schneider and F. Stoessel. Determination of the kinetic parameters of fast exothermal reactions using a novel microreactor-based calorimeter. *Chemical Engineering Journal*, 115(1-2):73–83, 2005.
- [Selva *et al.*, 2007] P. Selva, O. Dalverny, S. Mistou, J. Alexis, M. Karama, and A. Deramecourt. Adhesive junction modelling of a super-pressure balloon. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers Part G-Journal of Aerospace Engineering*, 221(G5):733–739, Oct. 2007.
- [Selva *et al.*, 2008] P. Selva, O. Dalverny, S. Mistou, M. Karama, J. Alexis, and A. Deramecourt. Modelling of super-pressure balloon junction. *Mecanique & Industries*, 9(2):159–165, Mar-Apr 2008.
- [Shengmin *et al.*, 2001] W. Shengmin, L.M. Keer, and H. Mavoori. Constitutive and damage model for a lead-free solder. *Journal of Electronic Materials*, 30(9):1190–1196, 2001.
- [Siguier *et al.*, 2002] J.-M. Siguier, P. Guigue, M. Karama, S. Mistou, O. Dalverny, and S. Granier. Numerical and experimental simulation of the mechanical behavior of super-pressure balloon sub-systems. 34th COSPAR, Huston, Texas, USA 10-19 October, 2002.
- [Simo and Hughes, 2000] J.C. Simo and T.J.R. Hughes. *Computational inelasticity*. 2000.
- [Stolkarts *et al.*, 2001] V. Stolkarts, L.M. Keer, and M.E. Fine. Constitutive and cyclic damage model of 63Sn-37Pb solder. *Journal of Electronic Packaging*, 123(4):351–355, 2001.
- [Stouffer and Dame, 1996] S. Stouffer and L.T. Dame. *Inelastic Deformation of Metals: Models, Mechanical Properties, and Metallurgy*. Springer, New-York, 1996.
- [Surrel, 2004] Y. Surrel. Les techniques optiques de mesure de champ : essai de classification. *Colloque Photomécanique 2004*, page 9, 2004.
- [Sutton *et al.*, 1983] M. Sutton, W. Wolters, W. Peters, and S. McNiell. Determination of displacements using an improved digital correlation method. *Image and Vision Computing*, 1:133–139, 1983.
- [Syed, 2004] A. Syed. Accumulated creep strain and energy density based thermal fatigue life prediction models for SnAgCu solder joints. In *Electronic Components and Technology Conference, Proceedings. ECTC 2004 conference*, volume 1, pages 737–746, 2004.
- [Thiébaud, 1994] F. Thiébaud. *Modélisation du comportement global en sollicitations quasi-statiques d'un composite stratifié verre epoxy : aspects théorique et expérimental*. PhD thesis, Université de Franche Comté, 1994.
- [Tho *et al.*, 2004] K.K. Tho, S. Swaddiwudhipong, Z.S. Liu, K. Zeng, and J. Hua. Uniqueness of reverse analysis from conical indentation tests. *Journal of materials research*, 19(8):2498–2502, 2004.
- [Vanclooster *et al.*, 2009] K. Vanclooster, S.V. Lomov, and I. Verpoest. Experimental validation of forming simulations of fabric reinforced polymers using an unsymmetrical mould configuration. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 40(4):530 – 539, 2009.
- [Violettes *et al.*, 2004] P. Violettes, J.-M. Siguier, P. Guigue, S. Mistou, O. Dalverny, M. Karama, and F. Petitjean. Étude par stéréo-corrélation des champs de déplacement et de déformation de sous-ensembles de ballons stratosphériques pressurisés. *Revue Instrumentation Mesure Métrologie - I2M*, 4(3-4):125–145, 2004.
- [Violettes, 2005] P. Violettes. *Simulation numérique et expérimentale du comportement mécanique des ballons pressurisés stratosphériques*. PhD thesis, Ecole Nationale Supérieure de l'Aéronautique et de l'Espace, 2005.
- [Vinet, 1997] A. Vinet. *Identification d'une loi de comportement viscoélastique-viscoplastique pour des stratifiés aéronautiques. Prévion du comportement à long terme à l'aide d'essais accélérés*. PhD thesis, Université de Poitiers, 1997.
- [Wang and Panton, 2006] D.J. Wang and R.L. Panton. Experimental study of void formation in eutectic and lead-free solder bumps of flip-chip assemblies. *Journal of Electronic Packaging*, 128(3):202–207, 2006.
- [Wang *et al.*, 2001] G.Z. Wang, Z.N. Cheng, K. Becker, and J. Wilde. Applying Anand model to represent the viscoplastic deformation behavior of solder alloys. *Journal of Electronic Packaging*, 123:247–253, September 2001.
- [Wiese *et al.*, 2003] S. Wiese, E. Meusel, and K.J. Wolter. Microstructural dependence of constitutive properties of eutectic SnAg and SnAgCu solders. In *Proceedings of the 53rd ECTC Conference*, pages 197–206, 2003.
- [Wilcox *et al.*, 1989] J.R. Wilcox, R. Subrahmanyam, and C.-Y. Li. Thermal stress cycles and inelastic deformation in solder joints. In *ASM 2nd Electronic Materials and Processing Congress*, pages 203–211, 1989.

- [Wilde *et al.*, 2000] J. Wilde, K. Becker, M. Thoben, W. Blum, T. Jupitz, G. Wang, and Z.N. Cheng. Rate dependent constitutive relations based on Anand model for 92.5Pb5Sn2.5Ag solder. *IEEE Transactions on Advanced Packaging*, 23(3):408–414, August 2000.
- [Wourms, 2011] M. Wourms. Identification de lois de comportements à partir de mesures de champs cinématiques. Master’s thesis, M2R Génie Mécanique - Toulouse, 2011.
- [Ye *et al.*, 2002] H. Ye, M. Lin, and C. Basaran. Failure modes and FEM analysis of power electronic packaging. *Finite Elements in Analysis and Design*, 38(7):601–612, 2002.
- [Yunus *et al.*, 2003] M. Yunus, K. Srihari, J.M. Pitarresi, and A. Primavera. Effect of voids on the reliability of BGA/CSP solder joints. *Microelectronics Reliability*, 43:2077–2086, 2003.
- [Zavaliangos and Anand, 1993] A. Zavaliangos and L. Anand. Thermo-elasto-viscoplasticity of isotropic porous materials. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 41(6):1087–1118, 1993.
- [Zeanh *et al.*, 2008] A. Zeanh, O. Dalverny, M. Karama, S. Woïrgard, E. and Azzopardi, A. Bouzourene, J. Casutt, and M. Mermet-Guyennet. Thermomechanical modelling and reliability study of an IGBT module for an aeronautical application. In *EuroSimE 2008. International Conference*, pages 1–7. IEEE, 2008.
- [Zeanh, 2009] A. Zeanh. *Contribution à l’amélioration de la fiabilité des modules IGBT en environnement aéronautique*. PhD thesis, INP de Toulouse, 2009.
- [Zhang *et al.*, 2003] L. Zhang, R. Sitaraman, V. Patwardhan, L. Nguyen, and N. Kelkar. Solder joint reliability model with modified Darveaux’s equations for the micro SMD wafer level-chip scale package family. In *Electronic Components and Technology Conference*, 2003.