

Rupture et comportement mécanique couplé des matériaux : application au bois et aux composites Présentée par

Rostand Moutou Pitti

▶ **To cite this version:**

Rostand Moutou Pitti. Rupture et comportement mécanique couplé des matériaux : application au bois et aux composites Présentée par. Génie civil. Université Blaise Pascal (Clermont Ferrand 2), 2015. ⟨tel-01353837⟩

HAL Id: tel-01353837

https://hal.science/tel-01353837v1

Submitted on 14 Aug 2016

HAL is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.



HAL Authorization

Numéro d'ordre : 421

UNIVERSITE BLAISE PASCAL

U.F.R Sciences et Technologies

Habilitation à Diriger des Recherches

Institut Pascal, UMR 6602 CNRS, Université Blaise Pascal,
Axe MMS : Mécanique, Matériaux et Structures

Spécialité : Génie civil, Mécanique

Rupture et comportement mécanique couplé des matériaux : application au bois et aux composites

Présentée par

Rostand MOUTOU PITTI

Docteur de l'Université de Limoges
Enseignant-Chercheur à Polytech Clermont-Ferrand – Université Blaise Pascal – Clermont 2
Institut Pascal

Soutenue le 15 juillet 2015 devant le jury composé de :

DR. Joseph GRIL	Rapporteur, CNRS, Université de Montpellier
Pr. Stéphane MOREL	Rapporteur, Université de Bordeaux
Pr. Naman RECHO	Rapporteur, Université Blaise Pascal, Clermont-Fd
Pr. Parviz NAVI	Examinateur, Université de Bern, Bern
Pr. Evelyne TOUSSAINT	Examinatrice, Université Blaise Pascal, Clermont-Fd
Pr. Yuri LAPUSTA	Responsable tutélaire, IFMA-UBP, Clermont-Ferrand

Avant Propos

Je tiens à remercier le Pr. Yuri Lapusta, avec qui je travaille depuis mon arrivée à l'Université Blaise Pascal et qui a accepté d'être le responsable tutélaire de mon HDR.

Toute ma gratitude au DR. Joseph Gril, au Pr. Stéphane Morel et au Pr. Naman Recho qui ont bien voulu rapporter cette HDR. Tous mes sincères remerciements au Pr. Parviz Navi et au Pr. Evelyne Toussaint qui ont accepté d'examiner ce mémoire.

Je reste très sensible aux collaborations avec l'équipe du GEMH de l'Université de Limoges, notamment avec Octavian Pop, Nicolas Angellier, Claude Chazal et avec le Pr. Frédéric Dubois à qui j'adresse tous mes remerciements pour son soutien.

Je remercie tous mes collègues de l'Axe MMS de l'Institut Pascal avec qui je travaille. Je cite entre autres, Eric Fournely, Alaa Chateauneuf, Michel Grediac, Hamid Bouchair, Florence Labesse-Jied et Jean-François Destrebecq.

Tous mes sincères remerciements aux équipes des GDR CNRS 3544 « Sciences du bois » et 3651 « FataCrack », aux actions COST FPS et à l'Agence Nationale de la Recherche pour le financement de certaines missions liées au Projet ANR JCJC CLIMBOIS. Toute ma gratitude à tous mes partenaires dans ce projet.

Mes amicales pensées à tous mes collègues de l'Institut Pascal, à tout le personnel de Polytech Clermont-Ferrand, aux techniciens qui contribuent de près ou de loin à la réalisation de mes travaux de recherche.

Je ne saurais oublier toute ma famille, en particulier, ma maman, mon épouse, le Pr. Jean-Bruno Boguikouma et Mr Aubert Aimé Ndjila, pour le soutien qu'ils n'ont cessé de m'apporter.

Résumé

La fissuration et le comportement couplé des matériaux et des structures sont abordés dans ce mémoire. Tout d'abord, la synthèse de mes activités d'enseignant-chercheur est présentée dans le premier chapitre. Les recherches effectuées ont donné lieu à 28 articles dans des revues internationales à comité de lecture. Le deuxième chapitre présente les travaux sur les comportements viscoélastique, mécanosorptif et hydromécanique du bois (Sapin blanc du Massif Central). L'existence du comportement hygroverrou du bois est justifiée par des essais expérimentaux, des calculs analytiques et numériques. Les approches développées sont ensuite généralisées à des cas 3D. Enfin, la méthode de la grille est utilisée pour l'étude du comportement hydromécanique du bois de printemps et d'été. Le troisième chapitre présente les travaux sur la fissuration des matériaux intelligents et composites, des matériaux et structures treillis en bois ainsi que la fissuration des rondelles de bois suite à la dessiccation. La rupture aux interfaces des bi-matériaux piézoélectriques est étudiée en calculant les facteurs d'intensité de contrainte et électrique. Egalement, l'éprouvette Mixed Mode Crack Growth (MMCG) est optimisée et adaptée à la méthode de grille en mode I. Aussi, la rupture et le comportement semi-rigide des poutres treillis sont étudiés par la méthode de la grille. La fissuration des rondelles bois lors du séchage est également analysée en comparant les données expérimentales et numériques. Dans ce cadre, l'effet de la viscoélasticité sur l'initiation de la fissure est démontré. Le dernier chapitre présente les travaux en cours liés en partie au projet ANR JCJC CLIMBOIS qui s'intéresse à la fissuration du bois en environnements variables couplée à la fiabilité. La validité des approches est assurée par l'indépendance du domaine d'intégration autour de la pointe de fissure statique et en propagation. Les résultats montrent la capacité du modèle à séparer les modes mixtes de rupture en environnements variables. Parallèlement, la fiabilité et les méthodes statistiques sont appliquées afin d'étudier la probabilité de ruine et connaître les paramètres les plus discriminants dans le processus de fissuration.

Mots clés : Rupture ; Bois ; Matériaux composites et intelligents ; Comportement thermo-hydro--visco-mécanique ; Intégrales indépendantes ; Eléments finis ; Analyse d'images.

Abstract

Cracking and coupled behaviour of materials and structures are discussed in this work. Research as well as academic and course activities are presented in the first chapter. 28 peer-reviewed scientific papers were based on findings from the research topics. The second chapter presents three topics related to viscoelastic, mechanosorptive and hydro-mechanical behaviours Massif Central Abies alba Mill. The first topic justifies the existing of hygrolock effect's of wood through lab tests as well as analytical and numerical calculations. The second topic generalizes the approaches developed in the previous topic to 3D case. The third thesis focuses on the study of the hydro-mechanical behaviour of wood in earlywood and latewood by the grid method. The kinetics diffusions in tension-compression loading are studied. The third chapter presents cracking of smart and composite materials, the cracking of materials and timber lattice beam and the cracking of green wood slice due to shrinkage. The fracture at the interfaces of piezoelectric bi-materials is studied by computing the stress and electric intensity factors with or without Coulomb's effect. Then the specimen Mixed Mode Crack Growth (MMCG) is optimized and adapted to opening mode by grid method. Meanwhile, the cracking of green wood slice during drying process is investigated by comparing the experimental and numerical data. The impact of time-dependant effects on fracture initiation is investigated. Finally, the cracking and the semi-rigidity behaviour of truss beam are studied by grid method. The final chapter presents the current work related in part to ANR JCJC CLIMBOIS project which focuses on cracking wood in a variable environment. The validity of the approaches is provided by the domain independency around the crack during crack growth process. The results show the ability of the model to separate the mixed fractures in variable environments. In the same time, the reliability and statistical analysis are applied to study the probability failure in order to know the most discriminating parameters in the cracking process.

Key Words : Fracture ; Wood; Smart and composite materials ; Thermo-hydro-visco-mechanical behaviour ; Independent path integrals ; Finite element analysis ; Images analysis.

Sommaire

Nomenclature xi

Introduction 1

I. Synthèse des activités d'enseignant-chercheur 3

I.1. Curriculum vitae 3

I.1.1. Informations administratives 3

I.1.2. Formation 3

I.1.3. Expériences professionnelles 4

I.2. Activités de recherche 4

I.2.1. Comportement mécanique couplé du bois 4

I.2.2. Comportement et fissuration des matériaux intelligents, des bi-matériaux et du bois 5

I.2.3. Etude de la fissuration du bois en environnement variable 6

I.2.4. Encadrement des post-doctorants 7

I.2.5. Participation à l'encadrement des thèses 7

I.2.6. Encadrement et co-encadement des Masters recherche et ingénieurs 8

I.2.7. Publications 9

I.2.8. Actions de diffusion de la culture scientifique 9

I.2.9. Actions de recherche et visibilité 10

I.2.10. Collaborations recherche et industrielles 11

I.3. Activités administratives 12

I.3.1. Responsabilités pédagogiques 12

I.3.2. Responsabilités aux différentes instances 12

I.4. Activités d'enseignement 12

I.4.1. Avant le poste de Maître de Conférences 12

I.4.2. Activité d'enseignement en tant que Maitre de Conférences 13

I.4.3. Activité d'enseignement à l'étranger 14

I.5. Bilan 14

II. Comportements couplés du bois: hydromécanique, viscoélastique et mécanosorptif 15
II.1. Introduction 15
II.2. Comportement mécanosorptif et viscoélastique couplé 15
II.2.1. Protocole et essais de caractérisation hydrique et mécanique 15
II.2.2. Essais de caractérisation viscoélastique 17
II.2.3. Essais mécanosorptifs 17
II.2.4. Comparaisons numériques/expérimentales 20
II.2.5. Conclusion 22
II.3. Comportements mécanosorptifs des structures contrecollées 22
II.3.1. Contexte de l'étude 22
II.3.2. Principe de la modélisation 23
II.3.3. Bois massif reconstitué DUO et TRIO 23
II.3.4. Résultats numériques 25
II.3.5. Conclusion 27
II.4. Etude du comportement hydromécanique par mesure de champs 28
II.4.1. Introduction 28
II.4.2. Résultats expérimentaux 28
II.4.3. Conclusion 30
II.5. Bilan 31

III. Rupture des matériaux intelligents, des bi-matériaux et du bois 33
III.1. Introduction 33
III.2. Fissuration des matériaux et des bi-matériaux intelligents 33
III.2.1. Piézoélectricité et couplage électromécanique 33
III.2.2. Bi-matériau piézoélectrique fissuré : effet de la perméabilité électrique 34
III.2.3. Modélisation des matériaux soumis à une précontrainte thermique 39
III.2.4. Conclusion 42
III.3. Fissuration des éprouvettes et structures bois par analyse d'images 42
III.3.1. Analyse de la fissuration du bois par éprouvette MMCG 42
III.3.2. Analyse de la fissuration du bois par la méthode de grille 48
III.3.3. Fissuration des structures treillis bois par la méthode de la grille 50
III.4. Fissuration des rondelles de bois suite au séchage naturel 52
III.4.1. Fissuration des rondelles de bois verts 52

III.4.2. Prise en compte du comportement viscoélastique 56
III.5. Bilan 59

Chapitre IV. Fissuration du bois en environnements variables 61
IV.1. Introduction 61
IV.2. Formalisme analytique et modélisation de l'intégrale A 61
IV.2.1. Formulation analytique des intégrales invariantes 61
IV.2.2. Modélisation numérique de l'intégrale A 65
IV.2.3. Généralisation au comportement viscoélastique 74
IV.2.4. Conclusion 77
IV.3. Couplage rupture-fiabilité 77
IV.3.1. Couplage fiabilité et essais de fissuration 78
IV.3.2. Sensibilité des paramètres à la fissuration 82
IV.4. Essais de fissuration du bois en environnement variable 83
IV.4.1. Essais de caractérisation 84
IV.4.2. Essais de fluage en ambiance variable 85
IV.5. Bilan 88

Conclusion 89

Perspectives 91

Bibliographie 95

Annexes 99
A.1. Publications 100
A.2. Visibilité locale des travaux de recherche 111
A.3. Récapitulatif des services d'enseignement 112
A.4. Sélection des publications les plus significatives 115

Nomenclature

$a, \Delta a$	longueur et incrément de fissure
A	intégrale thermique définie sur un contour surfacique
A^m	intégrale thermo-visco-élastique
$A_\alpha, B_\alpha \left(\alpha \in \{1...7\}\right)$	points de sollicitation de l'éprouvette CTS (Compact tension Shear)
b	épaisseur de l'éprouvette CTS
${}^{(m)}C_1,\ {}^{(m)}C_2$	complaisances élastiques en mode I et II du $m^{ième}$ ressort
C_0	tenseur de complaisance élastique instantané
D	induction électrique
d	constante piézoélectrique
E_X, E_Y, G_{XY}	modules élastiques longitudinal, transverse et de cisaillement
$\bar{E}$	module minimal
E	champ électrique
F	chargement extérieur
IFE	intensité du flux électrique
G	taux de restitution d'énergie
${}^1G_v^m, {}^2G_v^m$	taux de restitution d'énergie en mode I et II dans le $m^{ième}$ ressort
${}^1G_v, {}^2G_v$	taux de restitution d'énergie viscoélastique en mode I et II
J_{ijkl}	composantes du tenseur de fluage
HR	humidité relative
J	intégrale de Rice
$K_e,$	facteurs d'intensité électrique (FIE)
$K_\alpha,$	facteurs d'intensité de contrainte (FIC) en mode I ou II
${}^{(m)}K_I^u, {}^{(m)}K_I^v$	facteurs d'intensité de contrainte réel et virtuel en mode I du $m^{ième}$ ressort
${}^{(m)}K_{II}^u, {}^{(m)}K_{II}^v$	facteur d'intensité de contrainte réel et virtuel en mode II du $m^{ième}$ ressort
k_{ijkl}^m	composantes du $m^{ième}$ ressort
M	nouvelle intégrale M
$M\theta$	forme modélisable de l'intégrale M
$M\theta v$	forme viscoélastique de l'intégrale $M\theta$
$\vec{n}$	vecteur normal de composantes n_j
$\vec{n}_1,\ \vec{n}_2$	vecteurs normaux respectifs aux contours Γ_1 et Γ_2
N	nombre total d'éléments du modèle de Kelvin Voigt généralisé
$P_f,\ P_r$	probabilité de défaillance ou de rupture
S	domaine surfacique
T	intégrale thermique définie sur un contour curviligne
t, τ	variables temporelles
u, v	champs de déplacements réel et virtuel de composantes u_i et v_i
$u^{(m)}, v^{(m)}$	élongation réel et virtuel propres au $m^{ième}$ ressort du modèle rhéologique
V	domaine volumique
m	$m^{ième}$ ressort du modèle de Kelvin Voigt généralisé

x_1, x_2	axes géométriques
β	angles de sollicitations
η_{ijkl}^{m}	composantes du tenseur de viscosité
$\vec{\theta}$	champ vectoriel
$\sigma_{ij}, \varepsilon_{ij}$	composantes des tenseurs de contrainte et de déformation
ε_r	perméabilité relative
$\sigma_{HL}, \Delta\sigma_{HL}$	contrainte et incrément de contrainte hygroverrou
$\varepsilon_{HL}, \Delta\varepsilon_{HL}$	déformation et incrément de déformation hygroverrou
$\varepsilon_w, \Delta\varepsilon_w$	déformation et incrément de déformation hydrique
$\sigma_{ij}^{u}, \sigma_{ij}^{v}$	composantes des champs de déplacements réel et virtuel
$\sigma_{ij}^{p}(u), \sigma_{ij}^{p}(v)$	champs de contraintes réelles et virtuelles dans le $p^{ième}$ ressort
υ	coefficient de Poisson
∂V	contour de la pointe de fissure
Δt	incrément de temps
Γ_1, Γ_2	contours surfaciques
Ω	domaine d'intégration

INTRODUCTION

La vie moderne est influencée fortement par le comportement mécanique lié à la durabilité des structures du génie civil et de la mécanique. Ces structures sont généralement soumises à des chargements complexes combinés à des sollicitations environnementales dues principalement aux différents modes de sollicitation et au caractère hétérogène propre aux matériaux utilisés. Afin de favoriser l'utilisation du bois et de ses dérivés comme matériau de construction, mais aussi d'optimiser l'utilisation d'autres matériaux dans les structures modernes, il est nécessaire de mieux appréhender le comportement en service des matériaux soumis à des sollicitations mécaniques diverses et à des variations climatiques combinées (humidité et température par exemple).

Cette Habilitation à Diriger des Recherches aborde d'une part, les problématiques liées au comportement thermo-hydro-visco-mécanique du bois et d'autre part, celles relatives à la fissuration des matériaux intelligents, des bi-matériaux et du bois en environnements variables. En effet, la valorisation de nos ressources en bois pour les applications constructives nécessite de mieux connaître le comportement mécanique du matériau en situation d'usage. Malgré de grandes avancées réalisées depuis une soixantaine d'années, il reste encore une marge de progrès importante notamment dans la simulation des comportements mécaniques présentés. Dans le même temps, les travaux relatifs aux matériaux pour la mobilité tels que les composites (y compris le bois) et les matériaux intelligents [ACL01 15] [ACL11-05] sont également très prometteurs. Toutefois, dans ces types de matériaux, des endommagements peuvent survenir aux interfaces des composants notamment lorsqu'ils sont sollicités par des charges mécaniques, électriques et magnétiques couplées aux variations de température.

Ce mémoire est consacré à ces problématiques de comportements couplés. Il est subdivisé en quatre chapitres qui résument d'abord mes activités d'enseignant-chercheur; les travaux relatifs au comportement thermo-hydro-visco-mécanique du bois, ceux relatifs à la fissuration des matériaux composites et intelligents ainsi que des matériaux et structures bois et, enfin, ceux traitant de la fissuration couplée à la fiabilité du bois en environnements variables (projet ANR JCJC CLIMBOIS [ACTI14-01]).

Le premier chapitre synthétise les activités d'enseignant-chercheur. Après mes trois années de thèse, j'ai obtenu un poste d'ATER à temps plein en 2008 à l'Université de Limoges. J'ai ensuite été recruté comme Maître de Conférences à l'Université Blaise Pascal – Clermont II en 2009. J'ai été responsable pédagogique de la première année de Génie-Civil à Polytech Clermont-Ferrand de 2010 jusqu'à fin 2014 et je suis responsable de plusieurs conventions bilatérales et ERASMUS (Université de Lièges). En recherche, j'encadre 6 thèses (dont 2 ont été soutenues en 2014). Je suis coordinateur du projet ANR JCJC CLIMBOIS depuis octobre 2013 ; je participe à plusieurs actions européennes COST FPS, au GDR CNRS 3544 « sciences du bois » ainsi qu'au GDR CNRS 3651 « FataCrack ». Parallèlement, je suis membre éditorial de plusieurs revues scientifiques. J'ai participé à l'organisation de plusieurs conférences nationales et internationales, examiné des thèses et participé également à des comités de sélection des Maîtres de Conférences. Les recherches effectuées ont donné lieu à 28 articles dans des revues internationales, des présentations dans des congrès nationaux et internationaux avec comité de lecture ainsi qu'à l'écriture d'ouvrages et de chapitres d'ouvrages. Je suis également responsable de trois contrats industriels.

Le deuxième chapitre présente mes travaux sur les comportements viscoélastique, mécanosorptif et hydromécanique du bois et en particulier du Sapin blanc du Massif Central qui reste une problématique de la région Auvergne. Dans le cadre de ces travaux, j'ai co-encadré trois thèses.

Dans la première thèse, soutenue en juin 2014, nous justifions l'existence du comportement hygroverrou (blocage des contraintes/déformations en phase de séchage sous déformations/contraintes imposées) du bois. Nous avons effectué des essais, des calculs analytiques et numériques qui ont donné lieu à de nombreuses publications, cf. [ACTI11-03] [ACTN12-04] [ACTI13-04] [ACTI12-05]. Dans la deuxième thèse, débutée en 2012, nous généralisons les approches développées dans la thèse précédente à des cas tridimensionnels cf. [ACTI14-08]. En particulier, le comportement hygroverrou dans les Bois Massifs Reconstitués (BRM) est simulé selon différentes configurations de collage et d'orientations des cernes annuels de croissance, cf. [ACTI13-08]. Enfin, dans la troisième thèse, débutée en 2013, nous nous intéressons à l'étude du comportement hydromécanique du bois de printemps et d'été du Sapin blanc par la méthode de la grille couplée à celle des champs virtuels, cf. [ACTI14-07]. Les cinétiques de sorption dans le cas de sollicitations en compression et en traction sont aussi étudiées via un protocole d'essai original.

Le troisième chapitre présente les résultats obtenus sur la fissuration des matériaux intelligents, des bi-matériaux et du bois ainsi que le comportement mécanique des rondelles de bois vert soumises à la dessiccation. La rupture aux interfaces des bi-matériaux piézoélectriques est étudiée en calculant les facteurs d'intensité de contrainte et électrique cf. [ACTI13-12] [ACL11-05]. Egalement, les résultats sur la fissuration des matériaux des surchauffeurs des centrales thermiques, sont présentés [ACL12-06]. Ensuite l'éprouvette Mixed Mode Crack Growth (MMCG) proposant une stabilité de la propagation de fissure pour tous les taux de mixités considérés est optimisée cf. [ACTI10-02] [ACTI09-03] [ACL12-05]. Cette éprouvette est adaptée à la méthode de la grille en mode d'ouverture de fissure et validée en comparant les résultats numériques obtenus avec ceux donnés par les méthodes de la complaisance et énergétiques cf. [ACTI14-03] [ACL14-01]. Aussi, la fissuration des rondelles de bois vert lors du séchage est étudiée en comparant les données expérimentales et les résultats numériques cf. [ACL13-01] [ACTI13-09] [ACTI12-01]. Un modèle viscoélastique incrémental en relaxation, adapté aux matériaux orthotropes, est proposé pour étudier l'effet du temps sur la fissuration des rondelles en phase de dessiccation cf. [ACTN11-02].

Le dernier chapitre présente les travaux sur la fissuration du bois en environnements variables couplée à la fiabilité. Ces recherches sont effectuées en partie dans cadre du projet ANR JCJC CLIMBOIS (octobre 2013 à mars 2017). Les parties numérique et analytique de ce projet concernent le développement des intégrales invariantes en environnements variables intégrant une pression éventuelle sur les lèvres de la fissure. La validité des approches est vérifiée en montrant une stabilité des couronnes d'intégration entourant la pointe de fissure pendant la propagation cf. [ACTI14-04] [ACTI14-06] [ACL11- 03]. Par ailleurs, des généralisations au comportement viscoélastique sont proposées grâce à une formulation viscoélastique incrémentale développée cf. [ACL10-01] [ACTI14-04]. Ces résultats montrent la capacité du modèle à séparer les modes mixtes de rupture en environnements variables. La fiabilité et les méthodes statistiques ont été appliquées afin d'estimer la probabilité de ruine et de connaître les paramètres les plus discriminants dans le processus de fissuration cf. [ACL12-02] [ACTI10-05] [ACTI14-09]. Dans le cadre de ce projet, des essais de fissuration en fluage et en environnements variables sur le Douglas et le Sapin blanc sont en cours de réalisation.

Les quatre chapitres sont suivis d'une conclusion générale, des perspectives de recherche et d'une bibliographie.

I. SYNTHESE DES ACTIVITES D'ENSEIGNANT-CHERCHEUR

I.1. Curriculum Vitae

I.1.1. Informations administratives

Rostand MOUTOU PITTI
Né le 04/10/1975
Domicilié à Clermont-Ferrand

Membre de :
Institut Pascal, UMR 6602 (UBP – CNRS – IFMA)

Adresse professionnelle :
Polytech Clermont-Ferrand, Campus Universitaire des Cézeaux, 2 Avenue Blaise Pascal, TSA 60206, CS60026, 63178, Aubière Cedex, France
Tel : +33 473407532 ; Fax : +33 473409474
Email : rostand.moutou_pitti@univ-bpclermont.fr

I.1.2. Formation

1998-2004 **Ingénieur Génie Civil**

Université des Sciences et Techniques de Masuku (USTM), Ecole Polytechniques de Masuku (EPM), Gabon, *Mention Bien*
Domaine d'études: route, bâtiment et construction (ponts, tunnels...)
Projet de fin d'études: comportement des ouvrages en bois placés en extérieur : application aux ponts routiers
Lieu du stage : Centre Universitaire de Génie Civil d'Egletons, Laboratoire 3MSGC, Université de Limoges (UNILIM)

2004-2005 **Master Recherche**

Laboratoire 3MSGC, Centre Universitaire de Génie Civil d'Egletons, Université Limoges, *Mention assez bien*
Domaine d'études : Procédés, Matériaux, Structures, Génie Civil et infrastructures
Sujet de Master : Mesure des déplacements par analyse d'images : déformations lors du séchage d'une rondelle de bois vert
Responsable : Frédéric DUBOIS : Professeur (Université de Limoges)

2005-2008 **Thèse de doctorat**

Laboratoire d'accueil : Groupe d'Etude des Matériaux Hétérogènes (GEMH), Axe Génie Civil et Durabilité, Centre Universitaire de Génie Civil d'Egletons (UNILIM)
Date de soutenance : 15-10-2008, *Mention Très Honorable*
Domaine : Génie Civil, Mécanique ;
Titre : découplage des modes mixtes de rupture dans les matériaux viscoélastiques orthotropes : modélisation et expérimentation
Directeur de thèse : Frédéric DUBOIS : Professeur (UNILIM)
Financement : Bourse de Coopération Française (gérée par Egide)

2005/2008 **Formations complémentaires** (Université de Limoges)

Déontologie de l'enseignement supérieur, pratique de la pédagogie interactive, stage résidentiel pédagogique, animation de réunion et de groupe de travail, management de groupe, sensibilisation à l'économie d'entreprise, séminaire de la pluridisciplinarité, nouveau chapitre de thèse, plan d'expérience.

I.1.3. Expériences professionnelles

Dep. 2009 **Maitre de Conférences** à Polytech Clermont-Ferrand, Université Blaise pascal (UBP)
Laboratoire de recherche : Institut Pascal (UBP-CNRS-IFMA) UMR6602 CNRS, Clermont Université
Axe : Mécanique, Matériaux et Structures (MMS) et Action Transversale « Matériaux et Modélisation Multi-échelles »

2008/2009 Attaché Temporaire d'Enseignement et de Recherche (ATER) à temps plein à l'IUT du Limousin (UNILIM) : Site de Tulle et Site d'Egletons
Laboratoire de recherche : GEMH, Axe Génie Civil et Durabilité, Centre Universitaire de Génie Civil d'Egletons
Thématiques : rupture, intégrales invariantes, viscoélasticité, bois,…

I.2. Activités de recherche

Les travaux présentés dans ce mémoire s'inscrivent au sein de l'axe Mécanique, Matériaux et Structures (MMS) de l'Institut Pascal. Ils s'articulent autour de trois thèmes principaux : le comportement mécanique couplé du bois (viscoélasticité, mécanosorption, comportement thermo-hydro-mécanique) ; le comportement mécanique et la fissuration des matériaux composites, intelligents et du bois (matériaux et structures) et enfin, la fissuration du bois en environnements variables. Ces travaux numériques et expérimentaux intègrent des couplages mécano-fiabilistes et les méthodes de mécanique sans contact (méthode de la grille et suivi de marqueurs, corrélation d'images, CND,…) et se positionnent dans l'Action Transversale « Matériaux et Modélisation Multi-échelles » de l'Institut Pascal. La liste des travaux et publications est présentée en Annexe 1. Les articles les plus significatifs sont listés en Annexe 4.

I.2.1. Comportement mécanique couplé du bois

Dans ces travaux, j'étudie le comportement mécanique couplé du bois, c'est-à-dire le couplage entre le comportement viscoélastique (fluage, relaxation), mécanosorptif et hydromécanique tout en mettant en relief les conséquences liées à la fissuration. Ils sont liés aux thèses suivantes co-encadrées avec les collègues de l'Institut Pascal:

La thèse d'O. Saifouni, soutenue en juin 2014 sous la direction de Pr. JF. Destrebecq, propose un modèle mécanosorptif justifiant l'existence des effets de blocage des déformations dans le bois en phase de séchage sous contrainte [ACTI11-03] [ACTI12-05] [ACTI13-01]. Le développement de ce modèle repose sur des essais mécanosorptifs à humidité et à chargement constants et variables. Ces modèles sont validés par des exemples illustratifs combinant des formulations analytiques, des modélisations numériques et des essais [ACTI13-05] [ACTI13-05]. Les essais ont été effectués à l'Université Berlinoise dans le cadre d'un STMS de l'action COST FP0904, dirigée par Pr. P. Navi, et dont j'ai été membre du Working Group 3.

La thèse de SL. Nguyen dirigée par Pr. JF. Destrebecq, débutée en 2012 sur une problématique de la région Auvergne, vise à généraliser le comportement mécanosorptif du Sapin blanc à des cas tridimensionnels. Des modèles basés sur les partitions des contraintes et des déformations permettent d'isoler les effets de blocages tridimensionnels. Des formulations analytiques ainsi que des validations numériques de ce modèle sont développées et implémentées dans le code par éléments finis Cast3M [ACTI13-08] [ACTI14-08].

La thèse de D. Dang, débutée en septembre 2013 et codirigée par Pr. E. Toussaint et Pr. M. Grédiac, se préoccupe d'étudier les propriétés du bois d'été, du bois de printemps ainsi que les hétérogénéités du Sapin blanc en phase d'humidification ou de séchage. Pour cela, la méthode de grille couplée à la méthode des champs virtuels et aux processus de diffusion dans le bois est utilisée [ACTI14-07]. Des essais de diffusion sont réalisés au Laboratoire de Génie des Procédés et Matériaux (LGPM) à l'Ecole Centrale de Paris afin de connaître les coefficients de diffusion de cette essence.

I.2.2. Comportement et fissuration des matériaux intelligents, des bi-matériaux et du bois

La mécanique de la rupture est classiquement utilisée pour étudier les fissures et prévenir les conditions de leur propagation dans divers matériaux utilisés en génie civil ou en mécanique. Les travaux cités ci-dessous sont donc consacrés à l'étude de la fissuration dans les matériaux sous diverses conditions de sollicitations.

I.2.2.1. Fissuration des matériaux intelligents et des bi-matériaux

Ces travaux s'intéressent à la rupture dans les matériaux intelligents notamment les matériaux piézoélectriques [ACL11-05] et des bi-matériaux. La thèse de V. Brevus, soutenue en février 2014 sous la direction du Pr. Y. Lapusta, porte sur le développement d'une méthodologie de prédiction de la durée de vie des collecteurs des surchauffeurs des centrales thermiques. Cette méthodologie repose sur l'évaluation des contraintes et des déformations de la structure soumise à la fissuration. La résistance à la fissuration circulaire couplée à la température a été étudiée afin de comprendre la durabilité des structures munies de défauts initiaux, ce qui implique l'application de la mécanique de la rupture. Le logiciel par éléments finis ANSYS est utilisé pour modéliser les problèmes évoqués [ACL12-06].

La thèse de V. Oleksii, débutée en octobre 2012 sous la direction du Pr. Y. Lapusta et co-encadrée par F. Labesse-Jied, permet de mieux comprendre le comportement et la rupture des matériaux actifs. En effet, en raison de leur comportement intrinsèque couplé électro-mécaniquement, les matériaux actifs tels que les matériaux piézoélectriques sont largement utilisés dans les technologies de la mobilité. Ils sont employés, entre autres, pour la fabrication de capteurs et d'actionneurs. Ils se présentent généralement sous forme de différentes couches sur un substrat où ils sont incorporés dans des matrices polymères. La présence de fissures à l'interface des couches peut fortement limiter les performances de ces dispositifs. Les cas de fissuration entre deux matériaux piézoélectriques de caractéristiques identiques ou différentes sont considérés [ACTI13-12] [ACL15-01]. Notons que ces derniers travaux s'inscrivent dans les activités actuelles de l'Action transversale « Matériaux et Modélisations Multi-échelles » et de l'axe MMS (Mécanique, Matériaux et Structures) de l'Institut Pascal.

I.2.2.2. Etude de la fissuration du bois (matériau et structure) par mesure de champs

Les essais préliminaires de propagation de fissure avec la méthode de grille sur éprouvette MMCG (Mixed Mode Crack Growth) ont été menés dans le cadre du Master de Lachhab [ACTI14-03]. L'objectif était d'évaluer le taux de restitution d'énergie en environnement stable sur les éprouvettes assurant une stabilité appréciable de la propagation de fissure par cette méthode. La suite de ces travaux sera assurée par la thèse de B. Odounga commencée depuis janvier 2015. Les essais seront menés conjointement à la plate-forme Génie-civil de Clermont-Ferrand et au laboratoire des Matériaux de l'Ecole Polytechnique de Masuku (Université des Sciences et techniques de Masuku) au Gabon afin de prendre en compte les effets environnementaux locaux dans les processus de fissuration des bois tropicaux.

Au niveau structure, je m'intéresse au comportement mécanique des assemblages bois-bois cloués ou collés de la poutre standardisée DOREAN [ACL12-04] [OS13-02] [ACTI14-10] [ACTI13-06] [ACTI14-14] et notamment son comportement à la fissuration. Mais ces travaux ne sont pas évoqués dans ce mémoire.

I.2.2.3. Séchage et fissuration des rondelles de bois vert

Ces travaux font suite à plusieurs analyses mécaniques (expérimentations et modélisations analytiques et numériques) effectuées les années précédentes [ACL13-01]. La fissuration évoquée ici n'est qu'une conséquence liée au séchage et n'est pas étudiée de façon formelle. Ces analyses ont été conduites sur une rondelle de petite taille (10 cm) avec un séchage tridimensionnel [ACTI12-05] [OS12-01]. Les modèles viscoélastiques incrémentaux avec critères de plasticité orthotrope dissymétrique et hypothèses d'homogénéité de la rondelle sont utilisés et ont montré des résultats intéressants.

I.2.3. Etude de la fissuration du bois en environnement variable

I.2.3.1. Projet ANR JCJC CLIMBOIS

Le projet ANR CLIMBOIS (2013-2017) traite de la durabilité des constructions en bois soumises aux variations climatiques et mécaniques complexes. Quatre objectifs divisés en quatre tâches principales sont visés par le projet. La première tâche est de proposer des méthodes de formulations viscoélastiques incrémentales et de découplage des modes mixtes de rupture dans des matériaux viscoélastiques sous l'action des charges énumérées [ACTI14-01]. Ainsi, les intégrales invariantes (M, T, A) sont généralisées aux cas isotropes, orthotropes [ACTI14-04] [ACTI14-06] et axisymétriques [ACL11- 03]. La propagation de la fissure est assurée en intégrant un couplage de mixité dans la zone d'élaboration en configuration plane. Des modélisations sont ensuite effectuées sous Cast3M. La seconde tâche consiste à conduire des essais de rupture-fluage-diffusion et de proposer des modèles numériques robustes prenant en compte le couplage entre gradients hydriques et champs mécaniques. La troisième tâche consiste à effectuer des essais non destructifs ou CND (analyse d'images, ultrasons, émission acoustique) sur des échantillons fissurés. Enfin, les aspects probabilistes des mécanismes sont intégrés via des couplages mécano-fiabilistes [ACTI14-09] (voir paragraphe suivant) et des processus d'optimisation afin de connaître les paramètres les plus influents dans la durée de vie des constructions en bois. La dernière tâche concerne la coordination du projet que j'assure.

I.2.3.2. Couplage rupture-fiabilité

Ces travaux concernent en partie, les tâches 2 et 3 du projet et visent à coupler les approches de fissuration à la fiabilité. Le couplage de l'analyse de fiabilité et de celle du mode mixte de rupture appliqué aux matériaux viscoélastiques et orthotropes est étudié. La principale étape dans l'analyse de fiabilité consiste à identifier les variables aléatoires définissant les modes de défaillance potentiellement critiques où la probabilité de rupture est calculée par la méthode FORM. Le comportement viscoélastique est introduit via un modèle de Kelvin Voigt généralisé et résolu par une loi viscoélastique incrémentale. La séparation analytique des paramètres de rupture est opérée par l'intégrale indépendante M. L'éprouvette CTS (Compact Tension Shear) est utilisée pour séparer les modes mixtes et l'éprouvette MMCG est appliquée pour des essais viscoélastiques [ACL11-01]. L'importance des variables aléatoires sur la fiabilité de la structure est déterminée. Dans les exemples numériques proposés, il est prouvé que le module d'élasticité transversal joue un rôle prédominant dans la sécurité vis-à-vis de la rupture [ACL12-02].

I.2.4. Encadrement des post-doctorants

D'octobre 2013 à août 2014, j'ai encadré Hassen RIAHI dans le cadre du projet ANR JCJC CLIMBOIS. Six congrès internationaux (notamment les Actions COST FPS) ont été effectués [ACTI14-01] [ACTI14-09] [ACTI14-15]. Actuellement j'encadre Seif Eddine HAMDI dans la suite du post-doc précédent et ce, jusqu'en octobre 2015 [ACTI15-01].

I.2.5. Participation à l'encadrement des thèses

J'ai co-encadré 6 thèses dont deux soutenues et quatre en cours. Notons que j'ai arrêté l'encadrement d'une thèse (Sung-Lam Nguyen) en juillet 2014 pour des raisons professionnelles et administratives. Une thèse (Soliman El Kabir) devrait débuter en automne 2015.

Thèses soutenues :

1. Vitaly BREVUS

Date de début :	Octobre 2010, soutenue le 26 février 2014
Titre :	Analysis of structural elements integrity after thermomechanical loading
Financement :	Bourse Ukrainienne
Cadre :	Co-tutelle UBP / Ternopil National Technical University
Encadrement :	33%, Prof. Yuri Lapusta (33%), Prof. Yasni (33%)
Situation actuelle:	enseignant à Ternopil National Technical University en Ukraine.

2. Omar SAIFOUNI

Date de début :	Octobre 2010, soutenue le 26 juin 2014
Titre :	Modélisation des effets rhéologiques dans les matériaux : application au comportement mécanosorptif du bois
Financement :	ministère
Encadrement :	50%, Prof. Jean-François Destrebecq (50%)
Situation actuelle:	ATER à l'IFMA.

Thèses en cours :

3. Viun OLEKSII (financement Labex IMobS3 action MAIM)

Titre :	Modélisation du comportement et de la rupture des matériaux actifs
Date de début :	Octobre 2012 ; soutenance prévue : automne 2015
Financement :	Labex IMobS3 action MAIM
Encadrement :	33%, Prof. Yuri Lapusta (33%), MCF. Florence Labesse-Jied (33%)
Cadre :	LABEX, Action MAIM

4. Sung-Lam NGUYEN

Titre :	Modélisation hydromécanique du bois : application au Sapin blanc du Massif Central
Date de début :	Octobre 2012 ; soutenance prévue : automne 2015
Financement :	Bourse Filière Région Auvergne, FEDER
Encadrement :	**50% jusqu'en juillet 2014,** Prof. Jean-François Destrebecq (50%)
Cadre :	Collaboration industrielle, Région Auvergne et Union Européenne

5. Djili DANG

Titre :	Mesure des champs pour la caractérisation des hétérogénéités dans le matériau bois
Date de début :	Octobre 2013 ; soutenance prévue : automne 2016
Financement :	Ministère
Cadre :	GDR 3544 Sciences du bois
Encadrement :	33%, Prof. Evelyne Toussaint (33%), Prof. Michel Grédiac (33%)

6. Bernard ODOUNGA

Titre :	Etude de la fissuration des bois tropicaux par mesure des champs
Date de début :	Janvier 2015 ; soutenance prévue : printemps 2018
Financement :	Gouvernement gabonais
Cadre :	Convention bilatérale UBP–UNILIM–USTM, GDR Sciences du bois
Encadrement :	33%, Prof. Evelyne Toussaint (33%), Prof. Michel Grédiac (33%)

7. Soliman AL KABIR

Titre :	Fissuration des matériaux bidimensionnels par les intégrales invariantes : prise en compte des entailles en V
Date de début :	Printemps 2015 ; Date fin : printemps 2018
Financement :	Association Marocaine
Cadre :	Projet ANR JCJC CLIMBOIS, GDR Sciences du bois, GDR FataCrack
Encadrement :	33%, Prof. Naman Recho (33%), Prof. Yuri Lapusta (33%)

I.2.6. Encadrement et co-encadement des Masters recherche et ingénieurs

I.2.6.1. Encadrement des Masters Recherche

A ce jour, j'ai encadré 8 Master Recherche dont certains ont donné lieu à des publications dans des congrès internationaux et nationaux :

1. **Omar SAIFOUNI**, soutenu en Juillet 2010. Encadrement à 50% avec Hamid Bouchair
Titre : Comportement semi-rigide d'assemblages mixtes acier-béton
Situation actuelle : ATER à l'IFMA

2. **Rocio ISORMA**, soutenu en Juillet 2010. Encadrement à 50% avec Eric Fournely
Titre : Dynamique de structures en acier et bardage
Situation actuelle : en thèse depuis 2013 à l'IFSTTAR Nantes

3. **Gueye MOR**, soutenu en Juillet 2011. Encadrement à 50% avec Eric Fournely
Titre : étude comparative de l'influence du coefficient de comportement
Situation actuelle : ingénieur en activité

4. **Bachar KABALAN**, soutenu en Juillet 2011. Encadrement à 50% avec Eric Fournely
Titre : Etude du comportement des structures composées de parties ductile et non ductile
Situation actuelle : ingénieur en activité

5. **Mahmoud FAKIH**, soutenu en Juillet 2012. Encadrement à 50% avec Hamid Bouchair
Titre : Etude du comportement et modélisation des liaisons des mats métalliques
Situation actuelle : actuellement en thèse à l'Université de Nantes

6. **Dang DJILI**, soutenu en Juillet 2013. Encadrement à 100%
Titre : Pré dimensionnement de vitrages sous action dynamique de chocs
Situation actuelle : actuellement en thèse à l'UBP

7. **Abdelmonem LACHHAB**, soutenu en Juillet 2013.
Titre : Propagation de fissure en mode 1 dans une éprouvette en bois par mesures de champs sans contact et approche numérique [ACTI14-03].
Situation actuelle : actuellement en thèse à l'Université de Rennes

8. **Azzedine NOUALI**, soutenu en Juillet 2014
Titre : Influence de la variabilité des propriétés intrinsèques du bois sur la cinématique de séchage d'une rondelle de bois vert [ACTI14-16]. Encadrement à 33% avec Eric Fournely et Hassen Riahi. Situation actuelle : en recherche d'emploi

I.2.6.2. Ingénieurs en fin de cycle équivalent Master 2

J'ai encadré 25 Ingénieurs (équivalent Master 2) et certains de ces travaux ont donné lieu à des contrats et à des communications dans des congrès internationaux et nationaux à comité de lecture avec actes publiés :

1. **Thibaut COUSTILLAS**, soutenu en juillet 2010
Titre : Etude de l'influence de la liaison entre le panneau de contreventement et la poutre treillis DOREAN®. Encadrement à 50% avec Eric Fournely

2. **Diez M**. et **Tort M**.
Titre : Modeling of Cracking in Laminated Composites [ACTI10-03]. Enc. 50% avec Yuri Lapusta

3. **Laura GAUTHIER**, soutenu en juillet 2010
Titre : Evaluation probabiliste du risque sismique sur la Communauté d'Agglomération de Nice Côte d'Azur [ACTI14-12] [ACTN11-05]. Encadrement à 50% avec Eric Fournely

4. **Mathieu JOUANADE**, soutenu en juillet 2010
Titre : Evaluation et renforcement des bâtiments [ACTI10-04]. Encadrement à 50% avec Eric Fournely

5. **Jérémy NICOL**, soutenu en juillet 2013
Titre : Développement des outils de calcul de risque sismique AFPS/QERIR [ACTI14-13]. Encadrement à 50% avec Evelyne Toussaint

6. **Olivier VAGNE**, soutenu en juillet 2013
Titre : Etanchéité des verrières. Contrat industriel VIRY (2000 euros). Encadrement à 100%

7. **Julien COLAS**, soutenu en juillet 2014
Titre : Approche paramétrique du dimensionnement des verres pincés. Contrat industriel VIRY (5000 euros). Encadrement à 100%

I.2.7. Publications

J'ai publié 28 articles dans des revues internationales avec comité de lecture (ACL); 61 communications internationales avec actes (ACTI) ; 43 communications nationales avec actes publiés (ACNI) et 13 chapitres d'ouvrages (OS). Tous ces travaux sont listés en Annexe 1.

I.2.8. Actions de diffusion de la culture scientifique

J'ai mené plusieurs actions de vulgarisation et de diffusion auprès d'un public non spécialiste de mes thématiques de recherches. Plusieurs conférences sont effectuées dans ce cadre.

Moutou Pitti R. *Modélisation de la propagation de fissure dans les matériaux viscoélastiques orthotropes*, Séminaire Club Cast3M (CEA), Paris, 21, novembre, 2008. http://den-dans.extra.cea.fr/

Moutou Pitti R. *Découplage des modes de rupture dans des matériaux viscoélastiques orthotropes* : application au bois, Entretiens du RGCU, BATIMAT. Paris, 06 Novembre, 2007.

Moutou Pitti R. *Modélisation de la propagation de fissure dans le matériau bois*, Séminaire de la pluridisciplinarité, Faculté des Sciences, Limoges, 12, Juin, 2008

Moutou Pitti R. *Fissuration du bois dans les matériaux viscoélastiques orthotropes : modélisation et expérimentation,* Nouveau Chapitre de Thèse, Faculté des Sciences, Limoges, 07-11-2008.

Moutou Pitti R. Destrebecq J.F, Charlet K. *Outils et méthodes pour l'analyse des structures complexes à comportement dépendant du temps*, Réseau EDULINK, 2èmes Rencontres Scientifiques: Ndjamena 2010, 06-08 Décembre 2010, Tchad. http://www.einstitut.info/?p=1312

Moutou Pitti R. *Présentation de l'Institut Pascal (Laboratoire CNRS-UBP-IFMA)*, USTM, 30 Avril 2014, Franceville, Gabon

Moutou Pitti R. *Formations et Recherches en Mécanique et en Génie Civil à l'Université à l'UBP*, USTM, 30 Avril 2014, Franceville, Gabon

Moutou Pitti R. *Recherche et Plateforme Génie Civil à l'Université Blaise Pascal*, USTM, 30 Avril 2014, Franceville, Gabon

Moutou Pitti R. *Les métiers de la construction métallique*, USTM, 02 Mai 2014, Franceville, Gabon.

Moutou Pitti R. *La recherche sur le bois à l'UBP*, USTM, 17 février 2015, Franceville, Gabon.

Moutou Pitti R. *La Construction Mixte*, USTM, 17 février 2015, Franceville, Gabon.

I.2.9. Actions de recherche et visibilité

I.2.9.1. Projets ANR

Je suis coordinateur du projet ANR JCJC CLIMBOIS commencé en octobre 2013. Les principaux objectifs de ce projet sont résumés au paragraphe I.2.3.1. En plus des actions scientifiques, j'assure les responsabilités de la coordination du projet (suivi scientifique et financier, rédaction des rapports finaux et à mi-parcours, recrutement des CDD, organisation des réunions de travail, communication avec l'ANR et le pôle de compétitivité ViaMeca, valorisation, diffusion et vulgarisation du projet) [ACTI14-02]. Egalement, j'ai participé pendant 2 ans au projet ANR SISBAT (2008-2012) qui avait pour objectif d'étudier la fiabilité des fermettes des bâtiments industriels et des maisons individuelles sous sollicitations sismiques.

I.2.9.2. Participation à diverses actions de recherche et visibilité locale

En marge des activités d'expertise et de membre de comité éditorial de plusieurs revues scientifiques, je suis membre des GDR CNRS et je participe à plusieurs actions européennes COST FPS comme indiqué dans les paragraphes suivants :

- Depuis 2012: membre actif du GDR CNRS 3544 « Science du bois » et du GDR CNRS 3651 « FataCrack » depuis 2014
- Depuis 2010: membre du Working Group de l'Action COST FP0904 et des actions COST FP1302, FP1303, FP1004, FP1407; 2013: bénéficiaire d'une CONFERENCE GRANT COST UE COST-CONG-DC-FPS-00145 (3000 €)
- Membre éditorial des revues: World Journal of Mechanics (WJM) depuis 2010, avec 6 expertises en tant que reviewer; Science and Technology (SAP); International Journal of Basic and Applied Sciences, ISSN: 2227-5053 depuis 2012 (3 expertises) ; Bio-ressources ; Nova Publication…

- Reviewer : Canadian Research Development Center of Sciences and Cultures (CSCanada) depuis 2012 (2 expertises); Bio-ressources (3 expertises); Current Advances in Civil Engineering (3 expertises) ; American Chemical Science Journal et Techno-Press (2 expertises chacune)…
- Reviewer Elsevier: Engineering Fracture Mechanics depuis 2012 (5 expertises); Engineering Structures (2 expertise); Comptes rendus Mecanique (1 expertises)
- Reviewer Taylor Francis: Structure and Infrastructure Engineering (2 expertises) ; European Journal of Civil Engineering (2 expertises)
- Reviewer Springer: Acta Mechanicca (2 expertises); Meccanica (2 expertises); Journal of Engineering Mechanics, Transport (2 expertises)
- Depuis 2011: Chercheur associé et membre de la commission de Recherche au Centre National de la Recherche Scientifique et Technologique (CENAREST, GABON)
- Examinateur de trois jury de thèse et participation au projet ANR SISBAT (2008-2012) [ACTI11-02] [ACTI11-05]
- Membre de comités scientifiques des congrès internationaux: SICZS-2010, Chlef, Algérie; Conference on Computational Mechanics (CCM 2014), May 16-18, China; International Conference of Fracture (ICF), Athènes 2017
- Membre des comités d'organisation des congrès internationaux suivants : Workshop COST Action FP0904, Bordeaux, 13-14 février 2014; Organisateur et Trainer au Training School COST Action THM FP0904, Bordeaux, 10-13 février 2014 ; 4ème journées du GDR « sciences du bois », Clermont-Ferrand du 04 au 06 2015
- Membre des comités d'organisation des congrès nationaux suivants : AUGC 2010 La Bourboule; Imagerie quantitative pour la caractérisation des matériaux et des structures du génie civil, mars 2014, Clermont- Ferrand.

J'ai obtenu une Bourse Filière Région en 2012 (avec co-financement FEDER) et une partie de mes travaux ont fait l'objet d'une publication au journal interne de l'Université Blaise Pascal en 2013, Annexe 2.

I.2.10. Collaborations recherche et industrielles

J'ai développé des collaborations scientifiques avec des universités, des instituts de recherche et des entreprises. Parallèlement, 3 contrats industriels ont été obtenus. Les références citées ici sont toutes présentées en Annexe 1.

- **En France :**
  Laboratoire GEMH Axe GCD ; UNILIM [ACTI14-05] ; Université Nantes; Université Brest ; INSA Rouen [ACTN13-07] [ACTI14-02] ; Ecole Centrale Paris (Bourse GDR thèse de Dang Djili) ; IES Université de Montpellier (Master Recherche) [ACTI14-16] ; Région Auvergne (Bourse de thèse avec co-financement FEDER)
- **Avec les pays du Sud** :
  USTM (Gabon), projet recherche AUF ; Centre Nationale de la Recherche Scientifique (Gabon) [ACTI14-12] ; Université de Ndjamena (Tchad) [ACTI10-07], projet recherche AUF ; Université Dschang (Cameroun); Université de Thiès (Sénégal), projet recherche AUF…
- **En Europe et aux USA :**

  Université de Bern (STMS Cost Action FP0904) [ACTI13-05] ; Laboratory Reaserch Army (LRA, Baltimore USA), projet de recherche en cours de rédaction

- **Entreprises :**
  Association interprofessionnelle Auvergne Promobois ; Bois Collés d'Auvergne (BCA) ; Scierie du Moulin (thèse, Master) [ACTN13-02] ; GEOTER-FUBRO [ACTI14-11] [ACTI14-12] ; Contrats industriels : VIRY SA (5000 euros en 2014) : essais mécaniques sur les verres pincés ; VIRY SA (2000 euros en 2013) : étude du comportement des verrière à faibles pentes ; GAGNE (1000 euros en 2012): essais de choc sur structures verrières.

I.3. Activités administratives

I.3.1. Responsabilités pédagogiques

- 2010-2014 : Responsable pédagogique de la 3ème année ingénieur Génie Civil, Polytech Clermont-Ferrand, Université Blaise Pascal
- Depuis 2012 : Responsable de la convention bilatérale UBP - UNILIM – USTM (Gabon)
- Depuis 2011 :
  - Responsable de la convention Erasmus Université de Liège – UBP ;
  - Membre de Comité de Sélection des Maitres de Conférences IUT de Montluçon (2011, 2012, 2013) Polytech Annecy-Chambery (2012), ENISE Saint Etienne (2013), Polytech Clermont (UBP en 2013)
- Participation aux journées portes ouvertes depuis 2010 et à la fête de la science
- Responsable Polytech Clermont-Ferrand au Forum de recrutement à Egletons depuis 2010
- Participation à des jurys de recrutement, à des journées de représentation de l'école dans les forums étudiants et professionnels depuis 2010.

I.3.2. Responsabilités aux différentes instances

- 2013 : Juré titulaire à la Cour d'Assise du Puy de Dôme (Riom)
- 2010-2011: membre du groupe de travail sur la valorisation de la Construction Bois, Ministère de l'Ecologie et du Développement Durable
- 2008 : représentant élu des doctorants au sein du conseil du laboratoire GEMH (UNILIM).

I.4. Activités d'enseignement

I.4.1. Avant le poste de Maître de Conférences

J'ai enseigné en tant que ATER à l'IUT du Limousin (UNILIM), poste occupé à temps plein au département Génie Civil d'Egletons et au département Hygiène Sécurité et Environnement de Tulle. Les matières enseignées sont :

- Mécanique de structure : statique, sections droites, sollicitations simples et composées, flexion…
- Mécanique des Fluides : statique des fluides ; dynamique des fluides ; banc de Pertes de charge (TP) ; mesure de viscosité (TP) ; SolidWorks (TP) ; mesure de débit (TP)
- Vibrations et acoustique
- Mathématiques : polynômes, nombres complexes, triangles, trigonométrie, polynômes, primitives et intégrales, dérivation, développements limités équations différentielles, TP calculatrice, TP statistiques ; TP justement linéaire…
- Informatique : TP Word, TP Excel; Power Point

- Encadrement projet, rédaction et surveillance d'examens.

Niveau : D.U.T (1ère et 2ème année) ; nature d'intervention : TP et TD ; Volume horaire : 192 heures équivalent TD sur l'année scolaire 2008-2009. Toutes les informations sont résumées dans le Tableau I.4.1.

Discipline	Type de cours	Année	Volume horaire
Mécanique de structure (RDM)	TP / TD	1ère année	36 h / 30 h
Mécanique des Fluides	TP / TD	1ère année	20 h / 20 h
Vibrations et acoustique	TD	2ère année	10 h
Mathématiques	TP / TD	1ère année	14 h / 54 h
Informatiques	TP	1ère année	36 h
Encadrement de projet		1ère année	
Total heures réalisées			**192h eq. TD**

Tableau I.4.1. Tableau récapitulatif des enseignements effectués en ATER

I.4.2. Activité d'enseignement en tant que Maitre de Conférences

Mes activités d'enseignement se répartissent sur les trois années du cycle ingénieur de Polytech Clermont-Ferrand, à l'Ecole Nationale Supérieur d'Architecture de Clermont-Ferrand et à l'Institut Français de Mécanique Avancée. Les états de service depuis 2009 sont synthétisés dans les tableaux de l'Annexe 3. En résumé, depuis 2009, ma charge d'enseignement s'élève en moyenne à 250h éq. TD par année. Les matières suivantes sont enseignées :

- Résistance des Matériaux (RDM) (16h CM, 50h TD, 12 TP): Caractéristiques sectorielles ; Réactions ; Efforts de la RDM ; Contraintes normales et de cisaillement ; Torsion ; Flambement ; Théorèmes énergétiques ; Poutres continues ; Lignes d'influence. Ces enseignements sont assurés à Polytech Clermont-Ferrand et à l'Ecole Nationale d'Architecture de Clermont-Ferrand
- Méthode des Eléments Finis (12h TD et 12h TP): Résolution d'un problème d'élasticité ; Prise en compte des conditions aux limites en déplacement ; Etude des éléments finis simples à trois nœuds (TRI 3) et à six nœuds (TRI 6) ; Eléments de plaques ; Vecteurs de forces généralisées ; Eléments iso-paramétriques ; Introduction et application au logiciel Cast3M
- Construction Mixte (10h TD) : Construction bois-béton (planchers mixtes bois-béton, poteaux mixtes bois-béton,…) ; Construction acier-béton (Poutres mixtes, poteaux mixtes, planchers mixtes,…) ; Poutres mixtes Preflexes
- Encadrement des ingénieurs génie civil en Projet Recherche Développement (PRD) équivalent Master Recherche : environ 5 ingénieurs encadrés par an (80h TD par an depuis 2009)
- Encadrement de projets ingénieurs à l'IFMA : 10h TD depuis 2010
- Mécanique des fluide (12h TD en 2010) : Statique des fluides ; Cinématique des fluides ; Dynamique des fluides parfaits ; Dynamique des fluides visqueux
- Projets Généraux de Construction (16h TP) : il s'agit d'encadrer les étudiants de 4ème année ingénieur sur un projet relevant du domaine du Génie Civil. Les étudiants sont repartis en groupe de 3 et j'ai encadré 5 groupes en 2009, 2010 et 2011
- Visites de chantier (8h eq. TD: je participe à l'encadrement des visites et j'assure l'organisation de celles-ci depuis 2010.

I.4.3. Activité d'enseignement à l'étranger

Depuis 2011 j'enseigne en tant que vacataire à l'Université des Sciences et Techniques de Masuku (USTM) au Gabon dans le cadre de la convention bilatérale UBP–UNILIM-USTM (45h eq. TD éléments finis), et à l'Ecole Nationale de l'Enseignement Technique de Libreville au Gabon (45h eq. TD éléments finis, 30h eq. TD construction mixte et 45 eq. TD analyse limite).

I.5. Bilan

Ce premier chapitre résume mes activités d'enseignant-chercheur. On remarque qu'après les trois années de thèse (2005-2008), j'ai obtenu un poste d'ATER à temps plein en 2008 et j'ai été ensuite recruté comme Maître de Conférences à l'Université Blaise Pascal en 2009.

J'ai été Responsable pédagogique de la troisième année Génie Civil à Polytech Clermont-Ferrand (2010 – fin 2014) ; Responsable de plusieurs conventions ERASMUS et bilatérales et j'assure des enseignements dans plusieurs établissements en France et à l'étranger.

En recherche, je suis coordinateur du projet ANR JCJC CLIMBOIS depuis octobre 2013. Je bénéficie d'une PES depuis 2011. Je participe activement aux GDR CNRS « sciences du bois » et « FataCrack », à plusieurs actions européennes COST FPS ainsi qu'à plusieurs projets de recherches internationaux. Aussi, je suis membre éditoriale de plusieurs revues scientifiques et « reviewer » pour le compte de plusieurs journaux. J'ai participé à l'organisation de plusieurs conférences nationales et internationales, examiné plusieurs thèses et participé à plusieurs comités de sélection des Maîtres de Conférences.

Les travaux présentés dans ce mémoire ont donné lieu à :

- 28 articles dans des revues internationales avec comité de lecture (ACL)
- 61 congrès internationaux (ACTI)
- 43 congrès nationaux (ACTN)
- 13 ouvrages ou chapitres d'ouvrages (OV)
- 3 contrats industriels.

La liste complète des références citées dans ce document est donnée dans l'Annexe 1. Les articles les plus significatifs sont présentés dans l'Annexe 4.

II. COMPORTEMENTS COUPLES DU BOIS : HYDROMECANIQUE VISCOELASTIQUE ET MECANOSORPTIF

II.1. Introduction

Les travaux présentés dans ce chapitre sont tirés des trois thèses (O. Saifouni, S.L Nguyen et D. Dang) débutées respectivement en 2010, 2012 et 2013. La première, soutenue en 2014 s'intéresse à la justification de l'existence du comportement hygroverrou en comparant les résultats d'essais aux prévisions numériques reposant eux-mêmes sur des formulations analytiques solides. La seconde, débutée en 2012, vise à généraliser le comportement hygroverrou, démontré dans la thèse précédente, au cas tridimensionnel ; des applications sont proposées pour les structures contrecollées. Enfin, la troisième intègre l'étude du comportement hydromécanique des bois de printemps et d'été par mesure de champs en sorption. Pour ces travaux, les essais expérimentaux sont effectués, en particulier, sur le Sapin blanc du Massif Central ou Sapin Pectiné.

II.2. Comportement mécanosorptif et viscoélastique couplé

La thèse d'O. Saifouni, réalisée sous la direction du Pr. J.F Destrebecq, s'appuie sur des essais effectués en Suisse et la formulation dite des hygroverrous développée ces dernières années par F. Dubois à Egletons ; une reformulation originale de cette théorie est proposée en relaxation et confrontée aux observations tout en proposant une mise en œuvre semi-analytique et numérique [OS11-02] [ACTI11-03] [ACTI12-05] [ACTI13-01]. Dans cette partie, le protocole expérimental, les essais de caractérisation mécanique, mécanosorptif ainsi que les essais hygroverrous indispensables à la mise en place du modèle sont rappelés.

II.2.1. Protocole et essais de caractérisation hydrique et mécanique

II.2.1.1. Dispositif et échantillons

Pour la réalisation des essais mécaniques, on utilise une machine de traction-compression équipée d'une cellule hygrothermique (Figure II.2.1 (a-b)) [ACTI13-05]. Des échantillons de petites dimensions, prélevés dans des zones spécifiques (Figure II.2.1 (c-d)), ont été utilisés afin d'amoindrir les effets dus au gradient hydrique. Des essais de caractérisation hydriques, mécaniques instantanés et différés sont ainsi effectués.

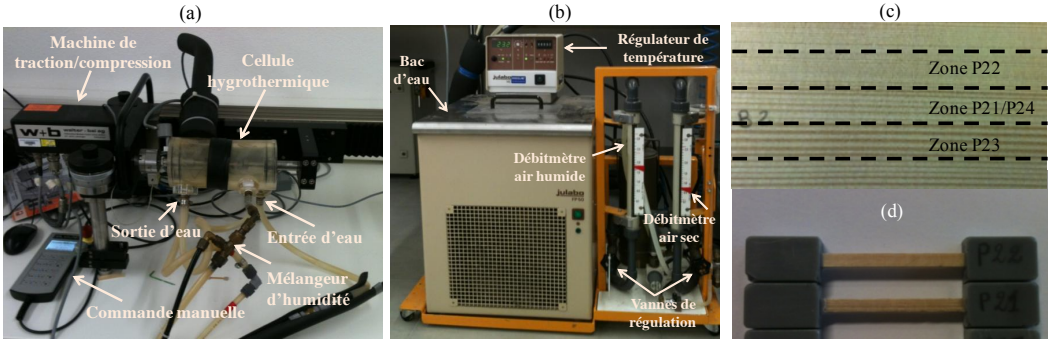


Figure II.2.1. (a) Dispositif. (b) Vue d'ensemble. (c) Zones de prélèvement des (d) échantillons.

Les essais ont été réalisés à l'Institut des Matériaux et de la Technologie du Bois de la Haute Ecole spécialisée Bernoise (Bern University of Applied Sciences) à Bienne (Suisse) dans le cadre d'une STSM (Short Term Scientific Mission) de l'action COST FP0904 dont j'ai été membre actif.

II.2.1.2. Essais de caractérisation hydrique et mécanique

Les essais de sorption et de déformation hydrique permettant d'obtenir le coefficient de retrait/gonflement hydrique sont présentés. Grâce à l'hystérésis de sorption (valeurs moyennes de la teneur en eau en fonction de l'humidité relative pour les sept échantillons testés, Figure II.2.2 (a)), on remarque que le maximum d'humidité relative atteint est de l'ordre de 91 % correspondant à une teneur en eau du bois d'environ 19,5%.

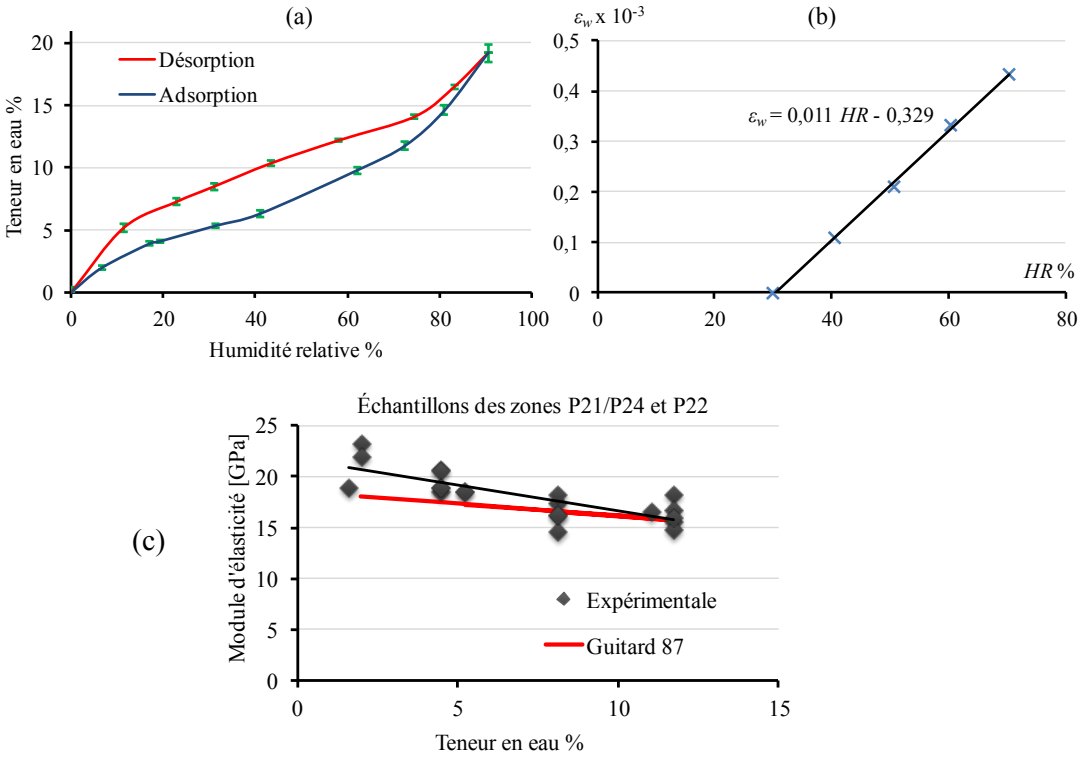


Figure II.2.2. (a) Isotherme de sorption-désorption. (b) Évolution de la déformation hydrique vs. HR. (c) Comparaison du module d'élasticité expérimental avec celui proposé par Guitard [GUI 87].

On déduit, à partir de la Figure II.2.2 (b), la relation qui nous donne le coefficient de dilatation hydrique longitudinal $\alpha_l = 0{,}011$ pour un cycle d'adsorption de 30% à 70% d'humidité relative:

$$\varepsilon_w = 0{,}011\, HR - 0{,}329 \quad (\varepsilon_w \text{ x } 10^{-3}\,;\, HR \text{ en } \%) \qquad \text{(II.2.1)}$$

Les essais mécaniques instantanés en traction permettent de déterminer les contraintes de traction à la rupture ainsi que les modules longitudinaux d'élasticité des échantillons à différents taux d'humidité relative. Ils sont effectués dans des conditions climatiques stables, en vitesse de déplacement imposé égale à 0,3 mm/min et une température de 20,8°C±0,3°C. En résumé, la résistance moyenne à la rupture est de l'ordre de 115 MPa pour les échantillons testés. Pour les échantillons les plus rigides, stabilisés entre 5% et 75% d'humidité relative, le module d'élasticité initial à 10% de la charge de rupture est mesuré pour chaque essai afin d'obtenir la relation suivante

$$E(GPa) = -0{,}078\, HR(\%) + 21{,}74 \qquad \text{(II.2.2)}$$

Ces résultats sont validés après comparaison aux données obtenues par Guitard [GUI 87], Figure II.2.2 (c). On conclut donc que les droites expérimentale et analytique sont assez proches sur l'intervalle hydrique d'étude retenu.

II.2.2. Essais de caractérisation viscoélastique

Les essais viscoélastiques ont permis de vérifier la linéarité du comportement viscoélastique en relaxation et en fluage à différents taux de chargement et d'identifier les paramètres des modèles rhéologiques. Les résultats obtenus ne seront pas rappelés dans ce mémoire [SAI 14].

II.2.3. Essais mécanosorptifs

II.2.3.1. Effet hygroverrou

A partir d'un essai dit « sec », ou « humide », on impose une déformation sur une durée donnée et on applique des cycles d'humidification-séchage. On remarque que le retour de la contrainte pour l'essai mécanosorptif après chaque cycle est quasi-total. Pour analyser les résultats précédents et isoler la contrainte hygroverrou σ_{HL}, on applique le principe de partition de la contrainte suivante:

$$\sigma = \sigma_w + \sigma_{ve} + \sigma_{HL} \quad \text{avec} \quad \sigma_{HL} = \sigma_{réd} - \sigma_{ve} \quad \text{et} \quad \sigma_{réd} = \sigma - \sigma_w \qquad \text{(II.2.3)}$$

Dans cette équation, la contrainte viscoélastique σ_{ve} est calculée via le principe de superposition de Boltzmann ; σ_{HL} est déduite de la soustraction entre la contrainte viscoélastique et la contrainte réduite $\sigma_{réd}$ qui résulte de la différence entre la contrainte totale σ et hydrique σ_w.

Afin de montrer ou du moins d'isoler l'effet hygroverrou, on montre que pour l'essai 1, σ_{HL} se crée lors du premier séchage sous contrainte, est restituée lors de l'humidification et est proportionnelle à l'amplitude de *HR*. Le même constat est effectué pour l'essai 2, Figure II.2.3 (B).

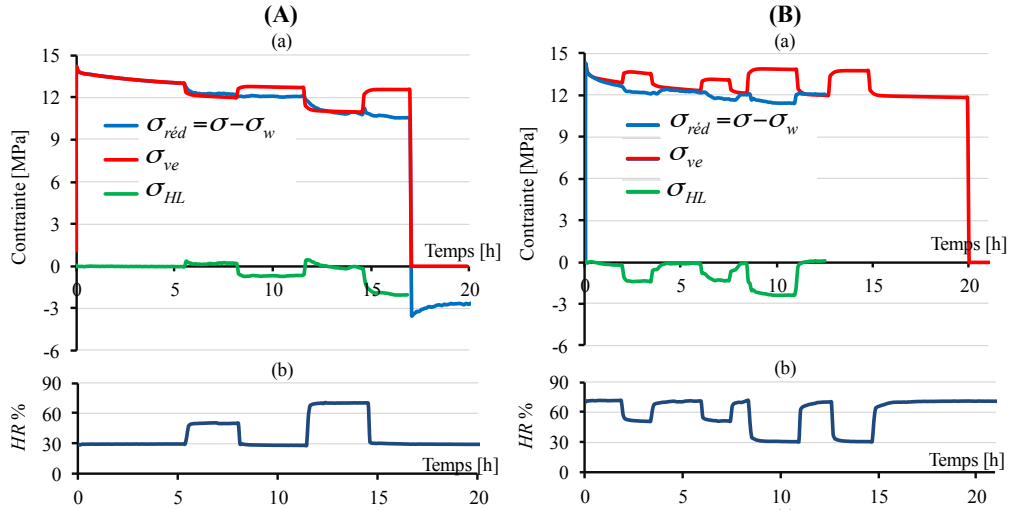


*Figure II.2.3. Essai 1 (**A**), Essai 2 (**B**) - Courbes de la contrainte réduite (trait bleu), viscoélastique (trait rouge), hygroverrou (trait vert) (a); Évolution de l'humidité relative (b) sous déformation imposée.*

Sur la base des remarques de l'évolution de σ_{HL} observée au paragraphe précédent, on propose le modèle analytique permettant de reproduire la contrainte en fonction du module d'élasticité suivant

$$\Delta\sigma_{HL} = \left(E(t+\Delta t) - \overline{E}(t)\right)\varepsilon_0 \quad \text{avec} \quad \overline{E}(t) = \begin{cases} E(t_0) & \text{en séchage} \\ E(t) & \text{en humidification} \end{cases} \qquad \text{(II.2.4)}$$

$E(t_0)$ désigne le module au début de la phase de séchage et $E(t)$ celui au début de la phase d'humidification.

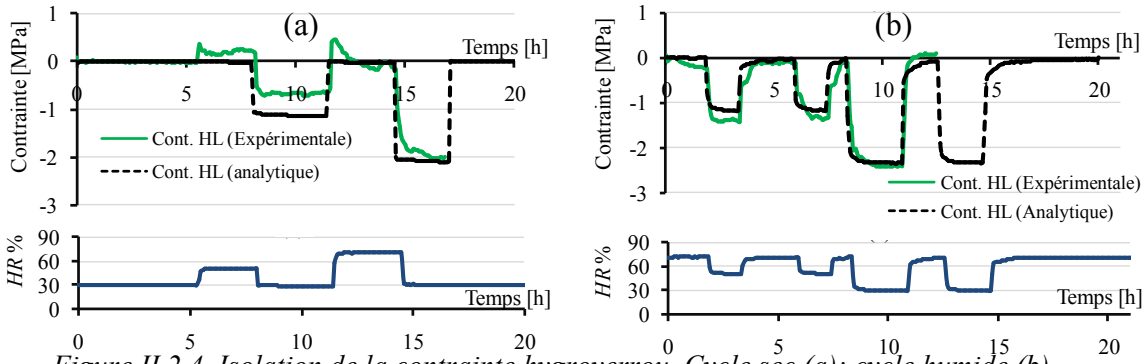


Figure II.2.4. Isolation de la contrainte hygroverrou. Cycle sec (a); cycle humide (b).

Sur les Figures II.2.4 (a) et (b), on représente les courbes des contraintes hygroverrou expérimentales et analytiques respectivement pour les cycles sec et humide. On remarque qu'il y'a quasiment une superposition des deux courbes, ce qui justifie la validité du modèle proposé.

II.2.3.2. Essais mécanosorptifs à contrainte et humidité variables

Il s'agit ici d'analyser les composantes de la déformation lors d'un essai de fluage sous contrainte et HR cycliques tout en isolant la déformation hygroverrou. Le principe est donc de faire varier la contrainte par paliers de 8 à 12% de la contrainte à la rupture σ_r (Figures II.2.5 (b) et (a)), *HR* varie par des paliers de 10% entre 30% et 70% avec un retard de 15 min par rapport σ_r.

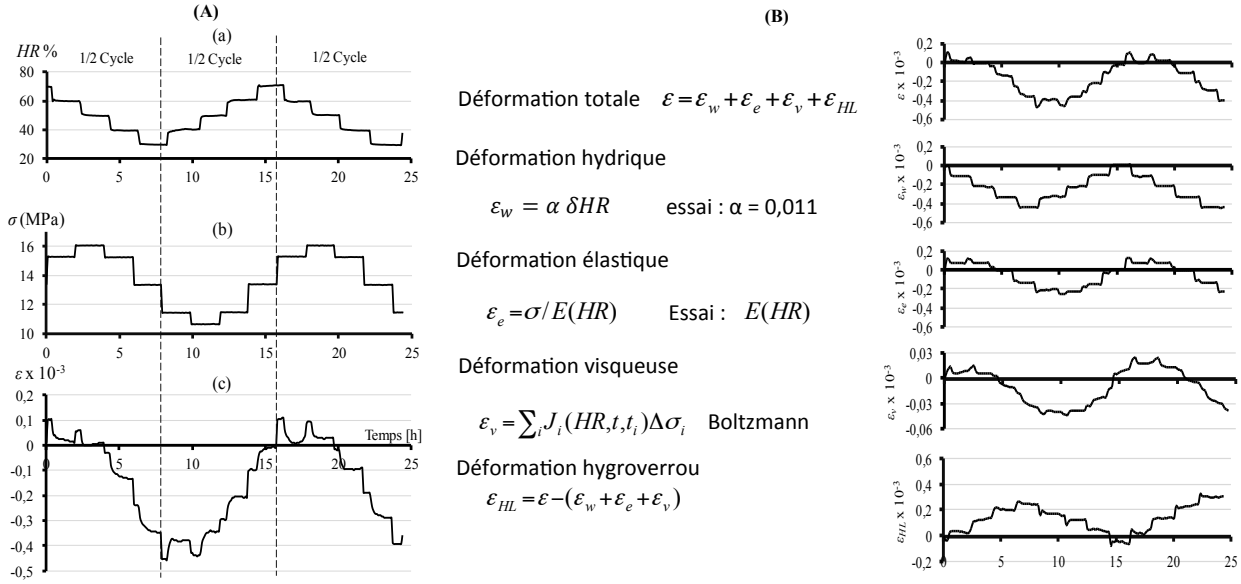


Figure II.2.5. (A) Essai mécanosorptif sous contrainte et humidité variables. (B) Décomposition de la déformation totale mesurée durant l'essai mécanosorptif sous contrainte et humidité cycliques.

La Figure II.2.5 (c) présente l'évolution de la déformation totale mesurée au cours de l'essai. Les parties courbées correspondent à l'effet de fluage / recouvrance et celui de la diffusion hydrique. L'analyse de l'évolution de la déformation hygroverrou ε_{HL} par rapport au cycle d'humidité relative montre que : pour chaque diminution de *HR* (séchage), on a une augmentation de ε_{HL}, et inversement, Figure II.2.5 (B). En réalité, ε_{HL} se crée progressivement en phase de séchage sous contrainte et se restitue en phase d'humidification jusqu'à une valeur presque nulle, puis elle se recrée de nouveau en phase de séchage ; on constate aussi que les variations de la contrainte n'ont pas d'effet sur ε_{HL}.

II.2.3.3. Proposition d'un modèle

En accord avec l'hypothèse de la loi de Bazant en séchage et celle de Hooke en phase d'humidification et conformément aux observations précédentes, on fait l'hypothèse que ε_{HL} évolue de manière à compenser la variation de déformation induite par la rigidification en phase de séchage sous contrainte, d'où la proposition de l'expression suivante :

$$\Delta\sigma_{HL} = -\Delta\varepsilon_e^{\Delta E} \text{ avec } \Delta\varepsilon_e^{\Delta E} = \frac{\Delta E}{E(t+\Delta t)E}\,\sigma(t) \qquad \text{(II.2.5)}$$

Toutefois, on constate une influence significative du coefficient de retrait longitudinal sur la réponse de ε_{HL} selon les Figures II.2.6 (a) et (b) pour un coefficient de retrait $\alpha = 0{,}011$ (Figure II.2.6 (a)) que pour $\alpha = 0{,}009$ (Figure II.2.6 (b)).

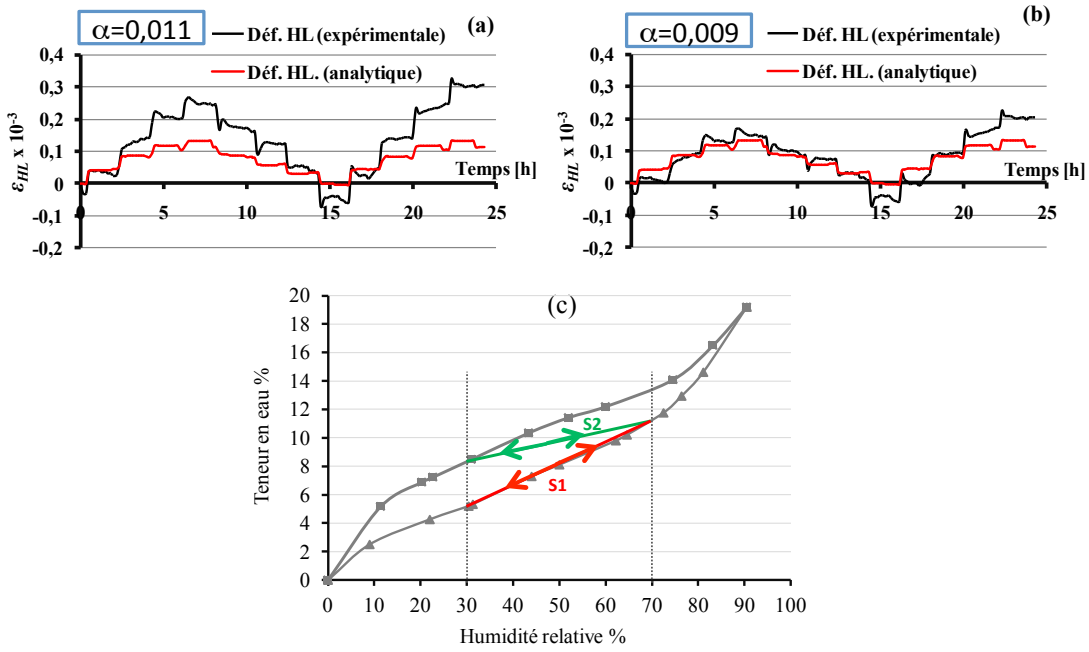


Figure II.2.6. Evolution de ε_{HL} expérimentale et analytique : pour $\alpha = 0{,}011$ (a) et $\alpha = 0{,}009$ (b). Scénarios possibles pour l'évolution de l'état hydrique au cours d'une variation de HR (c)

L'effet de l'hystérésis est représenté à la Figure II.2.6 (c). En effet, on suppose que dans le cas d'un cycle partiel de variation d'humidité relative, l'état hydrique de l'échantillon peut varier dans un intervalle limité suivant deux scénarios différents.

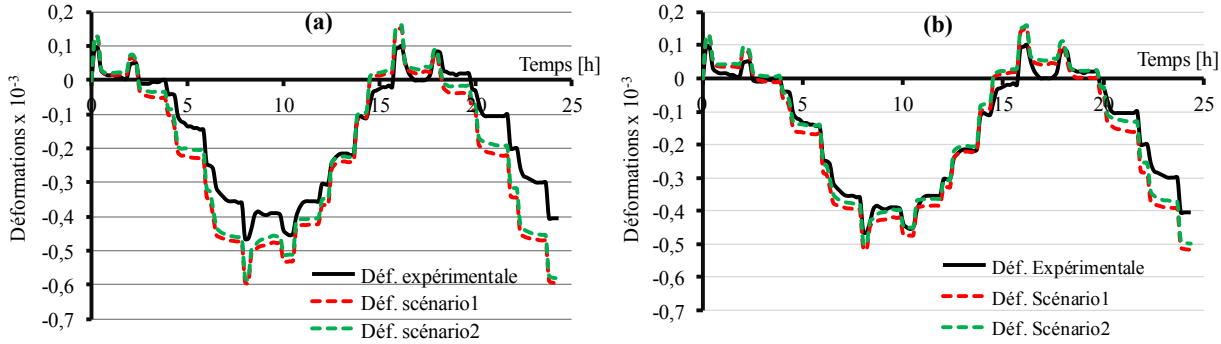


Figure II.2.7. Comparaison entre la déformation expérimentale mesurée et son évolution reconstituée pour les deux scénarios S1 et S2 : pour $\alpha = 0{,}011$ (a) et $\alpha = 0{,}009$ (b).

Ainsi, La Figure II.2.7, compare l'évolution de la déformation totale mesurée au cours de l'essai avec celles reconstruites en application du principe de partition de la déformation selon les deux

scénarios S1 et S2 respectivement pour $\alpha = 0{,}011$ (Figures II.2.7 (a)) et $\alpha = 0{,}009$ (Figures II.2.7 (b)). On remarque que les déformations reconstruites à partir du modèle selon ces deux scénarios sont très proches mais se rapprochent de la déformation expérimentale pour $\alpha = 0{,}009$ comme observé précédemment.

II.2.4. Comparaisons numériques/expérimentales

Dans ce paragraphe on propose des formulations analytiques des modèles pseudo-élastique hygroverrou et viscoélastique hygroverrou en se basant sur des combinaisons des modèles rhéologiques appropriées. Enfin les résultats expérimentaux obtenus dans la section II.2.3 sont comparés aux prévisions numériques afin de valider les modèles proposés.

II.2.4.1. Modèle pseudo-élastique hygroverrou

Principe du modèle et approche en rigidité

Les résultats de la partie expérimentale ont mis en évidence que, lorsque le bois est exposé à une humidification, son comportement dépend des variations du chargement mécanique et de l'humidité. Dans ce cas, si l'on fait abstraction des effets viscoélastiques $(\sigma = \sigma_e + \sigma_{HL})$, la relation entre la contrainte totale et la déformation est régie par la loi de Hooke $\sigma = E(w) \cdot \varepsilon$.

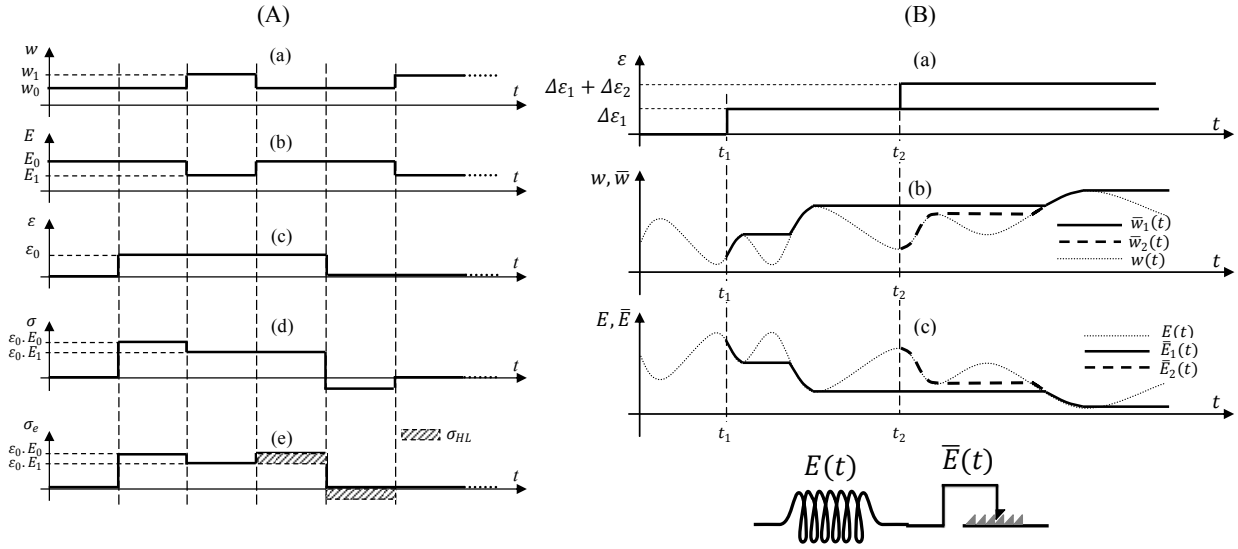


Figure II.2.8. Illustration du comportement pseudo-élastique (A). Modèle rhéologique hygroverrou en rigidité et illustration de la rigidité minimale (B).

Par contre, lorsque le bois est soumis à un séchage à chargement constant ou variable, son comportement dépend uniquement du chargement mécanique. Par conséquent, la réponse obéit à la loi de Hooke restreinte ou la loi de Bazant $\dot{\sigma} = E(w) \cdot \dot{\varepsilon}$. Ainsi, sur la Figure II.2.8 (A), on applique une variation de teneur en eau oscillant entre w_0 et w_1 ; on impose simultanément une déformation ε_0 et on calcule la contrainte totale par la combinaison des deux lois précédentes. La contrainte élastique est obtenue via la loi de Hooke et par l'application du principe de partition de la contrainte ; on déduit ainsi σ_{HL} (surface hachurée) qui vient compenser la contrainte élastique en phase de séchage sous contrainte et qui est récupérée en phase d'humidification.

Pour une approche en rigidité, l'expression du modèle pour un chargement continu s'exprime sous la forme intégrale suivante :

$$\sigma = \int_{t_0}^{t} \overline{E}\,(t,\tau)\dot{\varepsilon}\,(\tau)\mathrm{d}\tau \qquad \text{(II.2.6)}$$

$\overline{E}$ est le module minimal illustré dans le cas d'une variation discrète en deux paliers, Figure II.2.8 (B) en haut. On propose le modèle analogique composé d'un ressort hygroverrou (Figure II.2.8 (B) en bas) et d'un ressort élastique assemblés

en série pour représenter la loi de comportement.

Application : chargements cycliques

Dans cet exemple, On applique un chargement cyclique en contrainte d'amplitude σ_a et une variation de teneur en eau avec un déphasage de φ ; l'évolution de la contrainte en fonction de la déformation est présentée à la Figure II.2.9 à gauche, pour des cas particuliers de σ_a et φ.

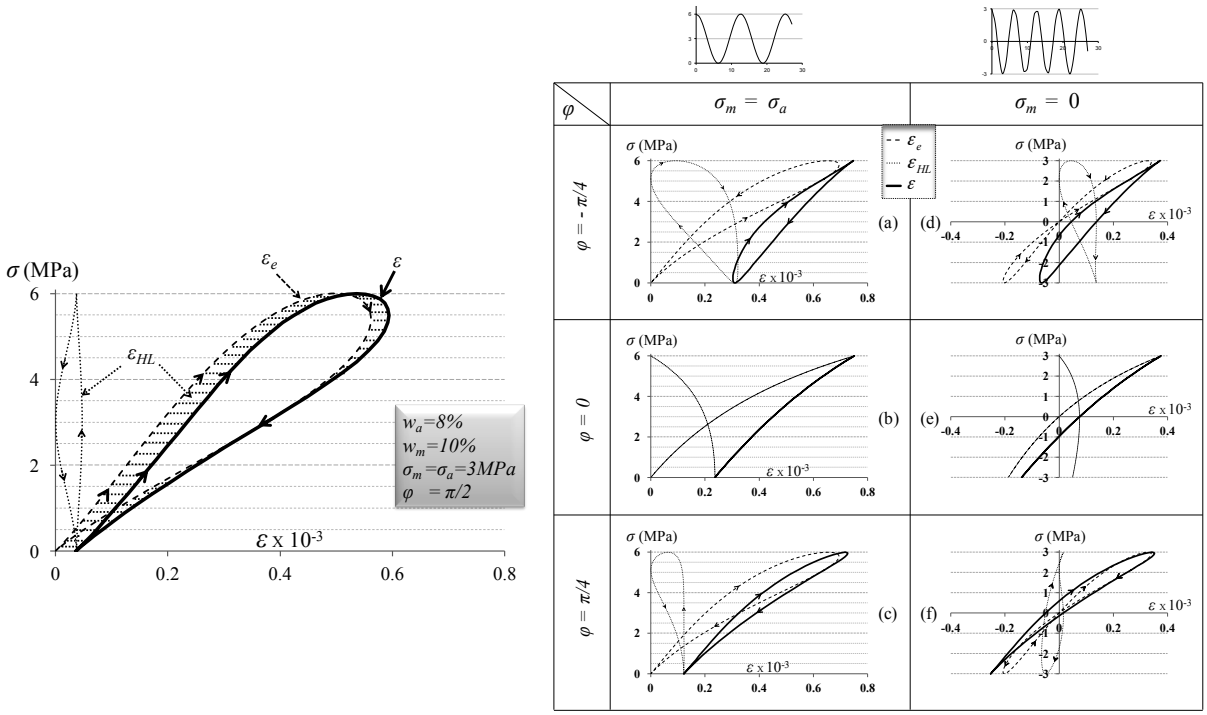


Figure II.2.9. Chargement cyclique et réponse hygroverrou

Sur la Figure II.2.9 à droite, la courbe en trait noir gras représente la déformation totale résultant de la somme de ε_e et de ε_{HL}. Pour deux modes de sollicitation, cyclique répétée et alternée et pour trois valeurs différentes de déphasage, on représente les courbes contraintes-déformations. On remarque que le changement du mode de sollicitation induit une modification assez importante de la réponse du matériau, même pour un mode de déphasage identique. En conclusion, l'effet HL a une influence très marquée sur la réponse du matériau en fonction du mode de sollicitation mais également en fonction du déphasage entre les variations d'humidité et de contrainte.

II.2.4.2. Modèle viscoélastique hygroverrou

La formulation viscoélastique incrémentale hygroverrou est validée dans ce paragraphe. La Figure II.2.10 présente l'évolution en fonction du temps de la déformation totale mesurée lors de l'essai, de la déformation reconstruite à partir de l'analyse du résultat de l'essai et de la déformation simulée à l'aide du modèle. La comparaison montre que la courbe simulée présente la même allure que les deux autres courbes. Elle est plus proche de la courbe reconstruite que de la courbe expérimentale, ce qui peut s'expliquer par le fait que les hypothèses de base de la formulation incrémentale sont les mêmes que celles utilisées pour reconstruire la courbe à partir de l'analyse de la courbe expérimentale. Ce résultat confirme la validité du modèle incrémental et sa capacité à simuler un essai en fluage pour des variations de chargement et d'humidité relative quelconques.

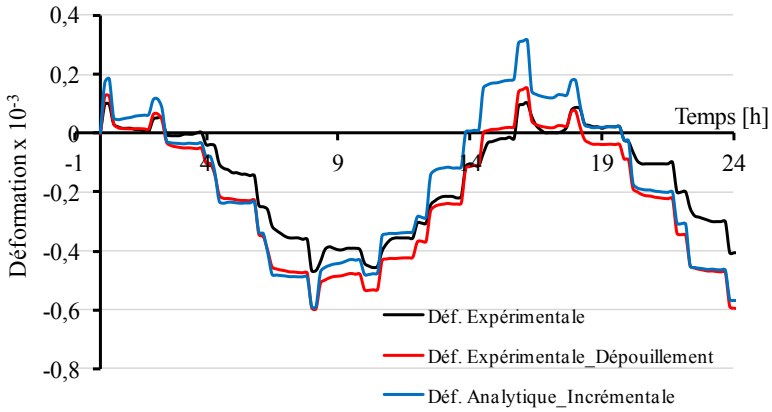


Figure II.2.10. Courbes expérimentale, reconstruite et simulée de la déformation totale au cours de l'essai mécanosorptif à humidité relative et contrainte cycliques

II.2.5. Conclusion

Les travaux présentés dans cette partie avaient pour but de justifier l'existence de l'effet hygroverrou en relaxation en couplant des approches expérimentales, analytiques et numériques. Seulement, l'existante de cet effet n'a été vérifiée que dans la direction longitudinale, donc unidimensionnelle. Il est donc indispensable de justifier aussi ce phénomène dans les deux autres directions préférentielles du bois, ce qui n'est pas chose facile compte tenu des complexités expérimentales. Un des objectifs visés par la thèse de S.L Nguyen, présentée dans le paragraphe suivant, est d'essayer de répondre à cette question.

II.3. Comportements mécanosorptifs des structures contrecollées

Ces travaux sont proposés dans le cadre de la thèse de S.L. Nguyen, débutée en 2012 sur une problématique de la région Auvergne. Ils visent à généraliser le comportement mécanosorptif du Sapin Blanc étudié dans la thèse précédente à des cas tridimensionnels. Des modèles basés sur les partitions des contraintes et des déformations permettent d'isoler les effets de blocages tridimensionnels. Des formulations analytiques ainsi que des validations numériques de ce modèle sont développées et effectuées [ACTI13-08] [ACTI14-08]. Ici, je ne vais présenter que l'application faite sur les Bois Massifs Reconstitués ou BMR.

II.3.1. Contexte de l'étude

Le Massif Central en général, et la région Auvergne en particulier, regorge d'un couvert végétal dense enrichi par des essences comme le Sapin Blanc qui compose près du tiers de cette végétation. Cette essence constitue, par conséquent, une ressource importante aussi bien pour les entreprises de première et seconde transformation que pour celles qui opèrent dans le domaine de la construction bois. Seulement, cette essence est parsemée de défauts comme des nœuds qui fragilisent les éléments de construction rendant ainsi son utilisation problématique. De plus, cette complexité est renforcée par l'action de l'humidité dont les variations sous contrainte engendrent des déformations pouvant s'avérer préjudiciables aux structures bois en service.

Une des solutions à cette faiblesse structurale reste le Bois Massifs Reconstitués (BMR) appelé aussi contrecollés DUO ou TRIO. Dans ce cas, les lamelles de bois débitées sont contrecollées afin d'homogénéiser les défauts de celui-ci, tout en favorisant la résistance mécanique du composant en bois obtenu. Malheureusement des déformations peuvent apparaitre lors des phases d'humidification et de séchage naturel ou artificiel de ces éléments structuraux. On observe généralement l'apparition d'une déformation bloquée ou hygroverrou lors des phases de séchage

sous contrainte [GRI 88]. Ces phénomènes sont nuisibles au comportement global des structures, notamment lorsque les BMR sont utilisés en systèmes poteaux - poutres extérieurs, en charpente traditionnelle, en toiture terrasse ou en parquet soumis à des environnements variables.

Dans la littérature, plusieurs auteurs ont évoqué des problématiques d'humidité dans le bois [BAZ 85] et proposé des modèles analytiques, numériques et expérimentaux [NAV 12] afin d'isoler le blocage des déformations. Parmi ces auteurs, Husson et al. [HUS 11] ont développé un modèle basé sur la partition des déformations en introduisant une contrainte fictive pilotant ce phénomène. En s'appuyant sur une partition des contraintes, Saifouni [ACTN12-01] a isolé le comportement hygroverrou en supposant un blocage des contraintes lors des phases de séchage pour un problème unidirectionnel. Parallèlement, ce modèle a permis de mettre en valeur ce phénomène lors d'une variation sinusoïdale couplée de la teneur en eau et du chargement mécanique (paragraphe II.2.4). Dans ce travail, cette dernière approche est généralisée à un problème bidirectionnel et appliquée au BMR afin de rendre compte du comportement des structures bois sous humidité variable.

Les différentes configurations des BMR DUO et TRIO sont rappelées dans la première partie. Ensuite le modèle analytique 1D basé sur une partition des déformations est présenté. Cette approche est ensuite généralisée au cas tensoriel 3D. Enfin, les contraintes internes apparaissant dans les plans de collage des BMR sous l'action de l'humidité et des charges permanentes, sont présentées en fonction du degré d'orthotropie du matériau. Parallèlement, l'effet hygroverrou prédit par le modèle est mis en évidence. Ces résultats permettent de comprendre et d'analyser la ruine des structures en bois tout en favorisant leur durabilité en service.

II.3.2. Principe de la modélisation

On présente le principe du modèle de comportement pseudo-élastique basé sur l'hypothèse de la partition de la déformation. L'incrément de déformation totale $\Delta\varepsilon$ produit par un incrément de contrainte $\Delta\sigma$ et une variation d'humidité Δw est décomposé en trois parties distinctes, équation (II.3.1). Dans cette équation, la déformation hydrique libre ε_w est corrigée par une partie élastique ε_e et par une autre partie appelée déformation hygroverrou ou hygro-lock ε_{HL} :

$$\Delta\varepsilon = \Delta\varepsilon_e + \Delta\varepsilon_{HL} + \Delta\varepsilon_w \qquad \text{(II.3.1)}$$

On ne va s'intéresser qu'à la partie unidimensionnelle en donnant les expressions de toutes les partitions de l'équation (II.3.1). Après développements analytiques, on obtient :

- L'évolution des deux parties de la variation des déformations élastiques due à la variation de la contrainte et à celle de l'humidité

$$\Delta\varepsilon_e = +\eta_e \Delta\sigma + \xi_e \qquad \text{(II.3.2)}$$

- L'évolution des deux parties de la variation des déformations hygroverrou en phase de séchage η_{HL} et en phase d'humidification ξ_{HL}

$$\Delta\varepsilon_{HL} = \eta_{HL}\,\Delta\sigma + \xi_{HL} \qquad \text{(II.3.3)}$$

II.3.3. Bois massif reconstitué DUO et TRIO

Le BMR connait un fort développement ces dernières années, notamment dans les pays nordiques. La fabrication de ces produits s'est aujourd'hui généralisée auprès de la première transformation qui souhaite apporter de la valeur ajoutée à sa production de sciage à usage structural, ou au niveau de la seconde transformation qui opte pour une diversification de ses marchés. Les intérêts majeurs visés au travers du développement du BMR repose sur : la stabilité dimensionnelle satisfaisante (apportée par le séchage rendu obligatoire pour une maitrise du

collage) ; l'absence de fissurations importantes ; l'usinage facilité par la robotisation ; l'absence des joints apparents. Dans ce travail, on s'intéresse aux configurations DUO (Figure II.3.1 (a)) et TRIO (Figure II.3.1 (b)). Dans ces composants, la colle utilisée est généralement du Polyuréthane sans formaldéhyde avec des joints de collage très peu visibles comme mentionné précédemment.

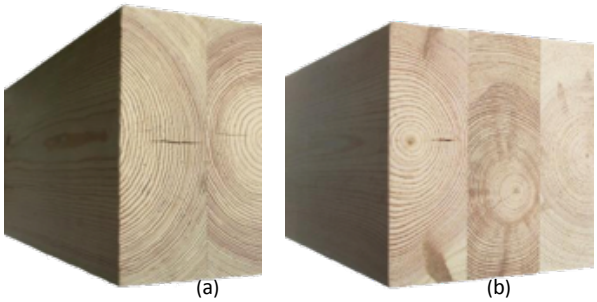


Figure II.3.1. BRM réel : DUO (a) – TRIO (b)

Les Figures II.3.2 (a) et (b) représentent respectivement les configurations DUO considérées dans cette étude en précisant notamment l'orientation des cernes annuels de croissance et la position du centre d'orthotropie radial P_A.

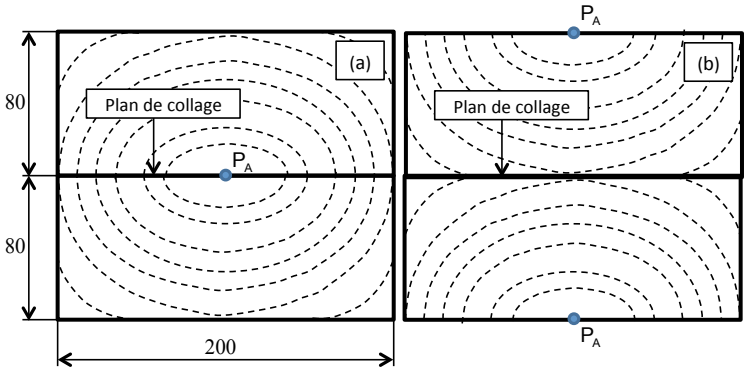


Figure II.3.2. Elément massif DUO : cas (a) - cas (b)

Les Figures II.3.3 (a) et (b) présentent l'orientation des cernes et les deux configurations de collage retenues dans le cadre du BMR TRIO avec les mêmes dimensions que précédemment. L'avantage reste la stabilité dimensionnelle et la minimisation des fentes par rapport à un bois massif de section équivalente.

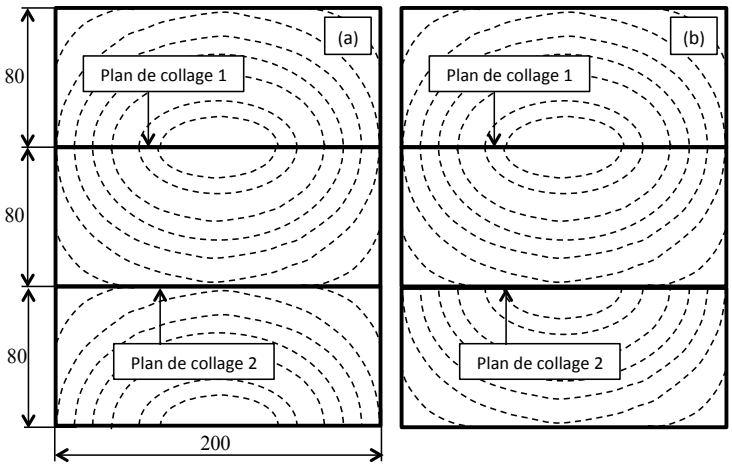


Figure II.3.3. Elément massif TRIO : cas (a) – cas (b)

II.3.4. Résultats numériques

II.3.4.1. Cycle hydrique et influence de la position du centre d'orthotropie

Les simulations sont effectuées pour le cycle d'humidité décrit à la Figure II.3.4 (a). Le cycle commence par une phase d'humidification de 12% à 18% et se termine par une phase de séchage de 18% à 12%. On admet ici que le taux d'humidité évolue de manière uniforme dans l'ensemble de la section et ceci afin d'éviter de masquer l'effet hygroverrou que l'on souhaite mettre en évidence par l'effet d'un gradient hydrique marqué.

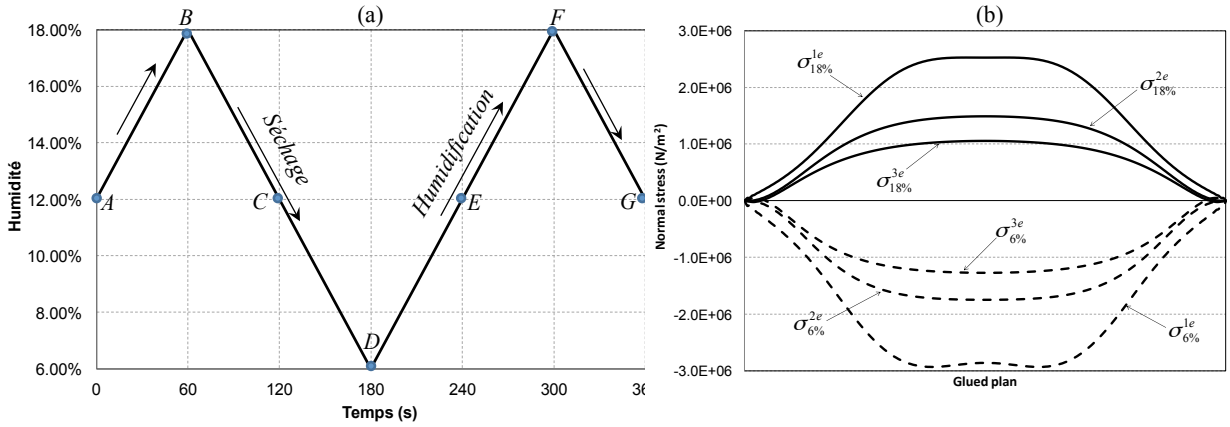


Figure II.3.4. Cycle de chargement hydrique au cours du temps (a). Influence du centre d'orthotropie (b).

Dans la modélisation, les modules d'Young des trois directions d'orthotropie varient linéairement avec l'humidité selon la formule empirique suivante [BAZ 85]

$$E_i(w) = E_i(12)[1 - 0{,}03(w - 12)] \qquad \text{(II.3.4)}$$

où $E_i(12)$ est le module d'Young de référence à 12% pour la direction d'orthotropie i. Les autres paramètres sont considérés indépendants de l'humidité. Pour un matériau isotrope, une variation d'humidité n'engendre pas de contrainte dans un composant libre de se déformer. A l'inverse, pour un matériau orthotrope, la non proportionnalité entre les modules d'Young et les coefficients de dilatation hydrique génère un champ de contrainte quelque soit le système statique considéré. En particulier, ceci provoque l'apparition de contraintes dans le plan de collage, dont la distribution et l'intensité dépendent de la courbure des cernes, donc de la position du centre d'orthotropie radial par rapport au plan de collage. Ainsi, la Figure II.3.4 (b) montre l'évolution de la contrainte normale dans le plan de collage en fonction des différentes positions du centre orthotropie (proportionnelle à la taille e) pour 18% et 6% d'humidité conformément à l'histoire de chargement hydrique décrite à la Figure II.3.4 (a). On observe que l'augmentation de la contrainte avec la courbure des cernes de croissance s'annule lorsque le centre d'orthotropie est situé à l'infini. Dans la suite, tous les calculs sont effectués avec le centre d'orthotropie situé à une distance $e = 80\ mm$ du plan de collage pour les BMR DUO et TRIO (Figures II.3.1 et II.3.2).

II.3.4.2. Profil de contrainte dans le plan de collage

Quelque soit le cas (DUO ou TRIO), on s'intéresse aux contraintes à l'interface du plan de collage des composants. Les Figures II.3.5, II.3.6 et II.3.7 présentent les profils des contraintes normales et tangentielles obtenues dans le plan de collage 1 pour les cas DUO et TRIO. Les courbes présentées correspondent aux valeurs à 6%, 12% et 18% de l'humidité. En observant les quatre graphiques, on constate que la somme des surfaces créées par chaque courbe est nulle. Ce résultat est en accord avec un système sans charge extérieure.

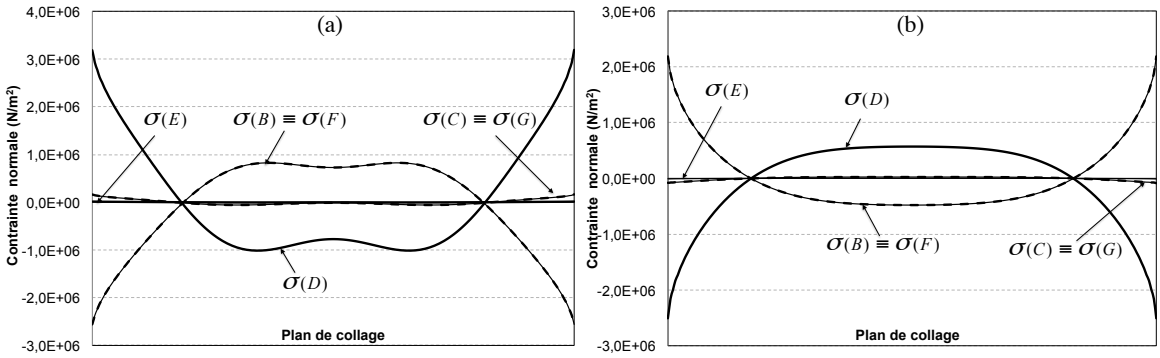


Figure II.3.5. Profil de la contrainte normale (a) et de cisaillement (b) dans le plan de collage 1 DUO.

En suivant le cycle d'humidité de la Figure II.3.4, les profils des contraintes notés $\sigma_{(B)}$ et $\sigma_{(F)}$ obtenus à la fin de la 1ère et de la 2nde phase d'humidification à 18% sont superposés (absence de ε_{HL}). Ensuite, en séchant à partir de 18% jusqu'à l'état initial de 12%, on obtient des profils de contraintes $\sigma_{(C)}$ et $\sigma_{(G)}$ non nuls. Ceci résulte du mécanisme d'accumulation de la déformation hygroverrou au cours du séchage et de sa récupération en phase d'humidification. En effet, ε_{HL} est créée durant la phase de séchage sous contrainte. En phase d'humidification, elle est totalement libérée quand l'humidité revient à la teneur en eau maximale au début de la phase de séchage sous contrainte. Ainsi, à 12% pour la première et la deuxième phase de séchage à partir de 18% (points C et G), ε_{HL} existe, ce qui explique une contrainte non nulle. Par contre, après retour à l'humidité maximale de 18% (point F), ε_{HL} s'annule car elle a été créée puis libérée totalement. La dissymétrie observée pour les profils de contrainte à 18% et à 6% s'explique pour les mêmes raisons.

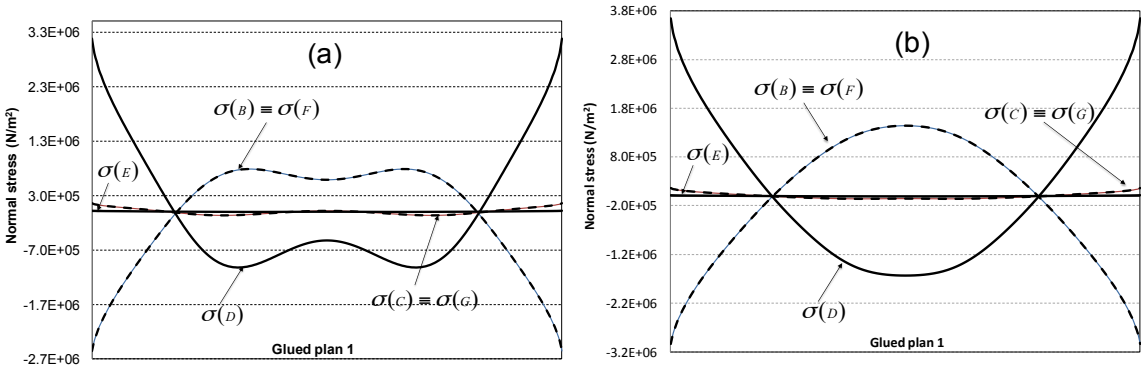


Figure II.3.6. Profil de la contrainte normale dans le plan de collage BMR TRIO : (a) configuration de la Figure II.3.3 cas (a) ; (b) configuration de la Figure II.3.3 cas (b).

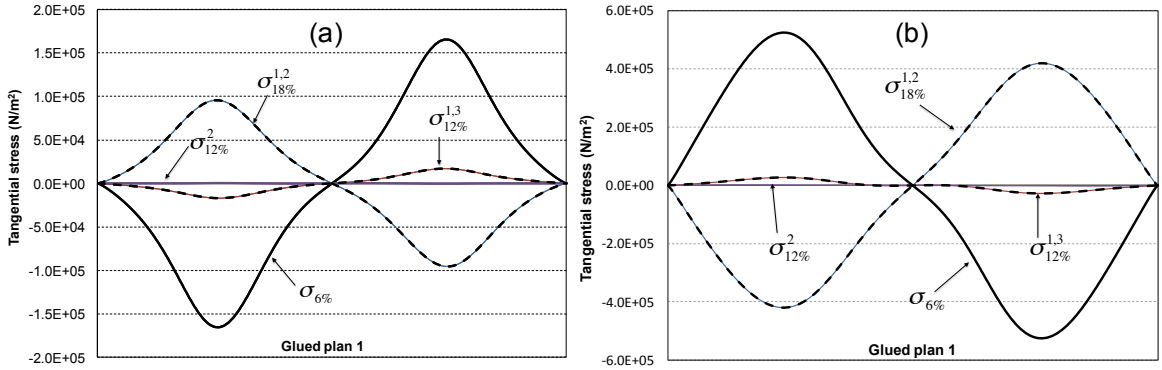


Figure II.3.7. Profil des contraintes tangentielles dans le plan de collage BMR TRIO : (a) configuration de la Figure II.3.3 cas (a) ; (b) configuration de la Figure II.3.3 cas (b).

La Figure II.3.6 présente l'évolution des contraintes normales dans le plan de liaison dans le cas du BMR TRIO, Figure II.3.3, avec les mêmes observations que pour le BMR DUO, Figure II.3.5. En plus, les profils de contraintes de la configuration (a) sont plus importants que ceux de la configuration (b). En revanche, le profil de la contrainte normale de la Figure II.3.6 (a) est très proche de celui de la Figure II.3.5 (a) pour la configuration DUO.

Dans le cas dissymétrique TRIO, Figure II.3.3, la contrainte de cisaillement est importante et avoisine 1,7x10^5 N/m^2. Combinée à la contrainte normale de traction, cette contrainte est un point essentiel dans l'estimation du risque de ruine des éléments en BMR.

II.3.4.3. Evolution de la contrainte hygroverrou

Pour interpréter les résultats induits par la déformation hygroverrou ε_{HL}, nous introduisons la partition suivante

$$\{\boldsymbol{\varepsilon_{HL}}\} = \{\boldsymbol{\varepsilon_{HL}^{+}}\} + \{\boldsymbol{\varepsilon_{HL}^{-}}\} \qquad \text{(II.3.5)}$$

où $\{\varepsilon_{HL}^{+}\}$ et $\{\varepsilon_{HL}^{-}\}$ représentent respectivement les parts des déformations hygroverrous en traction et en compression pendant les phases d'humidification-séchage. La Figure II.3.8 présente l'évolution de la déformation hygroverrou ε_{HL} et de ses partitions ε_{HL}^{+} et ε_{HL}^{-} durant le cycle d'humidité décrit par la Figure II.3.4. Durant la première phase de séchage de 18% à 6%, la contrainte normale au plan de collage change de signe, passant de la traction à la compression (Figure II.3.5).

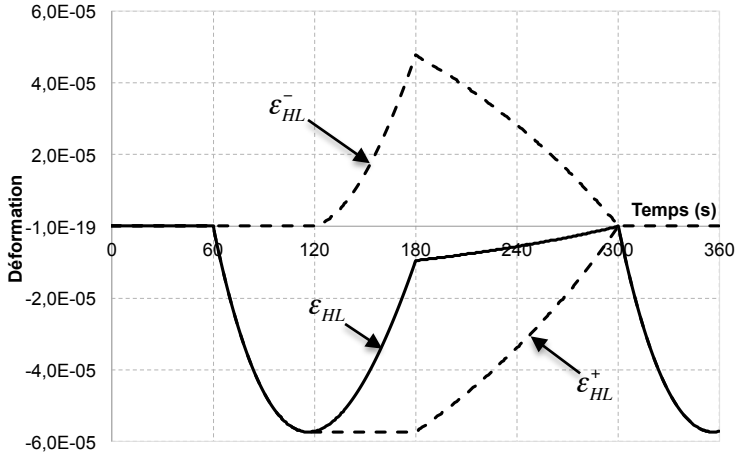


Figure II.3.8. Déformation hygroverrou au point P_A pour DUO au cours du temps

Durant la première moitié de la phase de séchage (contrainte positive), seule $\{\varepsilon_{HL}^{+}\}$ évolue. Quand la contrainte devient négative, $\{\varepsilon_{HL}^{+}\}$ se bloque et $\{\varepsilon_{HL}^{-}\}$ augmente à son tour. Durant la phase d'humidification qui suit (6% à 18%), $\{\varepsilon_{HL}^{+}\}$ et $\{\varepsilon_{HL}^{-}\}$ sont progressivement libérées. Elles finissent par s'annuler quand la teneur en eau revient à sa valeur maximale au début de la phase de séchage sous contrainte (18%), ce qui conduit à l'annulation de $\{\varepsilon_{HL}\}$.

II.3.5. Conclusion

Les profils des contraintes pseudo-élastiques incluant les effets hygroverrous au droit du plan de collage des BMR DUO et TRIO ont été étudiés dans une simulation MEF 2D. La modélisation repose sur l'hypothèse de partition de la déformation pour une humidité homogène dans les éléments contrecollés. Les résultats montrent que l'effet hygroverrou introduit dans le modèle de comportement est bien traduit par la simulation pendant les phases de séchage. Une perspective de ce travail est le couplage du modèle pseudo-élastique avec hygroverrou intégrant un comportement viscoélastique orthotrope. L'un des buts recherché est la simulation des effets des variations de teneur en eau dans ces éléments afin de prévenir les déformations différées néfastes pour les

structures en service. Les travaux qui suivent ne vont se consacrer qu'à l'étude du comportement hydromécanique du Sapin blanc par l'analyse d'images.

II.4. Etude du comportement hydromécanique par mesure de champs

II.4.1. Introduction

Ces travaux font référence à la thèse de D. Dang, débutée en octobre 2013 sur l'étude du comportement hydromécanique et la caractérisation d'hétérogénéités dans le matériau bois. En effet, on se préoccupe ici d'étudier les propriétés des bois d'été et de printemps ainsi que les hétérogénéités du bois (Sapin blanc en particulier) en phase d'humidification ou de séchage. Pour cela, la méthode de grille couplée à la méthode des champs virtuels et aux processus de diffusion dans le bois est utilisée [ACTI14-07]. Des essais de diffusion ont été effectués au Laboratoire de Génie des Procédés et Matériaux (LGPM) à l'Ecole Centrale de Paris afin de mesurer les coefficients de diffusion de cette essence.

II.4.2. Résultats expérimentaux

II.4.2.1. Description expérimentale

Pour cet essai préliminaire, l'échantillon de bois utilisé appartient à l'essence Pin de Landes et a pour dimensions 49x46x8 mm^3. Le but recherché est d'étudier le transfert hydrique dans le bois via le phénomène de diffusion ; pour cela, un dispositif expérimental permettant d'imposer un contact direct d'une des faces (direction tangentielle) du matériau avec de l'eau a été conçu. Ce dispositif est constitué d'un cube en plastique sur lequel est réalisée une ouverture rectangulaire qui reçoit l'échantillon via un mastic de silicone garantissant une étanchéité sur tout le périmètre de celui-ci. La face opposée à celle en contact avec l'eau reçoit une grille qui offre la possibilité d'obtenir des images dont leur dépouillement sur Matlab conduit aux cartes de déformations. Les images sont prises par une caméra CCD à différents instants afin de suivre l'évolution du phénomène de diffusion au sein du matériau en adsorption. Les Figures II.4.1 (a), (b) et (c) montrent respectivement le scan de la face de l'échantillon en contact avec la grille et les déformations après 12 heures et 177 heures d'exposition.

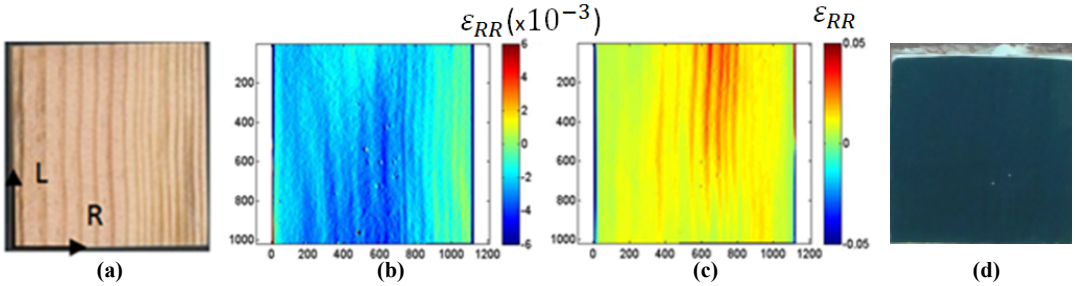


Figure II.4.1. Echantillon de Pin des Landes : (a) - scan de la face en contact avec la grille ; (b) – carte de déformation après 12h d'exposition ; (c)- carte de déformation après 177h ; (d) - grille

II.4.2.2. Résultats et discussions

Essais sur le Pin des Landes

Comme l'illustre la Figure II.4.1 (b), au bout de 12 heures d'exposition toute la face en contact avec la grille entre en compression qui disparaîtra au profit de la traction (c) au fur et à mesure que l'eau diffuse au sein du matériau. En effet, dans un premier temps, lorsque la face en contact avec

l'eau atteint un état hydrique plus prononcé, elle a tendance à se dilater mettant ainsi la face opposée en compression. Cette dernière va se mettre en traction lorsque le front de diffusion avance de manière beaucoup plus accentuée au sein du matériau. Il apparaît de manière claire et nette un gradient de déformation entre les cernes de croissances annuelles; cette méthode permet de mettre en évidence les propriétés différentes de diffusion à l'échelle d'un cerne de croissance notamment entre le bois d'été et celui de printemps.

Les résultats sont également utilisés pour mettre en évidence la diffusivité de l'eau au cours de l'essai. En effet, lors de l'essai, les cartes de cinétique de déformation obtenues à partir d'images prises au cours de deux intervalles de temps successifs montrent que celles-ci diminuent graduellement avec la durée de l'exposition. Ces résultats rendent compte indirectement que sous adsorption, avec les conditions de diffusion imposées, le coefficient de diffusion diminue pendant la durée de l'exposition. Ce résultat est tout à fait en parfait accord avec ce qui se passe lorsque le matériau bois est soumis à l'adsorption. En effet, l'état intrinsèque de l'eau du matériau est proche de la saturation, et il est donc évident que la capacité de l'eau à diffuser dans le bois diminue progressivement.

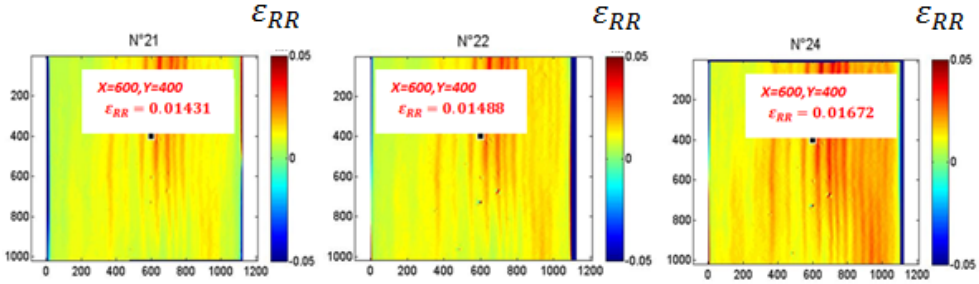


Figure II.4.2. Déformations ε_{RR} pour les images au temps : $t_1 = 177\ h$ (images N°21) ; $t_2 = 200\ h$ (images N°22) ; $t_3 = 600\ h$ (images N°24) [ACTI14-07]

Pour illustrer cela, la Figure II.4.2 présente les cartes des déformations pour les images prises respectivement après $t_1 = 177$ heures (carte N° 21), $t_2 = 200$ heures (carte N° 22) et $t_3 = 600$ heures (Carte N° 24) d'exposition. Un point particulier (X = 600 pixels, Y = 400 pixels) correspondant au bois de printemps est étudié et on note qu'entre les instants t_1 et t_2, la déformation de ce point évolue de 1,431% à 1,488% ; on observe donc une augmentation de 0,057% pendant 23 heures. S'agissant de la déformation du même point entre t_2 et t_3, celle-ci varie de 1,488% à 1,672% impliquant une augmentation de 0,184% pour une durée de 400 heures (Figure II.4.2). Il est important de noter que si on avait la même cinétique de diffusion entre t_1 et t_2 et entre t_2 et t_3, il aurait fallu seulement environ 75 heures pour atteindre le même degré de déformation au lieu de 400 heures. Ce phénomène confirme que la diffusivité a diminué de manière significative.

Essais préliminaires sur le sapin Pectiné

Le but de ces essais consiste à vérifier l'effet des conditions limites (effet du mastic assurant l'étanchéité sur les bords de l'éprouvette) sur les mesures de déformation de chaque bois. Les essais ont été effectués sur du Sapin blanc livré par le partenaire industriel Auvergne-Promobois. La Figure II.4.3 présente les cartes des déformations respectivement pour : une première humidification de l'éprouvette avec des bords libres, une deuxième humidification avec des bords étanches et à nouveau, une troisième humidification avec des bords libres.

On peut tirer les remarques suivantes

- 1er constat : mécanisme de déformations non uniforme selon les conditions limites
- 2ème constat : existence d'un gradient de déformation hydrique entre le bois d'été et celui de printemps

- 3ème constat : manifestation de déformations résiduelles après chaque séchage.

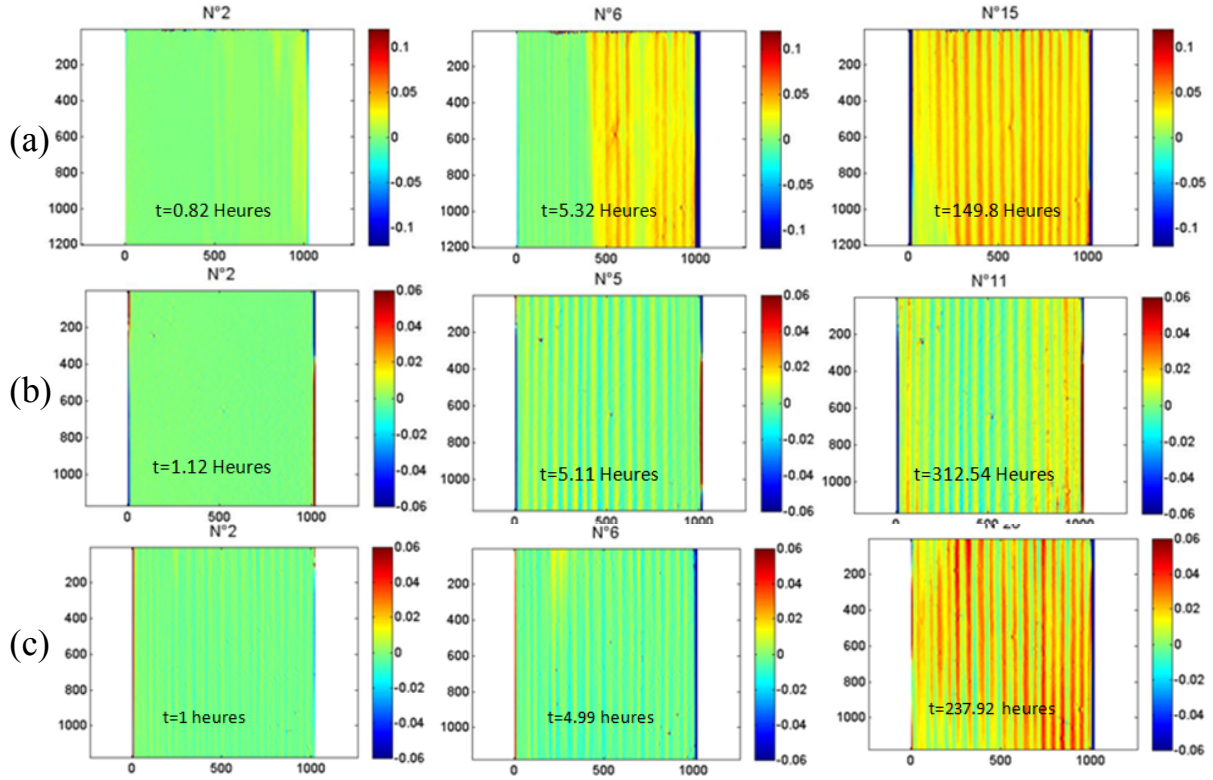


Figure II.4.3. 1ère humidification : bords libres (a), 2ème hum. bords étanches (b), 3ème hum. bords libres (c)

En étudiant l'évolution des conditions limites précédentes, on peut tirer les conclusions suivantes : l'échantillon se déforme plus lors de la 1ère humidification (Figure II.4.3 (a)) avec des bords libres et moins lors de la 2ème humidification avec des bords étanches (Figure II.4.3 (b)). L'état de déformation lors de la 3ème humidification avec des bords libres (Figure II.4.3 (c)) est entre les deux. De plus on note que le bois d'été est plus résistant mécaniquement que le bois de printemps et se déforme plus sous sollicitations hydriques, Figure II.4.4.

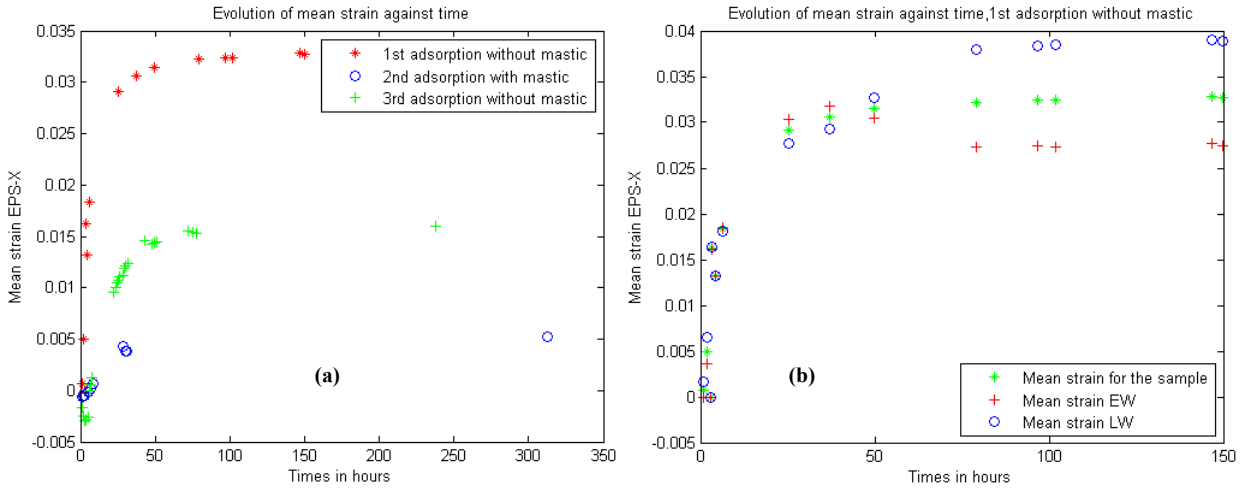


Figure II.4.4. Déformation du bois de printemps et d'été. (a) – avec ou sans mastic ; (b) – sans mastic, cas 3

II.4.3. Conclusion

Les travaux présentés dans cette partie sont en cours de finalisation. Des essais de diffusion effectués sur le Sapin blanc au LGPM ont permis de déterminer le coefficient global de diffusion

dans la direction tangentielle, ce qui permettra d'alimenter un modèle numérique couplé à la méthode de la grille offrant la possibilité de déterminer à la fois les coefficients de diffusion ainsi que ceux d'expansion dans les directions radiale et tangentielle. D'autre part, la méthode de la grille sera couplée à celle des champs virtuels pour identifier les propriétés mécaniques des bois d'été et de printemps. Ces résultats permettront une meilleure caractérisation du bois à l'échelle du cerne de croissance.

II.5. Bilan

Ce chapitre a présenté les travaux sur les comportements viscoélastique, mécanosorptif et hydromécanique du Sapin blanc du Massif Central qui reste une problématique de la Région Auvergne. A la lecture de ce qui précède, on peut tirer le bilan global suivant :

La première thèse débutée en 2010 et soutenue en 2014 a justifié, de façon expérimentale numérique et analytique, l'existence du comportement hygroverrou propre au matériau bois, notamment le Sapin blanc du Massif Central.

La seconde thèse débutée en 2012, s'intéresse à la généralisation des approches développées dans la thèse précédente à des cas tridimensionnels. En préambule, la mise en relief du comportement hygroverrou dans les BMR a été démontrée.

Enfin, la troisième thèse débutée en 2013 s'intéresse à l'étude du comportement hydromécanique du bois de printemps et d'été du Sapin blanc par la méthode de la grille. Les résultats préliminaires sont très intéressants, il est indispensable de connaître les coefficients de diffusion et de retrait de cette essence. Ainsi, des essais ont été effectués au Laboratoire Central de Paris en octobre 2014.

Ces travaux ont généré des communications nationales et internationales et des articles dans des revues à comité de lecture sont en cours de rédaction.

III. RUPTURE DES MATERIAUX INTELLIGENTS, DES BI-MATERIAUX ET DU BOIS

III.1. Introduction

Dans ce chapitre, je présente les travaux effectués sur la fissuration des matériaux et des bi-matériaux intelligents (thèses de V. Brevus et O. Viun) et du bois. Les travaux sur les matériaux concernent le comportement à la fissuration et la fiabilité des collecteurs soumis à des hautes températures. Concernant les matériaux intelligents, la rupture à l'interface matrice-substrat est étudiée pour les bi-matériaux choisis [ACL11-05] [ACL15-01]. Parallèlement, la fissuration du bois est étudiée par analyse d'images [ACTI10-02] [ACL12-05] via la proposition d'une nouvelle éprouvette appelée MMCG [ACL11-01] [ACL09-04] et par la méthode de la grille [ACL14-01]. Enfin, on évoquera les travaux effectués sur la fissuration des structures treillis [ACTI14-14] [ACL12-04], sur la fissuration des rondelles de bois vert [ACL13-01] couplée à un modèle viscoélastique incrémental permettant d'identifier les zones de fissuration consécutives à la dessiccation [ACTN11-02]. Les articles références sont cités en Annexes 4.

III.2. Fissuration des matériaux et des bi-matériaux intelligents

Ces travaux ont été effectués dans le cadre de l'action transversale Matériaux et Modélisation Multi-échelles de l'Institut Pascal et de l'action MAIM du Labex IMobs3.

III.2.1. Piézoélectricité et couplage électromécanique

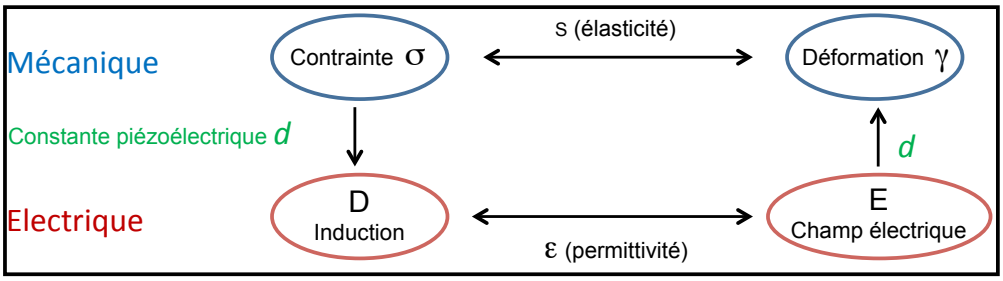
La piézoélectricité est l'apparition de charges électriques sous l'application de contraintes mécaniques. Ces charges proviennent du comportement intrinsèque couplé entre les propriétés électriques et élastiques du matériau. Deux propriétés sont importantes : lorsque la contrainte mécanique appliquée est annulée, alors les charges électriques s'annulent et lorsque le sens d'application de la contrainte est inversé, le signe des charges électriques l'est également [LAB 14]. On parle d'effet piézoélectrique direct lorsque le matériau se déforme, il se polarise. L'effet piézoélectrique inverse correspond, quant à lui, à un matériau qui se déforme sous l'action de charges électriques apportées.

Les matériaux piézoélectriques ont des propriétés intrinsèques très intéressantes. Leur comportement couplé électrique-mécanique fait d'eux des matériaux très utilisés dans les technologies modernes pour la fabrication de capteurs et d'actionneurs. Ces matériaux sont le plus souvent associés à un substrat ou formés d'électrodes ou barreaux souples noyés ou enrobés dans une matrice polymère. Certaines conditions critiques peuvent conduire à l'apparition et à la propagation de fissures au cœur de la matrice mais dans de nombreux cas, la performance de ces matériaux piézoélectriques est directement liée au comportement à l'interface électrodes-matrice.

Pour ces matériaux, les paramètres thermiques sont la température θ et l'entropie Γ. Les grandeurs mécaniques sont la contrainte σ et la déformation γ. Enfin, les paramètres électriques sont le champ électrique E et l'induction électrique D. Les effets associant ces propriétés correspondent aux effets électromécaniques, thermoélectriques et thermoélastiques. Dans nos travaux, nous négligeons l'influence de la température pour nous consacrer au phénomène de

rupture-piézoélectrique. Les interactions entre les différentes grandeurs électriques et mécaniques sont présentées sur la Figure III.2.1 (a).

(a)



(b)

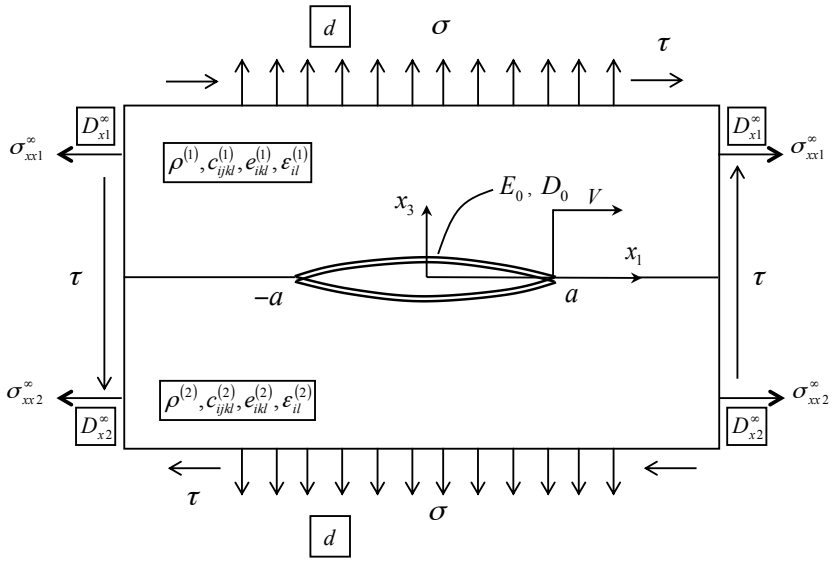


Figure III.2.1. (a) Relations entre les grandeurs mécaniques et électriques [LAB 14]. (b) Représentation d'une fissure à l'interface d'un bi-matériau piézoélectrique plan

σ, γ, D et E sont les quatre grandeurs physiques, exprimées sous forme matricielle. L'interaction entre le champ électrique E et l'induction électrique D correspond à la permittivité ε ou constante diélectrique. L'effet piézoélectrique direct se manifeste via la constante piézoélectrique d entre les grandeurs σ et D. L'effet piézoélectrique inverse apparaît au niveau de l'interaction entre les grandeurs γ et E. Les équations de la piézoélectricité sont rappelées par Labesse-Jied [LAB 14].

III.2.2. Bi-matériau piézoélectrique fissuré : effet de la perméabilité électrique

III.2.2.1. Rappels théoriques

On considère une fissure à l'interface de deux matériaux céramiques piézoélectriques de caractéristiques différentes soumise à des chargements électromécaniques à distance [ACL11-05]. Une couche d'électrode souple soumise à un chargement électromécanique distant est étudiée. A la place de la couche d'électrode conductrice, une couche diélectrique fine chargée de manière variable produisant un champ électrique constant est considérée au niveau de l'interface [LOB 10] [LOB 11].

On s'intéresse au comportement d'une fissure se propageant entre deux matériaux piézoélectriques. Les propriétés de perméabilité, en prenant en compte le phénomène de traction électrique au niveau des lèvres de la fissure, ont été considérées. L'influence de la vitesse de propagation, de la perméabilité électrique du milieu fissuré et des chargements mécaniques et électriques sur les paramètres régissant la propagation de fissure comme les facteurs d'intensité de contraintes (FIC) et le taux de restitution d'énergie a été quantifiée. Le problème est ainsi formulé :

une fissure de longueur $-a \leq x_1 \leq a$, $x_3 = 0$, (Figure III.2.1 (b)) est modélisée. Le repère (x_1, x_3) a son origine au centre de la fissure. Les deux espaces $x_3 < 0$ et $x_3 > 0$ sont des espaces piézo-céramiques semi-infinis plans. Les chargements ne dépendant pas de la coordonnée suivant x_2, le problème est considéré comme un problème en déformations planes dans le plan (x_1, x_3), Figure III.2.1 (b).

L'ensemble est polarisé dans la direction x_3 c'est-à-dire perpendiculairement aux lèvres de la fissure qui se propage à la vitesse *V* dans la direction x_1. Les caractéristiques de chacun des deux espaces supérieur et inférieur sont respectivement la densité $\rho^{(1)}$ et les matrices des modules d'élasticité $c_{ijkl}^{(1)}$, les constantes piézoélectriques $e_{ijkl}^{(1)}$, les constantes diélectriques (permittivité) $\varepsilon_{ij}^{(1)}$ pour $x_3 > 0$ et de la même manière, les paramètres $\rho^{(2)}$, $c_{ijkl}^{(2)}$, $e_{ijkl}^{(2)}$, $\varepsilon_{ij}^{(2)}$ pour $x_3 < 0$. Les chargements sont appliqués à l'infini. Les exposants (1) et (2) correspondent respectivement aux domaines supérieur et inférieur du modèle. Pour $m = 1$ et $m = 2$ (les deux matériaux constituant le bi-matériau), les chargements mécaniques appliqués sont les suivants : $\sigma_{33}^{(m)} = \sigma$; $\sigma_{13}^{(m)} = \tau$, $\sigma_{11}^{(m)} = \sigma_{xxm}^{\infty}$. Les chargements électriques sont : $D_3^{(m)} = d$, $D_3^{(m)} = D_{xm}^{(m)}$. L'hypothèse est faite que ces chargements provoquent des déplacements et des contraintes qui satisfont les conditions de continuité au niveau de l'interface. Nous supposons que la fissure est complètement ouverte et que les lèvres de la fissure ne sont pas directement sollicitées mécaniquement et électriquement.

Le champ électrique à l'intérieur de la fissure peut être déterminé en utilisant la formule suivante : $E_a = \frac{-(\phi^+ - \phi^-)}{(u_3^+ - u_3^-)}$. D'autre part, nous savons que $D_3 = \varepsilon_a E_a$ avec ε_a, la perméabilité du milieu fissuré [HAO 94]. Dans ce cas, la traction électrique de Coulomb s'écrit [SUO 92] :

$$\sigma_{33}^{+} = \sigma_{33}^{-} = \frac{1}{2}\varepsilon_a \left(\frac{\phi^+ - \phi^-}{u_3^+ - u_3^-}\right)^2 \text{ avec } \sigma_{33}^{\pm}(x_1) = \sigma_{33}^{-}(x_1 \pm i.0) \qquad \text{(III.2.1)}$$

En supposant que le repère (x_1, x_3) se déplace avec le front de fissure, les conditions à l'interface dans ce repère sont proposées dans [ACL11-05].

III.2.2.2. Flux électrique dans la région fissurée d'un bi-matériau PZT4/PZT5

Considérons la fonction $R(x_1) = \frac{[\varphi(x_1,0)]}{[u_3(x_1,0)]}$ qui dépend des caractéristiques des matériaux utilisés. On écrit alors le flux électrique *D* de la manière suivante : $D = \varepsilon_a R(x_1)$ pour $x_1 \in (-a, a)$. La démarche mathématique donnant l'expression de $R(x_1)$ est développée dans la littérature [ACL11-05]. Les courbes représentant l'évolution de la fonction $R(x_1)$ sont tracées (Figure III.2.2) pour un bi-matériau PZT4/PZT5 et pour deux vitesses de propagation. Les valeurs des constantes électromécaniques pour ce matériau ont été extraites de la littérature [PAR 88].

Nous considérons d'autre part que $\sigma = 2Mpa$, $\tau = 0Mpa$ $\sigma = 2Mpa$ $d = 0{,}01\ C/m^2$ et $a = 10\ mm$. La valeur du flux électrique *D* est choisie égale à $d/2$ correspond à une valeur typique de charge au niveau de la fissure. L'évolution de la fonction $R(x_1)$ est orientée vers la pointe de fissure, côté intérieur de la fissure, dans l'intervalle $0{,}99a \leq x_1 \leq a$. La fonction $R(x_1)$ tracée en trait continu correspond à la formulation dépendant de la fonction $T(x_1)$ variable, celle avec les valeurs réelles de $T(x_1)$. Les courbes en traits pointillés correspondent à la fonction $T(x_1)$ calculée avec $T(x_1) = T_1$, valeur approchée constante prise pour $x_1 = 0$, au centre de la fissure.

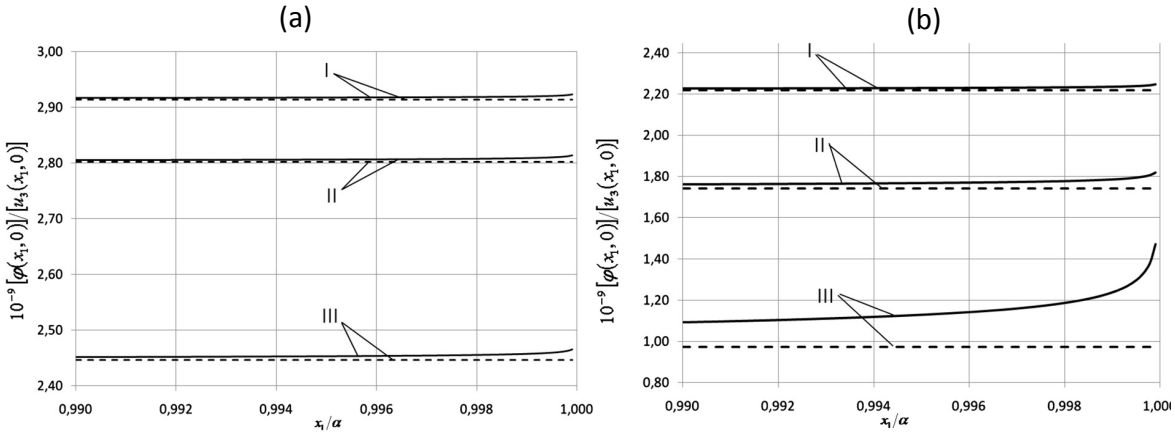


Figure III.2.2. Evolution de $R(x_1)$ vs. vitesse de propagation V : V faible (a) ; V élevée (b)

L'analyse des courbes montre qu'il y a quelques différences entre les résultats obtenus avec l'expression réelle de $T(x_1)$ et ceux obtenus en considérant la valeur approchée T_1. Ces écarts sont d'autant plus grands que la vitesse de propagation est élevée mais restent néanmoins extrêmement faibles. Ils sont surtout importants lorsque l'on est proche de la pointe de fissure. Loin de cette zone très localisée, les courbes sont confondues et la fonction $R(x_1)$. Ces remarques sont également vérifiées pour d'autres valeurs de σ, d et D. En conséquence, on voit d'après ces courbes que le flux électrique peut donc être considéré comme constant dans la région fissurée quelque soit la vitesse de propagation considérée et ce, dans l'intervalle $x_1 \in (-a, a)$. Ainsi, on peut écrire : $D_3^+(x_1, 0) = D_3^-(x_1, 0) = D$ pour $x_1 \in (-a, a)$.

III.2.2.3. Flux électrique et facteurs d'intensité de contraintes mécaniques et électriques

On s'intéresse au calcul du flux électrique, des FIC mécaniques et FIE en fonction de la perméabilité de la fissure et de la vitesse de propagation. Il s'agit d'un bi-matériau fissuré composé d'un PZT4 et d'un PZT5 (PZT4/PZT5) soumis au chargement $\sigma = 10\,MPa$, $\tau = 0$ et au déplacement électrique infini $d = 0{,}01\,C/m^2$. Il est analysé pour une longueur de fissure de 10 mm et différentes valeurs de vitesse de propagation *V*. Les valeurs du flux électrique *D*, des FIC K_1 et K_2 et du FIE K_e sont calculées en prenant en compte l'effet de la traction de Coulomb σ_0 au niveau des lèvres de la fissure. Les démonstrations et formules ayant conduit au calcul des différents facteurs d'intensité de contrainte sont détaillées dans [ACL11-05].

$D*10^3(C/m^2)$

ε_r	V=0	V=500 m/s	V=1000 m/s
10^{-6}	$1{,}23.10^{-5}$	$1{,}16.10^{-5}$	$9{,}61.10^{-6}$
1	6,3653	5,7052	4,7561
2,5	6,8543	6,5366	5,8713
81	7,2312	7,1268	6,7505
4000	7,2441	7,1465	6,7806

(a)

$K_1*10^{-6}(N/m^{3/2})$

ε_r	V=0	V=500 m/s	V=1000 m/s
10^{-6}	1,7701	1,7694	1,7652
1	1,3655	1,4447	1,5407
2,5	1,5830	1,5995	1,6293
81	1,7647	1,7644	1,7617
4000	1,7711	1,7705	1,7672

(b)

$K_2*10^{-5}(N/m^{3/2})$

ε_r	V=0	V=500 m/s	V=1000 m/s
10^{-6}	1,5140	2,1308	2,3894
1	0,76297	1,2522	1,7242
2,5	0,77846	1,2237	1,6764
81	0,79454	1,2305	1,6867
4000	0,79513	1,2311	1,6878

(c)

$K_e*10^4(C/m^{3/2})$

εr	V=0	V=500 m/s	V=1000 m/s
10^{-6}	17,727	17,726	17,719
1	6,4438	7,6134	9,2909
2,5	5,5771	6,1397	7,3142
81	4,9092	5,0936	5,7560
4000	4,8863	5,0587	5,7025

(d)

Tableau III.2.3. Evolution : du flux électrique $D\times10^3(C/m^2)$ vs. ε_r et V (a) ; du FIC $K_1\times10^{-6}(N/m^{3/2})$ vs. ε_r et V (b) ; du FIC $K_2\times10^{-5}(N/m^{3/2})$ vs. ε_r et V (c) ; du FIE $K_e\times10^4(C/m^{3/2})$ vs. ε_r et V (d)

Les résultats sont présentés dans le Tableau III.2.3 en fonction de la perméabilité électrique du milieu fissuré et en tenant compte de la traction de Coulomb, et ce pour différentes valeurs de *V*. La valeur de la perméabilité électrique est définie à l'aide de la formule : $\varepsilon_a = \varepsilon_r \varepsilon_0$ avec $\varepsilon_0 = 8{,}85x10^{-12} C/Vm$ la perméabilité électrique du vide et ε_r la perméabilité électrique relative. La valeur $\varepsilon_r = 10^{-6}$ correspond à une fissure électriquement imperméable ; $\varepsilon_r = 1$ à la perméabilité de l'air ; $\varepsilon_r = 2{,}5$ à celle de l'huile de silicone ; $\varepsilon_r = 81$ à celle de l'eau et $\varepsilon_r = 4000$ correspond à une fissure électriquement perméable.

Analyse des résultats

L'analyse des résultats montre que les 4 paramètres étudiés, à savoir le flux électrique *D*, K_1, K_2 et K_e, dépendent de la vitesse de fissuration. En particulier, on observe que la valeur de *D* diminue sensiblement lorsque *V* augmente. D'autre part, K_1, K_2 et K_e augmentent lorsque *V* augmente pour tous les cas de perméabilité étudiés sauf dans le cas d'une fissure imperméable électriquement (première ligne des tableaux). Dans le cas d'une fissure imperméable électriquement, K_1 et K_2 ne dépendent quasiment pas de *V*. Il est intéressant de noter que la prise en compte de la traction de Coulomb entraîne des changements notables des résultats pour tous les paramètres calculés. Par exemple, K_1, sans prendre en compte la traction de Coulomb, ne dépend pas de la perméabilité de la fissure alors que lorsque l'on prend en compte la traction de Coulomb, on observe une variation de K_1 en fonction de la perméabilité ε_a, Tableau III.2.3 (b).

III.2.2.4. Etude du comportement d'un matériau piézoélectrique homogène fissuré

Dans la littérature, nous n'avons pas vu d'étude de matériau piézoélectrique homogène fissuré prenant en compte la perméabilité électrique de la fissure et l'effet de la traction de Coulomb sur les lèvres de la fissure. C'est la raison pour laquelle, nous étudions ce cas dérivant du cas le plus complexe décrit ci-dessus. La valeur de *D* est constante dans l'intervalle $(-a, a)$, on obtient alors les expressions suivantes :

$$\sigma_{33}^{(1)}(x_1,0) = (\sigma - \sigma_0)\frac{x_1}{\sqrt{x_1^2 - a^2}} + \sigma_0 \quad \text{et}$$
$$D_3^{(1)}(x_1,0) = (d - D)\frac{x_1}{\sqrt{x_1^2 - a^2}} + D \text{ pour } x_1 \notin (-a,a) \qquad \text{(III.2.2)}$$

En prenant en compte les équations (III.2.2) on obtient les expressions suivantes pour les trois facteurs d'intensité :

$$K_1 = \sqrt{\pi a}\ (\sigma - \sigma_0);\ K_2 = \sqrt{\pi a}\ \tau \ \text{ et } \ K_e = \sqrt{\pi a}\ (d - D) \qquad \text{(III.2.3)}$$

On peut remarquer en observant les expressions ci-dessus que ni la contrainte $\sigma_{33}^{(1)}(x_1, 0)$, ni K_1 ne dépendent du flux électrique *d*. De plus, ce travail permet de prendre en compte la vitesse de propagation de la fissure. Finalement, nous retenons les formulations suivantes pour $x_1 \to a + 0$

$$\sigma_{33}^{(1)}(x_1,0) = (\sigma - \sigma_0)\left(\frac{a}{2(x_1 - a)}\right)^{\frac{1}{2}};\ \sigma_{13}^{(1)}(x_1,0) = \tau\left(\frac{a}{2(x_1 - a)}\right)^{\frac{1}{2}} \text{ et}$$
$$D_3^{(1)}(x_1,0) = (d - D)\left(\frac{a}{2(x_1 - a)}\right)^{\frac{1}{2}} \qquad \text{(III.2.4)}$$

En introduisant le taux de restitution d'énergie *G* au point $x_1 = a$ [PAR 88], et prenant en compte les déplacements (ouverture de fissure) par leurs expressions [ACL11-05] [LAP 11], on obtient

$$G = \frac{\pi a}{4}\left[H_{33}\left(\sigma-\sigma_0\right)^2 + \left(H_{34}+H_{43}\right)\left(\sigma-\sigma_0\right)\left(d-D\right) + H_{44}\left(d-D\right)^2 - m_{11}n_{11}^{-1}\tau^2\right] \qquad \text{(III.2.5)}$$

avec $H_{ij}(i,j=3,4)$, les composantes de la matrice **H** introduite par Suo [SUO 92] et m_{ij} les composantes de la matrice M.

Résultats numériques pour le matériau homogène piézoélectrique PZT4 fissuré :

Les résultats présentés ci-après sont calculés pour un matériau piézoélectrique PZT4 fissuré en prenant en compte la perméabilité de la fissure. Les valeurs du Tableau III.2.4 (a) correspondent au *G* calculé pour différentes valeurs de perméabilité électrique et différentes valeurs de *V*.

$G(N/m)$

ε_r	V=0	V=500 m/s	V=1000 m/s
10^{-6}	-40,281	-23,781	83,303
1	31,046	33,592	95,668
2,5	35,289	40,470	99,472
81	36,291	42,962	101,72
4000	36,292	42,966	101,73

(a)

$G(N/m)$

ε_r	V=0	V=500 m/s	V=1000 m/s
10^{-6}	-40,281	-23,781	83,303
1	17,709	23,618	91,635
2,5	27,937	34,105	95,930
81	36,011	42,665	101,48
4000	36,286	42,960	101,72

(b)

Tableau III.2.4. Evolution de G vs. perméabilité électrique relative de la fissure pour différentes vitesses de propagation V: (a) - sans effet de la traction de Coulomb ; (b)- avec effet de la traction de Coulomb.

Les chargements mécanique $\sigma = 10\,MPa$ et électrique $d = 0{,}01\,C/m^2$ sont appliqués et la traction de Coulomb est négligée. En revanche, les résultats présentés au Tableau III.2.4 (b) prennent en compte la traction de Coulomb. Pour l'ensemble de ces calculs (Tableau III.2.4), la longueur de fissure vaut $a = 10\,mm$ et les valeurs des perméabilités sont données au paragraphe III.2.2.3.

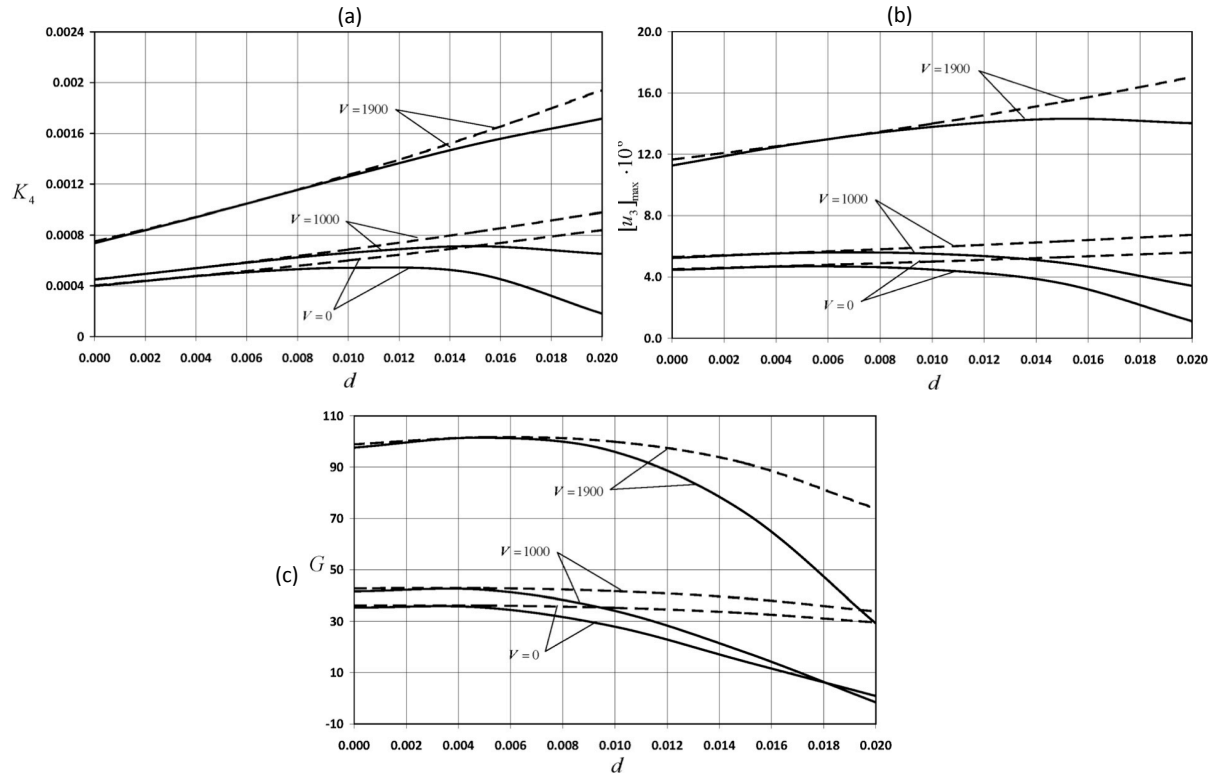


Figure III.2.5. Evolution : du FIE K_e (a), de l'ouverture de fissure maximale $[u_3(0,0)]$ (b), et du FIC K (c) vs. intensité du flux électrique (IFE) d pour trois vitesses de fissuration : avec traction de Coulomb (traits pleins) ; sans traction de Coulomb (traits pointillés).

L'analyse de ces résultats montre que *G* augmente avec *V* et ce, quelque soit les caractéristiques de perméabilité de la fissure et la prise en compte ou non de l'effet de la traction électrique de Coulomb au niveau des lèvres de la fissure. Cette augmentation est particulièrement marquée pour la vitesse $V = 1900\, m/s$. L'augmentation de V a un effet similaire à l'augmentation du champ mécanique (mais pas électrique). On peut également remarquer que la traction de Colomb a une influence sur la valeur de *G* dans les cas de perméabilité $\varepsilon_r = 1$ et $\varepsilon_r = 2{,}5$. Dans les deux autres cas extrêmes, imperméabilité ou perméabilité totale, les différences sont négligeables.

L'évolution de K_e (Figure III.2.5 (a)), de l'ouverture de fissure maximale $u_3(0{,}0)$ (Figure III.2.5 (b)) et de *G* (Figure III.2.5 (c)) est représentée en fonction de *d* pour différentes valeurs de *V*. Comme précédemment, le chargement mécanique est $\sigma = 10\, MPa$, $\tau = 0\, MPa$ avec une longueur de fissure initiale identique. On fait l'hypothèse que la fissure est remplie d'huile de silicone ($\varepsilon_r = 2{,}5$). Les résultats sont donnés avec (traits pleins) et sans (traits pointillés) prise en compte de l'effet de traction de Coulomb. Les vitesses retenues sont $V = 0\, m/s$; $V = 1000\, m/s$ et $V = 1900\, m/s$.

L'analyse des courbes montre que K_e ainsi que $[u_3(0{,}0)]$ augmentent avec *V*. Egalement ces deux paramètres augmentent linéairement en fonction de *d* lorsque l'effet de traction de Coulomb n'est pas considéré. Le comportement est différent à partir de $d = 0{,}08\, C/m^2$ lorsqu'on prend en compte l'effet de traction de Coulomb et cet écart s'accentue avec *d*. L'analyse de l'évolution *G* en fonction de *d* est plus complexe. On observe que *G* augmente avec *V* et diminue avec *d*. Lorsque l'effet de traction de Coulomb est pris en compte, cette diminution est davantage marquée et ce, quelque soit *V* considérée. Cet effet intervient dans tous les cas pour une valeur de $d > 0{,}08\, C/m^2$.

III.2.2.5. Conclusions

Les résultats obtenus sur la fissuration aux interfaces de bi-matériaux piézoélectriques ont été présentés et sont actuellement complétés par la thèse de Viun Oleksii [ACL15-01]. Ces travaux permettront de mieux comprendre le comportement et la rupture des matériaux actifs employés, entre autres, pour la fabrication de capteurs et d'actionneurs. En plus de l'analyse de différents types de fissures inter-faciales (incluant les fissures électriquement perméables, imperméables ainsi que les fissures rencontrées dans les couches intermédiaires ductiles entre des matrices piézoélectriques), les cas de fissuration entre deux matériaux piézoélectriques de caractéristiques identiques ou différentes sont considérés [ACTI13-12]. Par exemple, un système intelligent composé d'une poutre en aluminium avec deux patchs MFC est analysé et l'effet des fissures est étudié. Cette fissure est introduite entre le faisceau et le MFC d'aluminium afin d'investiguer son influence sur l'amplitude du faisceau étudié. Enfin, l'action d'une fissure dans une partie fixe de la poutre est étudiée. Ces travaux sont en cours de publication dans une revue ACL.

III.2.3. Modélisation des matériaux soumis à une précontrainte thermique

Ce paragraphe résume de façon succincte les travaux effectués, dans la thèse de Vitaly Brevus soutenue en février 2014. Cette thèse s'intéresse au développement d'une méthodologie de prédiction de la durée de vie des collecteurs des surchauffeurs des centrales thermiques en calculant les contraintes et les déformations de la structure soumise à la fissuration. La résistance à la fissuration cyclique couplée à la température a été étudiée. Ces travaux s'intéressent entre autres, à la durabilité des structures munies des défauts initiaux, nécessitant l'application de la mécanique de la rupture. En effet, les cuves des réacteurs sont des éléments structuraux importants dont la défaillance (notamment de rupture après précontrainte à chaud ou WPS) peut entraîner des conséquences catastrophiques. Par conséquent, le problème de l'évaluation de l'intégrité de ces composants est d'une grande importance. Nous allons simplement rappeler ici les résultats principaux publiés à ce jour [ACL12-06] en rappelant que le logiciel par éléments finis ANSYS est utilisé pour modéliser les problèmes évoqués. Annexe 4.3.

III.2.3.1. Problématique

Considérons une fissure dans un solide avec une variation des propriétés mécaniques et des dimensions géométriques sous chargements aléatoires. Introduisons une fonction d'état limite $g(x)$, définie dans l'espace des variables aléatoires de dimension p où $g(x) \leq 0$ est la région de défaillance et $g(x) > 0$ la région de sureté. x est une variable aléatoire qui correspond à la fonction de densité de probabilité $f_X(x)$ qui définie la fonction de défaillance suivante

$$P_f = \int_{g(x)\leq 0} f_X(X)\, dx \qquad \text{(III.2.6)}$$

Cette probabilité est écrite à l'aide de deux fonctions d'états limites $g(x)$ définies par les paramètres σ_U (résistance à la traction), $\sigma_{0,2}$ (20% σ_U), a (longueur de fissure), K_I (FIC) et L_r (rapport entre la contrainte appliquée et la limite d'élasticité de la structure). Une paroi de réacteur en acier 15Kh2MFA (III) obtenue après traitement thermique est considérée dans cette étude. Cette situation simule les propriétés de la structure à la fin de l'exploitation et de la précontrainte après déchargement partiel à $423\,K$ et $K_I = 146 \ldots 162\, MPa\sqrt{m}$. Les propriétés mécaniques de l'acier sont rappelées à la Tableau III.2.6.

$\sigma_{0.2}$	σ_U	δ	ψ
MPa		%	
1100	1160	16.6	67.2

Tableau III.2.6. Propriétés mécaniques de l'acier 15Kh2MFA (III)

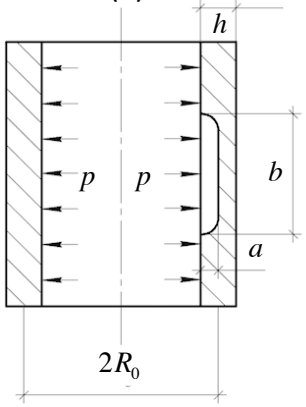
III.2.3.2. Résultats numériques et discussions

Une cuve cylindrique sous pression (Tableau III.2.7 (a)) d'épaisseur de paroi $h = 140\, mm$, de diamètre $2R_0 = 4130\, mm$ avec une fissure semi-elliptique sur la paroi interne de la cuve est considérée. Le rapport des demi-axes de la fissure elliptique est $a/(b/2) = 3{,}2$. Après le chargement du récipient avec la pression p, K_I est donné par la formule suivante :

$$K = \sigma_\Theta Y\sqrt{\pi a} \text{ avec } Y = 1{,}14 - 0{,}48\frac{a}{b} + \frac{1}{0{,}2+4{,}9\left(\frac{a}{b}\right)^{1{,}2}}\left(\frac{a}{h}\right)^2 \text{ et } \sigma_\Theta = \frac{pR_0}{h} \qquad \text{(III.2.7)}$$

La pression interne $p = 32{,}5\, MPa$, les propriétés mécaniques $(\sigma_U, \sigma_{0,2})$ et la ténacité $K_{mat} = K_f$ après WPS, sont considérées comme variables aléatoires et présentées à la Tableau III.2.7 (b) avec les types de distributions considérées.

(a)



(b)

Input data	Distribution type	Parameters of distribution
p, MPa	normal	μ_p = 32.5; σ_p = 3.25; 4.875; 6.5
$\sigma_{0.2}$, MPa	lognormal	x_0 = 1080, m = 20, σ = 0.4
σ_U, MPa	lognormal	x_0 = 1140, m = 8, σ = 0.6
K_{mat}, MPa√m	Weibull	x_0 = 141, β = 14.39, η = 2.04

Figure III.2.7. Cuve sous pression avec paroi intérieure fissurée (a) ; Tableau des variables aléatoires (b).

Le coefficient de variation de p, pour la loi de distribution normale valant $covp = \sigma_p/\mu_p$, est choisi égal à 0,1; 0,15; 0,2 ; ici σ_p est l'écart-type de p et μ_p est la pression de distribution normale. La longueur de la fissure a varie de 16 à 30 mm par pas de 2 mm. La probabilité de défaillance a été déterminée par la méthode de Monte Carlo avec tirage d'importance (MCIS) et la méthode de fiabilité du premier ordre (FORM).

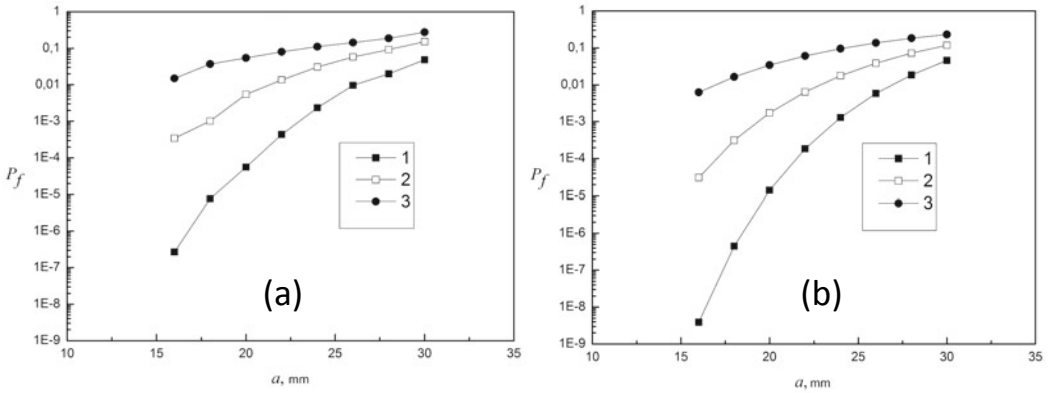
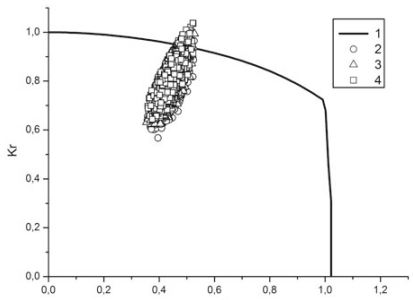


Figure III.2.8. Evolution de P_f vs. a pour différentes pressions $covp = 0{,}10\ (1),\ 0{,}15\ (2), 0{,}20\ (3)$

Les probabilités de défaillance P_f, équation (III.2.6), du réacteur fissuré sous pression aléatoire, pour différents $covp$, ont été obtenues, Figure III.2.8. La probabilité est calculée par les méthodes MCIS (Figure III.2.8 (a)) et FORM (Figure III.2.8 (b)). On remarque que l'augmentation de $covp$, pour une fissure donnée, entraine aussi une augmentation de P_f. Cette dernière, calculée avec la méthode FORM, est plus faible qu'avec la méthode MCIS avec des différences importantes pour des faibles longueurs de fissure. En particulier, pour $a = 16{,}0\ mm$ et $covp = 0{,}1$, la P_f obtenue avec FORM est d'environ deux fois inférieure à celle calculée par MCIS. Pour un $covp$ à 0,15, on a un rapport un peu moins important en comparant les deux méthodes. En outre, les diagrammes de défaillance (FAD) ont été construits par la méthode de Monte-Carlo pour différentes fissures a, une $\mu_p = 32{,}5\ MPa$, un $covp = 0{,}05$ et pour 10^4 tirages, Figure III.2.9 (a).

(a) (b)



Crack depth, mm	Probability of failure
28	$2{\cdot}10^{-4}$
30	$3.2{\cdot}10^{-3}$
32	$1.35{\cdot}10^{-2}$

Figure III.2.9. FAD - 1, et pour $a = 28\ mm - 2,\ 30\ mm - 3, 32\ mm - 4$ (a) ; évolution de a vs. P_f (b).

Sur le Tableau (b) on remarque que l'augmentation de la fissure induit une augmentation de la probabilité de défaillance ; par exemple, pour $a = 28\ mm$, P_f augmente de 16 fois.

En conclusion, la P_f de la coque du réacteur précontraint à chaud avec fissure interne, variations des propriétés mécaniques et des paramètres de chargement, a été étudiée par les méthodes de Monte Carlo et FORM. Pour une fissure $a = 16\ mm$ et un $covp = 0{,}1$, la probabilité de défaillance, obtenue par FORM est deux fois inférieure à celle calculée par Monte Carlo. Les courbes de défaillances construites avec la méthode de Monte Carlo montrent qu'une augmentation de la fissure de 28 mm à 32 mm entraine une probabilité de défaillance 16 fois plus importante.

III.2.4. Conclusion

Cette partie a synthétisé l'ensemble des travaux effectués sur la fissuration des matériaux intelligents et des bi-matériaux. Le comportement à la rupture aux interfaces des bi-matériaux piézoélectriques a été étudié en calculant les facteurs d'intensité de contrainte/électrique et les ouvertures de fissure. Les résultats obtenus sont actuellement exploités et généralisés par une thèse en cours. Egalement, des résultats sur la fissuration des matériaux des surchauffeurs ont été présentés. En particulier, en prenant en compte les variables mécaniques et les chargements aléatoires pour une fissure donnée, on montre qu'une augmentation de la profondeur de la fissure de 15% peut générer une probabilité de ruine 16 fois plus importante. Dans les paragraphes qui suivent, nous allons nous intéresser aux travaux de fissuration effectués sur le matériau bois en s'appuyant notamment sur les méthodes énergétiques et celles de la mécanique sans contact.

III.3. Fissuration des éprouvettes et structures bois par analyse d'images

Dans cette partie, je résume les travaux effectués sur la fissuration et le comportement mécanique du bois (matériau et structure) par analyse d'images (corrélation d'images, suivi de marqueurs et méthode de la grille). Je n'insisterais pas sur les techniques d'analyses d'images qui ne résultent pas de mes domaines de compétence mais je présenterais les développements effectués en mécanique de la rupture couplée aux champs disciplinaires connexes. Les premiers travaux présentés proposent une optimisation de l'éprouvette MMCG développée dans ma thèse aux taux de mixités proches du mode II pure [ACL11-01]. Ensuite, cette éprouvette est adaptée à la méthode de la grille en mode I [ACTI14-03]. Aussi, le comportement mécanique des poutres treillis incluant l'étude de la fissuration par la méthode de la grille est traité [ACL12-04] [ACTI14-14]. Enfin, l'identification de la fissuration dans les rondelles de bois vert [ACL13-01] est étudiée par suivi de marqueurs.

III.3.1. Analyse de la fissuration du bois par éprouvette MMCG

Ces travaux visent à optimiser l'éprouvette MMCG (Mixed Mode Crack Growth) initialement proposée dans ma thèse via les intégrales invariantes. Cette géométrie est un compromis judicieux entre les éprouvettes DCB (Double Cantilever Beam) et CTS (Compact Tension Shear). L'objectif ici est de développer une éprouvette de propagation stable en mode mixte tout en évitant une rupture pour les taux de mixités supérieurs à 60° [MOU 08]. Cette géométrie sera notamment utilisée lors des essais de fissuration en fluage afin de séparer les effets de la fissuration et du temps et quantifier de façon précise l'effet du temps seul sur la ruine des structures bois. La conception numérique de l'éprouvette est basée sur la réponse instantanée stable de G, c'est-à-dire sa diminution au cours de la propagation de fissure avant rupture totale. L'optimisation de l'éprouvette est effectuée conjointement par éléments finis (via l'intégrale invariante M) et par les essais de fissuration par analyse d'image [ACL11-01] [ACL07-01].

III.3.1.1. Conception de l'éprouvette MMCG

Rappel de l'intégrale M

Tous les formalismes analytiques de l'intégrale M sont résumés dans les articles cités précédemment. Nous allons seulement rappeler les expressions analytiques qui ont permis d'obtenir les présents résultats. Normalement, l'intégrale M est définie sur un contour curviligne, mais on lui préfère l'intégrale $M\theta$ [ACL07-02] définie sur un contour surfacique contenant la pointe de fissure.

Pour des problèmes plans, cette intégrale s'exprime de la façon suivante

$$M\theta = \frac{1}{2}\int_V \left[\sigma_{ij}^{(u)} \cdot v_{i,k} - \sigma_{ij}^{(v)} \cdot u_i\right] \cdot \theta_{k,j} \mathrm{d}V \text{ et } M\theta = C_1 \frac{K_I^u \cdot K_I^v}{8} + C_2 \frac{K_{II}^u \cdot K_{II}^v}{8} \quad \text{(III.3.1)}$$

La seconde expression de l'équation (III.3.1) est obtenue grâce au principe de superposition [ACL07-02]. C_1 et C_2 sont les complaisances élastiques réduites en mode I et II pour des symétries orthotropes. Dans ce cas, les champs de déplacements virtuels v sont donnés par les formes singulières de Sih [SIH 74]. Ainsi, le parfait découpage des modes mixtes de rupture est obtenu en effectuant deux calculs distincts des FIC réels K_I^u et K_{II}^u via le choix des valeurs particulières des facteurs d'intensité de contrainte virtuels K_I^v et K_{II}^v tels que

$$K_I^u = 8\frac{M\theta\left(K_I^v=1, K_{II}^v=0\right)}{C_1};\ K_{II}^u = 8\frac{M\theta\left(K_I^v=0, K_{II}^v=1\right)}{C_2} \text{ et } G_I = C_1\frac{\left(K_I^u\right)^2}{8},\ G_{II} = C_2\frac{\left(K_{II}^u\right)^2}{8} \quad \text{(III.3.2)}$$

avec G_I et G_{II} les taux de restitution d'énergie en mode I et II.

Taux de restitution d'énergie normalisé

Si on considère les valeurs critiques des taux de restitution d'énergie en mode I (G_1^s) et II (G_2^s), le critère de propagation selon Griffith est introduit par la fonctionnelle $f = \frac{G_I}{G_1^s} + n\frac{G_{II}}{G_2^s}$ dont les conditions sont définies par [ACL11-01] avec n un paramètre introduisant le taux d'orthotropie du matériau bois. L'optimisation de la géométrie est basée sur le respect de la stabilité de la propagation de la fissure sur une longueur limitée. Dans ces conditions, les évolutions de *G* ou de la fonctionnelle f sont supposées relatives, ce qui incite à considérer le taux de restitution d'énergie normalisé $\tilde{G}$ et la fonctionnelle normalisée $\tilde{f}$ tels que

$$\tilde{G}_I = \frac{G_I}{(F/t)^2} \text{ et } \tilde{G}_{II} = \frac{G_{II}}{(F/t)^2} \text{ avec } \tilde{f} = \frac{f}{(F/t)^2} = \frac{\tilde{G}_I}{G_1^s} + n\frac{\tilde{G}_{II}}{G_2^s} \quad \text{(III.3.3)}$$

Ici, F et t sont respectivement la charge et l'épaisseur de l'éprouvette. $\tilde{G}$ peut être facilement calculé en considérant une charge et une épaisseur unitaires de $1\ mm$ selon l'hypothèse de contrainte plane.

Conception de l'éprouvette

L'éprouvette MMCG est un compromis entre les éprouvettes DCB et CTS afin d'obtenir différents taux de mixité pour une propagation stable de la fissure. La stabilité est obtenue en usinant une section variable à partir des congés de raccordement. La conception de la géométrie est assurée par la méthode des éléments finis en recherchant une diminution du taux de restitution d'énergie *G* pendant la propagation via l'équation (III.3.2). Après plusieurs essais expérimentaux, il a été constaté que pour des taux de mixités supérieures à 60°, il survenait systématiquement une rupture brutale au niveau des congés de raccordements. Dans ce cas, l'épaisseur de l'éprouvette a été réduite conformément à la Figure III.3.1 (b).

En prenant en compte les nouvelles modifications (talons supérieurs et inférieurs, congés de raccordements et leurs inclinaisons, réduction de l'épaisseur au niveau central) les dimensions de l'éprouvette en bois sont finalement affichés à la Figure III.3.1 (a). Finalement, l'éprouvette MMCG incorporant son système Arcan est présentée à la Figure III.3.1 (c).

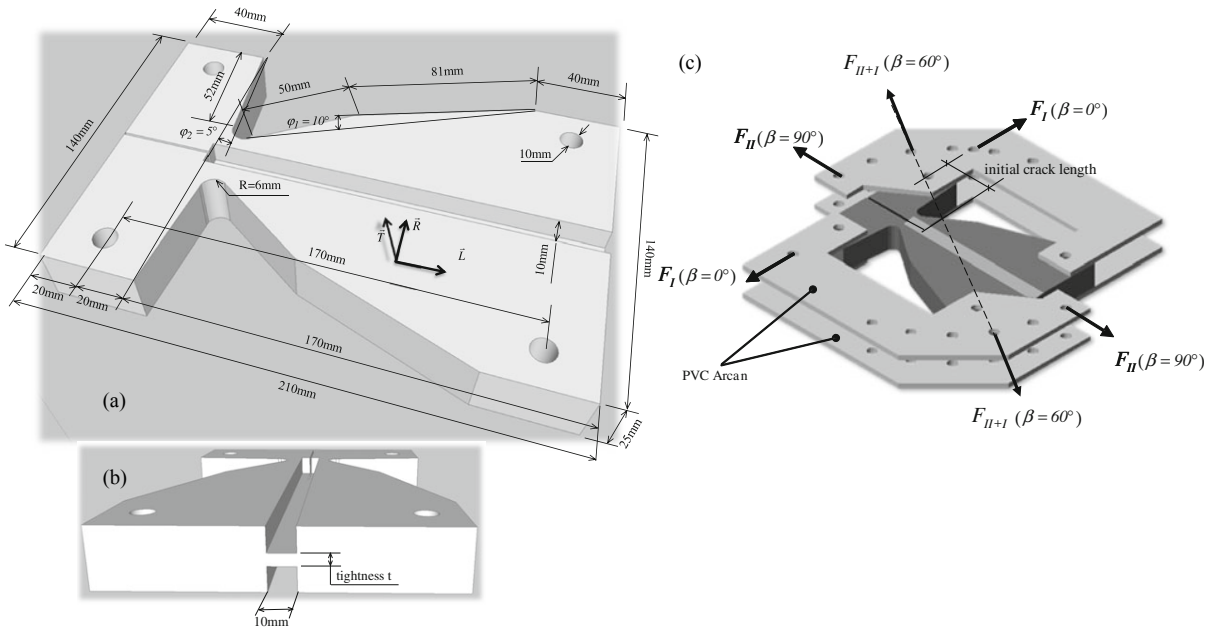


Figure III.3.1. Eprouvette bois modifiée : dimensions (a) ; réduction de l'épaisseur pour la stabilité (b)

III.3.1.2. Résultats numériques

Toutes les simulations numériques sont réalisées via le code de calcul par éléments finis Cast3M dans lequel la procédure *Mθ* est implantée. Cette procédure permet d'isoler les champs virtuels en mode I dans une configuration réelle pour le mode mixte souhaité.

Taux de restitution d'énergie

Les Figures III.3.2 (a) et (b) montrent les évolutions de G (Equation (III.3.3)) en fonction de la longueur de la fissure a respectivement en mode I pure ($\beta = 0°$) et en mode II pure ($\beta = 90°$). La longueur de la fissure initiale est de 20 mm. Pour le mode I, la Figure III.3.2 (a) montre une stabilité de la croissance de la fissure localisée entre $a = 36$ et $a = 51\ mm$. Pour le mode de cisaillement pur, Figure III.3.2 (b), on observe une stabilité entre 58 et 95 mm. Les graphiques précédents sont complétés respectivement par les contributions du mode I et II au mode mixte, Figures III.3.3.3 (a) et (b). On observe que la stabilité de la part du mode I est assurée pour un intervalle entre $a = 36\ mm$ et $a = 54\ mm$; s'agissant de la part du mode II, l'intervalle est situé entre $a = 65\ mm$ et $a = 103\ mm$. L'analyse de ces résultats nous permet de faire les remarques suivantes :

- Pour une charge unitaire, on observe que G_I est 10 fois plus grand que G_{II}. Le constat est identique en mode mixte I et II au regard des Figures III.3.3 (a) et (b) ; aussi, le mode de cisaillement pour les résineux indique que les valeurs G_2^s avoisinent 500-600 J/m^2 [YOS 08]. Pour une même espèce, G_1^s n'admet que des valeurs comprises entre 100 et 200 J/m^2 ;
- L'analyse de G_I et G_{II} montre que la résistance à la rupture du bois est généralement pilotée par le mode d'ouverture. Dans ce cas, la zone de stabilité doit être définie conformément aux évolutions de la Figure III.3.3 (a) ;
- Quelques soient les valeurs de G_{II} et de G_2^s, on admet que la propagation en mode d'ouverture nécessite un effort plus important induisant une forte concentration de contraintes autour du congé de raccordement en limitant le mode de cisaillement. Dans la suite, on ne se limitera qu'aux taux de mixité compris entre $\beta = 0°$ et 60°.

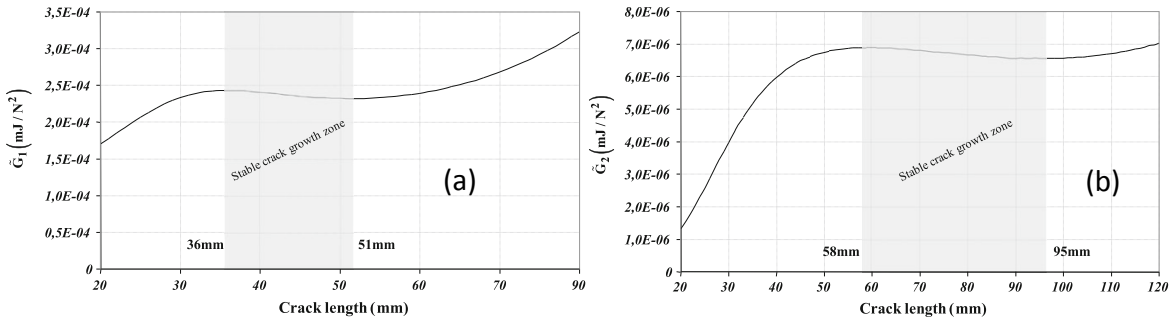


Figure III.3.2. Stabilité de G : mode I pure (a) ; mode II pure (b).

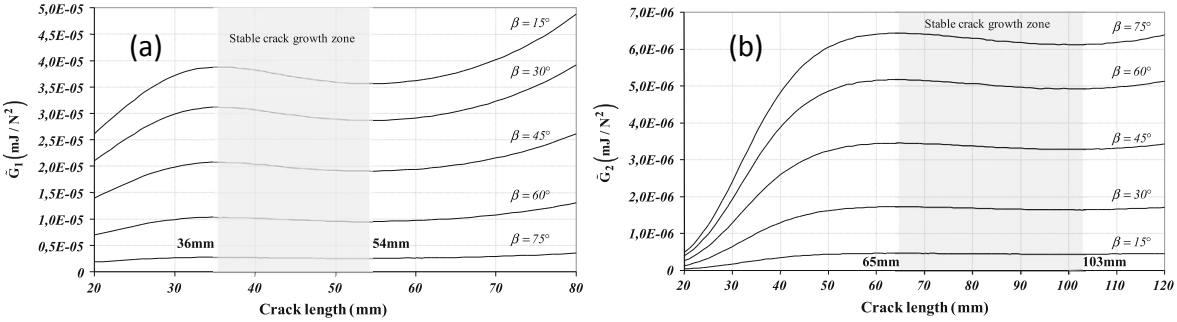


Figure III.3.3. Stabilité de G en mode mixte: part du mode I (a) ; part du mode II (b).

III.3.1.3. Validation expérimentale

Dispositifs expérimentaux et courbes forces-déplacements

Afin de valider la géométrie MMCG, tous les essais sont effectués avec du bois de Hêtre. L'éprouvette est munie d'une fissure initiale $a = 20\ mm$ (dans la direction *RL*) qui ne dépasse pas la zone de stabilité. Une presse ZWICK de 50 KN de capacité est utilisée en déplacement imposé $0{,}01\ mm/s$. Durant l'essai un capteur LVDT permet de mesurer les relations forces-déplacements. Comme le montre la Figure III.3.4, la propagation de fissure observée sur la surface latérale de l'éprouvette est enregistrée via une caméra CCD. La caractérisation de la longueur de la fissure est assurée par une synchronisation entre la presse et la caméra CCD au début de chaque essai. Ainsi, la position de la pointe de la fissure est évaluée pour chaque incrément de chargement.

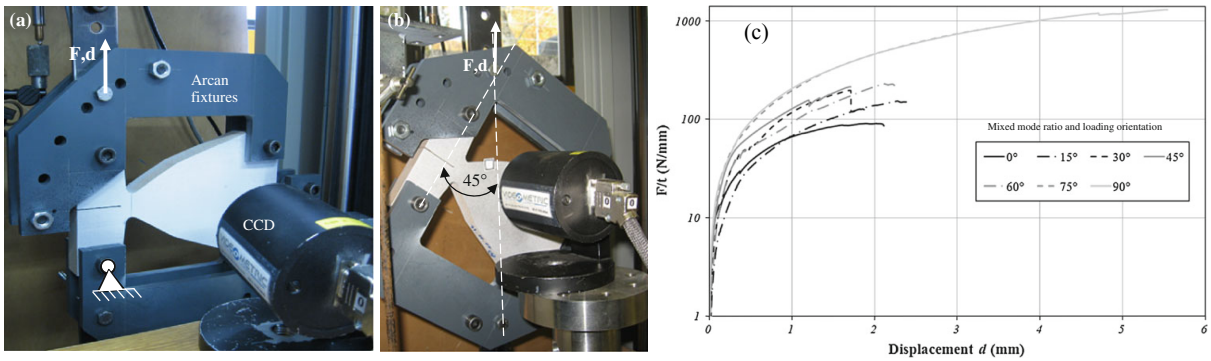


Figure III.3.4. Dispositif expérimental : mode I (a) et mode mixte 45 ° (b). Courbes forces-déplacements (c).

La Figure III.3.4 (c) présente les déplacements en fonction de la force pour différents taux de mixité. Selon ces taux, la propagation de la fissure est supposée fragile ou ductile. Si la croissance de la fissure induit des faiblesses au niveau des congés de raccordement, on peut noter une augmentation de la force au cours de l'avancée de la pointe de fissure. Plus précisément, nous pouvons observer des pics de force qui correspondent à des pontages de fibres en pointe de fissure. L'augmentation de la force après chaque pics illustre des plages de stabilités en propagation de

fissure quelque soient les taux de mixités. Il apparaît donc évident d'illustrer cette stabilité dans la zone considérée lorsque la force évolue en fonction de la longueur de fissure.

Courbes forces-longueurs de fissure

La Figure III.3.5 montre l'évolution de la force critique en fonction de la position de la pointe de la fissure pour plusieurs taux de mixité.

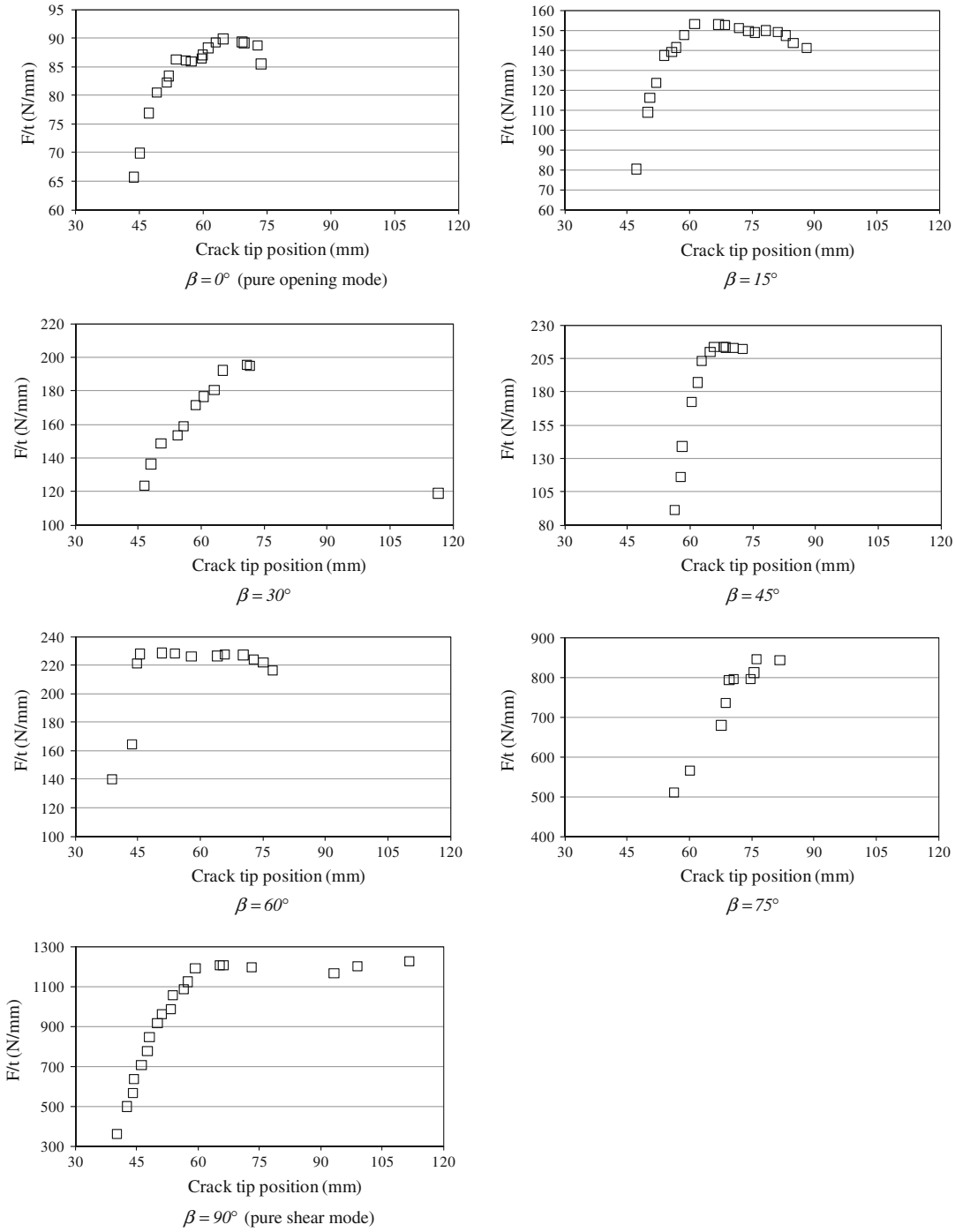


Figure III.3.5. Courbes forces-longueurs de fissure

La stabilité de la propagation est caractérisée par une augmentation de la force pour chaque incrément a. Chaque extrémité de la courbe correspond à une instabilité de l'éprouvette. En déplacement imposé, la stabilité de la propagation est définie par une diminution de la force en fonction de l'évolution du front. Dans ce cas, sauf pour le mode de cisaillement pure, nous

observons une zone de stabilité pour $a = 45$ à $60\ mm$. En comparant ces données avec les résultats numériques de la Figure III.3.2 (a), nous concluons que la zone de stabilité est pilotée par G_I. Pour les essais en mode II pure, nous pouvons observer une zone de plus grande stabilité d'environ $75\ mm$.

Résistance à la fissuration

Grâce au taux de restitution d'énergie $\tilde{G}$, équation (III.3.3) on peut tracer la courbe R du taux de restitution d'énergie en fonction de la longueur de la fissure à l'aide des expressions suivantes

$$G_I = \tilde{G}_I \cdot (F_{ext}/t)^2 \text{ et } G_{II} = \tilde{G}_{II} \cdot (F_{ext}/t)^2 \qquad \text{(III.3.4)}$$

La forme globale des courbes R montre des ruptures fragiles illustrées par une évolution de G, d'une part, en une croissance progressive de la process zone, et d'autre part, en une phase stationnaire avec une stabilisation de son évolution [MORE 07] [DEM 06]. En comparant G_I et G_{II}, nous remarquons que la résistance en cisaillement est en moyenne quatre fois plus grande qu'en mode d'ouverture.

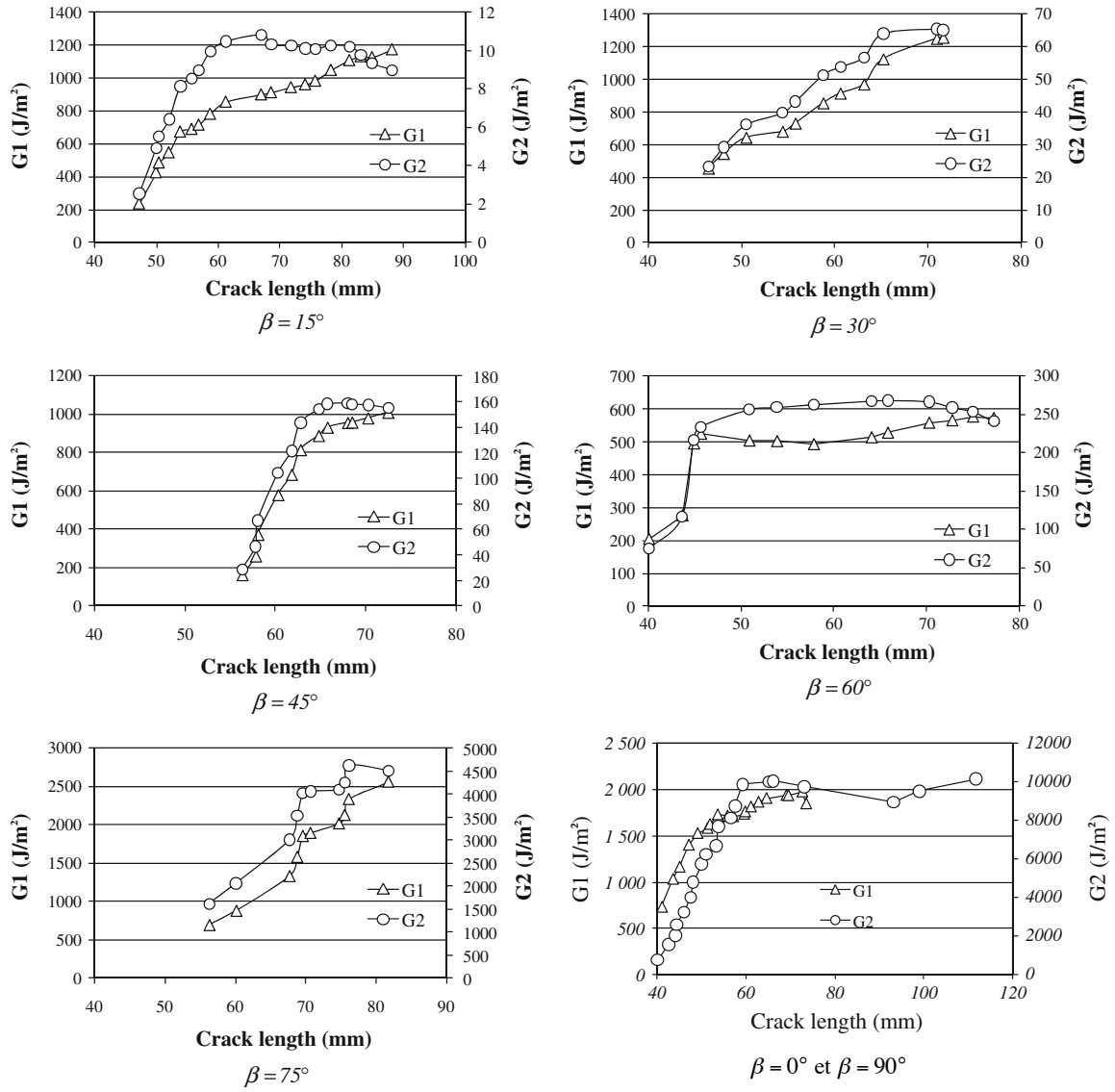


Figure III.3.6. Evolution de G en mode mixte ($\beta = 15° - 75°$) et mode I ($\beta = 0°$) vs. longueur de fissure

Pour les différents taux en mode mixte, la Figure III.3.6 montre que la part du mode d'ouverture est prédominante. Pour des ratios entre *0°* et *60°*, la stabilité est limitée à une longueur de fissure

d'environ 60 mm. En comparant à la stabilité donnée par éléments finis, Figure III.3.2, cette limite est un compromis entre le début de la stabilité en ouverture de fissure et en cisaillement. Cependant, si nous observons les résultats expérimentaux pour une orientation de 75°, on remarque une stabilité de la propagation en accord avec le modèle numérique en mode de cisaillement. Dans ce cas, la taille de la zone de stabilité est au-delà de 80 mm.

En conclusion, une nouvelle éprouvette bois (Mixed Mode Crack Growth) a été développée afin d'étudier la propagation de fissure stable en mode mixte. Grâce à des calculs éléments finis, la rigidité de cette éprouvette a été étudiée afin d'obtenir sa forme finale. L'évolution de *G* en mode mixte ainsi qu'en mode I et II en fonction de la longueur de fissure est représentée. Les validations expérimentales et numériques montrent la capacité de l'éprouvette MMCG à proposer une stabilité de *G* en propagation instantanée ; ce qui permettra de séparer les paramètres de fissuration et les effets du temps lors des essais viscoélastiques. Ces essais viscoélastiques seront effectués dans le cadre du projet ANR CLIMBOIS objet du chapitre IV.

III.3.2. Analyse de la fissuration du bois par méthode de grille

Ces travaux sont effectués dans le cadre d'un Master Recherche [ACTI14-03] en collaboration avec E. Toussaint et M. Grédiac afin d'adapter l'éprouvette MMCG proposée au paragraphe III.3.1 à la méthode de la grille. Les taux de restitution d'énergie expérimental (méthode de la complaisance couplée à la méthode de la grille), analytique (méthode énergétique) et numérique (intégrale $M\theta$) sont comparés.

III.3.2.1. Méthode expérimentale

Le bois de châtaignier est testé avec l'éprouvette développée au paragraphe III.3.1.3 et rappelée à la Figure III.3.7 [ACL11-01]. Une grille de pas $p = 200\mu m$ (voire § II.4) est collée sur la surface de l'éprouvette contenant la zone de propagation de la fissure, Figure III.3.7 (a). L'éprouvette est sollicitée en mode I par une presse Zwick/Roel de capacité $200\ kN$. La vitesse de déplacement du mors mobil est fixée à $0{,}005\ mm/s$. La fréquence d'acquisition de la caméra sCMOS de capteur 2000×2160 pixels est de 100,92 images/s et la technique de la grille développée par [BAD 09] est rappelée et détaillée par [ACL14-01].

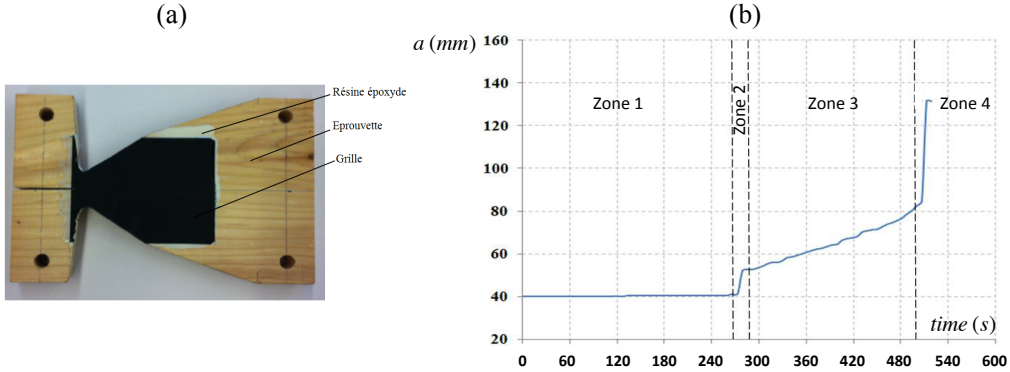


Figure III.3.7. Eprouvette MMCG avec grille (a) ; Evolution de la fissure en fonction du temps (b).

Afin d'éliminer le bruit numérique des images, celles-ci sont filtrées au moyen d'un filtre numérique qui permet de modifier la distribution fréquentielle des composantes du signal selon des spécifications données. Ici un filtre médian suivi d'un filtre de Sobel sont appliqués.

La pointe de la fissure est facilement détectable grâce à des champs de déplacements et des images de la grille. La Figure III.3.7 (b) présente l'évolution de la longueur de la fissure en fonction du temps : la Zone 1 correspond à la mise en charge où la fissure reste pratiquement inchangée ; la Zone 2 présente un fort gradient, qui est la signature d'une progression rapide de la fissure ; la Zone

3 correspond à une propagation de fissures stable ; enfin, la zone 4 correspond à une rupture brutale de l'échantillon. Ces résultats nous ont permis de déterminer le taux de restitution d'énergie G en fonction de la longueur de fissure. Il est calculé en utilisant à la fois la méthode de la complaisance et les méthodes énergiques rappelées dans la section suivante.

III.3.2.2. Résultats et analyses

Le taux de restitution d'énergie est également déterminé au moyen d'un modèle numérique développé sous Cast3M via l'équation (III.3.4) en introduisant $M\theta$, équation (III.3.1). Trois procédures ont été implémentées dans le code de calcul : la procédure du champ θ, la procédure des travaux virtuels et la procédure $M\theta$ [ACL08-02]. G_C est donné par la méthode de la complaisance

$$G_c = \frac{F_C^2}{2 \cdot t} \cdot \left(\frac{\Delta C}{\Delta a}\right)_d \text{ (a)} \; ; \; G = -\frac{W(a) - W(a - da)}{t \cdot \Delta a} \text{ (b)} \qquad \text{(III.3.5)}$$

avec $\Delta C = \Delta d / \Delta F_C$, et F_C la force critique induisant une propagation da, $t = 10\,mm$ est l'épaisseur de l'éprouvette, C est la complaisance, et d désigne le déplacement de la partie mobile de la presse (deux points voisins situés sur la grille). ΔF_C représente la variation de la force entre deux points critiques consécutifs. G peut aussi être calculé par l'énergie totale (l'aire sous la courbe charge - déplacement en déplacement imposé) fournie par l'équation (III.3.5) (b).

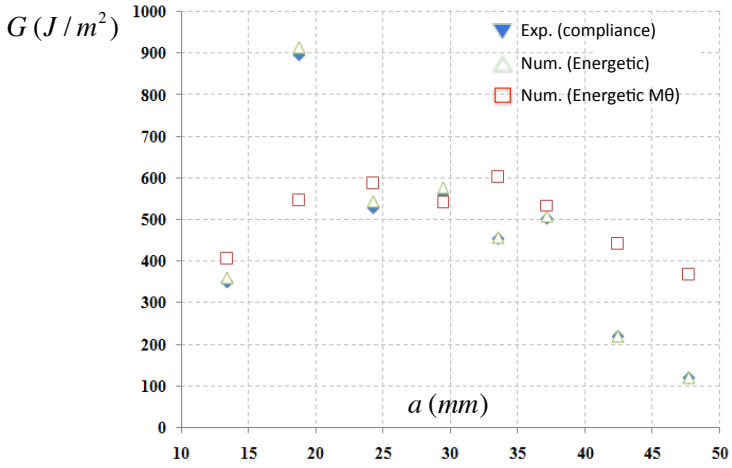


Figure III.3.8. Comparaison expérimentale et numérique du taux de restitution d'énergie.

La Figure III.3.8 présente les taux de restitution d'énergie obtenus expérimentalement par la méthode de la complaisance (équation (III.3.5) (a)), analytiquement via la méthode énergétique (équation (III.3.5) (b)) et numériquement par $M\theta$ (équation (III.3.1)). Les résultats montrent la même tendance et le même ordre de grandeur pour G, sauf au début de l'essai où la présence d'un nœud nécessite de fournir une énergie plus importante pour assurer l'avancement de la fissure. A la fin de l'essai, le G expérimental est plus faible que le G numérique. Ceci est lié à l'avancement rapide de la fissure. D'autres paramètres comme la mauvaise prise en compte des conditions aux limites, l'orientation des fibres ou des caractéristiques mécaniques du bois peuvent induire des biais dans le calcul numérique.

III.3.2.3. Conclusion

Ce travail original a permis de mettre en œuvre une méthode d'imagerie quantitative afin de caractériser la propagation de fissure dans une éprouvette MMCG en mode I. Les résultats ont été comparés avec succès à une modalisation numérique. Ces travaux ouvrent de nouvelles perspectives dans la caractérisation du comportement en fissuration du matériau bois, pour des sollicitations plus complexes telles que le mode mixte par exemple. Ces perspectives sont actuellement prises en compte dans une thèse débutée depuis janvier 2015 à l'Institut Pascal.

III.3.3. Fissuration des structures treillis bois par méthode de la grille

Les poutres treillis normalisées, Figure III.3.9, présentent des avantages économiques, écologiques et mécaniques. Ces poutres sont utilisées dans des bâtiments industriels ou des maisons collectives, Figure III.3.9 (b). Cependant, le cisaillement et la traction perpendiculaire au fil induisent une rupture fragile si ceux-ci sont incontrôlés. Ceci est particulièrement le cas dans les zones d'assemblage notamment lorsque les éléments de poutre sont minces [ACL12-04]. Cette étude se concentre sur la distribution des déformations dans les éléments des poutres entaillées prélevées des diagonales ou des membrures des poutres treillis présentées à la Figure III.3.9 (a).

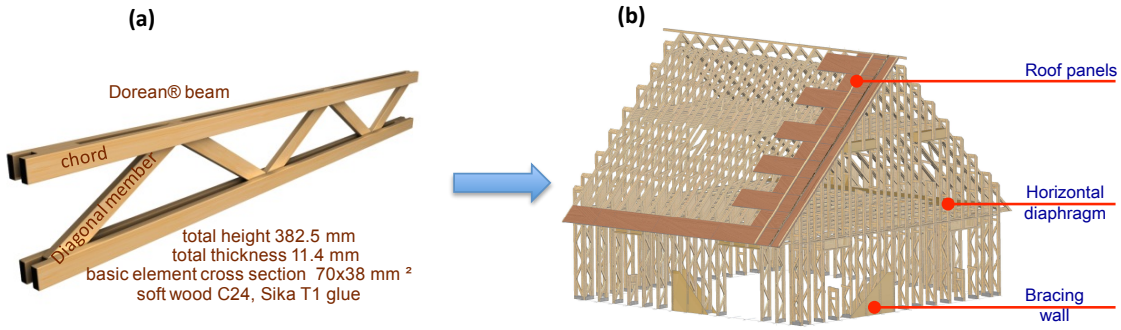


Figure III.3.9. Poutre DOREAN (a) ; Utilisation en bâtiment (b).

III.3.3.1. Dispositif expérimental

La Figure III.3.10 présente le dispositif expérimental. Les échantillons de bois sollicités en flexion trois points avec la grille, le capteur de charge et les supports de la machine d'essai de capacité 200 kN sont aussi exposés, Figure III.3.10 (b). Les dimensions de l'échantillon ainsi que les orientations des cernes annuelles de croissance sont aussi affichées sur la Figure III.3.10 (a). L'approche analytique, basée sur l'effet d'entaille proposé par l'Eurocode 5 [AFNOR 05], est également introduite pour calculer la contrainte de cisaillement au droit des supports.

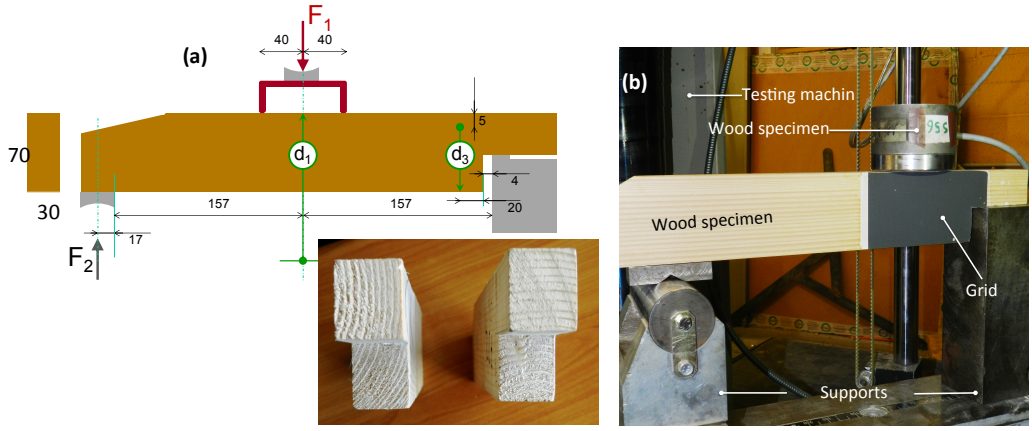


Figure III.3.10. Elément de poutre et orientation des cernes (a) ; Dispositif expérimental avec grille (b)

III.3.3.2. Résultats et discussions

Déformations et suivi de fissuration

La Figure III.3.11 montre les résultats expérimentaux des déformations normales verticales et de cisaillement pour une diagonale. Ces cartes sont obtenues après un traitement par analyse d'images dont la technique est présentée par [BAD 09]. Pour la charge appliquée, les cartes de déformations ε_{xy} montrent que le maximum de la contrainte de cisaillement se trouve entre le bord du support et

l'angle droit de l'entaille. On peut aussi observer une propagation nette de fissure en ce qui concerne les déformations normales verticales.

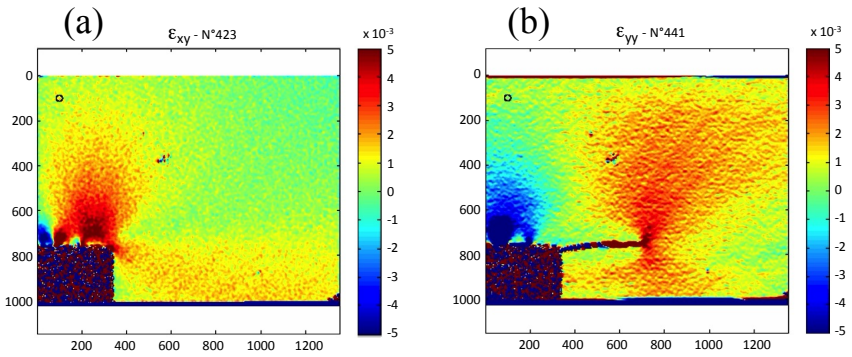


Figure III.3.11. Déformations de cisaillement (a) ; déformations normales verticales (b)

Comparaisons aux résultats numériques

La Figure III.3.12 présente les déformations de cisaillements expérimentales et numériques de la zone de contact présentée à la Figure III.3.10. On remarque que les isovaleurs numériques varient entre 2.10^{-3} et $-4.\ 10^{-3}$, Figure III.3.12 (b); ces valeurs se situent entre 5.10^{-3} et -5.10^{-3} dans le cas expérimental, Figure III.3.12 (a). Nous observons une distribution rouge dans la zone de contact annonçant une possible initiation de fissure ; mais on note aussi des différences: nous avons d'abord des taches rouges dans les deux cas avec des formes différentes. Cela est peut-être dû au fait que les conditions aux limites ne sont pas correctement prises en compte mais aussi à l'influence de l'orientation des cernes annuels de croissance omis dans cette modélisation.

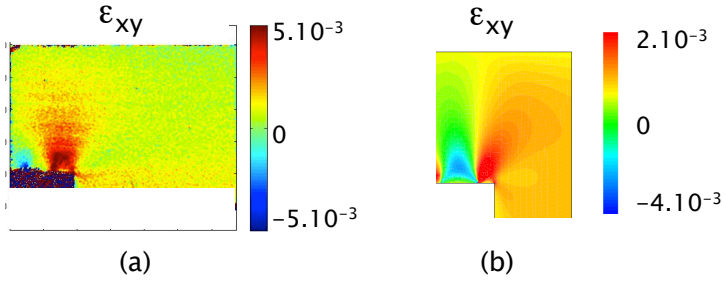


Figure III.3.12. Déformations de cisaillement : expérimentales (a) ; numériques (b)

La Figure III.3.13 présente les résultats des déformations normales verticales expérimentales (a) et numériques (b) de la zone de contact précédente. Les isovaleurs numériques varient cette fois-ci entre 4.10^{-3} et $-4{,}10^{-3}$. On a les mêmes remarques que précédemment même si nous distinguons bien plus clairement les cernes annuels de croissance en partie gauche de l'éprouvette.

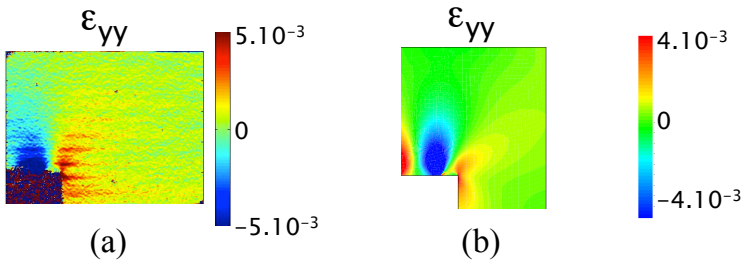


Figure III.3.13. Déformations normales verticales : expérimentales (a) ; numériques (b)

En conclusion, ce travail en cours de publication, complète les études effectuées sur le comportement semi-rigide des assemblages bois-bois non présentés dans ce mémoire. Il a permis d'appliquer la méthode de la grille afin d'obtenir les déformations verticales et de cisaillement et

d'identifier la zone d'initiation de fissure en suivant sa propagation. Par la suite, ces méthodes seront adaptées à l'identification des défauts et de la fissuration des structures bois contrecollées ou non en environnements variables. Ces derniers travaux seront effectués dans le cadre du projet ANR JCJC CLIMBOIS.

III.3.3.3. Conclusion

Ces travaux ont montré la possibilité d'identifier le début de l'endommagement des poutres de structure par la méthode de la grille et de retrouver les mêmes informations via un modèle par élément finis. Les différences observées entre les cartes expérimentales et les simulations peuvent s'expliquer par l'absence de prise en compte des cernes annuels de croissance mais aussi par les incertitudes sur les différentes constantes élastiques considérées dans la modélisation. Ce constat nous a conduit à la proposition d'une méthode originale d'identification des caractéristiques mécaniques appelée DUCMT [ACTI14-16] qui reste encore a entre développée et qui n'est pas présentée dans ce mémoire. Toutefois, elle sera utilisée dans les travaux ultérieurs.

III.4. Fissuration des rondelles de bois suite au séchage naturel

III.4.1. Fissuration des rondelles de bois verts

Dans ce travail, un modèle analytique fondé sur la relaxation des contraintes couplées aux effets hygrométriques et un comportement pseudo-élastique vieillissant, est proposé (chapitre II). Cette approche intègre les effets de retraits-gonflements et l'hétérogénéité du bois dans les directions radiale et transversale. Le modèle est appliqué à une rondelle de bois vert durant le processus de séchage naturel. Les propriétés pseudo-élastiques qui induisent une relaxation partielle des contraintes hydriques et le modèle éléments finis orthotrope sont exprimés via une chaine de Maxwell généralisée intégrant les variations de la teneur en eau. Le critère de rupture est introduit par le modèle de Hoffman et localise l'initiation de la fissure. En outre, les résultats numériques et expérimentaux sont comparés afin d'évaluer les déformations radiales et tangentielles ainsi que l'initiation des fissures dans la rondelle supposée orthotrope cylindrique [ACL13-01].

III.4.1.1. Dispositif expérimental et résultats expérimentaux

Le protocole est composé d'une rondelle de bois vert en Douglas d'épaisseur 30 mm et de diamètre 100mm, Figure III.4.1 (a). L'échantillon est d'abord conditionné dans de l'eau afin d'assurer sa saturation. La préparation de l'échantillon consiste à dessiner des cibles noires selon un référenciel polaire centré au cœur de l'échantillon. L'essai s'effectue à température (22°C) et l'humidité relative (33%) constantes. La rondelle est ensuite placée sur une balance afin de mesurer la perte de masse pendant le séchage, Figure III.4.1 (b).

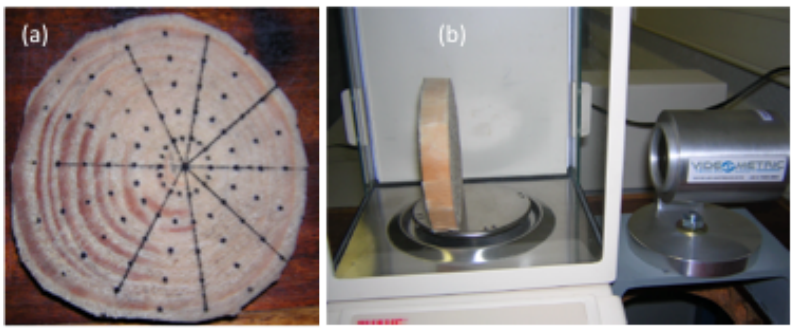


Figure III.4.1. (a) Rondelle. (b) – Dispositif expérimental

Dans le même temps, un système d'acquisition permet d'enregistrer les déplacements des cibles via la technologie vidéométrique. La masse de l'échantillon, les déplacements et l'évolution de la fissure sont donc enregistrés simultanément en fonction du temps jusqu'à un équilibre d'environ 11%.

Les premiers résultats concernent l'évolution de l'humidité pendant le séchage. La Figure III.4.2 (b) est caractérisée par une évolution linéaire correspondant à la migration de l'eau libre. A la fin du test, on peut observer un équilibre autour de 8%. Alors que l'effet de retrait gonflement commence en dessous du point de saturation des fibres (PSF). En supposant que le PSF donne une non-linéarité de la courbe de teneur en humidité en fonction du temps, un zoom est effectué afin d'estimer avec précision cette valeur qui correspondrait à 30%. Cette valeur est confirmée par l'évolution des déformations en fonction de l'humidité dans les graphiques suivants.

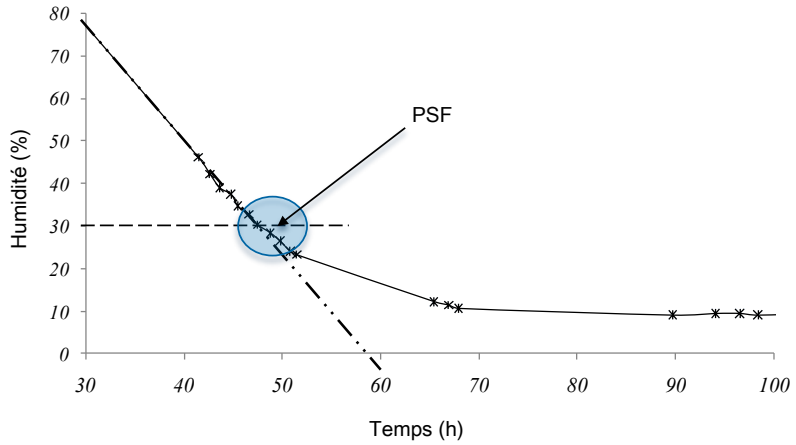


Figure III.4.2. Détection du Point de saturation des fibres (PSF).

La méthode de suivi de marqueurs permet de calculer les déplacements de chaque cible. La configuration de la rondelle nous oblige à exprimer les déformations radiales et tangentielles dans un référentiel cylindrique. Dans ce cas, en considérant un référentiel polaire centré au cœur de la rondelle, Figure III.4.3 (a), on définit le point *M'* comme l'image du déplacement de *M*.

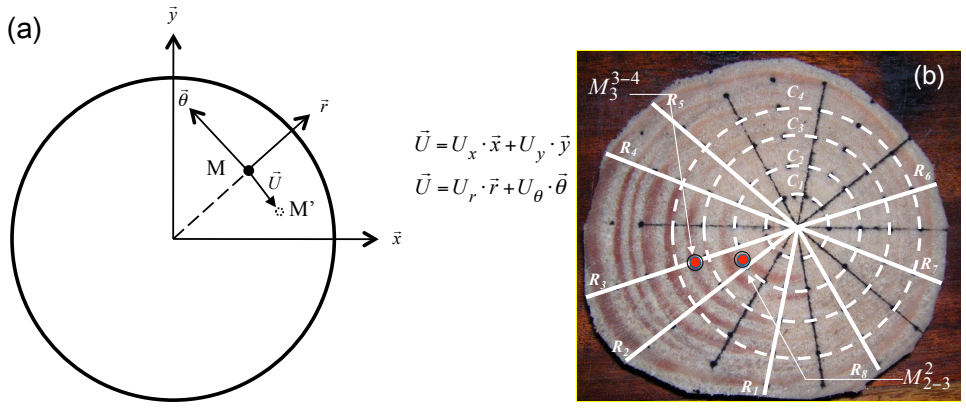


Figure III.4.3. Référenciel polaire (a) ; visualisation des couronnes et rayons (b)

Afin d'identifier chaque cible, la Figure III.4.3 (b) propose une identification par intersection entre les rayons R_j et les couronnes. Les M_i^j sont les points d'intersection entre le rayon et les couronnes C_j. Par exemple M_3^{3-4} est la déformation radiale du point situé sur le rayon n° 3 et entre les couronnes 3 et 4. De même, les déformations tangentielles sont calculées au point M_{2-3}^2 placé sur la couronne n°2 et entre les rayons 2 et 3. Pour la suite, on ne s'intéresse qu'aux déformations tangentielles susceptibles seules d'engendrer une déformation à la périphérie de la rondelle.

La Figure III.4.4 présente les déformations tangentielles entre les rayons 1 et 2 de l'ensemble des couronnes. On remarque dans l'ensemble que ces déformations sont stables pendant le processus de

séchage. Au delà de 30% d'humidité relative, les déformations tangentielles augmentent car le domaine hygroscopique est atteint. Une hétérogénéité peut être observée dans le voisinage de l'initiation de la fissure. Aux alentour de 18% d'humidité relative, on peut observer un saut de déformation tangentielle identifié entre les rayons R_1 et R_2 en périphérie de l'échantillon qui peut être expliqué par l'initiation des fissures.

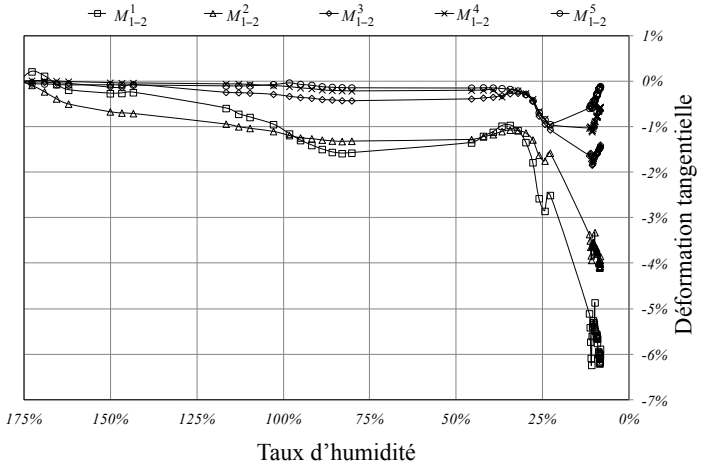


Figure III.4.4. Déformations tangentielles vs. rayons R1 et R2

III.4.1.2. Comparaisons simulations et essais

Modèle mécanosorptif et formulation incrémentale

Au cours du processus de séchage, le chapitre précédent a montré que les réponses élastiques et viscoélastiques pouvaient être affectées par les effets hygroverrous. Pour un essai de fluage, le modèle mécanique peut être assimilé à celui de Kelvin Voigt généralisé dans lequel chaque ressort obéit à un comportement élastique hygro-lock découplé du retrait-gonflement. La loi de comportement, la formulation incrémentale permettant une intégration pas à pas du comportement héréditaire ainsi que les effets hygroverrous sont présentés par [ACL13-01].

Résultats numériques-expérimentaux et identification de la fissure

Les Figures III.4.5 et III.4.6 présentent les comparaisons entre les déformations radiales et tangentielles expérimentales et numériques. Conformément à la Figure III.4.3, le rayon n° 3 a été choisi pour discuter ces résultats. On observe une similarité entre les résultats expérimentaux et la simulation. Cependant, les déformations tangentielles présentent des différences induites par l'apparition d'une fissure en fin d'essai, lorsque l'humidité relative avoisine 8%.

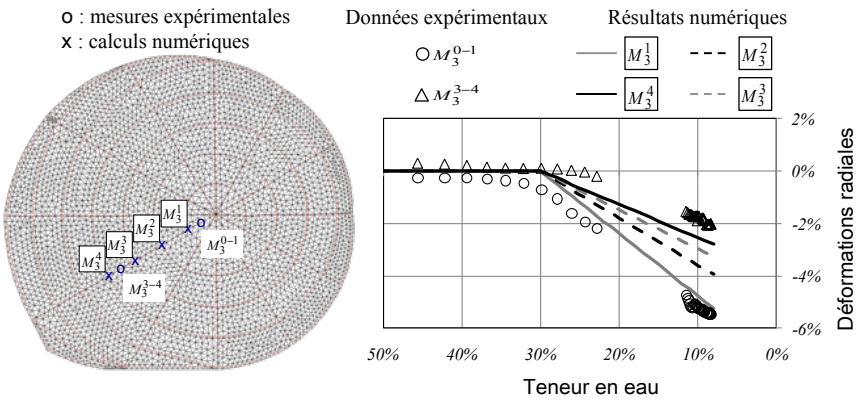


Figure III.4.5. Comparaison des déformations radiales, numériques et expérimentales le long de R3.

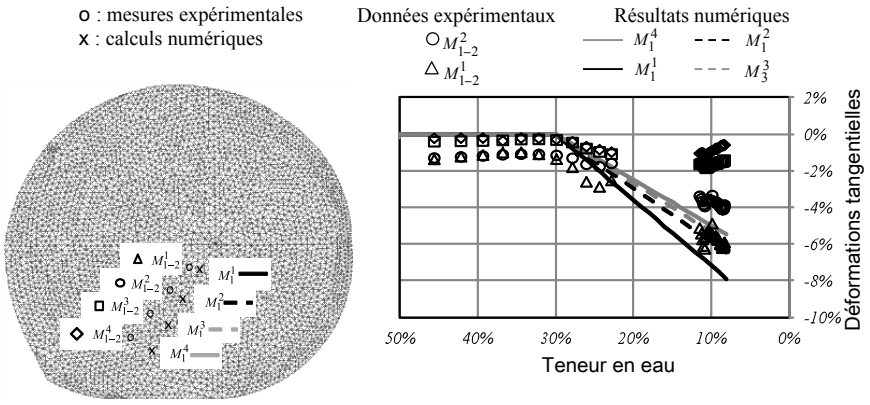


Figure III.4.6. Comparaison des déformations tangentielles, numériques et expérimentales entre C1 et C2.

La phase d'initiation de fissure est étudiée en utilisant un critère limite d'élasticité de Tsai ou Hoffman basé sur la combinaison des composantes du tenseur des contraintes. En contraintes planes, le critère peut prendre la forme quadratique suivante

$$f = \frac{\left(<\sigma_{RR}>^{+} - <\sigma_{RR}>^{+}\right)^2}{\left(f_{t,90}\right)^2} + \frac{(\sigma_{RT})^2}{(f_v)^2} \qquad \text{(III.4.1)}$$

$f_{t,90}$ (0,28 MPa) et f_v (3,48MPa) sont les valeurs critiques des contraintes radiales, tangentielles et de cisaillement correspondant à un état limite élastique uniaxial pendant l'initiation de la fissure en mécanique de rupture classique. Sur la Figure III.4.7, l'état de compression radiale peut être expliqué par un confinement mécanique local au centre et une tension transversale qui engendre l'initiation de la fissuration. On constate que la localisation de l'apparition de la fissure est bien identifiée par le modèle proposé. En outre, la combinaison des contraintes tangentielles et de cisaillement illustre le fait que l'initiation de la croissance de fissure est basée sur un couplage entre les contraintes tangentielles et de cisaillement selon une configuration en mode mixte.

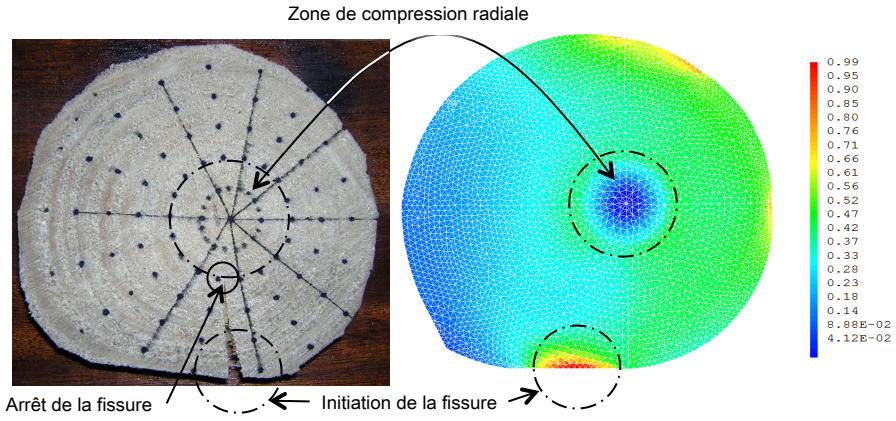


Figure III.4.7. Schémas du principe du réacteur à chaîne compensée.

III.4.1.3. Conclusion

Les déformations et la rupture d'une rondelle de bois vert lors du séchage naturel ont été étudiées. Le dispositif expérimental, composé d'une balance, d'une caméra vidéo, et d'une rondelle sur laquelle sont dessinées des cibles suivant un repère cylindrique, est décrit. Le protocole expérimental est complété par un modèle numérique intégrant les effets mécanosorptifs. Dans ce contexte, un modèle éléments finis basé sur une formulation incrémentale a été développé. Le modèle numérique intègre un repère orthotrope cylindrique permettant de calculer les déformations radiales et tangentielles. La comparaison des résultats expérimentaux et numériques montre

l'efficacité du modèle proposé. En plus, le modèle numérique permet d'identifier l'initiation de la fissure en s'appuyant sur un critère de plasticité quadratique. Des essais sur des rondelles de diamètre > 25 mm sont actuellement en cours afin de comprendre le comportement mécanique des structures réelles.

III.4.2. Prise en compte du comportement viscoélastique

Le comportement différé du bois est souvent source de désordres structuraux non négligeables lorsque ce matériau est utilisé comme élément de structure. La source de ces déformations est généralement due au comportement viscoélastique du bois combiné aux variations dimensionnelles liées à l'humidité. A la suite des travaux précédents, un modèle de relaxation reposant sur une chaine de Maxwell et résolu via une formulation viscoélastique incrémentale, est proposé. Le modèle est appliqué à une rondelle de bois vert soumise au séchage naturel dans des conditions environnementales stables définies en III.4.1. Les déformations radiales et tangentielles induites par une variation d'humidité et combinées à l'effet de la viscoélasticité sont obtenues justifiant ainsi l'efficacité du modèle proposé quant à la traduction du comportement différé des matériaux [ACTN11-02].

III.4.2.1. Formulation viscoélastique incrémentale

Dans le cas général orthotrope, la matrice de relaxation viscoélastique $R(t,t_0)$ dépend de neuf grandeurs indépendantes fonctions de t_0 (instant d'application du chargement) et de t (temps actuel). Ce nombre se réduit à trois dans le cas bidimensionnel (contraintes planes ou déformations planes) si le fluage ou la relaxation s'effectue à coefficient de Poisson constant. Moyennant l'hypothèse supplémentaire que ces grandeurs évoluent de manière proportionnelle à une même fonction de relaxation adimensionnelle $\rho(t,t_0)$, la matrice de relaxation viscoélastique s'écrit :

$$[R(t,t_0)] = \rho(t,t_0)[K_0] \qquad \text{(III.4.2)}$$

Dans cette expression, $[K_0]$ est la matrice de rigidité orthotrope élastique ; $\rho(t,t_0)$ s'exprime sous la forme d'une série de Dirichlet (représentation spectrale équivalente à un modèle de Maxwell généralisé, Figure III.4.8 (a).

$$\rho(t,t_0) = \gamma_0 + \sum_{\mu=1}^{r} \gamma_\mu \, e^{-\alpha_\mu (t-t_0)} \quad \text{avec} \quad \sum_{\mu=1}^{r} \gamma_\mu \ \text{ et } \ \rho(t,t_0) \in [1,\gamma_0[\qquad \text{(III.4.3)}$$

La loi de comportement d'un matériau viscoélastique est donnée par l'équation de Boltzmann formulée en relaxation

$$\{\sigma(t)\} = [K_0] \int_0^t \rho(t,\tau)\,\{\dot{\varepsilon}^m(\tau)\} d\tau \quad \text{avec} \quad \{\varepsilon(\tau)\} = \{\varepsilon^m(\tau)\} + \{\varepsilon^*(\tau)\} \qquad \text{(III.4.4)}$$

avec $\{\varepsilon^m(\tau)\}$ la déformation d'origine mécanique et $\{\varepsilon^*(\tau)\}$ la déformation libre indépendante de l'état de contrainte du matériau (retrait hydrique). Compte tenu de l'équation (III.4.4), en admettant une linéarité $\{\varepsilon^m(\tau)\}$ sur l'intervalle de temps fini $[t, t+\Delta t]$, l'incrément de contrainte $\{\Delta\sigma\}$ est donné par la loi de comportement suivante :

$$\{\Delta\sigma\} = \left[\widetilde{K}\right]\{\Delta\varepsilon\} + \left\{\sigma^{hist}(t)\right\} - \{\Delta\sigma^*\} \qquad \text{(III.4.5)}$$

$\left[\widetilde{K}\right]$ est une matrice de rigidité fictive. $\left\{\sigma^{hist}(t)\right\}$ est un terme d'histoire qui résume l'effet des sollicitations passées depuis le premier chargement sur la réponse actuelle. Sa valeur dépend des paramètres α_μ, γ_μ et du pas de temps Δt ; elle dépend également des variables internes $\left\{\sigma_\mu(t)\right\}$ qui doivent être actualisées à la fin de chaque incrément de calcul :

$$\left\{\sigma_\mu\left(t+\Delta t\right)\right\} = \left\{\sigma_\mu(t)\right\} + \left[\widetilde{K}_\mu\right](\{\Delta\varepsilon\} - \{\Delta\varepsilon^*\}) + \left\{\sigma_\mu^{hist}\right\} \qquad \text{(III.4.6)}$$

$\{\Delta\varepsilon\}$ étant l'incrément de déformation pour le pas de temps écoulé.

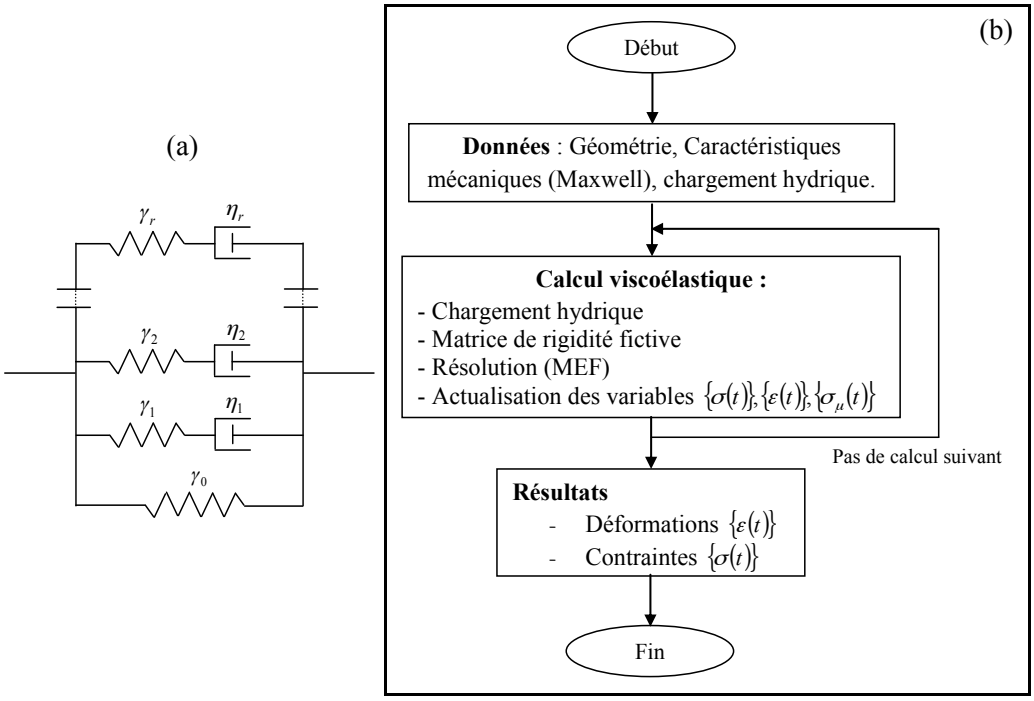


Figure III.4.8. Modèle de Maxwell généralisé (a). Routine de résolution (b)

III.4.2.2. Simulation numérique

Algorithme de résolution

Le modèle incrémental viscoélastique développé précédemment a été implémenté dans le code de calcul aux éléments finis Cast3m, selon l'organigramme décrit à la Figure III.4.8 (b). Chaque pas de calcul viscoélastique débute par l'évaluation de la matrice $\left[\tilde{K}\right]$ et du terme d'histoire $\left\{\sigma^{hist}(t)\right\}$. Ensuite, on considère ces données pour la résolution du problème thermoélastique équivalent exprimé par les termes de cette matrice à l'aide du code Cast3m. Enfin, on actualise les contraintes internes conformément à l'équation (II.4.6) avant de passer au pas suivant.

La rondelle de bois vert de la Figure III.4.1 est modélisée à l'aide du code de calcul Cast3m. Compte tenu de sa faible épaisseur, on considère l'hypothèse de contraintes planes. La modélisation est faite sur la base de la formulation incrémentale présentée précédemment, en considérant un modèle de Zener (Maxwell à 2 branches, Figure III.4.8 (a)). Les trois modules d'élasticité $(E_r,\ E_t,\ G_{rt})$, le coefficient de Poisson (υ_{rt}), les coefficients de retrait radial et tangentiel $(\alpha_r$ et $\alpha_t,)$ et les paramètres de la fonction de relaxation adimensionnelle $\rho(t_0,t)$ sont présentés dans le tableau ci-dessous *:*

E_r (GPa)	E_t (GPa)	G_{rt} (GPa)	υ_{rt}	α_r	α_t	γ_0	γ_1	α_1 (h^{-1})
1.125	0.730	0.096	0.3	0.17	0.31	0.75	0.25	0.5

Tableau III.4.9. Position des cubes sur l'élément de poutre 1M6 (a) ; facettes des cubes de 1M6 (b)

III.4.2.3. Résultats et discussions

La simulation numérique montre l'apparition des contraintes au cours du séchage dues au développement des retraits contrariés par l'hétérogénéité du bois (matériau orthotrope et coefficients de retrait hydrique). L'analyse des contraintes montre que la rondelle est quasiment partout comprimée dans la direction radiale, Figure III.4.10 (a). Dans la direction circonférentielle,

Figure III.4.10 (b), les contraintes changent de signe : on observe des contraintes de traction à la périphérie et de compression lorsqu'on s'approche du centre. On constate aussi l'existence de deux zones de concentration de contraintes circonférentielles de traction à cause de la dissymétrie de la rondelle. Pour la suite, on s'intéresse à l'évolution des contraintes circonférentielles sur le rayon R qui relie le centre de la rondelle au point P4 où la contrainte circonférentielle est maximale.

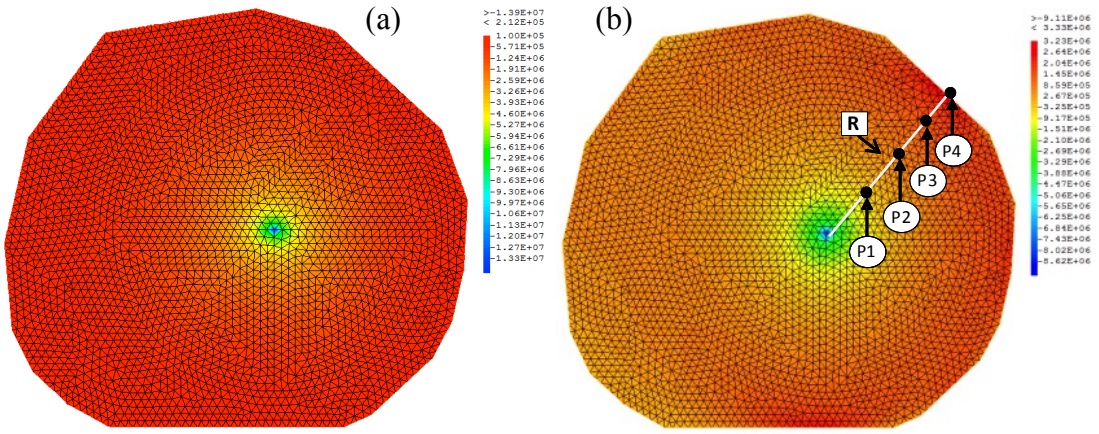


Figure III.4.10. Répartition des contraintes à t=14h : radiales (a) et circonférentielles (b)

La Figure III.4.11 (a) montre que les contraintes circonférentielles se développent de manière autoéquilibrée le long du rayon R, la zone comprimée au centre équilibrant la zone tendue à la périphérie. Les Figures III.4.11 (a) et (b) montrent que les contraintes augmentent au cours du temps avec le développement du retrait hydrique jusqu'à t = 14h. Au-delà, le retrait se stabilise et les contraintes diminuent par effet de relaxation, Figure III.4.11 (b). La comparaison entre calculs élastique et viscoélastique montre que le calcul élastique surestime les contraintes. Dans le cas viscoélastique, le développement des contraintes s'effectue avec retard par rapport au cas élastique.

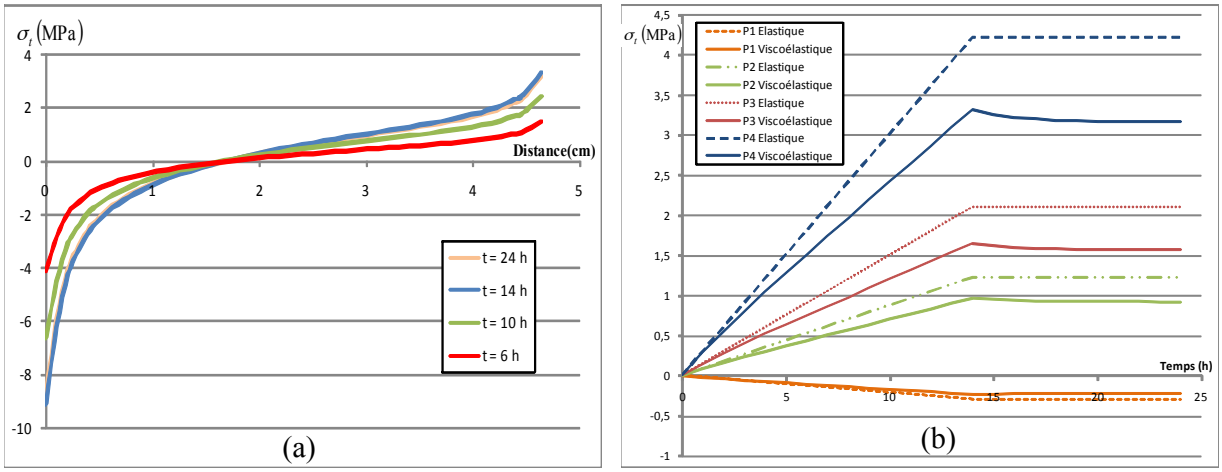


Figure III.4.11. (a) distribution des contraintes circonférentielles le long du rayon R – (b) évolution de la contrainte circonférentielles aux points P1 à P4 (solutions élastique et viscoélastique)

III.4.2.4. Conclusions

Grâce à la décomposition du tenseur de relaxation sur la base d'une série de Dirichlet la loi du comportement viscoélastique sous une forme matricielle incrémentale intégrant la déformation libre (retrait hydrique) a été établie à partir de l'équation de Boltzmann. Un algorithme de résolution intégrant la formulation incrémentale a été proposé. Ainsi, le comportement hygrométrique et orthotrope du bois a été implémenté dans le code de calcul par éléments finis Cast3m. Ce modèle a été appliqué à la simulation d'une rondelle de bois vert soumise au séchage naturel. On constate l'apparition de contraintes dues au retrait et à l'orthotropie du bois. La combinaison des effets de

retrait hydrique avec la viscoélasticité du bois donne des contraintes inférieures à celles obtenues par calcul élastique. Des contraintes de traction sont observées selon la direction circonférentielle lorsqu'on s'éloigne du cœur de la rondelle, les valeurs maximales étant atteintes à la périphérie de la rondelle. Ces contraintes peuvent conduire à une fissuration radiale fréquemment observée en phase de séchage. La caractérisation et l'étude du comportement hydro-viscoélastique du bois sont indispensables pour mieux prédire son comportement et éviter le risque de fissuration au cours du processus de séchage.

III.5. Bilan

Ce chapitre a présenté les travaux effectués sur la fissuration des matériaux intelligents, des bi-matériaux, du matériau bois, ainsi que sur le comportement mécanique et l'identification de la fissuration dans les structures treillis en bois.

La rupture aux interfaces des bi-matériaux piézoélectriques a été étudiée en calculant les facteurs d'intensité de contrainte et électrique et les ouvertures de fissure. Ensuite, des résultats sur la fissuration des matériaux des surchauffeurs des centrales thermiques ont été présentés de façon succincte. On montre qu'une augmentation de la profondeur de la fissure de 15% peut générer une probabilité de ruine 16 fois plus importante pour des variables aléatoires mécaniques bien choisies.

Ensuite l'éprouvette MMCG proposant une stabilité de la propagation de fissure pour tous les taux de mixités a été optimisée (par suivi de marqueur) et appliquée. Elle sera utilisée dans le cadre du projet ANR JCJC CLIMBOIS, présenté au chapitre suivant, afin de séparer les paramètres de fissuration et les effets du temps et de l'environnement lors des essais en fluage. Parallèlement, cette éprouvette a été adaptée à la méthode de la grille en mode d'ouverture et validée en comparant les résultats avec les méthodes de la complaisance et énergétiques. Parallèlement, la fissuration des rondelles bois lors du séchage a été étudiée en comparant les données expérimentales aux prévisions numériques. On conclut que le modèle proposé permet d'identifier efficacement l'initiation de la fissure.

Enfin, le comportement semi-rigide, la fissuration des poutres treillis et leur comportement ont été étudiés par la méthode de la grille. Les cartes des déformations obtenues permettent de suivre l'initiation et la propagation de fissure. Parallèlement, les méthodes d'analyse d'images ont permis de comprendre le comportement à la fissuration des rondelles de bois vert suite au séchage naturel. On remarque que les modèles proposés permettent d'identifier efficacement les initiations de fissures et de prévoir la ruine du matériau. Un autre modèle permet de montrer que la négligence des effets du temps peut minimiser les contraintes circonférentielles induites par la dessiccation.

Les recherches présentées dans ce chapitre ont donné lieu à des publications internationales, des congrès nationaux et internationaux et des chapitres d'ouvrages. Le prochain chapitre va présenter de façon succincte les travaux effectués, en partie, dans le cadre du projet ANR JCJC CLIMBOIS sur la fissuration et la fiabilité des matériaux et structures bois en environnements variables.

IV. FISSURATION DU BOIS EN ENVIRONNEMENTS VARIABLES

IV.1. Introduction

La durabilité des constructions bois soumises aux variations climatiques et mécaniques complexes est traitée dans cette partie (ANR JCJC CLIMBOIS). Quatre objectifs divisés en 4 tâches principales sont visés par le projet. La première est de proposer des méthodes de formulations viscoélastiques incrémentales et de découplage des modes mixtes de rupture dans des matériaux viscoélastiques sous l'action des charges citées [ACTI14-01]. Ainsi, les intégrales invariantes (M, T, A) sont généralisées aux cas isotropes, orthotropes [ACTI14-04] [ACTI14-06] et axisymétriques [ACL11- 03]. La propagation de la fissure est assurée en intégrant un couplage de mixité dans la zone d'élaboration en configuration plane. Des modélisations sont ensuite effectuées via le logiciel par éléments finis Cast3M. La seconde phase consiste à conduire des essais de rupture-fluage-diffusion et de proposer des modèles numériques robustes prenant en compte le couplage entre gradients hydriques et champs mécaniques. La troisième tâche consiste à effectuer des essais mécaniques non destructifs ou CND sur des échantillons fissurés. Enfin, les aspects probabilistes des mécanismes sont intégrés via des couplages mécano-fiabilistes [ACTI14-09] et des processus d'optimisation afin de connaître les paramètres les plus influents dans la durée de vie des constructions en bois. Les articles de références sont présentés en Annexe 4.

IV.2. Formalisme analytique et modélisation de l'intégrale A

L'intégrale *A* permet de calculer le taux de restitution d'énergie ou les facteurs d'intensité de contrainte (FIC) par les méthodes énergétiques (en se positionnant loin de la pointe de fissure contrairement aux méthodes locales), tout en prenant en compte les variations climatiques pendant le processus de propagation. En effet, à la différence des intégrales *J* ou *M* en statique, développées par Chen [CHE 77], l'intégrale *A* incorpore les variations de température ou d'humidité. Dans cette partie, nous allons simplement rappeler les outils analytiques indispensables à l'implémentation numérique sans s'attarder sur le développement analytique de l'approche [ACL10-01]. Ensuite des validations de l'intégrale *A* au cas isotrope en mode mixte et axisymétrique seront proposées. Enfin, une validation pour les cas orthotropes et une généralisation au comportement viscoélastique seront traitées.

IV.2.1. Formulation analytique des intégrales invariantes

Ces intégrales permettent d'évaluer les paramètres de rupture loin du défaut introduit par la pointe de fissure où les champs mécaniques sont largement perturbés par une forte singularité. Le développement de ces outils repose sur des lois de conservations énergétiques [NOE 18] et des intégrales indépendantes [MOR 87] [BUI 73] [BUI 84].

IV.2.1.1. Rappels des intégrales invariantes

Intégrale *J*

Considérons un contour curviligne Γ incluant la pointe de fissure orientée par la normale $\vec{n}$ de composante n_j, Figure IV.2.1 (b). Dans ce cas, en élasticité linéaire, pour des configurations planes

et des fissures statiques, l'énergie susceptible de créer de nouvelles surfaces de fissures en pointe fissure est définie par l'intégrale de Rice [RIC 68] suivante

$$J = \int_{\Gamma} \left[F \cdot n_1 - \sigma_{ij} \cdot n_j \cdot \frac{\partial u_i}{\partial x_1} \right] \mathrm{d}\Gamma \qquad \text{(IV.2.1)}$$

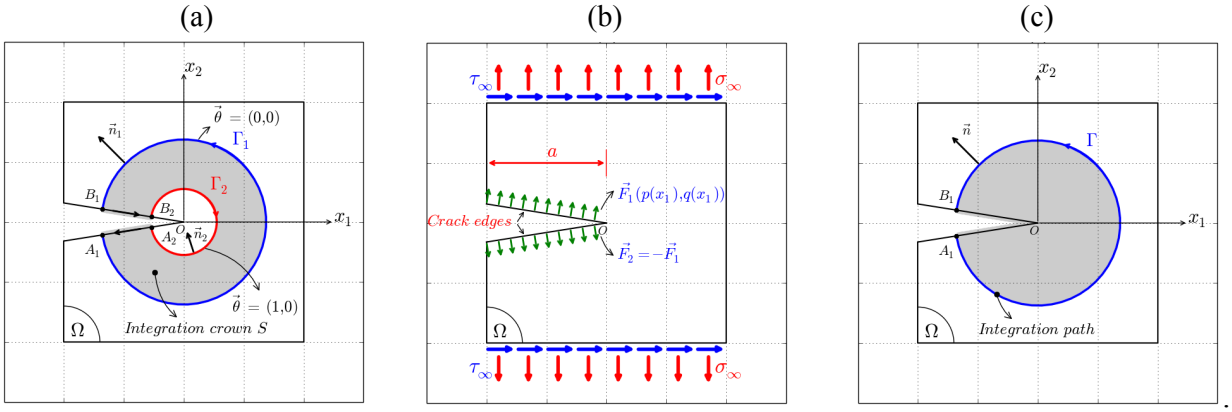


Figure IV.2.1. (a) : Domaine d'intégration S et champ θ. (b) : Pression sur les lèvres et chargements extérieurs. (c) : contour linéique et vecteur normal

Intégrale $G\theta$

L'intégrale J, équation (IV.2.1), est définie sur un contour curviligne qui englobe la pointe de fissure. Or, pour les besoins d'implémentation dans un code de calcul et afin d'assurer la continuité du domaine, il est préférable de définir cette expression sur un contour surfacique évitant ainsi des projections de champ, sources d'erreurs numériques. Destunyder et *al.* [DES 81] ont défini un champ θ, continu et dérivable à l'intérieur ($\theta_1 = 1$) et à l'extérieur ($\theta_1 = 0$) du domaine, Figure IV.2.1 (a). Ce champ doit respecter certaines propriétés rappelées par Moutou Pitti [MOU 08] ; ainsi, le taux de restitution d'énergie peut être exprimé de la manière suivante :

$$G\theta = \int_V \left[F \cdot \theta_{k,k} - \sigma_{ij}\ u_{i,k} \cdot \theta_k \right] \mathrm{d}V \ \text{ avec } k \in \{1,2\} \qquad \text{(IV.2.2)}$$

Si les intégrales J et $G\theta$ permettent de déterminer un invariant aboutissant à l'état mécanique au voisinage de la fissure, elles opèrent un calcul énergétique global indépendant de la mixité des modes de rupture. C'est pour cette raison que ces intégrales sont employées uniquement pour des cinétiques d'ouverture de fissure ou de cisaillement « pure ».

Intégrales M *et* $M\theta$

Afin de séparer les modes mixtes de rupture, Chen et Shield [CHE 77] ont proposé une intégrale indépendante du domaine considéré appelée M :

$$M = \frac{1}{2} \int_{\Gamma} \left[\sigma_{ij,1}^{(v)} \cdot u_i - \sigma_{ij}^{(u)}\ v_{i,1} \right] n_j \mathrm{d}\Gamma \ \text{ avec} \qquad \text{(IV.2.3)}$$

$\sigma_{ij}^{(u)}$ et $\sigma_{ij}^{(v)}$ sont respectivement les contraintes induites par les déplacements réels u et virtuels ou auxiliaires v. La particularité de l'intégrale M réside dans la combinaison conjointe des champs de déplacements u et virtuels v cinématiquement admissibles. Comme pour l'intégrale J, M est définie sur un contour curviligne, on lui préfère, comme au paragraphe précédent, l'intégrale $M\theta$ [DES 83] sur un contour surfacique contenant la pointe de fissure (voire § III.3.1.1).

IV.2.1.2. Intégrales T et A

Intégrale A en configuration statique

Comme annoncé en introduction, nous nous bornons simplement dans ce paragraphe, à rappeler les expressions fondamentales de l'intégrale A. Pour cela, il est indispensable d'évoquer la forme mathématique de l'intégrale T initialement développée par Moutou Pitti et al. [ACL10-01]. Dans une configuration tridimensionnelle, supposons un domaine Ω muni d'une fissure rectiligne de longueur initiale a, soumis à des charges normales σ^{∞} et tangentielles τ^{∞} appliquées loin de la pointe de fissure afin d'obéir à la définition des méthodes énergétiques. En plus, on suppose que les lèvres de la fissure sont soumises à des forces $\overrightarrow{F_1}$ et $\overrightarrow{F_2}$, Figure IV.2.1 (b).

Selon les hypothèses de configuration Eulérienne, Lagrangienne couplées aux lois de conservations énergétiques [NOT 71], l'intégrale T prend la forme suivante [ACL10-01]

$$T = \int_{\Gamma} \frac{1}{2}\left[\sigma^{v}_{ij,k}\, u_i - \sigma^{u}_{ij}\, v_{i,k}\right] n_j d\Gamma - \int_{\Gamma} \frac{1}{2}\left[\beta_i \delta_{ij} v_{i,jk} \Delta T_{,j}\right] n_j d\Gamma + \int_{L} \frac{1}{2}\left[p\, v_{1,1} - q\, v_{2,1}\right] dx_1 \quad \text{(IV.2.4)}$$

La première intégrale de l'équation (IV.2.4) définie la forme classique de l'intégrale M, équation (IV.2.3), pour des fissures supposées statiques ; la seconde intégrale représente les effets de variation de la température (ou de l'humidité) ΔT. Le troisième terme traduit l'effet de la pression sur les lèvres de la fissure introduite par les paramètres p et q appliqués perpendiculairement aux lèvres de la fissure de longueur totale $L = OA_1 + OB_1$ conformément à la Figure IV.2.1 (b). On notera que l'effet mécanique de la pression sur les lèvres peut être matérialisé, par exemple, par l'action d'un fluide ou les frottements entre les lèvres pendant une propagation éventuelle de la fissure. Pour des facilitées d'implémentations numériques, il est préférable de définir l'intégral T sur un contour surfacique et non curviligne comme pour l'intégrale M. Pour résoudre ce problème, le contour curviligne introduit par Γ dans l'équation (IV.2.4) est remplacé par un domaine surfacique représenté par le vecteur $\vec{\theta}$ obéissant à certaines règles mathématiques rappelées à la Figure IV.2.1 (a) et au paragraphe IV.2.1.1 Ainsi, en appliquant le théorème Gauss-Ostrogradsky à l'équation (IV.2.4), on obtient la forme analytique de l'intégrale A définie sur un contour surfacique.

$$A = \int_{\Omega} \frac{1}{2}\left[\sigma^{v}_{ij,k}\, u_i - \sigma^{u}_{ij}\, v_{i,k}\right] \theta_{k,j} dS - \int_{\Omega} \frac{1}{2}\left[\gamma \vartheta_i \delta_{ij} v_{i,jk} \Delta T_{,j}\right] \theta_{k,j} dS + \int_{L} \frac{1}{2} F_i\, v_{i,j}\, \theta_j dx_1 \quad \text{(IV.2.5)}$$

Dans l'expression précédente, $F_1 = p$ et $F_2 = q$ sont les valeurs appliquées sur la lèvre supérieure, $F_1 = -p$ et $F_2 = -q$ sur la lèvre inférieure.

Intégrale A en configurations isotrope et orthotrope

Dans un cas purement isotrope, le paramètre ϑ_i $(i = 1,2)$ est fonction des propriétés du matériau considéré. Dans ce cas précis, ϑ_i revêt la même valeur compte tenu de l'isotropie de comportement [ACL10-01]. On obtient donc l'expression suivante

$$\vartheta = \alpha E/(1 - 2\nu) \quad \text{(IV.2.6)}$$

Dans toutes les directions, le paramètre de ϑ dépend essentiellement des constantes élastiques comme le module d'Young E, le coefficient de Poisson ν ainsi que le coefficient de dilatation thermique α. Dans ce cas, les champs mécaniques virtuels sont donnés par Irwin [IRW 57].

Dans un cas purement orthotrope à symétrie orthogonale avec un comportement différent dans les trois directions préférentielles du bois, ϑ_i dépend de la direction considérée. Puisque les constantes élastiques sont différentes, dans chaque direction, ϑ_i a donc des valeurs différentes.

Dans le cas particulier d'une isotropie transverse et en faisant l'hypothèse de contrainte plane, nous obtenons l'expression suivante :

$$\vartheta_1 = \alpha_1 E_1/(1-2\nu_{12}) \text{ et } \vartheta_2 = \alpha_2 E_2/(1-2\nu_{12}) \quad \text{(IV.2.7)}$$

Par conséquent, les champs virtuels sont donnés par les formes singulières Sih [SIH 74] à l'aide des racines des polynômes caractéristiques issues de l'analyse de Brinker [BRI 92]. L'ensemble de ces formalismes est rappelé par [ACL07-01] [ACL08-02].

Intégrale A en propagation de fissure

Pour une propagation unitaire de la fissure, après application du théorème de Green à l'équation (IV.2.4) et en se référant aux mêmes définitions que précédemment pour un domaine surfacique, l'intégrale *A* prend la forme suivante

$$\begin{aligned} A_p = & \int_V -\frac{1}{2}\left[\sigma^v_{ij,k}\, u_i - \sigma^u_{ij}\, v_{i,k}\right] n_j d\Gamma - \int_\Gamma \frac{1}{2}\left[\beta_i \delta_{ij} v_{i,jk} \Delta T_{,j}\right] n_j d\Gamma \\ & + \int_L \frac{1}{2}\left[p\, v_{1,1} - q\, v_{2,1}\right] dx_1 \\ & - \int_V \left[\sigma^v_{ij,k}\, u_{i,j} + \sigma^u_{ij}\, v_{i,j} + \left(\beta_i \delta_{ij} u_{i,jk} + \beta_i \delta_{ij} v_{i,jk}\right)\right] \theta_k dV \end{aligned} \quad \text{(IV.2.8)}$$

L'équation précédente se distingue de l'équation (IV.2.5) par le dernier terme de l'intégrale qui introduit une propagation de la fissure lors d'une variation unitaire de celle-ci.

Interprétation physique de l'intégrale $A\theta$

En élasticité linéaire, en considérant des champs de déplacements réels *u* et virtuels *v*, cinématiquement admissibles, on s'accorde sur l'interprétation suivante, si les champs virtuels sont nuls dans un cas isotherme

$$M\theta = M(u,v) = J = G = A \quad \text{(IV.2.9)}$$

A représente le pseudo potentiel d'énergie dissipée lors du pas d'avancement de la pointe de fissure en présence de champs thermiques ou hydriques. Grâce au principe de superposition, on écrit la relation suivante

$$A = C_1 \frac{K_I^u \cdot K_I^v}{8} + C_2 \frac{K_{II}^u \cdot K_{II}^v}{8} \text{ et } K_I^u = 8\frac{A(K_I^v=1, K_{II}^v=0)}{C_1};\ K_{II}^u = 8\frac{A(K_I^v=0, K_{II}^v=1)}{C_2} \quad \text{(IV.2.10)}$$

C_1 et C_2 sont les complaisances élastiques réduites en mode I et en mode II. Pour des symétries orthotropes, leurs expressions sont données par [ACL07-01]. Ainsi, le parfait découpage des modes mixtes de rupture est obtenu en effectuant deux calculs distincts des FIC réels K_I^u et K_{II}^u via le choix des valeurs particulières des FIC virtuels K_I^v et K_{II}^v tel que présenté par l'équation (IV.2.10). Les taux de restitution d'énergie en mode I et II, notés G_I et G_{II}, sont finalement obtenus grâce aux expressions suivantes

$$G_I + G_{II} = C_1 \frac{\left(K_I^u\right)^2}{8} + C_2 \frac{\left(K_{II}^u\right)^2}{8} \quad \text{(IV.2.11)}$$

IV.2.2. Modélisation numérique de l'intégrale A

IV.2.2.1. Validation numérique des premiers termes de l'intégrale A

L'expression analytique de l'intégrale *A* est implémentée dans le logiciel Cast3m. Afin d'illustrer la précision des résultats numériques, il a d'abord été décidé de traiter les cas de matériau isotrope avec un module d'Young $E = 20000\ daN/mm^2$, un coefficient de Poisson $\nu = 0{,}3$ et un coefficient de dilation thermique $\alpha = 5.10^{-6}\ °C^{-1}$. Ce choix est justifié par la nécessité de valider chaque terme de l'intégrale *M*. Afin de valider les résultats obtenus dans l'étude actuelle, les FIC et les taux de restitution d'énergie, sont comparés aux solutions analytiques tirées de la littérature.

Validation en mode I

La première validation est effectuée sur une plaque rectangulaire en acier ($2L = 400\ mm, 2H = 1200\ mm$) munie d'une fissure centrale ($2a = 200\ mm$) soumise à une contrainte de traction infinie d'intensité $\sigma = 1\ daN/mm^2$ comme décrit à la Figure IV.2.2 (a). L'objectif de ce problème simple est d'étudier l'exactitude du premier terme de l'intégrale *M* ou *A* et son indépendance vis-à-vis du domaine d'intégration numérique introduit par le champ θ. Pour des raisons de la symétrie, seulement une moitié de la plaque est modélisée. Les Figures IV.2.2 (b) et (c) illustrent respectivement le maillage éléments finis et la déformation de la plaque suite à la charge appliquée. En outre, afin d'avoir une bonne précision sur le calcul des champs mécaniques, un maillage raffiné est adopté au voisinage de la pointe de fissure.

Les analyses numériques ont été réalisées avec l'hypothèse de contrainte plane. Les conditions limites en déplacements sont introduites de tel sorte que $u_2 = 0$ pour le point *A* localisé sur le milieu du bord gauche de la plaque rectangulaire, et $u_1 = u_2 = 0$ pour le point *B* au milieu du côté droit, Figure IV.2.2 (a). Compte tenu des conditions limites et du chargement imposé, seul le mode d'ouverture de fissure est prédominant tel que confirmé par la déformation de la plaque représentée à la Figure IV.2.2 (c).

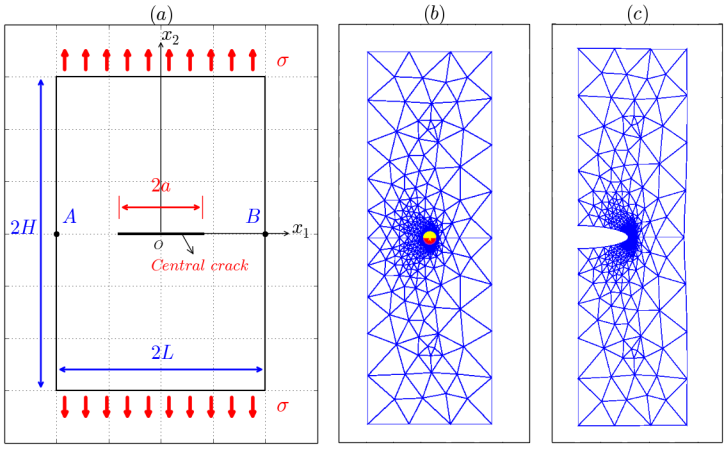


Figure IV.2.2. Plaque rectangulaire avec fissure centrale soumise à une contrainte de traction infinie (a) - Géométrie et charges, (b) – Maillage éléments finis, (c) – Maillage déformé

Comme résultats, nous nous intéressons à la convergence du taux de restitution d'énergie G_I exprimé par les équations (IV.2.11) en configuration isotrope. La Figure IV.2.3 (a) présente l'évolution G_I en fonction de la taille du domaine intégration définie à la Figure IV.2.1.

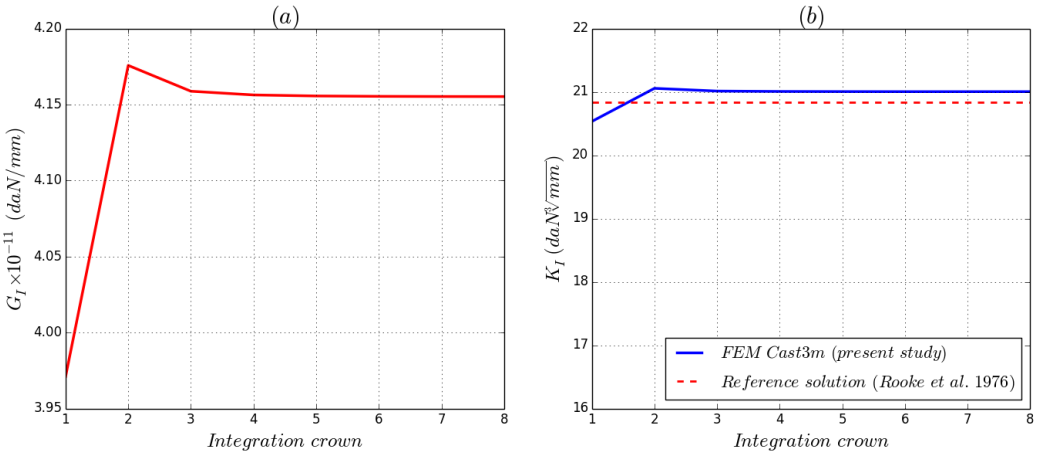


Figure IV.2.3. (a) - Indépendance du domaine d'intégration. (b) - K_1 analytique et numérique

Comme on peut l'observer, l'indépendance du domaine est assurée puisque la stabilité est vérifiée à partir de la troisième couronne. Les perturbations observées entre les couronnes 1 ou 3 sont dues à la singularité introduite par la pointe de fissure. Ce résultat vérifie et valide l'indépendance du domaine d'intégration et la véracité du modèle numérique proposé quant à l'évaluation des modes mixtes de rupture en configuration statique. En effet, comme le montre la Figure IV.2.3 (b), la valeur numérique du FIC, équation (IV.2.10), est en concordance avec la solution de référence définie par l'équation (IV.2.12) au regard de la faible erreur relative qui n'excède pas 3,4%.

$$K_I = \sigma \frac{1-0.5\frac{a}{L}+0.326\left(\frac{a}{L}\right)^2}{\sqrt{1-\frac{a}{L}}}\sqrt{\pi a} \qquad \text{(IV.2.12)}$$

Validation en mode mixte

Le second exemple propose la plaque rectangulaire précédente ($2L = 50$ mm, $2H = 100$ mm) avec une fissure centrale inclinée ($2a = 200$ mm), soumise à une contrainte de traction d'intensité $\sigma = 1$ MPa, Figure IV.2.4 (a). Le but de ce problème est d'évaluer la capacité de l'intégral A à séparer la contribution de chaque mode de rupture, à savoir le mode d'ouverture et de cisaillement dans le cas d'une configuration bidimensionnelle.

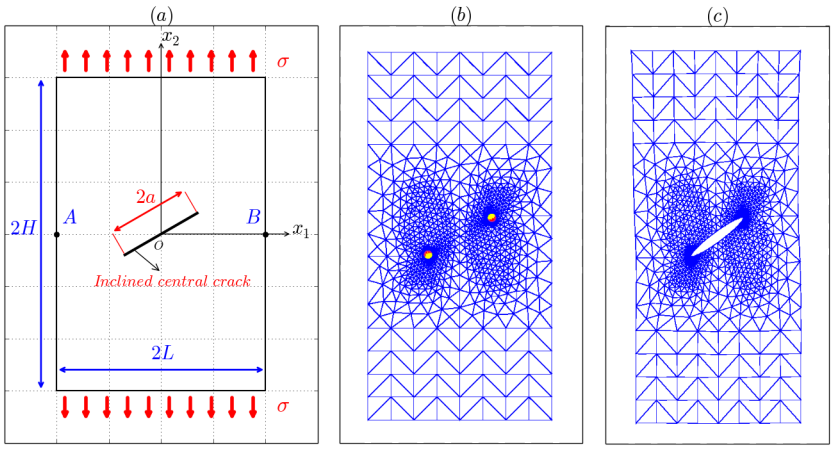


Figure IV.2.4. Plaque rectangulaire avec une fissure centrale inclinée soumise à une contrainte de traction (a) – Géométrie et chargement, (b) – Maillage éléments finis, (c) – Maillage déformé.

En effet, en raison de l'inclinaison de la fissure par rapport à la direction de la charge appliquée, la fissure se propage en mode mixte au regard de la forme de la déformation de la plaque

représentée à la Figure IV.2.4 (c). Dans cette étude, les FIC mixtes sont évalués. Ainsi, un modèle est implanté dans le logiciel par éléments finis Cast3m. Comme on peut le voir sur la Figure IV.2.4 (b), le maillage éléments finis exige 4554 nœuds et 2106 éléments quadratiques à 6 nœuds.

L'analyse numérique est réalisée suivant l'hypothèse de contrainte plane, avec les conditions limites en déplacements suivantes : $u_2 = 0$ pour le point A, et $u_1 = u_2 = 0$ pour le point B. On s'intéresse à l'étude de l'effet de l'angle d'inclinaison θ sur les FIC mixtes K_I et K_{II}. Ainsi, les Figures IV.2.5 (a) et (b) comparent les estimations numériques de K_I et K_{II} à la solution analytique donnée par Kitagawa et al. [KIT 77]. On remarque que les résultats numériques sont en accord avec la solution de référence, ce qui confirme une fois de plus la précision de l'approche proposée dans le cas d'une configuration en mode mixte de rupture en milieu isotrope.

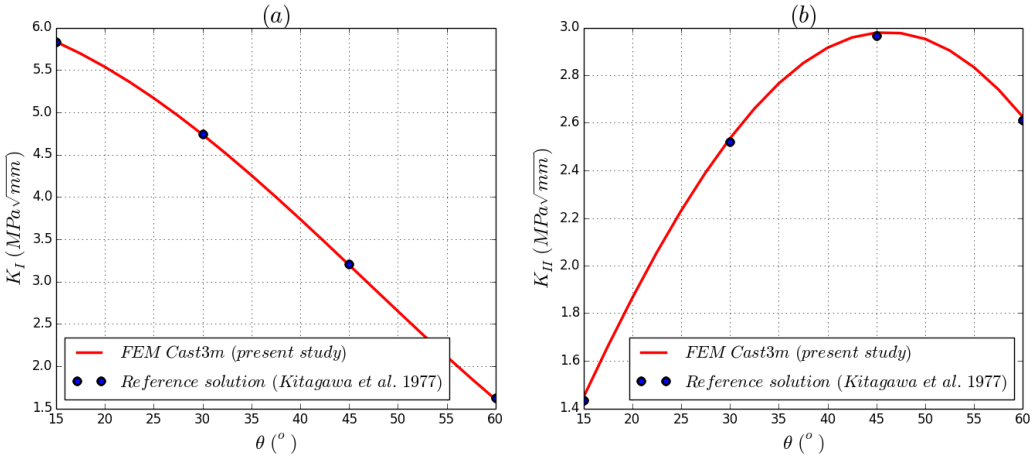


Figure IV.2.5. Effet de l'angle θ sur : (a) - la part du mode I K_I ; (b) et la part du mode II K_{II}

Validation en axisymétrique

Considérons maintenant un tuyau fissuré infini axisymétrique soumis à la force axiale $F = 10^6$ N, Figure IV.2.6 (a). Le tuyau a un rayon interne $R_i = 1\ m$, une épaisseur $e = 0{,}1\ m$, et une fissure interne symétrique centrée de façon circonférentielle de longueur $a = 0{,}05\ m$.

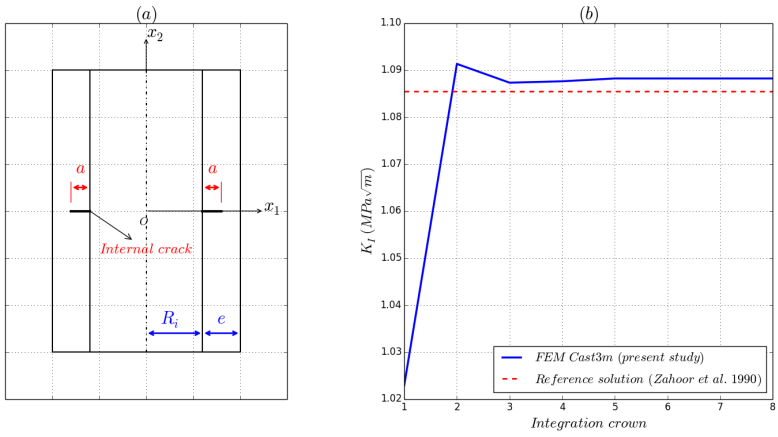


Figure IV.2.6. (a) – Géométrie du tuyau fissuré, (b) – Converge du FIC K_I

Le matériau constitutif a un module d'Young $E = 200\ GPa$, et un coefficient de Poisson $\nu = 0{,}3$. Afin de prévoir le comportement du tuyau fissuré, un modèle est implémenté dans le logiciel Cast3m. En raison de la symétrie du problème, on ne modélise que la moitié de la conduite. Le maillage est composé de 3526 éléments quadratiques et 8107 nœuds. La Figure IV.2.6 (b) compare l'estimation numérique du FIC avec la solution de référence donnée par l'expression suivante [ZAH 90].

$$K_I = \sigma\, f_g\left(\frac{a}{t}, \frac{R_i}{t}\right)\sqrt{\pi a} \qquad \text{(IV.2.13)}$$

avec $\sigma = F/2\pi\left(R_i + \frac{t}{2}\right)$ la pression appliquée et $f_g\left(\frac{a}{t}, \frac{R_i}{t}\right)$ un facteur de correction égale à 1,8069 pour la géométrie du tuyau étudié. On constate sur la Figure IV.2.7 (b), que la convergence de K_I est bien réalisée puisque les estimations numériques sont stabilisées à partir de la cinquième couronne autour de la pointe de fissure justifiant l'indépendance du domaine d'intégration. En outre, la précision du modèle numérique est justifiée par la similitude des FIC numérique et analytique puisque l'erreur relative obtenue n'est que de 0,3%.

Prise en compte de la pression sur les lèvres de la fissure

Considérons la même plaque que précédemment $(2L = 400\,mm, 2H = 1200\,mm)$ avec une fissure centrale $(2a = 200\,mm)$ soumise à une contrainte $\sigma = 1\,daN/mm^2$ appliquée sur les lèvres de la fissure comme indiqué à la Figure IV.2.7 (a).

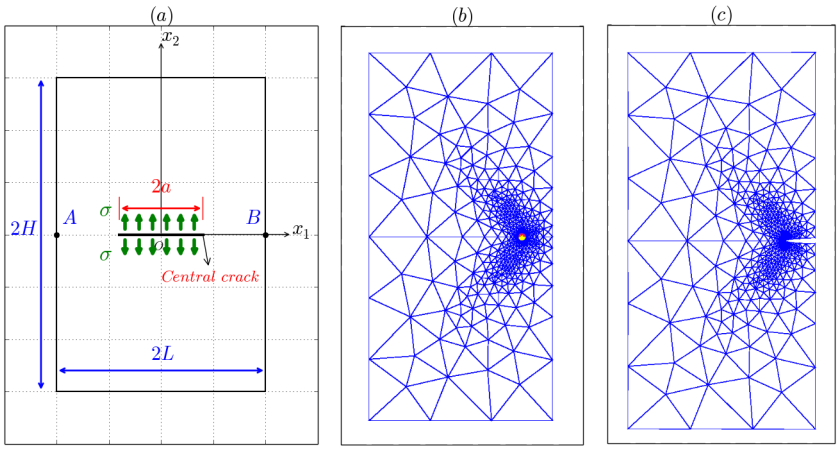


Figure IV.2.7. (a) – Plaque rectangulaire avec une fissure centrale soumise sous pression (a) – Géométrie et chargement, (b) – Maillage éléments finis, (c) – Etat de déformation

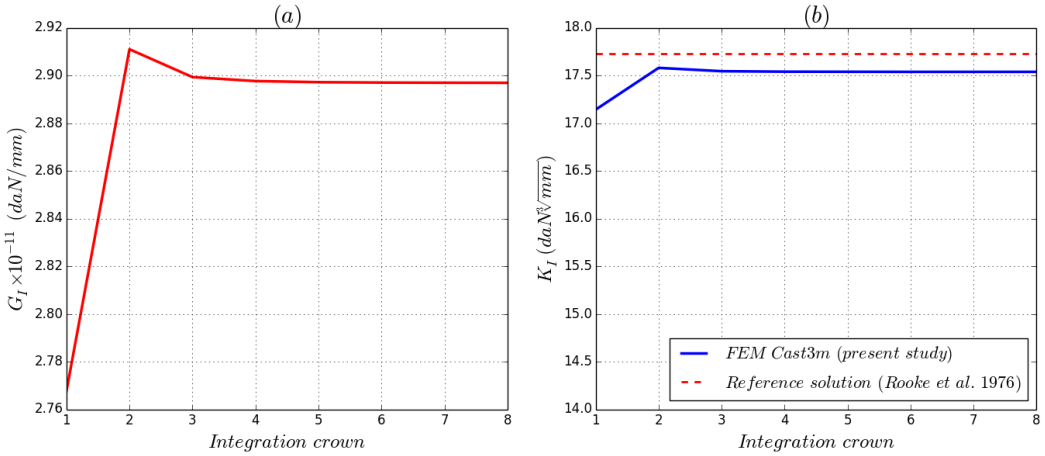


Figure IV.2.8. (a) – Vérification de l'indépendance en mode I: (a) – G_I ; (b) – K_I

Ce problème a pour objectif de valider la troisième intégrale de l'équation (IV.2.5) qui représente l'effet des contraintes mécaniques appliquées sur les lèvres de la fissure. Pour raison de symétrie, seule la moitié de la plaque est modélisée. Le maillage éléments finis exige 3383 nœuds et 1488 éléments quadratiques à 6 nœuds. En outre, un maillage raffiné est utilisé autour de la pointe de la fissure afin d'avoir une bonne précision de l'estimation des paramètres de fissuration tels que le taux de restitution d'énergie et le FIC.

Compte tenu des conditions limites imposées, le mode d'ouverture de fissure est prédominant comme le confirme la déformation de la plaque représentée sur la Figure IV.2.7 (c). Afin d'étudier la convergence des paramètres de fissuration, des analyses numériques sont effectuées en contrainte plane. Les Figures IV.2.8 (a) et (b) illustrent les évolutions de G_I et K_I en fonction de la taille du domaine d'intégration. On notera que la couronne 1 est proche de la pointe de fissure. On remarque que la convergence de G_I est vérifiée, puisque sa valeur est stabilisée à partir de la quatrième couronne d'intégration. En outre, le calcul numérique de K_I est en concordance avec la solution de référence puisque l'erreur ne dépasse pas 1%, Figure IV.2.8 (b). On notera que, la solution de référence est donnée par Rook et al. [ROO 76] selon la formule suivante:

$$K_I = \sigma\sqrt{\pi a} \qquad \text{(IV.2.14)}$$

IV.2.2.2. Validation numérique de l'intégrale A

Dans cette partie on se propose de valider les termes de l'intégrale A incluant la variation de température dans les configurations isotrope et orthotrope.

Validation en mode I dans un cas isotrope

Cette validation repose sur une plaque rectangulaire ($2H = 800\,mm, W = 200\,mm$) avec une fissure de longueur initiale $a = 100\,mm$ soumise à un champ de température $\Delta T = 2T_0 \frac{x_1}{W}$, avec $x_1 \in \left[\frac{-W}{2}, \frac{W}{2}\right]$ et $T_0 = 100\ °C$. Les Figures IV.2.9 (a) et (c) présentent respectivement la géométrie de la plaque ainsi que la distribution du champ de température. L'objectif ici, est de valider la deuxième intégrale de l'équation (IV.2.5), qui représente l'effet de la charge thermique. Les Figures IV.2.9 (b) et (d) montrent respectivement le maillage éléments finis et la déformation de la plaque suite au champ de température exercé. L'analyse éléments finis est réalisée sous l'hypothèse de déformation plane avec des déplacements appliqués sur les bords supérieur et inférieur.

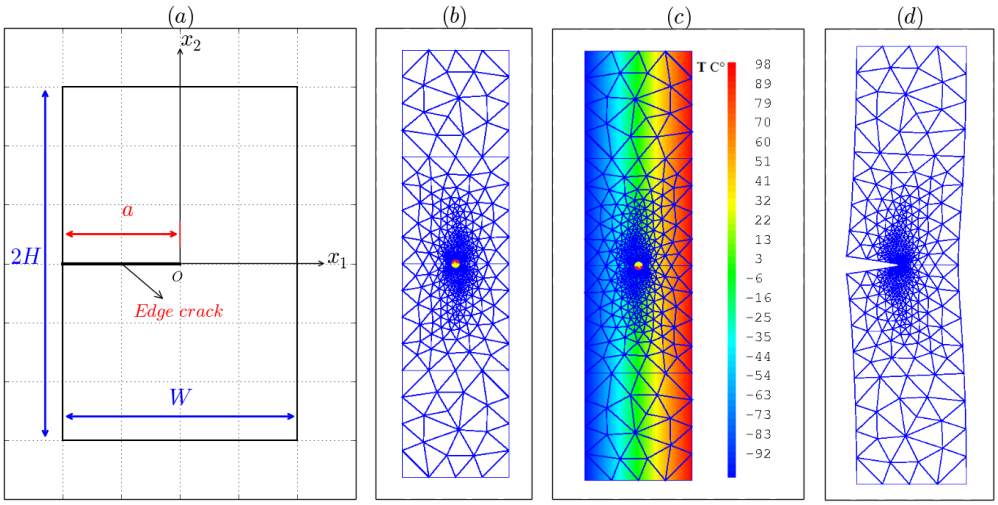


Figure IV.2.9. (a) – Plaque rectangulaire soumise à un champ thermique (a) – Géométrie, (b) – Maillage éléments finis, (c) – Maillage avec champ thermique, (d) – Etat de déformation

Le mode d'ouverture de fissure est prédominant comme le montre la Figure IV.2.9 (d). Les Figures IV.2.10. (a) et (b) présentent l'évolution de G_I et K_I en mode d'ouverture en fonction de la taille du domaine d'intégration.

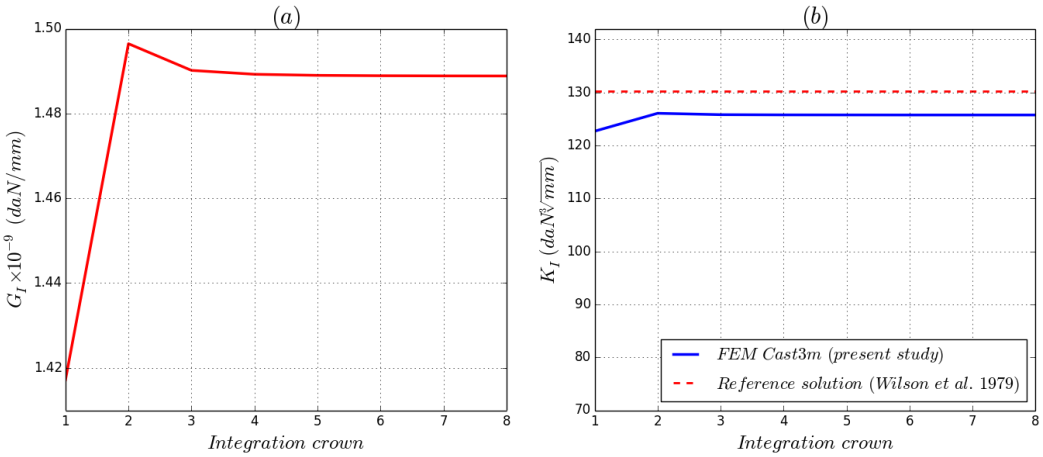


Figure IV.2.10. (a) – Indépendance du domaine d'intégration en G_I ; (b) – K_I numérique et analytique.

On remarque que la convergence est observée à partir de la quatrième couronne d'intégration. En outre, la Figure IV.2.10 (b) montre une similitude des facteurs d'intensité de contrainte obtenus par éléments finis et par la solution de référence issue de la littérature [WIL 79], puisque l'erreur ne dépasse pas 4%. Ce résultat prouve l'exactitude et l'efficacité de l'intégrale A quant à la prise en compte des paramètres de rupture en présence de champ thermique. Notons que la solution analytique de référence est donnée par l'expression (IV.2.15), dans laquelle E, ν et α représentent respectivement le module d'Young, le coefficient de Poisson et le coefficient de dilatation thermique du matériau

$$K_I = 0.514\ \frac{T_0\ \alpha\ E}{1-\nu}\ \sqrt{\pi a} \qquad \text{(IV.2.15)}$$

Intégrale A et pression sur les lèvres de la fissure

Dans cet exemple, une pression est appliquée sur les lèvres de la fissure et la plaque est soumise à une charge thermique. En effet, les bords de la fissure sont maintenus à une température $T_1 = 0°C$, et les bords extérieurs de la plaque sont soumis à une température $T_2 = 30°C$. L'idée ici est d'étudier l'effet de la combinaison des charges thermiques et mécaniques sur les paramètres de fissuration et vérifier la convergence des résultats numériques.

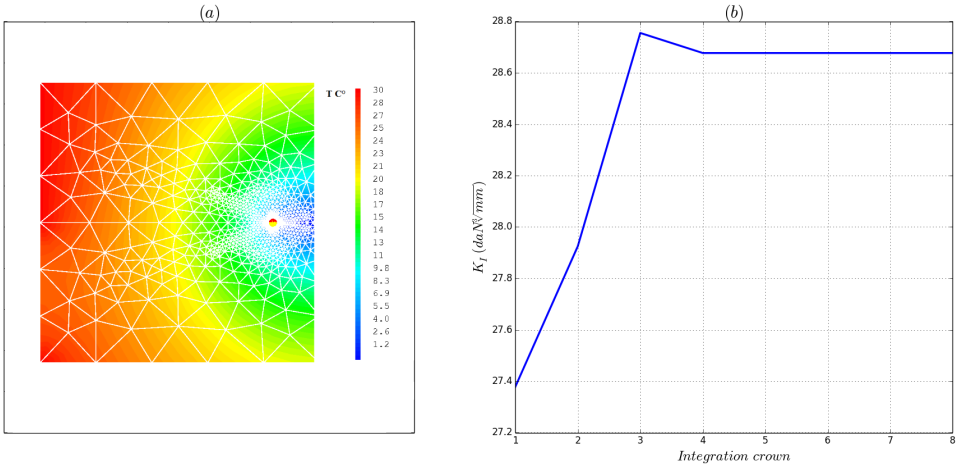


Figure IV.2.11. Distribution du champ de température (a) ; indépendance du domaine d'intégration K_I.

Dans ces conditions aux limites thermiques, le mode d'ouverture est prédominant. A noter que le champ de température induit par les conditions thermiques aux frontières est obtenu en effectuant un calcul thermomécanique, Figure IV.2.11 (a). En l'absence de toute solution analytique, la

validation est vérifiée en recherchant la convergence du FIC. Ainsi, la Figure IV.2.11 (b) donne l'évolution de K_I en fonction de la taille du domaine d'intégration. Comme on peut le voir, la convergence est bien assurée puisque le résultat numérique est stabilisé à partir de la quatrième couronne d'intégration entourant la pointe de la fissure. Ainsi, la combinaison des charges mécaniques et thermiques a moins d'effet sur la précision et l'efficacité de l'approche proposée.

Validation dans un cas orthotrope sans effet thermique

Dans ce paragraphe, on s'intéresse à la validation de l'intégrale A pour les matériaux orthotropes comme le bois. Pour simuler numériquement et expérimentalement le mode mixte de rupture, l'éprouvette carrée CTS (Compact Tension Specimen) de $50\,mm$ de côté et de fissure initiale de longueur $25\,mm$ est utilisée [RIC 81] [VAL 88]. Sur la Figure IV.2.12, on désigne les points A_i et B_i, $i = \{1, \dots, 7\}$ correspondant à des lieux d'application des forces symétriquement opposées, dirigées par les angles $\beta_i = \{0°, 15°, 30°, 45°, 60°, 75°, 90°\}$ et orientées dans le sens trigonométrique selon l'axe de la fissure. Par exemple, le mode I est obtenu par application des forces opposées aux points A_7 et B_7 avec un angle $\beta = 0°$. Un chargement identique, selon un angle $\beta = 90°$, aux points A_1 et B_1 correspond à un mode II.

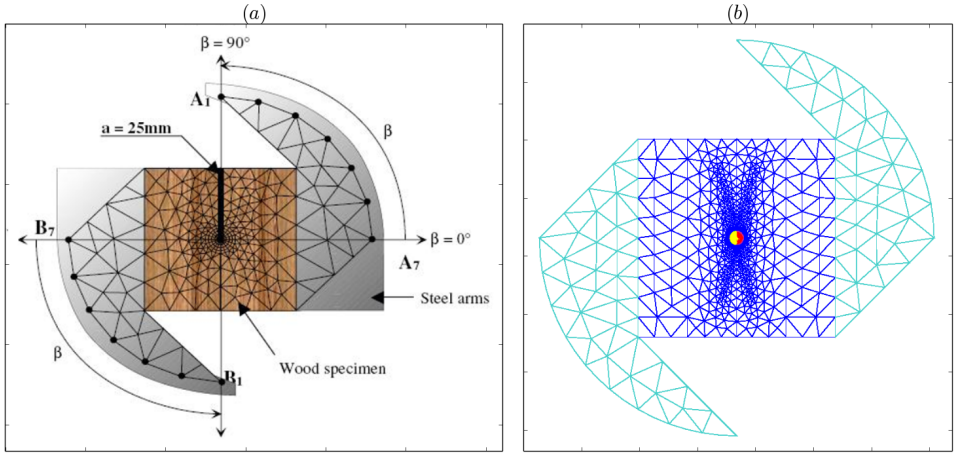


Figure IV.2.12. Eprouvette CTS : (a) – Géométrie (b) – Maillage élément finis

Tous les autres angles génèrent un taux de mixité variable. Dans la réalité, l'échantillon en bois est connecté à deux éléments métalliques dit « Arcan » sur lesquels sont percés les points d'application des différents chargements [ACL07-02] [ACL07-01].

Afin d'étudier la résistance à la rupture du matériau bois, un modèle d'éléments finis est développé et implémenté dans Cast3m. Malheureusement, il est difficile de trouver des solutions analytiques pour ce type de problème. C'est pourquoi, la précision de la mise en œuvre par éléments finis est évaluée via la vérification de la convergence des résultats numériques en ce qui concerne le nombre de couronnes d'intégration autour de la pointe de fissure introduite par l'intégrale A. L'analyse numérique est effectuée selon les conditions de chargements décrites à la Figure IV.2.12 (a). Les constantes élastiques de l'éprouvette CTS utilisée sont celles du Pin maritime avec :

$E_1 = 1500\,MPa$, module transversal $E_2 = 600\,MPa$, module de cisaillement $G_{12} = 700\,MPa$, et coefficient de Poisson $\nu_{12} = 0{,}5$.

Les Figures IV.2.13 (a) et (b) illustrent l'évolution de K_I et K_{II} en fonction du nombre de couronnes et pour différentes orientations de chargement β. On remarque que la convergence de K_I et K_{II} est bien vérifiée en fonction de l'augmentation de la taille de la couronne. En plus, une bonne précision est observée pour toutes les orientations du chargement lorsque le chemin d'intégration est supérieur à la troisième couronne. Ce résultat valide les modèles analytique et numérique proposés pour l'intégrale A en orthotropie. Parallèlement, nous avons également montré que la singularité des

champs mécaniques induit une imprécision sur les résultats numériques. Cette perturbation est clairement observée lorsque le processus d'intégration est proche de la pointe de la fissure.

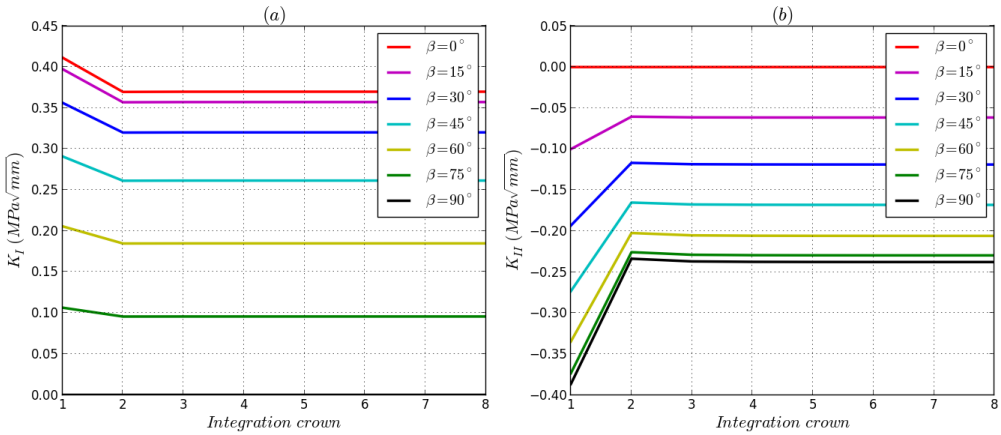


Figure IV.2.13. Indépendance du domaine d'intégration: (a) – Part du mode 1 K_I, (b) – part du mode K_{II}.

Validation dans un cas orthotrope avec effet thermique

En plus de la charge mécanique, on suppose maintenant que l'éprouvette bois est soumise à une variation de température ΔT qui peut être induite par des changements climatiques. L'idée est d'étudier l'effet de la charge thermique sur les FIC dans le cas d'un matériau orthotrope comme le bois tout en vérifiant la précision des résultats numériques.

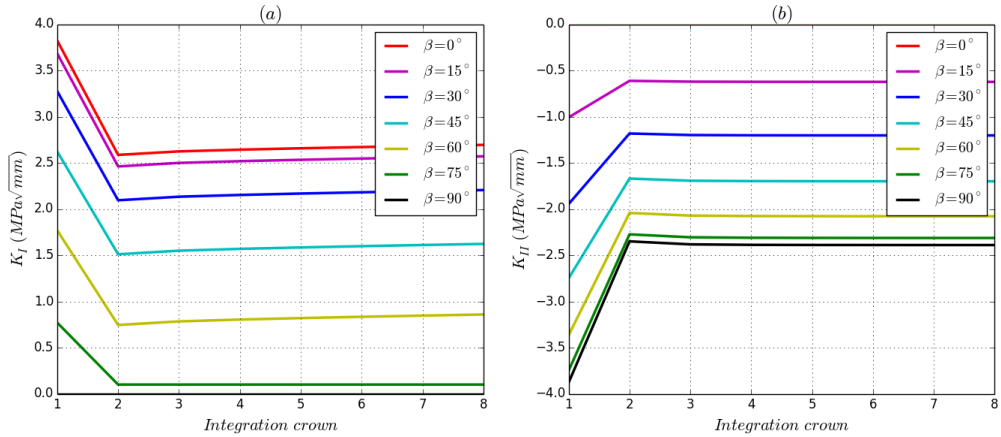


Figure IV.2.14. Indépendance du domaine pour ΔT = 10 °C: Part du mode 1 (a); part du mode II (b)

Les Figures IV.2.14 (a) et (b) illustrent les évolutions de K_I et K_{II} en fonction du nombre de couronnes respectivement pour différentes orientations de chargement β et pour $\Delta T = 10℃$. On constate que la convergence des FIC K_I et K_{II} est assurée puisque la stabilisation est observée lorsque le domaine d'intégration est supérieur ou égale à la couronne 4. Cette observation est aussi confirmée pour $\Delta T = -10℃$, comme le montre les Figures IV.2.15 (a) et (b).

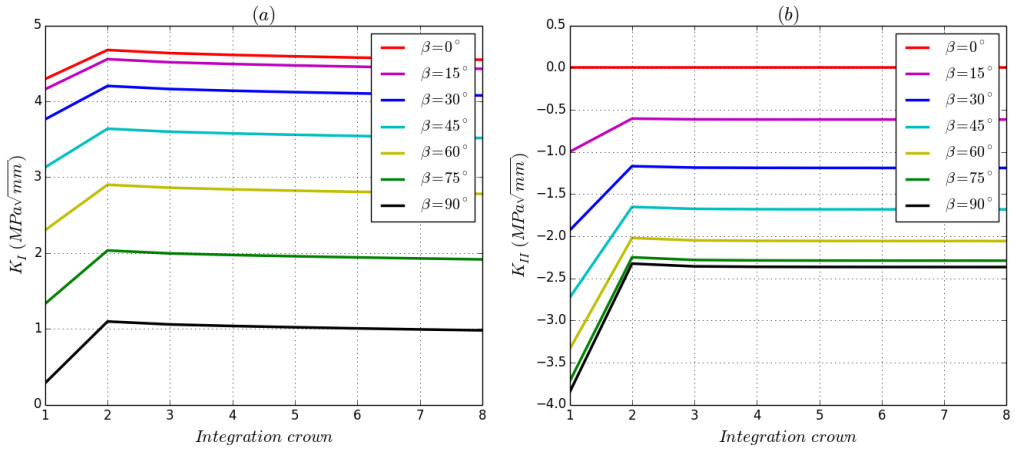


Figure IV.2.15. Indépendance du domaine pour ΔT = -10 °C: Part du mode 1 (a); part du mode II (b)

Ce paragraphe montre l'effet de la charge thermique sur les FIC dans le cas d'un matériau orthotrope. En se référant à la stabilité du domaine d'intégration observée à la Figure IV.2.15, la couronne 4 a été choisie pour calculer les facteurs d'intensité de contrainte. Dans ce contexte, les Figures IV.2.16 (a) et (b) présentent les évolutions de K_I et K_{II} en fonction de ΔT. Notons que les analyses numériques sont effectuées pour un taux de mixité $\beta = 45°$ et que les coefficients de dilatation thermique retenus sont $\alpha_1 = 2.10^{-6}\ °C^{-1}$ et $\alpha_2 = 5.10^{-5}\ °C^{-1}$ dans chaque direction.

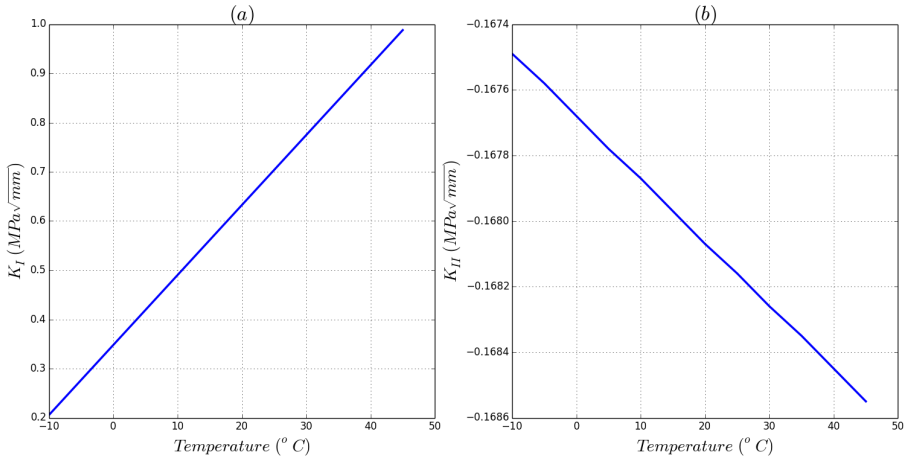


Figure IV.2.16. FIC thermique : Part du mode 1 (a); part du mode II (b)

On constate que l'effet de la charge thermique est plus significative pour K_I puisque la variation est d'environ $0{,}8\ MPa\sqrt{mm}$ lorsque la température varie de -10°C à 45°C, tandis que pour K_{II} la variation n'est que de $0{,}0037\ MPa\sqrt{mm}$. Ce résultat montre également que le mode d'ouverture est très sensible à la variation de température. Sans l'effet du champ thermique Moutou Pitti [ACL11-01] a montré que dans une configuration en mode mixte, le mode d'ouverture en processus de propagation de fissure est dominant; on vérifie ici que les effets de la température augmentent ce résultat.

IV.2.2.3. Conclusions

Une nouvelle formulation de l'intégrale A prenant en compte les effets de variation des chargements thermique et mécanique appliqués sur les lèvres de la fissure ou loin de celles-ci est développée. La mise en œuvre numérique via le logiciel par éléments finis Cast3M est effectuée par la validation de nombreux problèmes portant sur les matériaux isotropes et orthotropes. Une bonne précision est observée sur les estimations des FIC numérique et analytique puisque l'erreur relative ne dépasse pas 3,4%. De plus, la convergence est bien réalisée car les valeurs des FIC sont

stabilisées lorsque la couronne d'intégration, englobant la pointe de la fissure, est supérieure à la troisième. En outre, l'indépendance du domaine est justifiée pour tous les rapports de mixités intégrant les effets environnementaux. Les résultats précédents sont établis dans l'hypothèse d'un matériau élastique. Hors, le bois a un comportement viscoélastique qui peut être facilement représenté dans un modèle analytique viscoélastique incrémental prenant en compte les effets temporels dans les amortisseurs. Ce travail est en cours de réalisation et devra être généralisé au comportement hydromécanique. Les paragraphes qui suivent sont consacrés à l'effet des incertitudes des paramètres matériaux et des actions mécaniques sur la fiabilité des matériaux et structure bois fissurés.

IV.2.3. Généralisation au comportement viscoélastique

Plusieurs travaux permettant d'étudier l'effet du temps via les formulations intégrales en relaxation et en fluage ont été publiés [ACL09-02] [ACL09-01] [ACL10-03] [ACL10-02] [ACL11-04]. Mais dans ce paragraphe, nous ne nous intéresserons qu'à la validation numérique de l'intégrale *A* dans un cas viscoélastique. Cette tâche est assurée par une formulation incrémentale viscoélastique multicouche pour une variation de température de 25°. Toutes les formulations analytiques sont détaillées par [ACL10-01], aussi, nous n'allons rappeler que les premiers résultats obtenus dans le cadre du projet ANR CLIMBOIS [ACTI14-04]. En plus, une généralisation de l'intégrale *M* en propagation de fissure en milieu viscoélastique, pour des matériaux orthotropes est proposée et modélisée [ACL11-03] [OS13-04].

IV.2.3.1. Formulations analytiques

Pour la généralisation au comportement viscoélastique, on s'appuie sur un modèle de Kelvin Voigt généralisé composé de *N* cellules de Kelvin Voigt (composées d'amortisseurs η^{p}_{ijkl} et de ressorts m^{p}_{ijkl}) associées à un ressort m^{0}_{ijkl} en série, témoin du comportement élastique instantané du matériau, Figure IV.2.17.

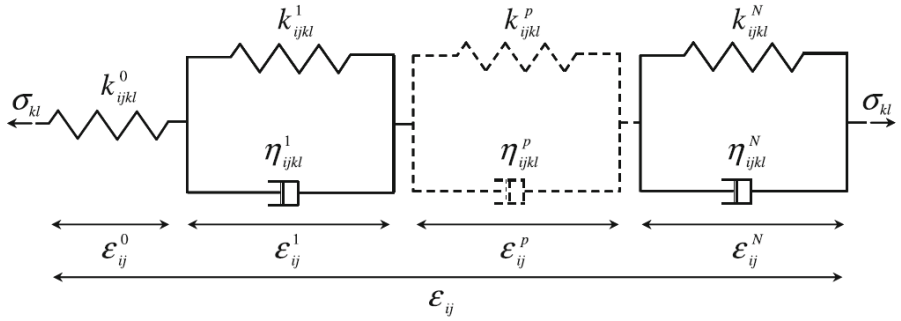


Figure IV.2.17. Modèle de Kelvin Voigt généralisé local [MOU 08]

Ce modèle rhéologique est bien adapté pour représenter le comportement différé car il assure le couplage entre les propriétés élastiques (provenant de l'énergie libre) et les propriétés visqueuses (issues de l'énergie de dissipation). Dans ce cas de figure, l'expression est généralisée de la façon suivante [ACL10-01]

$$A^{m} = \int_{\Omega} \frac{1}{2}\left[{}^{(m)}\sigma^{v}_{ij,k}\, u^{(m)}_{i} - {}^{(m)}\sigma^{u}_{ij}\, v^{(m)}_{i,k} \right]\theta_{k,j} dS$$
$$- \int_{\Omega} \frac{1}{2}\left[\gamma \vartheta_{i} \delta_{ij} u^{(m)}_{i,jk} \Delta T_{,j}\right]\theta_{k,j} dS + \int_{\mathrm{L}} \frac{1}{2} F_{i}\, v^{(m)}_{i,j} \theta_{j} dx_{1} \qquad \text{(IV.2.16)}$$

${}^{(m)}\sigma^{v}_{ij}$ et ${}^{(m)}\sigma^{u}_{ij}$ indiquent respectivement les contraintes réelles et virtuelles dans le $m^{ième}$ ressort du modèle rhéologique. $u^{(m)}_{i}$et $v^{(m)}_{i}$ sont les élongations réelles et virtuelles du $m^{ième}$ ressort

induites par leurs contraintes réelles et virtuelles respectives. En supposant que les champs virtuels obéissent aux formes singulières SIH [SIH 74], réécrites pour un matériau orthotrope généralisé pour chaque ressort m, on obtient identiquement aux équations (IV.2.10), les expressions suivantes

$$A^m = {}^{(m)}C_1 \frac{{}^{(m)}K_I^u . {}^{(m)}K_I^v}{8} + {}^{(m)}C_2 \frac{{}^{(m)}K_{II}^u . {}^{(m)}K_{II}^v}{8} \text{ et}$$

$${}^{(m)}K_I^u = 8\frac{A^m\left({}^{(m)}K_I^v=1, {}^{(m)}K_{II}^v=0\right)}{{}^{(m)}C_1} ; {}^{(m)}K_{II}^u = 8\frac{A^m\left({}^{(m)}K_I^v=0, {}^{(m)}K_{II}^v\right)}{{}^{(m)}C_2} \qquad \text{(IV.2.17)}$$

${}^{(m)}K_\alpha^v$ et ${}^{(m)}_\alpha K_{II}^u$ $\alpha \in (I, II)$ sont les FIC virtuels et réels induits respectivement par les champs de déplacements virtuels $v_\alpha^{(m)}$ et réels $u_\alpha^{(m)}$ en mode I et II. En combinant les expressions (IV.2.17) on obtient les taux de restitution d'énergie viscoélastiques pour l'ensemble du modèle :

$${}^1G_v = \sum_m {}^1G_v^{(m)} = \sum_m {}^{(m)}C_1 \frac{{}^{(m)}K_I^u}{8} \text{ et } {}^2G_v = \sum_m {}^2G_v^{(m)} = \sum_m {}^{(m)}C_2 \frac{{}^{(m)}K_{II}^u}{8} \qquad \text{(IV.2.18)}$$

${}^1G_v^{(m)}$ et ${}^2G_v^{(m)}$ sont les taux de restitution d'énergie propre au $m^{ième}$ ressort, définis respectivement en mode I et II.

IV.2.3.2. Validations numériques

Dans ce paragraphe, nous présentons les premières validations de l'intégrale A en milieu viscoélastique orthotrope. Grâce au principe de superposition de Boltzmann et compte tenu de l'hypothèse d'un matériau viscoélastique linéaire non-vieillissant, les tenseurs de déformations $\boldsymbol{\varepsilon}$ et de contraintes $\boldsymbol{\sigma}$ sont liés par la fonction de fluage $\boldsymbol{J}$ introduite par la relation de Boltzmann [BOL 78]

$$\varepsilon(t) = \int_0^t \boldsymbol{J}(t-\tau)\dot{\boldsymbol{\sigma}}(\tau)\, d\tau \text{ avec } J_{ijkl}(t) = \frac{1}{k_{ijkl}^0} + \sum_{m=1}^N \frac{1}{k_{ijkl}^m}\left(1 - \exp\left(-\frac{\eta_{ijkl}^m}{k_{ijkl}^m}t\right)\right) \qquad \text{(IV.2.19)}$$

La formulation viscoélastique incrémentale proposée par Ghazlan [GHA 95] et adaptée par Moutou Pitti [ACL08-02] aux matériaux orthotropes en propagation de fissure est utilisée. La fonction de fluage introduite dans la loi incrémentale est rappelée à l'équation (IV.2.19). Les champs mécaniques sont donc calculés par la méthode incrémentale et le découplage complet en milieu viscoélastique orthotrope est effectué via l'intégrale A, équation (IV.2.16). Nous cherchons à montrer l'effet du fluage sur les paramètres de fissuration en présence du champs de température.

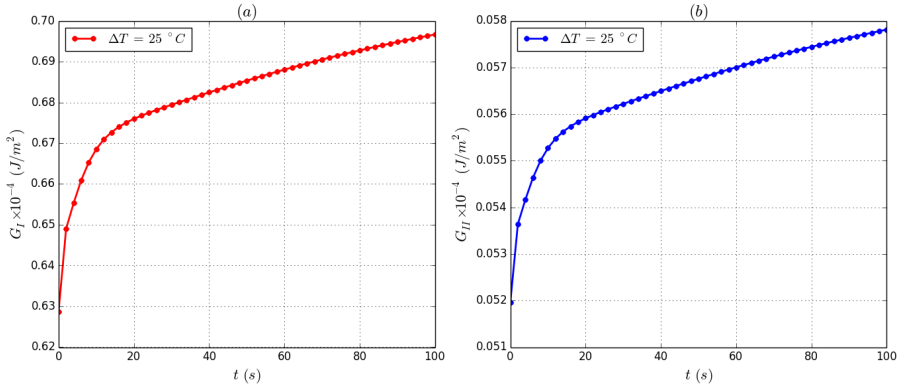


Figure IV.2.18. Evolution de ${}^2G_v$ et ${}^2G_v$ vs. temps pour $\Delta T = 25°\ C\ \beta = 45°$

Pour une variation $\Delta T = 25° C$, les Figures IV.2.18 (a) et (b) donnent l'évolution du taux de restitution d'énergie (équations (IV.2.18)) en fonction du temps, respectivement pour les parts de modes I et II pour un taux de mixité de 45° obtenu grâce à l'éprouvette CTS, Figure IV.2.12. On

remarque que l'effet du fluage est avéré, puisque les taux de restitution d'énergie augmentent au cours de la durée de vie de l'éprouvette. Ces résultats montrent la nécessité de prendre en compte les effets du temps dans les processus de propagation de fissure.

IV.2.3.3. Intégrale M en propagation de fissure pour les milieux axisymétriques

Position du problème

Une généralisation de l'intégrale M, notée Mv_{axy} aux problèmes viscoélastiques axisymétriques est proposée, Figure IV.2.19 (a). Afin d'introduire un contour surfacique, identiquement à la Figure IV.2.1 du paragraphe IV.2.1.1, le champ θ est introduit afin d'obtenir l'intégrale $M\theta v_{axy}$, Figure IV.2.19 (b).

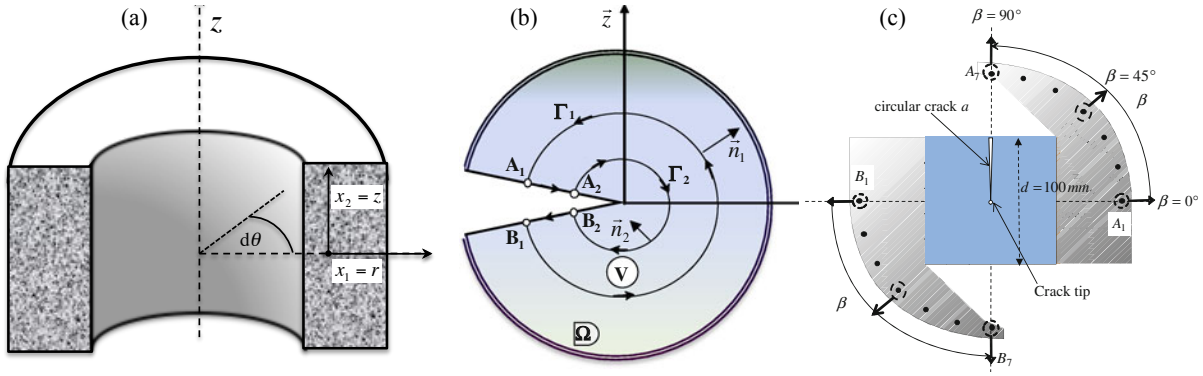


Figure IV.2.19. Axisymétrique : coordonnées (a) ; domaine d'intégration (b) ; Eprouvette CTS (c)

Cette intégrale assure la propagation de fissure en mode mixte dans des matériaux orthotropes en fonction du temps, Annexe 4.5. Le comportement dépendant du temps est évalué en s'appuyant sur une hypothèse de matériaux viscoélastiques non vieillissants. Ainsi, un modèle de Kelvin-Voigt généralisé, Figure IV.2.17, modélisé par un algorithme éléments finis résolu via une loi de comportement viscoélastique incrémentale [GHA 95] [ACL09-01] est utilisé.

Dans une configuration de symétrie de révolution, l'évolution de la fissure circulaire et le domaine d'intégration sont proposés par [ACL11-06] [ACTI09-06]. La pointe de la fissure est orientée dans la direction radiale et le champ θ entoure la surface fissurée. Ainsi, l'éprouvette CTS classique de la Figure IV.2.12 (a), est remplacée par une éprouvette cylindrique de diamètre $d = 100\ mm$ et la longueur de fissure initiale $a = 50\ mm$, Figure IV.2.19 (c).

Taux de restitution d'énergie viscoélastique en propagation

Les taux de restitution d'énergie viscoélastique sont calculés par les équations (IV.2.17) et (IV.2.18) en remplaçant l'intégrale A par l'intégrale M. Les caractéristiques mécaniques utilisées sont rappelées au paragraphe IV.2.2.2.

La Figure IV.2.20 (a) présente la variation du taux de restitution d'énergie viscoélastique en mode I ${}^1G_v$ et en mode II ${}^2G_v$ en fonction de la longueur de fissure $a\ (mm)$ pour un taux de mixité de $\beta = 45°$. Pour une longueur de fissure initiale de $a = 49\ mm$, ${}^1G_v = 1{,}1884.10^{-4}\ N/mm$ et ${}^2G_v = 5{,}7356.10^{-4}\ N/mm$. Ces résultats montrent que G_v augmente avec la longueur de la fissure jusqu'à atteindre ${}^1G_v = 1{,}3076.10^{-3}\ N/mm$ (respectivement ${}^2G_v = 5{,}1015.10^{-3}\ N/mm$) pour une longueur de fissure finale vaut $a = 69\ mm$.

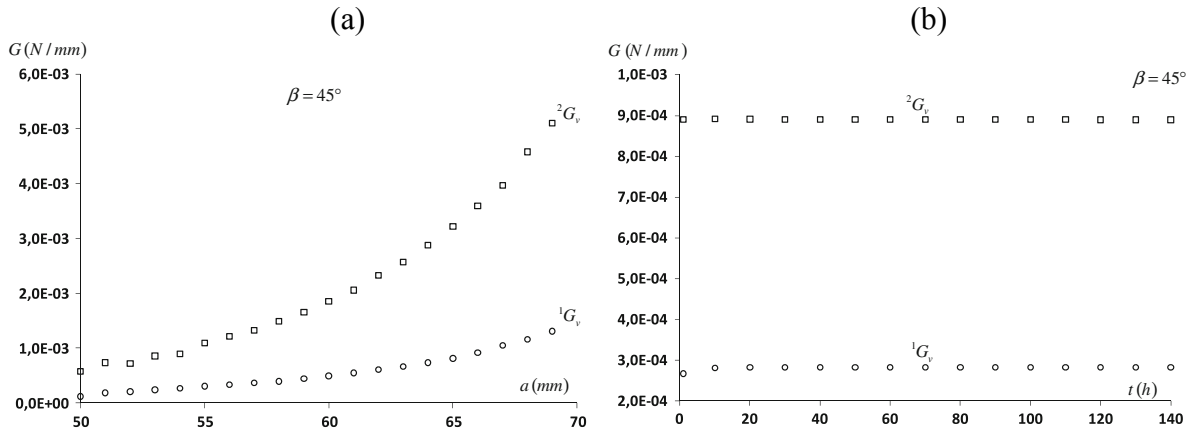


Figure IV.2.20. Evolution de G_v vs. longueur de fissure a (a) et vs. temps t (b)

La Figure IV.2.20 (b) présente, quant à elle, les évolutions de G_v en fonction du temps pour $\beta = 45°$. Après environ 6 jours, ${}^1G_v = 2{,}8266.10^{-4}\ N/mm$ et ${}^2G_v = 8{,}899410^{-4}\ N/mm$. On observe, en outre, que G_v augmente avec le temps pour chaque mode de rupture, même si ces effets sont très faibles en ce qui concerne la part du mode II. Dans ce cas, il est nécessaire d'augmenter l'incrément de temps et le nombre de cellules de Kelvin-Voigt afin d'améliorer ces résultats. Néanmoins, on démontre l'efficacité du modèle analytique et numérique à séparer les modes mixtes de rupture dans une configuration axisymétrique.

En conclusion, seuls les résultats préliminaires sont présentés ici. Actuellement, une procédure permettant de prendre en compte l'effet de la température dans les amortisseurs est développée. Toujours dans le cadre du projet, les essais de rupture statique et de fluage seront effectués en chambre climatique afin de reproduire les effets environnementaux réels. L'objectif principal est d'améliorer la formulation analytique de l'intégrale *A* et d'évaluer l'efficacité du modèle numérique.

IV.2.4. Conclusions

Dans cette partie, l'intégrale *A* permettant de prendre en compte l'effet de l'environnement dans les processus de fissuration a été validée de façon analytique et numérique. La validation est faite pour des matériaux isotropes (avec pression sur les lèvres de la fissure) et orthotropes comme le bois. Une généralisation a aussi été faite aux matériaux viscoélastiques orthotropes via un modèle viscoélastique incrémentale en fluage ne prenant pas en compte les effets de la variation de température dans les amortisseurs. Une généralisation de l'intégrale *M* en propagation de fissure en milieux viscoélastique orthotrope et axisymétrique a aussi été effectuée. Dans les travaux à venir, une formulation permettant de prendre en compte les effets de la variation de la température dans les amortisseurs sera proposée et modélisée. Les travaux qui suivent introduisent les méthodes fiabilistes afin d'étudier l'influence de la variabilité des paramètres de fissuration par l'intermédiaire des intégrales invariantes et des éprouvettes CTS et MMCG développées dans les paragraphes III.2 et III.4.

IV.3. Couplage rupture-fiabilité

Les travaux présentés dans cette section intéressent en partie les tâches 2 et 3 du projet ANR CLIMBOIS en ce qui concerne le couplage de la fiabilité et de la mécanique de la rupture au sens des méthodes énergétiques. L'importance des caractéristiques mécaniques lors des essais de fissuration est étudiée par des méthodes statistiques et par l'analyse de la fiabilité [ACL12-02]. Ensuite, l'importance des paramètres est étudiée dans le cadre de l'intégrale *A* [ACTI14-09].

IV.3.1. Couplage fiabilité et essais de fissuration

IV.3.1.1. Introduction

La complexité du chargement et de la microstructure des matériaux utilisés en génies mécanique et civil conduit souvent à une propagation mixte de la fissure. Aujourd'hui, il est important d'augmenter la durée de vie des structures en bois sous des conditions environnementales fluctuantes. Seulement, l'hétérogénéité du bois et son orthotropie induisent des difficultés lors des essais de rupture, en particulier lorsque l'on considère les propriétés viscoélastiques [ACL07-01]. Il est donc indispensable de caractériser chaque mode de fissuration afin d'évaluer correctement la durée de vie de la structure [ACTI10-05]. Dans ce contexte, les analyses statistiques et fiabilistes sont effectuées pour étudier le processus de propagation de fissure en mode mixte dans les structures en bois. La séparation des modes mixtes de rupture peut être effectuée soit par l'intégrale $M\theta$ (équation III.3.1) soit par la méthode de la complaisance en déplacement imposé via l'éprouvette MMCG proposée au § III.3.1 [ACL11-01]. Les taux de restitution d'énergie G sont obtenus pour les taux de mixité de $15°$, $30°$ et $60°$. La caractérisation de la dispersion G est réalisée en utilisant la méthode Bootstrap. Enfin, l'analyse de la fiabilité est effectuée afin de souligner l'effet des erreurs et l'importance des incertitudes lors des essais de rupture du bois.

IV.3.1.2. Résultats expérimentaux

Méthode de la complaisance et dispositif expérimental

Conformément aux équations (III.3.3) qui proposent un taux de restitution d'énergie normalisé, l'évaluation expérimentale du taux de restitution d'énergie critique est effectuée en utilisant ici, la méthode de la complaisance en déplacement imposé, comme suit

$$G_c = \frac{F_c^2}{2 \cdot b} \cdot \left(\frac{\partial C}{\partial a}\right)_d \qquad \text{(IV.3.1)}$$

Avec F_c la force critique induisant la fissure initiale $a = 25\ mm$, b l'épaisseur de l'éprouvette et C la complaisance. L'ensemble du dispositif expérimental, pris en compte ici, est rappelé au paragraphe III.3.1.3. Les éprouvettes MMCG utilisées ne bénéficient pas d'une rainure centrale car le ratio de mixité maximal équivaut à $\beta = 60°$, ce qui n'entraine pas une rupture au niveau des congés de raccordement.

Courbes force-déplacement

Après une synchronisation précise des dispositifs expérimentaux (camera, presse…), les courbes force-déplacement en fonction de la longueur de fissure sont tracées pour différents taux de mixités $15°$, $30°$ et $60°$, Figure IV.3.1. La synchronisation des appareils d'essai permet de détecter la charge critique F_c correspondant à l'amorçage de la fissure représentée par des pics successifs. A la fin de l'essai, on assiste à une rupture brutale de l'éprouvette. Pour les modes mixtes de $15°$, $30°$ et $60°$, les forces de rupture maximale obtenues sont respectivement $F_R = 1300\ N$, $F_R = 1700\ N$ et $F_R = 1000\ N$.

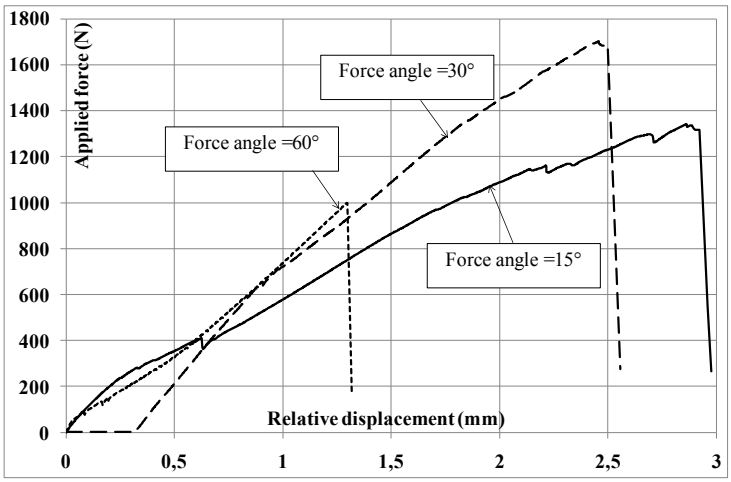


Figure IV.3.1. Courbes force-déplacement pour les angles de sollicitation 15°, 30° et 60°

Taux de restitution d'énergie

La Figure IV.3.2 présente les évolutions des parts du taux de restitution d'énergie du mode I et II en fonction de la longueur de fissure pour les taux de mixités 15°, 30° et 60°. Le taux de restitution d'énergie est donné par l'équation (IV.3.1). A partir des courbes forces-déplacements de la Figure IV.3.1, la position de la pointe de fissure est mesurée par synchronisation avec les images obtenues par corrélation d'images afin de calculer G_c par la méthode de la complaisance. On observe des dispersions importantes notamment en ce qui concerne le mode I. De plus, G_1 est supérieur à G_2, ce qui confirme les conclusions du § III.3.1 selon lesquelles on a besoin de plus d'énergie pour fissurer en mode I qu'en mode II.

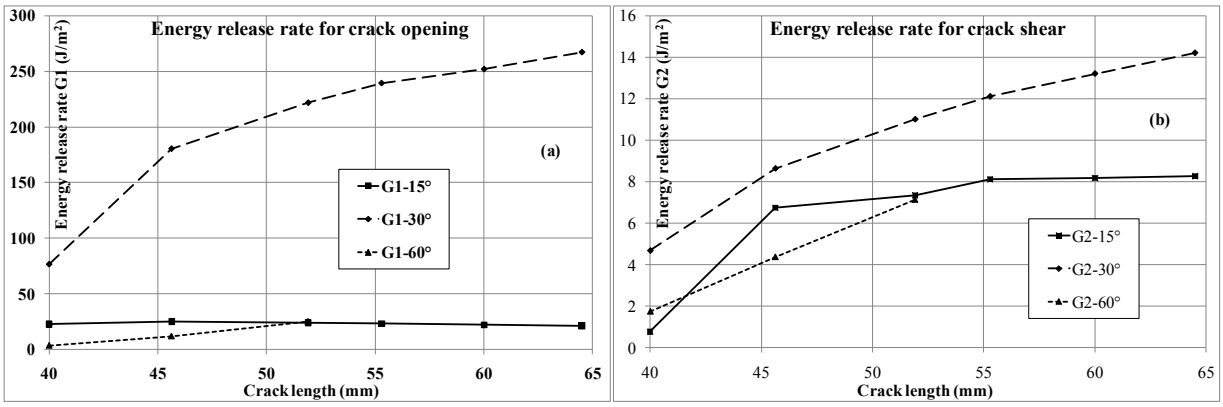


Figure IV.3.2. Taux de restitution d'énergie : (a) – mode d'ouverture ; (b) – mode de cisaillement

IV.3.1.3. Analyse statistique et de fiabilité

Mode d'ouverture de fissure

Le Tableau IV.3.3 (a) présente les résultats de six essais effectués pour le mode d'ouverture G_1 avec les estimations des paramètres statistiques. La valeur moyenne est de $230{,}38\,J/m^2$ et l'écart-type est de $13{,}41\,J/m^2$, ce qui correspond à un coefficient de variation (COV) de 5,7%, une asymétrie de 0,211 et coefficient d'amortissement de 0,071. Afin de caractériser la précision de l'estimation de la moyenne, en particulier le nombre d'essais (6 dans notre cas), deux méthodes numériques ont été comparées: les méthodes Jack-Knife et Bootstrap. Ces deux méthodes sont basées sur la réévaluation de l'estimation statistique par tirage aléatoire de l'ensemble des données disponibles; dans notre cas, 10000 tirages ont été pris en compte. La méthode Jack-Knife consiste à

recalculer l'estimation statistique en omettant une ou plusieurs observations à la fois de l'ensemble des tirages (par exemple en utilisant des sous-ensembles de données disponibles). La méthode Bootstrap est basée quant à elle, sur un tirage aléatoire avec remplacement de l'ensemble de points de données.

(a)

Sample data (J/m²)	227.64 - 250.44 - 238.42 - 232.52 - 221.14 - 212.10
Mean (J/m²)	230.38
Standard deviation (J/m²)	13.41
Skewness	0.211
Kurtosis	0.071

(b)

Statistical method	Point estimate	Standard deviation	Lower bound	Upper Bound
Classical	230.34	5.47	219.65	241.10
Jack-knife	230.39	5.52	219.80	241.32
Bootstrap	230.35	5.02	221.11	240.67

Tableau IV.3.3. G_1 et paramètres statistiques : (a) ; comparaison des paramètres statistiques (b)

Le Tableau IV.3.3 (b) compare les estimations ponctuelles, l'écart type et les intervalles de confiance à 95% de la moyenne obtenue par les trois méthodes : statistiques classiques, Jack-Knife et Bootstrap. On constate que, malgré la faiblesse du nombre d'essais, la méthode statistique classique fournit de bons résultats alors que la méthode Bootstrap donne un intervalle de confiance étroit. Cette dernière se révèle être moins sensible à la dispersion des données pour un faible nombre d'essais, ce qui est en accord avec l'état de l'art dans le domaine.

Mode de cisaillement

Pour le mode de cisaillement G_2, les six résultats sont présentés dans le Tableau IV.3.4 (a) et on observe que les valeurs sont plus dispersées que pour G_1. La valeur moyenne est de $6{,}56\ J/m^2$ et l'écart type est de $2{,}90\ J/m^2$, ce qui correspond à un COV de 45%. L'intervalle de confiance de 95% pour l'estimation de la moyenne est borné par $3{,}509\ J/m^2$ et $9{,}618\ J/m^2$.

(a)

Sample data (J/m²)	0.762 - 6.735 - 7.340 - 8.110 - 8.165 - 8.269
Mean (J/m²)	6.564
Standard deviation (J/m²)	2.904
Skewness	-2.231
Kurtosis	5.113

(b)

Data	Statistical method	Point estimate	Standard deviation	Lower bound	Upper Bound
All	Classical	6.564	1.185	4.240	8.887
	Jack-knife	6.564	1.174	3.712	8.153
	Bootstrap	6.562	1.080	4.446	8.679
Consistent	Classical	7.724	0.297	7.141	8.307
	Jack-knife	7.725	0.299	7.093	8.217
	Bootstrap	7.722	0.265	7.131	8.185

Tableau IV.3.4. G_2 et paramètres statistiques : (a) ; comparaison des paramètres statistiques (b)

Le Tableau IV.3.4 compare les trois résultats statistiques obtenus. Nous pouvons voir que l'intervalle de confiance de 95% est très grand pour les trois méthodes, même si la méthode Bootstrap donne la confiance la plus étroite oscillant entre $4{,}446\ J/m^2$ et $8{,}679\ J/m^2$8. Cette grande dispersion est due principalement à la faible valeur de $G_2 = 0{,}762 J/m^2$ obtenue au premier essai. L'incohérence de cette valeur peut être expliquée par des défauts localisés en pointe de fissure. Afin d'améliorer l'estimation moyenne, les analyses statistiques sont effectuées uniquement pour des données cohérentes, en éliminant l'essai 1, c'est-à-dire, en prenant en compte les tests de 2 à 6, ce qui conduit aux résultats du Tableau IV.3.4. Dans ce cas, l'intervalle de confiance devient plus étroit (de $7{,}131$ à $8{,}185\ J/m^2$ pour Bootstrap) et le coefficient de variation est réduit à 5,5%, ce qui est conforme à la valeur obtenue pour le mode d'ouverture.

Analyse de fiabilité en mode mixte

L'analyse de la fiabilité consiste à calculer la probabilité de défaillance dans des conditions de chargement bien définies [LEM 09]. Comme pour le paragraphe III.2.3.1, équation (II.2.6), la condition de défaillance est définie par la fonction d'état limite séparant l'espace de comportement en deux régions: le domaine sécuritaire et de défaillance. Dans notre cas, l'analyse est effectuée par rapport au critère de Griffith [GRI 21] suivant

$$g(G_{1c}, G_{2c}, G_{1A}, G_{2A}) = 1 - \left[\frac{G_{1A}}{G_{1c}} + \frac{G_{2A}}{G_{2c}}\right]; \;\; Pr[\,(g(G_\alpha) \leq 0] = \int_{g\leq 0} f(G_\alpha)\mathrm{d}G_\alpha \qquad \text{(IV.3.2)}$$

où G_{1c} et G_{2c} représentent les taux de restitution d'énergie critiques en mode 1 et 2 obtenus par essai et G_{1A} et G_{2A}, les taux de restitution d'énergie calculés pour chaque mode en fonction du chargement appliqué. Pour cette fonction d'état limite, la probabilité de rupture Pr est obtenue en intégrant la fonction de l'équation (IV.3.2), avec $f(G_\alpha)$ la fonction de densité des variables aléatoires; dans cette fonction, on suppose que les variables de résistance sont indépendantes de celles du chargement mécanique. L'évaluation de l'intégrale ci-dessus peut être effectuée en utilisant la méthode de fiabilité FORM ($ III.2.3.2) en raison de son efficacité et de sa précision. L'analyse de la fiabilité vise à intégrer la dispersion des données expérimentales dans l'évaluation de l'intégrité structurale. L'analyse suivante est effectuée en deux étapes: tout d'abord, la charge de calcul est définie de telle sorte que la probabilité de défaillance soit égale à 10^{-4} et d'autre part, la dispersion des données est nécessaire pour évaluer la baisse du niveau de fiabilité.

Pour le taux de mixité β considéré, les charges critiques sont définies par l'analyse statistique réalisée précédemment, ce qui conduit au Tableau IV.3.5 (a). La charge est définie en termes de moyenne appliquée G_1 et G_2 pour $\beta = 15°$; le coefficient de variation de chargement est égal à 10%. Dans ce cas, on définit le taux de restitution d'énergie moyen $m_{G_{1A}}$.

(a)

Variable	Mean	Standard deviation	Coefficient of variation
Critical ERR for mode 1: G_{1c}	230. 38	13.41	5.8%
Critical ERR for mode 2: G_{2c}	7.72	0.66	8.5%
Applied ERR in mode 1: G_{1A}	$m_{G_{1A}}$	$0.1\, m_{G_{1A}}$	10%
Applied ERR in mode 2: G_{2A}	$\alpha\, m_{G_{1A}}$	$0.1\,\alpha\, m_{G_{1A}}$	10%
Mixed mode ratio: α	0.03	0.00	0%

(b)

Variable	Most probable failure combination	Importance	Partial safety factors
G_{1c}	215.37	10.58%	1.07
G_{2c}	6.15	41.04%	1.26
G_{2A}	104.57	23.00%	1.18
G_{2A}	3.16	25.38%	1.19

Tableau IV.3.5. Charges critiques et variables aléatoires: (a) ; Résultats de fiabilité (b)

Pour une probabilité cible de 10^{-4}, la fiabilité est atteinte avec le paramètre $m_{G_{1A}} = 88{,}77 J/m^2$, et les résultats de fiabilité sont présentés dans le Tableau IV.3.5 (b). L'importance des variables donnant l'influence des incertitudes sur la fiabilité de la structure est présentée à la Tableau IV.3.6. On remarque que l'effet de G_{1c} est faible alors que celui de G_{2c} est important. Ceci peut être expliqué par le faible coefficient de variation de G_{1c}, par la sensibilité de G_{2c} et par la variation du chargement. Les coefficients de sécurité partiels donnent les valeurs à appliquer afin d'assurer le niveau de fiabilité prescrit. Naturellement, le coefficient partiel le plus élevé est associé à G_{2c}.

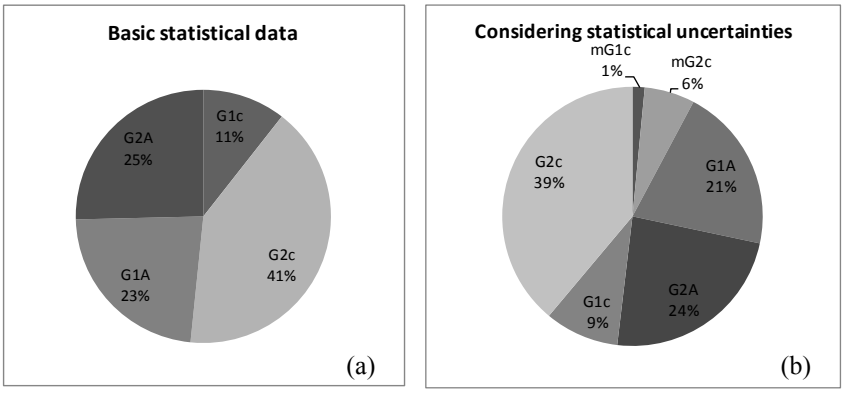


Figure IV.3.6. Importance des variables aléatoires avec (b) et sans (a) incertitudes statistiques

Effet de l'erreur statistique

L'erreur statistique est analysée en prenant en compte le faible nombre d'essais. La méthode Bootstrap fournit les incertitudes liées à l'estimation de la moyenne de l'échantillon, comme indiqué dans les Tableaux IV.3.3 (a) et (b) ; ce qui conduit à des coefficients de variation de 2,2% et de 3,4% respectivement pour les modes I et II. Dans ce cas, la probabilité de défaillance augmente quand toutes les données sont prises en compte et lorsque leur cohérence est garantie. Même pour les données incohérentes, l'augmentation de la probabilité de rupture est de 80% lorsque le COV de l'estimation moyenne est de 3,4%. La Tableau IV.3.6 (b) montre l'importance des variables avec des données cohérentes, où les incertitudes liées aux estimations moyennes sont notées mG_{1c} et mG_{2c} respectivement pour les modes I et II. Les incertitudes statistiques en mode II (mG_{2c}) montrent un effet non négligeable sur la probabilité de rupture.

IV.3.1.4. Conclusion

Le taux de restitution d'énergie *G* a été évalué via l'éprouvette MMCG et l'analyse d'images a été combinée avec des mesures de déplacements pour différents taux de mixités. La dispersion de *G* en mode I et II a été évaluée par des méthodes statistiques Jack-knife et Bootstrap. L'analyse de fiabilité est appliquée pour évaluer les paramètres incertains. On montre que, bien que le COV de la moyenne soit relativement faible, il y a un effet important de l'augmentation de la probabilité de rupture. Cette augmentation est encore très élevée lorsque toutes les données d'essais n'ont pas de sources fiables. Il est donc très important de tenir compte, non seulement des estimations ponctuelles à des fins de conception, mais aussi des incertitudes des variables aléatoires et celles des paramètres statistiques. A l'avenir, ce travail sera étendu aux processus de propagation de fissure combinant les effets viscoélastiques propres aux structures bois. La dispersion des résultats doit être prise en compte afin de permettre l'amélioration des règles de conception sous l'action des variations climatiques, ce qui reste un des objectifs poursuivis par le projet ANR JCJC CLIMBOIS.

IV.3.2. Sensibilité des paramètres à la fissuration

IV.3.2.1. Introduction

Les méthodes traditionnelles de conception des structures en bois sont basées sur des approches déterministes, conduisant à des prévisions prudentes lorsque les paramètres d'entrée tels que les conditions de chargement et les propriétés des matériaux sont entachés d'incertitudes. En effet, en raison de son origine naturelle le bois est un matériau hétérogène et ses propriétés mécaniques présentent une grande dispersion. Par conséquent, il est essentiel d'évaluer l'effet de cette dispersion sur les paramètres de rupture. Pour résoudre ce problème, des approches stochastiques ont été proposées dans la littérature. L'objectif principal de ces méthodes est de propager les incertitudes dans un modèle mécanique via un couplage mécano-probabiliste. L'expérience a montré que la variabilité de la réponse du modèle mécanique peut être caractérisée de manière efficace par le calcul des moments statistiques (valeur moyenne et l'écart-type). Malheureusement, cette tâche n'est pas triviale dans la mesure où, pour des cas réels, la réponse mécanique est rarement définie de façon explicite, et on est souvent obligé d'utiliser des modèles numériques couteux en temps de calcul, tels que les modèles éléments finis. Pour palier à cette difficulté, on utilise des approches de type « surfaces de réponse stochastique » qui permettent de construire une représentation explicite de la réponse mécanique à partir de la simulation MEF en un certain point (plan d'expérience) de l'espace aléatoire. Dans notre cas, le développement sur une base de chaos polynomial [STE 09] est utilisé.

IV.3.2.2. Méthodologie

Considérons un modèle mécanique à N paramètres incertains $x = (x_1, \dots, x_N)$. La réponse du modèle $y = f(x)$ est considérée comme scalaire et obtenue par une représentation implicite (modèle éléments finis) de la fonction f. Soit $Y = f(X)$ le modèle stochastique associé au modèle $y = f(x)$, où X est une variable aléatoire de dimension N modélisant les incertitudes des paramètres d'entrée x et Y une variable aléatoire scalaire représentant l'aléa de la réponse y. Afin de simplifier l'écriture mathématique, la variable aléatoire X est substituée par une variable U Gaussienne standard via des transformations iso-probabilistes $X = T(U)$. Dans ce contexte, le développement en chaos polynomiale de la réponse mécanique Y s'écrit dans l'espace standard comme suit

$$Y = f(X) = f \circ T(U) \approx \sum_{k=0}^{P-1} a_k \, \Psi_k(U) \qquad \text{(IV.3.3)}$$

T désigne la transformation probabiliste, $\{\Psi_k(\boldsymbol{U})\}_{k=0}^{P-1}$ sont des polynômes d'Hermite multidimensionnels qui forment une base orthonormée associée à la densité de probabilité Gaussienne et $\{a_k\}_{k=0}^{P-1}$ sont des coefficients réels inconnus du développement en chaos polynômial défini par des intégrales de dimension N. Une fois le développement du chaos polynôme construit, les moments statistiques de la variable aléatoire Y peuvent être obtenus analytiquement. Les deux premiers moments statistiques (moyenne $\hat{\mu}_{Y,p}$ et écart-type $\hat{\sigma}_{Y,p}$) sont donnés par

$$\hat{\mu}_{Y,p} = \mathbb{E}\left[\sum_{|\alpha|=0}^{p} a_\alpha \, \Psi_\alpha(U)\right] \equiv \hat{a}_0; \quad \hat{\sigma}^2_{Y,p} = \mathbb{V}\left[\sum_{|\alpha|=0}^{p} a_\alpha \, \Psi_\alpha(U)\right] \equiv \sum_{|\alpha|=1}^{p} \hat{a}_\alpha^2 \qquad \text{(IV.3.4)}$$

où $\mathbb{E}[.]$ et $\mathbb{V}[.]$ désignent respectivement l'espérance et la variance.

IV.3.2.3. Résultats numériques

L'application numérique s'appuie sur l'éprouvette CTS soumise à une charge extérieure symétrique $F = 50\,N$ pour un ratio $\beta = 45°$, Figure IV.2.12 (a). Dans cette étude, les paramètres incertains sont les modules : longitudinal E_1, transversal E_2, de cisaillement G_{12} et le coefficient de Poisson ν_{12}. Ces paramètres sont modélisés par des variables aléatoires lognormales indépendantes ayant les caractéristiques statistiques données dans le Tableau IV.3.7 (a).

(a)

Parameter	*Distribution*	*μ*	*COV*
E_1	lognormal	15 *GPa*	20%
E_2	lognormal	600 *MPa*	15%
G_{12}	lognormal	700 *MPa*	15%
ν_{12}	lognormal	0.5	8%

(b)

	$\hat{\mu}_{Y,p}$	$\hat{\sigma}_{Y,p}$	*COV*
G_I	0.1598	0.0203	12.7%
G_{II}	0.0133	0.0016	12.03%

Tableau IV.3.7. Variables aléatoires (a) ; moments statistiques (b)

Les moments statistiques de G_I et G_{II} en mode mixte sont estimés via l'approche stochastique de l'équation (IV.3.4) et les résultats numériques sont présentés dans le Tableau IV.3.7 (b). On observe que l'effet de l'incertitude des propriétés du matériau sur la variabilité des taux de restitution d'énergie G_I et G_{II} est significatif puisque les coefficients dépassent 12%. La moyenne et l'écart-type donnent une idée de l'importance de la variabilité des paramètres de rupture. Cette dernière information est très utile pour le concepteur afin d'éviter une défaillance structurale.

IV.4. Essais de fissuration du bois en environnement variable

Ce paragraphe présente les essais préliminaires de fissuration en fluage et en environnement variable (chambre climatique) effectués au laboratoire GEMH à Egletons en collaboration avec le partenaire du Projet CLIMBOIS N. Angellier. Il s'agit de suivre la fissuration des éprouvettes à inertie variable de type DCB sous des cycles d'humidification et de séchage.

IV.4.1. Essais de caractérisation

Ces essais élastiques instantanés de traction perpendiculaire aux fibres permettent de mesurer les forces de rupture ultimes ainsi que les valeurs des taux de restitution d'énergie critiques indispensables aux essais de fluages en chambre climatique pour les deux essences sélectionnées. Les éprouvettes DCB à inertie variable proposées au paragraphe III.3 sont utilisées.



Figure IV.4.1. Dispositif expérimental et étapes d'essai de fissuration en traction

Le Douglas et le Sapin blanc du Massif Central (ou Sapin pectiné) ont été choisis conformément aux objectifs du projet ANR et aux raisons évoquées en introduction des chapitres II.2 et II.3. Les éprouvettes de fissuration DCB sont positionnées sur une presse Zwick classique (0,5 mm/min). Ces éprouvettes, conditionnées à 25° C et 40% HR, sont sollicitées en traction par l'intermédiaire du bâti supérieur de la presse, le bâti inférieur étant fixe.

La Figure IV.4.1 montre simultanément le dispositif expérimental avant la mise en place de l'éprouvette sur la presse, pendant l'essai en mode d'ouverture de fissure et après rupture complète de l'éprouvette pour le Douglas. Les éprouvettes sont supposées être sans défauts et on observe une rupture et une propagation dans le sens des fibres après une légère stabilité de la fissure. La Figure IV.4.2 présente les forces critiques, les déplacements critiques les énergies restituées et dissipées pour le Douglas (a) et le Sapin blanc (b). Les pics ciblés en rouge peuvent correspondre au pontage des fibres en phase de propagation induisant un relâchement de la force imposée. La stabilité peut être expliquée par les petites instabilités observées sur ces courbes, mais seules les courbes présentant l'évolution du taux de restitution d'énergie en fonction de la longueur de fissure peuvent matérialiser cette stabilité. Le taux de restitution d'énergie est évalué ici par la méthode énergétique présentée au paragraphe III.3.2 (aire sous la courbe force-déplacement).

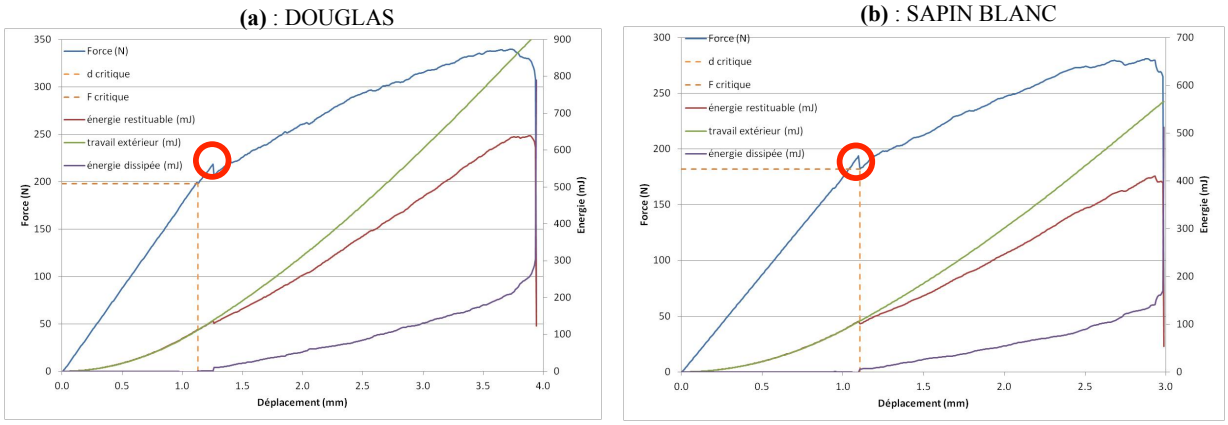


Figure IV.4.2. a : Courbes force-déplacement : Douglas (a) ; Sapin Blanc (b)

Les résultats des essais sont présentés dans le Tableau IV.4.3 qui montrent les valeurs des forces à la rupture corrigées (80% de la charge à la rupture) et appliquées (en sur estimant la résistance à la rupture) pour chaque essence ainsi que leurs taux de restitution d'énergie critiques G respectifs.

Essence	Force de rupture Fr (N)	80% de force rupture Frc (N)	Force appliquée Fa (N)	G (J/m²)
DOUGLAS	178	160	215	195 / 213
SAPIN BLANC	182		190	300 / 329

Tableau IV.4.3. Forces de rupture et taux de restitution d'énergie critique G

En fonction des valeurs de la force appliquée, on observe que G varie entre 195 et 213 J/m^2 pour le Douglas et entre 300 et 329 J/m^2 pour le Sapin blanc qui présente donc une résistance à la fissuration plus élevée. Ces valeurs critiques de G seront notamment utilisées en sollicitation extérieure lors des essais en fluage qui vont être présentés au paragraphe suivant.

IV.4.2. Essais de fluage en ambiance variable

IV.4.2.1. Dispositif expérimental et cycle de séchage-humidification

La Figure IV .4.4 présente le dispositif expérimental et les éprouvettes utilisées pour les essais de fissuration en fluage avec alternance des cycles de séchage-humidification en chambre climatique.

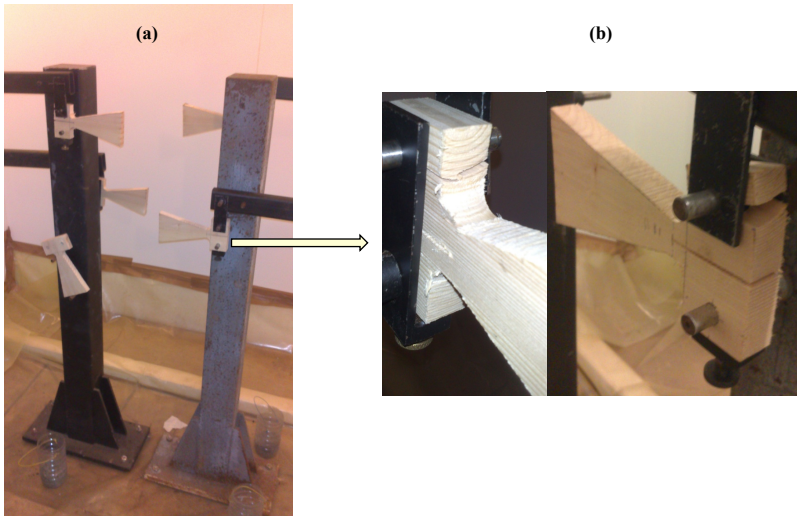


Figure IV.4.4. Dispositif expérimental : banc de fluage (a) ; Eprouvette DCB de sapin blanc (b)

Le banc de fluage (a) [DUB 02] permet de tester huit éprouvettes DCB (b) de façon simultanée. Pour appliquer la charge de rupture obtenue au Tableau IV.4.3, des récipients remplis de petits cailloux sont utilisés comme charge de bras de levier de façon à ne pas dépasser la charge critique susceptible d'amorcer une propagation nette de la fissure qui dépasserait la zone de stabilité estimée.

IV.4.2.2. Cycles séchage-humidification

A l'aide d'une chambre climatique et des dispositifs expérimentaux présentés précédemment, trois cycles de séchage – humidification ont été appliqués selon les séquences de la Figure IV.4.5 (a) détaillées de la façon suivante :

- cycle 1 : stabilisation à 40% d'humidité relative (HR) pendant 10 jours, 5 jours après le début de l'essai
- cycle 2 : maintien à 90% d'humidité relative pendant 5 jours et décharge à 40% d'humidité relative puis stabilisation pendant 8 jours
- cycle 3 : recharge à 90 % d'humidité relative pendant environ 9 jours puis décharge à nouveau à 40% et ensuite maintien à 40 % d'humidité relative jusqu'à la fin de l'essai.

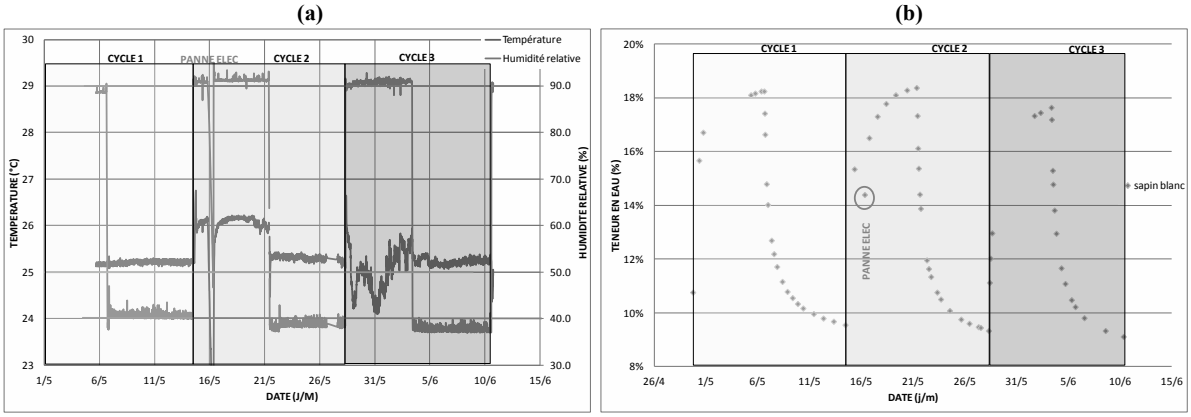


Figure IV.4.5. Charge hydrique (a) ; cycles en fonction de la teneur en eau et du temps (b)

La Figure IV.4.5 (b) présente l'évolution de la teneur en eau des échantillons de Sapin blanc en fonction du temps pour les trois cycles choisis. La perte de masse est mesurée grâce à deux éprouvettes témoins introduites dans l'enceinte et pesées régulièrement pendant la durée de l'essai. On observe globalement une diminution moyenne de la teneur en eau (17,8%) à la fin de l'essai (CYCLE 3) et une augmentation relative (18,3%) au milieu de l'essai (CYCLE 2) à la fin de chaque cycle d'humidification. Cette instabilité se justifie par une différence de consigne en température qui passe de 26° au début du CYCLE 2 à moins de 25° au début du CYCLE 3 pour HR=90%.

IV.4.2.3. Suivi de fissuration

Dans ce paragraphe, on présente les résultats préliminaires de fissuration en fluage pour les éprouvettes les deux essences. Les Figures IV.4.6 et IV.4.7 présentent l'évolution de la position de la fissure respectivement du Sapin blanc et du Douglas en fonction du temps pour une teneur en eau donnée. Celle-ci a été mesurée sur les deux faces avant (SB005 et A009 AV) et arrière (SB005 et A009 AR) de l'éprouvette afin d'obtenir les valeurs moyennes SB005 et A009 MOY. La Figure IV.4.8 présente la comparaison des moyennes de position de la fissure en fonction du temps de trois éprouvettes de Sapin blanc (SB005, SB007, SB008) et 2 éprouvettes de Douglas (A007, A007). On remarque que sous l'alternance des cycles de séchage et d'humidification, la résistance à la fissuration du Sapin blanc reste faible comparativement au Douglas puisque la rupture globale du premier a lieu en moyenne 10 jours avant celle du second. Ces résultats seront confirmés par la série d'essais à venir.

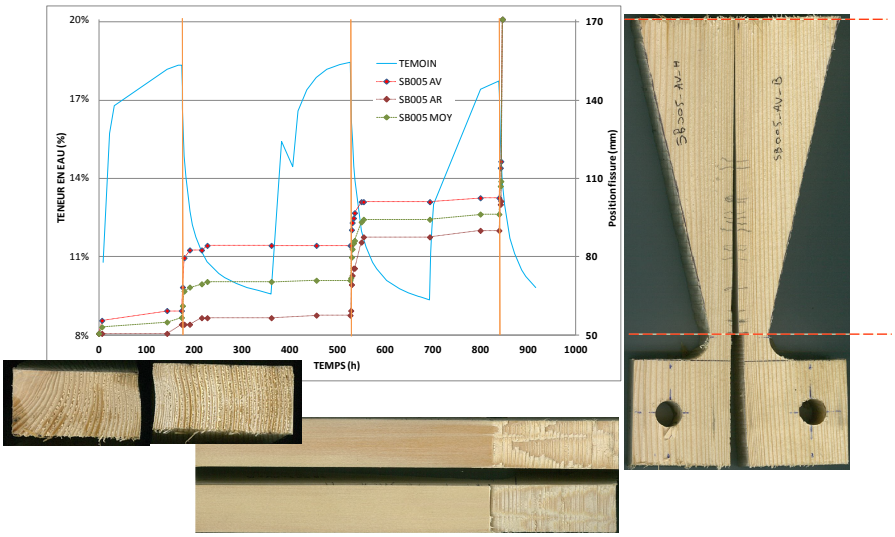


Figure IV.4.6. Fissuration en fluage du Sapin blanc

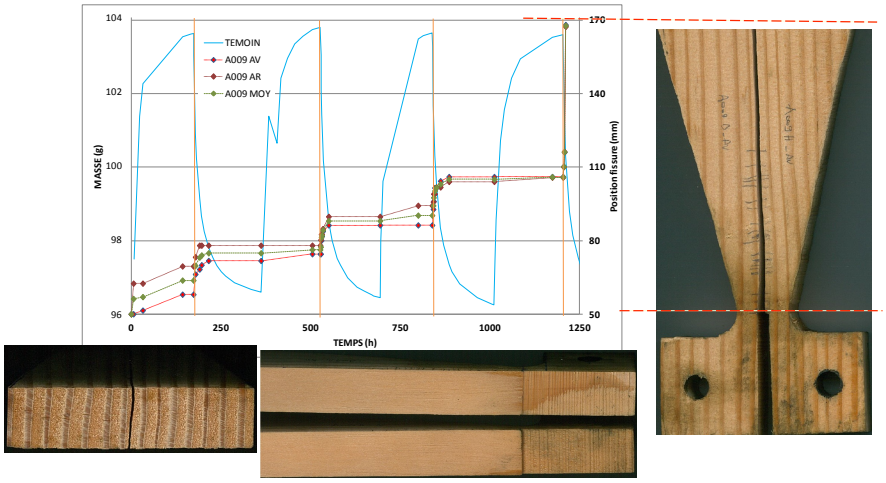


Figure IV.4.7. Fissuration en fluage du Douglas

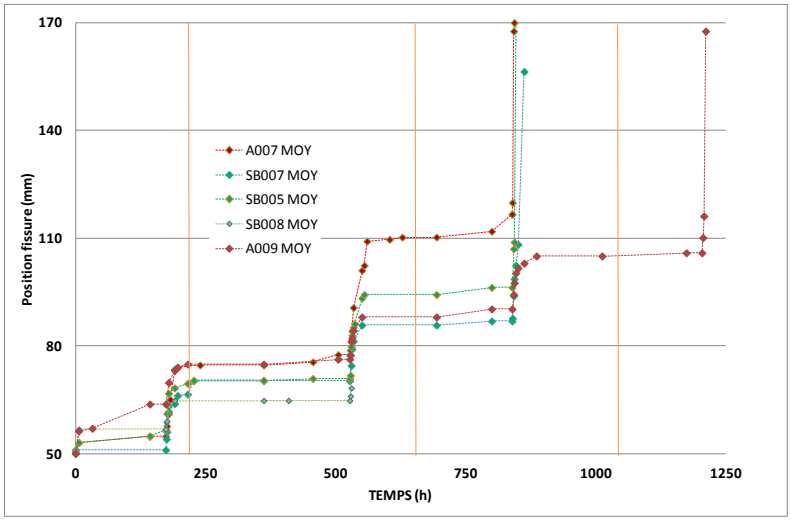


Figure IV.4.8. Comparaison de la fissuration en fluage du Douglas et du Sapin blanc

IV.5. Bilan

Ce chapitre a présenté les travaux en cours de réalisation, en partie, dans le cadre du projet ANR JCJC CLIMBOIS. La partie numérique et analytique de ce projet concerne le développement des intégrales invariantes en environnements variables intégrant une pression éventuelle sur les lèvres de la fissure. Les résultats numériques ont montré une stabilité du domaine d'intégration corroborée par les données analytiques dans le cas isotrope. Cette stabilité a aussi été justifiée pour des symétries orthotropes. Des généralisations au comportement dépendant du temps sont aussi proposées en s'appuyant sur une formulation viscoélastique incrémentale développée précédemment. Ces résultats valident la capacité du modèle à séparer les modes mixtes de rupture en environnements variables. Parallèlement, la fiabilité et les méthodes statistiques ont été appliquées afin d'étudier la probabilité de ruine et identifier les paramètres les plus discriminants dans le processus de fissuration. On montre par exemple que le module de cisaillement transverse est le facteur le plus important dans le risque de ruine de la structure si sa connaissance est négligée. Dans le cadre de ce projet, des essais de fissuration en fluage sont en cours de réalisation. Les premiers essais (à confirmer) ont montré une résistance à la fissuration importante du Sapin blanc tout en présentant une rupture précoce en fluage comparativement au Douglas.

Ces travaux ont généré des publications dans des revues internationales ainsi que des articles dans des conférences nationales et internationales, Annexe 1.

En ce qui concerne les validations analytiques et numériques, les effets de la température vont être intégrés aux amortisseurs et couplés aux intégrales invariantes. Parallèlement, des essais vont se poursuivre en ajoutant un dispositif acoustique pour un meilleur suivi de la fissuration. Ensuite, il est aussi prévu d'effectuer des essais en mode mixte sur éprouvette MMCG en caisson avec variation de température et d'humidité relative afin de suivre la fissuration par analyse d'images dans des configurations mixtes souhaitées. Enfin, il faudra comparer les résultats d'essais aux prévisions évoquées dans ce mémoire.

CONCLUSION

Ce mémoire d'Habilitation à Diriger des Recherches a présenté mes activités d'enseignant-chercheur ; mes travaux sur le comportement hydromécanique, mécanosorptive et viscoélastique du bois ; sur la fissuration du bois et des matériaux composites et intelligents et enfin, sur la fissuration du bois en environnements variables couplée à la fiabilité.

Dans le chapitre I les activités d'enseignant-chercheur, depuis mon recrutement en tant que Maître de Conférences à l'Université Blaise Pascal en 2009, sont résumées. J'ai été Responsable pédagogique de la première année Génie civil à Polytech Clermont-Ferrand depuis 2010, Responsable de plusieurs conventions et j'assure des enseignements aussi bien en France qu'à l'étranger. En recherche, je coordonne le projet ANR JCJC CLIMBOIS depuis octobre 2013, je participe activement aux Actions Européennes COST FPS et à des projets de recherches nationaux et internationaux. Parallèlement, je suis membre éditorial et « reviewer » de plusieurs revues et sociétés savantes. J'ai organisé des conférences nationales et internationales, examiné des thèses et participé à des comités de sélection. En intégrant les conférences invitées, les travaux présentés ont généré à ce jour des publications dans des revues internationales, dans les conférences nationales et internationales ainsi que des contrats industriels. Je bénéficie enfin, d'une Prime d'Excellence Scientifique obtenue en 2011.

Le chapitre II a présenté les travaux traitant des comportements viscoélastique, mécanosorptif et hydromécanique dans le cas du Sapin blanc du Massif Central. L'existence du comportement hygroverrou du bois a été justifiée de façon expérimentale, numérique et analytique. Dans un second temps, les approches développées ont été étendues aux cas tridimensionnels. Enfin, le comportement hydromécanique du bois de printemps et d'été du Sapin blanc a été étudié par la méthode de la grille. Les contraintes mécaniques engendrées par les comportements analysés dans ces travaux sont souvent sources d'initiation et de propagation de fissure objets des chapitres suivants.

Le chapitre III a présenté les travaux relatifs à la fissuration des matériaux intelligents, des bi-matériaux, des matériaux et structures bois et à leurs comportements mécaniques. La rupture aux interfaces des bi-matériaux piézoélectriques a été étudiée. L'éprouvette MMCG proposant une stabilité de la fissure pour tous les taux de mixités a été optimisée et appliquée à la méthode de la grille en mode I. Egalement, la fissuration des rondelles de bois vert lors du séchage naturel a été étudiée en comparant les données expérimentales aux prévisions numériques. Un modèle viscoélastique incrémental permettant d'analyser la contribution des effets du temps sur la détection de la fissuration des rondelles a été proposé.

Le chapitre IV a revisité les recherches effectuées en partie dans le cadre du projet ANR JCJC CLIMBOIS, sur la fissuration et la fiabilité des matériaux et structures bois en environnements variables. Dans ce cadre, l'intégrale A, couplant la fissuration et les variations d'humidité ou de température, a été validée analytiquement et numériquement par l'indépendance du domaine d'intégration dans les cas isotropes (avec pression sur les lèvres de la fissure) et orthotropes. Dans ce dernier cas, l'éprouvette CTS a été utilisée pour généraliser l'intégrale A au cas viscoélastique via une procédure incrémentale. Parallèlement, les approches fiabilistes ont été utilisées pour rechercher l'influence des propriétés mécaniques des matériaux sur les paramètres de fissuration. Ainsi, grâce à l'éprouvette MMCG, on a montré que le module de cisaillement longitudinal contribue fortement à la ruine de la structure. Enfin, des essais préliminaires de fissuration en fluage et en environnements variables ont été effectués sur le Sapin blanc et le Douglas ; on a observé une

résistance à la fissuration importante et une rupture précoce de la première essence sous les sollicitations hydriques appliquées.

PERSPECTIVES

Les travaux présentés dans ce mémoire ouvrent trois grandes perspectives ou projet à long terme : (i) l'amélioration des modèles analytiques et numériques en mécanique de la rupture dans les cas bidimensionnel et tridimensionnel en environnements variables ou non ; (ii) l'étude de la fissuration couplée au comportement mécanique des rondelles de bois vert, des bois tropicaux et des structures treillis en bois ; (iii) la fissuration des matériaux intelligents, des bi-materiaux et des composites dans les conditions extrêmes d'utilisation. Certaines verrous scientifiques proposés dans ces perspectives vont faire l'objet d'une demande de financement ERC à l'horizon 2020.

Le premier challenge scientifique est de développer davantage les modèles analytiques et numériques propres à la fissuration en environnements variables afin de représenter le comportement réel du bois dans les conditions sollicitations extrêmes (chargements mécaniques complexes, variations d'humidité et de température,…). Actuellement, ces modèles ne traitent que des problèmes bidimensionnels ; or, à cause des chargements mécaniques complexes que subissent les structures, l'état de l'art en mécanique de la rupture montre que les problèmes hors plan participent aussi à la ruine du matériau au même titre que le mode de cisaillement et d'ouverture de fissure qui restent cependant prépondérant. Ce constat exige donc la généralisation des approches énergétiques de types intégrales invariantes T et A (voire M et $M\theta$) au cas tridimensionnel, ce qui n'est pas chose aisée. En même temps, les modèles numériques qui intègrent les champs virtuels et surtout la zone d'élaboration mixte en front de fissure (et non plus en pointe de fissure) doivent être adaptés. Dans ce cas, la particularité de la pression sur les lèvres de la fissure prend tout son sens compte tenu de l'impact réel de ces lèvres dans le processus de croissance du front. Tous ces modèles doivent intégrer notamment les contributions combinées de la température et de l'humidité. Actuellement, la validation de l'intégrale A n'est justifiée qu'en montrant une indépendance des domaines d'intégration en fonction des couronnes introduites par le champs θ et ce, pour un milieu élastique. Cela se justifie en particulier par la difficulté d'effectuer des essais viscoélastiques en temps voulu. Pour remédier à ce problème, la méthode de l'espace temps réduit (modèle viscoélastique incrémental avec variation de température), qui consiste à prendre en compte l'effet de la température ou de l'humidité dans les ressorts instantanés du modèle rhéologique de Kelvin Voigt généralisé, va être développée pour les matériaux orthotropes. Les résultats obtenus seront par la suite comparés à ceux de l'intégrale A via l'éprouvette Compact Tension Shear (CTS) et permettront de confirmer en même temps son efficacité à découpler les modes de rupture suite à des sollicitations complexes.

La prise en compte de l'action de la température par les intégrales invariantes dans les matériaux orthotropes a été largement traitée dans le chapitre IV de ce mémoire. Or pour un matériau quasi-fragile tel que le bois, l'action de l'humidité est plus nuisible compte tenu de son influence sur l'augmentation des déformations instantanées et différées. La prise en compte de ses effets se fera donc via un processus incrémental en supposant la température constante conformément à la définition introduite par l'intégrale A. Le couplage avec le comportement viscoélastique sera effectué selon l'organigramme de la figure ci-dessous. Notons que, si on fait abstraction des effets environnementaux dans les processus de fissuration, l'étude des fissures courtes dans des matériaux bidimensionnels ayant des comportements orthotropes voire élasto-plastiques avec la possibilité d'extension au milieu tridimensionnel doit être abordée. Pour étudier la propagation éventuelle de la fissure en fatigue ou en fluage classique, un accent particulier sera donné à l'étude de la zone d'élaboration (au sens de Dugdale [DUG 60] ou de Schapery [SCH 75] [SCH 84]) en pointe de

fissure dans une configuration incluant le mode mixte de chargement avec prise en compte éventuelle d'une entaille en *V* [REC 12].

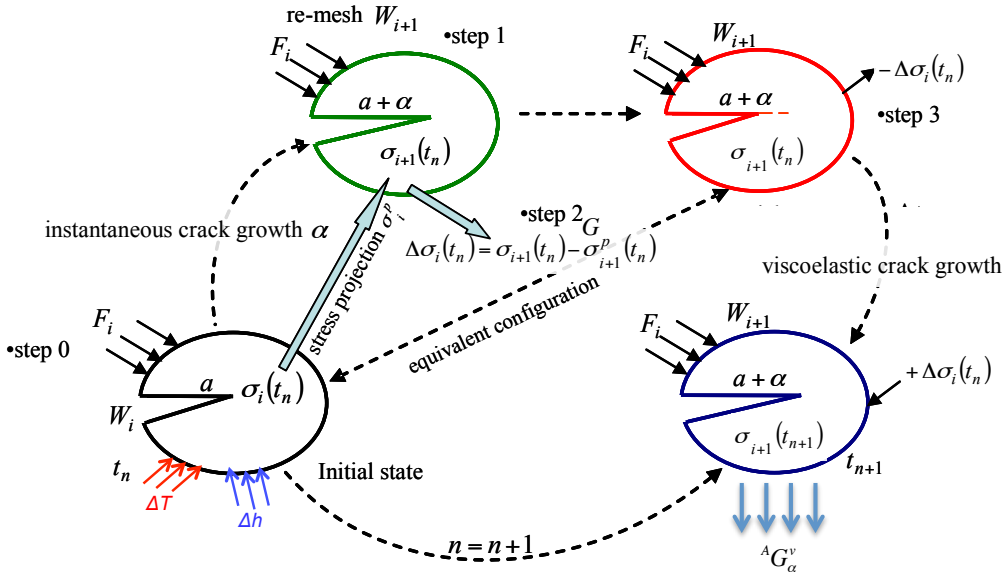


Figure 1- Routine couplage humidité/int. A en milieu viscoélastique orthotrope sans critère et process zone.

Dans ce contexte, les critères de bifurcation initialement proposés par [ZHA 06] vont être généralisés pour répondre à ce verrou scientifique. Pour éviter les difficultés locales en pointe de fissure, les méthodes énergétiques et les intégrales invariantes seront utilisées et généralisées aux problèmes évoqués afin d'évaluer les paramètres de fissuration (taux de restitution d'énergie, résistance à la fissuration, facteurs d'intensité de contraintes,…). En même temps, les formulations analytiques devront prendre en compte la présence éventuelle d'une singularité comme le nœud pour ce qui est du matériau bois. Pour l'ensemble de ces travaux analytique et numérique, un couplage mécano-fiabiliste sera, à chaque étape, effectué afin d'isoler les paramètres les plus discriminants dans le processus d'initiation et de propagation de la fissure et par conséquent, d'anticiper la ruine brutale de la structure étudiée.

Aussi, la process zone proposée dans les travaux actuels s'adapte bien aux matériaux quasi-fragiles comme le bois, mais aussi à ceux présentant une ductilité apparente. Les intégrales invariantes développées intègrent en effet cette procès zone afin de prendre en compte les différents phénomènes comme le pontage de fibre et la coalescence. Toutefois, les méthodes des invariants intégraux devraient être comparées aux méthodes couramment utilisées dans les processus de fissuration quasi-fragile comme les méthodes cohésives, même si le comportement adoucissant de l'humidité peut tempérer ce comportement dans le cas du matériau bois. L'objectif visé est non seulement de comparer ces méthodes, mais aussi de trouver des techniques numériques ou analytiques pour passer de l'une à l'autre. Une piste intermédiaire serait de comparer les invariants intégraux au modèle TLS (Thick Level Set) [MOE 11] [BER 12] qui introduit une zone endommagée en pointe de fissure et dont la longueur (ou l'épaisseur) pourrait se raccorder aux modèles cohésifs. En effet, des récents travaux [MOE 14] ont montré que ces modèles ne nécessitent pas l'introduction d'un critère de propagation ou de bifurcation pour prendre en compte l'avancée ou la déviation de la pointe ou du front de fissure pendant le processus de propagation. Seulement, les travaux à venir devraient s'assurer du couplage du modèle TLS au comportement viscoélastique en y intégrant les variations environnementales afin de comparer aux résultats issus des intégrales invariantes proposés dans ce mémoire.

Même si les essais de fissuration restent difficiles à effectuer, notamment pour l'identification précise de la pointe ou du front de fissure, il est indispensable de valider les modèles analytiques et

numériques par comparaison aux résultats expérimentaux. Dans ce cas, des essais de fissuration en fluage sous ambiances variables doivent être effectués sur les éprouvettes Double Cantilever Beam (DCB) à inertie variable en ajoutant, cette fois-ci, un dispositif acoustique permettant de suivre de façon plus exacte la position de la pointe/front de fissure. Par la suite, des essais de fissuration instantanée ou à long terme doivent être conduits en mode mixte en utilisant l'éprouvette Mixed Mode Crack Growth (MMCG) dans un caisson afin de reproduire les cycles hydriques souhaités; l'un des buts recherchés, à long terme, est de séparer les paramètres de fissuration et les effets du temps afin d'apprécier son impact sur la ruine des structures en environnements variables. Pour y parvenir, l'éprouvette MMCG doit être réadaptée aux nouvelles conditions de sollicitation et optimisée en vérifiant notamment les plages de stabilité en fonction de la taille et de l'épaisseur (proportionnelle à l'éprouvette initiale). Pour prendre en compte les effets structures, les essais sur des poutrelles et des poutres structures munies ou non de défauts (fissures initiales, nœuds,…) doivent être effectués en fluage afin d'étudier leurs variabilités spatiales combinées aux effets environnementaux. A long terme, il faudra coupler les approches mécanosorptifs et thermo-visco-hydro-mécaniques qui seront développées avec les modèles de fissuration tridimensionnelle à venir afin d'apprécier de façon globale l'impact de l'environnement et des défauts sur la durabilité des structures bois et des composites.

La pérennisation du bois passe nécessairement par son traitement et sa conservation depuis la première transformation (donc depuis la coupe) jusqu'à l'utilisation des produits finis ou semi-finis. Les fissures qui apparaissent immédiatement après la coupe peuvent être dues à la libération des contraintes de croissance piégées dans le bois, aux effets différés propres à la composition intrinsèque du bois, mais surtout aux contraintes générées par le séchage. Ainsi, pour compléter les études de fissuration des rondelles de bois vert soumises au séchage naturel, des essais doivent être effectués sur des rondelles de structure en Sapin blanc et en bois tropicaux de diamètre supérieur à 25mm. Ces rondelles hétérogènes présenteront du bois normal et du bois de réaction, dans ce cas, des nouvelles méthodes d'identification des caractéristiques mécaniques devront être proposées afin de mesurer les constantes élastiques dans chaque bois. Pour ce faire la méthode d'indentification des caractéristiques élastiques et mécaniques appelée DUCMT, développée conjointement avec l'équipe IES de l'Université de Montpellier va être généralisée appliquée. Son application récente a déjà montré des résultats très intéressants, mais il reste encore à prendre encore les phénomènes de rotation lors de l'identification par mesure ultrasonore directe.

Les données obtenues lors de l'étude des rondelles hétérogènes seront introduites dans un modèle mécanosorptif et viscoélastique incrémental adapté afin d'étudier la fissuration des rondelles couplées aux effets temporels en environnements variables. A ce moment là, l'impact des modèles mécanosorptifs ou de fluage comme celui de Salin [SAL 92], de Torrati [TOR 92], de saifouni [SAI 14] vont être comparés aux essais afin d'apprécier leur efficacité pendant les phénomènes de séchage. Dans ce cas, des nouveaux moyens expérimentaux devront être proposés afin d'isoler l'effet du gradient de température et raccourcir si possible la durée des essais sans pour autant ignorer l'effet de ce gradient sur les processus d'initiation de fissure préjudiciables aux structures en service. En même temps, les rondelles étudiées seront issues des bois le plus souvent utilisés dans des structures comme les treillis. La région Auvergne est par exemple confrontée à la valorisation du Sapin blanc dont la multitude des défauts rend l'utilisation optimale en bâtiment problématique. C'est pourquoi, l'étude du comportement semi-rigide des structures treillis en bois et la fissuration au droit des liaisons va être consolidée à l'horizon 2020. Il sera en effet question d'effectuer des essais de fluage en extérieur sur des structures réelles munies des défauts. La méthode de la grille pourra être utilisée pour évaluer les champs mécaniques dans les joints collés et/ou cloués. Les résultats obtenus ouvriront la voie au développement de modèles non linéaires complétés par des essais qui fourniront les données nécessaires pour les alimenter.

Depuis l'interdiction de l'exportation des grumes en 2010, le Gabon s'est lancé dans l'industrialisation consistant à transformer le bois produit sur place et à favoriser la consommation

régionale de ce matériau. Comme indiqué précédemment, cette étape passe par l'étude de la durabilité des essences tropicales et sous régionales. Dans ce contexte, plusieurs travaux, notamment de fluage incluant l'adhérence bambou-matrice vont être menés sur des produits locaux comme des briques argileuses. Ces recherches seront conduites dans le cadre de la convention bilatérale tripartite Université Blaise Pascal – Université de Limoges – Université de Masuku (Gabon) dont je suis le porteur. Parallèlement, les travaux effectués à ce jour avec l'Université de Ndjamena (Tchad) visant à la caractérisation physico-chimique et mécanique du rônier, principale ressource ligneuse du pays, vont être poursuivis. Les différents essais mécaniques réalisés à ce jour ont permis de comprendre le comportement du bois de rônier lorsqu'il est soumis aux efforts de compression. Cependant, ses caractéristiques dépendent du taux d'humidité qui reste un facteur important à contrôler notamment pour une utilisation en bois d'oeuvre. En même temps, il est prévu d'examiner le comportement mécanique d'essences produites au Gabon telles que l'Okoumé, l'Azobé, ou l'Okan. En effet, des études concernant la caractérisation des propriétés mécaniques à la rupture de ces essences méritent, encore à ce jour, d'être menées de façon approfondie et permanente. Ces connaissances représenteront une étape importante pour l'utilisation optimale de ces bois en tant qu'éléments constructifs dans les ouvrages locaux. Il est vrai que le dimensionnement de telles structures nécessite une connaissance fine du comportement mécanique du matériau constitutif, notamment vis-à-vis de la fissuration qui précède souvent la ruine finale de la structure. A ce titre, ces essences méritent une attention toute particulière, tant du point de vue de l'initiation que de la propagation des fissures. Le projet de recherche consistera principalement à conduire plusieurs séries d'essais bien identifiés. Ces essais permettront de coupler étroitement les données fines obtenues par mesures de champs cinématiques (via la méthode dite de la grille) et celles issues de la modélisation du comportement mécanique observé. L'étude sera effectuée en vue de déterminer les grandeurs pilotant les modèles associés aux phénomènes observés. Pour ces deux axes de recherche, deux projets seront déposés à l'Agence Universitaire de la Francophonie (1 projet est actuellement en cours d'expertise).

Enfin, les problématiques liées à la mobilité sont très importantes à l'échelle nationale et pour la Région Auvergne. Le Laboratoire d'Excellence LabEx IMobS3 de Clermont-Ferrand, l'Institut Pascal / UBP / IFMA / CNRS et son Programme Transversal intègrent les thématiques émergeantes liées aux matériaux pour la mobilité (matériaux composites, matériaux intelligents, bois, etc.). Le projet de recherche que je propose dans ce domaine permet à long terme de mieux comprendre le comportement et la rupture de tels matériaux employés notamment dans les structures pour la mobilité. Ces composants montrent souvent des fissures aux interfaces qui peuvent se propager sous l'effet combiné des chargements couplés multi-physiques. Différents types de fissures interfaciales et internes dans ces matériaux devront être étudiés rigoureusement. Des modèles analytiques et numériques seront développés. Les résultats obtenus seront généralisés à d'autres matériaux multi-physiques, comme les matériaux piézo-magnétiques utilisés dans les technologies modernes, afin de comprendre le comportement couplé de la rupture et des effets magnétiques en présence d'une variation de température. Par exemple, un problème de déformation plane pour une série de fissures perméables limitées électriquement et magnétiquement pourra être considéré. Dans ce nouveau problème, la contrainte de traction mécanique, l'induction magnétique et le déplacement électrique seront appliqués à l'infini. Les paramètres précédents, additionnés au potentiel électrique à l'interface ainsi qu'aux facteurs d'intensité de contrainte mécanique et électrique en pointe de fissure, seront exprimés via des fonctions analytiques simples. Les résultats en présence d'une fissure perméable unique dans un matériau magnéto-électro-élastique seront étudiés et comparés aux résultats issus d'un ensemble de fissures périodiques électrique et magnétique perméables. Aussi les méthodes des invariants intégraux vont êtres intégrer dans l'étude de la fissuration des bi-matériaux et des matériaux intelligents. L'un des buts rechercher à long terme est de pouvoir isoler le comportement dissipatif de la matrice d'un composite afin de mesurer l'effet des actions couplés des champs électrique, magnétique, mécanique et de la température sur la durabilité du composant.

BIBLIOGRAPHIE

[AFNOR 04] AFNOR, NF EN 408. Structures en bois, Bois de structure et bois lamellé collé, détermination de certaines propriétés physiques et mécaniques. Mars 2004, p. 32

[AFNOR 05] AFNOR, Eurocode 5. Conception et calcul des structures en bois - généralités, règles communes et règles pour les bâtiments, NF EN 1995-1.1, 2005

[BAD 09] Badulescu C., Grédiac M. and Mathias J.-D. Investigation of the grid method for accurate in-plane strain measurement. *Measurement Science and Technology*, Vol. **20**, N° 9, 2009, article number 095102

[BAZ 74] Bazant, Z.P., Wu, S.T. 1974. Rate-type creep low of aging concrete based on Maxwell chain. *Matériaux et Constructions*. 1974, Vol. **7**, N°37, pp. 45-60.

[BAZ 85] Bazant Z.P. Constitutive equation of wood at variable humidity and temperature. *Wood Science and Technology*. Vol. **19**, 1985, pp. 159-177.

[BER 12] Bernard P.E., Moës N., Chevaugeon N. Damage growth modeling using the Thick Level Set (TLS) approach: Efficient discretization for quasi-static loadings. *Comput. Methods Appl. Mech. Engrg*. Vol. **233**, 2012, pp. 11-27.

[BRI 92] Brinker R. Crack tip parameters for growing crack in linear viscoelastic materials. *Proc. 1st Int. Conf. On localized Damage, Springer*, Berlin, 1992, pp. 85-98.

[BRO 94] Brochard J., Suo X.Z. Le taux de restitution de l'énergie G en mécanique de la rupture non-linéaire, formulation de la méthode $G\theta$ et description de la programmation dans CASTEM2000. *Rapport DTM/94-640 du C.E.A*. Novembre 1994.

[BOL 78] Boltzman L. Zur Theorie der elastischen Nachwirkung Sitzungsber. *Mat Naturwiss. Kl. Kaiser. Akad. Wiss.*, Vol. **70**, 1874, pp. 275.

[BON 97] Boniface V., Simha K.R.Y. Invariant points on energy contours around a crack tip under mixed mode loading. *International Journal of Fracture*, Vol. **86**, 1997, pp. 301-325.

[BUI 73] Bui H.D. Dualité entre les intégrales de contour. *Comptes Rendus de l'Académie des Sciences*, Paris, 1973, T. 276.

[BUI 84] Bui H.D., Proix J.M. Lois de conservation en thermoélasticité linéaire. *Comptes Rendus de l'Académie des Sciences,* Paris, Vol. **298**, 1984, pp. 325.

[CHA 86] Charvet-Quemin F., Combescure A., Ebersol L., Charras T., Millard A. Méthode de calcul du taux de restitution de l'énergie en élastique et en non linéaire matériau. *Report DEMT, 86/438*, 1986.

[CHA 01] Chazal C., Dubois F. A new incremental formulation in the time domain of crack initiation in an orthotropic linearly viscoelastic solid. *Mech Time-Dependent Mater.*, Vol. **5**, 2001, pp. 3-21.

[CHE 77] Chen F.H.K., Shield R.T. Conservation laws in elasticity of the J-integral type. *Journal of Applied Mechanics and Physics*, Vol. **28**, No 1, 1977, pp.1-22.

[DEM 06] De Moura MFSF, Silva MAL, de Morais AB, Morais JJL. Equivalent crack based mode II fracture character- ization of wood. *Eng Fract Mech*, Vol. **73**, 2006, pp. 978–993.

[DES 81] Destuynder PH., Djaoua M. Sur une interprétation mathématique de l'intégrale de Rice en théorie de la rupture fragile. *Mathematical Methods in the Applied Sciences*, Vol. **3**, 1981, pp. 70-87.

[DES 83] Destuynder PH., Djaoua M., Lescure S. Quelques remarques sur la mécanique de la rupture élastique. *Journal de Mécanique Théorique et Appliquée*, Vol. **2**, No 1, 1983, pp. 113-135.

[DUG 60] Dugdale D.F. Yielding of steel sheets containing slits. *Journal of Mechanics and Physics and Solids*, Vol. **8**, 1960, pp. 100-104.

[DUB 02] Dubois F., Chazal C., Petit C. Viscoelastic crack growth process in wood timbers: An approach by the finite element method for mode I fracture. *International Journal of Fracture*, Vol. **113**, No 4, 2002, pp. 367-388.

[DUL 98] Dulbecco P., Luro D. L'essentiel sur le bois. *Edition Centre Technique du Bois et de l'Ameublement* (CTBA),1998.

[GHA 95] Ghazlan G., Caperaa S., Petit C. An Incremental formulation for the linear analysis of thin viscoelastic structures using generalized variables. *International Journal of Numeric Methods Engineering*, Vol. **38**, 1995, pp. 3315-33.

[GRI 88] Gril J. Une modélisation du comportement hygro-rhéologique du bois à partir de sa microstructure. PhD Thesis, Ecole Polytechnique, University of Paris VI, 1988.

[GRI 21] Griffith A.A. The phenomena of rupture and flow in solids. *Philos. Trans. Roy. Soc*. London, Vol. **221**, 1921, pp. 163-197.

[GUI 87] Guitard D. Mécanique du matériau bois et composites. *Edition Cépaudes*, 1987.

[HAO 94] Hao T.H., Shen Z.Y. A new electric boundary condition of electric fracture mechanics and its applications. *Eng. Fract. Mech*. Vol. **47**, 1994, pp. 793-802.

[HAO 96] Hao T.H., Gong X., Suo Z. Fracture mechanics for the design of ceramic multilayer actuators. *J. Mech. Phys. Solids*. Vol. **44**, 1996, pp. 23-48.

[HUS 09] Husson, J.M. 2009. Loi de comportement viscoélastique avec effet de mémoire-application à la mécanosorption dans le bois. Université de Limoges. 2009. Thèse de Doctorat.

[HUS 11] Husson, J.M., Dubois, F. Sauvat, N., A finite element model for shape memory behavior. *Mechanics of Time-Dependent Materials*, Vol. **15**, 2011, pp. 213-237.

[IRW 57] Irwin G.R. Analysis of stresses and strains near the and of a crack traversing a plate. *Journal Applied Mechanics*, Vol. **24**, 1957, pp. 361-385.

[KIT 77] Kitagawa H, Yuuki R. Analysis of arbitrary shaped crack in a finite plate using conformal mapping, 1st report – construction of analysis procedure and its applicability. *Trans. Japan Soc. Mech. Engrs*. Vol. **43**, N°376, 1977, pp. 4354-4362.

[LAB 14] Labesse-Jied F. Etude du comportement mécanique et de la rupture des matériaux et structures complexes - Matériaux innovants et vivants. *Habilitation à Diriger des Recherches*, Université Blaise Pascal, Clermont-Ferrand, Février 2014

[LAP 09] Lapusta Y., Loboda V. Electro-mechanical yielding for a limited permeable crack in an interlayer between piezoelectric materials, Mech. Res. Commun. Vol. **36**, 2009, pp. 183-192.

[LEM 09] Lemaire M., Chateauneuf A. and Mitteau J.-C. Structural reliability, *John Wiley & Sons*, ISBN 978-1-84821-082-0, 2009.

[LOB 10] Loboda V., Lapusta Y., Sheveleva A. Limited permeable crack in an interlayer between piezoelectric materials with different zones of electrical saturation and mechanical yielding. *Int. J. Solids Struct*. Vol. **47**, 2010, pp. 1795-1806.

[LOB 11] Loboda V., Mahnken R. On investigation of an electrode at the interface of a piezoelectric bimaterial space under remote electromechanical loading. *Acta Mech*. **Vol**. 221, 2011, pp. 327-339.

[LON 12] Longo R., Delaunay T., Laux D., El Mouridi M., Arnould O., Le Clézio E. Wood elastic characterization from a single sample by resonant ultrasound spectroscopy. *Ultrasonics*. Vol. **52**, 2012, pp. 971–974.

[MOE 11] Moës N., Stolz C., Bernard PE., Chevaugeon N. A level set based model for damage growth: The thick level set approach. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*. Vol. 86, 2001, pp. 358-380

[MOE 14] Moës N., Stolz C., Chevaugeon N. Coupling local and non-local damage evolutions with the Thick Level Set model. *Advanced Modeling and Simulation in Engineerin.* Vol. 2. Pp. 16.

[MOU 08] Moutou Pitti R. Mixed mode fracture separation in viscoelastic orthotropic materials: modelling and experimentation. Ph.D.thesis, Limoges University, 2008 http://www. unilim.fr/theses/2008/sciences/2008limo4025/notice.htm. Accessed 23 Jan 2009

[MORE 07] Morel S. R-curve and size effect in quasibrittle fracture: case of notched structures. *International Journal of Fracture*. Vol. **44**, 2007, pp. 4272–4290

[MOR 87] Moran B., Shih C.F. Crack tip associated domain integrals from momentum and energy balance. *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. **27**, 198è, pp. 615-642.

[NAV 12] Navi P., Sandberg D. Thermo-hydro-mechanical processing of wood. *Press Lausanne*, 2012. ISBN 978-1-4398-6042-7.

[NOE 71] Noether E. Invariants variations problem. *Transport Theory and Statistical Physics*, Vol. **1**, No 3, 1971, pp. 183-207.

[REC 71] Recho N. Fracture mechanics and crack growth. *Wiley*, ISBN :2012, 978-1-84821-306-7.

[RIC 68] Rice J.R. A path independent integral and the approximate analysis of strain concentrations by notches and cracks. *Journal of Applied Mechanics,* Vol. **35**, 1968, pp. 379-385.

[RIC 81] Richard HA. A new compact shear specimen. *International Journal of Fracture*, Vol. **17**, No 5, 1981, pp. R105-R107.

[ROO 76] Rooke D.P, Cartwright D.J. Compendium of Stress Intensity Factors. 1976, HMSO

[SAI 14] Saifouni O. Modélisation des effets rhéologiques dans les matériaux : application au comportement mécanosorptif du bois. *Thèse de doctorat, Université Blaise Pascal*, 26 juin 2014.

[SAL 92] Salin JG. Numerical prediction of checking during timber drying a new mechanosorptive creep model. *THolz Roh-Werkst.* Vol. **50**, 1992, pp. 195-200.

[SCH 75] Schapery R.A. A theory of crack initiation and growth in viscoelastic media I. Theoretical development. *International Journal of Fracture*, Vol. **11**, N°1, 1975, pp. 141-159.

[SCH 84] Schapery R.A. Correspondence principles and a generalized J integral for large deformation and fracture analysis of viscoelastic media, *International Journal of Fracture*, Vol. **25**, 1984, pp. 195-223.

[SIH 74] Sih G.C. Strain energy density factor applied to mixed mode crack problems. *International Journal of Fracture*, Vol. **10**, 1974, pp. 305-321.

[SIH 81] Sih G.C., Chen E.P. Cracks in composite materials, *Mech. of Fract*., *Martinus Nijhoff* Publishers. 1981.

[SUO 92] Suo X.G., Combescure A. On the application of the $G\theta$ method and its comparison with the Lorenzi's approach. *Nuclear Engineering and Design,* Vol. **135**, 1992, pp. 207-224.

[SUO 92] Suo Z., Kuo C.M., Barnet D.M., Willis J.R. Fracture mechanics for piezoelectric ceramics. *J. Mech. Phys. Solids*. Vol. **40**, 1992, pp. 739-765.

[STE 09] Stefanou G. The stochastic finite element method: Past, present and future. *Methods in Applied Mechanics and Engineering*. Vol.198, N°9-12, 2009, pp. 1031-1051.

[TOR 92] Toratti, T. 1992. Creep of timber beams in a variable environment. Helsinky, University of Tecnology, Finland. 1992. *Thèse de Doctorat*.

[VAL 88] Valentin G., Caumes P. Crack propagation in mixed mode in wood: a new specimen. *Wood Science and Technology*, Vol. **23**, No 1, 1989, pp. 43-53.

[PAR 88] Parton V.Z., Kudryavtsev B.A. Electromagnetoelasticity. *Gordon and Breach Science Publishers*, New York 1998.

[PLU 92] Pluvinage G. La rupture du bois et de ses composites. *Cépaduès - Editions*, 1992.

[WIL 79] Wilson W.K, Yu I.W. The use of the J integral in thermal stress crack problems. *International Journal of Fracture*, Vol. **15**, 1979, pp. 377-387.

[YOS 08] Yoshihara H. Theoretical analysis of 4-ENF test for mode II fracturing in wood by finite element method. *Engineering Fracture Mechanics*. Vol. **75**, 2008, pp. 290–296.

[ZHA 06] Zhang X.B., Ma S., Recho N., Li J. Bifurcation and propagation of a mixed-mode crack in a ductile material. *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. **73**, 2006, pp.1925-1939.

[ZAH 90] Zahoor A . Ductile Fracture Handbook. *Electric Power Research Institute, Pablo Alto*, CA, USA, EPRI NP-6301-D, Vol. **1**, 1990.

ANNEXES

Annexe 1 : Publications 99

Annexe 2 : Visibilité locale des travaux de recherche.....111

Annexe 3 : Récapitulatif des services d'enseignement 112

Annexe 4 : Sélection des publications les plus significatives 115

A.1. Publications

A.1.1. Publication dans des revues internationales à comité de lecture (28)

[ACL15-01] Viun O., Labesse-Jied, F., **Moutou Pitti, R**., Loboda V., Lapusta Y. *Periodic limited permeable cracks in magneto-electro-elastic media.* Acta Mechanica. 2015. DOI: 10.1007/s00707-014-1296-9

[ACL14-01] **Moutou Pitti R**., Claudiu B., Grédiac M. *Characterization of a cracked specimen with full-field measurements: direct determination of the crack tip and energy release rate calculation*. Int J Fract. 187, 109-121, 2014

[ACL13-01] **Moutou Pitti R**., Dubois F., Sauvat N., Fournely E. *Strain analysis in dried green wood: experimentation and modelling approaches*. Eng Fract Mech. 105, 182-199, 2013. 3.

[ACL13-02] Chateauneuf A., Wassim R., **Moutou Pitti R**. *Reliability of prestressed concrete structures considering creep models*. Structural and Infrastructure Engineering. pp. 1099-1112, 2013. DOI: 10.1007/s00226-011-0462-7

[ACL12-01] Chazal C., **Moutou Pitti R**. *Theoretical and numerical studies of relaxation differential approach in viscoelastic materials using generalized variables*. J Theor Applied Mech. 50(2), 350-375, 2012

[ACL12-02] **Moutou Pitti R**., Alaa C. *Statistical approach and reliability analysis for mixed- mode applied to wood material*. Wood Sci Technol. 46(6), 1099-1112, 2012

[ACL12-03] Chazal C., **Moutou Pitti R**. *Incremental viscoelastic formulation using generalized variables for thin structures: Relaxation differential approach*. Acta Mech. 223(7), 1431-1440, 2012

[ACL12-04] Fournely E., **Moutou Pitti R.**, Bouchair A. *Behaviour of timber lattice beam with semi-rigid joints: analytical and experimental study*. PRO LIGNO. 8(3), 19-41, 2012.

[ACL12-05] Pop O., Dubois F., **Moutou Pitti R**. *Mixed-Mode Crack Growth in Wood*. ProLigno, 8(3), 12-18, 2012.

[ACL12-06] Brevus V., Yasniy O., **Moutou Pitti R**., Lapusta Y. *Assessment of the probability of failure of reactor vessels after warm pre-stressing using Monte Carlo Similations*. Int J Fract. 181(1), 137-144, 2012.

[ACL11-01] **Moutou Pitti R**., Dubois F., Octavian P. *A proposed mixed-mode fracture for wood under creep loadings*. Int J Fract. 167(2), 195-205, 2011

[ACL11-02] Chazal C., **Moutou Pitti R**. *Integral approach for time dependent materials using finite element method*. J Theor Applied Mech. 49(4), 1029-1048, 2011.

[ACL11-03] **Moutou Pitti R.,** Claude Chazal, Florence Labesse-Jied, Yuri Lapusta. *A generalization of Mv integral to axisymmetric problems for viscoelastic materials*. Acta Mech. 220(1-4), 365-373, 2011.

[ACL11-04] Chazal C., **Moutou Pitti R**. *Incremental constitutive formulation for time-dependent materials: creep integral approach*. Mech Time-Depend Mater. 15(3), 239-253, 2011.

[ACL11-05] Lapusta Y., Komarov A., Labesse-Jied F., **Moutou Pitti R**., Loboda V. *Limited permeable crack moving along the interface of a piezoelectric bi-material*. European J Mech A/Solids. 30(5), 639-649, 2011

[ACL11-06] Dubois F., **Moutou Pitti R**., Picoux B., Petit C. *Finite element model for crack growth process in concrete bituminous*. Advances Eng Software. 44(1), 1029-1048, 2011

[ACL10-01] **Moutou Pitti R**., Dubois F., Petit C. *Generalization of T and A integrals to time dependent materials: analytical formulations*. Int J Fract. 161(2), 187-198, 2010

[ACL10-02] Chazal C., **Moutou Pitti R**. *Modelling of ageing viscoelastic materials in three dimensional finite element approach*. Meccanica. 161(2), 187-198. 2010.

[ACL10-03] Chazal C., **Moutou Pitti R**. *Viscoelastic incremental formulation using creep and relaxation differential approaches*. Mech Time-Depend Mater. 14(2), 173-190, 2010

[ACL09-01] Chazal C., **Moutou Pitti R**. *A new incremental formulation for linear viscoelastic analysis: creep differential approach*. J Theor Applied Mech. 47(2), 397-409, 2009

[ACL09-02] Chazal C., **Moutou Pitti R**. *An incremental constitutive law for ageing viscoelastic materials: a three dimensional approach*. CR Mécanique. 337(1), 0-33, 2009

[ACL09-03] **Moutou Pitti R**., Dubois F., Pop O., Absi J. *Finite element analysis for mixed mode crack growth in viscoelastic orthotropic medium*. Int J Solids Structures. 46(20), 3548-3555, 2009

[ACL09-04] **Moutou Pitti R**., Dubois F. *Polymodal crack growth in viscoelastic material. CR Mécanique*. 337(11), 748-754, 2009.

[ACL08-01] **Moutou Pitti R**., Dubois F., Petit C. *Généralisation des intégrales T et A à la viscoélasticité*. CR Mécanique. 336(6), 545-551, 2008

[ACL08-02] **Moutou Pitti R**., Dubois F., Petit C., Sauvat N., Octavian P. *A new integral parameter for Mixed modes crack growth in viscoelastic orthotropic media*. Eng Fract Mech. 75(15), 4450-4465, 2008

[ACL08-03] **Moutou Pitti R**., Dubois F., Octavian P. *On a specimen providing stable mixed mode crack growth in wood material*. CR Mécanique. 336(6), 744-749, 2008

[ACL07-01] **Moutou Pitti R**., Dubois F., Petit C., Sauvat N. *Mixed mode fracture separation in viscoelastic orthotropic media: numerical and analytical approach by the Mv-integral*. Int J Fract. 125(3), 181-193, 2007

[ACL07-02] **Moutou Pitti R**., Dubois F., Octavian P., Sauvat N., Petit C. *Intégrale Mv pour la propagation de fissure dans un milieu viscoélastique*. CR Mécanique. 335(11), 727-731, 2007

A.1.2. Congrès internationaux avec actes publiés (61)

[ACTI15-01] **Moutou Pitti R.,** Fournely E., Hamdi S.E., Ango Ekomy S. *Mechanical performances of solid wood used in buildings: effects of moisture interaction and natural drying*. COST Action FP1303, Performance Testing andTesting Methodologies of, Non-wood Biobased Materials. 4-5, March, 2015, Tallinn, Estonia. Doi :10.13140/2.1.3203.7921

[ACTI15-02] Aoues Y. Bastidas-Arteaga E., **Moutou Pitti R**., Chateauneuf A. *Reliability-Based Design Optimisation of timber trusses subjected to decay and climate variations*. COST Action FP1303, Performance Testing and Testing Methodologies of, Non-wood Biobased Materials. 4-5, March, 2015, Tallinn, Estonia. DOI: 10.13140/2.1.4252.3687

[ACTI15-03] **Moutou Pitti R.,** Hamdi S.E., Dubois F. *Fracture analysis in wood coupling viscoelastic behaviour and temperature effects by non-dependant integrals.* Colloquium 556 theoretical, numerical and experimental analyses in wood mechanics 27-29 may 2015, Dresden, Germany

[ACTI15-04] **Moutou Pitti R.,** Hamdi S.E., Dubois F. *Mixed mode fracture separation in orthotropic media due to mechanical and thermal effects*. International Conference on Computational Modelling of Fracture and Fatigue of Materials and Structures (CFRAC 2015). Cachan, 3-5 June, 2015, France

[ACTI15-05] Kabir EL., **Moutou Pitti R**., Recho N., Lapusta Y. *Numerical study of crack path stability by MMGC specimen using Mθ integral.* The Fifth International Conference on Crack Paths (CP 2015). Ferrara, 26-18 September, 2015, Italy.

[ACTI15-06] Viun O., Labesse-Jied F., **Moutou-Pitti R.,** Loboda V., Lapusta Y. *Periodic problem for limited electrically and magnetically permeable cracks in magneto-electro-elastic materials.* The Fifth International Conference on Crack Paths (CP 2015). Ferrara, 26-18 September, 2015, Italy.

[ACTI15-07] Angelier N., **Moutou Pitti** R., Dubois F. *Crack analysis of wood under climate variations*. SEM 2015 Annual Conference. 8-11 June, Costa Mesa, 2015, USA.

[ACTI14-01] Riahi H., **Moutou Pitti R**., Dubois F. *On analytical formulation integrating mixed mode fracture and climate change in wood*. COST Action FP0904 THMBP Workshop, Damage and Fracture Coupling with Thermo-Hydro-Mechanical effects. Bordeaux, France, 13-14 april, 2014.

[ACTI14-02] **Moutou Pitti R**., Diakhaté M., Bastidas Arteaga E., Aoues Y., Angellier N., Riahi H., Chateauneuf A., Dubois F. *ANR JCJC-2013 Project CLIMBOIS: effects of climatic and mechanical variations on the durability of timber structures: use of acoustic emission tool to evaluate wood mechanical behaviour*. COST Action FP1302 Wood Music, Opening Conference. Paris, France, 26-28 February, 2014

[ACTI14-03] Lachhab A., **Moutou Pitti R**., Toussaint E., Grédiac M. *Evaluation of energy release rate in dried wood material using the grid method*. ECWM7, Seventh European Conference on Wood Modification. Lisbone, Spain, 10-12 march, 2014.

[ACTI14-04] Riahi H., **Moutou Pitti R**., Dubois F., Fournely E., Chateauneuf A. *Numerical fracture analysis coupling thermo-hygro mechanical and viscoelastic behaviour*. Mechanics of Time-dependent Materials (MTDM), Montreal, Canada, 27-30 May, 2014.

[ACTI14-05] Dubois F., **Moutou Pitti R**., Pop, O., Fournely E. *Numerical model about fracture analysis and mechano-sorptive behavior in wood*. Mechanics of Time-dependent Materials (MTDM), Montreal, Canada, 27-30 May, 2014.

[ACTI14-06] Fournely E., **Moutou Pitti R.,** Toussaint E., Grédiac M. Experimental characterization of semi-rigidity of standardized lattice beam using the grid method. Springer, 5 :139-143, 2015. Doi :10.1007/978-3-319-06977-7_18

[ACTI14-07] Djily D., **Moutou Pitti R**., Toussaint E., Grédiac M. *Experimental evidence of water diffusion gradient in wood using the grid method*. Final Cost Action FP0904 Conference, Recent Advances in the Field of TH and THM Wood Treatment, May 19-21, 2014, Skellefteå, Sweden.

[ACTI14-08] Nguyen SL, Omar Saifouni O., Destrebecq JF, **Moutou Pitti R**. *An incremental model for wood behaviour including hydro-lock effect*. Final Cost Action FP0904 Conference, Recent Advances in the Field of TH and THM Wood Treatment. May 19-21, 2014, Skellefteå, Sweden

[ACTI14-09] Riahi1 H., **Moutou Pitti R**., Chateauneuf A. Dubois F. *Stochastic analysis of mixed mode fracture in timber material using polynomial chaos expansion*. Final Cost Action FP0904 Conference, Recent Advances in the Field of TH and THM Wood Treatment. May 19-21, 2014, Skellefteå, Sweden.

[ACTI14-10] **Moutou Pitti R**., Fournely E., Ekomy Ango S. *Increase of semi-rigidity for timber truss beam structure*. COST Action FP1004. Enhance mechanical properties of timber, engineered wood products and timber structures. May 21-23, 2014, Prague, Czech Republic.

[ACTI14-11] Dunand F., **Moutou Pitti R**., Fournely E. *Large-scale probabilistic assessment of seismic risk application for the community of agglomeration Nice Côte d'Azur (CANCA)*. Second European Conference on Earthquake Engineering and Seismology. Istanbul, August 25-29, 2014. doi :10.13140/2.1.1873.0882.

[ACTI14-12] Dunand F., Nicole J., **Moutou Pitti R**., Fournely E., Toussaint E. *Seismic risk quantification in France: probabilistic evaluation*. Second European Conference on Earthquake Engineering and Seismology. Istanbul, August 25-29, 2014. doi :10.13140/2.1.2921.6647

[ACTI14-13] Fournely E., **Moutou Pitti R**., Toussaint E., Grédiac E. *Full-field measurements on small notched beams by grid method - application to lattice elements.* World Conference on Timber Engineering (WCTE), Quebec City, August 10-14, 2014.

[ACTI14-14] **Moutou Pitti R**., Toussaint E., Fournely E., Grédiac M. *Applying the grid method to investigate crack appearance and propagation in notched wood beams used in individual houses in Europe*. COST ACTION FP1303, 1st Conference Performance and maintenance of bio- based building materials influencing the life cycle and LCA. Kranjska Gora, Slovenia 23-24 October 2014

[ACTI14-15] Riahi1 H., **Moutou Pitti R**., Chateauneuf A. Dubois F. *Numerical analysis of timber fracture due to mechanical and thermal loads: an approach based on invariant A integral*. Final Cost Action FP0904 Conference, Recent Advances in the Field of TH and THM Wood Treatment, May 19-21, 2014, Skellefteå, Sweden.

[ACTI14-16] Nouali A., (1,2), **Moutou Pitti R**., Delaunay T., Riahi H., Fournely E.,(1, Le Clezio E. *An identification technique for mechanical characteristics of wood in room temperature*. COST Action FP1302 Wood Music, Multidisciplinary Approach to Wooden Musical Instruments Identification, September 30-01, 2014, Cremona, Italy. doi: 10.13140/2.1.4363.4566

[ACTI13-01] Saifouni O., **Moutou Pitti R**., Destrebeck J.F. *Mechanosorptive behaviour of wood: a pseudo-elastic formulation*. The Tenth International Conference on Multiaxial Fatigue Fracture Strain. Kyoto, Japon, June 03-06, 2013.

[ACTI13-02] Dubois F., **Moutou Pitti R**., Fournely E., Destrebecq J-F. *Identification of fracture process under moisture variation in wood materials*. International Conference of Fracture. Beijing, China, June, 16-21, 2013.

[ACTI13-03] Dubois F., **Moutou Pitti R**., Destrebecq J.F. *Prediction of the crack initiation during drying process of green wood : experimental and modelling approaches*. Cost Action FP 0904, Evaluation, processing and prediction of THM treated wood behaviour by experimental and numerical methods. Iasi, Roumania, April 09 - 11, 2013

[ACTI13-04] Saifouni O., **Moutou Pitti R**., Destrebecq J.F., Dubois F. *Evaluation of relaxation stresses in green wood slice during drying process*. Cost Action FP 0904, Evaluation, processing and prediction of THM treated wood behaviour by experimental and numerical methods. Iasi, Roumania, April 09 - 11, 2013.

[ACTI13-05] Saifouni O., **Moutou Pitti R**., Destrebecq J.F., Julien Froidevaux, Parviz Navi. *Experimental study of mechanosorptive hygro-lock effect in wood subjected to variable loading and relative humidity*. Cost Action FP 0904, Evaluation, processing and prediction of THM treated wood behaviour by experimental and numerical methods. Iasi, Roumania, April 09 - 11, 2013.

[ACTI13-07] **Moutou Pitti R**., Grédiac M., Badulescu C. *Experimental and numerical fracture analysis of a pre-cracked aluminum specimen using the grid method*. Conference Proceedings of the Society for Experimental Mechanics Series, Lombard, USA, 2013

[ACTI13-08] Nguyen S-L., **Moutou Pitti R**., Destrebecq J.F. *Stresses in bonded plans in reconsituted solid wood under moisture variation: a numerical approach*. Cost Action FP 0904 and

FP 1006, Characterization of modified wood in relation to wood bonding and coating performance. Rogla, Slovenia, October 16 - 18, 2013.

[ACTI13-09] **Moutou Pitti R.**, Dubois F., Fournely E., Bangangoye B. *Fracture process under moisture content variation in timber structures*. SEMC 2013, the Fifth International Conference on Structural Engineering, Mechanics and Computation. Cap Town, South Africa, 2-4 September, 2013.

[ACTI13-10] **Moutou Pitti R**., Labesse-Jied F., Bangangoye B., Lapusta Y. *Evaluation of process zone using M-integral and finite elements method for viscoelastic orthotrope materials*. VMS2013, Variational Multiscale and Stabilized Finite Elements. Barcelone, Spain, 6-8 November, 2013.

[ACTI13-11] Marchant M., Labesse-Jied F., **Moutou Pitti R**., Gippius N., Lapusta Y. *A coupled FE-photonic model of a hydrogel diffraction grating used for pH-sensing*. VMS2013, Variational Multiscale and Stabilized Finite Elements. Barcelone, Spain, 6-8 November, 2013.

[ACTI13-12] Viun O., Labesse-Jied F., **Moutou Pitti R**., Mezouar Y., Loboda V., Lapusta Y. *Modeling of active piezoelectric composite structures with cracks*. Workshop Composite Forschung in der Mechanik 6. Forum Metallplastizität 11. und 12. December 2013, Paderborn, Liborianum. Germany

[ACTI12-01] **Moutou Pitti R**., Dubois F., Sauvat N., Fournely E. *Strain analysis in dried green wood: experimentation and modeling approaches*. Proceedings, 10th Word Conference of Timber Engineering, WCTE, Auckland, New Zeland, July 16-19, 2012.

[ACTI12-02] Fournely E., **Moutou Pitti R**., Bouchair H. *Behaviour of timber lattice beam with semi-rigid joints strain*. Proceedings, 10th Word Conference of Timber Engineering, WCTE, Auckland, New Zeland, July 16-19, 2012.

[ACTI12-03] Vu T.K, Fuentes S., Fournely E., Bouchair H., **Moutou Pitti R**. *Usual timber structures under seismic actions : Torsion incidence*. Proceedings, 10th Word Conference of Timber Engineering, WCTE, Auckland, New Zeland, July 16-19, 2012.

[ACTI12-04] Dubois F., **Moutou Pitti R**., Destrebecq J.F. *Prediction of the crack initiation during drying process of green wood : experimental and modelling approaches*. Cost Action FP 0904, Thermo-Hydro-Mechanical Wood Behaviour and Processing, Nancy, March 26 -28, 2012.

[ACTI12-05] Saifouni O., **Moutou Pitti R**., Destrebecq J.F. *Evaluation of relaxation stresses in green wood slice during drying process.* Cost Action FP 0904, Thermo-Hydro-Mechanical Wood Behaviour and Processing, Nancy, March 26 -28, 2012.

[ACTI11-01] Hassen R., Bressolette P., **Moutou Pitti R**., *Chateauneuf A., Fournely E.* Reliability-based design of non-linear timber structures under seismic loading. The Thirteenth International Conference on Civil, Structural and Environmental Engineering Computing, Chania, Crete, Greece 6-9 September 2011.

[ACTI10-01] **Moutou Pitti R**., Dubois F., Pop O., Sauvat N., Manfoumbi N. *An experimental and numerical method separating mixed-modes fractures in wood*. Proceedings, 10th Word Conference of Timber Engineering (WCTE), Riva del Garda, Trentino, Italy, June 20-24, 2010. Accepté en communication orale.

[ACTI10-02] **Moutou Pitti R**., Dubois F., Pop O. *On a separating method for mixed-modes crack growth in wood material using image analysis*. International Conference on Experimental Mechanics (ICEM), Poitiers, France, July 4-9, 2010.

[ACTI10-03] Lapusta Y., **Moutou Pitti R**., Diez M., Tort M. *Modeling of Cracking in Laminated Composites*. GAMM 2010, 81st Annual Meeting of the International Association of Applied Mathematics and Mechanics, March 22-26, 2010, Karlsruhe, Germany.

[ACTI10-04] Lamadon T., Fournely E., **Moutou Pitti R**., *Jouanade M. Diagnostic and retrofitting actions on steel buildings: Eurocode 8 approach*. Symposium International sur la construction en zone sismique (SICZS-2010), October 26-27, 2010, Chlef, Algérie.

[ACTI10-05] **Moutou Pitti R**., Chateauneuf A., Dubois F. *Statistical model for toughness in mixed mode crack propagation in timber structure*. International Conference on Accelerated Life Testing, Reliability-based Analysis and Design, May 19-21, 2010, Clermont-Ferrand, France.

[ACTI10-06] **Moutou Pitti R**. *Comportement différé et rupture dans les matériaux du Génie Civil*. Réseau EDULINK, 2èmes Rencontres Scientifiques-Projet RAMSES-Pôle Génie Mécanique et Civil N'Djaména 2010, 06-08 Décembre 2010, Tchad.

[ACTI10-07] Allarabeye N., Nadjitonon N., Mbayngone E., Ngargueudedjim Kimtangar E., Destrebecq J-F., **Moutou Pitti R**., Charlet K. *Caractérisation structurale, physico-chimique et mécanique du Ronier*. 2èmes Rencontres Scientifiques-Projet RAMSES-Pôle Génie Mécanique et Civil N'Djaména 2010. 06-08 Décembre 2010, Tchad.

[ACTI09-01] **Moutou Pitti R.,** Dubois F., Pop O. *A new mixed mode fracture specimen (2MCG): numerical and experimental results*, 12th International Conference on Fracture (ICF 12), Ottawa, Canada, 2009.

[ACTI09-02] Pop O., Dubois F., **Moutou Pitti R**., Valle V. *Experimental approach of mixe mode separation using digital image correlation and integral invariant M*, 12th International Conference on Fracture (ICF 12), Ottawa, Canada, 2009.

[ACTI09-03] **Moutou Pitti R**., Dubois F., Chazal C. *Initiation and crack growth process in viscoelastic orthotropic materials*. SEM Annual Conference Exposition on Experimental and Applied Mechanics, Albuquerque, New Mexico USA, June 1-3,Vol. 1 p. 316-321, ISBN 978-1-935116-03-5, 2009.

[ACTI09-04] Chazal C., **Moutou Pitti R**. *An incremental formulation for linear viscoelastic analysis: creep differential approach*. SEM Annual Conference Exposition on Experimental and Applied Mechanics, Albuquerque, New Mexico USA, June 1-3, Vol. 2, p. 1401-1406. ISBN 978-1-935116-03-5, 2009.

[ACTI09-05] Dubois F., **Moutou Pitti R**., Husson J.M. *Thermodynamic approach about fracture modelling under mechanosorptive loading*. SEM Annual Conference Exposition on Experimental and Applied Mechanics, Albuquerque, New Mexico USA, June 1-3, Vol. 1 P. 625-631, ISBN 978-1-935116-03-5, 2009

[ACTI09-06] Dubois F., **Moutou Pitti R**., Picoux B., Petit C. *Numerical Approach for the Crack Growth Process in Bituminous Concrete*. Proceedings of the Twelfth International Conference on Civil, Structural and Environmental Engineering Computing, Civil-Comp Press, Stirlingshire, UK, Paper 193, 2009. doi:10.4203/ccp.91.193, Madeira, Portugal, 1-4 September 2009.

[ACTI09-07] Pop O., **Moutou Pitti R**., Dubois F. *Experimental study of mixed-mode crack growth in wood specimen*. The 7th International Conference of Wood Science and Engineering in the Third Millennium (ICWSE), Transilvania University, Brasov, Romania, 4-6 June, 2009.

[ACTI09-08] **Moutou Pitti R**., Dubois F., Pop O. *Fracture criteria in wood material*. The 7th International Conference of Wood Science and Engineering in the Third Millennium (ICWSE), Transilvania University, Brasov, Romania, 4-6 June, 2009.

[ACTI09-09] Dubois F., Pop O., Meite M., Petit C., Absi J., **Moutou Pitti R.** *Numerical and experimental approach for crack growth in wood*. Experimental and Computational Methods in Wood Micromechanics (COST Action FP080), Vienna, Austria, May 11-13, 2009.

[ACTI08-01] **Moutou Pitti R**., Dubois F., Pop O. Mixed-mode fracture in viscoelastic material. Proceedings, XXII International Congress of Theoretical and Applied Mechanics (ICTAM), Adelaide, Australia, August 24-30, 2008, ISBN 978-0-9805142-0-9.

[ACTI08-02] **Moutou Pitti R**., Dubois F., Petit C. *A new mixed mode fracture specimen (2MCG): numerical and experimental results*, Proceedings, 10th Word Conference of Timber Engineering (WCTE), WCTE, Osaka, Japan, June 2-5, 2008.

[ACTI08-03] Dubois F., Pop O., **Moutou Pitti R**., Sauvat N., Petit C., Mario C. *An experimental investigation of mixed-mode crack growth process in orthotropic viscoelastic material*. Proceedings, 10th Word Conference of Timber Engineering, WCTE, Osaka, Japan, June 2-5, 2008.

[ACTI06-01] **Moutou Pitti R.**, Dubois F., Petit C., Sauvat N. *Long term fracture of wood under mixed mode loading: numerical approach by the Mθv-integral*. Proceedings, International Conference on Integrated Approach To Wood Structure, Behaviour And Applications, (ESWM), Florence, Italy, May 15-17, 2006.

[ACTI06-02] **Moutou Pitti R**., Dubois F., Petit C., Sauvat N. *Fracture of wood under mixed mode loading: numerical approach by the Mv-integral*. Proceedings, 9th Word Conference of Timber Engineering (WCTE), Portland OR, USA, August 6-10, 2006. http://www.ewpa.com / wcte/WCTE2006.pdf.

A.1.3. Congrès nationaux avec actes publiés (43)

[ACTN14-01] Fournely E., **Moutou Pitti R**., Toussaint E., Grediac M. *Mesures de champs sur petites poutres entaillées par méthode de la grille : application aux éléments de treillis*. Imagerie quantitative pour la caractérisation des matériaux et des structures du génie civil. 20-21 mars 2014, Clermont-Ferrand 2.

[ACTN14-02] Djili D., **Moutou Pitti R**., Toussaint E., Grediac M. *Identification des hétérogénéités du bois en phase d'humidification par la méthode des grilles*. Imagerie quantitative pour la caractérisation des matériaux et des structures du génie civil. 20-21 mars 2014, Clermont-Ferrand.

[ACTN14-03] Saifouni O., Destrebecq JF, **Moutou Pitti R**. *Comportement hydromécanique du matériau bois sous contrainte et humidité variables*. 32èmes Rencontres de l'AUGC, Polytech Orléans, 4 au 6 juin 2014.

[ACTN14-04] Nouali A., **Moutou Pitti R.**, Delaunay T., Riahi H., Fournely E., Le Clezion E. *Sur une méthode d'indentification des caractéristiques mécaniques du matériau bois*. 3èmes Journées du GDR CNRS 3544 Sciences du Bois, Nancy, 12 – 14, Novembre, 2014.

[ACTN14-05] Fournely E., Toussaint E., Moutou Pitti R., Grediac M. *Mesures de champs sur une poutre entaillée par la méthode de la grille*. 3èmes Journées du GDR CNRS 3544 Sciences du Bois, Nancy, 12 – 14, Novembre, 2014.

[ACTN14-06] Nouali A., **Moutou Pitti R.,** Fournely E., Riahi H. *Rupture et déformations circonférentielles des rondelles de Sapin blanc du Massif Central*. 3èmes Journées du GDR CNRS 3544 Sciences du Bois, Nancy, 12 – 14, Novembre, 2014.

[ACTN14-07] Dang D., **Moutou Pitti R**., Toussaint E., Grediac M. *Etude du bois sous sollicitations hydriques à l'échelle du cerne de croissance par la méthode de la grille*. 3èmes Journées du GDR CNRS 3544 Sciences du Bois, Nancy, 12 – 14, Novembre, 2014.

[ACTN14-08] Angellier N., **Moutou Pitti R.,** Dubois F., Riahi H., Garmy J. *ANR JCJC2013 – Projet CLIMBOIS : Essais de fissuration du bois en fluage sous environnement variable*. 3èmes Journées du GDR CNRS 3544 Sciences du Bois, Nancy, 12 – 14, Novembre, 2014.

[ACTN14-09] Ekomi Ango S., **Moutou Pitti R.,** Nguema C. *Conception dimensionnement et réalisation d'un système de rafraichissement passif air/air à base de bois*. 3èmes Journées du GDR CNRS 3544 Sciences du Bois, Nancy, 12 – 14, Novembre, 2014.

[ACTN14-10] **Moutou Pitti R.** *Fissuration en milieux isotrope et orthotrope via les intégrales invariantes : prise en compte des effets environnementaux*. CLUB Castem2014, Paris, 28 Novembre, 2014.

[ACTN13-01] **Moutou Pitti R**., Dubois F., Fournely E. *Sur un modèle pour la prédiction de la fissuration du bois vert*. 21ème Congrès Français de Mécanique, Bordeaux, 26 - 30, Août 2013.

[ACTN13-02] Nguyen S.L., Saifouni O., **Moutou Pitti R**., Destrebecq J.F., Garmy J. *Analyse des contraintes internes dans les éléments en bois contrecollés sous humidité variable*. AUGC 2013, Bordeaux, 26 - 30, Août 2013.

[ACTN13-03] Saifouni O., **Moutou Pitti R**., Destrebecq J.F. *Modélisation d'un matériau viscoélastique par formulation incrémentale établie en Relaxation*. Club Cast3M 2012, Paris, 29-11-2012. http://www-cast3m.cea.fr/index.php?xml=clubcast3m2012

[ACTN13-04] Fournely E., **Moutou Pitti R.**, Bouchair A., Racher P. *Effet de la semi-rigidité des joints sur des structures bois*. 2èmes Journées du GDR CNRS 3544 Sciences du Bois, Champs-Sur-Marne, 19-21, novembre, 2013

[ACTN13-05] Saifouni O., **Moutou Pitti R**., Destrebecq J.F., Froidevaux J., Navi P., Garmy J. *Sur des essais mécanosorptifs en relaxation appliqués au Sapin Blanc du massif Central*. 2èmes Journées du GDR CNRS 3544 Sciences du Bois, Champs-Sur-Marne, 19-21, novembre, 2013.

[ACTN13-06] Nguyen S.L., **Moutou Pitti R**., Destrebecq J.F. *Modélisation des contraintes hydromécanique dans le bois de structure*. 2èmes Journées du GDR CNRS 3544 Sciences du Bois, Champs-Sur-Marne, 19-21, novembre, 2013.

[ACTN13-07] **Moutou Pitti R**., Diakhate M., Bastidas Arteaga E., Aounes Y., Angellier N. ANR JCJC N° ANR-13-JS09-0003-01. *Projet CLIMBOIS: Impact des variations climatiques et mécaniques sur la durabilité des constructions bois*. 2èmes Journées du GDR CNRS 3544 Sciences du Bois, Champs-Sur-Marne, 19-21, novembre, 2013.

[ACTN13-08] Lachhab A., **Moutou Pitti R**., Toussaint E., Grediac M. *Propagation de fissure en mode I dans une éprouvette en bois par mesures de champs sans contact et approche numérique*. 2èmes Journées du GDR CNRS 3544 Sciences du Bois, Champs-Sur-Marne, 19-21, novembre, 2013.

[ACTN12-01] Saifouni O., **Moutou Pitti R.**, Destrebecq J.F. *Un modèle mécanosorptif pour l'évaluation des déformations élastiques en phase de séchage du bois*. 1ères Journées du GDR CNRS 3544 Sciences du Bois, Montpellier, 26 - 28, Novembre 2012.

[ACTN12-02] Fournely E., **Moutou Pitti R**., Bouchair A. *Comportement mécanique des assemblages semi-rigides des poutres treillis en bois*. 1ères Journées du GDR CNRS 3544 Sciences du Bois, Montpellier, 26 - 28, Novembre 2012.

[ACTN12-03] Taazount M., **Moutou Pitti R**., Destrebecq J.F. *Structures de planchers mixtes bois-béton léger*. 1ères Journées du GDR CNRS 3544 Sciences du Bois, Montpellier, 26 - 28, Novembre 2012.

[ACTN12-04] Saifouni O., **Moutou Pitti R**., Destrebecq J.F. *Modélisation du comportement mécanosorptif du bois d'oeuvre*. Entretients du RGCU, Paris, 24, Octobre 2012.

[ACTN12-04] Saifouni O., **Moutou Pitti R**., Destrebecq J.F. *Modélisation d'un matériau viscoélastique par formulation incrémentale établie en Relaxation*. Club Cast3M 2012, Paris, 29-11-2012. http://www-cast3m.cea.fr/index.php?xml=clubcast3m2012.

[ACTN11-01] Saifouni O., **Moutou Pitti R**., Destrebecq J.F. *Un modèle incrémental à grands pas de temps pour l'analyse de la dégradation du béton armé exposé à la corrosion*. 29ème Rencontres Universitaires de Génie Civil, AUGC, Chlef, 29-02 Juin, 2011.

[ACTN11-02] Saifouni O., **Moutou Pitti R**., Destrebecq J.F. *Evaluation des contraintes de dessiccation dans une rondelle de bois vert par une approche viscoélastique incrémentale*. 20ème Congrès Français de Mécanique, CFM, Besançon, 28-02, Septembre, 2011.

[ACTN11-03] **Moutou Pitti R**., Chateauneuf A., Chazal C. *Analyse fiabiliste du taux de restitution d'énergie en milieux viscoélastiques orthotropes*. 20ème Congrès Français de Mécanique, CFM, Besançon, 28-02, Septembre, 2011.

[ACTN11-04] Tazount M., Amziane S., **Moutou Pitti R**., Molard D. *Elément de plancher composite bois-béton léger*. 20ème Congrès Français de Mécanique, CFM, Besançon, 28-02, Septembre, 2011.

[ACTN11-05] Dunand F., Gauthier L., **Moutou Pitti R**., Fournely E. *Evaluation probabiliste du risque sismique a grande échelle - Application à la communauté d'agglomération Nice Côte-d'Azur (CANCA)*. 8ème Colloque National (afps), 12-14, 2011, Marne-la-Vallée, France.

[ACTN10-01] **Moutou Pitti R.**, Chateauneuf A., Chazal C. *Fiabilité des structures en béton précontraint avec prise en compte du comportement viscoélastique.* Fiabilité des Matériaux et des Structures 2010, 6èmes Journées Nationales de Fiabilité Toulouse, 24-26 Mars, 2010.

[ACTN10-02] **Moutou Pitti R**., Chazal C., Chateauneuf A. *Sur une application numérique du modèle mathématique de la formulation viscoelastique incrémentale en fluage adaptée aux matériaux du génie civil*. 28ème Rencontres Universitaires de Génie Civil, AUGC, La Bourboule, 02-04, Juin, 2010, Marseille, 24-28, Août, 2010.

[ACTN10-03] **Moutou Pitti R**., Fournely E., Bouchair H. *Comportement d'une poutre treillis en bois avec assemblages semi-rigides*. 28ème Rencontres Universitaires de Génie Civil, AUGC, La Bourboule, 02-04, Juin, 2010.

[ACTN10-04] **Moutou Pitti R**., Chazal C., Bouchair H. *Modélisation numérique du comportement différé des matériaux du génie civil*. ConserBATI2010, Orléans, 01-02, Avril, 2010.

[ACTN10-05] **Moutou Pitti R**., Chateauneuf A., Chazal C. *Couplage fiabilité et comportement différé des structures en béton précontraint*. 28ème Rencontres Universitaires de Génie Civil, AUGC, La Bourboule, 02-04, Juin, 2010.

[ACTN09-01] **Moutou Pitti R**., Dubois F., Pop O. *Sur une méthode de séparation des modes mixtes de rupture dans le bois*. XXVIIème Rencontres Universitaires de Génie Civil, AUGC, Saint-Malo, 03-05, Juin, 2009. http://www.augc09.univ-rennes1.fr/

[ACTN09-01] Chazal C., **Moutou Pitti R**. *Modèle mathématique incrémental par décomposition spectrale pour les matériaux viscoélastiques linéaires*. XXVIIème Rencontres Universitaires de Génie Civil, AUGC, Saint-Malo, 03-05, Juin, 2009.

[ACTN09-02] **Moutou Pitti R**., Dubois F. *Fissuration polymodale dans les matériaux viscoélastiques orthotropes*. 19ème Congrès Français de Mécanique (CFM09), Marseille, 24-28, Août, 2009.

[ACTN09-03] **Moutou Pitti R**., Pop O., Dubois F. *Découplage expérimental et numérique du taux de restitution d'énergie dans le matériau bois*. 19ème Congrès Français de Mécanique (CFM09), Marseille, 24-28, Août, 2009.

[ACTN08-01] **Moutou Pitti R**., Dubois F., Pop O. *Identification des caractéristiques de fissuration par analyse d'images sur une éprouvette bois*. XXVIème Rencontres Universitaires de Génie Civil, AUGC, Nancy, 04-06, Juin, 2008

[ACTN08-02] **Moutou Pitti R**., Dubois F., Pop O. *Nouvelle approche expérimentale et numérique pour le découplage des modes de rupture dans le bois*. Variations dimensionnelles des Géomatériaux, GEODIM'08, Saint-Nazaire, 2-4, Avril 2008.

[ACTN08-03] **Moutou Pitti R**., Dubois F., Petit C., Sauvat N. *Découplage des modes mixtes de rupture dans des matériaux viscoélastiques orthotropes : modélisation et expérimentation*. XXVIème Prix Jeune Chercheur, Rencontres Universitaires de GC, AUGC, Nancy, 04-06, Juin, 2008.

[ACTN07-01] **Moutou Pitti R**., Dubois F., Petit C., Sauvat N. *Propagation de fissure en mode mixte dans un matériau viscoélastique orthotrope : approche numérique et analytique par l'intégrale Mv*. XXVème Rencontres Universitaires de GC, AUGC, Bordeaux, 23-25, Mai, 2007.

[ACTN07-02] **Moutou Pitti R**., Dubois F., Petit C., Sauvat N. *Découplage des modes de rupture au cours du processus de propagation dans un matériau viscoélastique orthotrope par l'intégrale Mθv*. 18ème Congrès Français de Mécanique (CFM07), Grenoble, 27-31, Août, 2007, pp. 189.

[ACTN06-01] **Moutou Pitti R**., Dubois F., Petit C., Sauvat N. *Découplage des modes de rupture dans un matériau viscoélastique orthotrope: application au matériau bois*. XXIVème Rencontres Universitaires de Génie Civil, AUGC, Montpellier, 01-02, Juin, 2006.

A.1.4. Ouvrages ou chapitres d'ouvrages (13)

[OS14-01] Riahi H., **Moutou Pitti R**., Dubois F., Fournely E. *On numerical evaluation of mixed mode crack propagation coupling mechanical and thermal loads in wood material*. Springer, 5 : 21-26, 2015. DOI 10.1007/978-3-319-06977-7-3

[OS13-01] Vu T.K, Fournely E., **Moutou Pitti R**., Bouchair H. *Simplified calculation method of the torsion effect on the seismic behavior of timber buildings*. Springer, 2013. DOI 10.1007/978- 1-4614-4226-4-39

[OS13-02] Fournely E., **Moutou Pitti R**., Bouchair H., Dubois F. *Experimental analysis of the semi-rigidity joint in the standardized timber beam*. Springer, 2013. DOI 10.1007/978-1-4614-4226-4-40

[OS13-03] **Moutou Pitti R**., Dubois F., Fournely E. *Experimental results of green wood slice under natural drying*. Springer, 2013. DOI:10.1007/978-1-4614-4226-4-42

[OS13-04] **Moutou Pitti R**., Labesse-Jied F., Chazal C., Lapusta F. *Stress intensity factors for axisymmetric problems in viscoelastic orthotropic materials*. Springer, 2013. DOI 10.1007/978-1-4614-4226-4-35

[OS13-05] Saifouni O., **Moutou Pitti R**., Destrebecq J.F. *Determination of stresses in drying wood by means of a viscoelastic relaxation model*. Springer, 2013. DOI 10.1007/978-1-4614-4241- 7-5

[OS12-01] **Moutou Pitti R**. *Mesure des déplacements par analyse d'images: déformations lors du séchage d'une rondelle de bois vert*. EUE, 2012. ISBN: 978-3-8417-9719-3

[OS11-01] Riahi H., Moutou Pitti R., Bressolette P., Chateauneuf A., Fournely E. *Reliability-based design of nonlinear structures under seismic loading: application to timber structures*. Springer New York, 6:417-423, 2011. DOI: 10.1007/978-1-4614-0222-0_51

[OS11-02] Moutou Pitti R., Alaa C., Chazal C. *Reliability analysis of mixed mode cracking with viscoelastic orthotropic behaviour*. Springer New York, 3:249-256, 2011. DOI: 10.1007/978-1-4614-0213-8-36

[OS11-03] Saifouni O., Moutou Pitti R., Destrebeck J.F. *An incremental constitutive law for damaging viscoelastic materials*. Springer New York, 3:241-248, 2011. DOI: 10.1007/978-1-4614-0213-8-35

[OS11-04] Chazal C., Moutou Pitti R., Chateauneuf A. *An incremental formulation for the linear analysis of viscoelastic beam: relaxation differential approach using generalized variables*. Springer New York, 3:231-238, 2011. DOI: 10.1007/978-1-4614-0213-8-33

[OS10-01] **Moutou Pitti R**., Dubois F., Taazount M. *Finite element analysis and Fracture in viscoelastic materials by Mθv integral*. Finite Element Analysis, Book edited by: ISBN: 978- 953-307-123-7, Publisher: Sciyo, Publishing date: August 2010.

[OS08-01] Dubois F., **Moutou Pitti R**., Pop O., Petit C. *Research Trends in Mechanics (Tome2) : Chapitre 4, Mécanique de la rupture dans les milieux dissipatifs : Modélisation numérique du comportement viscoélastique*. Publié en 2008 par la Maison d'Edition de l'Académie Roumaine.

A.2. Visibilité locale des travaux de recherche

Université Blaise Pascal, Clermont-Ferrand en région Auvergne

- » Accueil
- » Actualité
- » Actualité scientifique
- » Recherche

Le bois, matériau d'avenir pour la construction



Dans la lignée des actions de développement durable, des chercheurs de l'université œuvrent pour une recherche impactant positivement l'environnement. Parmi eux, Rostand Moutou Pitti, maître de conférences à Polytech Clermont et chercheur à l'Institut Pascal : ses thématiques de recherche, notamment celles liées aux constructions de génie civil et plus particulièrement au matériau bois, ne pouvaient que trouver échos en Auvergne.

Rostand Moutou Pitti, pouvez-vous nous expliquer vos thématiques de recherche ?

Mes recherches ont trait aux constructions génie civil et mécanique ainsi qu'au comportement mécanique des matériaux pour la mobilité (robotique).

Concrètement, j'étudie :

- **le comportement hydromécanique des structures bois** : il s'agit de comprendre le comportement des structures bois sous les effets combinés d'humidité interne et de chargement mécanique. Des essais et des modélisations numériques sont effectués pour étudier cette problématique ;
- **le comportement à la rupture des matériaux intelligents** ou les alliages à mémoire de forme [1], tels que les matériaux piézoélectriques [2] à des fins d'utilisation dans des systèmes embarqués comme des robots ;
- **la rupture des matériaux dissipatifs** (qui dépendent du temps et du climat) afin d'analyser le comportement viscoélastique du matériau bois sous chargements complexes ;
- **le comportement mécanique des assemblages mixtes** (bois/métal, bois/béton…) : des essais sont faits sur des poutres treillis, des planchers ou des dalles afin d'en évaluer le comportement semi-rigide de ces assemblages.

A.3. Récapitulatif des services d'enseignement

Université Blaise Pascal
Année Universitaire 2014-2015

ETAT RECAPITULATIF DU SERVICE PREVISIONNEL

Page : 1 / 1
Date d'édition : 07/01/2015

- Personnels Permanents de l'Université Blaise Pascal -

MOUTOU PITTI ROSTAND — Grade : **MAITRE DE CONFERENCE CL. NORMALE**
Composante de Rattachement : **POLYTECH** — Département de Rattachement : **Génie Civil**

Département	U.E. ou Diplôme		(a)	Discipline	Pér.	Type de cours CM	TD	TP
CADRE A : SERVICE PREVU DANS LA COMPOSANTE DE RATTACHEMENT								
POLYTECH	37BP5RDM	action et rdm 1	1	G. CIVIL	P1		18.00	
POLYTECH	570P9ARC	Polytech'Archistructure	1	POLY'COMPETENCE	P1		15.00	
POLYTECH	57BP910	Constructions Mixtes EC4	1	G. CIVIL	P1		10.00	
POLYTECH	57BP9SHS	Module SHS	1	G. CIVIL	P1		45.00	
				Total	P1		88.00	
POLYTECH	37BP6RDM	RDM 2	1	G. CIVIL	P2		16.00	
POLYTECH	37BP6RDM	RDM 2	1	G. CIVIL	P2			16.00
POLYTECH	37BP6TEC	Technologies et méthodes2	1	G. CIVIL	P2			4.50
POLYTECH	47BP8CS	Compléments scientifiques	1	G. CIVIL	P2		10.00	
POLYTECH	47BP8CS	Compléments scientifiques	1	G. CIVIL	P2			12.00
POLYTECH	47BP8STG	Stage	1	G. CIVIL	P2		20.00	
POLYTECH	57BP10S	Semestre 10 stage	1	G. CIVIL	P2		45.00	
				Total	P2		91.00	32.50
				Total cadre A			179.00	32.50
CADRE C : SERVICE PREVU DANS D'AUTRES ETABLISSEMENTS EXTERIEURS A L'UNIVERSITE								
Ecole Archi Cl Fd	ET24 991	Diplôme Ecole Archi cl fd	1	G. CIVIL	P2	14.00		
Ecole Archi Cl Fd	ET24 991	Diplôme Ecole Archi cl fd	1	G. CIVIL	P2		16.00	
				Total	P2	14.00	16.00	
				Total cadre C		14.00	16.00	

Service annuel **Prévu**	237.67	Service **Dû (1)**	192.00	H.C. Annuelles **Prévues**	45.67		**H.C. Non payables**
(1) Service dû = Service Statutaire - Réduction de service						45.67	**H.C. PAYABLES**

Tableau.1. Etat récapitulatif de service 2014-2015

Université Blaise Pascal
Année Universitaire 2013-2014

ETAT RECAPITULATIF DU SERVICE PREVISIONNEL

Page : 1 / 1
Date d'édition : 28/07/2014

- Personnels Permanents de l'Université Blaise Pascal -

MOUTOU PITTI ROSTAND — Grade : **MAITRE DE CONFERENCE CL. NORMALE**
Composante de Rattachement : **POLYTECH** — Département de Rattachement : **Génie Civil**

Département	U.E. ou Diplôme		(a)	Discipline	Pér.	Type de cours CM	TD	TP
CADRE A : SERVICE PREVU DANS LA COMPOSANTE DE RATTACHEMENT								
POLYTECH	1GCS5RDM	RDM 1	1	G. CIVIL	P1		18.00	
POLYTECH	3GCS9SHS	MODULE SHS	1	G. CIVIL	P1		45.00	
POLYTECH	3GCS9UPO	UNITES PEDA. OPTION.	1	G. CIVIL	P1		10.00	
				Total	P1		73.00	
Génie Civil	1GCS6MMM	Matériaux et MMC 2	1	G. CIVIL	P2			4.00
Génie Civil	2GCS8STG	STAGE	1	G. CIVIL	P2		10.00	
POLYTECH	1GCS6RDM	RDM 2	1	G. CIVIL	P2		18.00	
POLYTECH	1GCS6RDM	RDM 2	1	G. CIVIL	P2			12.00
POLYTECH	1GCS6TEC	Technologie et métodes 2	1	G. CIVIL	P2			15.00
POLYTECH	2GCOS8CS	COMPLEMENTS SCIENTIFIQUES	1	G. CIVIL	P2		10.00	
POLYTECH	3GCS10	SEMESTRE 10 STAGE	1	G. CIVIL	P2		45.00	
				Total	P2		83.00	31.00
				Total cadre A			156.00	31.00
CADRE C : SERVICE PREVU DANS D'AUTRES ETABLISSEMENTS EXTERIEURS A L'UNIVERSITE								
Ecole Archi Cl Fd	ET24 991	Diplôme Ecole Archi cl fd	1	G. CIVIL	P2	14.00		
Ecole Archi Cl Fd	ET24 991	Diplôme Ecole Archi cl fd	1	G. CIVIL	P2		16.00	
I.F.M.A.	ET18 991	Diplôme IFMA	1	G. CIVIL	P2		10.00	
				Total	P2	14.00	26.00	
				Total cadre C		14.00	26.00	

Service annuel **Prévu**	241.67	Service **Dû (1)**	192.00	H.C. Annuelles **Prévues**	49.67	10.00	**H.C. Non payables**
dont fonction	18.00						
(1) Service dû = Service Statutaire - Réduction de service						39.67	**H.C. PAYABLES**

Tableau.2. Etat récapitulatif de service 2013-2014

Université Blaise Pascal
Année Universitaire 2012-2013

ETAT RECAPITULATIF DU SERVICE PREVISIONNEL

Page : 1 / 1
Date d'édition : 20/10/2013

- Personnels Permanents de l'Université Blaise Pascal -

MOUTOU PITTI ROSTAND — Grade : **MAITRE DE CONFERENCE CL. NORMALE**
Composante de Rattachement : **POLYTECH** — Département de Rattachement : **Génie Civil**

Département	U.E. ou Diplôme		(a)	Discipline	Pér.	Type de cours CM	TD	TP
CADRE A : SERVICE PREVU DANS LA COMPOSANTE DE RATTACHEMENT								
POLYTECH	1GCS5RDM	RDM 1	1	G. CIVIL	P1		18.00	
POLYTECH	1GCS5TEC	Technologie et métodes 1	1	G. CIVIL	P1			1.50
POLYTECH	3GCS9SHS	MODULE SHS	1	G. CIVIL	P1		45.00	
POLYTECH	3GCS9UPO	UNITES PEDA. OPTION.	1	G. CIVIL	P1		10.00	
POLYTECH	3TCS9ARC	POLY'ARCHI-STRUCTURE	1	G. CIVIL	P1		20.00	
				Total	P1		93.00	1.50
POLYTECH	1GCS6RDM	RDM 2	1	G. CIVIL	P2		18.00	
POLYTECH	1GCS6RDM	RDM 2	1	G. CIVIL	P2			8.00
POLYTECH	1GCS6TEC	Technologie et métodes 2	1	G. CIVIL	P2			10.00
POLYTECH	2GCOS8CS	COMPLEMENTS SCIENTIFIQUES	1	G. CIVIL	P2		10.00	
POLYTECH	3GCS10	SEMESTRE 10 STAGE	1	G. CIVIL	P2		45.00	
				Total	P2		73.00	18.00
				Total cadre A			166.00	19.50
CADRE C : SERVICE PREVU DANS D'AUTRES ETABLISSEMENTS EXTERIEURS A L'UNIVERSITE								
I.F.M.A.	ET18 991	Diplôme IFMA	1	PROJET	P2			7.00
				Total	P2			7.00
Ecole Archi Cl Fd	ET24 991	Diplôme Ecole Archi cl fd	1	G. CIVIL	P1	14.00		
Ecole Archi Cl Fd	ET24 991	Diplôme Ecole Archi cl fd	1	G. CIVIL	P1		16.00	
				Total	P1	14.00	16.00	
				Total cadre C		14.00	16.00	7.00

Service annuel **Prévu**	240.67	Service **Dû (1)**	192.00	H.C. Annuelles **Prévues**	48.67	**H.C. Non payables**
dont fonction	20.00					
(1) Service dû = Service Statutaire - Réduction de service					48.67	**H.C. PAYABLES**

Tableau.3. Etat récapitulatif de service 2012-2013

Université Blaise Pascal
Année Universitaire 2011-2012

ETAT RECAPITULATIF DU SERVICE PREVISIONNEL

Page : 1 / 1
Date d'édition : 20/10/2013

- Personnels Permanents de l'Université Blaise Pascal -

MOUTOU PITTI ROSTAND — Grade : **MAITRE DE CONFERENCE CL. NORMALE**
Composante de Rattachement : **POLYTECH** — Département de Rattachement : **Génie Civil**

Département	U.E. ou Diplôme		(a)	Discipline	Pér.	Type de cours CM	TD	TP
CADRE A : SERVICE PREVU DANS LA COMPOSANTE DE RATTACHEMENT								
POLYTECH	1GC5RDMC	RDM ET CAL.STRUCTURE GC15	1	RES. MAT.	P1		18.00	
POLYTECH	3GCS9OPT	OPTION TECHNIQUE	1	G. CIVIL	P1		19.00	
POLYTECH	3GCS9OPT	OPTION TECHNIQUE	1	ARCHITECTURE	P1		20.00	
POLYTECH	3GCS9UPO	UNITES PEDA. OPTION.	1	PROJET INDUSTRIEL	P1		10.00	
				Total	P1		67.00	
POLYTECH	1GC5RDMC	RDM ET CAL.STRUCTURE GC15	1	RES. MAT.	P2		18.00	
POLYTECH	2GCOS8CS	COMPLEMENTS SCIENTIFIQUES	1	G. CIVIL	P2		10.00	
POLYTECH	3GCS10	SEMESTRE 10 STAGE	1	PROJET INDUSTRIEL	P2		110.00	
				Total	P2		138.00	
				Total cadre A			205.00	
CADRE C : SERVICE PREVU DANS D'AUTRES ETABLISSEMENTS EXTERIEURS A L'UNIVERSITE								
Ecole Archi Cl Fd	ET24 991	Diplôme Ecole Archi cl fd	1	RES. MAT.	P1	14.00		
Ecole Archi Cl Fd	ET24 991	Diplôme Ecole Archi cl fd	1	RES. MAT.	P1		17.00	
				Total	P1	14.00	17.00	
				Total cadre C		14.00	17.00	

Service annuel **Prévu**	243.00	Service **Dû (1)**	192.00	H.C. Annuelles **Prévues**	51.00	1.00 **H.C. Non payables**
(1) Service dû = Service Statutaire - Réduction de service					50.00	**H.C. PAYABLES**

Tableau.4. Etat récapitulatif de service 2011-2012

Université Blaise Pascal
Année Universitaire 2010-2011

ETAT RECAPITULATIF DU SERVICE PREVISIONNEL

Page : 1 / 2
Date d'édition : 20/10/2013

- Personnels Permanents de l'Université Blaise Pascal -

MOUTOU PITTI ROSTAND — Grade : **MAITRE DE CONFERENCE CL. NORMALE**
Composante de Rattachement : **POLYTECH** — Département de Rattachement : **Génie Civil**

Département	U.E. ou Diplôme		(a)	Discipline	Pér.	Type de cours CM	TD	TP
CADRE A : SERVICE PREVU DANS LA COMPOSANTE DE RATTACHEMENT								
POLYTECH	1GCS5RDM	RDM 1	1	RES. MAT.	P1		18.00	
POLYTECH	1GCS5TEC	Technologie et métodes 1	1	ORGANISATION	P1			12.00
POLYTECH	3GCS9OPT	OPTION TECHNIQUE	1	CONST. M.	P1		20.00	
POLYTECH	3GCS9SHS	MODULE SHS	1	PROJET INDUSTRIEL	P1		40.00	
POLYTECH	3TCS9ARC	POLY'ARCHI-STRUCTURE	1	ARCHITECTURE	P1		20.00	
				Total	P1		98.00	12.00
POLYTECH	1GC56MEC	Géologie meca fluide	1	MECANIQUE	P2		10.00	
POLYTECH	1GC56MEC	Géologie meca fluide	1	MECANIQUE	P2			4.00
POLYTECH	1GCS6RDM	RDM 2	1	RES. MAT.	P2		18.00	
POLYTECH	1GCS6RDM	RDM 2	1	RES. MAT.	P2			24.00
POLYTECH	2GCAS8SR	STRUCTURE 2	1	G. CIVIL	P2			8.00
POLYTECH	2GCOS8CS	COMPLEMENTS SCIENTIFIQUES	1	G. CIVIL	P2		10.00	
POLYTECH	2GCOS8CS	COMPLEMENTS SCIENTIFIQUES	1	G. CIVIL	P2			12.00
POLYTECH	2GCS8OUV	OUVRAGES	1	G. CIVIL	P2		16.00	
POLYTECH	2GCS8STG	STAGE	1	G. CIVIL	P2		25.00	
POLYTECH	3GCS10	SEMESTRE 10 STAGE	1	PROJET INDUSTRIEL	P2		40.00	
POLYTECH	TCCUST 991	TOUT DIPLOME INGENIEUR	1	ORGANISATION	P2		4.50	
POLYTECH	TCCUST 991	TOUT DIPLOME INGENIEUR	1	RES. MAT.	P2			16.00
				Total	P2		123.50	64.00
				Total cadre A			221.50	76.00
CADRE C : SERVICE PREVU DANS D'AUTRES ETABLISSEMENTS EXTERIEURS A L'UNIVERSITE								
I.F.M.A.	ET18 991	Diplôme IFMA	1	PROJET	P2		5.00	
I.F.M.A.	ET18 991	Diplôme IFMA	1	PROJET	P2			6.00
				Total	P2		5.00	6.00
Ecole Archi Cl Fd	ET24 991	Diplôme Ecole Archi cl fd	1	RES. MAT.	P1	14.00		
Ecole Archi Cl Fd	ET24 991	Diplôme Ecole Archi cl fd	1	RES. MAT.	P1		16.00	
				Total	P1	14.00	16.00	
				Total cadre C		14.00	21.00	6.00

Service annuel **Prévu**	Service **Dû (1)**	H.C. Annuelles **Prévues**		
318.17	192.00	126.17	99.67	**H.C. Non payables**
(1) Service dû = Service Statutaire - Réduction de service			26.50	**H.C. PAYABLES**

Tableau.5. Etat récapitulatif de service 2010-2011

Université Blaise Pascal
Année Universitaire 2009-2010

ETAT RECAPITULATIF DU SERVICE PREVISIONNEL

Page : 1 / 1
Date d'édition : 28/07/2014

- Personnels Permanents de l'Université Blaise Pascal -

MOUTOU PITTI ROSTAND — Grade : **MAITRE DE CONFERENCE CL. NORMALE**
Composante de Rattachement : **POLYTECH** — Département de Rattachement : **Génie Civil**

Département	U.E. ou Diplôme		(a)	Discipline	Pér.	Type de cours CM	TD	TP
CADRE A : SERVICE PREVU DANS LA COMPOSANTE DE RATTACHEMENT								
Génie Civil	GC1 961	Génie Civil 1e a	1	RES. MAT.	P1		18.00	
Génie Civil	GC3 961	Génie Civil 3e a	1	PROJET INDUSTRIEL	P1		5.00	
Génie Civil	GC3 961	Génie Civil 3e a	1	CONST. M.	P1		20.00	
				Total	P1		43.00	
Génie Civil	GC1 961	Génie Civil 1e a	1	RES. MAT.	P2		18.00	
Génie Civil	GC1 961	Génie Civil 1e a	1	RES. MAT.	P2			12.00
Génie Civil	GC1 961	Génie Civil 1e a	1	MECANIQUE	P2			4.00
Génie Civil	GC1 961	Génie Civil 1e a	1	RES. MAT.	P2			16.00
Génie Civil	GC2 961	Génie Civil 2e a	1	RES. MAT.	P2		10.00	
Génie Civil	GC2 961	Génie Civil 2e a	1	G. CIVIL	P2		20.00	
Génie Civil	GC2 961	Génie Civil 2e a	1	G. CIVIL	P2		18.00	
Génie Civil	GC2 961	Génie Civil 2e a	1	G. CIVIL	P2		10.00	
Génie Civil	GC2 961	Génie Civil 2e a	1	ORGANISATION	P2			20.00
Génie Civil	GC2 961	Génie Civil 2e a	1	G. CIVIL	P2			12.00
Génie Civil	GC2 961	Génie Civil 2e a	1	G. CIVIL	P2			8.00
Génie Civil	GC3 961	Génie Civil 3e a	1	PROJET INDUSTRIEL	P2		80.00	
				Total	P2		156.00	72.00
				Total cadre A			199.00	72.00
CADRE C : SERVICE PREVU DANS D'AUTRES ETABLISSEMENTS EXTERIEURS A L'UNIVERSITE								
I.F.M.A.	ET18 991	Diplôme IFMA	1	PROJET	P2		5.00	
				Total	P2		5.00	
Ecole Archi Cl Fd	ET24 991	Diplôme Ecole Archi cl fd	1	RES. MAT.	P1		16.00	
				Total	P1		16.00	
				Total cadre C			21.00	

Service annuel **Prévu**	Service **Dû (1)**	H.C. Annuelles **Prévues**		
268.00	192.00	76.00		**H.C. Non payables**
(1) Service dû = Service Statutaire - Réduction de service			76.00	**H.C. PAYABLES**

Tableau.6. Etat récapitulatif de service 2009-2010

A.4. Sélection des publications les plus significatives

Ci-joint la liste des publications les plus significatives citées dans ce mémoire. Les tirés-à-part des articles cités seront regroupés dans un document séparé.

A.4.1. **Moutou Pitti R**., Dubois F., Sauvat N., Fournely E. Strain analysis in dried green wood: experimentation and modelling approaches. Eng Fract Mech. 105, 182-199, 2013. 3. **[ACL13-01]**

A.4.2. **Moutou Pitti R**., Chateuneuf A. Statistical approach and reliability analysis for mixed- mode applied to wood material. Wood Sci Technol. 46(6), 1099-1112, 2012. **[ACL12-02].**

A.4.3. Brevus V., Yasniy O., **Moutou Pitti R**., Lapusta Y. Assessment of the probability of failure of reactor vessels after warm pre-stressing using Monte Carlo Similations**.** Int J Fract. 181(1), 137-144, 2012. **[ACL12-06]**

A.4.4. **Moutou Pitti R**., Dubois F., Octavian P. A proposed mixed-mode fracture for wood under creep loadings**.** Int J Fract. 167(2), 195-205, 2011 **[ACL11-01]**

A.4.5. **Moutou Pitti R.,** Claude Chazal, Florence Labesse-Jied, Yuri Lapusta. A generalization of Mv integral to axisymmetric problems for viscoelastic materials**.** Acta Mech. 220(1-4), 365-373, 2011. **[ACL11-03]**

A.4.6. Lapusta Y., Komarov A., Labesse-Jied F., **Moutou Pitti R**., Loboda V. Limited permeable crack moving along the interface of a piezoelectric bi-material. European J Mech A/Solids. 30(5), 639-649, 2011 **[ACL11-05]**

A.4.7. **Moutou Pitti R.**, Dubois F., Petit C. Generalization of T and A integrals to time dependent materials: analytical formulations. Int J Fract. 161(2), 187-198, 2010 **[ACL10-01]**