

Thèse de Doctorat

Anne-Charlotte GOUPIL

*Mémoire présenté en vue de l'obtention du
grade de Docteur de l'Université du Maine
sous le sceau de l'Université Bretagne Loire*

École doctorale : 3MPL

Discipline : *Physique*

Spécialité : Mécanique des solides, des matériaux, des structures et des surfaces

Soutenu le: 2 février 2016

Contribution à l'étude numérique du comportement au feu d'un panneau composite pour l'industrie navale

JURY

Rapporteurs :	Serge BOURBIGOT , Professeur des Universités, Université de Lille Frédéric JACQUEMIN , Professeur, Université de Nantes
Examineurs :	Abderrahim EL MAHI , Professeur des Universités, Université du Maine Jean-Marc FRANSSSEN , Professeur des Universités, Université de Liège
Invité(s) :	Philippe BARABINOT , Directeur du Développement, LMS –Samtech, Siemens Eric GUILLAUME , Directeur technique, Efectis
Directeur de Thèse :	Florent CALVAYRAC , Professeur des Universités, Université du Maine
Co-encadrant :	Jean-Charles CRAVEUR , Docteur-ingénieur, ISMANS

Remerciements

Je tiens à remercier les personnes qui m'ont encadrées au cours de ce travail de recherche : mes directeurs de thèse, Florent CALVAYRAC, Professeur des Universités à l'Université du Maine, Directeur du Laboratoire Physique de l'Etat Condensé, Directeur de l'Ecole Doctorale Matière, Molécules, Matériaux en Pays de la Loire et Alexandre WANG, Professeur des Universités à l'Université du Maine, ainsi que mon encadrant, Jean-Charles CRAVEUR, enseignant-chercheur au Laboratoire de Mécanique des Structures et Matériaux Composites de l'ISMANS, qui m'a enseigné le calcul de structure avant de m'initier à la modélisation de la résistance au feu. Ce fut un sujet passionnant et stimulant sur lequel j'ai pris plaisir à travailler.

La mise en place du projet de cette thèse est issue d'une longue collaboration fructueuse entre l'ISMANS et Samtech depuis une vingtaine d'années. Désireuse d'intégrer des compétences en modélisation de la résistance au feu, Samtech a donc sollicité l'ISMANS pour son expérience nourrie par plusieurs projets sur le sujet tel MAPAC et MP08. Ainsi je remercie également LMS Samtech de l'entité Siemens SISW, en la personne de Philippe BARABINOT, Directeur du Développement, pour avoir financé ce projet et m'avoir permis d'employer le logiciel SAMCEF® pour réaliser ces recherches.

Je remercie Christophe CHASSENIEUX, précédent directeur de l'Ecole Doctorale 3MPL pour avoir accepté ce sujet un peu excentré du domaine habituellement étudié dans cette Ecole Doctorale. Merci à vous de nous avoir fait confiance. De même je remercie la Direction de l'ISMANS, en la personne de Mouad LAMRANI, en poste à l'époque de la signature du contrat de collaboration. Merci à vous de m'avoir facilité l'intégration au laboratoire.

J'exprime ma reconnaissance aux personnes qui ont accepté de juger ce travail. Merci à Serge BOURBIGOT, Professeur des Universités à l'Université de Lille et à Frédéric JACQUEMIN, Professeur des Universités à l'Université de Nantes pour avoir accepté de lire et donner leur appréciation sur ce document. Merci également aux autres membres constituant le jury : Abderrahim EL MAHI, Professeur des Universités à l'Université du Maine et Jean-Marc FRANSEN, Professeur des Universités à l'Université de Liège pour être venus assister à la soutenance de ce travail. Merci à Eric GUILLAUME, Directeur Technique du groupe EFACTIS pour avoir accepté en compagnie de Frédéric JACQUEMIN de faire partie de mon comité de suivi de thèse.

Je souhaite remercier mes collègues de l'ISMANS et de Samtech pour leur écoute et leur soutien : merci à Jean-Philippe BOURNOT pour m'avoir éclairée sur les difficultés de convergence de mes modèles, merci à Tom VAN EEKELLEN, développeur du produit SAMCEF®, pour ses explications sur le module thermique et m'avoir permis d'utiliser des versions intermédiaires du logiciel, merci à Pascal LATRUBESSE Chaffi KAICI pour leurs conseils sur SAMCEF, merci à Benjamin MERCIER pour m'avoir fait partager son expérience de la modélisation en thermo-mécanique, merci à Henna MERTANEN et Suzanne VILCHEZ pour leur relecture et correction des textes en langue anglaise, merci à Cyril PUJOS pour ses conseils sur le doctorat et sur la recherche. Merci à tous les autres collègues qui m'ont appuyée par leur présence et leur gentillesse : François, Aziz, Perry, Julien, Gilles, Sandra, Laurent, Benoit, Sandrine, Charline, Anna, Astrid, Lamya, Damien, David, Sylvie, Ghislaine, Jeremy, Nicolas, Bruno, Philippe.

Une pensée sympathique pour Louis-Georges TOM et Damien LE BOUC. Merci d'avoir partagé le bureau avec moi et pour avoir, par des discussions improvisées, apporté des solutions à certains de mes problèmes numériques.

Un dernier remerciement à ma famille pour son soutien constant et qui par ses encouragements a eu le souci de me procurer les conditions idéales pour que mes études se mènent à bien.

A ma grand-mère, Charlotte Vivier

« En route mauvaise troupe ! »

Table des matières

Remerciements	i
I. Chapitre 1 : Contextualisation et état de l'art.....	1
I.1 Partie I : Introduction générale	2
I.2 Partie II : Etat de l'art.....	10
I.3 Partie III : Le sujet de la thèse.....	20
II. Chapitre 2 :.....	22
Eléments de théorie relatifs à l'analyse thermique	22
II.1 Thermique et matériaux indégradables	23
II.2 Thermique et matériaux dégradables	26
II.3 Propriétés matérielles	32
III. Chapitre 3 : Les éléments finis dans l'analyse thermique.....	44
III.1 Transcription en formulation éléments finis.....	45
III.2 Intégration temporelle	47
III.3 Eléments de la bibliothèque dédiés aux problèmes thermiques.....	49
III.4 Maillage	50
III.5 Modèle complet versus modèle réduit	50
III.6 Modèle complet	52
III.7 Modèle réduit.....	57
III.8 Comparaison entre le modèle complet et le modèle réduit.....	63
III.9 Conclusion	69
IV. Chapitre 4 : Eléments de théorie relatifs à l'analyse mécanique.....	71
IV.1 Données a priori nécessaires pour la réalisation d'une analyse thermomécanique d'un pli composite	73
IV.2 Thermomécanique non linéaire	76
IV.3 Essais présentés dans la littérature	84
IV.4 Critères de ruine de la structure.....	90
IV.5 Synthèse pour les panneaux sandwichs et les stratifiés	92
IV.6 Conclusion	97
V. Chapitre 5 : Les éléments finis dans l'analyse mécanique, modélisation par éléments finis du comportement thermomécanique.....	98
V.1 Généralités sur la modélisation du comportement thermomécanique	99

V.2	Propriétés mécaniques des matériaux	103
V.3	Conditions aux limites des essais de certification	106
V.4	Problèmes et choix de modélisation	108
V.5	Sensibilité du modèle aux valeurs des données d'entrée	112
VI.	Chapitre 6 : Application au calcul du comportement thermo-mécanique de structure : exemples d'un pont et d'une cloison	114
VI.1	Pont.....	115
VI.2	Cloison	137
VI.3	Conclusion	151
VII.	Chapitre 7 : Conclusion & Perspectives.....	152
VII.1	Conclusion	153
VII.2	Perspectives.....	156
	Bibliographie	159
	Annexes	169
A1-I.	Annexe 1 : Comparaison modèle réduit et modèle complet.....	170
A1-I.1	Matériau composite.....	170
A1-I.2	Balsa	172
A1-I.3	Sandwich	172
A1-I.4	Conclusion.....	173
A2- I.	Annexe 2 : Evolution de l'inertie au cours de la dégradation du matériau	174
A3- I.	Annexe 3 : Valeur du coefficient de dilatation affecté à un pli dégradé	177
A3- I.1	Modèles réalisés	177
A3- I.2	Température appliquée uniformément.....	178
A3- I.3	Gradient de température appliqué sur la structure	179
A3- I.4	Conclusion.....	181
A4- I.	Annexe 4 : Modélisation du contact	182
A4- I.1	Equilibre	182
A4- I.2	Modes rigides.....	184
A4- I.3	Traitement du contact	185
A4- I.4	Application aux analyses de ce document.....	187
A5- I.	Annexe 5 : Analyse Dynamique.....	188
A5- I.1	Généralités.....	188

A5- I.2	Intégration directe	188
A5- I.3	Application aux analyses de ce document.....	190

Table des illustrations

Figure I-1: Isolation incendie sur panneaux métalliques	4
Figure I-2 : Comparaison entre une courbe de température normalisée au cours d'un essai et l'évolution de la température au cours d'un feu réel	6
Figure I-3: Disparité de taille des blocs de balsa	9
Figure I-4: Disparité de masse volumique des blocs de balsa.....	9
Figure I-5: Pyramide des essais	10
Figure I-6: Schéma d'installation pour cloison et pont	12
Figure I-7: Essai de certification d'une verrière	12
Figure 0-1 : Comparaison des flux convectifs et radiatifs à différents instants du calcul	27
Figure 0-2: Les trois états du matériau : vierge, décomposé, fibres nues	28
Figure 0-3 : Evacuation des gaz de pyrolyse	30
Figure 0-4 : Analyse thermogravimétrique d'un échantillon de balsa.....	33
Figure 0-5 : Analyse thermogravimétrique d'un échantillon de composite	33
Figure 0-6 : Evolution spatiale de la pyrolyse sur un échantillon en cours de dégradation	35
Figure 0-7 : Evolution de la fraction massique en fonction de la température (poudre et fragments)	36
Figure 0-8 : Capacité apparente composite	40
Figure 0-9: Capacité apparente balsa.....	40
Figure 0-10: Capacité spécifique composite	41
Figure 0-11: Capacité spécifique balsa	41
Figure III-1 : Répartition de la température dans l'épaisseur de l'élément	50
Figure III-2: Analogie pour la conduction transverse entre le composite et le matériau en cours de dégradation	53
Figure III-3: Evolution en température de la capacité spécifique du composite calculée selon deux expressions	54
Figure III-4 : Evolution en température de la capacité spécifique du balsa calculée selon deux expressions.....	54
Figure III-5 : Evolution en température de l'enthalpie du composite, calculée selon deux méthodes $h(1)$ et $h(0)$	55
Figure III-6 : Evolution en température de l'enthalpie du balsa selon trois expressions	55
Figure III-7 : Traitement des propriétés pour la résolution de l'équation de la chaleur	57
Figure III-8 : Evolution de la perte de masse en température : comparaison entre la littérature et la résolution de l'équation.....	58
Figure III-9 : TGA et DSC d'un échantillon de balsa, révélant les différentes étapes de sa dégradation [LAT 2005].....	59
Figure III-10: Synthèse des données d'entrée et grandeurs calculées pour les modèles complets et réduits	62

Figure III-11 : Calcul de la capacité apparente du composite pour différents taux de chauffage	63
Figure III-12 : Conditions aux limites et maillages pour la comparaison entre les modèles complet et réduit.....	64
Figure III-13 : Evolution de la température au cours du temps en différents points de l'épaisseur. Températures obtenues par le modèle complet et le modèle réduit	64
Figure III-14 : Evolution de l'écart relatif entre les températures obtenues par les deux modèles, en différents points de l'épaisseur	65
Figure III-15 : Evolution en température de la capacité apparente du balsa (littérature)	65
Figure III-16 : Calcul de la capacité apparente du balsa selon trois méthodes	67
Figure III-17 : Cinétique d'évaporation de l'eau dans le balsa à différents taux de chauffage [2009 GOO].....	69
Figure III-18 : Impact de l'épaisseur de la structure sur le calcul de la température (modèle réduit).....	70
Figure IV-1 : Effondrement d'un pont en matériau combustible (Laboratoire d'Essai au Feu, Liège)	72
Figure IV-2: Evolution de la limite élastique en compression en fonction de la température [2007 FEI a].....	77
Figure IV-3 : Evolution des propriétés en compression en fonction de la température	79
Figure IV-4 : Recalage de la valeur de n (sur la limite en compression) [2007 FEI a]	79
Figure IV-5 : Evolution des propriétés en traction avec la dégradation du matériau [Feih 2005].....	80
Figure IV-6 : comparaison de l'expression avec l'expérience [2004 MOU]	81
Figure IV-7 : Essai de flexion trois points sur sandwich	82
Figure IV-8 Rupture d'une éprouvette par délaminage [2011 LIU]	87
Figure IV-9 : Mode de ruine d'un sandwich en compression [2009 ASA].....	87
Figure IV-10 : Délaminage peau/cœur suite à une rupture en cisaillement de l'âme.....	88
Figure IV-11 Schéma d'une éprouvette en flexion sous chauffage en ambiant.....	90
Figure IV-12 : Rupture d'un stratifié par kinking [2006 BAU]	91
Figure IV-13: Modes de ruine possible pour un sandwich [1999 DAO]	91
Figure IV-14 : Chute de la peau dans le four (Laboratoire d'Essai au Feu, Liège) :.....	92
Figure IV-15 : Eprouvettes pincées par des mors	94
Figure IV-16 : Eprouvette sur appuis (plis longs)	94
Figure IV-17 : Structure sur appuis (plis courts).....	94
Figure IV-18 : Montage expérimental d'un essai de traction [2007 BOY]	95
Figure IV-19 : Eprouvette testée en flexion 3 points	95

Dans ce dernier cas, les plis ne sont pas plus ou moins maintenus solidaires par le dispositif expérimental : la cohésion intrapli et interpli est uniquement assurée par la résine. Lorsqu'avec la température, cette résine perd ses propriétés mécaniques (d'abord T_{gm} , puis $T_{décomp}$) la cohésion des plis n'est plus assurée : les plis se détachent et tombent dans le four (Figure IV-20). Le module d'Young du pli (en traction ou en compression) ne se définit plus

parce qu'il n'y a plus le pli sur la structure soumise au feu. Ce type de comportement est donc radicalement différent des deux précédents.....	95
Figure IV-21 : Modules apparents en traction pour les trois différents cas	96
Figure IV-22 : Coefficient de dilatation du pli dans le sens fibre pour les trois configurations.....	97
Figure V-1 : Interpolation de la température à l'instant du calcul mécanique.....	101
Figure V-2 : Décollement des blocs par fonte de la résine au cours d'un essai en température	105
Figure V-3 : Panneau à l'issue d'un essai MBI	106
Figure V-4 : Système de tenue de la protection incendie	106
Figure V-5 : Montage d'une cloison dans l'essai de certification à gauche conception prescriptive et à droite conception alternative	106
Figure V-6: Application de la charge via des poutres.....	107
Figure V-7 : Application de la charge par des masses.....	107
Figure V-8 : Blocage des déplacements par les rails	107
Figure V-9 : Application de la charge par une plaque	107
Figure V-10 : Application d'une pression	107
Figure V-11 : Application de la charge par une poutre indéformable	108
Figure V-12 : Application d'une pression uniforme	108
Figure V-13 : Evolution du module du pli en température	109
Figure V-14 Impact de la dilatation du pli physiquement disparu.....	110
Figure V-15 : Chute de la peau dans le four (Laboratoire d'Essai au Feu, Liège) :.....	112
Figure VI-1 : Montage de la structure sur le four.....	115
Figure VI-2 : « tranche » de structure en 2D.....	116
Figure VI-3 : plans de symétrie et quart de structure en 3D.....	116
Figure VI-4: Séquence de chargement	117
Figure VI-5 : Maillage.....	118
Figure VI-6 : Evolution de la capacité apparente en fonction du temps	118
Figure VI-7 : Evolution de la conductivité en fonction du temps.....	118
Figure VI-8 : Evolution du facteur de décomposition F en fonction du temps (HR 3°C/min).....	118
Figure VI-9 : Non influence de la modélisation de la protection thermique des supports ...	119
Figure VI-10 : Simplification des conditions aux limites thermiques.....	119
Figure VI-11 : Répartition de la température à différents instants	120
Figure VI-12 : Evolution de la température dans l'épaisseur à mi-longueur de la structure... ..	120
Figure VI-13 : Evolution de la température dans l'épaisseur, au niveau des supports	120
Figure VI-14: Conditions aux limites mécaniques	121
Figure VI-15 : Déformées et déplacement verticaux à l'issue du chargement mécanique et à la fin du calcul (déformée à l'échelle 1)	122
Figure VI-16 : Conditions aux limites avec contact	122
Figure VI-17 : Déformées et déplacement verticaux à l'issue du chargement mécanique et à la fin du calcul (déformée à l'échelle 1)	123
Figure VI-18 : Application de la charge mécanique sur la structure	123

Figure VI-19 : Evolution de la flèche au cours du temps.....	124
Figure VI-20 : Répartition de la contrainte dans l'épaisseur d'un sandwich.....	124
Figure VI-21 : Répartition de la contrainte dans la peau supérieure le long de l'axe au début et à la fin du calcul.....	125
Figure VI-22 : Répartition des contraintes normales et de cisaillement dans un sandwich à peaux épaisses.....	125
Figure VI-23 : Répartition des contraintes à température ambiante	126
Figure VI-24 : Répartition des contraintes normales après 15 min de chauffage	127
Figure VI-25 : Répartition des contraintes à la fin du calcul soit après 21 min de chauffage	128
Figure VI-26 : Répartition dans l'épaisseur de la déformation totale à 1000 s puis à 1300 s	128
Figure VI-27 : Répartition dans l'épaisseur de la déformation totale axiale à 1787 s	128
Figure VI-28 : Répartition dans l'épaisseur de la déformation totale en cisaillement à 1787 s	128
Figure VI-29 : Evolution de la flèche au cours de l'essai pour les trois cas de mise en charge possibles	129
Figure VI-30 : Déformées et déplacements verticaux à la fin du chargement mécanique et à la fin du calcul.....	129
Figure VI-31 : Répartition de la contrainte dans l'épaisseur à la fin du chargement mécanique	130
Figure VI-32 : Répartition de la contrainte dans la peau supérieure le long de l'axe à la fin du chargement mécanique	131
Figure VI-33 : Blocage des modes rigides au niveau des symétries.....	132
Figure VI-34 : Répartition du déplacement vertical à 1000 s.....	132
Figure VI-35 : Répartition de la pression de contact sur la largeur à différents instants	133
Figure VI-36 : Champ de déplacement vertical à 1307 s.....	134
Figure VI-37 : Répartition de la contrainte sur X dans la peau froide en différents instants	134
Figure VI-38 : Répartition de la contrainte sur Z (largeur) à 1000 s.....	135
Figure VI-39 : Contrainte sur l'axe y et pression de Hertz après 5 min de feu	135
Figure VI-40 : Comparaison de la déflexion selon l'évolution du module en température (pont).....	136
Figure VI-41 : Montage expérimental de la structure sur le four	137
Figure VI-42 : Mode d'application de la charge	138
Figure VI-43: Hypothèses liées aux conditions aux limites	138
Figure VI-44 : Choix des conditions aux limites.....	139
Figure VI-45 : Déplacement vertical du point en contact côté froid.....	140
Figure VI-46 : Positions des points où le déplacement est mesuré	140
Figure VI-47 : Evolution du déplacement vertical des extrémités	141
Figure VI-48 : Evolution du déplacement transversal du point milieu	141
Figure VI-49 : Gradient de température dans l'épaisseur à plusieurs instants.....	142
Figure VI-50 : Répartition de la contrainte axiale à 1000 s	142
Figure VI-51 : Répartition dans l'épaisseur de la déformation totale à 1350 s	143

Figure VI-52 : Application des conditions aux limites par les plans de contact	144
Figure VI-53 : Répartition du déplacement transversal (y) lorsque la structure est chauffée	144
Figure VI-54 : Evolution du déplacement transversal au cours du temps	145
Figure VI-55 : Répartition de la contrainte dans l'épaisseur à différents instants du calcul .	145
Figure VI-56 : Répartition de la contrainte selon la hauteur de la cloison à la fin du calcul .	145
Figure VI-57 : Evolution du déplacement transversal du point milieu dans le cas de la cloison protégée	146
Figure VI-58 : Comparaison de la répartition de température dans le cas d'une cloison protégée et d'une cloison non protégée.....	146
Figure VI-59 : Répartition des déplacements dans la largeur (axe Oy) à 6 min de feu.....	147
Figure VI-60 : Répartition des déplacements dans la largeur (axe Oz) à 6 min de feu.....	147
Figure VI-61 : Comparaison de l'évolution de la flèche pour les modèles 2D, 3D et 3D sans prise en compte de la dilatation dans la largeur.....	148
Figure VI-62 : Répartition des déplacements verticaux après 10 min de feu	148
Figure VI-63 : Répartition des déplacements verticaux après 10 min de feu dans un modèle ne prenant pas en compte la dilatation thermique	148
Figure VI-64 : Répartition de la contrainte axiale	149
Figure VI-65 : Comparaison de la déflexion selon l'évolution du module en température (cloison).....	150
Figure A1- 1 : Maillages utilisés dans les modèles numériques (en haut modèle réduit, en bas modèle complet)	170
Figure A1- 2 : Température mesurée en plusieurs point de l'épaisseur pour un échantillon de matériau composite (12 mm).....	171
Figure A1- 3 : Sollicitations appliquées sur la structure	171
Figure A1- 4 : Température mesurée en plusieurs point de l'épaisseur pour un échantillon de bois de balsa (40 mm)	172
Figure A1- 5 : Température mesurée en plusieurs point de l'épaisseur du sandwich.....	173
Figure A2- 1 : Décomposition d'une structure en blocs élémentaires pour le calcul de l'inertie	174
Figure A2- 2 : Calcul du moment quadratique par rapport à l'axe Δ	174
Figure A2- 3 : Exemple de la section d'une poutre à plusieurs couches.....	175
Figure A2- 4 : Calcul de l'inertie pour une poutre à plusieurs couches de matériau.....	175
Figure A2- 5 : Flexion trois points sur une poutre dont le module décroît dans l'épaisseur. .	176
Figure A3- 1 : Structure et conditions aux limites	177
Figure A3- 2 : Répartition dans l'épaisseur des contraintes selon l'axe Ox (Cas 3)	178

Figure A3- 3 : Répartition dans l'épaisseur des contraintes selon l'axe Ox (Cas 5)	179
Figure A3- 4 : Déformée et déplacements selon l'axe Ox (cas 1)	180
Figure A3- 5 : Déformée et déplacements selon l'axe Ox (cas 3)	180
Figure A3- 6 : Répartition dans l'épaisseur des contraintes selon l'axe Ox (Cas 3)	180
Figure A3- 7 : Répartition dans l'épaisseur des contraintes selon l'axe Ox (Cas 5)	181
Figure-A4 1 : Relation entre les déplacements des points dans la gestion du contact [2007 CRA]	182
Figure-A4 2 : Relations entre nœuds esclaves et faces maitresses [2007 CRA]	183
Figure-A4 3 : Maillages différents pour les côtés maître et esclave [2007 CRA]	184

I. Chapitre 1 :
Contextualisation et état de l'art

I.1 Partie I : Introduction générale

I.1.1 Introduction

Plusieurs secteurs de l'industrie sont concernés par les risques liés au feu : génie civil, transport ferroviaire, transport aérien, industrie navale, pour lesquels les dommages peuvent être sévères [2007 PUR] [2015 LI]. L'industrie navale, par son ancienneté et du fait que les navires sont éloignés des services de secours, a dû très tôt prendre en compte ce danger dans ses principes de conception et de prévention à partir du XIX^{ème} siècle, avec pour objectif de rendre les navires plus sûrs en matière de risque incendie.

Des conventions internationales ont été établies et reconnues par une institution des Nations Unies spécialisée dans la sécurité maritime et créée en 1948 : l'Organisation Maritime Internationale (OMI). Parmi elles, la SOLAS (Safety Of Life At Sea) comporte un chapitre dédié à la « Protection contre l'incendie, détection et extinction ».

Suite à des changements dans la réglementation SOLAS, les matériaux utilisables pour la construction ont progressivement évolué de l'acier vers l'aluminium puis vers les matériaux combustibles dont les composites. Pour être installées à bord des navires, les structures (ponts, cloisons) doivent être certifiées en passant un test normalisé de résistance au feu. Ces essais de résistance sont coûteux et, de manière à réduire les coûts, certaines entreprises du secteur naval souhaitent étudier par simulation numérique le comportement au feu de leurs structures de manière à limiter les essais physiques. Il en est de même en génie civil, les simulations sont réalisées selon les prescriptions des Eurocodes [1993 EUR].

Des méthodes et modèles de calculs par éléments finis de structures navales ont été mis en place pour simuler le comportement thermomécanique des structures constituées de matériaux incombustibles soumises au test normalisé de résistance au feu [2009 FRA]. L'accord entre les résultats de simulation et les mesures s'est révélé satisfaisant. L'objectif ici est d'adapter ou de développer les méthodes pour les appliquer aux structures constituées de matériaux composites. Dans l'industrie navale, ce sont plus spécifiquement des sandwichs à cœur de balsa et à peaux constituées de stratifiées de fibres de verre renforcées de résine vinylester qui sont employés.

Après avoir replacé le contexte réglementaire dans lequel s'inscrit ce travail, un état de l'art des méthodes d'études du comportement des structures au feu a été établi pour identifier les procédés et techniques existants, leur champ d'application et les limites éventuelles. A partir de cela, les spécificités des travaux de la thèse ainsi que l'angle d'approche de la méthodologie seront précisés.

Chapitre 1 : Contextualisation et état de l'art

I.1.2 Contexte & Objectif

I.1.2.1 SOLAS

La réglementation SOLAS, traité international régi par le comité MSC (Maritime Safety Comitee) de l'OMI, s'applique à tout navire de jauge brute supérieure à 500 unités naviguant dans des eaux internationales. Elle spécifie que seul l'acier dont la tenue et la résistance au feu sont satisfaisantes, ou tout autre matériau incombustible (comme l'aluminium pour les navires côtiers), est accepté pour la construction des structures. Les navires réalisés en suivant en tout point la réglementation SOLAS générale sont dits « de conception prescriptive ». Les panneaux sont protégés par une couche d'isolant pour la protection incendie (laine de roche), lui aussi incombustible. Rien n'est imposé concernant le design et la conception des panneaux mais la SOLAS exige des panneaux qu'ils présentent une certaine résistance au feu, dont les critères sont spécifiés dans le code FTP (International Code for Application of Fire Test Procedures) de l'OMI [1998 FTP].

Pour permettre à l'industrie navale de profiter des avancées technologiques notamment dans le domaine des matériaux, la SOLAS a fait évoluer la réglementation depuis 1996. Elle permet aux navires rapides régis par le code HSC (High Speed Craft) d'intégrer des matériaux autres que l'acier dans leur cloisonnement. En juillet 2002, des amendements ont été ajoutés à la SOLAS (Résolution OMI MSC 99/73 (1974)). Ces amendements permettent de réaliser des navires « de conception alternative » en intégrant par exemple des matériaux combustibles. Une conception alternative doit satisfaire les exigences de tests normalisés décrits entre autres dans le code FTP pour les essais de résistance au feu. Il faut donc pouvoir démontrer que les choix qui ont conduit à la conception alternative sont pertinents, la démarche à suivre étant décrite dans la circulaire OMI MSC/Circ.1002 (2001) Guidelines on alternative design and arrangements for fire safety (Conseils sur la conception alternative et sur les dispositions liées à la sécurité incendie). Pour ce faire, l'ingénierie de sécurité incendie (ISI) peut être utilisée de même que l'évaluation par simulation et/ou essais du niveau de sécurité incendie d'un navire en phase de conception [2010 MAR]. L'ISI est basée sur la modélisation numérique et elle permet d'étudier le développement d'un incendie, son effet sur les personnes et sur les structures.

I.1.2.2 Conception prescriptive

Les cloisons et les ponts de conception prescriptive sont réalisés par un assemblage de panneaux métalliques en acier. Ces panneaux métalliques sont des tôles dont la superficie est de plusieurs m² pour une épaisseur d'environ 4 mm. Ils sont raidis et protégés par un matériau isolant de type laine de roche, selon le risque incendie associé. Une analyse de risque est effectuée local par local sur l'ensemble du navire. Selon la fonction des locaux situés de part et d'autre d'un panneau, on détermine son classement, différent selon que ce soit un pont ou une cloison. A partir de ce classement sont établis les critères de performance que doit atteindre le panneau, vérifiés (ou non) lors de l'essai de certification.

Indépendamment de ces critères, la protection du panneau suit des règles de recouvrement édictées selon son classement. Elles imposent l'épaisseur de l'isolant, la hauteur de protection pour les raidisseurs ainsi que la hauteur de retour sur cloison. Ces règles ont été définies sur la base d'un compromis entre une bonne protection et le coût de cette protection. Ce coût peut être quantifié à plusieurs niveaux : la quantité de matière, les manipulations nécessaires à sa pose, la masse embarquée que représente cette protection, mais aussi la place occupée par la protection et ainsi son impact sur l'habitabilité et la charge utile qui peut être emportée. Pour un navire de type paquebot de 18 ponts, la masse de protection incendie est d'environ 1000 tonnes. Il faut soigneusement appliquer cette protection en suivant les formes des raidisseurs (Figure I-1), la fixer avec des aiguilles dont le nombre par unité de surface est normalisé. Pour un paquebot de 18 ponts, cela représente environ 800 000 aiguilles. Un revêtement est ensuite posé sur la protection pour éviter la dispersion des fibres dans le navire, la taille des particules pouvant être suffisamment fine pour qu'elles soient inhalées par les personnes à bord et poser des problèmes de santé.



Figure I-1: Isolation incendie sur panneaux métalliques

I.1.2.3 Certification navale

Pour être certifiées et utilisées à bord des navires couverts par la SOLAS, les structures, dont les dimensions minimales sont fixées par le code FTP, doivent passer des tests de performance qui dépendent du classement visé. Certains portent sur l'aspect matériel (réaction au feu) et d'autres sur l'aspect structurel (résistance au feu) [2005 BRI]. Certains sont effectués sur des éprouvettes spécifiques ou des morceaux prélevés, et d'autres sur la structure entière. La progression des essais suit une pyramide similaire à celle utilisée dans l'aéronautique dont le sommet est le test de résistance au feu normalisé, décrit au paragraphe I.2.1 page 12 et référencé dans la partie 11 du code FTP qui décrit la procédure pour le mener. Le succès à ce test est nécessaire et suffisant pour l'obtention de l'approbation de la structure. Ce test de résistance nommé « essai ISO 834 » dans la suite du manuscrit fait l'objet du travail de thèse décrit dans ce document. Rigoureusement parlant, la certification est donnée pour un navire dans son ensemble par des organismes comme Bureau Veritas, à partir des approbations pour chaque équipement ou élément de structure

du navire. Toutefois, dans la suite du document, on parlera d'essai de « certification » lorsque l'essai de résistance sera évoqué.

Les valeurs seuils des critères pour l'essai « ISO 834 » dépendent de la classe pour laquelle un panneau doit être qualifié. Il existe trois classes de ponts et de cloisons et des ponts, déterminées par les contraintes que les structures doivent supporter (résistance mécanique, imperméabilité aux flammes et aux fumées, isolation thermique). Dans le génie civil et le BTP, on parle de cloisonnement REI (R : résistance, E : étanchéité, I : isolation thermique). Dans le domaine naval, on parle de cloisonnement A, B et C. La catégorie C ne préconise aucun seuil relatif aux contraintes détaillées précédemment. La catégorie B impose que la cloison empêche le passage des flammes pendant 30 min et que l'augmentation moyenne de température du côté non-exposé n'excède pas 140°C, l'augmentation maximale de température n'excédant pas 225°C (0 min, 15 min ou 30 min, sous-catégorie de B). Les cloisons de type A doivent empêcher le passage des flammes et des fumées pendant 60 min. L'augmentation moyenne de température du côté non-exposé ne doit pas excéder pas 140°C, l'augmentation maximale de température ne dépassant pas 180°C (0 min, 15 min, 30 min ou 60 min).

La réalisation de cet essai normalisé « ISO 834 » a un coût conséquent [2014 ANJ] : fabrication du panneau, transport au lieu d'essai, instrumentation, installation, essai, démontage, rapport d'essai. Les industriels qui proposent de nouvelles conceptions souhaitent une certification dès le premier essai. Deux stratégies sont alors possibles : surdimensionner la structure mais cela peut empêcher d'atteindre d'autres objectifs, ou utiliser la modélisation pour prévoir le comportement des structures, essayer virtuellement différentes configurations et ne réaliser l'essai que pour la plus prometteuse. Une fois que la corrélation entre la modélisation et l'essai normalisé est établie, il devient envisageable de prévoir le comportement de structures prescriptives similaires. Il est bien entendu que les essais de certification ne sont pas des reproductions exactes des conditions d'incendie, en particulier du point de vue de l'atmosphère turbulente [1994 SPA]. La température imposée dans le four suit une courbe temps-température normalisée. Il en existe de différents types et elles sont conventionnelles. Elles ne sont pas supposées représenter un feu réel mais les températures atteintes sont du même ordre de grandeur que celles observées dans les feux. Parce qu'elles sont conventionnelles, de telles évolutions de température peuvent être utilisées dans un environnement réglementaire prescriptif. Celle employée dans ce travail est décrite par la norme ISO 834 d'où elle tire son nom [2010 FRA]. La différence majeure entre les courbes temps-température standard et l'évolution de la température au cours d'un feu réel est que la courbe standard croît continuellement avec le temps alors qu'au cours d'un feu réel, la température diminue après avoir atteint un maximum (Figure I-2). [2009 FRA]

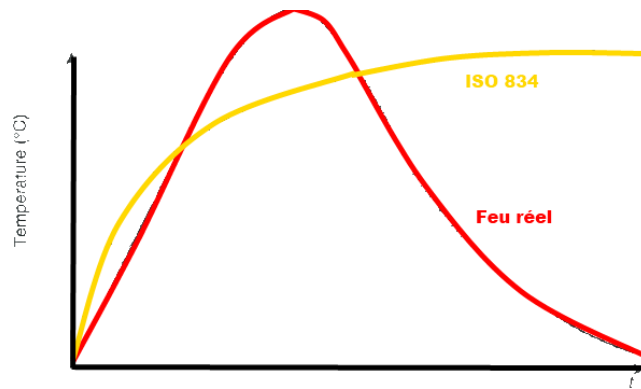


Figure I-2 : Comparaison entre une courbe de température normalisée au cours d'un essai et l'évolution de la température au cours d'un feu réel

Afin d'amorcer une comparaison entre un feu réel et un essai standard, le concept de « temps équivalent » a été proposé, basé sur une augmentation de température égale au sein de l'élément. Le « temps équivalent » est relatif à une mesure du flux total appliqué et ne fait pas de distinction entre un feu de courte mais forte intensité et un feu de faible et longue intensité [2007 PUR]. Toutefois, la résistance d'une structure à un feu standard ne doit pas être comparée à une durée pour l'évacuation ou l'intervention [2010 FRA]. En dehors de son coût élevé, le test standard présente un certain nombre d'inconvénients. Les structures testées ne peuvent excéder une certaine dimension (4m x 4m). Ceci implique parfois de réduire la taille des panneaux pour garder le même élancement mais en général, il est difficile d'appliquer d'extrapoler les résultats de tests au feu à une échelle supérieure. Les conditions aux limites mécaniques de l'essai ne sont pas forcément représentatives de celles de la structure en situation. Par conséquent les modes de ruine observés ne sont pas forcément ceux de la structure complète. Bien que l'essai soit normalisé, la reproductibilité des résultats n'est pas garantie. Deux essais portant sur une même structure en béton et réalisés dans le même four ont fourni deux temps très différents (rapport 1.5) [2007 PUR]. L'emploi de fours qui diffèrent par leur système de chargement mécanique, par leurs caractéristiques thermiques (inertie) ou par le système de chauffage (comburant, position des brûleurs) peut aussi causer des différences entre les essais. Une comparaison entre trois fours a été donnée : dans un cas, le flux total développé au bout d'une heure valait 175 kW/m² et dans un autre cas, 110 kW/m² [2007 PUR].

Malgré tout, le test standard a fourni une quantité de données non négligeable et reste une méthode nécessaire et pratique pour comparer les performances de deux types de construction.

I.1.2.4 Conception alternative, intérêt

L'ouverture aux matériaux combustibles permise par la SOLAS autorise la possibilité d'employer des matériaux composites à bord des navires. Le choix de ces matériaux est intéressant à plusieurs titres que ce soit pour les navires civils ou militaires bien que les

besoins et les contraintes de ces deux types de navire diffèrent. L'emploi de matériaux non-métalliques présente un avantage du point de vue de la discrétion radar et les problèmes liés à la corrosion n'existent plus pour ces matériaux. Ce dernier point est compensé entre autres par des problématiques propres aux matériaux composites : leur endommagement, la tenue des résines dans le temps.

Du fait de la faible masse volumique de ces matériaux par comparaison avec celle de l'acier, un panneau de conception alternative peut être plus léger qu'un panneau de conception prescriptive [2013 MAR]. Selon l'objectif poursuivi par l'exploitant du navire, cela peut être traduit, entre autres, par un gain d'autonomie, une meilleure manœuvrabilité, une augmentation de la charge utile (armement ou nombre de passagers), une plus grande vitesse.

Les matériaux composites autorisent la réalisation de nouvelles formes architecturales ou une réduction des coûts comme par exemple celui de la pose de la protection incendie sur des panneaux plans, non raidis. En revanche, l'allègement des panneaux se paye par une diminution de leur isolation acoustique ce qui est préjudiciable pour le confort des cabines de passagers. De plus, et c'est la raison pour laquelle ils étaient initialement interdits, passé une certaine température, de tels matériaux se dégradent sous la chaleur, peuvent ainsi contribuer à alimenter un feu et dégager des gaz irritants et toxiques ainsi que des fumées qui opacifient l'environnement. Pour limiter ces inconvénients, il est possible de traiter le panneau composite comme un panneau métallique, en protégeant la face exposée par une couche d'isolant. L'avantage du gain de masse se voit alors réduit voire supprimé.

I.1.2.5 Matériaux

Les matériaux utilisés pour former les panneaux composites dépendent de l'emploi qui en sera fait par la suite, du tonnage nécessaire, du coût, des performances attendues. Ainsi dans le domaine aéronautique, on privilégiera les fibres de carbone pour leur haute résistance, en génie civil, on choisira des fibres naturelles (lin, bois) dans un souci écologique (bâtiment basse consommation). Dans le domaine naval, les cloisons d'un paquebot de 18 ponts ont une surface globale de l'ordre de 100 000 m². Dans l'industrie navale, les fibres de verre longues ont la préférence car elles ont une bonne résistance mécanique (ou du moins, suffisante eu égard à ce qu'on cherche), un coût faible et elles sont incombustibles car ce sont des fibres minérales. La résine choisie est une matrice organique, typiquement du vinylester ou du polyester. Ces résines présentent l'avantage d'être facilement manipulables pour la fabrication, d'avoir une bonne tenue chimique et thermique et d'avoir une bonne adhérence sur les fibres de verres. Du fait des dimensions des panneaux (plusieurs m²), les stratifiés monolithiques auraient tendance à flamber ou à avoir de grands déplacements rien que sous leur propre poids, à moins d'empiler un grand nombre de plis ce qui n'est pas intéressant d'un point de vue économique. C'est pourquoi les structures sandwiches sont

Chapitre 1 : Contextualisation et état de l'art

utilisées. Les peaux sont généralement des stratifiés monolithiques conventionnels, le cœur est réalisé en bois de balsa ou en mousse.

I.1.2.5.1 Résine

Pour des structures soumises à l'action d'un feu, on pourrait choisir des résines phénoliques (résines thermodurcissables) car elles libèrent peu de fumée durant la pyrolyse/combustion et la chaleur qu'elles dégagent est plus faible que pour les autres résines. Leur contribution à la propagation du feu est faible. Cependant elles sont difficiles à mettre en œuvre. Les résines vinylesters (résines thermodurcissables), même si elles ne présentent pas d'aussi bonnes caractéristiques que les résines phénoliques, sont utilisées dans le domaine naval. Leur contribution au développement du feu n'est pas supérieure à celle des autres résines thermodurcissables (époxydes, polyimides) et leur mise en œuvre est plus aisée. Le motif macromoléculaire de base d'une résine vinyvester peut varier selon l'application du matériau final. Dans le cas du bisphénol A, résine étudiée dans ce document, on obtient un bon compromis entre les propriétés mécaniques, la résistance chimique et le prix de revient [2003 SCH]. Il existe une variante du bisphénol A auquel on ajoute un halogène, ce qui améliore la résistance au feu.

I.1.2.5.2 Fibres

Les composites dont les renforts sont des fibres de verre ont une bonne résistance mécanique pour une masse relativement faible. De plus, ils présentent une bonne résistance à la chaleur, à l'humidité et aux attaques chimiques, tout cela associé à une facilité de fabrication. Les fibres peuvent être utilisées sous forme de fils, sous forme d'assemblages de fibres (les rovings), sous forme de tissus de différents types selon les propriétés mécaniques souhaitées. Le principal intérêt de l'industrie navale pour les fibres de verre est leur facilité à s'adapter à une très grande diversité de forme et de taille par moulage, et à leur coût. Elles ne se corrodent pas et n'absorbent pas l'eau. Au cours du temps, différents types de fibres de verre ont été développés et on en compte actuellement cinq (de A à E) qui se distinguent par leur propriétés électriques et mécaniques. Le type E contient très peu d'alcalins et est constitué de SiO_2 à 50% en masse, c'est un bon isolant électrique. Plus de 50% des renforts de verre sont de type E, c'est un matériau inerte mais à haute température peut réagir avec le carbone. Sa masse volumique est de l'ordre de $2,55 \text{ Kg.m}^{-3}$ [2001 DON].

I.1.2.5.3 Balsa

Le balsa est un bois issu de l'arbre *Ochoma pyramidal*, de la famille des bombacacées. C'est une essence qui se développe en Amérique tropicale. C'est un bois de croissance très rapide, dont la densité augmente avec l'âge. A partir de 6 ans, le bois est trop dense pour être utilisable compte tenu du fait qu'il est exploité pour son bon rapport résistance/poids. Il est utilisé pour l'isolation thermique et phonique car il est très poreux et renferme donc une bonne quantité d'air, isolant thermique. Il est apprécié pour sa durabilité et sa facilité de mise en œuvre. Il a la particularité d'être très léger, sa masse volumique varie dans une fourchette de 40 à 380 kg.m^{-3} [2009 GOO]. Dans le commerce la fourchette est réduite à 80 à 250 kg.m^{-3} [2005 TAG]. Le balsa est un matériau dont la densité dépend du taux d'humidité

et qui absorbe aisément l'eau. Cette forte dispersion de la densité implique une méthodologie particulière pour la réalisation des panneaux de balsa. Un panneau est constitué de petits blocs de masses volumiques différentes, collés entre eux, dont la taille est comprise entre 3 à 10 centimètres (Figure I-3), de façon à former un panneau d'une masse volumique moyenne donnée [2011 KEP]. La Figure I-4 illustre le fait que les morceaux ont des masses volumiques très variables, ce qui se remarque par leur coloration différente. On remarque par ailleurs les marques circulaires de croissance du bois.

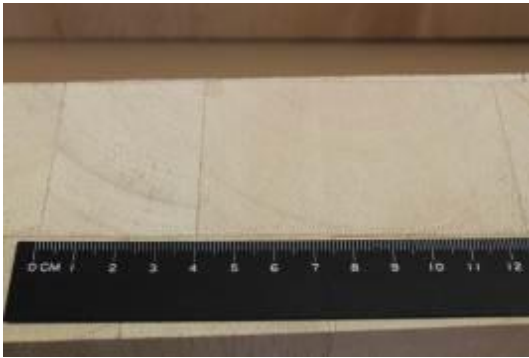


Figure I-3: Disparité de taille des blocs de balsa



Figure I-4: Disparité de masse volumique des blocs de balsa

C'est un matériau très adapté pour l'âme des sandwichs car il a une raideur en cisaillement acceptable pour une masse volumique assez faible [ASC]. Comme tous les bois, il est également particulièrement apprécié du point de vue thermique car sa conductivité est faible et il brûle sans dégager trop de produit toxique et de fumée. Le balsa carbonise lentement mais à l'inverse des mousses polymères, il conserve une certaine raideur [2007 MAR]. Le balsa est un bois dont le comportement est anisotrope comme celui de tous les bois. Pour la fabrication de plaques, il peut être utilisé sous la forme dite « bois debout » (fibres orientées selon l'épaisseur de la plaque, perpendiculaires aux peaux) ou « bois de fil » (fibres orientées parallèlement au plan de la plaque) mais le bois est alors très perméable à l'eau [2010 MAR]. Pour les panneaux navals, le balsa est « bois debout ».

I.1.2.5.4 Laine de roche

La protection incendie employée à bord des navires est essentiellement de la laine de roche qui fait partie des laines minérales de même que la laine de verre. Issue du basalte volcanique (à 98%, les 2% restants sont les liants organiques), la laine de roche a d'excellentes propriétés d'isolation thermique, phonique, de résistance à l'eau et de protection incendie car elle ne s'enflamme pas, elle ne propage pas les flammes ni ne dégage de fumées. La laine de verre est plus connue car employée dans l'isolation thermique (habitations et navires) mais elle ne peut pas supporter des températures supérieures à 500°C et de ce fait, ne peut pas constituer une protection incendie. La laine de roche résiste à des températures s'élevant à 1000°C.

I.2 Partie II : Etat de l'art

I.2.1 Essais de réaction et de résistance

Comme cela a été mentionné dans la section précédente, quel que soit le domaine dans lequel elles sont utilisées, les structures doivent, pour être certifiées, passer un certain nombre d'essais normalisés [2005 GUT]. Ils sont effectués progressivement suivant une hiérarchie pyramidale (Figure I-5), la taille des échantillons croissant au fur et à mesure que les essais s'enchaînent. On commence par identifier ou recalibrer les propriétés matérielles, en confrontant les résultats de simulation ou de calculs analytiques aux résultats d'essais. On passe ensuite à l'échelle supérieure et on vérifie que les valeurs identifiées précédemment donnent, à cette échelle, des résultats cohérents avec ce qui est mesuré. Le cas échéant, on mesure, interprète, modélise l'effet d'échelle. A chaque niveau de la pyramide, les essais sont différents en termes de conditions aux limites, environnement, chargement car on s'attache à identifier des phénomènes ou des propriétés différentes.

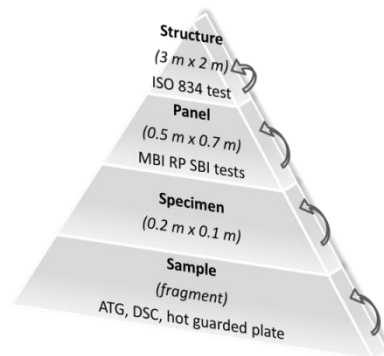


Figure I-5: Pyramide des essais

Deux types d'essais sont à distinguer : les essais de réaction qui caractérisent le comportement thermo-chimique des matériaux soumis au feu et les essais de résistance qui caractérisent la stabilité au feu (comportement thermomécanique), l'étanchéité aux flammes et aux fumées, ainsi que l'isolation thermique des structures soumises au feu. Dans ce document, seules la stabilité et l'isolation thermique sont étudiées. L'objet de cette partie est de présenter les méthodes et outils déjà existants, employés dans l'étude du comportement thermomécanique des structures lors des essais de résistance. Dans un premier temps, seront traitées les structures de conception dite prescriptive puis celles de conception alternative.

La réaction au feu est un ensemble de propriétés du matériau qui permet de caractériser son aptitude à contribuer (ou non) au développement d'un feu. Les propriétés de réaction au feu n'ont rien à voir avec les propriétés thermiques classiques des matériaux que sont la conductivité et la chaleur spécifique. La détermination des propriétés de réaction au feu a conduit à la mise au point d'essais particuliers dépendant du secteur d'activité

Chapitre 1 : Contextualisation et état de l'art

(naval, aéronautique, ferroviaire, génie civil...). La liste suivante, non exhaustive, en donne quelques-uns : cône calorimètre, panneau radiant, MBI, SBI... Ces essais permettent d'établir des classifications entre des matériaux et de déterminer des tendances lors de l'association de matériaux (en particulier les sandwichs).

La résistance au feu est l'aptitude d'une structure à résister un certain temps à une sollicitation thermomécanique normalisée ou non. On dissocie en effet les essais normalisés en vue d'obtenir une certification, menés en laboratoire agréé, et les essais plutôt destinés à la recherche et à l'acquisition de connaissances qui ne sont pas normalisés. Le but de ces essais est de valider des hypothèses, d'étudier des configurations spécifiques, d'acquérir des données, de jeter les bases d'essais spécifiques à plus petite échelle, de proposer des modifications de la réglementation... Un exemple d'essai est celui qui a consisté à construire un parking aérien, garer divers véhicules à chacun des deux niveaux et mettre le feu à l'un des véhicules. Cet essai, bien évidemment non reproductible, a permis de voir comment le feu se propage d'un véhicule à l'autre, d'estimer les puissances calorifiques, le dégagement de fumées, le comportement des divers poteaux et de la dalle en fonction du temps... Des bâtiments entiers de plusieurs étages ont été construits au centre d'essai de Warrington en Angleterre, instrumentés, puis soumis à divers départs de feux pour analyser entre autres le comportement thermomécanique des planchers mixtes et des vitrages. Ces feux ne sont cependant pas des feux naturels, en ce sens que la source est calibrée et contrôlée (position de la source, diamètre du bac, hauteur et nature du combustible dans le bac). Pour les essais de feux de façade (essai appelé « C+D »), un nouveau moyen a été mis en service au LNE en 2013.

Les essais normalisés ne sont pas nécessairement représentatifs de la sollicitation que pourrait subir une structure soumise à un « feu naturel » par définition non reproductible. Ils ont pour but de pouvoir comparer les comportements, étant indépendants de la structure testée et du laboratoire au sein duquel l'essai est réalisé. Tout est standardisé : le type de capteurs, leurs positions, le conditionnement des éprouvettes, les dimensions des panneaux, les conditions aux limites, la pression dans le four, le taux d'oxygène. Il en est de même pour les critères de validation et la rédaction du rapport. Bien qu'il en existe de un certain nombre, le seul essai permettant la certification d'un pont ou d'une cloison de navire est le test de résistance au feu décrit dans le code FTP de la SOLAS et appelé dans ce document « essai ISO 834 » (Figure I-7). La structure testée constitue en pratique l'une des six faces d'un four parallélépipédique (Figure I-6), alimenté par des brûleurs à gaz dont les débits sont contrôlés et asservis pour suivre l'évolution décrite par une courbe normalisée appelée ISO 834. Pour donner ou non la certification, on compare l'augmentation de température et le déplacement transversal aux seuils réglementaires dépendant de la classe, comme décrit dans le code FTP (paragraphe 3I.1.2.3 page 4).

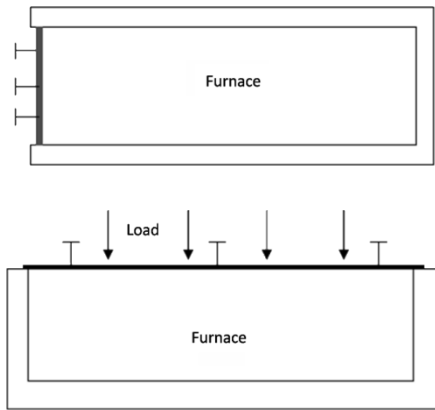


Figure I-6: Schéma d'installation pour cloison et pont

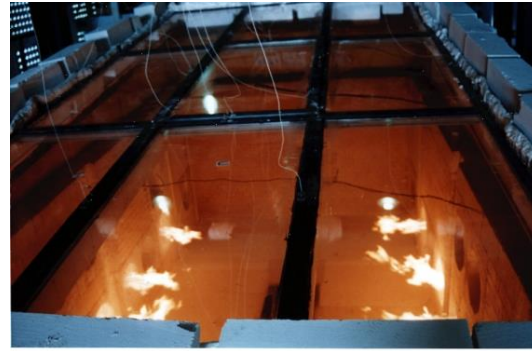


Figure I-7: Essai de certification d'une verrière

I.2.2 Designs prescriptifs

I.2.2.1 Modélisation numérique

Du point de vue de la modélisation numérique, les structures susceptibles d'être confrontées à un incendie peuvent être classifiées en deux catégories : les structures discrètes (poutres et colonnes) et les structures continues (ponts et cloisons).

Pour les structures discrètes, de géométrie linéique (fibre neutre), il existe des règles de calcul telles que les Eurocodes [1993 EUR] qu'il faut appliquer. Les Eurocodes sont des guides de calculs dans lesquels sont fournis les propriétés des matériaux, les chargements de même que les expressions analytiques des quantités à calculer. Les résultats obtenus sont à comparer à des critères ou à projeter sur des abaques. Ces méthodes ont été établies à partir de la compréhension des phénomènes physiques et ont été renforcées par des méthodes empiriques. Ces méthodes permettent au concepteur de déterminer si une structure donnée est viable au regard des chargements ou lui permettent de dimensionner tout ou partie de la structure. Les Eurocodes sont en vigueur dans de très nombreux pays, ce qui facilite les échanges entre les institutions et les entreprises. En revanche, les restrictions dues à ces règles de calcul sont importantes : les innovations en termes d'architecture ou de matériau sont limitées.

Les premières éditions de la SOLAS imposaient l'utilisation de l'acier, les structures métalliques ont alors été les premières réalisées et donc les premières testées selon les procédures décrites dans le code FTP. Les matériaux métalliques étant incombustibles, les panneaux métalliques ne sont pas sujets à des réactions chimiques, combustion, changement de phase au sens où un solide reste un solide. Tout au plus, ces matériaux se verront recouverts d'une pellicule d'oxyde incombustible. Par conséquent, il n'y a pas de caractérisation de la réaction au feu pour ce matériau. Pour les structures continues de conception prescriptive, et en particulier pour l'essai de certification « ISO 834 », il n'y a pas de règle à appliquer pour évaluer la résistance de la structure, bien que l'on trouve des

propriétés matérielles et des coefficients d'échange thermique dans les Eurocodes. A partir des hypothèses et des choix de modélisation, les modèles éléments finis doivent être réalisés de manière à reproduire le comportement de ces structures. Ce sont des modèles de résistance au feu de structures « continues » en matériaux composites qui ont été développés dans la thèse et qui sont présentés dans ce document.

1.2.2.2 Comportement thermomécanique et modélisation de l'essai « ISO 834 »

Le comportement thermomécanique des structures de conception prescriptive pendant l'essai de certification « ISO 834 » est complexe et fait intervenir de nombreux phénomènes. Comme les tôles constituant ces panneaux sont fines (de l'ordre de 5 mm), ils doivent être raidis pour ne pas flamber ou avoir de grands déplacements sous gravité à température ambiante. Lors d'une élévation de température, leurs propriétés mécaniques (module d'élasticité, limite élastique...) diminuent. Et la plasticité apparaît pour des charges plus faibles qu'à température ambiante. Pour satisfaire aux exigences du code FTP, les structures étant minces et conductrices de la chaleur, il est nécessaire de les protéger par une isolation incendie.

Le comportement mécanique d'un pont et celui d'une cloison sont différents, bien que conçus de la même façon (tôle mince raidie). Au fur et à mesure de l'élévation de température, les raidisseurs du pont commencent par flamber localement entraînant une augmentation de flèche. Puis c'est au tour du fond de maille de flamber, avant ou après le début de la plasticité selon le design. La perte de raideur s'accompagne d'une augmentation de flèche liée au glissement de la structure sur ses appuis. Pour certaines configurations, ce glissement est plus important que la longueur d'encorbellement, et le pont tombe dans le four car il s'échappe de ses appuis. En résumé les déplacements transversaux augmentent jusqu'à ce que le pont tombe dans le four. Les cloisons flambent localement pour des charges plus faibles qu'à température ambiante. Ce phénomène, associé à la plasticité, peut conduire à une bifurcation instable puis la cloison s'effondre. A chaque modification du design, il est nécessaire de réaliser un nouvel essai de certification normalisé. Cela signifie la mobilisation de moyens et coûts substantiels sans garantie que le résultat obtenu soit celui attendu. Un moyen de tenter de limiter les échecs consiste à modéliser numériquement les structures en condition d'essai de certification.

Lors de ces essais, les conditions aux limites mécaniques ainsi que le chargement mécanique sont connus. Mais les conditions aux limites thermiques et les coefficients d'échange ne le sont pas, ne sont pas mesurés, ne sont a priori pas reproductibles, évoluent en temps et en espace. Ainsi, pour les simulations numériques dont le but est de calculer le champ de température puis la réponse mécanique de la structure, les conditions aux limites thermiques et les coefficients d'échange proviennent des Eurocodes, avec toutes les incertitudes que cela amène quant à la validité du résultat de simulation vis-à-vis de l'essai. C'est d'ailleurs pour cela, entre autres, que les conceptions sont comparées entre elles et

qu'il semble illusoire de vouloir prédire véritablement le comportement d'une structure lors d'un essai de résistance au feu « ISO 834 ».

Les structures modélisées sont continues maillées en éléments de coque et de volume. Les modèles comportent plusieurs dizaines de milliers de degrés de liberté. Ce ne sont pas des éprouvettes mais les structures réellement testées au laboratoire lors d'essais de certification, dont la surface est de l'ordre de 10 m^2 . Quand il est possible de découpler les analyses comme c'est le cas pour les structures navales lors de l'essai « ISO 834 », le problème thermomécanique se décompose en deux parties. On commence par résoudre le problème thermique, c'est-à-dire la détermination de la répartition de la température dans la structure au cours du temps. Puis, connaissant l'évolution des températures, on résout le problème mécanique en prenant en compte l'évolution des propriétés en fonction de la température.

Pour un pont (et une cloison), quels que soient le raidissage et la protection, l'analyse thermique transitoire non linéaire ne pose aucune difficulté du point de vue numérique puisque les matériaux sont incombustibles. Peu de travaux ont été menés sur la modélisation numérique thermomécanique de cet essai de résistance. Craveur et al ont développé entre autres, pour des designs de conception prescriptive, des modèles en dynamique non linéaire prenant en compte l'évolution en température des propriétés thermiques et mécaniques, les contacts entre la structure et le moyen d'essai, des flambements locaux, des grands déplacements, pour des ponts et des cloisons avec ou sans protection [2009 CRA].

Pour le pont, les modèles doivent donc intégrer la variabilité des propriétés thermiques et mécaniques dont la loi d'érouissage en fonction de la température, la gestion des flambages par bifurcation stable, la gestion des contacts et leur évolution du fait des grands glissements relatifs. Les stratégies classiques utilisées pour résoudre des problèmes de statique non linéaire (incrément de charge ou Riks et dérivées) sont en défaut et ne permettent pas de simuler le comportement des structures. Il en est de même pour les schémas d'intégration classique en dynamique non linéaire, comme celui de Newmark ou HHT. Une solution a été décrite dans [2011 CRA], associée à une bascule automatique entre la statique et la dynamique, et vice et versa, pour diminuer les coûts de simulation.

Pour une cloison, les phénomènes sont un peu différents mais les méthodes développées pour les ponts sont encore utilisables. Les flambages locaux et la plasticité conduisent, selon les configurations, à une bifurcation instable et à la ruine soudaine de la structure [2009 CRA].

Les corrélations entre les résultats d'essai et les résultats de simulation sont satisfaisants. Craveur et d'autres ont développé d'autres modèles pour la simulation du comportement au feu de cloisonnements B15 avec jonction, les résultats de simulation permettant de dimensionner un nouveau design qui a passé avec succès l'essai de

certification « ISO 834 » [2015 CRA]. Bien que de nombreuses données soient connues avec une grande incertitude, des études de sensibilité peuvent permettre d'appréhender l'influence d'un paramètre de conception comme une épaisseur ou la densité du matériau de protection sur la résistance au feu d'un design par rapport à un autre pour un essai « ISO 834 », et donc de limiter le nombre de prototypes à tester.

I.2.3 Designs alternatifs

I.2.3.1 Réaction au feu

L'ouverture de la réglementation permet l'utilisation de matériaux combustibles sous réserve que le dégagement de chaleur et de fumée de même que le développement des flammes soit limité. Les résines des matériaux employés dans les conceptions alternatives se dégradent pour donner du char et des gaz susceptibles de s'enflammer. Les effets du feu varient beaucoup d'une structure à une autre et l'estimation de ces effets est complexe [1995 WAN]. L'étude de la réaction au feu devient une étape nécessaire de la certification de ces matériaux. Les propriétés de réaction au feu sont importantes pour la croissance et le développement du feu : la température ou le temps d'inflammation, l'indice d'oxygène qui décrivent l'inflammabilité, le taux de chaleur dégagé qui caractérise la contribution énergétique, la perte de masse et la vitesse de perte de masse, la vitesse de propagation latérale ou verticale du front de pyrolyse... [2003 LAT] D'autres propriétés associées à la réaction au feu n'influencent pas la croissance du feu mais peuvent devenir critiques pour la survie des êtres vivants : opacité et toxicité des fumées [2006 FIR]. La réaction au feu des matériaux constituant les structures dont le comportement est modélisé dans ce travail de thèse n'en est pas l'objectif.

I.2.3.2 Comportement thermomécanique

Dans le cas des structures navales réalisées en matériaux composites, les phénomènes mécaniques sont complètement différents de ceux observés pour des designs prescriptifs, si la température dans la structure atteint un niveau suffisant. Le cœur en balsa, qui est un matériau isolant, est généralement d'une épaisseur importante par rapport à celle des tôles, typiquement de 50 à 100 mm. La raideur du panneau composite à température ambiante est suffisamment importante pour qu'il ne soit pas nécessaire de le raidir pour empêcher qu'il flambe et qu'il résiste au chargement appliqué, que ce soit des ponts ou des cloisons.

Si on souhaite ou si on doit protéger un panneau plan, il est aisé de poser la laine de roche, car il n'y a pas de raidisseurs à envelopper partiellement ou complètement. Avec l'épaisseur de protection incendie adaptée en fonction du classement, la température atteinte par la peau du côté exposé reste inférieure à sa température de dégradation. L'isolation permet alors d'assurer la résistance du panneau. Mais ce type de design ne présente pas nécessairement d'intérêt industriel. L'épaisseur totale de la cloison ou du pont

protégé est plus importante que celle d'un panneau métallique. Cela contribue à diminuer l'habitabilité du local dont le volume est réduit, la réduction de masse est faible, voire nulle ou négative.

On peut aussi choisir de moins protéger ou de ne pas protéger le panneau composite. Selon l'agression, le temps d'agression et le temps nécessaire pour éteindre l'incendie, la peau exposée peut se dégrader et le cœur peut brûler. La décomposition de la peau, l'évaporation de l'eau contenue dans le bois sont des réactions endothermiques. Lorsque le balsa se consume, le char produit est très peu conducteur de la chaleur, ce qui ralentit la propagation de la chaleur dans l'épaisseur du panneau et par conséquent sa dégradation. En brûlant, le panneau se protège. Etant épais, il peut continuer à supporter « un certain temps » le chargement tout en empêchant le passage de flammes et de fumées. Ce type de design alternatif permet de gagner en l'habitabilité mais aussi sur tous les aspects relatifs à protection incendie. En revanche, en se consumant, le panneau sandwich relâche des gaz irritants et des gaz toxiques, aspect non étudié dans ce travail de recherche.

Des études récentes [2014 MOR] ont montré que le comportement en réaction au feu tel que le temps avant inflammation, le taux de dégagement de chaleur et la densité de fumée sont affectés par la présence de gaz générés par le feu. Améliorer le comportement au feu des composites est possible en les traitant avec des matériaux ignifugeants [2014 KAN]. Soit les polymères sont intrinsèquement ignifuges, soit on ajoute des additifs retardateurs de flamme. Le principe est de complexifier les réactions chimiques ayant lieu à haute température pour diminuer la cinétique de la combustion. Ces retardateurs ne seront pas étudiés dans ce document principalement parce qu'ils comportent du brome, espèce qui pourrait s'avérer toxique et qui tend à être remplacée sous l'impulsion de la Directive REACH. Ces aspects liés à la réaction ne sont pas détaillés dans ce document. L'objectif des simulations est de déterminer à chaque instant le champ de température pour connaître la valeur des propriétés mécaniques afin de déterminer la résistance de la structure. Dans ce contexte, la présence d'additifs est traduite au niveau de nos modélisations par une modification de propriétés thermiques.

Finalement, le choix se porte entre le niveau de sécurité exigé obtenu en protégeant toutes les cloisons sur leurs deux faces, ce qui est coûteux, et un calcul d'optimisation du rapport tenue mécanique/coût qui suppose une maîtrise de la prédiction de la tenue mécanique lors de l'exposition du panneau au feu.

I.2.3.3 Modélisation de la réaction au feu

Des modèles numériques ont été développés pour simuler des essais de réaction au feu à l'aide de codes de CFD (mécanique des fluides) tels que FDS (Fire Dynamics Simulator). Dans sa thèse [2010 MAR], Damien Marquis a étudié le comportement au feu d'un sandwich à cœur de balsa et à peaux en verre/vinylester depuis la taille d'échantillon jusqu'à un morceau complet de panneau en prêtant attention à l'effet d'échelle en vue de simuler des

essais. Dans leur étude sur des sandwiches similaires, Morgan et Toubia [2014 MOR], déterminent expérimentalement des configurations qui limitent le débit calorifique (HRR). Comme souligné précédemment, la connaissance de la réaction au feu des matériaux entrant dans la composition d'une structure mécanique ne permet cependant pas d'en déterminer la tenue au feu, ce qui est l'objet de la résistance au feu.

1.2.3.4 Ce qu'on comprend qu'il faut modéliser

Lorsque la protection incendie est suffisamment épaisse pour empêcher la dégradation du matériau, le comportement de la structure est « simple » à calculer par rapport à celui d'une conception prescriptive : il suffit de réaliser une analyse thermomécanique non linéaire transitoire en gérant l'évolution des propriétés thermiques et mécaniques des matériaux, sans être confronté aux problèmes de flambage qui conduisent entre autres à de la dynamique non linéaire. Les propriétés thermiques et mécaniques évoluent mais le matériau ne change pas de nature car il ne se décompose pas. La caractérisation des matériaux est alors relativement simple. Il n'y a pas d'étude de réaction au feu concernant les matériaux sur la gamme de température auxquels ils sont soumis. La simulation numérique permet de déterminer l'épaisseur de protection nécessaire, pour que les exigences requises par l'essai de certification soient satisfaites.

Lorsque la protection incendie est plus faible voire inexistante, la simulation mécanique reste « simple » par rapport à celles réalisées pour les conceptions prescriptives : il n'y a pas de phénomène de flambage local ni de plasticité, il ne faut gérer que l'évolution des propriétés mécaniques des matériaux. Le problème se reporte sur la simulation thermique car il devient nécessaire de gérer la pyrolyse et l'éventuelle combustion des matériaux qui ne sont plus incombustibles. Pour cela il faut identifier les phénomènes physiques qui interviennent au cours du chauffage et sous chargement (pyrolyse, combustion, décollement) de même que leur impact sur le comportement thermique et mécanique. La modélisation numérique de ces phénomènes ne peut être réalisée sans la connaissance des propriétés thermiques et mécaniques des matériaux, sur la gamme de température [20-1200°C]. L'objectif de la simulation numérique est là aussi de déterminer combien de temps la structure est capable de tenir la charge thermomécanique ou quelle épaisseur il faut lui donner pour qu'elle satisfasse le critère de certification visé.

1.2.3.5 Recherches bibliographiques

Dans la littérature, on trouve des études expérimentales sur le comportement sous chargement thermomécanique d'éprouvettes ou de spécimens dont les dimensions sont de 200 à 700 mm, que la structure soit de conception prescriptive ou alternative. Un certain nombre d'essais décrits dans ces articles, qui ne sont pas des essais de validation ni de certification, consiste à comprimer à différents taux de charge des stratifiés [2005 FEI] ou des sandwiches ([2011 NAW], [2008 FEI]) soumis à divers flux de chaleur. Divers modes de rupture (flambage global, flambage local de la peau, *kinking* de la peau) [2009 GU] [2008 GU]

sont identifiés pour des couples flux-charge de compression. Le résultat principal de ces expériences est l'évolution du temps à rupture en fonction de la charge appliquée, associée à des observations expérimentales comme le lieu et le mode de rupture. Des modélisations de ces essais sont parfois réalisées et donnent lieu à des analyses paramétriques de propriétés telles que le module d'Young axial ([2012 SUM], [2010 ZHA]). Les corrélations entre résultats de simulation et expérimentation sont généralement présentés pour la thermique mais pas pour la thermomécanique. Dans la littérature qui traite de la modélisation thermomécanique, deux approches se distinguent : les modèles basés sur le comportement à l'échelle du pli qui étudient les contraintes générées par la formation de pores et/ou de délaminage entre les plis [1996 WU] et les modèles basés sur des échelles supérieures qui s'attellent à prédire une réponse globale de la structure et des ruptures globales. C'est cette dernière approche qui est employée dans ce travail.

Il n'est par ailleurs pas possible d'extrapoler les conclusions ni à la structure qui subira l'essai de certification, ni à une sollicitation thermique de type feu ISO 834 [1995 WAN]. Les conditions aux limites des essais sont différentes (températures atteintes et niveau de chargement), des effets d'échelle peuvent être observés et la certification impose de tester un assemblage et non une pièce unique. Concernant l'effet d'échelle, Wang [1995 WAN] insiste déjà en 1995 sur le fait que l'utilisation de petits échantillons permet une évaluation économique du comportement au feu des matériaux mais qu'il est inenvisageable d'en tirer une description complète de la structure dans des conditions de feu réel.

Dans la littérature, on trouve également des modèles de comportement thermique d'éprouvettes. Henderson [1985 HEN] a développé un modèle unidirectionnel capable de donner la répartition de la température dans l'épaisseur d'un matériau et son évolution au cours du temps pour un matériau en cours de pyrolyse (carbone/epoxy) en tenant compte de l'impact du flux de gaz de pyrolyse sur le bilan thermique. La comparaison entre les températures expérimentales et les températures calculées est satisfaisante. Par la suite, d'autres chercheurs ([1987 HEN], [2006 RAM]) ont complexifié ce modèle en ajoutant la prise en compte de la dilatation et de l'évolution de la pression due aux gaz de pyrolyse ainsi que l'ablation. Looyeh [1999 LOO] s'est attelé à implémenter un tel modèle dans une résolution par éléments finis. De sorte qu'il est en théorie possible de modéliser numériquement le comportement thermique de n'importe quel matériau dégradable sous réserve de connaître précisément l'évolution des propriétés thermiques en température et les données environnementales. L'objectif n'est pas ici de donner l'historique de l'évolution des modèles, ni de développer notre propre modèle. Il est possible d'en savoir plus à ce sujet en consultant les références suivantes : [2009 MOU], [2006 RAM]. Marquis & al. dans [2011 MAR] montrent les difficultés auxquelles on peut être confronté lorsque l'on veut réaliser des mesures de propriétés à haute température. On constate donc que la difficulté ne provient pas de limite conceptuelle, ni de ressource informatique mais plutôt de la mesure des propriétés ou la connaissance des conditions aux limites. Les échanges thermiques avec

l'environnement sont rarement décrits. Quand ils le sont, les coefficients utilisés dans les modèles ne sont pas clairement identifiés, la méthodologie employée pour les déterminer n'est pas détaillée, des valeurs sont là encore tirées des Eurocodes.

Lors des essais décrits dans la littérature, les spécimens sont simultanément comprimés et chauffés. Par conséquent, c'est essentiellement la compression qui est étudiée et on trouve un certain nombre d'expressions décrivant la perte de module en température, toutes obtenues en recalant des courbes expérimentales. Plusieurs types d'analyses ont par ailleurs été proposés depuis l'échelle de la cellule jusqu'à l'échelle du spécimen, dans lequel les propriétés en différents points sont moyennées sur l'ensemble du volume du matériau, en passant par une analyse pli par pli. Parmi les modèles proposés, certains sont résolus analytiquement et d'autres par éléments finis [2005 BOL].

Sur la quantité de modèles proposés, celui qui a donné la meilleure corrélation avec les résultats expérimentaux consiste à estimer la limite élastique en plusieurs points de l'épaisseur, moyenner cette information sur l'épaisseur et comparer la valeur obtenue avec le niveau de charge imposée à la structure. Cela détermine si la structure est ruinée ou non, les niveaux de rupture en compression et le temps à rupture pour les laminés dont le mode de ruine est la plicature des fibres. Ce modèle est moins pertinent pour les sandwiches dont le mode de rupture est le plissement de la peau chaude. Un autre modèle [2008 ZHA] qui a lui aussi donné de bons résultats, inclut un comportement viscoélastique et prend en compte la redistribution des efforts sur les autres plis. Il est à noter que ce modèle nécessite un grand nombre de données, en particulier pour les paramètres relatifs au fluage. Moins de travaux ont été réalisés sur le comportement en traction des stratifiés et des sandwiches. Pourtant, c'est la peau en traction qui est sollicitée par le chargement thermique lors de l'essai de certification.

Un certain nombre de phénomènes ont pu être observés ou imaginés mais à notre connaissance, ils ne sont pas encore modélisés à un niveau « macroscopique » : la formation des pores dans la zone dégradée, la convection et le rayonnement des gaz de pyrolyse dans les pores, le délaminage et la décohésion des fibres dans la matrice, l'impact sur la conduction thermique de ce délaminage qui modifie les modes de transfert de la chaleur. Un constat général sur la modélisation thermique et thermomécanique est qu'on est capable d'identifier des phénomènes très complexes et de développer des appareillages très sophistiqués pour mesurer des propriétés. Mais pour autant, il reste difficile d'obtenir les informations dont on a besoin pour réaliser les modèles numériques de comportement au feu.

Le comportement thermomécanique des matériaux composites sous l'action du feu est un sujet d'intérêt depuis un certain nombre d'années. De grands projets collaboratifs ont déjà réalisés et ont permis des avancées conséquentes dans le domaine : MP08 dans l'industrie navale, Aircraftfire dans l'industrie aéronautique, Firecomp pour le stockage. Les recherches se poursuivent néanmoins car les problématiques sont nombreuses. Des projets

sont en cours dont Corac pour l'industrie aéronautique, ainsi que des thèses consacrées à cette thématique. Pour ne citer que deux exemples, P Tranchard a travaillé pour Airbus sur la modélisation du comportement au feu des composites, et G Cueff [2014 CUE] a étudié pour Efectis les matériaux cellulositiques.

I.3 Partie III : Le sujet de la thèse

Le sujet regroupe trois domaines étudiés depuis plusieurs années : les composites dont l'utilisation est croissante depuis les années 60, le feu dont l'impact sur la dégradation des matériaux et la tenue des structures est étudié depuis les années 80 et la modélisation numérique dont l'emploi dans l'industrie se généralise depuis les années 70. La difficulté est de les associer. Le sujet a déjà fait l'objet d'un certain nombre de travaux, projets et thèses, les progrès en recalage sont importants mais aucun des travaux ne s'est attelé à la résistance au feu des structures à certifier. Ce qui est étudié ici, c'est la modélisation du comportement thermomécanique de structures de grandes dimensions lors d'un essai de certification « ISO 834 ». Des modèles numériques du comportement thermomécanique de grandes structures (3.4 m x 2.5 m) sandwiches en peaux composite et cœur de balsa ont été réalisées par Bollero [2005 BOL]. Le modèle de pont assemblé comportant une jonction en T soumis à un feu ISO 834 a donné des résultats cohérents avec ceux mesurés tant du point de vue de l'analyse thermique que de l'analyse thermomécanique.

L'objectif de ce travail est de modéliser le comportement thermomécanique d'un pont ou d'une cloison de conception alternative lors de l'essai de certification « ISO 834 ».

Une hypothèse de travail est que le comportement mécanique de la structure n'a pas d'impact sur le comportement thermique [2014 ANJ] [2005 BOL] : les modifications géométriques sont suffisamment peu importantes pour ne pas influencer l'écoulement des fluides, les conditions aux limites thermiques, les charges thermiques. On réalise donc dans un premier temps l'analyse thermique seule, dont le résultat est utilisé en mécanique : les propriétés mécaniques des éléments du maillage sont calculées en fonction de ces températures. Par rapport aux modèles mis en œuvre pour les conceptions prescriptives, la dégradation des matériaux est prise en compte (pyrolyse, combustion). Du fait des incertitudes expérimentales sur la température des gaz chauds, les propriétés matérielles, de la non reproductibilité observée lors des essais règlementaires et parce que les valeurs des coefficients d'échange sont celles des Eurocodes pour les simulations numériques, il n'est pas envisageable de réaliser un recalage correct à partir des informations mesurées lors de l'essai « ISO 834 ». On a plus de valeurs à identifier que d'informations disponibles. On ne s'attache pas dans ce travail à recalibrer les modèles, mais à comparer les résultats en fonction des données et des modèles, ou des designs. Le but poursuivi dans ce travail consiste à identifier les phénomènes mis en jeu dans le comportement thermomécanique de la structure au cours de l'essai « ISO 834 » et vérifier que les outils et données utilisés pour réaliser les modèles sont adaptés.

Chapitre 1 : Contextualisation et état de l'art

La progression suivie dans ce document consiste à traiter séparément la partie thermique et la partie mécanique. Pour chacune de ces parties, un rappel des éléments de théorie précédera l'étude des propriétés matérielles. Pour l'analyse thermique, deux modèles sont envisageables. L'un résout simultanément trois équations : l'équation de la chaleur, le bilan de masse, le bilan des gaz. L'autre ne résout qu'une équation, l'équation de la chaleur dans laquelle la perte de masse est intrinsèquement prise en compte. On y traite également les données nécessaires pour alimenter le modèle thermique, les méthodes de mesure usuelles de ces propriétés et leurs limites.

Pour l'analyse mécanique, du fait que les matériaux soient isolants, un gradient thermique va se développer dans l'épaisseur de la structure, induisant des phénomènes qui ne se rencontrent pas pour les structures de conception prescriptive, phénomènes présentés dans la partie théorique du chapitre. Sur base des équations à résoudre, une liste des données supposées nécessaires pour alimenter le modèle est dressée. Puis une réflexion est menée quant à l'influence de chacune d'entre elle sur la réponse de la structure et sur les méthodes de mesure. Les spécificités liées à la fabrication des panneaux et leurs implications sur les propriétés mécaniques sont mises en avant, en particulier au cours de la dégradation.

Dans une partie plus applicative, les modèles numériques sont détaillés avec comme cas d'application l'étude de la résistance au feu d'un pont composite lors d'un essai de certification « ISO 834 » : choix des éléments, conditions aux limites, chargements, données thermiques, données mécaniques, stratégie de résolution.

II.Chapitre 2 :

Eléments de théorie relatifs à l'analyse thermique

Cette partie est destinée à rappeler quelques éléments de l'analyse thermique et à présenter les modèles et leurs équations implémentées dans les logiciels de simulation par éléments finis. Dans un premier temps, un rappel de l'obtention du modèle pour les matériaux dégradables à partir de l'équation de la chaleur pour les matériaux indégradables est détaillé. Cette équation est ensuite adaptée aux spécificités des matériaux dégradables et modifiée pour rendre compte des phénomènes physiques qui interviennent. Les propriétés nécessaires et les moyens de mesure associés seront discutés pour souligner leurs limites de validité.

II.1 Thermique et matériaux indégradables

On qualifie d'indégradable un matériau dont la nature ne change pas (ni réaction chimique, ni changement de phase) lors d'essai spécifique : sa masse volumique reste constante. C'est par exemple le cas de la pierre. On qualifie d'incombustible un matériau qui ne s'enflamme pas, mais qui se décompose sous l'effet de la chaleur et dont la masse volumique diminue sous l'effet de la chaleur (cf LNE essai normalisé d'incombustibilité). C'est par exemple le cas du béton. Dans cette partie sera détaillée la modélisation des échanges thermiques dans le cas des matériaux indégradables, ce qui correspond au cas de la conception prescriptive.

II.1.1 Equation de la chaleur

L'équation de la chaleur est une équation différentielle à deux variables, le temps et l'espace et elle s'écrit de la façon suivante [2007 INC] :

$$\nabla(\lambda_i(T)\nabla T) + q_v = \rho c_p(T) \frac{\partial T}{\partial t} \quad \text{Eq. 0-1}$$

Dans un certain nombre de cas, le matériau est thermiquement isotrope et la conductivité ne dépend alors pas de la direction considérée. Dans le cas de la conception prescriptive des structures navales, il n'y a pas de source ou puits de chaleur dans les structures donc $q_v = 0$. L'équation de la chaleur prend donc la forme simplifiée suivante :

$$\nabla(\lambda(T)\nabla T) = \rho c_p(T) \frac{\partial T}{\partial t} \quad \text{Eq. 0-2}$$

Dans un certain nombre de cas, la chaleur spécifique et la conductivité ne varient que très peu sur la gamme de température étudiée et elles sont alors considérées comme constantes. L'équation se simplifie encore :

$$\lambda \Delta T = \rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} \quad \text{Eq. 0-3}$$

Pour résoudre cette dernière équation, qui est la plus simple de celles décrites ci-dessus, il faut connaître la masse volumique (constante), la conductivité et la capacité. La mesure de la masse volumique ne pose pas de véritable problème. La mesure de la conductivité et de la capacité nécessitent des moyens expérimentaux spécifiques décrits dans le paragraphe II.3.2.1 p 36 II.3.5.1 p 39. La résolution de cette équation ne peut être envisagée que si l'on connaît les conditions aux limites et les conditions initiales.

II.1.2 Conditions aux limites

L'évolution de l'environnement dans lequel se trouve la structure n'est pas étudiée dans cette thèse orientée sur les matériaux et la mécanique des structures et non la mécanique des fluides, mais l'interface entre cet environnement et la structure constitue l'ensemble des conditions aux limites. L'évolution des conditions aux limites et leur modélisation ont été étudiées par A Jowsey dans sa thèse [2006 JOW]. Elles agissent sur l'enveloppe de la structure, peuvent être de plusieurs types et certaines d'entre elles peuvent agir simultanément : des températures imposées, des flux imposés, des échanges convectifs et des échanges radiatifs. Les conditions initiales permettent de caractériser la structure à l'instant initial, les conditions aux limites donnent les évolutions connues des charges thermiques au cours du temps sur l'enveloppe de la structure.

II.1.2.1 Echanges convectifs

Dans l'échange convectif, on relie, à une position donnée x_k , la température de l'environnement T_f , celle de la paroi en contact avec l'environnement T_p et le flux surfacique q_p échangé entre le fluide et le solide par le coefficient de convection h_c , exprimé en $W.m^{-2}.K$ selon la relation :

$$q_p = h_c (T_p(x_k, t) - T_f(x_k, t))^m \quad \text{Eq. 0-4}$$

Dans certains modèles, le coefficient de convection est aussi dépendant de la température du fluide T_f et de la température de la paroi T_p . A titre d'exemple, le modèle suivant utilisé par le LNE permet de prendre en compte l'orientation du panneau via le coefficient c .

$$h_c = c \times |T_p - T_f|^{1/3} \quad \text{Eq. 0-5}$$

c vaut 1.31 pour les panneaux verticaux et 1.52 pour les panneaux horizontaux. Cette dépendance en température est censée traduire le régime et le type d'écoulement de fluide qui surviennent à de telles températures. Il permet ainsi de distinguer le comportement du fluide en différents points de la structure. En effet pour des dimensions de structures de l'ordre du mètre telles que celles testées lors de l'essai de résistance au feu « ISO 834 », la température n'est pas répartie uniformément sur la surface exposée de l'échantillon.

Toutefois, des tests comparatifs ont montré que pour une température de paroi de l'ordre de 700°C, l'écart de température entre la référence Eurocode et de tels modèles est d'environ 5 %. Dias de Moraes [2003 DIA] a calculé l'évolution de h en fonction de la température à partir d'expressions basées sur l'écoulement des fluides. Elle utilise finalement une valeur constante moyenne et réussit à recalculer le comportement thermique de ses échantillons. Selon Fredlung [1988 FRE] et Looyeh [1999 LOO] la couche limite peut aussi être perturbée par la production de gaz de pyrolyse, le gradient de température n'y serait alors plus linéaire. Cet aspect n'a pas été pris en compte dans les modèles présentés dans ce document. Il existe une différence de température qui peut être de l'ordre de 50°C entre le haut et le bas d'une cloison à la fin d'un essai de certification « ISO 834 ». Même sur des structures de dimensions inférieures (0.9 m de longueur) des écarts significatifs de température ont été observés dans le plan du côté exposé au feu [2009 ASA] [2010 SUM]. Mais, à chaque instant, la température est supposée uniforme pour les calculs réglementaires.

II.1.2.2 Echanges radiatifs

C'est le mode de transfert dominant à haute température. Echange entre un système matériel et un champ de rayonnement, ce transfert d'énergie ne nécessite pas de support matériel. Dans l'échange par rayonnement, on lie à une position donnée x_k , T_f (température de la source ou du fluide baignant la paroi), T_p , et q_p par l'émissivité ε (grandeur sans dimension comprise entre 0 et 1) et σ , la constante de Stefan-Boltzmann selon la relation :

$$q_p = \sigma \varepsilon (T_p^4(x_k, t) - T_f^4(x_k, t)) \quad \text{Eq. 0-6}$$

La valeur de l'émissivité peut changer avec la température, en particulier lorsque le matériau se décompose (composite et balsa) car le carbone peut être assimilé à un corps noir dont l'émissivité tend vers 1. Les gaz brûlés dans le four produisent eux-aussi des fumées qui se déposent sur la face chaude de la structure, modifiant son émissivité bien que la structure ne se décompose pas si elle est en acier. En général, les propriétés optiques (émission, absorption) dépendent de la longueur d'onde du rayonnement. Mais pour la modélisation de l'essai « ISO 834 », on considère que les corps sont des corps gris, c'est-à-dire que leurs propriétés optiques ne dépendent pas de la longueur d'onde. On suppose aussi que les corps sont opaques et que la réflexion est diffuse.

II.1.3 Conclusion

Pour décrire convenablement les conditions aux limites dans le modèle numérique, il est donc nécessaire de connaître la température du fluide qui baigne chaque point de l'enveloppe de la structure mais aussi les coefficients d'émissivité et de convection en chacun de ces points. En pratique, le coefficient d'émissivité dépend de nombreux paramètres dont l'état de la surface du matériau. Le coefficient de convection en un point dépend lui de la température du fluide et de la vitesse de l'écoulement au point considéré

[2006 KEL]. Comme ni la température, ni la vitesse locale du fluide ne sont uniformes sur la surface d'un panneau, toutes ces grandeurs sont des fonctions de l'espace et de la température. Des modèles complexes ont été développés pour prendre en compte les effets de la pyrolyse, la dilatation thermique et l'ablation [1985 BOY] ou pour décrire l'échange thermique entre solide et fluide en vue de réaliser des analyses couplées [2008 XIE]. Toutefois, dans la littérature des modèles empiriques de température imposée du côté chaud peuvent aussi être proposés [1999 LOO].

Pour un essai de résistance « ISO 834 », un ensemble de thermoplates disposées règlementairement dans le four d'essai donne les informations permettant de réguler le débit des gaz et de contrôler que la température des gaz suit la courbe ISO 834, dans une fourchette donnée. Lors de ces essais, les critères de la norme ne portent que sur les températures en face froide, au passage des flammes et des fumées, aux déplacements transversaux de quelques points définis règlementairement.

Quand on souhaite reproduire l'essai par simulation numérique, on prend des données Eurocode pour les coefficients d'échange thermique car le code FTP de l'OMI n'en prescrit pas. Le coefficient de convection est supposé uniforme et constant de valeur $25 \text{ W/m}^2\text{K}$ sur la face chaude quand associé à un feu ISO 834, supposé uniforme et constant de valeur $5 \text{ W/m}^2\text{K}$ sur la face froide. Pour d'autres courbes normalisées temps-température, d'autres valeurs sont identifiées pour les coefficients d'échange. Ainsi Zhang [2010 ZHA] utilise un coefficient de convection de $40 \text{ W/m}^2\text{K}$ du côté chaud lorsqu'il modélise un feu d'hydrocarbure UL 1709. Pour ISO 834, l'émissivité est comprise entre 0.7 et 1 pour les deux faces [1993 EUR]. Il est certain que lors d'un essai, ces valeurs supposées uniformes et constantes ne le sont pas, ce qui explique entre autres pourquoi les corrélations essais-simulations sont très difficiles. La connaissance des propriétés matérielles est importante mais celle des conditions aux limites l'est tout autant. Toutefois, compte-tenu des températures atteintes, l'échange de chaleur en paroi chaude s'effectue majoritairement par rayonnement et l'influence de la valeur du coefficient de convection sur le champ de température est marginale. Par exemple au bout d'une heure, la température des gaz du four est 945°C et celle de la paroi chaude 930°C d'un sandwich d'épaisseur 80 mm (modèle numérique). Le flux radiatif correspond est 5200 W/m^2 et le flux convectif 360 W/m^2 , soit un rapport de 14.5, ce qui illustre la prédominance de l'échange par rayonnement sur celui par convection. La convection n'est prédominante que sur les 50 premières secondes, quand la structure est froide. Dès la fin de la première minute d'exposition au feu, le rayonnement est prépondérant par rapport à la convection (Figure 0-1).

II.2 Thermique et matériaux dégradables

La spécificité de la conception alternative vient de la nature même des matériaux utilisés, résine vinylester et bois de balsa dans ce document, car certains phénomènes qu'on ne retrouve pas pour les conceptions prescriptives peuvent se développer selon les températures atteintes.

Du point de vue thermique, en plus de l'échange par conduction, de la chaleur est générée ou absorbée par l'évaporation de l'eau (présente essentiellement dans le balsa), la décomposition (pyrolyse) du matériau vierge, la combustion des gaz de réaction à l'interface composite/feu puis l'oxydation du char et sous certaines conditions.

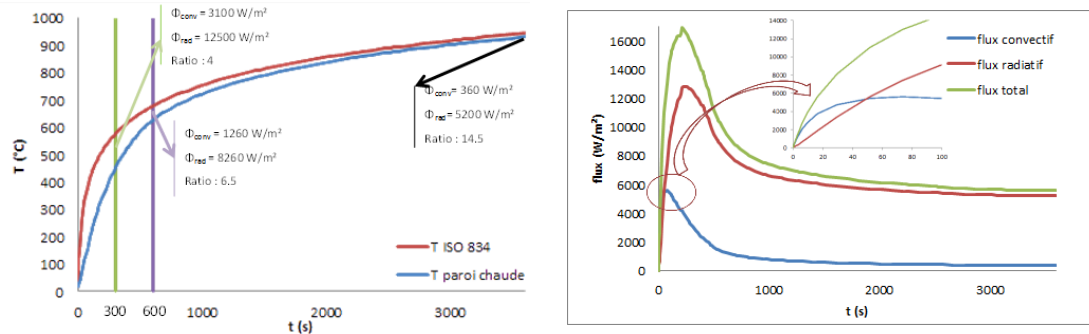


Figure 0-1 : Comparaison des flux convectifs et radiatifs à différents instants du calcul

Lors de la pyrolyse qui est la décomposition du matériau sous la seule action de la chaleur, les matériaux vont se transformer en char (structure carbonée très poreuse) et en produits gazeux. Si la température est suffisamment élevée, le char s'oxyde et si le mélange gaz/dioxygène est de plus équilibré, l'inflammation de ces gaz peut survenir en surface. La vaporisation et la pyrolyse sont des réactions endothermiques, elles consomment de l'énergie [2005, ROB].

La combustion est une réaction d'oxydo-réduction exothermique, qui nécessite chaleur et oxygène pour changer les réactifs en produits. Elle se poursuit tant qu'il y a suffisamment d'énergie transférée à la surface et dans la masse du matériau pour entretenir sa décomposition qui génère la production de gaz combustibles. Le mécanisme est alors autoalimenté et la flamme peut alors se propager. L'étude de la propagation de la flamme n'est pas étudiée dans ce document car les conditions de l'essai « ISO 834 », objet de ce travail, sont considérées uniformes.

L'analyse thermique est par conséquent plus complexe que dans le cas du design prescriptif : les propriétés thermiques et la masse évoluent en température car les matériaux pyrolysent ou brûlent, des sources et des puits de chaleurs sont générés par les réactions.

II.2.1 Loi des mélanges

Au cours du chauffage, la nature du matériau change. Des domaines de température sont identifiés auxquels sont associés les différents états du matériau. De la température initiale à la température de pyrolyse, le matériau ne « change » pas mais ses propriétés évoluent. On parle traditionnellement de « matériau vierge », par exemple un pli de tissu dont la résine a été polymérisée. A partir de la température de fin de dégradation et jusqu'au début de l'oxydation du char, le matériau est entièrement décomposé. On parle traditionnellement de « matériau dégradé » ou « char », par exemple ce même pli de tissu pour lequel il ne reste que les fibres enveloppées de carbone, et dont les propriétés

dépendent de la température. Au cours de la dégradation, le matériau est biphasé car la pyrolyse ne se produit ni instantanément ni de façon uniforme : le matériau est en partie vierge et en partie décomposé. Pour décrire les propriétés thermiques relatives à cette transition, une « loi des mélanges » a été proposée par Henderson [1985 HEN], analogue à celle utilisée dans d'autres domaines dont la détermination des propriétés d'un pli composite à partir des propriétés de ses divers constituants. Celle-ci consiste en une pondération entre les caractéristiques du matériau vierge (indice 0) et celles du matériau dégradé (indice c). Pour rendre compte de la progression de cet état intermédiaire, une grandeur basée sur l'évolution de la masse en fonction de la température a été introduite, le facteur de décomposition F . Cette grandeur adimensionnée dont l'évolution en fonction de la température en comprise entre 0 et 1 traduit l'état du matériau entre vierge (1) et dégradé (0). Ce point sera détaillé dans le paragraphe II.3.1 p 32.

Dans le cas d'un flux unidirectionnel dirigé perpendiculairement au plan de l'échantillon, on utilise pour les flux une analogie électrique qui conduit à l'expression suivante pour la loi des mélanges décrivant l'évolution en température de la conductivité transverse. La loi des mélanges est également employée pour décrire l'évolution en température de la capacité thermique.

$$\lambda = F\lambda_0 + (1 - F)\lambda_c \qquad F = \frac{m - m_c}{m_0 - m_c} \qquad \text{Eq. 0-7}$$

On peut éventuellement ajouter un quatrième domaine de température, correspondant à l'oxydation du char. A l'issue de cette réaction, ne restent que les fibres nues. Il faut, dans ce cas, pour mettre en place une loi des mélanges pour la transition char/fibres nues, connaître les propriétés des fibres nues à haute température. Sur l'image suivante (Figure 0-2), le matériau est présent sous les trois états décrits dans ce paragraphe.



Figure 0-2: Les trois états du matériau : vierge, décomposé, fibres nues

II.2.2 Equation de la chaleur

L'objet du paragraphe suivant est d'introduire les spécificités apportées par la dégradation dans l'équation de la chaleur décrite précédemment. On cherche dans un premier temps à exprimer, en fonction de l'enthalpie h , Q_a la chaleur accumulée dans le volume V de masse m lors de la variation de température subie par ce volume pendant l'intervalle de temps dt . q_a est l'énergie accumulée par unité de volume, c'est un flux volumique ($W.m^{-3}$) qui est fonction de l'enthalpie. Une hypothèse forte du modèle consiste à supposer le volume constant, la variation de masse est donc égale à la variation de masse volumique. En pratique le volume de matière diminue assez peu, diminution en partie compensée par la dilatation [2003 DIA].

$$Q_a \times dt = \Delta H = \Delta(mh) = q_a V dt$$

Eq. 0-8

$$q_a = \frac{\Delta(mh)}{V dt} = \frac{\Delta(\rho h)}{dt} = \frac{\partial(\rho h)}{\partial t}$$

On trouve généralement l'expression ci-dessus qui peut laisser croire que le produit ρh dépend du temps alors qu'il dépend de la température qui elle évolue au cours du temps. Le développement ci-dessous fait apparaître la dérivée de h par rapport à la température, qui n'est autre que la chaleur spécifique c_p , quantité de chaleur à apporter à un corps de masse unitaire pour élever à pression constante sa température de 1 K.

$$\frac{\partial(\rho h)}{\partial t} = \frac{\partial(\rho h)}{\partial T} \times \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial T}{\partial t} \left(\rho \frac{\partial h}{\partial T} + h \frac{\partial \rho}{\partial T} \right) = \frac{\partial T}{\partial t} \left(\rho c_p + h \frac{\partial \rho}{\partial T} \right) \quad \text{Eq. 0-9}$$

Ainsi le bilan thermique dans un élément de volume dont le matériau se décompose peut se mettre sous la forme de l'équation Eq. 0-10. Pour un instant donné, il s'écrit :

$$\nabla(\lambda_i(T) \nabla T) + q_v = \left(\rho c_p + h \frac{\partial \rho}{\partial T} \right) \times \frac{\partial T}{\partial t} \quad \text{Eq. 0-10}$$

La prise en compte des réactions endothermiques et exothermiques (évaporation de l'eau, pyrolyse), se fait par l'introduction d'un terme source q_v dans l'équation de la chaleur, terme dépendant de la quantité de matériau qui a subi la transformation. La quantité Q_{decomp} , exprimée en kJ/kg, représente l'énergie nécessaire pour transformer une quantité de matière de masse unitaire. Elle est en général exprimée comme un nombre positif. Mais puisque ces réactions sont endothermiques et que la masse volumique diminue, pour que le terme source soit compté négativement, il faut un signe – dans l'expression du terme source. Dans le cas d'un corps pur, cette « chaleur de décomposition » n'est autre que la chaleur latente de la transformation subie.

$$q_v = -Q_{decomp} \frac{\partial \rho}{\partial t} \quad \text{Eq. 0-11}$$

L'équation de la chaleur devient alors :

$$\nabla(\lambda_i(T)\nabla T) = (Q_{decomp} \frac{\partial \rho}{\partial T} + \rho c_p + h \frac{\partial \rho}{\partial T}) \times \frac{\partial T}{\partial t} \quad \text{Eq. 0-12}$$

Au cours de la réaction, les gaz produits traversent le réseau de pores formé lors de la décomposition des matériaux du côté chaud et atteignent la surface du côté chaud. Selon la température en surface et la concentration en dioxygène, ces gaz peuvent s'y enflammer. Le transfert de ces gaz vers la surface peut influencer le bilan thermique [2014 ANJ]. Pour cela, il faut établir un bilan massique des gaz de combustion.

II.2.2.1 Gaz générés lors de la dégradation

La masse de structure perdue lors de la dégradation est en pratique changée en masse de char et de gaz de pyrolyse, qui contribuent eux-mêmes au bilan thermique. La relation (unidirectionnelle) de conservation de la masse conduit à l'égalité entre le débit massique des gaz produits et la perte de masse du solide.

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} = - \frac{\partial \dot{m}_x^g}{\partial x} \quad \text{Eq. 0-13}$$

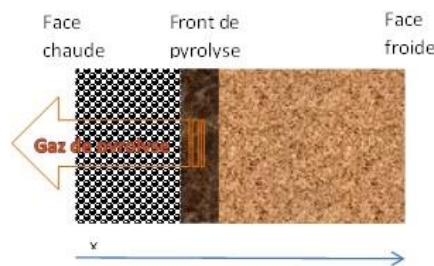


Figure 0-3 : Evacuation des gaz de pyrolyse

Les gaz sont des vecteurs de chaleur qu'ils transmettent par convection et rayonnement au cours de leur transport (Figure 0-3). Cela se traduit de plusieurs manières : l'enthalpie des gaz produits s'ajoute à celle du matériau solide, un terme additionnel prend place dans l'équation et rend compte de la convection des gaz. Leur rayonnement n'est pas modélisé par un terme dans l'équation de la chaleur. Il est toutefois supposé pris en compte dans la mesure de la conductivité (cf paragraphe II.3.2.1 p 36). L'équation de la chaleur devient donc :

$$\nabla(\lambda_i(T)\nabla T) = \rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} + (Q_{decomp} + h - h^g) \frac{\partial \rho}{\partial t} + \dot{m}_x^g c_{pg} \frac{\partial T}{\partial x} \quad \text{Eq. 0-14}$$

Le terme additionnel est pris en compte dans la littérature mais sa contribution au comportement thermique de la structure n'est pas encore quantifiée. Il joue en revanche clairement un rôle dans l'évolution de la pression et de la température au sein du matériau qui devient progressivement poreux sous l'effet de la pyrolyse [2010 ZHA].

II.2.2.2 Evolution de la masse

Au cours de la dégradation, l'évolution du taux de perte de masse en fonction de la température peut être modélisée par une loi utilisée pour décrire la cinétique de la réaction : la loi d'Arrhénius. Pour certains matériaux, plusieurs étapes de dégradation peuvent se succéder et à chacune correspond une loi d'Arrhénius. Trois paramètres et deux grandeurs permettent de représenter théoriquement ce type de loi : le préfacteur A (Hz), l'énergie d'activation E_a (J/mol), l'ordre de réaction n , les valeurs initiale et finale de la masse volumique. Ces trois paramètres doivent être déterminés à partir des résultats d'essais, en utilisant divers outils de recalage [2007, BAI]. D'après Dias de Moraes [2003 DIA] et Looyeh [1999 LOO], ces paramètres sont empiriques et fortement dépendants des conditions aux limites : atmosphère, taille des éprouvettes, taux de chauffage. Ce sont des paramètres « effectifs », ils rendent compte d'une évolution mais ils ne semblent pas être associés à des principes réactionnels particuliers.

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} = -A(\rho_0 - \rho_c) \left(\frac{\rho - \rho_c}{\rho_0 - \rho_c} \right)^n e^{-\frac{E_a}{RT}} \quad \text{Eq. 0-15}$$

Il existe d'autres fonctions dites de conversion différentielle pour décrire $g(\rho)$ dans le cas de l'expression générale ci-dessous [2013 GUI].

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} = -A g(\rho) e^{-\frac{E_a}{RT}} \quad \text{Eq. 0-16}$$

L'équation de la chaleur établie précédemment contient des termes dépendant de la masse volumique, son taux et celui du débit de gaz qui ne sont pas des grandeurs connues au début du calcul à la différence de la conductivité et de la capacité. Elles sont calculées par résolution des équations présentées ci-dessus : la loi d'Arrhénius relative à la perte de masse au cours du temps et l'équation de conservation des masses relative au débit de gaz, qui est supposé ne pas s'accumuler dans le matériau [2012 TRAN]. La conservation des masses est liée à la loi d'Arrhénius qui dépend de la température, que l'on cherche à déterminer en résolvant l'équation de la chaleur. Par conséquent ces trois équations sont interdépendantes et doivent être résolues simultanément en chaque point.

$$\left\{ \begin{array}{l} \nabla(\lambda_i(T)\nabla T) = \rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} + (Q_{decomp} + h - h^g) \frac{\partial \rho}{\partial t} + \dot{m}_x^g c_{pg} \frac{\partial T}{\partial x} \\ \frac{\partial \rho}{\partial t} = -A(\rho_0 - \rho_c) \left(\frac{\rho - \rho_c}{\rho_0 - \rho_c} \right)^n e^{-\frac{E_a}{RT}} \\ \frac{\partial \rho}{\partial t} = -\frac{\partial \dot{m}_x^g}{\partial x} \end{array} \right. \quad \text{Eq. 0-17}$$

La résolution est spatiale mais aussi temporelle, le problème est donc transitoire. Il est aussi non-linéaire. En effet, les propriétés (conductivité, capacité et masse volumique) dépendent de la température, résultat de la résolution du système, et la solution du système dépend de la valeur des propriétés introduites dans l'équation.

II.3 Propriétés matérielles

Pour résoudre ce système couplé d'équations, il faut donc avoir connaissance de la masse volumique, de la capacité calorifique et de la conductivité (ou les conductivités pour un matériau non isotrope) et de leurs évolutions en fonction de la température.

II.3.1 Masse volumique

Une grande partie de la résine vinylester se volatilise en gaz, environ 3 à 5% seulement de la masse initiale de la résine se transforme en char, la fraction massique résiduelle de l'échantillon vaut environ 70% du fait de la présence des fibres inertes. Une légère perte de masse se produit de 100 à 300°C. La réaction de pyrolyse est supposée ne comporter qu'une seule étape, une seule loi d'Arrhénius y est donc associée [1999 STA]. En général, la décomposition de la résine vinylester se produit sur une plage de température allant de 320 à 380 °C [2009 GOO]. L'oxydation du char se produit dans l'air vers 600°C. Mouritz & al. [2009 MOU] ajoutent que le char peut aussi disparaître par réaction avec la silice présente dans les fibres de verre et ce, vers 1000°C. La masse perdue lors de cette oxydation reste négligeable, la masse résiduelle passe par exemple de 75 % à 72 % de la masse initiale [2009 GOO].

Le balsa, comme d'autres essences de bois, contient un certain nombre de constituants dont la cellulose, l'hémicellulose et la lignine [2014 TRA]. La dégradation du balsa comporte un certain nombre d'étapes qui ne seront pas reprises ici car l'objectif de nos modèles est de rendre compte de la perte de masse et non de la modéliser à un niveau mésoscopique. La décomposition du balsa s'initie vers 200°C et la première étape s'achève vers 350-400°C. Elle est poursuivie par une décomposition graduelle et continue jusqu'à au moins 1100°C, température maximale à laquelle le char de balsa a été testé. Sur l'exemple présenté ci-dessous (Figure 0-4), les mesures n'ont pas été réalisées au-delà de 550°C. Deux étapes de dégradation ont été identifiées et peuvent être modélisées, on en distingue plus sur la figure.

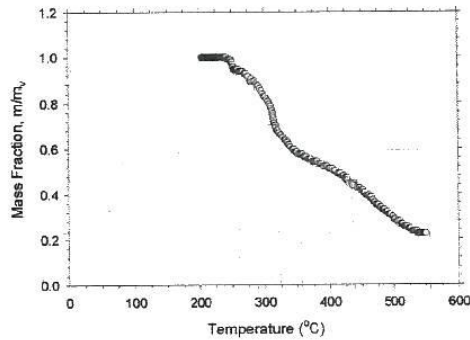


Figure 0-4 : Analyse thermogravimétrique d'un échantillon de résine

L'évolution de la masse volumique en fonction de la température est mesurée par analyse thermogravimétrique (TGA) sur l'intervalle (température ambiante-500°C), ce qui donne le taux de dégradation de la résine puisque les fibres ne se dégradent pas sur cet intervalle. La mesure permet de définir la fraction massique f et le facteur de décomposition F . La fraction massique varie entre 1 (matériau vierge) et f_∞ (matériau entièrement décomposé), cette dernière valeur dépendant bien évidemment du matériau dont les propriétés sont mesurées. Ce paramètre n'est donc pas d'usage très pratique. On lui préfère le facteur de décomposition F , déjà introduit dans la loi des mélanges, qui lui varie de 1 à 0. Il est défini à partir de f , de la masse ou de la masse volumique, car une hypothèse du modèle est que le volume est constant.

$$f = \frac{m}{m_0} \quad F = \frac{m - m_c}{m_0 - m_c} = \frac{f - f_\infty}{1 - f_\infty} = \frac{\rho - \rho_c}{\rho_0 - \rho_c} \quad \text{Eq. 0-18}$$

Au cours des analyses thermogravimétriques (TGA), on applique un chauffage contrôlé à un échantillon et on mesure l'évolution de sa masse en fonction de la température (Figure 0-5). Elles sont généralement réalisées sur des échantillons dont la masse est de l'ordre de 15 à 25 mg. L'ambiance est généralement inerte (Argon) mais on peut choisir d'introduire une quantité contrôlée de dioxygène pour étudier l'oxydation du char, phénomène se produisant en surface.

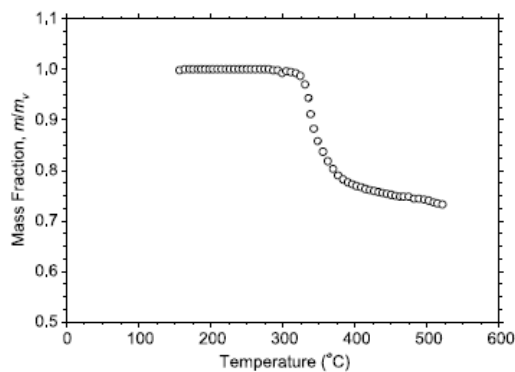


Figure 0-5 : Analyse thermogravimétrique d'un échantillon de composite

Chapitre 2 : Eléments de théorie relatifs à l'analyse thermique

Les paramètres identifiés (A , n et E_a) à partir de la courbe ci-dessus dépendent des conditions expérimentales telles que le taux de chauffage (HR) et la taille des échantillons (poudres, fragments, coupons dans [2006 LAT]). Les taux de chauffage appliqués expérimentalement sont généralement inférieurs à $40^\circ\text{C}/\text{min}$ alors que lors des premières minutes d'un feu ISO 834, l'élévation de température du côté exposé est supérieure à $100^\circ\text{C}/\text{min}$. Les taux de chauffage appliqués lors des mesures ne sont pas limités par des difficultés techniques de l'appareillage [2000 MET] et [2015 MET] mais par des hypothèses sur lesquelles repose l'interprétation des mesures. Entre autres, l'échantillon est supposé thermiquement fin. Le choix d'effectuer la TGA à de faibles taux de chauffage est lié au fait que la cinétique de pyrolyse peut diminuer avec le taux de chauffage ($>10^\circ\text{C}/\text{min}$) à cause de problèmes de diffusion thermique et gazeuse qui peuvent déplacer l'équilibre thermodynamique chimique [2010 MAR], et au fait qu'un faible taux de chauffage permet de dissocier les réactions si plusieurs interviennent. D'après Guillaume [2013 GUI], il ne faut d'ailleurs pas utiliser ces appareillages pour des taux de chauffages supérieurs à $20^\circ\text{C}/\text{min}$. Le microcalorimètre, technique en cours de développement qui apporte des informations sur la masse et le débit de chaleur produite, permet de se placer dans des conditions plus proches de celles de l'incendie mais différents phénomènes peuvent se produire simultanément ce qui rend l'exploitation des résultats parfois difficile. Nous n'avons pas trouvé de résultat exploitable de microcalorimétrie pour les matériaux étudiés dans ce document. On se place alors dans le domaine de la réaction au feu du matériau, point que nous n'aborderons pas. Nous traitons dans ce document la résistance au feu des structures.

De sorte à pouvoir associer une valeur de température à une valeur de masse mesurée, on doit pouvoir faire l'hypothèse que la température est uniforme sur l'échantillon testé. Les échantillons doivent être petits et « thermiquement fins ». En pratique, la température relevée pour mesurer l'évolution de la perte de masse est celle du gaz qui entoure l'échantillon. D Marquis [2010 MAR] rappelle les hypothèses utilisées pour interpréter les mesures effectuées lors de l'analyse thermogravimétrique, parmi lesquelles :

- La température et la concentration du gaz baignant la chambre sont homogènes
- La phase solide et la phase gazeuse sont en équilibre thermodynamique
- La décomposition se produit en surface

En chauffant lentement et en permettant au régime permanent de s'établir, il est raisonnable de considérer la température comme uniforme en particulier pour des températures inférieures à la température de début de dégradation. Quand la décomposition endothermique commence, elle n'a pas lieu dans tout le volume du matériau : elle commence sur l'enveloppe externe, car c'est elle qui reçoit le flux, et elle progresse dans le volume (Figure 0-6). Même si l'échantillon est de petite taille, la température n'est pas forcément uniformément répartie en son sein. Cela est d'autant plus probable lorsque les taux de chauffage sont importants. On peut alors se demander quelle température associer à la masse pesée à un instant. Guillaume [2013 GUI] fait état de ce

problème pour l'oxydation exothermique du charbon de balsa qui peut être de fait mesurée à une température fixe artificielle.

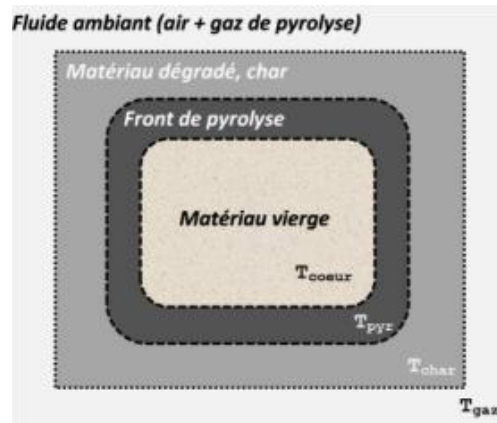


Figure 0-6 : Evolution spatiale de la pyrolyse sur un échantillon en cours de dégradation

Le VER (Volume Élémentaire Représentatif) est le plus petit volume ayant le comportement de la structure. Si l'échantillon est d'une taille inférieure à celle du VER, il ne représente donc pas les propriétés de la structure dont il est extrait. Bien qu'hétérogène à une certaine échelle, le matériau est « idéalisé » en le considérant comme continu et en moyennant ses propriétés à une échelle dépendant de la microstructure. Compte tenu des matériaux spécifiques utilisés pour l'industrie navale, dont le balsa, on peut estimer que la taille d'un échantillon devrait être de l'ordre de $400 \times 400 \text{ mm}^2$ pour rendre correctement compte des propriétés du bois, de taille inférieure pour le composite ($100 \times 100 \text{ mm}^2$). La taille des échantillons utilisés pour les mesures de propriété semble très inférieure à celle du volume élémentaire représentatif, d'où l'incertitude quant à la pertinence des propriétés matérielles, issues de ces mesures, utilisées pour la simulation.

Dans la littérature, on trouve plusieurs évolutions de la masse en fonction de la température pour lesquelles différentes tailles d'échantillon (poudre, fragment et coupon, Figure 0-7) et différents taux de chauffage (de $2^\circ\text{C}/\text{min}$ à $32^\circ\text{C}/\text{min}$) ont été utilisés. Lattimer et Ouellette [2006, LAT] ont observé que plus le taux de chauffage (Heating Rate ou HR) est faible, plus la perte de masse s'initie à basse température. Ce comportement est principalement dû à l'inertie thermique de l'échantillon. Feih [2007 FEI a] a extrapolé les évolutions de la masse avec la température pour de grandes valeurs des vitesses de chauffage. La plage de température sur laquelle peut translater la courbe est de l'ordre d'une centaine de degrés. Goodrich [2009 GOO] attribue cette translation (15°C à chaque doublement du taux de chauffage) aux modifications qui interviennent dans les processus de réaction au cours de la dégradation.

Pour Lattimer [2006 LAT], la différence de comportement entre deux échantillons de tailles différentes, une poudre et un fragment de matériau composite, peut provenir du nombre de sites de nucléation, variant selon la surface spécifique du matériau. Pour un

même taux de chauffage, les fractions volumiques finales (f_{∞}) changent avec la taille de l'échantillon. Dans ce travail, nous modéliserons des structures de grandes dimensions, de plusieurs mètres carrés, et ne considérerons pas les propriétés des matériaux à l'échelle de la poudre ou du fragment. D'un point de vue général, dans les articles traitant de ce sujet que nous avons trouvés, ni le nombre d'échantillons, ni la dispersion des résultats, ni les caractéristiques des échantillons ne sont connues.

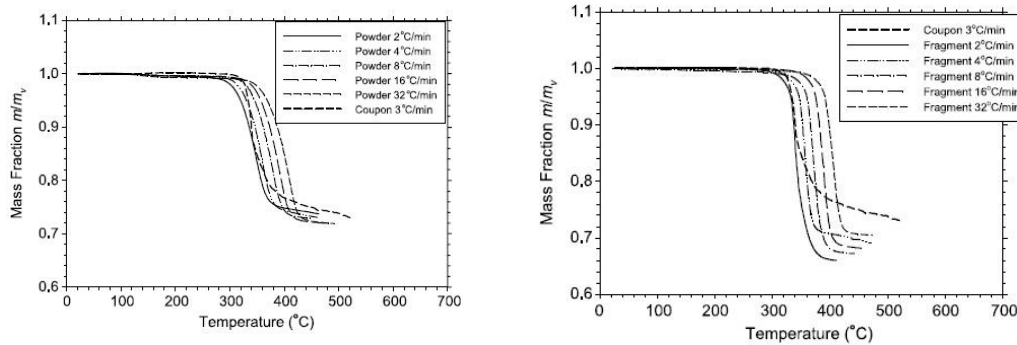


Figure 0-7 : Evolution de la fraction massique en fonction de la température (poudre et fragments)

II.3.2 Conductivité

II.3.2.1 Méthodes de mesure

La conductivité peut être mesurée par différentes méthodes [2009 KRO], on s'attarde ici par la technique des plaques chaudes gardées ou sur la technique dite « laser flash », très différentes sur le principe. La plaque chaude gardée (PCG) est une méthode stationnaire, adaptée aux matériaux isolants. Selon la plage de valeurs mesurées la température de mesure peut monter jusqu'à 500°C. La méthode flash est transitoire, adaptée aux matériaux moyennement conducteurs, homogènes et opaques, sans limite particulière de température comme souligné par H. Gu dans [2001 GU].

Pour le banc de mesure PCG, les éprouvettes ont une taille de l'ordre de 600 mm x 600 mm et d'épaisseur variable comprise entre 20 mm et 160 mm. On génère un gradient constant que l'on mesure entre les plaques pour déterminer directement la conductivité. L'incertitude relative de mesure est comprise entre 0,5% et 2%. Les échantillons sont comprimés de manière à limiter l'influence de la résistance de contact sur la valeur mesurée.

La technique « laser flash » consiste à envoyer une impulsion laser sur la face avant de l'échantillon et mesurer l'évolution de température sur la face arrière. On mesure donc la diffusivité à partir de laquelle on détermine la conductivité, sous réserve de connaître la masse volumique et la chaleur massique. La température du four (de 20°C à 1400°C) dans lequel est placé l'échantillon est constante pour chaque mesure. Les échantillons sont des éprouvettes cylindriques de diamètre 10 mm et dont l'épaisseur se situe entre 1 mm et

5 mm. L'incertitude relative de mesure est comprise entre 3% et 6% selon le matériau et la plage de température étudiés.

Concernant les moyens de mesure, on peut remarquer qu'aucun des deux présentés n'est très adapté au composite et au balsa, à commencer par la méthode flash pour laquelle les dimensions des éprouvettes sont inférieures au VER de ces matériaux. D'autre part, cette technique est appropriée pour les matériaux de conductivité moyenne, ce qui n'est pas le cas de ces matériaux. Pour les matériaux de faible conductivité, le temps nécessaire pour atteindre un régime stationnaire est très long [2015 CTH], en particulier pour les matériaux contenant de l'eau comme le bois [2001 GU], limitant ainsi l'utilisation de la technique des plaques chaudes gardées. D'après la norme ASTM C 177-04 [2004 AST] associée à la plaque chaude gardée, le temps nécessaire pour atteindre l'état quasi-stationnaire et donc la stabilisation du moyen de mesure dépend beaucoup de la conception de l'appareil, des conditions aux limites et de la nature de l'échantillon testé, mais reste quoiqu'il en soit de l'ordre de quelques heures.

Quand le matériau se décompose, la décomposition est « transitoire » et il est difficile d'associer la conductivité à une température [2012 TRAN]. Lorsque les échantillons sont de relativement grande taille, il peut se poser des problèmes de dilatation, de vrillage et de résistance de contact qui perturbent les mesures [2002 FLY] [2013 GRO].

II.3.3 Composite

On distingue les propriétés et leurs évolutions dans le plan des plis, et les propriétés et leurs évolutions dans la direction orthogonale au plan des plis. Pour les sollicitations appliquées dans nos modèles et pour les essais règlementaires « ISO 834 », l'écoulement de chaleur est 1D, dirigé selon l'épaisseur du composite. Les données nécessaires aux modélisations sont donc celles selon la direction 3 du composite, discutées dans ce paragraphe.

En pratique, on introduit dans les modèles éléments finis des propriétés du pli et non de ses constituants. Dans la littérature, on trouve pour la conductivité des fibres de verre, bon conducteur de température, une valeur de 1.09 W/m.K sans qu'il soit précisé dans quelle direction est déterminée cette conductivité, alors que le matériau n'est pas isotrope. Ce problème ne se pose pas pour la résine, isotrope et relativement isolante, dont la conductivité à température ambiante est de 0.19 W/m.K, environ 6 fois moins que celle de la fibre. La conductivité transverse au plan du composite peut être déterminée via la loi des mélanges (expression similaire à celle employée pour la pyrolyse) où V est la fraction volumique jouant le rôle de F dans le cas de la pyrolyse, f l'indice pour les fibres et m l'indice pour la matrice.

$$\lambda = V_f \lambda_f + (1 - V_f) \lambda_m \quad \text{Eq. 0-19}$$

Pour un composite comptant 30% de résine en masse (soit environ 45% en volume), la conductivité est de l'ordre de 0.3 W/m.K [2006 LAT]. Elle évolue assez peu jusqu'à dégradation du matériau, aux environs de 350°C. La conductivité du char évolue de façon un peu plus significative mais ce dernier reste un isolant. Les mesures des propriétés du char sont difficiles à mener car les valeurs dépendent très fortement de la densité du char. Passé 600°C, le char est à son tour décomposé et laisse place à un tissu de fibres nues séparées par de l'air. La conductivité est alors encore réduite du fait que les contacts entre fibres, permettant la conduction, sont limités.

Il convient de s'interroger sur la valeur mesurée de la conductivité. Soit cette propriété ne rend compte que de l'aptitude du mélange fibre/résine à conduire la chaleur, que l'on appelle « conductivité spécifique », soit elle prend en compte d'autres phénomènes tels que le décollement des plis, la présence de pores remplis d'air qui rayonnent, la convection dans les pores et les canaux, que l'on appelle « conductivité apparente » [2005, ZHO]. Cette dernière pourrait être dépendante de l'épaisseur de la couche d'air rayonnant et par conséquent de l'épaisseur du matériau mesuré et de l'évolution du front de pyrolyse. La différence entre ces deux conductivités semble faible pour des composites de faible épaisseur (de quelques millimètres), mais cette remarque est importante pour des matériaux très poreux et généralement épais (de quelques centimètres) tels que le bois de balsa. Il semble que mesures de conductivité sur échantillon soient des mesures « brutes », prenant en compte tous les phénomènes se développant au-delà de la température de début de décomposition.

II.3.4 Balsa

Le balsa, matériau naturel très isolant dont les propriétés sont très dispersées, a une conductivité de l'ordre de 0.035 W/mK, beaucoup plus faible que celle de la peau composite en verre-vinylester (0.3 W/mK). C'est essentiellement dû à la présence d'air dans les pores qui le constituent, comme introduit dans le paragraphe précédent. Comme pour les peaux, il semble que les mesures de conductivité sur échantillon soient des mesures « brutes », donnant la « conductivité apparente » dont la valeur est très dépendante de la taille des pores et de la nature du fluide à l'intérieur [2013 GRO] mais aussi des conditions aux limites, ce qui explique, d'après Dias de Moraes [2003 DIA], la disparité des valeurs dans la littérature. Elle appuie cela en citant Harmathy [1995 HAR] d'après lequel les valeurs de conductivité thermique issues d'une technique particulière sont applicables uniquement aux types de flux de chaleur et aux montées en température similaires à ceux appliqués au matériau au cours de la mesure des propriétés. En effet, dans les matériaux poreux, le processus de transfert de chaleur est une association de conduction, rayonnement et convection. A température élevées, le transfert de chaleur par rayonnement à travers les pores devient plus important, la « conductivité apparente » en est alors plus sensible au gradient de température et donc à l'épaisseur de matériau testé.

On distingue deux directions pour mesurer la conductivité thermique : une direction dite « harmonique » ou axiale dans le sens des fibres et une direction dite « arithmétique » ou transverse dans le sens perpendiculaire aux fibres. S'il est possible de trouver dans la littérature l'évolution de la conductivité transverse avec la température, la conductivité axiale est plus souvent donnée à température ambiante uniquement [2011 MAR].

Les conductivités sont très dépendantes de la masse volumique en fonction de laquelle elles évoluent linéairement mais avec des pentes différentes. Pour une variation de 66% en masse, la conductivité transverse change de 48% [2007 MAR]. Les résultats de mesure restent dispersés, des comparaisons effectuées entre plusieurs laboratoires ont conduit à une dispersion de 15%. Lattimer [2005 LAT] fournit l'évolution de la conductivité transverse du bois vierge et du char avec la température. La conductivité du char est dix fois plus petite que celle du matériau vierge mais leurs évolutions respectives en température sont similaires.

Vue la manière dont sont fabriqués les panneaux et la dispersion des propriétés des morceaux de balsa le constituant, l'échantillon doit être de taille suffisante pour être représentatif du panneau. Les données obtenues, par exemple avec la technique des plaques chaudes gardées, ne sont donc que des propriétés moyennes, avec une grande dispersion. Selon le point où sont mesurées les températures lors des essais menés sur les structures, les résultats de simulation peuvent donc être assez différents de ceux enregistrés lors des essais. Dans la littérature, les résultats expérimentaux trouvés (conductivité et capacité spécifique) ne dépassent pas 400°C pour le char de balsa. Cela limite donc d'autant plus les données de la modélisation sachant que les températures en paroi chaude atteignent 600°C en 5 min lors d'un essai « ISO 834 ».

II.3.5 Capacité

II.3.5.1 Composite et Balsa

La capacité est quant à elle mesurée par calorimétrie différentielle à balayage (DSC). Il existe plusieurs types d'appareillage mais nous n'entrerons pas dans les détails des mesures. Le principe général de ces mesures consiste faire évoluer selon une rampe constante la température contrôlée dans deux cellules. L'une des cellules contient l'échantillon, l'autre un échantillon référence dont les propriétés thermiques sont connues. La résistance électrique délivre un flux de chaleur différent pour maintenir la température à la valeur de consigne dans la cellule du matériau de référence et dans celle contenant l'échantillon. La différence entre les flux de chaleur dans les deux cellules est la grandeur mesurée et ramenée au taux d'élévation (ou diminution selon le but de la mesure) de température. On en déduit la valeur de la capacité calorifique en fonction de la température. Pour certains appareillages, on peut caractériser les matériaux entre 100°C et 1000°C avec une incertitude relative à 0,5%. Les échantillons ont des masses de l'ordre de 15 à 20 mg, ce qui peut être inférieur au VER pour certains matériaux.

Chapitre 2 : Eléments de théorie relatifs à l'analyse thermique

Au cours de la montée en température imposée pendant la mesure de DSC, divers phénomènes peuvent intervenir tels qu'un changement de phase ou une réaction chimique, de la pyrolyse par exemple. Selon leur nature, ces phénomènes consomment ou apportent de l'énergie supplémentaire. Cette variation se détecte sur le thermogramme par un changement de pente ou un pic. Il est alors possible de déterminer, selon le cas, l'énergie échangée dans le cas d'un changement de phase ou la chaleur de réaction [2000 MET]. Quand la masse du matériau reste constante (matériaux indégradables), l'identification de la capacité spécifique d'une part et de l'énergie de changement d'état d'autre part demande des précautions dans le traitement de la mesure mais reste réalisable. Lorsqu'il s'agit d'un matériau dégradé, l'évolution de la capacité thermique enregistrée lors de l'essai ne permet pas d'extraire directement du thermogramme la chaleur de décomposition. La masse évolue au cours de la dégradation qui se produit pendant la mesure, la nature du matériau évolue et des produits gazeux sont générés. La courbe mesurée est donc plus complexe à analyser dans le cas des matériaux dégradables (Figure 0-8 et Figure 0-9) que dans le cas des matériaux indégradables.

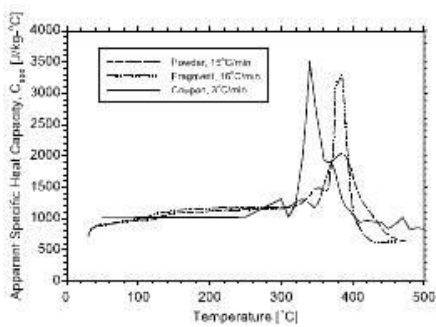


Figure 0-8 : Capacité apparente composite

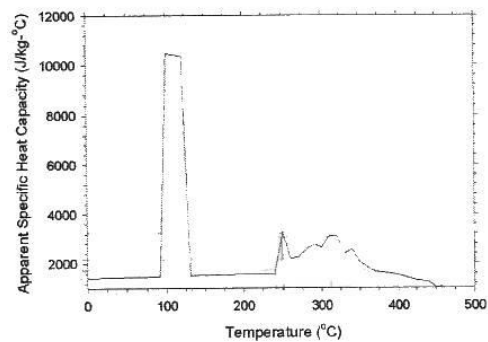


Figure 0-9: Capacité apparente balsa

Au cours d'un essai DSC, on relève un flux de chaleur (W) en fonction de la température du four qui évolue à une vitesse connue. Les valeurs de capacité (Figure 0-8 et Figure 0-9) sont obtenues en effectuant le ratio du flux ramené à une unité de masse sur la vitesse d'évolution de la température. Pour les matériaux indégradables, la masse est constante et mesurée au début de l'essai. Pour les matériaux dégradables la masse change mais il n'est pas possible de connaître son évolution au cours de l'essai de DSC. Deux résultats peuvent être déterminés à partir de l'essai : on considère que l'impact de la variation de masse sur le bilan thermique est entièrement pris en compte dans la capacité $C_{app,0}$ en considérant que la masse n'évolue pas. L'autre possibilité consiste à supposer qu'on connaît l'évolution de la masse en réalisant une analyse thermogravimétrique dans les mêmes conditions expérimentales (même vitesse de chauffage [2009 GOO]). La capacité $C_{app,c}$ est associée à la masse volumique instantanée et non à la masse volumique initiale. Pour limiter les essais et s'assurer que les conditions expérimentales sont équivalentes, Lattimer & al. [2009 LAT] ont développé un appareil, appelé STA (Simultaneous Thermal

Analyzer), permettant de mesurer les deux grandeurs simultanément. Dans les deux cas, les produits masse volumique par capacité sont égaux.

$$\rho_0 c_{app,0}(T) = \rho(T) c_{app,c}(T) \quad \text{Eq. 0-20}$$

Jusqu'à des températures inférieures à la température de pyrolyse, les deux capacités définies précédemment sont identiques : il s'agit de la capacité intrinsèque du matériau vierge. Pour obtenir la capacité intrinsèque du matériau décomposé, le matériau vierge est chauffé jusqu'à décomposition complète puis il est refroidi à température ambiante et une DSC est réalisée jusqu'à une température inférieure à la température d'oxydation du char (Figure 0-10 et Figure 0-11).

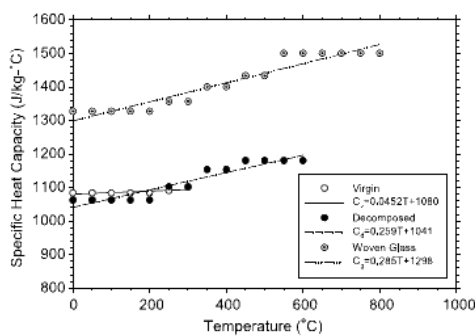


Figure 0-10: Capacité spécifique composite

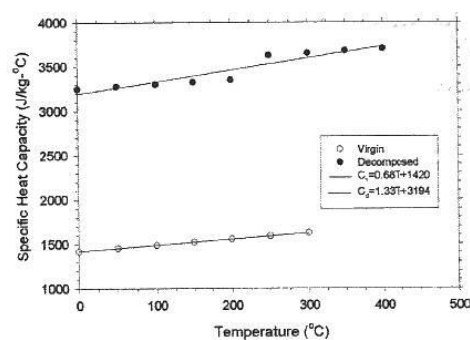


Figure 0-11: Capacité spécifique balsa

Sur un montage de TDA (Thermal Decomposition Apparatus), on peut mesurer, par méthode inverse, des propriétés thermiques comme la capacité et la conductivité mais sur des échantillons plus grands (0.01 m²). L'inconvénient de cette méthode est qu'on doit estimer les conditions aux limites thermiques par recalage en supposant constantes les valeurs des propriétés thermiques. Cela peut par conséquent générer quelques erreurs. Le résultat de ces mesures expérimentales (TDA et/ou DSC) est l'évolution de la capacité avec la température. Cette température n'est pas celle de l'échantillon (si tant est qu'il puisse y avoir une et unique température instantanée de l'échantillon, malgré les précautions prises pour que l'échantillon soit thermiquement fin comme développé dans le paragraphe relatif à la masse) mais la température de l'air dans lequel l'échantillon baigne.

L'objectif de ces différentes mesures (PCG, DSC, TGA) est d'identifier les grandeurs spécifiques de chaque matériau (vierge, décomposé et gaz de pyrolyse), les paramètres qui régissent la perte de masse (A , n , E_a), la chaleur de décomposition Q_{decomp} pour résoudre le problème thermique représenté par le triplet d'équations non linéaires couplées. Ces mesures (TGA, DSC) sont réalisées suivant des normes qui précisent la marche à suivre mais laissent ouvertes des questions quant à la préparation de l'échantillon et le régime de montée en température [2009 GOO]. Cela peut expliquer en partie la disparité des propriétés fournies dans la littérature.

II.3.5.2 Passage à la capacité apparente

A partir du triplet d'équations, plusieurs hypothèses semblent raisonnablement pouvoir être faites. Le raisonnement a été introduit par Lattimer et Ouellette dans [2005 LAT] et [2006 LAT]. La première hypothèse est que la contribution des gaz est supposée négligeable. Un terme de l'équation de la chaleur disparaît, et surtout, la troisième équation du système.

$$\begin{cases} \nabla(\lambda_i(T)\nabla T) = \rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} + (Q_{decomp} + h) \frac{\partial \rho}{\partial t} \\ \frac{\partial \rho}{\partial t} = -A(\rho_0 - \rho_c) \left(\frac{\rho - \rho_c}{\rho_0 - \rho_c} \right)^n e^{-\frac{E_a}{RT}} \end{cases} \quad \text{Eq. 0-21}$$

La mesure de masse réalisée lors de la TGA permet d'obtenir les paramètres de l'équation d'Arrhénius pour résoudre ce système d'équations. Une autre approche consiste à considérer que l'évolution de la masse en fonction de la température est une propriété connue directement utilisable pour évaluer le taux de perte de masse en fonction de la température. Il n'est alors plus nécessaire de résoudre l'équation d'Arrhenius. Le système ne contient alors plus qu'une équation, l'équation de la chaleur.

$$\begin{aligned} \nabla(\lambda_i(T)\nabla T) &= \rho(T)c_p(T) \frac{\partial T}{\partial t} + (Q_{decomp} + h) \frac{\partial \rho}{\partial t} \\ &= \left[\rho(T)c_p(T) + (Q_{decomp} + h) \frac{\partial \rho}{\partial T} \right] \frac{\partial T}{\partial t} \end{aligned} \quad \text{Eq.0-22}$$

Dans cette équation, le facteur du taux de variation de la température est homogène au produit d'une masse par une capacité. Cette capacité prend en compte non seulement la capacité spécifique mais aussi la chaleur de décomposition, l'enthalpie massique et l'évolution de la masse volumique en fonction de la température. C'est la capacité « apparente » $c_{app,0}$, mesure « brute » de la DSC (cf paragraphe II.3.5.1 p 39). Avec cette écriture, on reporte sur le terme $c_{app,0}$ toutes les évolutions, y compris celle de la masse volumique pendant la décomposition qui n'est pas explicitement décrite.

$$\begin{aligned} \nabla(\lambda_i(T)\nabla T) &= \rho_0 c_{app,0}(T) \frac{\partial T}{\partial t} \\ \text{avec } \rho_0 c_{app,0} &= \left[\rho c_p + (Q_{decomp} + h) \frac{\partial \rho}{\partial T} \right] \end{aligned} \quad \text{Eq. 0-23}$$

L'équation de la chaleur utilisée pour décrire au cours du temps le problème thermique est alors similaire à celle employée pour les matériaux indégradables en supposant que la masse de l'échantillon est constante et égale à la masse initiale et en reportant toutes les évolutions sur la capacité apparente.

Le triplet initial d'équations non linéaires couplées à résoudre en tout point de la structure conduit à un coût important en termes de ressources pour les simulations

Chapitre 2 : Eléments de théorie relatifs à l'analyse thermique

numériques. La résolution d'une seule équation permet de limiter le coût de l'analyse même si toutes les propriétés introduites dépendent de la température. Les mesures expérimentales d'identification de propriété s'en trouvent simplifiées et leur nombre réduit : le thermogramme de la DSC est facilement exploité, compte tenu du fait que la masse initiale est connue. Avec une seule mesure, on accède à l'information nécessaire pour résoudre le problème thermique. Il reste toutefois que la TGA est indispensable pour obtenir l'évolution du facteur de décomposition F utilisé dans la loi des mélanges relative à la conductivité (paragraphe II.2.1 p 27). L'utilisation de la capacité apparente présente néanmoins l'inconvénient que les propriétés utilisées comme données de simulation dépendent des conditions de l'expérimentation telles que la taille de l'échantillon et la vitesse d'augmentation de la chaleur, et qu'elles ne sont pas toujours adaptées.

III. Chapitre 3 :

Les éléments finis dans l'analyse thermique

L'objectif de l'analyse thermique est double. Il s'agit d'une part de s'assurer que la température en face arrière ne dépasse pas le seuil imposé par la SOLAS (code FTP) et d'autre part de déterminer la température en chaque point à chaque instant pour connaître la valeur des propriétés mécaniques en vue de réaliser une analyse mécanique et ainsi juger de la tenue de la structure sous charge thermomécanique.

Le problème thermique a été précédemment exposé, pour lequel deux approches ont été présentées : un modèle *complet* dans lequel trois équations couplées doivent être résolues simultanément et un modèle *réduit* constitué de l'équation de la chaleur dans laquelle la propriété capacité thermique est décrite de telle sorte qu'elle prend en compte les effets de la décomposition du matériau dégradé (capacité apparente). Dans les deux cas, il faut ajouter les équations traduisant les conditions aux limites. Il n'existe pas de solution analytique à ces problèmes, c'est pourquoi on utilise la méthode des éléments finis. Dans cette section, un court rappel est donné sur la discrétisation des équations du problème thermique, puis sur les algorithmes de résolution spatiale et le schéma d'intégration temporelle utilisé.

Pour alimenter les modèles, les propriétés thermiques des matériaux doivent être introduites. En cours de dégradation, leur état intermédiaire est décrit par une loi des mélanges. L'expression donnée dans la littérature est étudiée et discutée.

Une comparaison des modèles complet et réduit est réalisée pour estimer l'erreur introduite par l'utilisation du modèle *réduit* (capacité apparente). Pour mener à bien cette comparaison, il est nécessaire que la capacité apparente soit celle déterminée par les propriétés intrinsèques et non extraites de la littérature. Il faut donc la calculer.

III.1 Transcription en formulation éléments finis

Il s'agit dans ce paragraphe de rappeler brièvement comment passer des équations différentielles locales associées aux conditions aux limites décrivant le problème thermique à sa formulation dans le cadre des éléments finis. L'explication porte dans un premier temps sur l'équation de la chaleur pour les matériaux indégradables. C'est une équation aux dérivées partielles liant le temps et l'espace, dont l'inconnue est la température. Les propriétés thermiques du matériau (capacité et conductivité) dépendent elles aussi de la température.

L'écriture du problème dans la formulation éléments finis consiste à discrétiser la structure en éléments. Les inconnues du problème discrétisé sont les températures u_i aux n nœuds de l'élément qui sont en pratique les « degrés de liberté » du problème. Les fonctions d'interpolation N_i de chaque élément permettent d'exprimer la température en un point quelconque x intérieur à l'élément e comme une combinaison linéaire des températures aux nœuds de l'élément.

$$u(x, t) = \sum_{i=1}^n N_i(x)u_i(t) \quad \text{Eq. III-1}$$

La discrétisation du problème thermique conduit à l'écriture matricielle suivante, le vecteur $T(t)$ regroupant tous les degrés de liberté u_i de la structure, c'est-à-dire la température de tous les nœuds du maillage.

$$KT(t) + C\dot{T}(t) = g(t) \quad \text{Eq. III-2}$$

K est la matrice de conductivité qui regroupe deux types de contribution : celle de la conduction interne des matériaux et celle de la conduction de frontière. Elle est symétrique, semi définie et positive quand la convection est absente, et creuse ce qui est un avantage pour le stockage et la résolution. La matrice B contient les dérivées spatiales des fonctions d'interpolation. Le premier terme correspond à la conduction dans le solide, le second à la conduction dans la couche limite en paroi.

$$K = \int_V B^T \lambda B dV + \int_S N^T h_c N dS \quad \text{Eq. III-3}$$

C est la matrice de capacité, symétrique et définie positive.

$$C = \int_V N^T \rho c_p N dV \quad \text{Eq. III-4}$$

En réponse dynamique, le problème discrétisé s'écrit sous la forme suivante :

$$Kq(t) - F_a + M\ddot{q}(t) = g(t) \quad \text{Eq. III-5}$$

g est l'excitation à laquelle est soumise la structure, F_a est le terme d'amortissement, K est la matrice de raideur analogue à la matrice de conductivité, M est la matrice de masse analogue à la matrice de capacité. N est la matrice des fonctions d'interpolation, H la matrice de Hooke. La matrice B contient les dérivées spatiales des fonctions d'interpolation.

$$K = \int_V B^T H B dV \quad M = \int_V \rho N^T N dV \quad \text{Eq. III-6}$$

Le vecteur g contient la contribution du flux volumique q_v , et les conditions aux limites : flux surfacique imposé, rayonnement et/ou convection.

$$g = \int_V N^T q_v dV + \int_S N^T q_e dS + \int_S N^T h_c T_f dS \quad \text{Eq. III-7}$$

Le système discrétisé prend directement en compte l'équation de la chaleur et ses conditions aux limites. Les propriétés thermiques varient avec la température et donc avec le temps. Il en est par conséquent de même pour les matrices K et C . La structure est soumise au rayonnement des gaz chauds dont la température évolue : le problème est donc transitoire et non linéaire.

Pour les matériaux dégradables, dans le cas du modèle réduit (capacité apparente), l'équation locale de la chaleur est similaire à la précédente, il en est de même pour le système discrétisé. La différence entre les cas matériau indégradable et matériau dégradable réside dans les valeurs des termes des matrices et leur évolution en fonction de la température. Le même solveur « classique » peut être utilisé pour le calcul thermique. Pour les matériaux dégradables, dans le cas du modèle complet, le module de calcul utilisé diffère de celui employé dans le cas précédent mais les équations locales sont discrétisées et associées aux conditions aux limites du problème

Le calcul de la réponse thermique s'effectue selon le principe suivant. La répartition spatiale de la température est connue à un instant donné, par exemple l'instant initial. Pour déterminer la réponse temporelle de la structure, le temps est discrétisé en intervalles, les pas de temps, comme l'espace l'a été avec le concept de maillage. L'intégration temporelle permet de trouver l'équilibre thermique à l'instant $n+1$ connaissant l'équilibre à l'instant n ou à plusieurs instants précédents. En prenant en compte l'évolution de la température estimée sur le pas de temps, on a une évaluation de la température à partir de laquelle on calcule le résidu, c'est-à-dire l'écart entre les charges internes estimées et les charges externes. Si le résidu est supérieur à un seuil de convergence, la température estimée n'est pas en équilibre et on la corrige itérativement, c'est la méthode itérative de Newton-Raphson. Si le problème est correctement décrit, il y a convergence. Des précautions doivent être prises pour éviter les problèmes d'oscillations spatio-temporelles, point non abordé dans ce document.

III.2 Intégration temporelle

Pour la résolution des problèmes thermiques, des schémas monopas sont généralement utilisés, ce qui signifie que l'on évalue la température à un instant en ne se basant que sur la température de l'instant précédent. Il existe plusieurs schémas monopas, dont le schéma SMG (schéma milieu généralisé) employé ici. Pour passer du temps t_n au temps t_{n+1} , on utilise un temps intermédiaire noté t_θ , la valeur de θ donnant la contribution relative de chacune des deux bornes de l'intervalle. Il est défini par la relation suivante :

$$t_\theta = t_n(1 - \theta) + \theta t_{n+1} = t_n + \theta \Delta t \quad \text{Eq. III-8}$$

L'intervalle de temps $\Delta t = t_{n+1} - t_n$ est le pas de temps. On fait toujours l'hypothèse que la vitesse de variation de la température en un nœud à l'instant t_θ est égale à la température moyenne de ce nœud sur le pas de temps, ce qui s'écrit :

$$\dot{u}_\theta = \frac{u_{n+1} - u_n}{\Delta t} \quad \text{Eq. III-9}$$

Avec un schéma SMG, on fait l'hypothèse que la température notée u en un nœud à l'instant t_θ est donnée par la relation suivante :

$$u_\theta = u_n(1 - \theta) + \theta u_{n+1} = u_n + \theta \Delta u \quad \text{Eq. III-10}$$

On distingue diverses valeurs de θ qui correspondent à des schémas particuliers. Pour ce travail, le schéma de Galerkin est utilisé ($\theta=2/3$). C'est celui qui présente le meilleur compromis entre précision et oscillation. Il est inconditionnellement stable.

L'équation de la chaleur doit être satisfaite à tout instant, y compris à l'instant t_θ .

$$K_\theta u_\theta + C_\theta \dot{u}_\theta = g_\theta \quad \text{Eq. III-11}$$

En injectant l'équation Eq. III-9 dans la précédente et en utilisant la relation II-11, on obtient une première estimation de la température u_θ .

$$K_\theta u_\theta + C \frac{u_\theta - u_n}{\theta \Delta t} = g_\theta \quad \Rightarrow \quad K_\theta u_\theta + \frac{1}{\theta \Delta t} C u_\theta = g_\theta + \frac{1}{\theta \Delta t} C u_n \quad \text{Eq. III-12}$$

Cela conduit au calcul d'un résidu qui, s'il est supérieur à un seuil, est utilisé pour estimer la correction à apporter à l'estimation de manière à annuler le résidu à la prochaine itération en utilisant S , matrice d'itération, qui est la dérivée du résidu par rapport à la température. Le processus est reconduit jusqu'à ce que le résidu devienne inférieur au seuil, auquel cas la température estimée est la température qui vérifie l'équation de la chaleur et les conditions aux limites.

$$r(u_\theta^{i+1}) = r(u_\theta^i) + \frac{\partial r(u_\theta^i)}{\partial u_\theta^i} \Delta u_\theta^i = 0 \quad \text{Eq. III-13}$$

$$\Delta u_\theta^i = S_\theta^{i-1} r(u_\theta^i)$$

III.3 Eléments de la bibliothèque dédiés aux problèmes thermiques

Le choix de l'élément fini utilisé dans les modélisations dépend de la géométrie mais aussi de la diffusivité du matériau et par conséquent du gradient plus ou moins important dans l'épaisseur. Trois éléments sont disponibles pour l'analyse thermique : membrane, coque et volume.

L'élément fini de membrane est géométriquement défini par sa surface moyenne et ses nœuds ne possèdent qu'un seul degré de liberté. Le gradient de température dans l'épaisseur est supposé nul : le degré de liberté est la température moyenne sur l'épaisseur de la membrane (Figure III-1). Par conséquent, les membranes sont adaptées pour la modélisation de structures minces conduisant bien la chaleur. Ce type d'élément a été utilisé pour des modélisations d'essais de résistance au feu de structures prescriptives, constituées d'acier d'épaisseur 5 mm environ. A la différence des membranes mécaniques qui ne peuvent être chargées que dans leur plan, leurs consœurs thermiques peuvent être chargées soit dans leur plan (modèles 2D), soit transversalement (modèles 3D). Dans le cas 3D, les échanges conductifs se font par les bords des éléments, les échanges convectifs et/ou radiatifs par leurs peaux inférieure et supérieure. Les coefficients d'échange et la température des fluides peuvent être différents en peau supérieure ou inférieure. Les matériaux utilisés ici (composite, balsa et laine de roche) sont isolants et la structure est épaisse (50 à 70 mm), par conséquent la température ne peut pas être considérée comme uniforme dans l'épaisseur. Ces éléments finis ne sont donc pas utilisables pour réaliser des modèles 3D des structures étudiées dans ce document. En revanche, ils ont été utilisés pour réaliser des modèles 2D, à savoir des sections dans l'épaisseur de la structure 3D comme premier niveau d'étude du comportement thermique, avant de modéliser le comportement thermomécanique la structure entière.

L'élément fini de volume ne possède lui aussi qu'un seul degré de liberté par nœud mais il a une description géométrique tridimensionnelle. Ces éléments sont adaptés à la modélisation de matériaux isolants tels que la laine de roche car ils permettent de représenter le gradient dans l'épaisseur de la structure (Figure III-1). Quand le gradient n'est pas constant, il faut superposer plusieurs volumes dans l'épaisseur pour modéliser les transferts thermiques.

L'élément fini de coque est géométriquement défini par sa surface moyenne mais par hypothèse, la température varie linéairement dans son épaisseur (Figure III-1). Deux degrés de liberté sont attribués au feuillet moyen, la température moyenne et l'écart de température entre les peaux. Pour notre application, les matériaux sont isolants et la structure épaisse, par conséquent le gradient ne sera pas constant dans l'épaisseur, la coque n'est donc pas l'élément adapté pour ce travail.

Parmi les éléments particuliers existant par ailleurs dans les codes de calcul thermique, on trouve des éléments permettant de modéliser les résistances de contact. Ils

peuvent être utilisés pour rendre compte du décollement de la peau par rapport au cœur, ou du décollement entre plis dans le cas d'une peau composite.

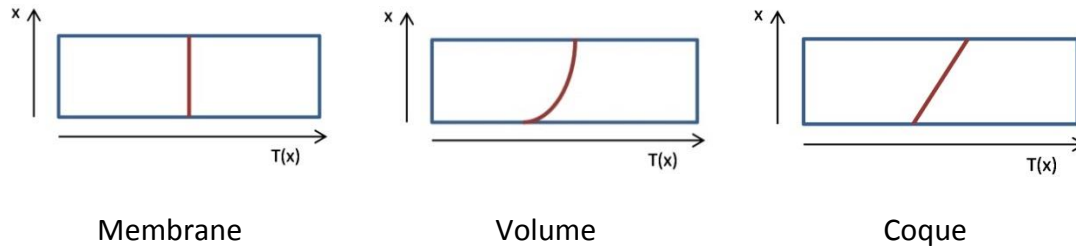


Figure III-1 : Répartition de la température dans l'épaisseur de l'élément

III.4 Maillage

Les analyses réalisées pour l'étude de la résistance au feu des structures sont thermomécaniques. Dans le cas du couplage faible, l'enchaînement thermique-mécanique se fait aisément dans l'environnement « Eléments finis » : le résultat de l'analyse thermique devient une donnée d'entrée de l'analyse mécanique. Si le maillage pour l'analyse thermique et celui pour l'analyse mécanique sont identiques, les données sont associées directement par correspondance des numéros de nœuds. Sinon, le programme effectue une interpolation de la température entre les nœuds du maillage thermique pour déterminer la température aux nœuds du maillage mécanique.

III.5 Modèle complet versus modèle réduit

Deux modules de calcul thermique distincts sont utilisés pour résoudre le problème thermique écrit sous forme discrétisée. On rappelle pour mémoire les équations différentielles locales décrivant respectivement les deux modèles : le triplet du modèle complet et l'équation de la chaleur du modèle réduit, auxquelles il faut ajouter les conditions aux limites.

$$\left\{ \begin{array}{l} \nabla(\lambda_i \nabla T) = \rho C \frac{\partial T}{\partial t} + (Q_{decomp} + h - h^g) \frac{\partial \rho}{\partial t} + \dot{m}_x^g c_{pg} \frac{\partial T}{\partial x} \\ \frac{\partial \rho}{\partial t} = -A(\rho_0 - \rho_c) \left(\frac{\rho - \rho_c}{\rho_0 - \rho_c} \right)^n e^{-\frac{E_a}{RT}} \\ \frac{\partial \rho}{\partial t} = -\frac{\partial \dot{m}_x^g}{\partial x} \end{array} \right. \quad \text{Eq. III-14}$$

$$\nabla(\lambda_i(T) \nabla T) = \rho_0 C_{app,0}(T) \frac{\partial T}{\partial t} \quad \text{Eq. III-15}$$

$$\rho_0 C_{app,0}(T) = \left[\rho(T) C(T) + (Q_{decomp} + h(T)) \frac{\partial \rho}{\partial T}(T) \right]$$

Chapitre 3 : Les éléments finis dans l'analyse thermique

Le Tableau III-1 fait le bilan des propriétés d'entrée et des grandeurs calculées par le programme pour chacun des problèmes décrits ci-dessus par les équations locales. Bien que l'écriture matricielle des problèmes thermiques ne révèle pas explicitement la présence des propriétés matérielles, celles-ci n'en demeurent pas moins des données du programme de calcul par éléments finis.

Propriétés d'entrée (issue de la mesure)	
Modèle complet	Modèle réduit
ρ_0, ρ_d	$\rho_0, F(T)$
$\lambda_v(T), \lambda_d(T)$	$\lambda_v(T), \lambda_d(T)$
$C_v(T), C_d(T)$	$C_{app}(T)$
A, n, E_a	
h_g	
$Q_{décomp}$	
Grandeurs calculées par le programme	
Modèle complet	Modèle réduit
T	T
$\rho(T)$ (et donc $F(T)$)	
$\lambda(T)$	
$C(T)$	
$h(T)$	

Tableau III-1: Comparaison des données d'entrée et des grandeurs calculées par les deux modèles

Le modèle réduit ne permet pas d'accéder à autant de résultats que le modèle complet, mais il donne la seule information « intéressante » vis-à-vis des critères de résistance au feu pour cet essai « ISO 834 » : la température, qui en outre, va déterminer les valeurs des propriétés mécaniques. Avec le modèle réduit, les données d'entrée sont en théorie moins nombreuses qu'avec le modèle complet. Il reste à savoir si les hypothèses supplémentaires faites dans le modèle réduit sont préjudiciables à la qualité du résultat du modèle numérique. Il n'est pas toujours possible d'introduire directement dans le programme les propriétés issues des mesures. Il faut dans certain cas réaliser un traitement des données brutes pour les convertir en données du programme par éléments finis.

III.6 Modèle complet

Dans l'optique de comparer les modèles complets et réduits, il est nécessaire de vérifier quelles sont les expressions utilisées pour décrire l'évolution des propriétés en cours de dégradation, dans le programme de résolution du modèle complet et dans les expressions identifiées dans la capacité apparente.

III.6.1 Evolution des propriétés en fonction de l'état du matériau

Dans la section précédente, une loi des mélanges a été introduite pour décrire les propriétés thermiques au cours de la dégradation. L'expression proposée est celle présentée dans la littérature par Lattimer [2006 LAT] et Henderson [1985 HEN]. Elle est utilisée pour la capacité (Eq. III-16) et la conductivité (Eq. III-17).

$$C(T) = F(T)C_v(T) + (1 - F(T))C_d(T) \quad \text{Eq. III-16}$$

$$\lambda(T) = F(T)\lambda_v(T) + (1 - F(T))\lambda_d(T) \quad \text{Eq. III-17}$$

Dans le cas du modèle complet, il faut introduire dans le programme les valeurs des propriétés (conductivité et capacité), ou le cas échéant, les fonctions décrivant l'évolution en température pour le matériau vierge et le matériau décomposé. Le programme calcule alors à chaque pas de temps la valeur de la propriété du matériau en cours de dégradation à partir de ces données et de l'évolution de la masse calculée en « temps réel ». La loi des mélanges utilisée dans le programme pour le calcul de la conductivité en cours de dégradation est la même que celle donnée dans la littérature (Eq. III-16). Cependant, pour le calcul de la capacité en cours de dégradation, la loi des mélanges utilisée dans le programme est appliquée au produit de la masse volumique par la capacité (Eq. III-18) et non à la capacité seule comme cela est présenté dans la littérature (Eq. III-17).

$$\rho(T)C(T) = \rho_v F(T)C_v(T) + \rho_d (1 - F(T))C_d(T) \quad \text{Eq. III-18}$$

Cette dernière expression (Eq. III-18) est celle obtenue lorsqu'est effectué le bilan des flux. L'expression (Eq. III-18) donnée dans la littérature a probablement été obtenue par analogie avec celle identifiée pour la conductivité. Une étude de l'erreur introduite par l'emploi de cette expression approchée (Eq. III-16) est réalisée par la suite.

Pour mener les calculs, le programme utilise en outre l'enthalpie massique $h(T)$, l'enthalpie massique des gaz $h_g(T)$ et la chaleur de décomposition $Q_{\text{décomp}}$. L'enthalpie massique est l'intégrale de la chaleur massique $C(T)$ et, comme les autres propriétés, elle dépend de l'état de dégradation du matériau. On calcule également cette enthalpie via la loi des mélanges.

III.6.2 Retour sur l'établissement de la loi des mélanges

Dans certains cas, l'expression de la loi des mélanges donnée dans la littérature et celle codée dans le programme de résolution du modèle complet sont différentes. Par conséquent, une revue des expressions pour la conductivité, la capacité et l'enthalpie, leur obtention et l'influence sur le résultat a été réalisée.

III.6.2.1 Conductivité

Pour établir l'expression de la loi des mélanges, il faut réaliser le bilan des flux passant à travers le matériau vierge et à travers le matériau décomposé. Une analogie est faite entre les flux électriques et les flux thermiques. Le principe est détaillé dans la littérature par Hull et Clyne [1996 HUL] pour le calcul de la conductivité d'un composite à partir de la conductivité des fibres et de la résine, deux expressions étant obtenues pour les matériaux composite : l'une pour la conductivité dans le plan λ_p et l'autre pour la conductivité transverse λ_t . Cette dernière expression a été jugée trop schématique [1996 HUL] et améliorée pour devenir $\lambda_{t'}$.

$$\lambda_p = V_f \lambda_{1f} + (1 - V_f) \lambda_{1m} \quad \text{Eq. III-19}$$

$$\lambda_t = \left(\frac{V_f}{\lambda_{2f}} + \frac{(1 - V_f)}{\lambda_{2m}} \right)^{-1} \quad \text{Eq. III-20}$$

$$\lambda_{t'} = \lambda_{2m} + \frac{\lambda_{2m}(\lambda_{2f} - \lambda_{2m})V_f}{\lambda_{2m} + \frac{(\lambda_{2f} - \lambda_{2m})(1 - V_f)}{2}} \quad \text{Eq. III-21}$$

Il est possible d'appliquer le même raisonnement au matériau en cours de dégradation : le matériau sain est assimilé à la fibre, la résine correspond au matériau dégradé et la fraction volumique V_f est remplacée par le facteur de décomposition F (Figure III-1).

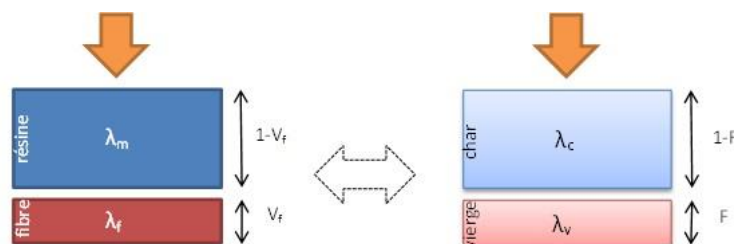


Figure III-2: Analogie pour la conduction transverse entre le composite et le matériau en cours de dégradation

L'expression de la loi des mélanges présentée dans la littérature pour décrire la conductivité en cours de dégradation devrait correspondre à l'expression utilisée pour obtenir la conductivité transverse du composite à partir des propriétés de la fibre et de la

résine. Or on constate qu'elle est plutôt similaire à celle de la conductivité dans le plan du composite, ce qui paraît inapproprié. Ce point est discuté dans les lignes suivantes.

Ces lois des mélanges (Eq. III-19 et Eq. III-20) peuvent aussi être employées dans le cas de la dégradation du balsa. Pour mémoire, les blocs de balsa sont disposés en configuration dite « bois debout ». De fait, la direction « transverse » pour le panneau correspond à la direction axiale du matériau bois, c'est-à-dire celle des fibres.

L'évolution de la conductivité transverse en fonction de la température a été calculée à partir des trois expressions ci-dessus pour deux matériaux différents : composite et balsa. Ces évolutions diffèrent très peu (5% au maximum, dans le cas du balsa). Par conséquent, l'expression de la conductivité dans le plan (Eq. III-19) permet de décrire convenablement l'évolution de la conductivité transverse au cours de la dégradation pour notre cas.

III.6.2.2 Capacité

L'évolution de la capacité en fonction de la température a été calculée à partir des deux expressions (Eq. III-16 C(1) et Eq. III-18 C(2)) pour deux matériaux différents : composite et balsa. Les données matérielles sont issues de la littérature : dans le cas du composite, le calcul du facteur de décomposition F a été réalisé en se plaçant dans le cas d'un coupon soumis à une évolution de température de 3°C/min. Dans le cas du balsa, les paramètres de dégradation ont été identifiés pour un échantillon soumis à une évolution de température de 8°C/min [2006 LAT]. Dans le cas du composite, les résultats obtenus sont comparables (Figure III-3), ce qui n'est pas le cas pour le bois de balsa (Figure III-4). Les vitesses de chauffage sont proches, on ne peut pas imputer la différence de comportement à la valeur du taux de chauffage mais plutôt à la nature du matériau.

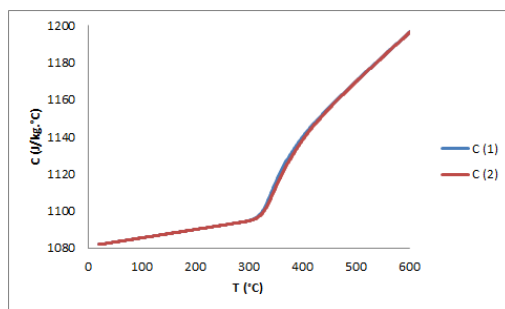


Figure III-3: Evolution en température de la capacité spécifique du composite calculée selon deux expressions

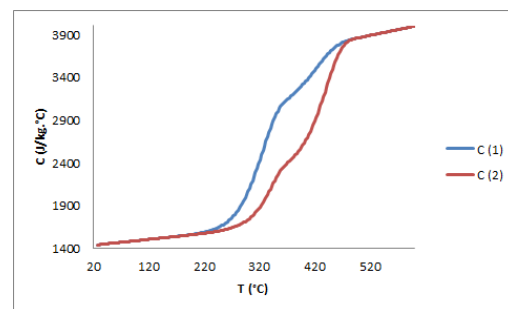


Figure III-4 : Evolution en température de la capacité spécifique du balsa calculée selon deux expressions

III.6.2.3 Enthalpie

Dans la littérature, l'enthalpie est décrite comme étant l'intégrale de la capacité sur un intervalle de température. On déduit alors des expressions de la capacité (Eq. III-16 et Eq. III-18), deux expressions pour l'enthalpie (Eq. III-22 h(1) et Eq. III-23 h(2)). Comme

précédemment, on va analyser quelle est la différence à laquelle ces deux expressions conduisent pour le composite et le balsa.

$$h(T) = \int [F(T)C_v(T) + (1 - F(T))C_d(T)]dT \quad h(1) \quad \text{Eq. III-22}$$

$$h(T) = \int \left[\frac{\rho_v F(T)C_v(T) + \rho_d(1 - F(T))C_d(T)}{\rho(T)} \right] dT \quad h(2) \quad \text{Eq. III-23}$$

Dans le logiciel utilisé, h(T) est une donnée à fournir, l'intégrale n'est pas réalisée à partir des données « élémentaires ». Il faut donc évaluer cette intégrale qui dépend entre autres de F. Deux possibilités s'offrent alors. Soit F mesuré par analyse thermogravimétrique pour un faible taux de chauffage est utilisé comme donnée pour calculer l'enthalpie qui est une donnée d'entrée du calcul par éléments finis, soit l'équation d'Arrhenius est résolue indépendamment (paragraphe III.7.1.1 p 58) pour obtenir l'évolution de F à des taux de chauffage supérieurs.

Une autre référence [2014 BIA] propose une expression plus simple, en pratique une loi des mélanges entre l'enthalpie du matériau vierge et celle du char, par analogie avec la loi des mélanges relative à la conductivité. Elle permet en outre de tenir compte de la dégradation du matériau en temps réel via le facteur de décomposition F évalué en cours de calcul et non plus supposé connu comme c'est le cas dans les expressions Eq. III-22 et Eq. III-23. Elle permet a priori de s'affranchir des conditions expérimentales particulières qui ont conduit à l'obtention des propriétés.

$$h(T) = F(T)h_v(T) + (1 - F(T))h_d(T) \quad h(0) \quad \text{Eq. III-24}$$

Comme pour la capacité et la conductivité, l'évolution de l'enthalpie en fonction de la température a été calculée à partir des trois expressions (Eq. III-22 h(1), Eq. III-23 h(2), et Eq. III-24 h(0)) pour deux matériaux différents : composite et balsa, pour les mêmes taux de chauffage que ceux utilisés pour le calcul de la capacité. Dans le cas du composite, les résultats sont similaires (Figure III-5) alors qu'ils diffèrent grandement dans le cas du balsa (Figure III-6).

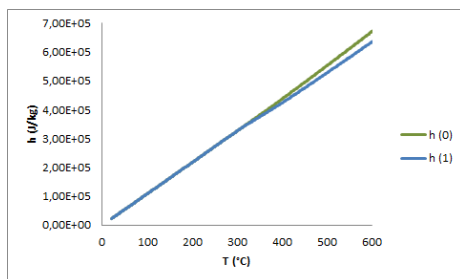


Figure III-5 : Evolution en température de l'enthalpie du composite, calculée selon deux méthodes h(1) et h(0)

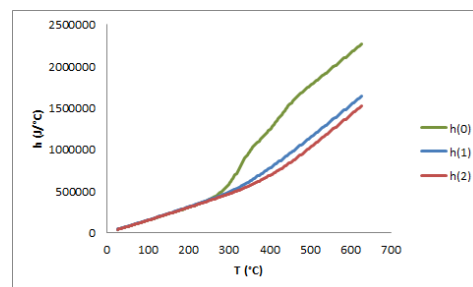


Figure III-6 : Evolution en température de l'enthalpie du balsa selon trois expressions

Les difficultés expérimentales et les incertitudes de mesure présentées dans la partie théorique peuvent conduire à des disparités entre les mesures expérimentales et les résultats de calcul, disparités qui ne peuvent pas être entièrement imputées aux hypothèses sur lesquelles repose le modèle. Si les modèles réduit et complet conduisent dans un cas particulier à une différence plus faible que celle observée entre les calculs et la mesure, on peut en déduire que les deux modèles ont des solutions acceptables dans ce cas. Plusieurs expressions de loi des mélanges ont été proposées pour décrire l'état du matériau en cours de dégradation. Dans le cas du balsa, elles conduisent à des valeurs significativement différentes pour la capacité et l'enthalpie. Il faut donc déterminer l'impact du choix de l'expression sur la température de la structure lors de la modélisation de l'essai « ISO 834 ».

Deux formes de la capacité apparentes ont été identifiées selon que la densité du matériau soit considérée constante et égale à la valeur initiale $C_{app,0}$ ou que la masse évolue au cours de la dégradation $C_{app,c}$. Dans les lignes suivantes, le terme « capacité apparente » fera, sauf indication contraire, exclusivement référence au terme $C_{app,0}$. En pratique, on rappelle que l'on mesure la capacité apparente pour des conditions expérimentales données, à partir de laquelle on détermine les propriétés intrinsèques du matériau vierge et du matériau décomposé. Or cette capacité apparente semble dépendre des conditions expérimentales : les taux de chauffage sont faibles, de l'ordre de quelques degrés par minute, pour des raisons d'équilibre thermique. Or les taux de chauffage au cours de l'essai de certification « ISO 834 » sont bien supérieurs car durant les 6 premières minutes, ils sont de 100 °C/mn. On va alors comparer deux champs de température pour la même simulation de l'essai « ISO 834 ». Le premier est obtenu avec le modèle réduit qui utilise les données apparentes mesurées à des taux fixes de 3, 16 et 100°C/mn. Le second est obtenu avec le modèle complet et les données intrinsèques, pour un taux de chauffage calculé en tout point du modèle et en temps réel et qui est bien supérieur à 3°C/mn.

III.6.3 Conclusion

La conductivité, la capacité massique et l'enthalpie massique dépendent de la température mais aussi de l'état du matériau via une loi des mélanges. Le Tableau III-2 suivant synthétise les expressions préconisées dans les cas étudiés dans ce document.

	Composite	Balsa
$\lambda(T)$	$\lambda(T) = F(T)\lambda_v(T) + (1 - F(T))\lambda_d(T)$	Idem Composite
$C(T)$	$C(T) = F(T)C_v(T) + (1 - F(T))C_d(T)$	$C(T) = \frac{\rho_v F(T)C_v(T) + \rho_d(1 - F(T))C_d(T)}{\rho(T)}$
$h(T)$	$h = Fh_v + (1 - F)h_d$	$h(T) = \int \left[\frac{\rho_v F(T)C_v(T) + \rho_d(1 - F(T))C_d(T)}{\rho(T)} \right] dT$

Tableau III-2 : Expressions de la loi des mélanges selon la propriété et le matériau

Les valeurs des propriétés relatives au matériau en cours de dégradation sont calculées par le programme ou sont le produit d'un traitement particulier avant de devenir une entrée du modèle numérique. La Figure III-7 suivante résume comment sont utilisées les propriétés directement issues des mesures. On note que l'enthalpie est traitée de deux manières différentes selon les cas.

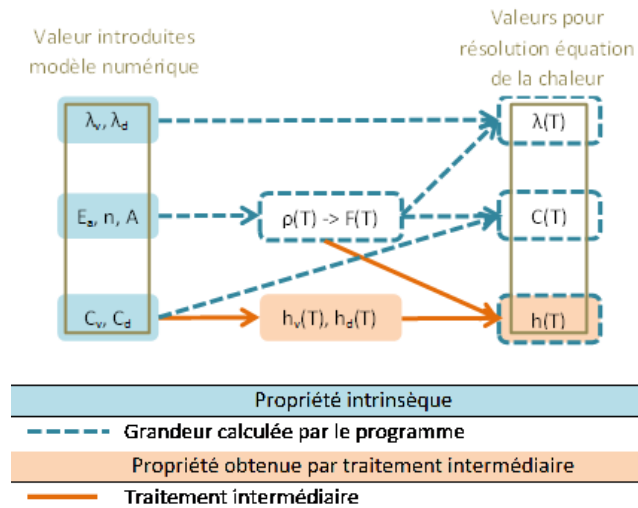


Figure III-7 : Traitement des propriétés pour la résolution de l'équation de la chaleur

III.7 Modèle réduit

La capacité apparente telle que présentée par Lattimer et al [2006 LAT] a pour expression.

$$\rho_0 C_{app,0} = \left[\rho(T)C(T) + (Q_{decomp} + h(T)) \frac{\partial \rho}{\partial T}(T) \right] \quad \text{Eq. III-15}$$

ρ_0 est la masse volumique du matériau vierge, grandeur mesurée expérimentalement, Q_{decomp} est la chaleur de réaction, un scalaire. ρ est la masse volumique, grandeur mesurée ou calculée à partir des paramètres d'Arrhénius et $d\rho/dT$ son taux de variation en fonction de la température, lui aussi déduit de la mesure de la perte de masse ou calculé à partir des paramètres d'Arrhénius. c_p et h sont la capacité et l'enthalpie qui évoluent en température selon la loi des mélanges, en fonction de l'état de dégradation mesuré par F.

L'évolution de la masse volumique est un résultat expérimental mais en pratique les données de la littérature, comme pour la capacité apparente, sont déterminées à partir de conditions expérimentales qui ne sont pas celles de l'essai « ISO 834 ». Il n'est pas possible avec le modèle réduit de calculer en tout point et en temps réel la valeur de F. Dans le paragraphe III.8 p 63, on compare les résultats obtenus avec le modèle réduit pour diverses évolutions de F intégrées dans la conductivité et la chaleur massique avec ceux obtenus pour

Chapitre 3 : Les éléments finis dans l'analyse thermique

le modèle complet. Les remarques faites sur la loi des mélanges dans le paragraphe relatif au modèle complet sont valables dans ce paragraphe.

III.7.1.1 Evolution de la masse

L'équation d'Arrhénius a été résolue pour un taux de chauffage donné et a permis d'obtenir l'évolution de la masse volumique en fonction de la température. C'est cette évolution qui est utilisée pour déterminer la conductivité et la capacité apparente fournie au logiciel de calcul par EF.

III.7.1.2 Composite

Lattimer [2006 LAT] donne les triplets (E_a , A , n) pour divers taux de chauffage et divers types d'échantillons. Un autre triplet par types d'échantillon, dit « moyen », est censé décrire les courbes de perte de masse pour tous les taux de chauffage de l'intervalle 2-32 °C/mn. La comparaison entre l'évolution de la masse obtenue expérimentalement donnée dans la littérature et celle obtenue par résolution de l'équation d'Arrhenius montre que les résultats sont comparables. Le triplet « moyen » sera utilisé pour nos modélisations.

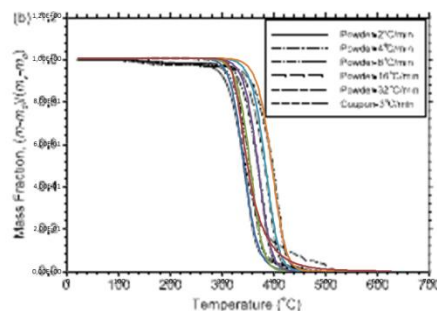


Fig. 7. Decomposition of powder samples in the TGA and the coupon sample in the TDA normalized with respect to (a) total mass and (b) active mass.

Figure III-8 : Evolution de la perte de masse en température : comparaison entre la littérature et la résolution de l'équation

III.7.1.3 Balsa

L'évolution de la masse du balsa fait apparaître plusieurs étapes [2007 MAR] [2014 TRA], dont la première est l'évaporation de l'eau. Le balsa passe de l'état vierge hydraté à vierge déshydraté puis à l'état de char. La masse perdue lors de l'évaporation est minime (environ 10%) mais l'énergie associée à l'évaporation est importante, qui est traduit par un pic vers 100°C sur la courbe de la capacité apparente (Figure III-9).

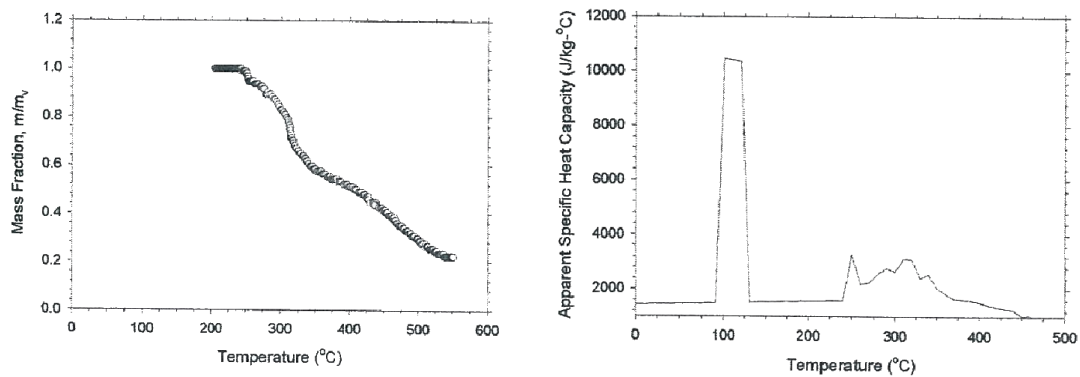


Figure III-9 : TGA et DSC d'un échantillon de balsa, révélant les différentes étapes de sa dégradation [LAT 2005]

III.7.1.4 Chaleur de décomposition

La valeur de la chaleur de décomposition du composite a été extraite à partir de mesures de DSC effectuées sur différents échantillons. Les valeurs obtenues diffèrent de 25% entre le coupon d'une part, les poudres et les fragments d'autre part. Agarwal et Lattimer [2012 AGA] donnent des précautions pour l'analyse des mesures de DSC dans l'extraction de la valeur de la chaleur de décomposition. En suivant les principes développés dans cet article, ils obtiennent une valeur six fois supérieure à celle obtenue par l'un des auteurs dans une communication précédente. Dias de Moraes [2003 DIA] identifie la valeur de la chaleur de décomposition par recalage des courbes numériques avec les courbes expérimentales. Ramroth [2006 RAM] procède de même en négligeant l'impact des gaz de pyrolyse dans son modèle. Aussi émet-il des réserves sur la valeur de la chaleur de pyrolyse obtenue. En pratique, ce qui importe pour l'analyse thermique par éléments finis, c'est d'estimer de combien la capacité apparente est modifiée pour le modèle réduit et de combien l'enthalpie de pyrolyse h_{pyr} varie dans le cas du modèle complet. C'est le produit chaleur de décomposition par taux de variation de masse qui décrit le pic de la capacité apparente. Par la suite il s'agit essentiellement d'estimer l'impact de cette variation sur la température lors de l'essai « ISO 834 ».

Concernant le bois, il faut en outre estimer la chaleur de réaction liée à l'évaporation de l'eau naturellement présente dans le bois de balsa. L'approche la plus naturelle consiste à attribuer à cette grandeur la valeur de la chaleur latente de vaporisation de l'eau [2011 LAT] et [2003 DIA]. Cependant Cueff [2014 CUE] obtient la valeur de la chaleur de la réaction de l'évaporation de l'eau présente dans un aggloméré cellulosique par recalage en minimisant l'écart entre les températures simulées et celles mesurées. Celle-ci vaut environ 5 fois la chaleur latente. Cette différence est attribuée à une variation de pression interne dans le matériau. Rien ne prouve que ce constat soit applicable au bois de balsa et rien n'a été indiqué dans ce sens dans la littérature dont nous disposons.

III.7.1.5 Gaz de pyrolyse

Une hypothèse principale pour l'emploi du modèle réduit (capacité apparente) consiste à supposer que les gaz de pyrolyse ont une contribution minoritaire dans le bilan thermique. Par conséquent, leur enthalpie n'est pas prise en compte dans l'expression de la capacité apparente d'après Lattimer and al. [2006 LAT], ce qui est corroboré par la description de l'essai de DSC, effectué sur quelques milligrammes de matériau : les gaz de pyrolyse s'échappent « immédiatement » du matériau de sorte que leur contribution au bilan thermique n'ait pas à être prise en compte. Cependant, en situation d'incendie ou d'essai de certification, les structures sont beaucoup plus épaisses, elles peuvent devenir poreuses et les gaz y sont présents. Ils contribuent à l'équilibre thermique mais leur effet dans le matériau en cours de décomposition ou décomposé est considéré comme négligeable dans la littérature [2006 LAT]. Lattimer & al. ont également proposé une autre expression pour la capacité spécifique du composite et du balsa [2011 LAT]. Elle comprend l'enthalpie des gaz, mais pas le terme de convection $\dot{m}_x^g c_{pg} \frac{\partial T}{\partial x}$.

$$\nabla(\lambda_i(T)\nabla T) = \rho_0 C_{app,0}(T) \frac{\partial T}{\partial t}$$

Eq. III-25

$$\rho_0 C_{app,0}(T) = \left[\rho(T)C(T) + (Q_{decomp} + h(T) - h_g(T)) \frac{\partial \rho}{\partial T}(T) \right]$$

La contribution des gaz est, de ce fait, partiellement prise en compte, mais c'est, d'après Goodrich [2009 GOO] la partie significative de leur contribution dans le bilan thermique. Ramroth [2006 RAM] a effectué une analyse comparative des propriétés des gaz de pyrolyse et a déterminé une expression analytique de l'évolution de leur capacité thermique en fonction de la température, donc leur enthalpie, sur la base des travaux de Reigner et Mortaigne [1995 MOR] qui ont identifié leur nature par chromatographie.

Lattimer et Ouellete [2006 LAT] ont effectué une comparaison entre les résultats obtenus avec le modèle réduit (Eq. III-15) et les résultats expérimentaux pour un échantillon composite soumis à un flux de 60kW/m² pendant 30 minutes. Ils ont obtenu des corrélations convenables sur les mesures de température. Les auteurs expliquent toutefois qu'ils ont dû réévaluer la valeur de la chaleur de décomposition Q_{decomp} préalablement identifiée par DSC pour recalibrer les températures expérimentales. Cette réévaluation est supposée prendre en compte l'effet du terme lié au transport des gaz ($\dot{m}_x^g c_{pg} \frac{\partial T}{\partial x}$), terme qui n'apparaît pas dans l'équation de la chaleur pour le modèle réduit.

III.7.2 Conclusion

Le modèle réduit ne fournit comme résultat que la température. Comme les propriétés dépendent de la température et de la dégradation du matériau mais qu'elle n'est pas calculée par le programme, il faut donc que les données introduites dans le programme

Chapitre 3 : Les éléments finis dans l'analyse thermique

l'intègre. La capacité apparente, qui prend en compte non seulement le niveau de dégradation mais aussi l'énergie dégagée par la réaction, dépend étroitement des conditions expérimentales et n'est donc pas intrinsèque au matériau, d'où son qualificatif. Toutefois il est possible de retrouver son évolution en température à partir des propriétés intrinsèques, ce qui est utile pour l'estimer à des taux de chauffage supérieurs à ceux imposés pour les mesures. La conductivité n'est pas mesurée au cours de la dégradation car les techniques de mesure ne le permettent pas. Son évolution en cours de dégradation est donc décrite par une loi des mélanges à partir des propriétés intrinsèques, donnant une fonction décrite point par point comme entrée du programme de calcul. La Figure III-10 suivante synthétise les données d'entrée et celles calculées par le programme pour les deux modèles.

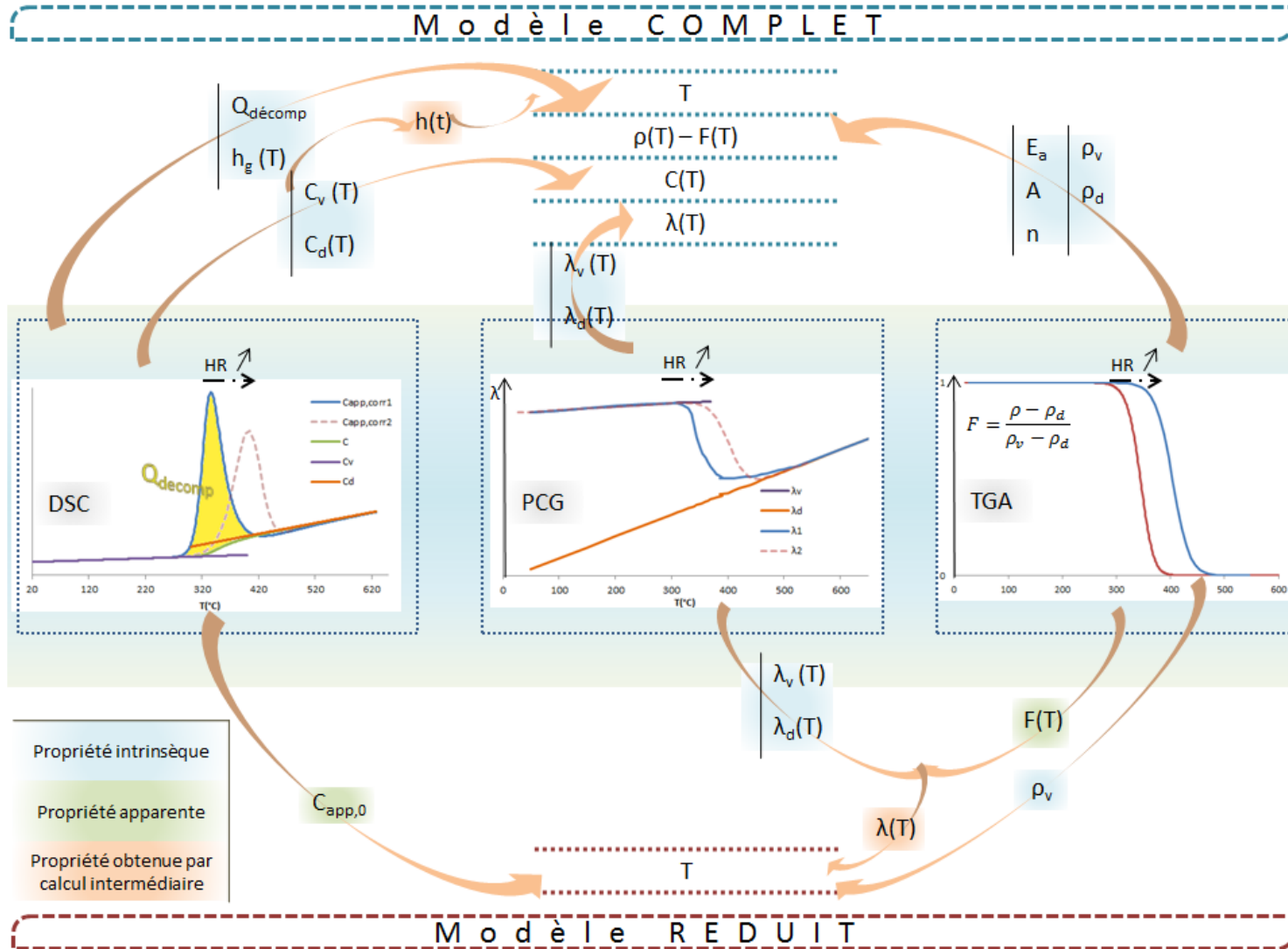


Figure III-10: Synthèse des données d'entrée et grandeurs calculées pour les modèles complets et réduits

III.8 Comparaison entre le modèle complet et le modèle réduit

III.8.1 Composite

La capacité apparente a été calculée à partir des expressions simplifiées de la loi des mélanges pour la capacité et pour l'enthalpie (Eq. III-16 et Eq. III-24) puisqu'il a été montré que les résultats obtenus pour le composite étaient corrects (paragraphe III.6.2 p 53).

$$C(T) = F(T)C_v(T) + (1 - F(T))C_d(T) \quad \text{Eq. III-16}$$

$$h(T) = Fh_v(T) + (1 - F)h_d(T) \quad \text{Eq. III-24}$$

Elle a été calculée pour plusieurs triplets (E_a , A , n) ne différant que par le taux de chauffage appliqué (de 3°C/min à 100°C/min) et par la taille d'échantillon qui ont donné le facteur de décomposition utilisé dans la loi des mélanges.

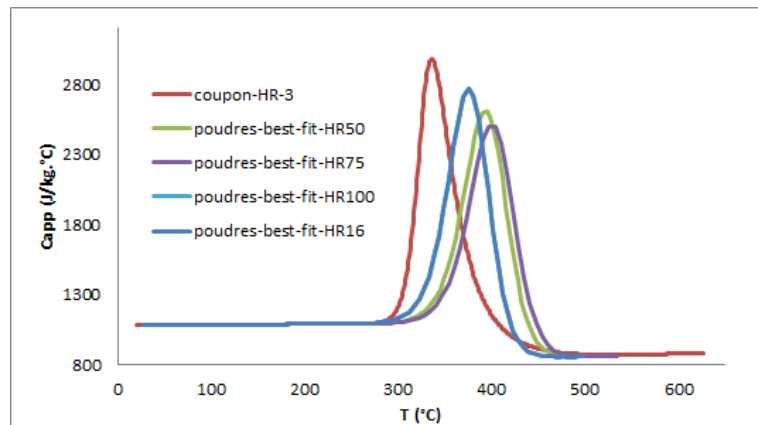


Figure III-11 : Calcul de la capacité apparente du composite pour différents taux de chauffage

On constate que la température à laquelle la valeur maximale de la capacité apparente est atteinte augmente avec le taux de chauffage. Les valeurs maximales décroissent mais la largeur de la base croît à mesure que le taux de chauffage augmente. Ainsi l'énergie capacitive est globalement la même quel que soit le taux de chauffage.

Une comparaison entre les températures obtenues pour les deux modèles (complet et réduit) et pour différentes valeurs des propriétés a été réalisée (Annexe A1-I p 170). Elle consiste à estimer l'écart relatif de température relevée au cours du temps en cinq points dans l'épaisseur : côté chaud, côté froid, un quart, trois quarts et mi-épaisseur. On ne conserve ensuite que la valeur maximale sur toute l'épaisseur et sur toute la durée du calcul. Le composite a une épaisseur de 12 mm. Les conditions aux limites thermiques sont celles de l'essai de certification « ISO 834 » (Figure III-12).

Chapitre 3 : Les éléments finis dans l'analyse thermique

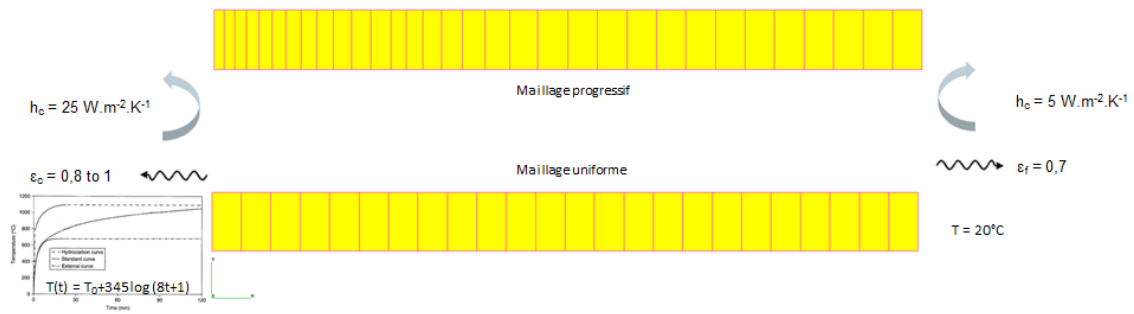


Figure III-12 : Conditions aux limites et maillages pour la comparaison entre les modèles complet et réduit

Classiquement, le maillage d'un modèle thermique avec dégradation est progressif (Figure III-12) dans l'épaisseur avec une densité croissante vers le côté chaud, dans le but d'éviter des oscillations spatio-temporelles. Dans le cas présent, il est possible d'employer un maillage uniforme dans le but de réduire le coût du calcul lors de la modélisation d'une structure entière. L'écart de température entre le côté chaud et le côté froid (12 mm) croît jusqu'à atteindre environ 500°C au bout d'une heure (Figure III-13). Les changements de pente correspondent au début et à la fin de la pyrolyse.

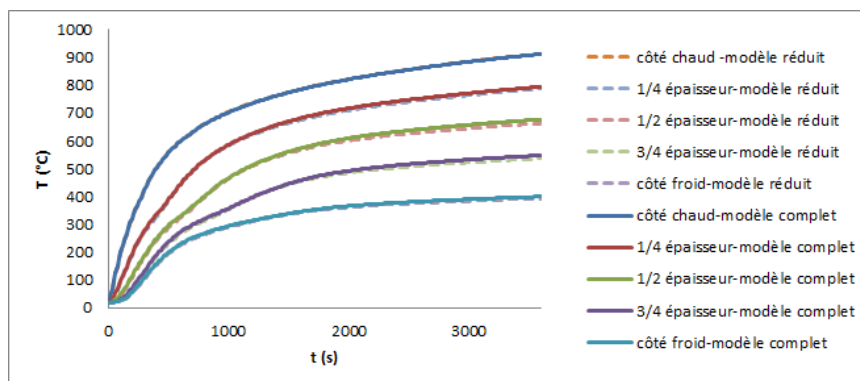


Figure III-13 : Evolution de la température au cours du temps en différents points de l'épaisseur. Températures obtenues par le modèle complet et le modèle réduit

Les différences entre les températures obtenues par les deux types de modèles sont acceptables, l'erreur relative ne dépasse pas 10% pendant le transitoire, et est inférieure à cette valeur lorsque le transitoire est bien établi (Figure III-14). Un échantillon composite de faible épaisseur peut donc être modélisé de plusieurs façons sans pour cela introduire une erreur significative.

Chapitre 3 : Les éléments finis dans l'analyse thermique

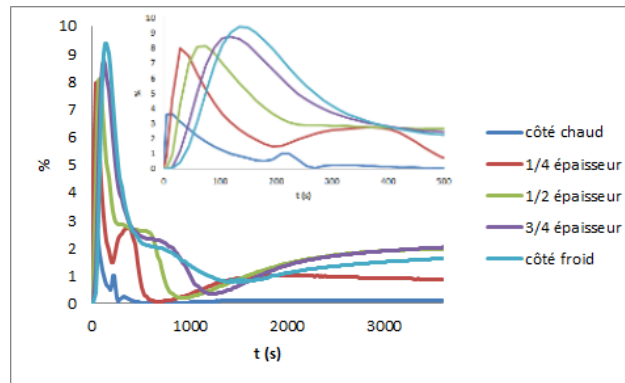
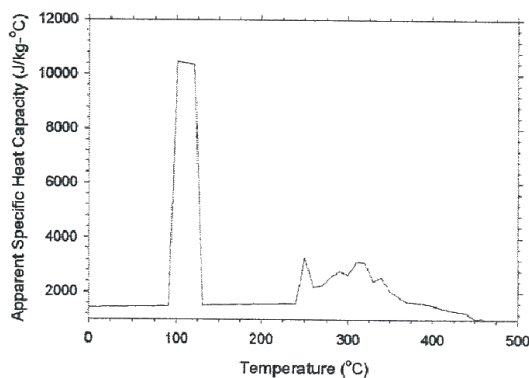


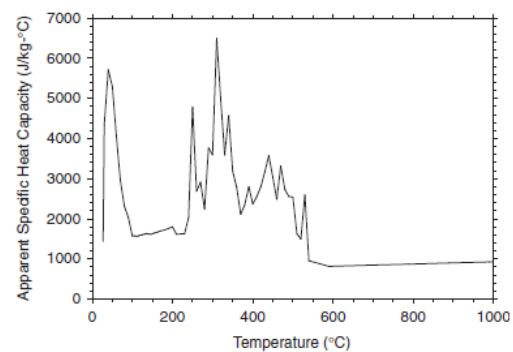
Figure III-14 : Evolution de l'écart relatif entre les températures obtenues par les deux modèles, en différents points de l'épaisseur

III.8.2 Balsa

Lattimer donne l'évolution en température de la capacité apparente d'un bois de balsa [2006 LAT] [2011 LAT]. La comparaison des courbes (Figure III-15) ne peut apporter que très peu d'information, puisque ni la taille de l'échantillon testé ni les conditions expérimentales (en particulier le taux de chauffage) ne sont fournies. On constate que les courbes sont très différentes, tant en forme qu'en amplitude, surtout au voisinage de 100°C, température d'évaporation de l'eau contenue dans le bois. A ce jour, il n'a pas été trouvé dans la littérature d'autre source fournissant d'autres informations sur la capacité apparente du bois de balsa.



[2005 LAT]



[2011 LAT]

Figure III-15 : Evolution en température de la capacité apparente du balsa (littérature)

La Figure III-16 présente l'évolution de la capacité apparente en fonction de la température calculée par différentes expressions. La première ($C_{app-initial}$) correspond à la méthode proposée par Lattimer [2006 LAT], avec les expressions approchées pour la capacité et l'enthalpie ($C_{app-initial}$).

Chapitre 3 : Les éléments finis dans l'analyse thermique

$$\rho_0 C_{app,0}(T) = \left[\rho(T)C(T) + (Q_{decomp} + h(T) - h_g(T)) \frac{\partial \rho}{\partial T}(T) \right] \quad \text{Eq. III-25}$$

Avec :

$$C(T) = F(T)C_v(T) + (1 - F(T))C_d(T) \quad \text{Eq. III-16}$$

$$h(T) = Fh_v(T) + (1 - F)h_d(T) \quad \text{Eq. III-24}$$

La seconde (Capp-adapté) correspond à l'adaptation de la précédente méthode en appliquant les expressions de la loi des mélanges identifiées aux paragraphes III.6.2.2 et III.6.2.3 :

$$\rho_0 C_{app,0}(T) = \left[\rho(T)C(T) + (Q_{decomp} + h(T) - h_g(T)) \frac{\partial \rho}{\partial T}(T) \right] \quad \text{Eq. III-25}$$

Avec :

$$C(T) = \frac{\rho_v F(T)C_v(T) + \rho_d(1 - F(T))C_d(T)}{\rho(T)} \quad \text{Eq. III-18}$$

$$h(T) = \int \left[\frac{\rho_v F(T)C_v(T) + \rho_d(1 - F(T))C_d(T)}{\rho(T)} \right] dT \quad \text{Eq. III-23}$$

La troisième (Capp-adapté-ss-enth-gaz) correspond au cas précédent mais sans prendre en compte l'enthalpie des gaz. Les propriétés utilisées sont celles déterminées pour un chauffage à 8°C/min.

$$\rho_0 C_{app,0}(T) = \left[\rho(T)C(T) + (Q_{decomp} + h(T)) \frac{\partial \rho}{\partial T}(T) \right] \quad \text{Eq. III-14}$$

Avec

$$C(T) = \frac{\rho_v F(T)C_v(T) + \rho_d(1 - F(T))C_d(T)}{\rho(T)} \quad \text{Eq. III-18}$$

$$h(T) = \int \left[\frac{\rho_v F(T)C_v(T) + \rho_d(1 - F(T))C_d(T)}{\rho(T)} \right] dT \quad \text{Eq. III-23}$$

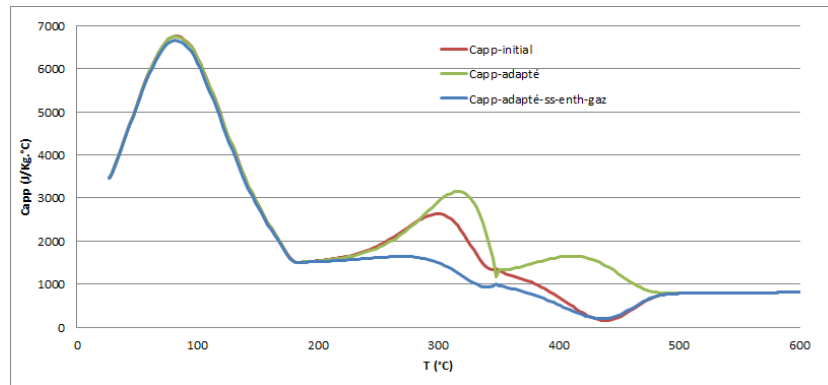


Figure III-16 : Calcul de la capacité apparente du balsa selon trois méthodes

On constate que seule la deuxième expression (Capp-adapté) conduit à une estimation plausible de la capacité, les deux autres conduisent à une décroissance de la capacité, phénomène associé à une réaction exothermique alors que la pyrolyse du bois est un phénomène endothermique à toutes les étapes. On en conclut donc que la prise en compte de l'enthalpie des gaz semble être nécessaire dans le calcul de la capacité apparente du balsa.

Bois sec

Pour la modélisation du comportement thermique du balsa en cours de dégradation, il faut non seulement étudier l'influence des conditions expérimentales (taille de l'échantillon et taux de chauffage) mais aussi celle de l'expression de la loi des mélanges décrivant de la capacité et l'enthalpie l'évolution au cours de la dégradation. Des fonctions différentes ayant été identifiées aux paragraphes III.6.2.2 et III.6.2.3, il faut vérifier si leur impact est significatif sur l'évolution du champ de température lors de l'essai « ISO 834 ».

Une analyse comparative des modèles réduit et complet ainsi que l'influence des valeurs des propriétés introduites sur la température a été menée comme dans le cas du composite, pour une épaisseur de balsa de 12 mm. Deux triplets (E_a , A , n) ont été utilisés, ils diffèrent par le taux de chauffage qui a été appliqué au cours de la mesure (8°C/min et 32°C/min). Deux expressions de la loi des mélanges pour décrire l'évolution de l'enthalpie ont été étudiées. Leur impact est limité dans le cas des modèles complet et réduit (17% d'écart maximal), ainsi que celui du taux de chauffage qui intervient dans l'équation d'Arrhénius. Toutes choses égales par ailleurs, le modèle réduit fournit des températures comparables à celles du modèle complet (10% d'écart).

Pour une épaisseur de 40 mm, plus proche de ce que l'on rencontre dans les panneaux navals, utiliser dans le cas du modèle complet l'expression approchée pour la loi des mélanges décrivant l'enthalpie (Eq. III-24) conduit à un écart de 23% pour un taux de chauffage de 32°C/mn et de 61% pour un taux de chauffage de 8°C/mn. Ces écarts sont « ponctuels », les évolutions sont similaires ainsi que les températures atteintes au bout d'une heure d'exposition.

Les températures obtenues par le modèle réduit et le modèle complet sont comparables (15% d'écart) si la loi des mélanges utilisée pour décrire l'évolution de l'enthalpie est la relation (Eq. III-23). Les écarts maximaux entre les températures obtenues par les modèles réduit et complet se produisent au cours de l'établissement du régime transitoire, alors qu'elles sont « faibles ». Ce qui est important, ce sont les températures au bout d'une heure d'essai qui elles sont proches. Le modèle approché fournit donc des résultats acceptables dans le cas d'une modélisation prenant en compte la pyrolyse du balsa. Vue la dispersion des données matérielles, l'incertitude sur les coefficients d'échange en paroi, et les écarts de température mesurés en face froide pour des structures « identiques », un écart de 10 ou 20% est tout à fait raisonnable.

Bois humide

Le bois de balsa comprend naturellement en moyenne 5 à 10% d'eau. Bien que cela représente une faible masse perdue lors de l'évaporation, l'énergie de transformation associée est supérieure d'un ordre de grandeur à la chaleur de pyrolyse. Dans nos modèles, l'évolution de capacité liée à ce phénomène d'évaporation a été introduite dans la capacité apparente (Figure III-16). Goodrich [2009 GOO] traite l'évaporation de l'eau incluse dans le bois comme il traite la pyrolyse : une étape supplémentaire pour la perte de masse comme et un pic supplémentaire pour la capacité apparente. Looyeh [1999 LOO] traite de la prise en compte de l'humidité dans le bois de balsa mais aussi dans le composite dans une moindre mesure. Il explique brièvement la complexité de la prise en compte de l'humidité avec entre autres les phénomènes suivants : redistribution de l'eau présente dans le matériau, réaction chimiques, transfert de masse multiphasique. Il cite deux types de modèles : des modèles dits « simples » qui ne prennent en compte que les transferts thermiques, les effets des autres phénomènes étant pris en compte dans l'énergie de vaporisation et des modèles dits « sophistiqués » dans lesquels un mécanisme d'évaporation-condensation est introduit et piloté par la pression dans les pores et la concentration en humidité. Di Blasi [2007 DIB] a par ailleurs étudié les cinétiques de changement d'état et de transfert de masse pour réaliser des modèles complexes. Ces derniers modèles impliquent de mesurer un certain nombre de propriétés complémentaires telles que la porosité, la perméabilité mais aussi des énergies relatives aux transformations. Ce qui introduit donc des sources potentielles d'incertitudes dans la résolution du modèle et des sources de dispersion des résultats numériques quand comparés avec les résultats expérimentaux. Looyeh s'est donc tourné vers un modèle dit « simple » dans lequel l'énergie de vaporisation est prise en compte dans l'expression de la capacité apparente. Son approche consiste à déterminer la température à laquelle le phénomène s'initie et la durée sur laquelle il se produit. Il en résulte une fonction triangulaire. Cette approche est reprise par Dias de Moares [2003 DIA] qui ajuste la valeur de l'énergie de vaporisation par recalage avec les températures mesurées expérimentalement pour tenir compte du fait que la capacité calorifique apparente du bois humide est plus grande que la somme des effets séparés du bois et de l'eau, à cause de l'énergie thermique des ponts bois-eau [2003 DIA]. Simpson et TenWolde [1999, SIM] ont par ailleurs proposé

une expression pour donner la capacité thermique du bois humide à partir de celle du bois sec et de la teneur en eau. L'influence de la présence d'eau dans le balsa a été étudiée expérimentalement par TranVan [2014 TRA] et par Goodrich [2009 GOO] qui identifie un décalage du pic du taux de perte de masse de 15°C lorsque le taux de chauffage est doublé (Figure III-17). Cette « translation » en fonction du taux de chauffage est similaire à celle observée pour la pyrolyse.

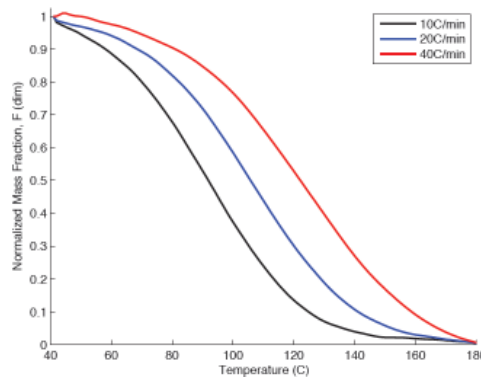


Figure III-17 : Cinétique d'évaporation de l'eau dans le balsa à différents taux de chauffage [2009 GOO]

La comparaison des températures obtenues par les modèles réduit pour divers taux de chauffage a été menée. Seul le cas de l'épaisseur de 40 mm a été étudié. L'écart relatif (48%), bien qu'important, est localisé du côté froid et pour une température de 150°C, très éloignée des températures maximales atteintes au cours de l'essai. L'évaporation n'est pas modélisée, on en rend compte via la capacité apparente. Un certain nombre de phénomènes liés à l'évaporation, comme la migration de l'eau, ne sont donc pas « bien » représentés mais ces phénomènes surviennent vers 100°C et ont pour impact de retarder un peu l'augmentation de température. Il ne faut pas oublier que l'objectif du travail est la modélisation du comportement lors d'un essai « ISO 834 » qui dure une heure et pour lequel les températures atteintes sont de l'ordre de 1000 °C.

III.9 Conclusion

Il y a deux manières de prendre en compte dans le bilan thermique la pyrolyse du composite et celle du bois, via le modèle dit complet et celui dit réduit. L'évaporation de l'eau naturellement présente dans le bois et le composite en faible quantité (de 5% à 10%) impacte le bilan thermique de la même manière que la pyrolyse et elle peut être elle aussi prise en compte dans le modèle complet ou le modèle réduit.

Les champs de température obtenus pour le matériau composite sont peu influencés par le choix de l'expression de l'enthalpie, le taux de chauffage ou modèle (complet ou réduit). Il y a plusieurs raisons à cela. Les peaux en matériau composite sont de faible épaisseur (3 à 10 mm) et la différence de propriétés entre le matériau vierge et le char est peu élevée. Pour une sollicitation « ISO 834 », un modèle réduit réalisé à partir de propriétés

Chapitre 3 : Les éléments finis dans l'analyse thermique

obtenues pour des taux de chauffage faibles, inférieurs à 32 °C/mn, conduit aux mêmes résultats que ceux obtenus avec le modèle complet.

En revanche pour le balsa, un écart plus important sur les champs de température est constaté en fonction du modèle choisi (complet ou réduit) et du taux de chauffage. Cela est d'autant plus vrai pour la modélisation de l'évaporation de l'eau en fonction de son degré d'humidité. Le bois utilisé pour la construction des panneaux étant préalablement séché, on peut considérer que même pour la phase d'évaporation, les deux modèles donnent des résultats semblables.

La conductivité du bois de balsa est dix fois inférieure à celle du composite et les épaisseurs de balsa utilisées sont de l'ordre de 30 à 40 mm : le gradient de température dans l'épaisseur est plus élevé que dans le composite et le taux de variation de la température n'est donc pas uniforme dans l'épaisseur du balsa. En conséquence, la capacité apparente qui évolue en température mais qui est obtenue pour une valeur particulière du taux de chauffage, est utilisée dans toute l'épaisseur alors que pour le modèle complet, la capacité est calculée, à tout instant et en tout point, en fonction du taux de chauffage local (Figure III-18).

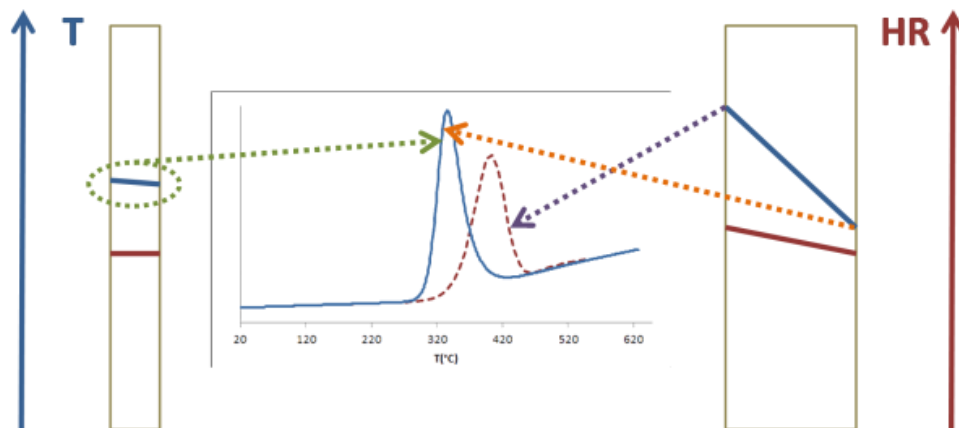


Figure III-18 : Impact de l'épaisseur de la structure sur le calcul de la température (modèle réduit)

IV. Chapitre 4 :

Eléments de théorie relatifs à l'analyse mécanique

Chapitre 4 : Eléments de théorie relatifs à l'analyse mécanique

Une augmentation de température a deux effets principaux sur le comportement mécanique : généralement, le matériau se dilate et les propriétés mécaniques du matériau diminuent, ce qui a pour effet d'augmenter les déplacements et diminuer la valeur de la charge maximale. Dans le cas des matériaux conducteurs tels que l'acier, la température est presque uniforme dans l'épaisseur d'une tôle mince, comme celles utilisées pour la conception prescriptive des navires. La dilatation thermique dans le plan de la tôle est presque uniforme et les propriétés mécaniques ont donc la même valeur sur toute l'épaisseur de la structure. Lorsque le matériau est isolant, un gradient thermique se développe dans l'épaisseur. La structure se dilate plus du côté chaud que du côté froid, générant ainsi un moment de flexion qui entraîne un déplacement de la structure vers le côté chaud. D'autre part, les valeurs des propriétés mécaniques ne sont pas les mêmes sur toute l'épaisseur car la température n'y est pas uniforme. Lorsque la température augmente, le module d'Young et la limite élastique diminuent. L'attaque thermique réduit progressivement la portion de structure capable de reprendre la charge, ce qui peut conduire à la ruine de la structure. Au cours des essais normalisés « ISO 834 », la déflexion du panneau est mesurée et elle ne doit pas excéder une valeur seuil déterminée de sorte à ce que la structure ne puisse s'effondrer. Un tel évènement reviendrait à ouvrir subitement un four dont le volume est d'environ 20 m³ et dont les gaz sont à plus de 1000°C. La ruine de la structure est donc rarement observée lors d'un essai de certification, l'essai est interrompu avant que l'évènement ne survienne, à moins que la structure soit combustible et qu'elle se consume même lorsque les brûleurs du four sont arrêtés (Figure IV-1).



Figure IV-1 : Effondrement d'un pont en matériau combustible (Laboratoire d'Essai au Feu, Liège)

Le temps à rupture est généralement le critère utilisé dans la littérature pour juger de la tenue au feu d'une éprouvette ou d'un spécimen de taille limitée. Dans le cas de l'essai « ISO 834 », le premier critère mécanique porte sur la déflexion qui est limitée à 1/30^{ème} de la portée, que ce soit pour une cloison ou un pont, le second sur la vitesse d'évolution de la déflexion qui est limitée elle aussi. Comme cela a été mentionné dans l'introduction générale, les deux types de structures étudiées (pont et cloison) ont des comportements différents lors de l'essai « ISO 834 ».

Dans cette section, on rappelle les équations implémentées dans le logiciel ainsi que les données d'entrée nécessaires. Puis une réflexion menée sur les caractéristiques de l'essai permet d'identifier quelles informations sont véritablement nécessaires pour la simulation numérique du comportement au feu.

IV.1 Données a priori nécessaires pour la réalisation d'une analyse thermomécanique d'un pli composite

IV.1.1 Matériau métallique isotrope

Dans le cas de l'analyse linéaire d'une structure en matériau isotrope à température ambiante, les données mécaniques nécessaires sont le module d'Young, le coefficient de Poisson et éventuellement la masse volumique. Pour valider l'analyse, il faut en outre la limite élastique du matériau pour vérifier que la contrainte équivalente n'a pas dépassé cette limite. Dans le cas d'une analyse non linéaire matérielle, il faut définir explicitement la limite élastique initiale, le critère de plasticité et la courbe d'écrouissage. Dans le cas d'une analyse thermomécanique non linéaire, il faut ajouter à toutes ces données l'évolution en température du module d'élasticité, de la limite élastique et des courbes d'écrouissage, ainsi que le coefficient de dilatation thermique, son évolution et la température de l'état supposé non contraint thermiquement. Soit en résumé 5 valeurs de référence, 3 fonctions et un faisceau de courbes pour l'écrouissage. En pratique, on ne prend pas en compte l'évolution du coefficient de Poisson ni celle de la masse volumique [2005, ZHO].

IV.1.2 Matériau composite

On rencontre dans les structures stratifiées trois types de plis : les mats, les unidirectionnels et les tissus. Nous ne nous intéresserons ici qu'aux deux derniers. Les trois directions conventionnelles pour un pli sont référencées de la façon suivante : 1 correspond à la direction des fibres, 2 à celle perpendiculaire aux fibres dans le plan du pli et 3 à celle perpendiculaire au plan des fibres.

IV.1.2.1 Comportement matériel linéaire à température ambiante

Dans le cas de l'analyse linéaire d'une structure en matériau composite à température ambiante, les données mécaniques nécessaires sont les trois modules d'Young (E_1, E_2, E_3), les trois coefficients de Poisson ($\nu_{12}, \nu_{23}, \nu_{13}$), les trois modules de cisaillement (G_{12}, G_{23}, G_{13}) et éventuellement la masse volumique.

Un pli unidirectionnel est généralement considéré comme isotrope transverse : le matériau présente les mêmes caractéristiques dans les directions 2 et 3. Seuls 5 coefficients rassemblés dans le Tableau IV-1 suivant sont alors nécessaires pour construire la matrice de Hooke du matériau.

Chapitre 4 : Eléments de théorie relatifs à l'analyse mécanique

E_1	$E_2 = E_3$
$G_{12} = G_{13}$	$G_{23} = f(E_2, \nu_{23})$
$\nu_{12} = \nu_{13}$	ν_{23}

Tableau IV-1: Coefficients élastiques relatifs à un pli unidirectionnel

Un tissu est dit équilibré lorsque ses propriétés dans les directions 1 et 2 sont identiques. Seuls 6 coefficients rassemblés dans le Tableau IV-2 suivant sont alors nécessaires pour construire la matrice de Hooke du matériau.

$E_1 = E_2$	E_3
G_{12}	$G_{23} = G_{13}$
ν_{12}	$\nu_{23} = \nu_{13}$

Tableau IV-2: Coefficients élastiques relatifs à un tissu équilibré

Les essais en laboratoire ne permettent en général d'accéder qu'à 4 valeurs : E_1 , E_2 , G_{12} et ν_{12} . Un certain nombre d'inégalités doivent être satisfaites par les coefficients élastiques pour que la loi de Hooke soit définie positive. On peut donc trouver un encadrement pour les valeurs qui n'ont pas été déterminées expérimentalement et une analyse de sensibilité doit être effectuée pour montrer que la valeur attribuée aux données manquantes impacte peu le résultat final.

Comme pour les matériaux isotropes, pour estimer la résistance de la structure composite, plusieurs données supplémentaires sont indispensables. Il faut définir les critères à rupture et toutes les données permettant de les évaluer. On distingue les critères monoaxiaux des critères multiaxiaux.

Les critères monoaxiaux s'expriment en contrainte ou en déformation. Ils postulent que le pli résiste tant que, dans chaque direction et dans chaque sens, la grandeur observée est inférieure à la limite associée. Il faut donc connaître les limites en déformation et/ou en contrainte soit 9 valeurs : la limite en traction et la limite en compression dans les directions 1, 2 et 3, les limites en cisaillement dans les trois plans. Les critères multiaxiaux sont définis pour les contraintes. Ce sont des fonctions qui définissent une enveloppe limite dans l'espace des contraintes. On peut citer le critère de Hill (6 valeurs), le critère de Tsai-Hill (9 valeurs), le critère simplifié de Tsai-Hill pour les structures minces dont les feuillets ont un comportement Etat Plan de Contrainte (5 coefficients) et le critère de Hashin (6 valeurs). Il faut donc réaliser des essais pour déterminer d'une part quel est le critère le plus adapté au matériau étudié et d'autre part identifier les valeurs des coefficients définissant ce critère.

IV.1.2.2 Comportement matériel non linéaire à température ambiante

On constate expérimentalement que la rupture n'est pas fragile même si cette hypothèse est généralement faite. La rupture s'initie et progresse au cours de la vie de la structure, le matériau s'endommage. On peut distinguer l'endommagement au sein du pli de l'endommagement entre les plis. Dans le premier cas, on associe une variable de dommage à chacun des coefficients élastiques. En effet, l'endommagement du composite conduit à

l'identification d'une contrainte effective reliée à la contrainte par le biais d'un tenseur, le tenseur de dommage. Dans le second cas, la variable de dommage est un scalaire mais l'endommagement entre les plis peut se faire selon trois modes distincts.

IV.1.2.3 Endommagement des plis

L'expression de l'énergie de déformation (équation suivante) montre qu'il existe 6 composantes dans le tenseur de dommage dont certaines dépendent du sens de la sollicitation.

$$E_D = \frac{1}{2} \left[\frac{\langle \sigma_{11} \rangle_+^2}{E_1^0(1-d_{11}^+)} + \frac{\langle \sigma_{11} \rangle_-^2}{E_1^0(1-d_{11}^-)} + \frac{\langle \sigma_{22} \rangle_+^2}{E_2^0(1-d_{22}^+)} + \frac{\langle \sigma_{22} \rangle_-^2}{E_2^0(1-d_{22}^-)} + \frac{\langle \sigma_{33} \rangle_+^2}{E_3^0(1-d_{33}^+)} + \frac{\langle \sigma_{33} \rangle_-^2}{E_3^0(1-d_{33}^-)} \right] + \frac{1}{2} \left[-\frac{2\nu_{12}^0 \sigma_{11} \sigma_{22}}{E_1^0} - \frac{2\nu_{13}^0 \sigma_{11} \sigma_{33}}{E_1^0} - \frac{2\nu_{23}^0 \sigma_{33} \sigma_{22}}{E_2^0} + \frac{\sigma_{12}^2}{G_{12}^0(1-d_{12})} + \frac{\sigma_{13}^2}{G_{13}^0(1-d_{13})} + \frac{\sigma_{23}^2}{G_{23}^0(1-d_{23})} \right]$$

d_{11} correspond à l'endommagement de la fibre (rupture fragile), d_{22} à l'endommagement de la résine et d_{12} à la décohésion entre la fibre et la résine. Ces phénomènes interviennent tous trois dans le plan du pli. L'endommagement de la résine transversalement au plan du pli est traduit par la grandeur d_{33} et la décohésion fibre/matrice dans les autres plans par d_{13} et d_{23} . Comme la résine est un matériau généralement isotrope, on réduit à 3 les variables d'endommagement permettant de la décrire via les relations suivantes : $d_{33} = d_{22} = d_{23}$ et $d_{13} = d_{12}$.

Pour décrire l'endommagement, il faut connaître les lois qui régissent l'évolution des dommages, les limites, les coefficients de couplage éventuels entre dommages soit 8 valeurs (ou 6 valeurs et une fonction). La prise en compte de la plasticité introduit 2 nouvelles valeurs à identifier (le coefficient de couplage du critère et la limite élastique initiale) et la loi d'écrouissage. La prise en compte du comportement non linéaire des fibres augmente de 2 unités le nombre de grandeurs à connaître.

IV.1.2.4 Endommagement interplis

Comme pour l'endommagement du pli, l'énergie de déformation relative à l'interface montre que 3 modes d'endommagement sont identifiés.

$$E_D = \frac{1}{2} \left[\frac{\langle \sigma_{33} \rangle_-^2}{k_3^0} + \frac{\langle \sigma_{33} \rangle_+^2}{k_3^0(1-d_3)} + \frac{\sigma_{32}^2}{k_2^0(1-d_2)} + \frac{\sigma_{31}^2}{k_1^0(1-d_1)} \right] \quad \text{Eq. IV-1}$$

d_3 correspond à l'endommagement dû au mode d'ouverture (pelage), d_2 à l'endommagement dû au mode de cisaillement plan et d_1 l'endommagement dû au mode de cisaillement hors-plan. Comme la résine est isotrope, on réduit à 2 le nombre de grandeurs indépendantes car $d_2=d_3$. On remarquera aussi que les pseudo-raideur de l'interface k_i^0 dans les trois directions doivent être connues, sachant qu'on profite souvent du fait que la résine

est isotrope pour utiliser la relation $k_2^0 = k_3^0$. Différentes lois d'évolution du dommage existent. Elles sont plus ou moins simples à alimenter et se gèrent plus ou moins facilement du point de vue numérique. Quelle que soit la loi choisie, il faut connaître les énergies critiques et le coefficient de couplage, soit encore 3 valeurs. Et selon la loi employée, il en faut plus ou moins d'autres.

On ajoutera pour information qu'un couplage est possible entre les deux types d'endommagement. Un certain nombre de termes de couplage et de nouvelles grandeurs de dommage sont alors à introduire. Dans le cas le plus simple, il faut identifier une quinzaine de valeurs pour décrire l'endommagement global intra-ply et inter-plis.

IV.2 Thermomécanique non linéaire

Le paragraphe précédent recense les paramètres nécessaires à la connaissance exhaustive du matériau composite à température ambiante. L'étude menée ici a pour objectif de rendre compte du comportement mécanique du matériau en température pour lequel il faut en plus déterminer les coefficients de dilatation dans les trois directions. Pour chaque paramètre, sa valeur dépend de la température et l'évolution est propre à chaque paramètre. L'effet de la pyrolyse est pris en compte dans le modèle mécanique, il faut donc tenir compte de l'évolution de la masse volumique avec la température.

En conclusion, idéalement, pour caractériser un matériau composite en température, il faudrait connaître 32 valeurs [2005, BOL] (9 coefficients élastiques, 9 limites élastiques, 9 coefficients pour l'endommagement, 3 coefficients de dilatation, la température de référence, la masse volumique) ou 27 pour un UD et 28 pour un tissu, 31 évolutions (ou 26 pour un UD et 27 pour un tissu) en température et un critère. On imagine aisément qu'une campagne de mesure pour obtenir autant d'information est coûteuse en temps et en moyens, et en pratique irréalisable. Une revue de la littérature donne des éléments sur les grandeurs effectivement accessibles par l'expérience, une idée du comportement du matériau en température et des ordres de grandeurs des valeurs caractéristiques.

IV.2.1 Données issues de la littérature

Le matériau composite étudié est un ensemble de fils et de résine qui ont des comportements différents en température. Cela génère des efforts et des contraintes internes qu'il faut prendre en compte pour modéliser le comportement du pli [2006, KEY]. La fibre de verre ne subit pas la pyrolyse et ses propriétés mécaniques diminuent lentement jusqu'à 600°C. En revanche, la résine est décomposée en char et en produits gazeux par pyrolyse vers 300°C, ses propriétés mécaniques diminuent à une température encore plus basse et sur une plage plus courte. Les résines vinylesters perdent presque toute leur raideur à une température dite de fléchissement sous charge, T_f , qui est de l'ordre de 100°C, température à laquelle la flèche de l'éprouvette prend une certaine valeur sous une certaine charge selon la norme ASTM D648. Ces résines n'ont plus que 5% de leur résistance initiale à

la température de transition vitreuse T_g , correspondant au passage de l'état vitreux à l'état caoutchoutique et qui est de l'ordre de 120-150°C [2007 FEI a]. Elle est mesurée par analyse mécanique dynamique (DMA) ou calorimétrie à balayage (DSC) [2009 SIM]. La transition de phase a lieu sur une large plage de température, la pente de la « droite » qui approxime la décroissance est faible. Une valeur « clé » de la température est appelée « température de transition vitreuse mécanique », T_k , à laquelle la résine a perdu 50% de ses propriétés (Figure IV-2). Elle est, pour la résine vinylester, généralement inférieure de quelques dizaines de degrés par rapport à la T_g [2007 FEI a].

D'après Mouritz & al. [2009 MOU], cette description de la perte de propriétés mécaniques de la résine en température n'est pas adéquate pour toutes les résines polymères. Par exemple, les thermoplastiques cristallins subissent plusieurs étapes de perte de propriété (softening) en température et des termes additionnels sont nécessaires. Toutefois, dans le cas de la résine vinylester, plusieurs sources de la littérature s'accordent à identifier une seule étape de perte de propriétés en température [2010 SUM] [2010 ZHA] [2011 NAW] [2008 FEI] [2007 FEI c] [2007 FEI a] [2005 FEI] [2007 FEI b] [2009 ASA].

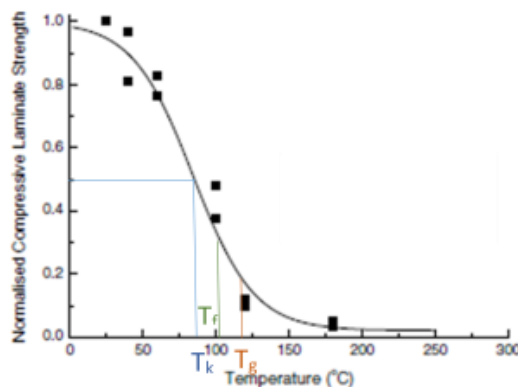


Figure IV-2: Evolution de la limite élastique en compression en fonction de la température [2007 FEI a].

L'évolution des propriétés du pli en température dépend à la fois de l'évolution des propriétés de la résine et de celle des fibres. Dans la littérature, on distingue dans les propriétés du pli celles qui dépendent essentiellement de la résine (E_2 , G_{12} et E_1 en compression, et les contraintes limites associées) et celles qui dépendent essentiellement des fibres (E_1 en traction et contrainte limite associée).

IV.2.1.1 Propriétés pilotées par la résine

Des études ont été menées sur le comportement mécanique en température des résines polymères. Elles ont conduit aux recalages de courbes expérimentales qui ont produit des expressions semi-empiriques plus ou moins universelles et dont le rapprochement à des phénomènes physiques est plus ou moins évident. Certaines relations sont purement issues de l'expérience et d'autres sont basées sur des considérations moléculaires. Ce paragraphe présente quelques-unes de ces relations. Kulkarni et Gibson ont proposé la relation empirique suivante [2003 KUL]:

$$P(T) = P_{initiale} \left(1 - a_1 \frac{T - T_{initial}}{T_g - T} - a_2 \left(\frac{T - T_{initial}}{T_g - T} \right)^2 - a_3 \left(\frac{T - T_{initial}}{T_g - T} \right)^3 \right) \quad \text{Eq. IV-2}$$

Les coefficients a_1 , a_2 et a_3 doivent être déterminés par des tests à petite échelle. C'est un modèle assez commode pour le recalage car il est polynômial mais rien ne prouve que les coefficients a_i obtenus pour un échantillon soient corrects pour un autre, et que leur valeur ne change pas lorsque la taille de l'échantillon varie.

Un autre modèle [2006 GIB] reposant sur les effets de l'augmentation de la température sur les liaisons intermoléculaires a été proposé. La transition entre l'état vitreux et l'état caoutchoutique du polymère s'amorce lorsqu'il y a rupture des liaisons secondaires. Le modèle associé suit une distribution de Weibull comme fonction de la température.

$$P(T) = P_R + (P_{initiale} - P_R) \exp\left(-\left(\frac{T}{T_{initiale}}\right)^m\right) \quad \text{Eq. IV-3}$$

P_R est la valeur résiduelle de la propriété, c'est-à-dire quand la matrice est complètement décomposée. m est le module de Weibull, il correspond aux statistiques de rupture de liaison. Les températures sont exprimées en Kelvin. Cette relation a été utilisée pour recaler des modules pour plusieurs types de résine par Mahieux et Reifsnider [2002 MAH]. Dans ce modèle, les paramètres de recalage ont une justification physique. L'ajustement de m se fait toujours par recalage sur les courbes expérimentales, car la valeur dépend du polymère employé. Les deux expressions ci-dessus ne sont utilisables que pour des températures inférieures à 300°C car la perte de propriétés due à la pyrolyse n'est pas prise en compte.

Pour certaines résines, l'expression suivante [2006 GIB] décrit mieux le comportement que la relation précédente. Cette loi est censée représenter l'évolution en température de toutes les propriétés du composite pilotées par la résine, à la fois pour les coefficients élastiques E_2 , G_{12} et E_1 en compression, et les contraintes limites associées.

$$P(T) = R^n \left(\frac{P_{initiale} + P_R}{2} - \frac{P_{initiale} - P_R}{2} * \tanh(k_m(T - T_k)) \right) \quad \text{Eq. IV-4}$$

k_m , constante empirique qui décrit la plus ou moins grande vitesse à laquelle se dégrade la propriété, est associée à une pente plus ou moins grande au niveau de la zone de transition. T_k est la température de transition vitreuse mécanique définie précédemment.

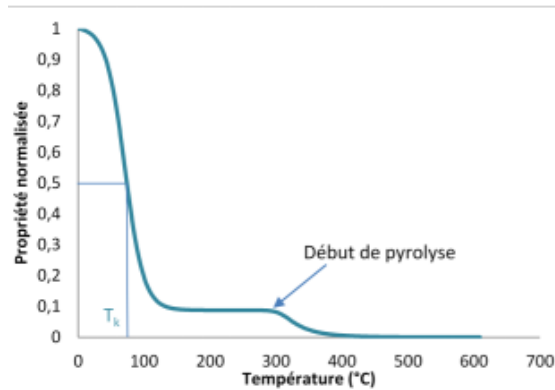


Figure IV-3 : Evolution des propriétés en compression en fonction de la température

Les propriétés pilotées par le comportement de la résine voient donc leurs valeurs à nouveau réduites mais assez peu du fait qu'elles étaient déjà très petites (Figure IV-3). La prise en compte de la dégradation des propriétés se fait via la grandeur R^n , loi puissance qui rend compte de l'état de décomposition de la matrice. Les valeurs de l'exposant n sont obtenues par recalage, elles dépendent donc de l'échantillon testé et des conditions expérimentales. La Figure IV-4 montre les différentes valeurs de n choisies pour tenter pour recaler la courbe expérimentale de l'évolution de la limite en compression en fonction du temps à rupture. Le spécimen testé est un tissu de verre-vinylester soumis à un flux incident de 50 kW/m^2 et comprimé mécaniquement. Il n'est pas indiqué si ce comportement est observé sur plusieurs échantillons.

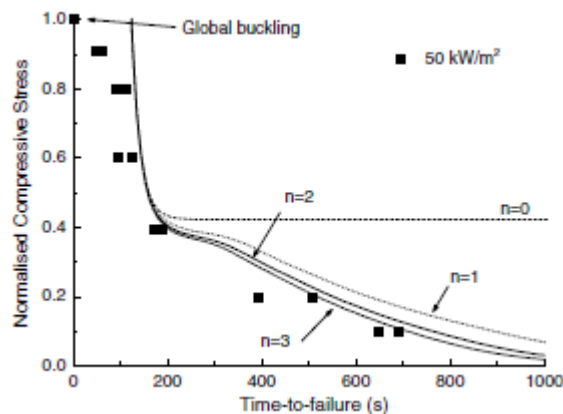


Figure IV-4 : Recalage de la valeur de n (sur la limite en compression) [2007 FEI a]

Bai et Keller [2008 BAI] proposent un modèle basé sur le changement de phase entre l'état vitreux et l'état caoutchoutique. Une loi similaire à la loi d'Arrhénius donne le taux de conversion α_g entre les deux phases. Puis, une loi des mélanges du même type que celle employée pour exprimer la conductivité en cours de dégradation donne la valeur du module à partir de α_g (rôle similaire à celui de F) et des valeurs des modules aux états vitreux et caoutchoutique. Lorsque la température atteint celle d'initiation de la pyrolyse, F est calculée par la loi d'Arrhénius, la valeur du module est calculée par la loi des mélanges, F prend la place de α_g . Une comparaison du modèle proposé avec une mesure en DMA donne une bonne corrélation pour un échantillon de verre-polyester (UD et mat). Là encore, le nombre d'échantillon utilisés et la répétabilité ne sont pas précisés.

IV.2.1.2 Propriétés pilotées par la fibre

Au cours du chauffage, la résine qui change de phase (vitreux vers caoutchoutique) retient de moins en moins les fibres entre elles. Quand la pyrolyse s'initie, la résine se transforme en char et en produits gazeux. La résine en transition de phase puis le char ne permettent pas de maintenir une aussi bonne cohésion des fibres que la résine vitreuse à température ambiante mais maintiennent une organisation suffisante pour permettre au laminé de reprendre une partie de la charge nominale [2005 FEI]. Lorsque le front de pyrolyse progresse, une partie de la section du pli ne reprend donc plus de charge, réduisant ainsi le module de traction apparent de la section. Des essais mesurant le temps à rupture pour un échantillon soumis à un flux de 50 kW/m² et à des niveaux de charge ont montré que le matériau composite était capable de continuer à reprendre les efforts (Figure IV-5) même après décomposition de la résine jusqu'à la rupture des fibres.

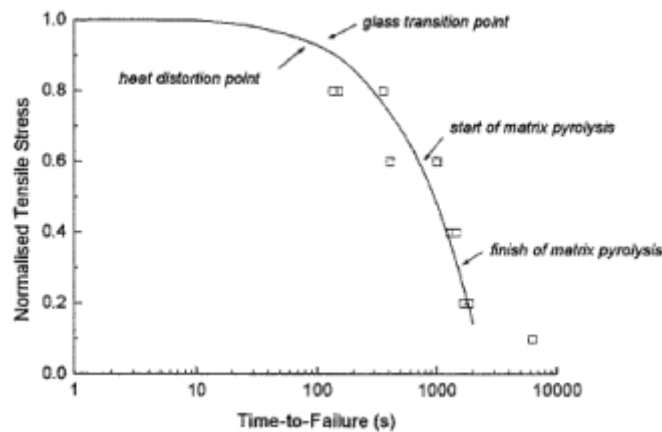


Figure IV-5 : Evolution des propriétés en traction avec la dégradation du matériau [Feih 2005]

Quand la pyrolyse s'initie, la matrice est déjà dégradée mais un laminé en traction peut encore reprendre 60% de la charge à rupture à température ambiante. Quand la matrice a totalement pyrolysé, le laminé peut encore supporter 30% de la charge à rupture à température ambiante. Ensuite, lorsque le char est oxydé, les fibres de verre nues ne sont plus maintenues entre elles. Le verre des fibres présente des propriétés viscoélastiques à haute température, c'est pourquoi le fluage des fibres est susceptible d'intervenir [2014 ANJ]. Les mêmes essais ont été réalisés sur des tissus nus et les temps à rupture ne présentent pas de différence majeure avec ceux mesurés pour des laminés. Mouritz et Mathys [2004 MOU] ont proposé une méthode pour prédire la limite en traction des polymères soumis au feu. Il est basé sur une moyenne des propriétés de chacune des deux couches qui constituent le modèle : une endommagée du côté de la source de chaleur et une intacte de l'autre côté. Cette dernière est supposée être à température ambiante. Ces deux couches sont supposées avoir des propriétés mécaniques uniformes dans leur épaisseur (ce qui n'est pas le cas dans la réalité). Le modèle est conçu initialement pour calculer les propriétés du matériau après agression thermique. Il a toutefois été employé par Feih & al. dans [2005 FEI] pour estimer le temps à rupture d'un laminé.

$$P(T) = \left(\frac{d_0 - d_h(T)}{d_0} \right) P_{initiale} + \left(\frac{d_h(T)}{d_0} \right) P_R \quad \text{Eq. IV-5}$$

$P_{initiale}$ est la valeur de la propriété à température ambiante et P_R est la valeur résiduelle de la propriété. Cette dernière valeur est généralement négligeable au regard de la précédente. d_0 est l'épaisseur du laminé initial et d_h est l'épaisseur du laminé au-dessus de la température critique. L'évolution de d_h en fonction du temps peut être déterminée à partir des profils de temps/température mesurés ou calculés sur la structure. Ce dernier modèle est donc assez compliqué à utiliser. Il est utilisable dans le cas d'une résolution analytique mais il est difficile d'alimenter un modèle par éléments finis à partir d'une telle loi de comportement. En effet pour ce type de modélisation, les propriétés peuvent dépendre de la température mais on ne peut pas inclure une procédure de calcul pour estimer l'épaisseur d_h .

Cette expression a été confrontée à l'expérience au cours de laquelle des éprouvettes (120 mm x 240 mm) ont été passées au cône calorimètre pour les dégrader à un certain niveau puis des échantillons (25 mm x 100 mm) ont été découpés dans les éprouvettes partiellement dégradées. Ces échantillons (73 stratifiés de natures différentes) ont alors été soumis à des essais de traction. La Figure IV-6 suivante présente une comparaison entre les mesures et la valeur obtenue par l'expression ci-dessus pour un tissu de verre/vinylester.

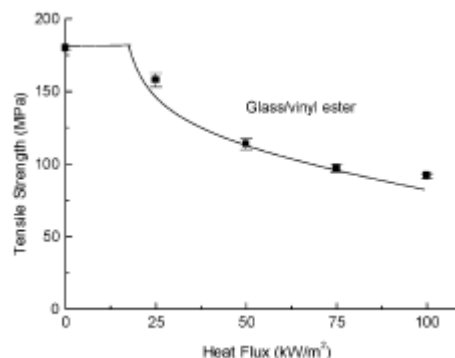


Figure IV-6 : comparaison de l'expression avec l'expérience [2004 MOU]

Feih & al. [2007 FEI b] propose de calculer l'évolution de la limite élastique en tension des stratifiés en utilisant l'évolution des propriétés des fibres nues et de la résine seule via une loi des mélanges similaire à celle utilisée à température ambiante. On lui ajoute toutefois un paramètre ϕ_{LT} qui représente le transfert de charge entre la fibre et la résine. Sa valeur (inférieure ou égale à 1) est obtenue par recalage et dépend fortement de l'échantillon et des conditions expérimentales. Il s'apparente au dommage correspondant au décollement fibre/résine (d_{12}) et sa valeur change avec la température et le chargement. Les corrélations sont intéressantes mais il faut étudier à part la résine et la fibre et ensuite recalculer expérimentalement 9 valeurs.

En séparant les propriétés gouvernées par le comportement des fibres et celles gouvernées par le comportement de la résine isotrope, on a besoin de 5 modules (E_1 , E_2 en traction et en compression et G_{12}), des 5 limites associées et de deux coefficients de Poisson. On suppose que E_1 évolue en température selon l'équation Eq. IV-5 et les autres modules évoluent selon l'équation Eq. IV-4 [2005, ZHO]. On a donc besoin des 10 valeurs à température ambiante, de l'évolution de F en température, de 3 coefficients (n , k_m et T_k) d'une loi, mais aussi des coefficients de dilatation thermique α_1 et α_2 et leur évolution en température pour décrire le comportement complet d'un composite en température de l'ambiante à 1000°C.

IV.2.1.3 Propriétés mécaniques du balsa

Le balsa est un matériau naturel et ses propriétés, en particulier la masse volumique, sont dispersées même à température ambiante [2007, DAS]. Le cœur des panneaux de balsa est donc toujours réalisé à partir de blocs de petite taille liés entre eux par de la colle et choisis de sorte à ce que le comportement moyen (thermique et mécanique) soit reproductible. Le balsa a surtout pour rôle de donner l'inertie à la structure en gardant les peaux écartées.

On sait relativement peu de choses sur les propriétés mécaniques du balsa dont les évolutions en température ne sont pas données dans la littérature. On sait seulement que le balsa conserve ses propriétés mécaniques jusqu'à environ 150°C. Partant de ce constat, on peut faire l'hypothèse que les modules et limites élastiques sont des fonctions de l'état de dégradation du matériau, atteignant une valeur presque nulle lorsque la décomposition est totale. C'est le même principe qui a été employé pour la résine à la différence qu'il n'y pas de phénomène de transition vitreuse. Des essais de caractérisation de propriétés mécaniques sont réalisés par flexion trois points sur la peau seule puis sur le sandwich (Figure IV-7).



Figure IV-7 : Essai de flexion trois points sur sandwich

On en déduit alors les propriétés mécaniques du cœur. Cependant, le rapport entre le module de la peau et celui du cœur est généralement très grand si bien que la détermination des propriétés du cœur n'est pas précise. En outre, même si le palier de température est assez long pour que la température soit uniforme, l'identification des

propriétés reste difficile du fait que le comportement des peaux soit différent en traction et en compression. Par conséquent, des essais sont parfois réalisés sur le cœur seul : traction, compression et/ou flexion trois points. Lorsque ces essais sont réalisés en température, au cours du chauffage, la colle qui maintient initialement les blocs entre eux fond avant que le bois ne commence à brûler et les blocs se séparent. L'essai s'achève non pas par la ruine du balsa mais par la perte de cohésion entre les blocs : les données déterminées à partir de l'essai ne sont pas celles du matériau balsa mais celles de l'assemblage dans des configurations différentes de celle de l'essai de certification « ISO 834 ».

Pendant l'essai de certification « ISO 834 », si la température de la peau du côté chaud dépasse la transition vitreuse mécanique, le cœur de balsa peut alors participer à la raideur axiale du panneau jusqu'à ce qu'il se dégrade [2010 GOO]. Par conséquent les grandeurs suivantes sont nécessaires pour réaliser le modèle numérique : le module de cisaillement G_{13} , le module d'Young E_2 , les limites élastiques associées, les coefficients de Poisson, les coefficients de dilatation thermique α_1 et α_2 et la masse volumique. Il faut en outre connaître leur évolution en température.

IV.2.2 Cas particulier du comportement des panneaux

La littérature traite essentiellement de stratifiés seuls et plus rarement des sandwichs. Dans tous les cas, les échantillons sont petits (longueur inférieure à 50 cm). L'objectif de notre travail est de modéliser le comportement d'un panneau dont les dimensions sont de l'ordre de 2 à 3 m. Les conditions de fabrication, de chargement et d'essai des panneaux sont radicalement différentes de celles des échantillons de la littérature. Les échantillons sont en général soumis à des essais de réaction au feu. Quand les échantillons ou les spécimens sont chargés, ce ne sont de toutes façons pas des essais de certification car ils n'ont pas les dimensions nécessaires, les mesures ont souvent pour but la détermination des propriétés mécaniques en température. Dans notre cas, les panneaux subissent des essais de résistance au feu, les grandeurs enregistrées pendant l'essai ne permettent pas de remonter aux propriétés thermiques et mécaniques, ni à leurs évolutions en température. Mais, même si on ne dispose pas d'assez d'informations, il y a des mécanismes particuliers à cette échelle que l'on peut représenter « simplement ».

Une première approche permettant de représenter le comportement d'une éprouvette sandwich en flexion est la suivante. Une des peaux travaille en traction et l'autre en compression, le cœur travaille en cisaillement [2004, BEK]. Dans la peau en traction, les fibres reprennent les efforts indépendamment du fait qu'elles soient reliées ou non par de la résine du fait de la tenue de l'éprouvette. En revanche quand la résine n'est plus en mesure de permettre la cohésion des fibres entre elles et que les fibres nues sont comprimées, ces dernières flambent pour de très faibles niveaux de charge. Ainsi, en compression, le comportement de la résine déterminera celui du stratifié et en traction, ce sont les fibres qui piloteront celui-ci. Pour modéliser les peaux, on a alors essentiellement besoin des modules d'Young en traction et compression dans les directions fibre et résine ainsi que du module

de Coulomb et des limites associées dans le plan des plis ainsi que le coefficient de Poisson dans ce plan, ce qui limite le nombre de coefficients et d'évolutions à connaître. A cela s'ajoute la connaissance des coefficients de dilatation en température α_1 et α_2 .

Dans le cas de panneaux, les mécanismes sont différents car les plis ne recouvrent pas la totalité des panneaux. Ils sont positionnés côte à côte et se recouvrent sur une petite bande, alors que pour les échantillons, les plis recouvrent d'un coup la totalité de la structure. Les plis ne sont pas pincés entre des mors et maintenus solidaires au niveau des conditions aux limites, puisque les ponts et les cloisons sont simplement posés dans le cadre d'essai, horizontal ou vertical. Lors de l'essai de résistance au feu, quand la résine s'est décomposée, les fibres des UD ou les tissus secs puisqu'ils ne sont plus liés par la résine, tombent dans le four. Si leur décrochement est modélisé, la perte de raideur est de fait représentée. Si leur décrochement n'est pas modélisé, ce qui est le cas dans nos modèles, leur raideur doit être considérée comme nulle. Selon comment sont développés les modèles, la raideur et la résistance d'un élément fini sont « petites » pour ne pas déconditionner le système matriciel, la valeur ne doit toutefois pas être trop grande pour ne pas que l'élément contribue artificiellement à la tenue de la structure. La connaissance de l'évolution en température des propriétés n'est donc nécessaire que jusqu'à l'initiation de la température de transition vitreuse mécanique. Du côté non exposé, le panneau ne peut être certifié si la température augmente localement de plus de 225°C, de plus de 180 °C en moyenne pour les cloisons de type B (respectivement 180 et 140°C pour les types A). On ne cherche donc pas à étudier son comportement au-delà. La valeur du module du stratifié en compression n'a donc pas besoin d'être connue au-delà de 250°C. Il en est de même pour les modules E_2 et G_{12} .

La dégradation induit aussi une variation de la masse volumique, le poids propre subi par la structure va donc évoluer au cours de la dégradation. La structure perd ses propriétés et sa résistance diminue, mais la charge diminue. Les deux effets ayant une influence de sens contraire, pour estimer la résistance du panneau sans être trop conservatif, il est important de pouvoir gérer l'évolution de la masse volumique.

La modélisation du comportement du panneau sandwich requiert donc la connaissance de E_1 , E_2 en traction et G_{12} jusqu'au début de la transition vitreuse mécanique, la connaissance de E_1 , E_2 en compression jusqu'à 250°C ainsi que les coefficients de dilatation thermique α_1 et α_2 et les coefficients de Poisson. La connaissance du module de Coulomb du balsa, du module d'Young E_2 , des coefficients de Poisson et des coefficients de dilatation est nécessaire. Il faut aussi connaître les limites associées aux modules de même que l'évolution en température de la masse volumique des peaux et du balsa.

IV.3 Essais présentés dans la littérature

On s'intéresse dans un premier temps à des échantillons de stratifié monolithique, de petite taille (inférieure à 50 cm). Dans la littérature sont présentés deux principaux types de

tests : les tests d'identification de propriétés (tests dits à haute température, 150 mm en traction, 40 mm en compression x 25 mm x 4 mm) et les tests pour mesurer les temps à rupture des petites structures (tests dit en condition incendie 130 mm x 50 mm x 9 mm). Ces derniers font généralement l'objet d'une comparaison avec des modèles numériques et parfois d'un recalage. Il s'agit souvent de structures légèrement plus grandes que celles utilisées pour l'identification, la charge appliquée est une fraction de la charge à rupture observée à température ambiante et l'apport de chaleur se fait via un panneau radiant (type cône calorimètre) placé dans l'air ambiant à une certaine distance de l'échantillon calorifugé. Ce type de montage ne permet pas toujours une mesure aisée de la température ce qui peut induire des écarts entre les mesures expérimentales et les modèles numériques correspondants.

Ainsi Summers [2010 SUM] réalise des essais en compression à échelle intermédiaire pour des plaques stratifiées de 203 mm x 864 mm pour lesquelles l'épaisseur varie entre 6 mm et 12 mm. Asaro & al. [2009 ASA] effectuent le même type de travail sur des sandwichs à peaux épaisses de 900 mm x 700 mm x 20 mm dont le cœur a une épaisseur de 12 mm. Ils cherchent à estimer l'influence de la charge exercée, de la chaleur appliquée et des dimensions des structures (élancement).

Les tests d'identification sont classiquement réalisés en traction, en compression, en flexion 3 points et flexion 4 points pour les stratifiés et les sandwichs. Chaque essai est adapté à la structure et aux propriétés que l'on veut identifier. Les essais de traction sont réalisés selon la norme ASTM 3039 et ceux en flexion selon entre autres la norme C 393. Ces normes ne sont pas dédiées aux essais en température, ASTM 3039 cite simplement la possibilité d'utiliser une chambre d'ambiance. Les essais de compression sont réalisés sur des échantillons plus courts de sorte à diminuer leur élancement et sont installés dans un montage à glissières sur les bords longs. Ces deux précautions sont prises de sorte à ce que l'échantillon ne puisse pas flamber. A nouveau, aucune recommandation n'est faite sur les conditions en température. Il est toutefois fait mention d'une chambre calorifugée et pilotée en température qui entoure l'échantillon. Dans ce paragraphe, on traite des informations accessibles par les différents tests (traction, compression, flexion) ainsi que des avantages et des inconvénients présentés par certains montages (enceinte thermostatée vs air ambiant, régime permanent vs régime transitoire).

IV.3.1 En enceinte contrôlée, palier

IV.3.1.1 Traction

On se place dans un premier temps dans le cas où la température est contrôlée dans un four qui entoure l'échantillon et maintenue en palier au cours de l'essai. Le régime thermique permanent peut s'établir, la température est alors uniformément répartie dans l'échantillon.

L'essai de traction est réalisé par le biais de grips qui assurent une transmission uniforme de l'effort dans l'épaisseur. Pour cette sollicitation, la contrainte est uniforme dans la zone courante de la structure. Ainsi on peut associer une mesure de module à une température et éventuellement une limite élastique. Cependant, la tenue de l'échantillon par les mors n'est pas parfaite, les plis glissent à mesure que l'effort est appliqué et les éprouvettes s'endommagent par délaminage à ce niveau sans que cela soit visible par l'expérimentateur [2005 FEI]. Les valeurs mesurées peuvent être altérées très tôt par ces phénomènes qui sont amplifiés avec l'initiation de la pyrolyse. La valeur maximale de la force relevée est en général bien en deçà de la limite élastique du matériau.

Il est possible d'enregistrer la courbe charge-déplacement jusqu'à rupture en maintenant constante la température, et en augmentant graduellement la charge. Il est possible de maintenir la charge constante, et d'augmenter la température. A chaque palier, les mesures permettent de déterminer l'évolution du module d'élasticité en fonction de la température.

Puisque le matériau n'est plus à température ambiante, il se dilate et l'échantillon se déforme sans même être sollicité mécaniquement. Lors de l'application de l'effort, il faut retrancher à la déformation mesurée la partie associée à la déformation thermique pour revenir aux propriétés du matériau. Lorsque la résine disparaît au cours de la pyrolyse, les propriétés mécaniques diminuent mais on n'observe pas de délaminage (excepté au niveau des mors). En effet les stratifiés sont des UD ou des tissus dont tous les plis sont orientés à 0° et la traction est uniformément répartie, ainsi les fibres de tous les plis se déplacent de la même façon. Il en résulte que ce type d'essai ne permet pas d'accéder aux propriétés d'endommagement ni bien sûr à son évolution en température.

IV.3.1.2 Compression

Comme expliqué un peu plus haut, il faut veiller à ce que l'essai reste une caractérisation des propriétés en compression et par conséquent empêcher tout flambage global de la structure. A la différence de l'essai en traction, et même si l'effort est appliqué de façon uniforme, les fibres nues ou baignées dans la résine à l'état caoutchoutique vont localement flamber et par conséquent s'écarter les unes des autres. On observe alors du délaminage entre les plis mais on ne peut pas accéder aux énergies critiques ni à la contrainte d'initiation car le mode de délaminage n'est pas pur. La Figure IV-8 suivante montre le délaminage d'une structure chauffée et comprimée, on y observe du décollement et du cisaillement.

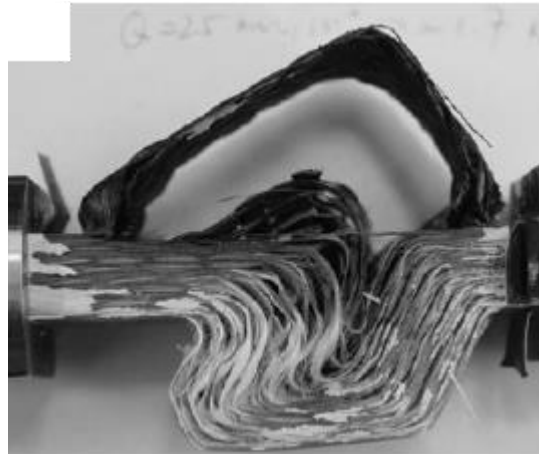


Figure IV-8 Rupture d'une éprouvette par délaminage [2011 LIU]

Même à faible température, les échantillons en compression peuvent se ruiner selon un mode dit de « kinking ». Ce phénomène est piloté par le cisaillement, le caractère viscoplastique de la résine [2005, BAU] et l'alignement imparfait des fibres. Du fait des températures mises en jeu et de la sollicitation subie par le panneau, il est peu probable que ce type de ruine intervienne dans la peau du panneau.

Asaro & al. [2009 ASA] ont identifié pour leurs essais que le mode de ruine des sandwichs consistait en un décollement de la peau suivi de son flambement (Figure IV-9). Les modes de ruine et les critères de rupture associés seront traités dans le paragraphe IV.4 p 90. L'étude du décollement nécessite de connaître d'autres propriétés matérielles : celles de l'interface entre la peau et le cœur. En théorie, il faudrait déterminer la raideur de l'interface, l'énergie nécessaire pour l'initiation du décollement et celle nécessaire pour la propagation du décollement. L'évolution de ces grandeurs doit être connues en fonction de la température. En pratique, les propriétés de l'interface sont soit celles de la résine, soit celles liées au comportement hors plan d'un pli composite. Assez peu d'information est fournie dans la littérature concernant l'évolution des énergies critiques en température [2012, LUO] mais les éléments d'interface sont toutefois employés dans l'étude des stratifiés comprimés à haute température [2008, LUA]. Par ailleurs l'endommagement des plis en température a été étudié par Allix & al. [1996 ALL] mais on se limite dans les études présentées dans ce document au délaminage peau/cœur.

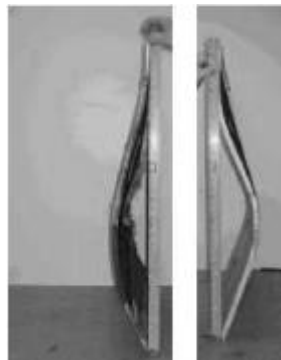


Figure IV-9 : Mode de ruine d'un sandwich en compression [2009 ASA]

IV.3.1.3 Flexion

Dans le cas de la flexion, les problèmes d'adhésion et de délaminage dus au mors ne se posent plus car l'éprouvette est simplement posée sur ses appuis. Contrairement aux essais en traction et compression, on n'accède pas directement au module et à la limite élastique. On connaît l'effort appliqué, on mesure la flèche et on connaît la façon dont se répartit la contrainte dans la section. La contrainte axiale est linéairement variable en fonction de la distance à la fibre neutre pour un matériau isotrope, linéairement variable par pli en fonction de la distance à la fibre neutre pour un matériau composite, sous réserve qu'il n'y ait pas de délaminage. A la différence des essais en traction et compression, la rupture de l'éprouvette est progressive puisque la contrainte n'est pas uniforme dans la section. En effet, les plis les plus sollicités, en général les plus éloignés de la fibre neutre, vont se rompre les premiers, la charge se redistribue dans l'épaisseur et l'éprouvette peut continuer à supporter le chargement. Du fait de la sollicitation, le cisaillement inter-plis peut induire des contraintes suffisamment élevées pour conduire au décollement. On peut alors suivre l'évolution de l'endommagement des plis à l'intérieur du stratifié.

Dans le cas d'un essai sur un panneau sandwich, on accède aux propriétés en cisaillement du cœur (flexion 4 points) et aux propriétés de la peau (flexion 3 points). De même que dans le cas d'un stratifié seul, la rupture est progressive et on peut accéder aux propriétés de décollement entre la peau et le cœur (Figure IV-10). Ce mode de rupture a été aussi observé par TranVan sur des sandwichs de même type mais préalablement chauffé jusqu'à dégradation superficielle puis revenus à température ambiante [2013 TRA].



Figure IV-10 : Délaminage peau/cœur suite à une rupture en cisaillement de l'âme

Naturellement, comme pour l'essai en traction, il est nécessaire de connaître le coefficient de dilatation thermique et son évolution en température pour retirer aux déformations mesurées la contribution due à la dilatation thermique.

Dans la littérature, un certain nombre de travaux portent sur le fluage de la résine et des fibres. Dans le cas de la résine, la prise en compte du fluage est étudiée sur une plage de températures qui avoisinent la température de transition vitreuse. En ce qui concerne le fluage de la fibre, il est susceptible d'intervenir lorsque les fibres nues sont à haute température, le fluage étant supposé être une cause de la rupture du pli. La durée de l'essai en traction est supposée ici assez faible pour que le phénomène de fluage des fibres ne

puisse intervenir, ne parasitant alors pas la mesure du module. Dans le cas d'un essai réglementaire de résistance au feu, le transitoire est si rapide que la résine est pyrolysée avant que des phénomènes comme le fluage puissent se développer du côté chaud. Du côté froid, pour que l'essai soit validé, la température ne doit pas excéder une augmentation moyenne de 140°C, valeur à laquelle on peut voir le fluage se développer. Cependant, la progression de la température du côté froid est telle que celle à laquelle le fluage est susceptible de se développer est atteinte peu de temps avant la fin de l'essai de sorte que le phénomène n'a pas le temps de se développer ou n'a pas d'effet sensible sur le comportement de la structure. Par conséquent, le fluage n'est pas pris en compte ni dans le comportement de la fibre, ni dans le comportement de la résine.

IV.3.2 En enceinte contrôlée, transitoire

L'établissement du palier de température peut être assez long surtout du fait de la nature faiblement conductrice des matériaux étudiés, en particulier dans le cas des sandwichs qui en plus ont une épaisseur importante. L'essai par palier est donc coûteux et peut être remplacé par un essai au cours duquel on applique une rampe de température et on mesure diverses grandeurs au cours du transitoire. Les points de mesure sont obtenus « en temps réel » mais l'inconvénient est que la température n'est alors pas uniforme dans l'éprouvette. La valeur du module identifiée ou de la limite élastique peut difficilement être associée à une température. Ce problème de non-uniformité de la température a par ailleurs été souligné dans les mesures de fraction massique (analyse thermo-gravimétrique) et est commun aux trois types d'essai (traction, compression, flexion).

Ces problèmes sont globalement sans objet pour des matériaux conducteurs. Si le transitoire est suffisamment lent eu égard à la diffusivité thermique du matériau, on peut considérer la température comme uniforme dans la structure. D'autre part, même si ce n'est pas tout à fait le cas, les deux faces parallèles de l'échantillon sont à la même température, le gradient orienté est dans la direction de l'épaisseur et antisymétrique par rapport au feuillet moyen. Il n'y a donc pas (ou très peu) de flexion induite par les dilatations différentielles dans l'épaisseur.

IV.3.3 Essais hors enceinte

Dans le cas des essais où l'échantillon n'est pas introduit dans une enceinte à température contrôlée, le problème d'identification est encore plus délicat. La température en surface d'échantillon n'est pas maîtrisée car les flux de rayonnement et de convection ne sont précisément connus, ni en répartition spatiale ni en intensité (II.1.3 p 25). La température n'est pas uniforme dans l'échantillon et varie à chaque instant. Le moment de flexion (Figure IV-11) induit par les dilatations différentielles peut être important. En fonction de la valeur du flux appliqué et de la charge mécanique imposée (traction ou compression), il y a compétition entre les deux effets d'où la difficulté d'identification. Il n'est a priori pas possible de déterminer les propriétés mécaniques du matériau : les effets

sont couplés et il est difficile d'associer un résultat à une température donnée. Ce type d'essai doit plutôt être utilisé pour validation du comportement global, par mesure de la déflexion de l'éprouvette. Toutefois, d'après Feih & al., [2007 FEI c] ces déformations ne sont pas supposées affecter les mesures de limite élastique qu'ils effectuent au cours d'essais en compression en température, ni les temps à rupture observés.

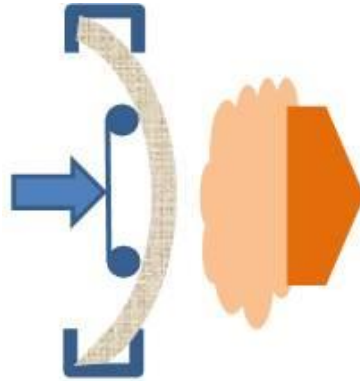


Figure IV-11 Schéma d'une éprouvette en flexion sous chauffage en ambiant

IV.4 Critères de ruine de la structure

IV.4.1 Dans la littérature

IV.4.1.1 Stratifiés

La plupart des critères de rupture utilisés dans la littérature sont monoaxiaux car les essais réalisés qui sont ensuite modélisés sont essentiellement des essais de traction ou de compression sur des éprouvettes constituées d'Uds orientés selon la direction de la charge, ou des tissus [2007 BOY]. Connaissant la température dans l'épaisseur et l'évolution de la contrainte limite en température, une valeur moyenne de la contrainte limite dans l'épaisseur est calculée à partir de cette contrainte limite en différents points de l'épaisseur. Cette valeur moyenne est ensuite comparée à la contrainte de compression appliquée sur la structure, rapport entre la force de compression et la section initiale. Lorsque les deux grandeurs ont la même valeur, la structure est ruinée. Le mode de ruine par « kinking » est selon Feih & al. [2007 FEI c] dû à la flexion de la structure vers le côté chaud associée à la perte de propriétés en cisaillement du côté chaud, ce qui permet aux fibres de se plier sous l'effort. L'approche suivie par Boyd & al. [2007 BOY] et Zhang [2008, ZHA] est identique à celle présentée ci-dessus, la différence étant que la fonction utilisée pour calculer la limite en température porte sur le cisaillement et fait intervenir une loi viscoélastique.

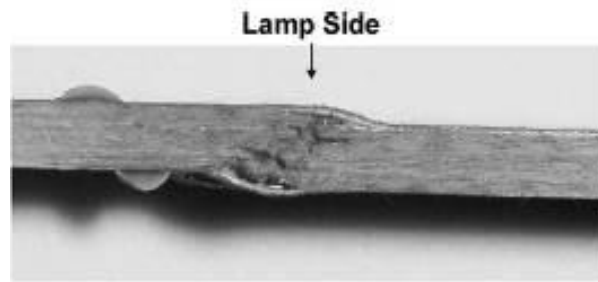


Figure IV-12 : Rupture d'un stratifié par kinking [2006 BAU]

IV.4.1.2 Panneaux sandwichs

Les modes de ruine des panneaux sandwichs dépendent de l'élancement des panneaux. Dao & al. [1999 DAO] ont identifié trois modes principaux : plissement de la peau chaude sur le cœur, microflambage de la peau chaude, et flambage global pour les panneaux très élancés (Figure IV-13). Le flambage global est bien sûr lié à la charge critique d'Euler, fonction du gradient de température dans l'épaisseur et de l'évolution des modules en température. Le microflambage des peaux est lié au cisaillement interlaminaire et à l'alignement imparfait des fibres. Le plissement de la peau est estimé par un critère qui dépend des propriétés de peau et du cœur.

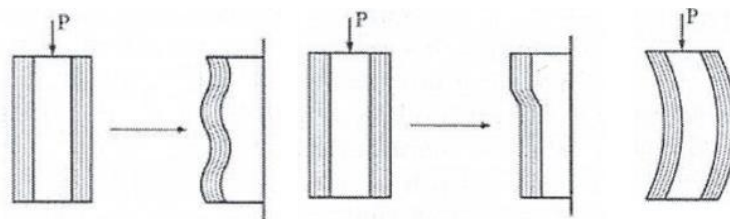


Figure IV-13: Modes de ruine possible pour un sandwich [1999 DAO]

IV.4.2 En pratique

Selon le mode de réalisation de la structure, lorsque la peau chaude se décolle du cœur et tombe dans le four lors de l'essai « ISO 834 », les efforts sont redistribués dans le cœur et la peau froide (Figure IV-14). Selon le dimensionnement, les conditions expérimentales de l'essai « ISO 834 » étant imposées par le code FTP de l'OMI, cette dernière peut ne pas supporter la charge. On peut donc pratiquement assimiler la perte de la peau chaude à la ruine du panneau. Cette perte peut résulter de la disparition de la résine par pyrolyse mais aussi du délaminage entre la peau et le cœur par surcontrainte dans la résine. Il ne s'agit plus vraiment d'établir un critère de résistance basé sur la ruine comme c'est souvent le cas en mécanique, mais de suivre l'évolution de la résistance résiduelle. On rappelle que le but de l'essai de certification est de vérifier la résistance de la structure vis-à-vis d'un critère de température en face froide et d'un critère de déflexion, il ne s'agit en aucun cas de conduire la structure à sa ruine.

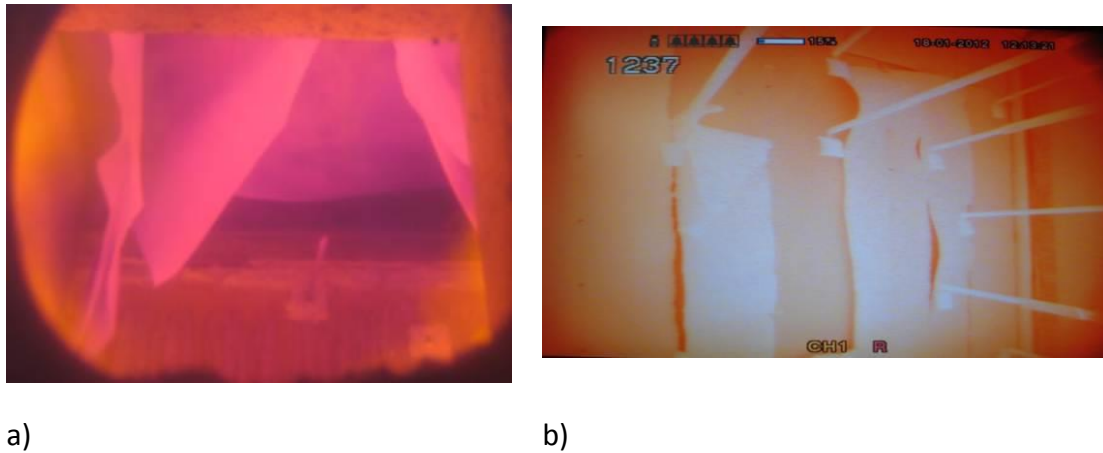


Figure IV-14 : Chute de la peau dans le four (Laboratoire d'Essai au Feu, Liège) :

a) configuration pont b) configuration cloison

Bien sûr, on peut toujours supposer que le panneau est susceptible de faillir avant que la peau ne se décolle selon l'effort appliqué, mais dans ce cas, le panneau est mal dimensionné et la résistance au feu est un problème qui devient secondaire.

IV.5 Synthèse pour les panneaux sandwichs et les stratifiés

IV.5.1 Bilan des données nécessaires à la réalisation des modèles mécaniques

A partir des constatations faites ci-dessus, on détermine dans ce paragraphe les éléments nécessaires et suffisants pour la modélisation thermomécanique des panneaux sandwichs de l'industrie navale, le cœur étant en balsa et les peaux en verre/vinylester, et dont les dimensions pour l'essai sont de l'ordre de 2.44 m x 2,50 m. Comme le panneau fléchit du côté chaud, la peau du côté froid travaille en compression et la peau chaude travaille en traction jusqu'à ce qu'elle se décolle du cœur et tombe dans le four. Le cœur travaille lui en cisaillement, jusqu'à ce que la peau tombe puis il reprend une partie des efforts en compression lorsque celle-ci s'est décollée.

La modélisation du comportement du cœur nécessite donc de connaître la masse volumique, les modules E_2 et G_{13} et les limites élastiques associées, les coefficients de Poisson et les coefficients de dilatation α_1 et α_2 ainsi que leurs évolutions en température.

La certification impose que la température du côté froid n'excède pas une certaine valeur selon le classement auquel le panneau prétend. Concernant la peau froide, il suffit de connaître l'évolution en température du module E_1 en compression et la limite élastique associée [2005, BOL] jusqu'au maximum 245°C pour un panneau de classe B, un maximum de 200 °C pour un panneau de classe A. La peau chaude est le composant le plus critique du panneau. Si le panneau n'est pas protégé ou peu protégé, il faut en connaître l'évolution en température du module de traction E_1 jusqu'à la température de transition vitreuse mécanique de la résine et l'évolution de la masse volumique au cours de la dégradation pour

en tenir compte dans l'évolution du poids propre. Toutefois, la répartition des efforts dus à la dilatation thermique et la charge mécanique appliquée peut faire en sorte que certains plis soient en compression du côté chaud mais leur contribution à la raideur devient vite négligeable car ils se décollent et tombent dans le four.

IV.5.2 Informations disponibles dans la littérature

Un certain nombre d'articles traitant des stratifiés seuls existent dans la littérature. Il s'agit souvent d'éprouvettes en compression dont les dimensions sont dites intermédiaires (longueur comprise entre 0.5 m et 1 m, largeur et épaisseur variables). Le module d'Young en compression et la limite élastique en compression ainsi que leurs évolutions en température sont donc les seules données fournies pour modéliser le comportement du panneau stratifié soumis à l'essai « ISO 834 ».

Les études concernant des éprouvettes sandwichs sont moins nombreuses, on a recensé dans la littérature deux études qui ont donné lieu à des modèles numériques en thermomécanique. Dans l'une [2012 LUO], l'accent est mis sur le délaminage entre le cœur et la peau. Des détails sont donnés sur la mise en charge et les éléments cohésifs employés pour modéliser le décollement en température mais rien n'est précisé sur les données nécessaires pour modéliser les peaux et le cœur. Au regard des tableaux de données fournis, il semble que les propriétés du cœur (G_{12} en particulier) soient celles mesurées à température ambiante et que pour les peaux, les modules de compression E_{11} et de cisaillement G_{12} dépendent de la température suivant l'équation Eq. IV-4. La même équation est employée pour l'évolution des énergies critiques dans l'interface.

Dans l'autre [2008 FEI], la rupture du panneau est supposée se produire lorsque la peau se ruine suivant l'un des critères présenté dans le paragraphe IV.4.1.2. Aucune des propriétés mécaniques n'est malheureusement précisée. Globalement, les données de la littérature pour le comportement thermique des sandwichs en température sont des modules à température ambiante pour les peaux en matériau composite, l'évolution en température des modules de compression E_{11} et de cisaillement G_{12} . On sait assez peu de choses sur le balsa, parfois le module de cisaillement à température ambiante est fourni pour le calcul de la charge critique d'Euler.

IV.5.3 Propriétés et essais

Dans les lignes précédentes il a été montré que les essais d'identification des propriétés mécaniques présentés de la littérature n'étaient pas représentatifs des caractéristiques du panneau ni des conditions aux limites relatives aux essais de certification. Dans ce paragraphe, trois essais sont étudiés de sorte à identifier les fonctions d'évolution en température des propriétés. Des éprouvettes peuvent être soumises à de la traction (ou de la compression) par le biais de mors qui pincent les plis (cas a - Figure IV-15).

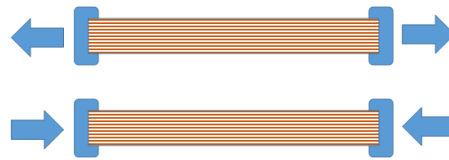


Figure IV-15 : Eprouvettes pincées par des mors

Les éprouvettes peuvent être soumises à de la flexion trois points, posées sur des supports dont l'écartement est inférieur à la longueur d'un pli (cas b - Figure IV-16).

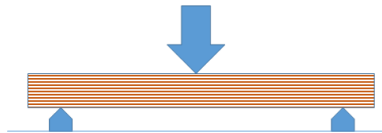


Figure IV-16 : Eprouvette sur appuis (plis longs)

Dans le cas de structures plus grandes (pont ou cloison), la longueur d'un pli est inférieure à la distance entre appuis (cas c - Figure IV-17).

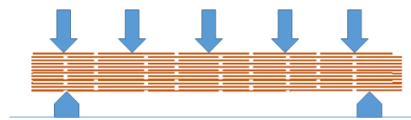


Figure IV-17 : Structure sur appuis (plis courts)

Stratifié pincé par des mors (cas a, courbe rouge Figure IV-21)

Si on se place dans le cas où les extrémités du stratifié sont enserrées dans des mors [2008 AST], ce qui correspond aux conditions d'essai pour de la traction ou de la compression sur éprouvette, même après décomposition de la résine, les fibres maintenues solidaires par l'action des mors continuent à reprendre la charge en traction. Le module du pli diminue avec la température (voir Figure IV-21) et la perte de raideur est principalement décrite par l'évolution de la raideur des fibres. Lorsque la résine est complètement dégradée, la résistance résiduelle est celle des fibres en traction. Lorsque de la compression est appliquée, le comportement du stratifié est différent. Lorsque la résine atteint une température (celle de transition vitreuse mécanique) telle qu'elle ne permet plus de garder les fibres d'un même pli parallèles entre elles, ni de garder solidaires deux plis adjacents, les fibres flambent sous la charge. Le module en compression du pli a donc la même évolution que le module de la résine. Dans le cas d'un tissu, il existe une raideur résiduelle du fait des fibres orientées dans la direction 2 qui maintiennent entre elles les fibres orientées selon la direction 1.

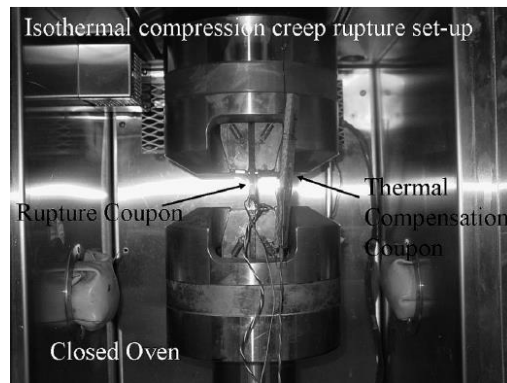


Figure IV-18 : Montage expérimental d'un essai de traction [2007 BOY]

Stratifié posé, extrémités libres (cas b-courbe verte Figure IV-21)

Dans un cas où le stratifié est simplement posé, ce qui correspond aux conditions d'essai généralement mises en œuvre pour de la flexion 3 ou 4 points sur éprouvette [2000 AST], le comportement est légèrement différent du cas précédent. Pour ce qui est de la partie en traction, les fibres sont partiellement « maintenues » entre elles du fait du frottement mais les plis glissent les uns sur les autres quand la résine perd ses propriétés. Mais les plis sont suffisamment longs par rapport à la distance entre appuis pour rester sur les appuis (Figure IV-19). Pour ce qui est de la partie en compression, on peut considérer que le comportement est identique à celui observé lors de la compression axiale d'une éprouvette.



Figure IV-19 : Eprouvette testée en flexion 3 points

Ponts, cloisons (cas c - courbe bleue Figure IV-21)

Dans ce dernier cas, les plis ne sont pas plus ou moins maintenus solidaires par le dispositif expérimental : la cohésion intrapli et interpli est uniquement assurée par la résine. Lorsqu'avec la température, cette résine perd ses propriétés mécaniques (d'abord T_{gm} , puis $T_{décomp}$) la cohésion des plis n'est plus assurée : les plis se détachent et tombent dans le four (Figure IV-20). Le module d'Young du pli (en traction ou en compression) ne se définit plus parce qu'il n'y a plus le pli sur la structure soumise au feu. Ce type de comportement est donc radicalement différent des deux précédents.

Chapitre 4 : Éléments de théorie relatifs à l'analyse mécanique

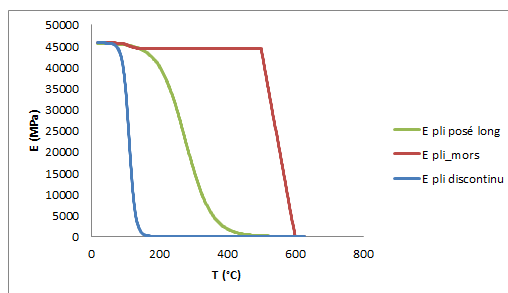


Figure IV-21 : Modules apparents en traction pour les trois différents cas

L'évolution en température des propriétés mécaniques du pli dépend donc étroitement des conditions aux limites mécaniques, ce qui semble paradoxal car les propriétés sont classiquement intrinsèques au matériau et ne dépendent pas des conditions aux limites. On remarquera qu'en thermique, on se trouve confronté au même type de problème. On rappelle pour mémoire que dans certains cas, les propriétés mesurées sont totalement dépendantes des conditions expérimentales. Cela pose le problème suivant : comment utiliser les données matérielles obtenues par un type d'essai donné sur éprouvette dans un modèle ayant d'autres conditions aux limites, ou des structures ayant des dimensions beaucoup plus importantes ?

Le module d'Young du matériau n'est pas la seule propriété mécanique qui intervient dans le comportement thermomécanique. Le coefficient de dilatation thermique a lui aussi une influence sur le comportement de la structure car les dilatations thermiques différentielles, existant du fait des gradients de température dans l'épaisseur des structures, induisent une courbure. Bien qu'aucun effort mécanique ne soit appliqué à la structure pour générer cette courbure, des contraintes peuvent être observées dans l'épaisseur et cet effet est pris en compte dans le PFS par l'introduction d'un terme homogène à un moment et appelé « moment thermique ». Cette dénomination utilisée par Liu & al. [2006 LIU] [2011 LIU] & Summers [2010 SUM] est conservée pour évoquer ce phénomène dans la suite du document.

Dans les essais de certification « ISO 834 », il existe un jeu suffisant entre le cadre d'essai et le panneau pour que ce dernier puisse se dilater librement, de sorte qu'aucun effort de réaction n'est appliqué au panneau par le cadre. En revanche dans d'autres montages expérimentaux, les conditions aux limites peuvent être telles (mors, grip) qu'une réaction sur la structure peut exercer pour s'opposer à la dilatation.

Comme le module d'Young, le coefficient de dilatation du pli peut être estimé par une loi des mélanges (Eq. IV-6) et il est susceptible d'évoluer avec la température. Par manque d'information, on suppose que les coefficients de dilatation de la fibre (5×10^{-6} 1/K) et de la résine (5×10^{-5} 1/K) sont indépendants de la température [2005, ZHO] même si certaines références proposent une évolution en température, les méthodes de mesure n'étant pas précisées [2005, BAU].

$$\alpha_{pli} = \frac{\alpha_m V_m E_m + \alpha_f V_f E_f}{E_m V_m + E_f V_f} \quad \text{Eq. IV-6}$$

On a présenté ci-dessus les évolutions du module d'Young selon les configurations. On procède de même pour le coefficient de dilatation du pli (Figure IV-22).

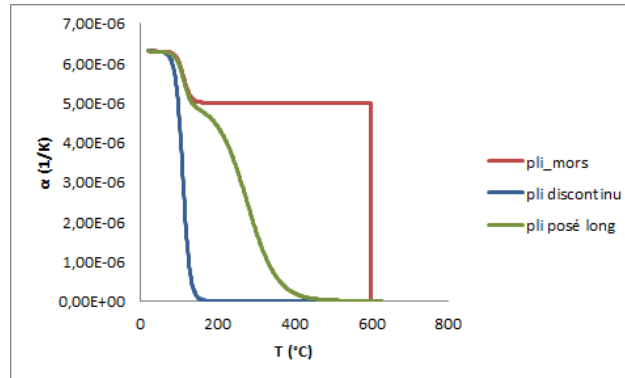


Figure IV-22 : Coefficient de dilatation du pli dans le sens fibre pour les trois configurations

IV.6 Conclusion

Le comportement mécanique linéaire des matériaux composites nécessite l'identification de 6 valeurs à température ambiante dont seulement 4 peuvent être en général déterminées en laboratoire. Les autres sont déterminés par des relations annexes. La description du comportement non-linéaire demande l'identification de grandeurs complémentaires par des essais plus complexes. Lorsqu'il s'agit du comportement thermomécanique, outre les propriétés thermiques présentées dans le chapitre précédent, il faut idéalement identifier 32 grandeurs et leur évolution en température. Une analyse des caractéristiques des panneaux et de celles de l'essai de certification « ISO 834 » a permis de déterminer les informations nécessaires et suffisantes pour décrire le comportement de la structure et modéliser l'essai. En ont découlé des préconisations sur la réalisation des essais de caractérisation des propriétés. Ainsi 8 grandeurs ont été retenues pour décrire le comportement du cœur de balsa avec des évolutions en température propres à chacune des propriétés. 14 grandeurs sont nécessaires pour décrire le comportement des peaux en température, parmi elles deux catégories : celles dont les caractéristiques et les évolutions sont typiques du comportement de la fibre et celles pilotées par le comportement de la résine. L'étude menée dans ce chapitre s'est appuyée sur la littérature dont l'axe de recherche porte principalement sur la compression d'éprouvettes de petite taille (longueur inférieure à 50 cm) pour caractériser le comportement de panneaux à grande échelle.

V.Chapitre 5 :

Les éléments finis dans l'analyse mécanique,
modélisation par éléments finis du
comportement thermomécanique

Après avoir effectué une revue de la littérature sur le comportement thermomécanique et avoir identifié les spécificités des panneaux sandwichs soumis à un essai normalisé « ISO 834 », des rappels sur la modélisation thermomécanique par éléments finis sont donnés puis les caractéristiques mécaniques des essais seront décrites pour aboutir à la formulation des hypothèses et choix de modélisation relatifs à ces essais.

V.1 Généralités sur la modélisation du comportement thermomécanique

On rappelle dans ce paragraphe, les spécificités de l'enchaînement thermomécanique : l'introduction du phénomène de dilatation, la gestion des pas de temps ainsi que le choix des éléments pour représenter correctement le comportement thermique et le comportement mécanique.

V.1.1 Analyses thermiques et mécaniques découplées

L'obtention de la répartition des températures peut être une fin en soi mais dans notre cas, on s'intéresse au comportement mécanique sous chargement thermomécanique. On utilise donc les températures calculées pour évaluer au cours du temps les propriétés matérielles, les modifications de géométrie, les évolutions de contrainte et l'éventuelle ruine de la structure. D'un point de vue physique, la thermique et la mécanique sont « simultanés ». D'un point de vue numérique, le problème thermomécanique peut être traité de façon couplée ou découplée. Lors d'un essai « ISO 834 », les modifications géométriques n'influencent ni l'écoulement des fluides, ni les conditions aux limites thermiques. Les analyses peuvent donc être découplées, menées séquentiellement.

V.1.2 Introduction des déformations thermiques dans le problème mécanique

Selon que l'analyse soit linéaire ou non linéaire, la prise en compte de la dilatation thermique ne se fait pas de la même façon. Les déformations liées à la dilatation thermique s'ajoutent aux déformations mécaniques. L'analyse mécanique linéaire consiste à résoudre l'équation $F_0 = K_0 q$, sans itération. Or les déformations et contraintes « thermiques » sont des résultats, et non des données. Pour effectuer l'analyse mécanique en température, on utilise l'analogie de Duhamel [2008 CRA] qui consiste à déterminer quelles sont les forces de volumes et de surface à appliquer à la structure isotherme pour avoir les mêmes contraintes que celles résultant de la dilatation thermique. Ces forces sont calculées par le programme, transformées en charges énergétiquement équivalentes et ajoutées aux éventuelles forces mécaniques pour constituer les données de chargement.

En analyse non linéaire, la prise en compte de la dilatation thermique est paradoxalement plus aisée car une boucle de calcul passe par l'estimation des déformations pour évaluer les forces internes dont on déduit le résidu [1992 HIN]. Il est donc naturel et facile d'ajouter aux éventuelles déformations mécaniques les déformations thermiques, il n'y a pas d'adaptation particulière de la boucle itérative.

Chapitre 5 : Les éléments finis dans l'analyse mécanique, modélisation par éléments finis du comportement thermomécanique

V.1.3 Gestion des pas de temps

Les analyses thermiques et mécaniques sont menées séquentiellement. On voit souvent « indépendamment », alors que la thermique influe sur le comportement mécanique. Comme les problèmes sont non linéaires, et dans notre cas, très fortement non linéaires, il est a priori impossible de déterminer à l'avance la succession des pas de temps nécessaires pour la résolution transitoire, que ces pas de temps soient de durées égales ou différentes.

Dans le cas de stratégies incrémentales à pas de temps imposés par l'utilisateur, si les pas choisis sont trop grands, les itérations, mêmes nombreuses, peuvent ne pas converger et le calcul s'achève sur une erreur. Si les pas de temps choisis sont trop petits, bien que chaque incrément soit résolu en peu d'itérations, le nombre total d'itérations pour atteindre le temps final peut être inutilement grand.

C'est la raison pour laquelle les stratégies de pas de temps automatiques ont été développées dans les codes industriels : les pas de temps sont déterminés par le programme au cours du calcul. Si la convergence sur l'incrément n se fait en peu d'itérations, le pas $n+1$ est plus grand que le pas n . Si la convergence est difficile pour l'incrément n , le pas $n+1$ est plus petit que le pas n . L'utilisateur ne sait donc plus à l'avance quels sont les instants de calcul. Il peut toutefois borner le pas de temps automatique en imposant des tailles minimales et maximales du pas de temps ainsi que le nombre maximal d'itérations possibles avant le rejet du pas de temps. L'utilisateur peut aussi agir sur les valeurs seuils des critères qui déterminent à partir de quand l'estimation sur un résultat tel que la température ou le déplacement est acceptable.

V.1.4 Attribution de la température aux nœuds du modèle mécanique

Les calculs thermiques et mécaniques présentant des complexités différentes, les pas de temps automatiquement calculés par le programme ne sont donc pas coïncidents pour l'analyse thermique et l'analyse mécanique. Si le calcul mécanique est réalisé à un instant du calcul thermique, il n'y a pas de problème pour les températures qu'il suffit d'affecter à chaque nœud pour l'analyse mécanique. Si le calcul mécanique est réalisé à un instant qui n'a pas été calculé en thermique, en chaque nœud, il faut déterminer par interpolation la température à partir des températures aux deux instants du calcul thermique qui encadrent celui du calcul mécanique (Figure V-1).

V.1.5 Choix du maillage

Au cours de l'analyse mécanique, des phénomènes particuliers tels que le voilement des raidisseurs (panneaux métalliques) imposent une densité de maillage mécanique relativement importante. La sollicitation associée à un essai normalisé « ISO 834 » étant uniforme et le matériau bon conducteur, il n'est alors pas nécessaire que le maillage thermique soit aussi fin que le modèle mécanique. On peut donc choisir de réaliser des

Chapitre 5 : Les éléments finis dans l'analyse mécanique, modélisation par éléments finis du comportement thermomécanique

maillages différents, le logiciel de calcul devant alors, s'il en a les capacités, réaliser une interpolation spatiale du champ de température après avoir réalisé une interpolation temporelle pour avoir ce champ de température à l'instant du calcul mécanique [2012 SAM]. Cette technique de maillage incompatible permet l'introduction de résistances de contact lorsque diverses parties de la structure, initialement en contact, se décollent l'une de l'autre sous l'effet de la décomposition et/ou de la combustion, ou de modifications de géométries différentes pour la partie métallique et sa protection. Dans notre cas, les structures sandwichs étant planes et non protégées, la sollicitation thermique uniforme, si la ruine de la structure survient, ce sera du fait d'un phénomène comme le flambage « global ». On choisit donc d'avoir des maillages identiques pour les deux analyses. Du fait des caractéristiques isolantes des matériaux, en particulier du bois de balsa, et de la rapide évolution des températures des gaz du côté chaud, si besoin, le maillage dans l'épaisseur peut être plus dense du côté chaud.

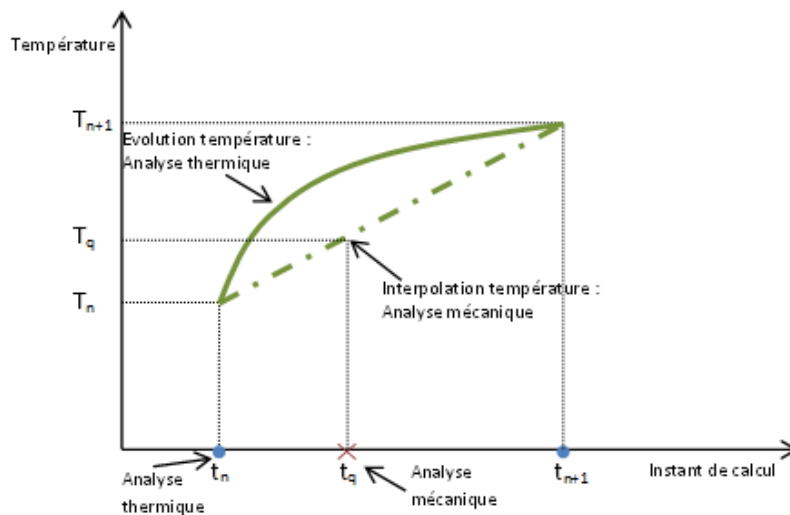


Figure V-1 : Interpolation de la température à l'instant du calcul mécanique

V.1.6 Attribution des propriétés mécaniques

Pour la simulation par éléments finis, les propriétés mécaniques comme le module d'Young sont des propriétés associées à l'élément et non à ses nœuds. A chaque instant du calcul mécanique, il faut donc déterminer la température de l'élément, ce qui est réalisé en effectuant la moyenne des températures calculées aux nœuds qui définissent l'élément fini considéré. Cette température moyenne est également utilisée pour évaluer les déformations thermiques. Si la valeur d'une propriété mécanique dépend fortement de la température, selon l'écart entre les deux températures aux deux instants utilisés pour l'interpolation (cf Figure V-1), les propriétés « locales » en chaque nœud et moyenne peuvent être relativement différentes alors que les deux instants de deux calculs sont proches. Il est donc nécessaire de faire un maillage dont la finesse permet de limiter ces effets, ainsi que de définir des seuils adaptés pour l'évolution automatique des pas de temps [2012 SAM-2].

Chapitre 5 : Les éléments finis dans l'analyse mécanique, modélisation par éléments finis du comportement thermomécanique

Dans le cas d'une analyse transitoire, cet écart sur les propriétés a pour effet essentiel d'augmenter le temps de ruine.

V.1.7 Choix des éléments

Pour la résolution du problème thermique, plusieurs éléments finis de volumes sont utilisés dans l'épaisseur de la structure à cause du caractère isolant des matériaux et de l'épaisseur de la structure. Du fait des faibles gradients dans la peau chaude, il aurait été possible de mailler les peaux avec des éléments de membrane thermique. Lors de l'analyse mécanique, vu que la répartition des contraintes dans l'épaisseur de ce type d'élément est par hypothèse linéaire [1996 BAT], ce qui n'est pas le cas lors du transitoire, il a été choisi de mailler les peaux avec des éléments finis de volume, et donc de prendre ce même type d'élément en thermique.

Pour la résolution du problème mécanique, la structure sandwich étant déformable à l'effort tranchant [2008 CRA], à température ambiante, son cœur doit être modélisé en mettant un ou plusieurs éléments de volumes dans l'épaisseur. Lors de sa dégradation, du fait que les propriétés mécaniques ne sont plus identiques dans l'épaisseur, plusieurs éléments de volume sont nécessaires : le maillage choisi dans l'analyse thermique est adapté aux problématiques de l'analyse mécanique au cours de la dégradation. La densité d'éléments résulte d'une étude paramétrique réalisée avec ces matériaux isolants.

Dans un code de calcul thermique par élément fini qui ne gère pas explicitement la dégradation des matériaux, chacun des nœuds d'un élément fini de volume a un seul degré de liberté, la température. Dans un code de calcul thermique prenant en compte la dégradation des matériaux, les nœuds des éléments de volume ont trois degrés de liberté, la température, la pression et la masse volumique. Les volumes thermiques choisis pour nos modèles sont des hexaèdres du premier degré, ce qui est suffisant eu égard à la géométrie et au maillage. En mécanique, les éléments finis de volume sont eux aussi au premier degré, mais de formulation non classique car ils possèdent des modes incompatibles : ils ont 33 degrés de liberté ce qui leur confère quasiment la souplesse des éléments du second degré, beaucoup plus coûteux en temps de calcul. Deux types de volumes peuvent être employés : des volumes classiques dans lesquels les propriétés isotropes ou non sont appliquées à la maille entière et les volumes composites qui comportent un ou plusieurs plis composites, chaque pli ayant ses propriétés, permettant ainsi de simuler un stratifié de plusieurs plis orientés différemment au sein d'une même maille.

V.1.8 Type d'analyse et choix de la stratégie

Les structures de conception prescriptive sont soumises à deux chargements : leur poids propre et le chargement thermique qui ne commence que 1000 secondes après que la structure soit prête pour l'essai. Pour les structures comportant des matériaux combustibles, selon les températures atteintes, le poids propre diminue au fur et à mesure de la

Chapitre 5 : Les éléments finis dans l'analyse mécanique, modélisation par éléments finis du comportement thermomécanique

dégradation des matériaux. Les structures de conception alternatives sont soumises à trois chargements : leur poids propre, la charge réglementaire dont la valeur est maintenue constante durant tout l'essai et le chargement thermique qui ne commence que 1000 secondes après que la structure soit prête pour l'essai. Là aussi, pour les structures comportant des matériaux combustibles, selon les températures atteintes, le poids propre diminue au fur et à mesure de la dégradation des matériaux. Dans tous les cas, les variations de chargement sont « quasi-statiques ».

Pour les structures prescriptives, il a été montré que du fait des voilements locaux de raidisseurs et du flambage des fonds de maille pour des charges critiques très proches les unes des autres, une approche statique est inappropriée, que la stratégie choisie soit celle de l'incrémentation du chargement ou de la longueur d'arc [2009 CRA]. La stratégie d'incrémentation du déplacement n'est pas possible pour ce type d'application. Il a fallu recourir à une analyse dynamique non linéaire, en choisissant un schéma d'intégration temporelle classique mais dont les paramètres ont des valeurs inhabituelles.

Pour les structures de conception alternative, les comportements sont très différents : il n'y a pas de raidisseurs à section ouverte constituée d'éléments minces, les matériaux se dégradent quand la température dépasse un certain seuil. Dans le cas d'une cloison, la structure est globalement en compression. Avec la dégradation en température des propriétés mécaniques, la résistance et la charge critique de flambage diminuent : par conséquent, la structure peut s'effondrer par flambage global, ou par perte de résistance en flexion puisque la structure se déplace vers l'intérieur du four. Dans le cas d'un pont, la structure est en flexion et elle ne peut pas flamber. Il apparaît donc qu'il est possible de recourir à une analyse statique non linéaire, avec une stratégie d'incrémentation de chargement. Une stratégie de type Riks n'est pas nécessaire [1992 HIN].

Le problème à résoudre s'écrit donc de la façon suivante, K étant la matrice de raideur, F la somme du chargement mécanique appliqué et du chargement induit par les modifications de température, q le déplacement et t le temps :

$$F(t,q)=K(q)q \quad \text{Eq. V-1}$$

Ce système matriciel est non linéaire car les propriétés mécaniques sont fonction de la température. L'objectif des simulations est de prédire le comportement de la structure. Pour cela, outre le modèle qui doit être représentatif du comportement physique de la structure, il faut entre autres connaître avec une précision suffisante les propriétés des matériaux et leurs évolutions en fonction de la température.

V.2 Propriétés mécaniques des matériaux

Dans le chapitre précédent, une analyse du comportement thermomécanique des panneaux sandwichs au cours d'un essai de certification « ISO 834 » a permis de cibler les propriétés mécaniques nécessaires et suffisantes pour réaliser un modèle numérique.

Chapitre 5 : Les éléments finis dans l'analyse mécanique, modélisation par éléments finis du comportement thermomécanique

Concernant le composite constitué de plusieurs plis, les données matérielles à définir dans les données de simulation sont celles du pli et non de ses constituants. Pour chaque pli, il faut connaître en température 14 grandeurs : ce sont les modules en traction et compression E_{1T} , E_{2T} , E_{1C} , E_{2C} , le module de cisaillement G_{12} , les limites associées X_{1T} , Y_{1C} , X_{2T} , Y_{2C} , σ_{12} , les coefficients de dilatation α_1 et α_2 , la masse volumique et le coefficient de Poisson ν_{12} .

Le balsa et les plis sont considérés comme orthotropes avec des comportements différents en traction et en compression. Dans les données des modèles numériques, il faut renseigner une loi de comportement complète soit 9 modules et donc les 9 limites élastiques associées, 3 coefficients de dilatation thermique, 3 coefficients de Poisson et la masse volumique. Le travail précédent a consisté à limiter le nombre de grandeurs à identifier expérimentalement. Les coefficients qui n'ont pas été « retenus » doivent cependant être renseignés dans le modèle pour que la matrice de Hooke puis la matrice de raideur puisse être construite. Ce problème est souvent rencontré pour la modélisation du comportement mécanique des structures en matériaux composites pour lesquels 4 coefficients élastiques sont mesurés pour un UD alors que le comportement est décrit par 5 coefficients indépendants. Comme mentionné dans le chapitre précédent (IV.1.2.1 p 73), un certain nombre d'inégalités doivent être satisfaites par les coefficients élastiques pour que la loi de Hooke soit définie positive [1996 BER]. Elles déterminent un encadrement des valeurs non disponibles et une analyse de sensibilité doit montrer que la valeur choisie n'a pas d'influence sur le résultat du calcul.

Du fait de la sollicitation appliquée à la structure, peu d'efforts sont transmis dans les directions autres que celles de la fibre. Ainsi les propriétés affectées à ces directions ont un très faible impact sur le résultat. Par conséquent, il y a peu d'intérêt à s'interroger sur leur évolution en température. Arbitrairement, la même loi d'évolution (Figure V-13) a été choisie pour les modules (Young et Coulomb) dans toutes les directions de manière à s'affranchir des éventuels problèmes numériques liés à une trop forte disparité des termes de la matrice de raideur.

Le comportement du balsa dont la structure est alvéolaire est assimilable à celui d'un nida [2005 GIB]. Il est supposé isotrope transverse, le plan d'isotropie étant perpendiculaire aux fibres du bois [2005 TAG]. On suppose par ailleurs que l'assemblage par collage des blocs ne modifie pas cette caractéristique. Comme dans le cas des propriétés thermiques, les propriétés mécaniques dépendent étroitement de la densité du balsa, certaines étant plus sensibles que d'autres [2007 DAS]. Dans le cas des structures testées lors des essais de certification, le cœur a une densité « moyenne » et les propriétés utilisées sont celles associées à cette valeur. Le balsa est en compression quand la cloison perd sa peau mais il est en traction quand c'est le pont qui perd sa peau. Bien que le module de compression soit différent de celui en traction, sa valeur est faible comparée à celui de la peau. D'autre part, le balsa ne commence à reprendre de la charge dans son plan que quand la peau chaude a sa

Chapitre 5 : Les éléments finis dans l'analyse mécanique, modélisation par éléments finis du comportement thermomécanique

raideur qui tend vers zéro : le balsa est lui-même chaud et sa raideur en traction tend rapidement vers zéro. On choisit donc de prendre dans le modèle $E_{2c} = E_{2T}$, la fonction d'évolution en température étant la même pour toutes les grandeurs.

Concernant les matériaux composites, les relations sont connues selon que le matériau soit un Ud ou un tissu (cf. Tableau IV-1 et Tableau IV-2 paragraphe IV.1.2.1 p 73). Comme dit précédemment, d'après la conception des panneaux, les modules en traction et en compression sont, contrairement aux travaux relatifs aux échantillons présentés dans la littérature, tous deux dépendant du comportement de la résine. Par conséquent les mêmes valeurs sont attribuées aux modules en traction et en compression. La même loi d'évolution est choisie pour décrire en température la perte de propriétés pour tous les modules et pour les limites élastiques. Les coefficients de dilatation font l'objet d'un paragraphe ultérieur.

La colle qui lie les blocs de balsa fond avant que les blocs ne commencent à brûler (Figure V-2). Dans le cas d'éprouvettes, puisque les peaux sont pincées, même lorsque les peaux se dégradent, elles ne « tombent » pas et retiennent les blocs constituant le cœur.



Figure V-2 : Décollement des blocs par fonte de la résine au cours d'un essai en température

Pour les spécimens soumis à des essais MBI ou équivalent, l'attaque thermique ne conduit pas à la pyrolyse sur la totalité de la largeur du spécimen (Figure V-3) : les blocs rendus indépendants suite à la fonte de la colle n'ont pas de déplacement relatif. Pour les structures testées, en général, une protection incendie est plaquée sous la peau exposée via des aiguilles et coupelles autobloquantes (Figure V-4). Les plis conservent donc une rigidité dans leur plan, leur comportement en température est analogue à celui présenté sur la Figure IV-15 paragraphe IV.5.3 p 93. Dans notre cas, on souhaite voir quel est le comportement d'un panneau non protégé : la peau chaude tombe dans le four et les blocs de balsa se désolidarisent. Ce dernier point n'est pas pris en compte dans les modèles présentés par la suite. Pour les cloisons, du fait de la distribution des charges (compression globale plutôt que flexion), l'effet de la fonte de la colle est moins sensible que pour les ponts.



Figure V-3 : Panneau à l'issue d'un essai MBI



Figure V-4 : Système de tenue de la protection incendie

V.3 Conditions aux limites des essais de certification

Dans ce paragraphe, on décrit les montages relatifs aux essais de certification « ISO 834 » dans les cas des ponts et des cloisons. Sont ensuite présentés les hypothèses et choix de modélisation qui en découlent.

V.3.1 Montage relatif à la cloison

Le montage de l'essai de certification est tel que les panneaux sont posés dans des rails en métal. Pour éviter le passage de flammes et de fumées, le jeu entre ces rails et le panneau est comblé par un matériau incombustible « sans raideur », dont la texture est celle du coton. Ce montage permet au panneau de se dilater librement et de ne pas être soumis à des compressions par le cadre d'essai. Mécaniquement, le panneau est hypostatique et son comportement ne peut donc pas être calculé sans conditions aux limites additionnelles (Figure V-5). Les rails ne sont là que pour empêcher la structure de tomber dans le four lors de l'essai. Pour les structures de conception alternatives, il y a un chargement mécanique dont la résultante est de 7 kN/m.

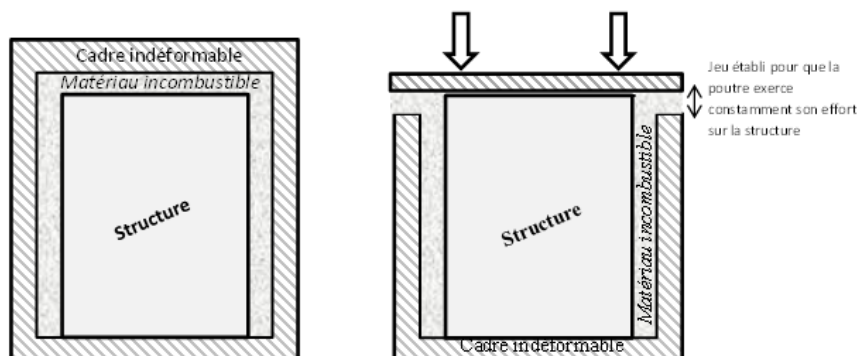


Figure V-5 : Montage d'une cloison dans l'essai de certification à gauche conception prescriptive et à droite conception alternative

Chapitre 5 : Les éléments finis dans l'analyse mécanique, modélisation par éléments finis du comportement thermomécanique

V.3.2 Montage relatif au pont

Le pont est « simplement » posé sur des appuis linéiques eux-mêmes protégés par de la laine de roche. Outre son poids propre, il y a une charge mécanique règlementairement imposée aux structures alternatives. Elle peut être appliquée de diverses façons, par des masses régulièrement posées sur la structure (Figure V-6), par l'intermédiaire de deux poutres indéformables parallèles à la largeur du pont et sollicitées par des vérins (Figure V-7). La résultante des efforts est dans tous les cas de 3 kN/m^2 .



Figure V-6: Application de la charge via des poutres



Figure V-7 : Application de la charge par des masses

V.3.3 Modélisation mécanique de la cloison

A l'état initial, la face inférieure de la structure complètement libre de se dilater est en contact avec le cadre d'essai : la structure est donc hypostatique. Du fait du chauffage uniforme, de la symétrie des conditions aux limites et du chargement, de l'absence de flambages locaux, il est possible de ne modéliser qu'une moitié de la structure. Vu les déplacements transversaux de la structure, il semble légitime de supposer que les lignes du contact du panneau sur les rails n'évoluent pas lors de l'essai de sorte qu'il n'est a priori pas nécessaire de modéliser le contact entre le rail supérieur et le panneau : le blocage de la translation dans la direction y des lignes initialement au niveau des bords libres des rails du côté exposé est suffisant (Figure V-9).

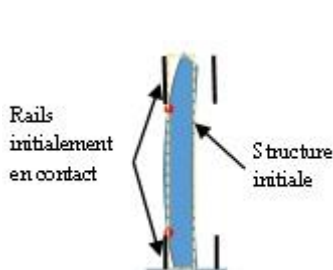


Figure V-8 : Blocage des déplacements par les rails

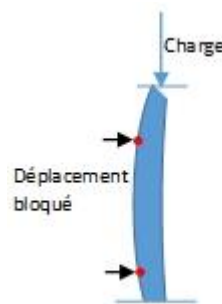


Figure V-9 : Application de la charge par une plaque

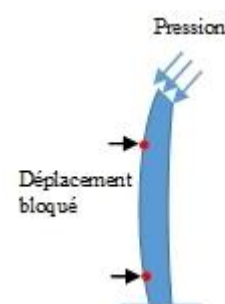


Figure V-10 : Application d'une pression

Chapitre 5 : Les éléments finis dans l'analyse mécanique, modélisation par éléments finis du comportement thermomécanique

En pratique, la charge mécanique spécifique aux structures alternatives est appliquée par le biais d'une poutre métallique supposée indéformable : l'emploi d'un plan de contact est donc adapté pour rendre compte de l'application de la charge (Figure V-9). La structure se déplaçant peu, une autre mise en charge peut être utilisée pour comparaison : une pression est appliquée sur la face supérieure de la cloison (Figure V-10).

V.3.4 Modélisation mécanique du pont

Comme dans le cas des cloisons, on peut exploiter les symétries : seul un quart de structure est modélisé. Les supports, en fait un seul ici du fait de la symétrie, sont modélisés par des cylindres de contact pour rendre compte de la distribution non uniforme des réactions d'appui selon la largeur (surface anticlastique). La structure se déplaçant peu, un autre jeu de conditions aux limites peut être utilisé pour comparaison : le déplacement transversal des nœuds situés sur les appuis est bloqué. Le code FTP n'impose pas le mode d'application de la charge, de sorte qu'il est envisageable d'imposer expérimentalement le chargement par des charges linéiques (Figure V-11) ou des pressions locales et de comparer les réponses respectives. Deux modèles sont mis en place : dans l'un, la charge est linéique, dans l'autre, elle est uniformément répartie (Figure V-12).

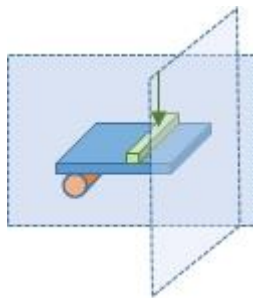


Figure V-11 : Application de la charge par une poutre indéformable

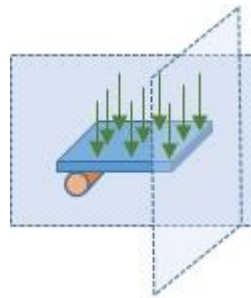


Figure V-12 : Application d'une pression uniforme

V.4 Problèmes et choix de modélisation

Les modèles sont réalisés en volume pour le cœur en bois de balsa et en volume composite pour les peaux. Lors du déroulement du programme utilisé pour le calcul du comportement thermomécanique des structures, il n'y a pas de modification du maillage qui n'est pas adaptatif, ni du nombre d'éléments finis. Seule évolue l'activation ou la désactivation des multiplicateurs de Lagrange lors de la gestion du contact si l'option de reprofilage des matrices est choisie. De même, le nombre de plis d'un élément fini composite ne varie pas au cours d'un calcul. L'enjeu est donc de rendre compte du comportement des plis qui disparaissent physiquement, et celui des éléments finis qui sont entièrement dégradés alors qu'ils sont numériquement présents dans le modèle jusqu'à la fin de l'analyse thermomécanique. Pour cela il faut être capable d'estimer l'évolution du module d'Young avec la température, la valeur du coefficient de dilatation mais aussi réfléchir sur la limite élastique.

V.4.1 Module d'Young

Arrivé à la transition vitreuse mécanique, la raideur du pli devient nulle puisque la résine ne lie plus les fibres les unes aux autres, ce qui revient à dire que le module d'Young du pli devient nul. Pour des raisons purement numériques, la raideur d'un élément fini du modèle ne peut pas être nulle, donc le module d'Young de son matériau non plus, car cela conduit à une singularité pour le calcul. Que les éléments finis de volume soient monocouches ou multicouches, on choisit alors d'attribuer à la propriété une valeur très petite au regard de la valeur initiale (38.5 GPa) (Figure V-13 suivante), mais non nulle. Une analyse de sensibilité a été réalisée dans le cas des unidirectionnels orientés à 0°. On observe que les valeurs des déplacements sont très faiblement influencées pour une valeur du module d'Young résiduel inférieure ou égale à 10 MPa.

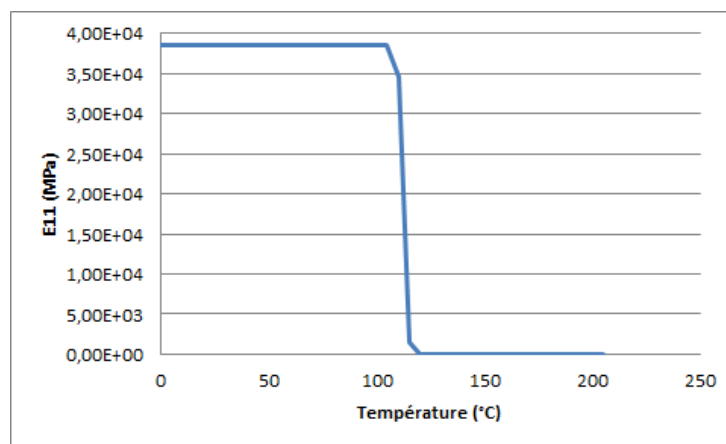


Figure V-13 : Evolution du module du pli en température

Si un ou plusieurs plis tombent dans le four, l'épaisseur de la structure diminue. Par conséquent, l'inertie (caractéristique géométrique de la structure) diminue elle aussi, la position du centre d'inertie évolue. Puisque le pli est présent dans le modèle tout au long du calcul, des comparaisons entre résultats analytiques et résultats de simulation numérique ont été menées pour vérifier qu'il n'y a pas de problème de gestion de l'évolution de la rigidité flexionnelle équivalente $\langle EI \rangle_{eq}$ dans le logiciel (Annexe A2- I p 174).

V.4.2 Coefficient de dilatation

Le problème qui se pose en termes de modélisation est celui de la valeur à affecter au coefficient de dilatation du pli physiquement perdu. Il est possible de supposer que ce coefficient conserve la valeur qu'il avait juste avant la disparition du pli qui continue à se dilater et contribue au moment de flexion induit qui fait intervenir le module d'Young. On peut donc penser que la valeur nulle du module d'Young permettra de représenter la contribution nulle du pli physiquement disparu au moment thermique. Pour un matériau

Chapitre 5 : Les éléments finis dans l'analyse mécanique, modélisation par éléments finis du comportement thermomécanique

dont les propriétés mécaniques ne sont pas uniformes dans l'épaisseur, l'expression du moment thermique fait intervenir la raideur équivalente $\langle EI \rangle_{eq}$.

Dans le cas d'une peau de faible épaisseur, on peut supposer que la répartition de température dans la peau est linéaire, que le gradient est faible et donc que le coefficient de dilatation thermique est constant dans la peau à cet instant. La formule ci-dessous donne alors l'expression du moment induit par le champ de température :

$$M = \alpha \Delta T \langle EI \rangle_{eq} \quad \text{Eq. V-2}$$

Donner une valeur nulle au coefficient de dilatation a pour conséquence que le pli perdu empêche la dilatation du pli adjacent qui n'est pas encore tombé. Cela induit un effet opposé à celui du moment de flexion induit (Figure V-14a) et contribue à faire disparaître l'effet de relaxation des contraintes. Par conséquent, cela ne représente pas le comportement réel de la structure dont les plis tombent dans le four (Figure V-9b).

Permettre la dilatation du pli ruiné pourrait conduire à surestimer la valeur du moment thermique (Figure V-14c). Toutefois des cas tests ont montré qu'attribuer au coefficient de dilatation thermique du pli disparu la valeur qu'il avait au moment de disparaître permet de décrire convenablement le comportement de la structure en cours de dégradation. Le moment thermique n'est pas perturbé par la dilatation qui « ne devrait pas se produire » et il n'y a pas de contrainte « parasite » qui se développe au sein du matériau dégradé (Annexe A3- I p 177). Les coefficients de dilatation dans les autres directions évoluent de la même manière en température.

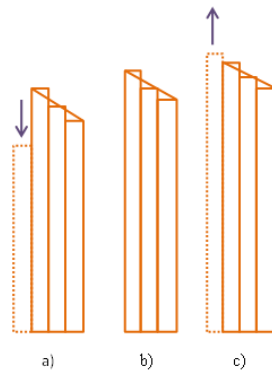


Figure V-14 Impact de la dilatation du pli physiquement disparu

V.4.3 Critères

En ce qui concerne l'influence d'un pli sur le comportement du panneau, au moins deux critères peuvent être utilisés. On peut supposer que la perte de raideur d'un pli est uniquement liée à sa température : les contraintes n'ont pas atteint les limites admissibles. On peut supposer que la perte de raideur du pli est liée à la contrainte : le pli se casse avant

Chapitre 5 : Les éléments finis dans l'analyse mécanique, modélisation par éléments finis du comportement thermomécanique

la transition vitreuse mécanique. La limite élastique décroît en fonction de la température. Que les critères de rupture soient monoaxiaux ou multiaxiaux, ils font intervenir le quotient :

$$\frac{\sigma(T)}{\sigma_{adm}(T)} \quad \text{Eq. V-3}$$

Si on donne à la limite admissible une valeur de 0 lorsque le pli est complètement dégradé ou lorsqu'il se détache physiquement du panneau, le critère ne peut pas être évalué et bloque le calcul. On propose donc que quand la limite arrive à 5% de sa valeur à température ambiante, elle n'évolue plus avec la température, empêchant ainsi la division par zéro et que le pli perdu devienne critique. Cela permet de vérifier que les plis ne se rompent pas avant de tomber.

V.4.4 Décollement

Les plis de la peau se décolent les uns des autres lorsque la résine perd ses propriétés mais on ne s'en préoccupe ici : l'épaisseur de la peau est suffisamment mince pour qu'on puisse considérer que la température y est uniforme. D'autre part, l'agression thermique est telle que la peau est rapidement perdue : les conséquences des décollements progressifs des plis lors de l'essai « ISO 834 » sur un panneau composite non protégé paraissent peu perceptibles sur le comportement thermomécanique global observé.

Le décollement entre la peau et le cœur survient également lors de l'essai de certification.

En mécanique, le champ de déplacement est alors discontinu car les nœuds du cœur et ceux de la peau deviennent indépendants. Pour modéliser l'effet du décollement, il faudrait disposer d'une fonctionnalité permettant le dédoublement des nœuds, associée à une redistribution des contraintes, ou d'éléments d'interface dont les propriétés (évolution en température du module de cisaillement $G_{13}=G_{23}$, contrainte d'initiation du délaminage et contrainte à rupture ainsi que leurs évolutions en température jusqu'à pyrolyse complète de la résine) permettraient cette bascule. L'identification de ces propriétés paraît difficile car pour les structures soumises à l'essai de certification, la modification des propriétés et les décollements semblent difficilement dissociables.

En thermique, le décollement modifie le mode d'échange de la chaleur : la conduction, lorsqu'il y a adhésion, est remplacée par une combinaison de convection et de rayonnement lorsqu'il y a décollement. Pour modéliser l'effet du décollement, il faudrait disposer d'une fonctionnalité permettant le dédoublement des nœuds, associée à une modification des conditions aux limites, ou d'éléments d'interface dont les propriétés équivalentes permettraient cette bascule.

Cette problématique est complexe et une perspective serait d'approfondir les travaux sur cet aspect de la dégradation des matériaux. Dans les modèles réalisés, le décollement n'est modélisé ni entre plis ni à l'interface peau-cœur mais on s'attache à

Chapitre 5 : Les éléments finis dans l'analyse mécanique, modélisation par éléments finis du comportement thermomécanique

modéliser son effet via les propriétés thermiques et matérielles des plis (ou de la peau) perdus.

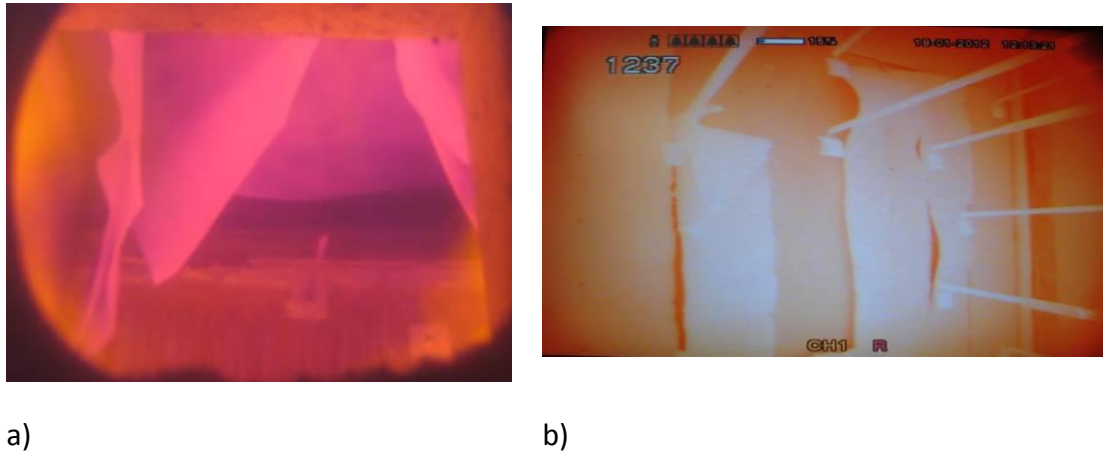


Figure V-15 : Chute de la peau dans le four (Laboratoire d'Essai au Feu, Liège) :

a) configuration pont b) configuration cloison

V.5 Sensibilité du modèle aux valeurs des données d'entrée

Ramroth effectue une analyse de sensibilité pour déterminer l'impact de chaque donnée d'entrée sur le problème thermique. Son but est de déterminer les paramètres les plus influents et de cibler les données supposées causer une différence entre les résultats expérimentaux et numériques [2006 RAM]. Ce type d'étude est mené pour la réponse thermique d'un sandwich soumis à un feu ISO 834 [2006 RAMb]. Ces résultats ne sont bien sûr valables que dans les limites du modèle et la distribution statistique utilisée par Ramroth est basée sur une quantité de données expérimentales limitée. Suite à cette analyse, une comparaison entre un modèle numérique et des résultats expérimentaux a été réalisée sur un stratifié : l'écart est imputé à des propriétés matérielles et à des coefficients d'échange. Dans l'analyse paramétrique menée par les auteurs, la dépendance en température de certaines grandeurs thermo-physiques n'a pas été prise en compte [2006 RAMb], alors que sur la gamme de température étudiée, ces grandeurs ne sont pas constantes. Les mêmes méthodes peuvent être utilisées en mécanique pour identifier la valeur des propriétés et leur évolution en température. Summers [2012 SUM] a en particulier étudié l'impact de la valeur résiduelle du module axial et la valeur du coefficient de dilatation dans le plan sur la déflexion de plaques en compression soumises à des flux différents et sur le temps à rupture, via une analyse paramétrique.

Mener une étude paramétrique avec un grand nombre de paramètres peut conduire à des temps de calcul trop importants. Lors de l'analyse paramétrique, les paramètres variant généralement l'un après l'autre, ces méthodes ne peuvent pas capturer les interactions entre les paramètres. Pour ce faire, il est nécessaire d'utiliser les résultats de l'analyse paramétrique pour construire une surface de réponse puis travailler sur cette

Chapitre 5 : Les éléments finis dans l'analyse mécanique, modélisation par éléments finis du comportement thermomécanique

surface [2014 BRU]. Dans la même optique, des méthodes algorithmiques telles que MonteCarlo ou les algorithmes génétiques peuvent être utilisés pour déterminer la valeur optimale des propriétés, la cible ou l'objectif en termes d'optimisation étant les résultats expérimentaux, en général les températures. Au regard du nombre de paramètres, ces méthodes peuvent être trop lourdes, longues et donc peu efficaces d'un point de vue industriel. Cela conduit à poser des hypothèses pour diminuer le nombre de variables et les temps de calcul, en fixant la valeur de certaines données qui ne sont donc plus des variables.

VI. Chapitre 6 :

Application au calcul du comportement thermo-
mécanique de structure : exemples d'un pont et
d'une cloison

Dans ce chapitre, on présente différents modèles thermomécaniques développés pour simuler le comportement thermomécanique de structures en matériaux composites lors d'essais standards de certification « ISO 834 », ainsi que les résultats obtenus en fonction des hypothèses de modélisation. Les essais ont été décrits dans le paragraphe V.3 p 106. Les analyses ont été conduites en utilisant les propriétés matérielles décrites au paragraphe IV.5.1 p 92. On s'intéresse au comportement de deux types de structures : un pont puis une cloison. Il ne s'agit pas de procéder au recalage d'essais déjà réalisés mais de modéliser le comportement de structures types et juger du résultat des analyses par leur cohérence avec des comportements déjà observés. Dans chaque cas, un rappel des conditions expérimentales est donné, les hypothèses de modélisation sont précisées avant de fournir les résultats thermiques et mécaniques obtenus.

VI.1 Pont

VI.1.1 Généralités

La structure constitue la face supérieure du four, elle est posée sur des cylindres qui reposent sur les murs du four. L'écart entre les murs et la structure est comblé par un isolant de type laine de roche. La structure étudiée dans ce chapitre est non protégée, la protection incendie n'est présente qu'au niveau des cylindres (Figure VI-1) pour protéger le système d'appui qui selon les cas, est percé de canaux dans lesquels circule de l'eau froide. La structure est longue de 3,40 m, les appuis sont séparés de 3,20 m. La sollicitation thermique n'agit que sur 3 m. La structure est large de 2 m 40. La structure est un sandwich, non protégé, constituée de deux peaux minces et d'un cœur. Les peaux, constituées d'unidirectionnels de verre-vinylester orientés à 0° par rapport à la longueur de la structure, sont épaisses chacune de 6 mm et le cœur de balsa a pour épaisseur 80 mm.

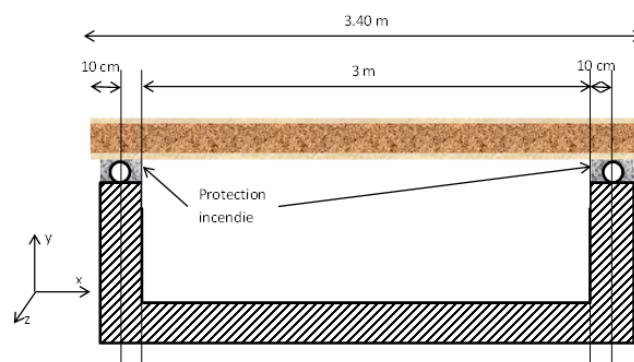


Figure VI-1 : Montage de la structure sur le four

Du fait qu'il n'y a pas de flux selon la largeur des structures, deux types d'analyses thermomécaniques ont été réalisées. La première est un modèle en deux dimensions qui représente une tranche (Figure VI-2) dans l'épaisseur de la structure qui a permis une analyse de convergence du maillage à moindre coût.

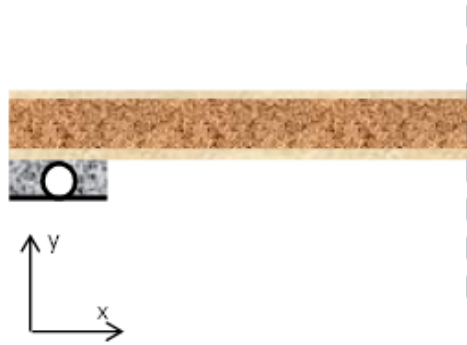


Figure VI-2 : « tranche » de structure en 2D

La seconde est une analyse en trois dimensions pour étudier l'impact de la surface anticlastique qui sera observée en mécanique. Les conditions aux limites thermiques et mécaniques, la mise en charge et l'orientation des plis des peaux permettent d'identifier des plans de symétrie et de ne modéliser qu'un quart de la structure (Figure VI-3).

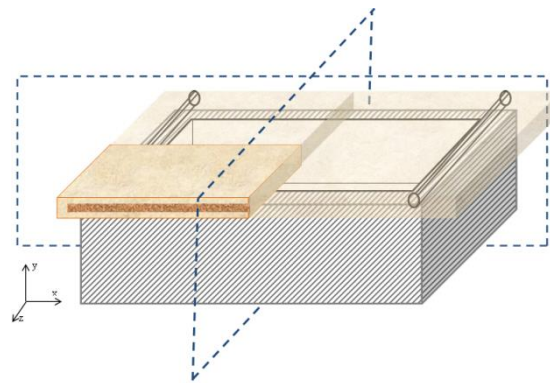


Figure VI-3 : plans de symétrie et quart de structure en 3D

Les analyses thermiques et mécaniques sont réalisées séquentiellement, il n'y a pas de couplage car les phénomènes mécaniques ne sont pas supposés influencer le comportement thermique (paragraphe V.1.1 p 99).

L'analyse est faite sur la totalité de l'essai depuis la mise en charge mécanique jusqu'à la fin de la période d'essai, déterminée selon la classe visée. On se place ici dans le cas d'un essai A60, l'agression thermique dure donc une heure et l'analyse thermomécanique est transitoire et non-linéaire. Les conditions aux limites appliquées au modèle thermiques sont celles décrites par le code FTP : les échanges se font par convection et rayonnement sur les côtés chauds et froids. Le côté froid, à l'extérieur du four est baigné par de l'air à température ambiante supposée constante pendant tout l'essai et égale à 20°C. Du côté chaud, l'échange thermique s'effectue avec les gaz du four dont la température est rétrocontrôlée pour suivre l'évolution standard ISO 834. Les coefficients d'échange sont supposés constants. Le coefficient de convection est égal à 25 W/m².K du côté chaud et 5 W/m².K du côté froid. Pour le rayonnement, l'émissivité est égale à 0.8 du côté chaud et à 0.7 du côté froid (paragraphe II.1.2.2 p 25). Outre son poids propre, la structure est progressivement chargée mécaniquement, sur un intervalle de temps de quelques secondes.

La charge est maintenue constante sur toute la durée de l'essai. Règlementairement, cette charge est de 3500 N/m². La sollicitation thermique commence 1000 secondes après que la charge mécanique ait atteint sa valeur nominale. On fait l'hypothèse qu'aucun phénomène de fluage ne se développe ni à température ambiante ni à haute température, par conséquent le temps d'attente entre la fin du chargement mécanique et l'application de l'agression thermique dans le modèle numérique n'a pas d'impact sur le résultat du calcul. On choisit alors d'appliquer la charge mécanique et la gravité progressivement sur 1000 s et d'imposer ensuite l'agression thermique (Figure VI-4).

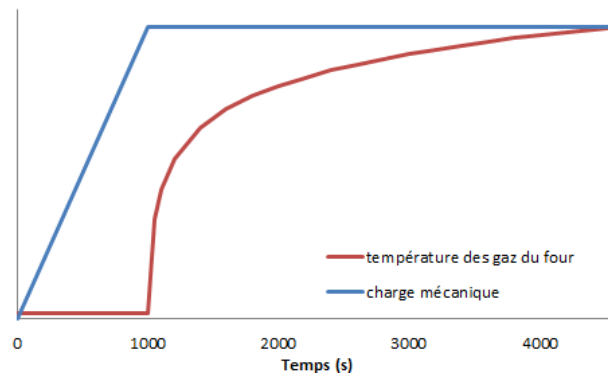


Figure VI-4: Séquence de chargement

On a choisi d'avoir des maillages thermiques et mécaniques identiques (paragraphe III.4 p 50). La densité du maillage dans la direction de la longueur de la structure dépend des problématiques mécaniques en particulier au niveau du support. Dans cette zone, la température est « froide » par comparaison avec le reste de la structure, la finesse du maillage est surtout nécessaire pour la gestion du contact entre la structure et le support. Dans l'épaisseur, c'est l'agression thermique qui influence la densité de maillage. Dans tous les cas, c'est une analyse de convergence qui détermine la densité du maillage.

VI.1.2 Analyse thermique 2D

La première analyse est menée sur un modèle en deux dimensions puisqu'il n'y a pas d'échange thermique selon la largeur du pont : le flux perpendiculaire au plan de la tranche est nul car la charge thermique est uniformément appliquée sur toute la face exposée de la structure. Des éléments finis de membranes thermiques sont utilisés, chargés dans leur plan. Ils sont de degré 1 et ont 1 degré de liberté par nœud, la température (paragraphe III.3 p 49). La résolution du problème thermique transitoire se fait par un schéma d'intégration temporelle monopas SMG, celui de Galerkin, avec une stratégie de pas de temps automatique (paragraphe III.2 p 47). Diverses valeurs seuils sont introduites dans les données de manière à brider les pas de temps et contrôler la convergence. Sur chaque pas de temps, la résolution du problème non linéaire est réalisée en utilisant la méthode de Newton-Raphson.

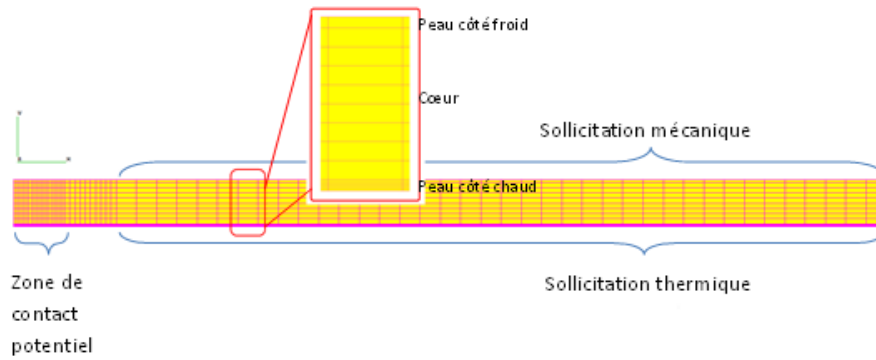


Figure VI-5 : Maillage

Le modèle thermique utilisé dans ce chapitre est de type réduit (paragraphe III.7 p 57), les données matérielles à introduire sont donc la masse volumique initiale et les évolutions en température de la capacité apparente (Figure VI-6) et de la conductivité thermique (Figure VI-7).

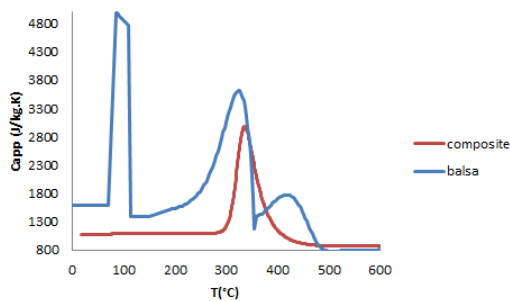


Figure VI-6 : Evolution de la capacité apparente en fonction du temps

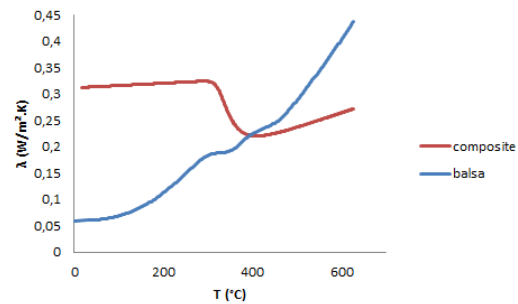


Figure VI-7 : Evolution de la conductivité en fonction du temps

Cette dernière est étroitement dépendante du facteur de décomposition F (Figure VI-8) via la loi des mélanges (paragraphe II.2.1 p 27).

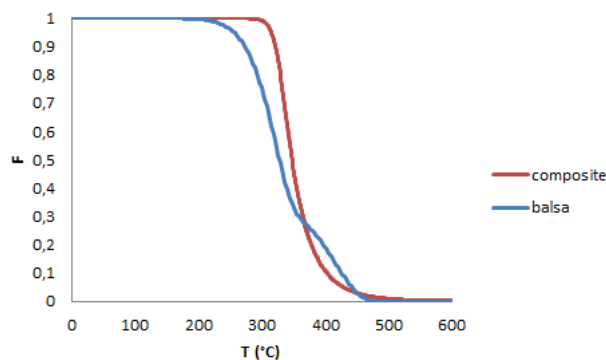


Figure VI-8 : Evolution du facteur de décomposition F en fonction du temps (HR 3°C/min)

Une première étude locale a permis de montrer qu'il était suffisant d'appliquer la sollicitation thermique sur la zone de la structure délimitée par les murs du four et ne pas modéliser la protection qui entoure les supports de la structure (Figure VI-9). Sans protection, la température de la zone de la zone de contact reste basse.

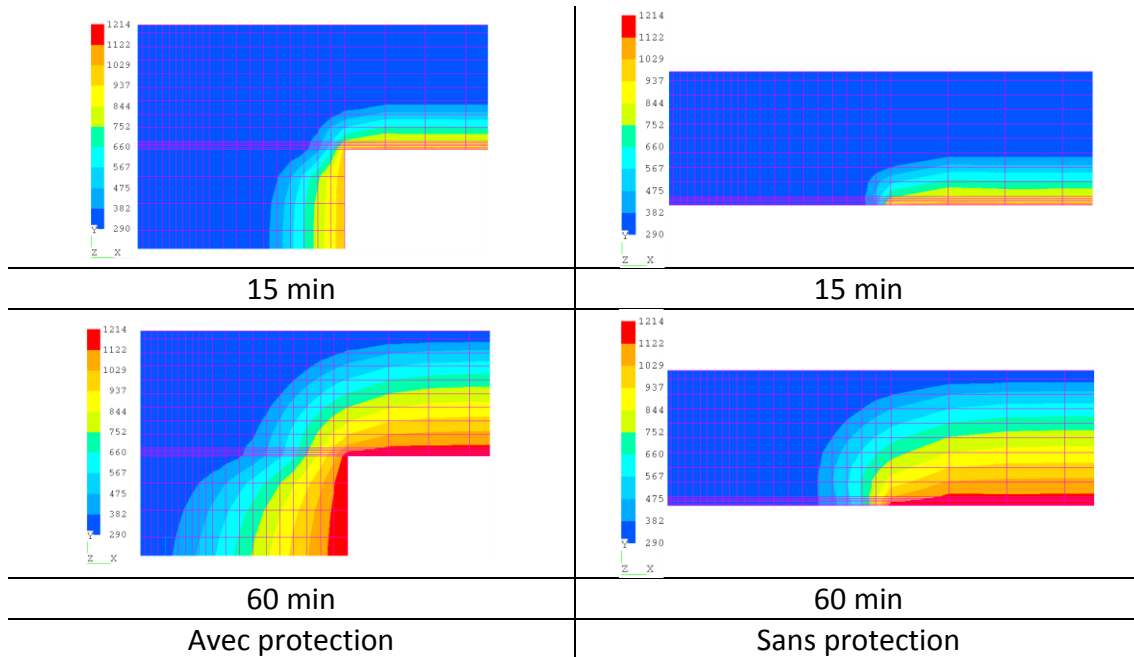


Figure VI-9 : Non influence de la modélisation de la protection thermique des supports

Cela permet de limiter le nombre de mailles et par conséquent la taille du calcul.

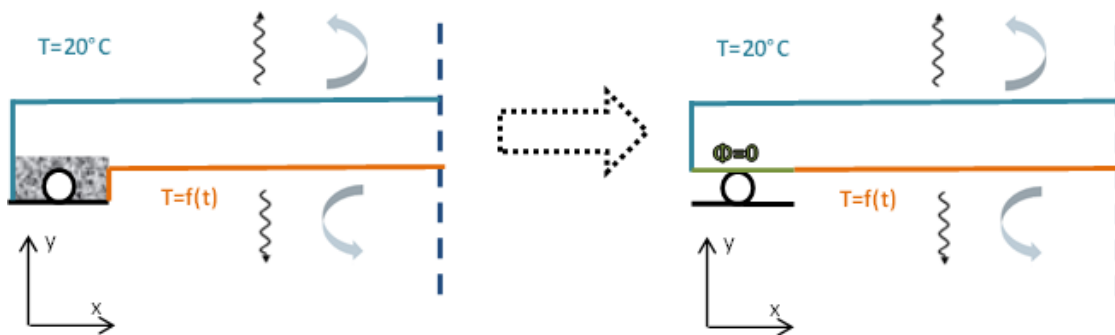
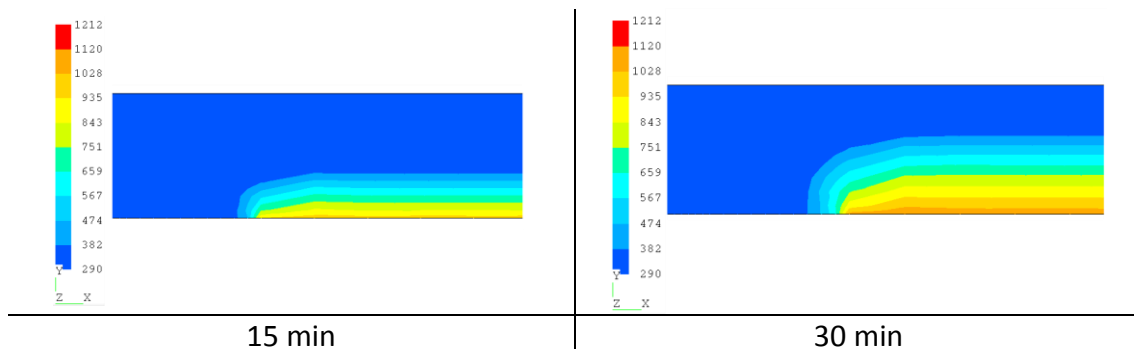


Figure VI-10 : Simplification des conditions aux limites thermiques

La répartition de la température est relevée en différents instants : 15 min, 30 min, 45 min et 60 min après le début de la sollicitation thermique. Le champ de température est, à chaque instant, uniaxial et uniforme sur la quasi-totalité de la structure. Il n'est 2D que près des appuis protégés (Figure VI-11).



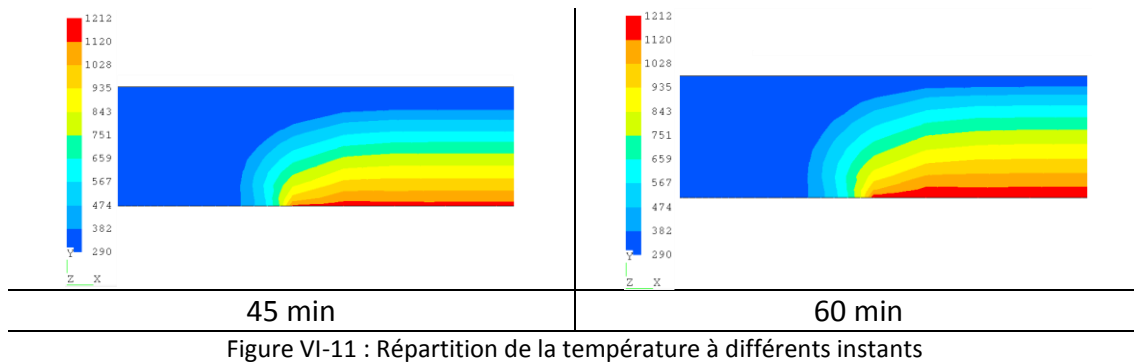


Figure VI-11 : Répartition de la température à différents instants

Du côté chaud, la température de pyrolyse de la peau est atteinte 3 min après le début de la sollicitation thermique (Figure VI-12), la température de pyrolyse du balsa est atteinte au bout de 4 min à l'interface peau cœur. A l'issue de l'analyse thermique, la quasi-totalité du balsa est dégradée. Vers 500 s après le début de la sollicitation thermique, l'augmentation de température à l'interface peau chaude/cœur se ralentit à cause de la vaporisation de l'eau présente dans le balsa.

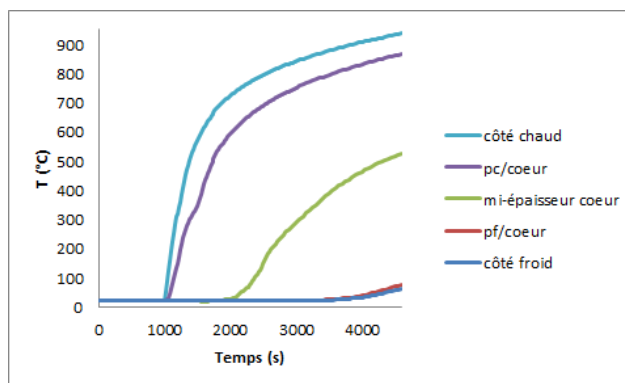


Figure VI-12 : Evolution de la température dans l'épaisseur à mi-longueur de la structure

La température au niveau des appuis (Figure VI-13) reste modérée puisque ces derniers sont isolés pour protéger le moyen d'essais, la peau chaude n'est donc pas dégradée dans la zone de contact avec le support.

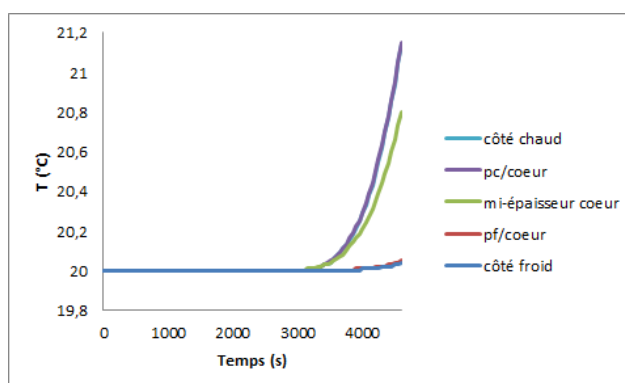


Figure VI-13 : Evolution de la température dans l'épaisseur, au niveau des supports

VI.1.3 Analyse mécanique 2D

Du fait des symétries dans la « tranche » de pont modélisée en 2D, seule une moitié est modélisée, comme cela a été fait en thermique. Les maillages thermiques et mécaniques sont identiques : la structure est maillée avec des éléments finis quadrangulaires. Ce sont des membranes de degré 1 avec des modes incompatibles pour éviter les blocages en cisaillement. Ils ont deux degrés de liberté par nœud, les deux déplacements dans le plan. Dans le plan de symétrie, la translation orthogonale à ce plan est bloquée pour tous les nœuds qui y sont contenus.



Figure VI-14: Conditions aux limites mécaniques

La résolution du problème mécanique transitoire se fait en utilisant une approche statique non linéaire (paragraphe V.1.8 p 102), avec une stratégie de forces imposées et un pas de temps automatique (paragraphe V.1.3 p100). Diverses valeurs seuils sont introduites dans les données de manière à brider les pas de temps et contrôler la convergence. Sur chaque pas de temps, la résolution du problème non linéaire est réalisée en utilisant la méthode de Newton-Raphson.

Deux types de conditions aux limites peuvent être a priori envisagés au niveau des appuis : les fixations ou le contact. Un premier modèle est réalisé avec un appui simple : le déplacement vertical du nœud en appui est bloqué mais ce nœud peut se déplacer horizontalement. C'est la condition « standard » que l'on trouve dans de nombreux modèles, en particulier ceux modélisant les essais de flexion 3 points. Un second modèle, détaillé par la suite, gère le contact entre le pont et ses appuis (Annexe A4- I p 182).

Sur la Figure VI-15 est représenté le déplacement transversal de la structure à 1000 secondes (issue de la mise en charge mécanique réglementaire) et à 4005 secondes. La flèche est de 1 cm et 110 cm respectivement. Le comportement mécanique est donc non linéaire, la structure a de très grands déplacements. La structure étant non protégée, les températures atteintes sont suffisamment élevées pour que les matériaux se dégradent. Par conséquent, la structure fléchit beaucoup. Le nœud dont le déplacement vertical est bloqué s'est déplacé horizontalement de 46 cm. En pratique, la distance entre appuis n'évolue pas lors de l'essai, il n'y a pas de réduction de la portée : le déplacement transversal est si important que le pont glisse sur ses appuis et qu'au cours du temps, ce sont des nœuds différents qui sont en contact : la condition aux limites utilisée est inappropriée et les résultats obtenus ne sont pas exploitables.

On est donc amené à gérer le contact (Figure VI-16) entre un appui semi-cylindrique de diamètre 10 cm, supposé indéformable, et le pont pour mieux représenter la physique du problème. On utilise une technique de contact nœud sur surface, sans frottement, avec reprofilage de la matrice tangente couplée à un sparse solveur [1992 HIN] [1996 BAT]. La gestion du contact est réalisée via l'activation ou la désactivation de multiplicateurs de Lagrange associés à la distance de contact.

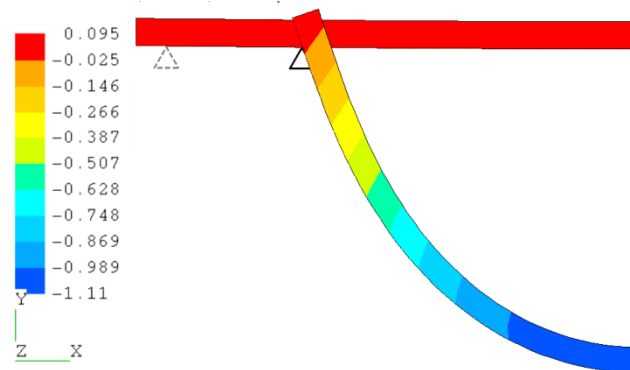


Figure VI-15 : Déformées et déplacement verticaux à l'issue du chargement mécanique et à la fin du calcul (déformée à l'échelle 1)



Figure VI-16 : Conditions aux limites avec contact

La simulation s'arrête à 2294 secondes, soit après environ 22 minutes d'exposition au feu, pour des problèmes de non convergence. Sous l'effet de la température et de la charge, la structure s'enfonce beaucoup, et glisse suffisamment pour quitter ses appuis (Figure VI-17), le point initialement en contact avec le cylindre s'est déplacé horizontalement de 9.3 cm. Le calcul s'arrête suite à l'apparition d'un mode rigide que le solveur non linéaire ne peut pas traiter. La flèche relevée à l'arrêt du calcul est de 66.9 cm. D'après la réglementation, l'essai de certification doit être arrêté si l'augmentation de la flèche lors de la sollicitation thermique excède 1/30 de la portée, soit pour ce pont 10.3 cm [2012 FTP-b]. Cette flèche est atteinte pour un temps d'exposition de l'ordre de 7 minutes et 30 secondes.

Si on limite l'étude au champ réglementaire (code FTP), pour laquelle la flèche doit rester inférieure ou égale à $1/30^{\text{ème}}$ de la portée, le modèle « simple » pour lequel le support est modélisé par un appui est correct car le déplacement horizontal est limité et l'évolution de la flèche calculée est similaire à celle obtenue par le modèle « complexe » pour lequel le support est modélisé par des conditions de contact. Toutefois on s'intéresse ici au

comportement thermomécanique en cours de dégradation jusqu'à la ruine du panneau, ce qui nécessite de ne retenir que le modèle « complexe ».

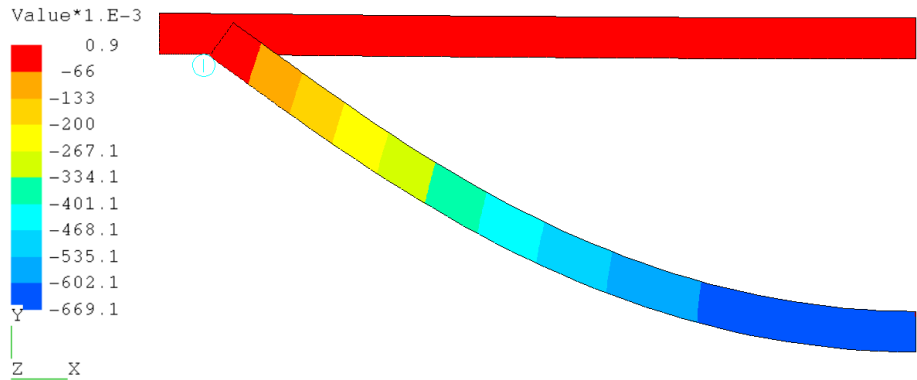


Figure VI-17 : Déformées et déplacement verticaux à l'issue du chargement mécanique et à la fin du calcul (déformée à l'échelle 1)

En pratique le chargement est réalisé par un ensemble de masses posées sur le pont ou par l'intermédiaire de deux poutres posées selon la largeur du pont et sollicitées par des vérins. Dans les deux cas, ce sont des charges mortes, c'est-à-dire que leur action est toujours dirigée selon la direction verticale. Une pression est toujours perpendiculaire à la surface sur laquelle elle agit, et une pression ne peut être assimilée à une charge morte que si les changements de pente sont très faibles. Or sous l'effet de la flexion et de la perte de raideur due à la dégradation des matériaux, la structure se courbe progressivement et sa géométrie courante n'est plus assimilable à sa géométrie initiale. Une partie de l'effort se retrouve sur la composante horizontale, la composante verticale de la charge est donc sous-estimée. De plus, sous l'effet de la charge transversale, le pont a tendance à glisser sur ses appuis et en supposant que le plan de symétrie ne se déplace pas, à se déplacer vers la droite pour la partie modélisée (Figure VI-18). La composante horizontale de la charge due à la pression a tendance à la faire se déplacer vers la gauche, d'où un effet de compensation et donc une diminution de l'amplitude du glissement. On choisit alors d'appliquer sur la structure non plus une pression mais une charge surfacique uniforme dont la direction reste verticale et l'intensité constante au cours de l'essai.

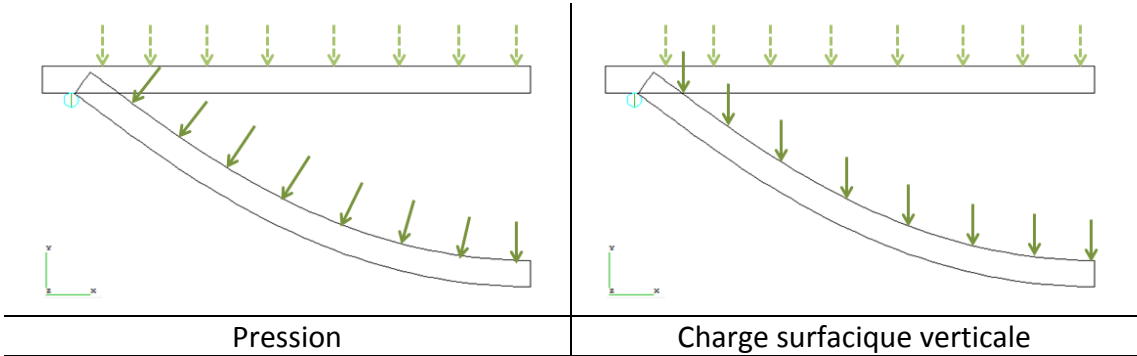


Figure VI-18 : Application de la charge mécanique sur la structure

Le calcul réalisé avec la charge surfacique verticale s'arrête aussi sur une erreur due au mode rigide identifié précédemment, mode rigide apparaissant lorsque le pont s'échappe

des appuis et tombe dans le four. Le pont tombe environ 2 minutes plus tôt que dans le cas de la pression (Figure VI-19), il n'y a pas les phénomènes décrits précédemment, dont la diminution du glissement. La valeur finale est quasiment la même dans les deux cas car c'est cette valeur qui conduit la structure à s'échapper de son appui. Dans les calculs suivants réalisés en 3D, la charge sera une charge surfacique verticale et la condition à la limite sera modélisée par du contact entre un cylindre indéformable et le pont. Si on limite l'étude au champ réglementaire (code FTP), pour laquelle la flèche doit rester inférieure ou égale à $1/30^{\text{ème}}$ de la portée, la courbure prise par la structure étant faible, les deux mises en charge sont équivalentes.

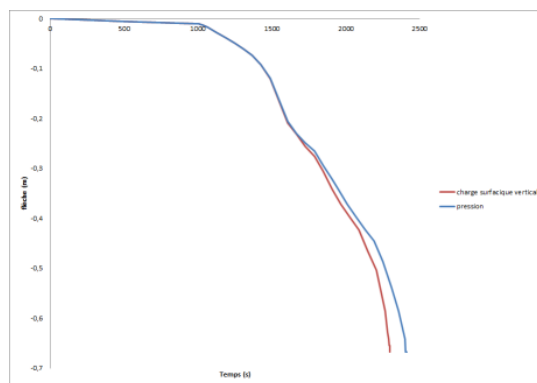


Figure VI-19 : Evolution de la flèche au cours du temps

Analyse du champ de contrainte

A température ambiante, la répartition théorique des contraintes dans un sandwich à peaux minces soumis à de la flexion repose sur un certain nombre d'hypothèses. Dans une section droite, la contrainte de cisaillement est supposée nulle dans les peaux, uniforme dans le cœur [1989 GAY] [1996 BER]. Dans une section droite, la contrainte normale est nulle dans le cœur, uniforme dans chaque peau : l'une est en traction, l'autre en compression (Figure VI-20).



Figure VI-20 : Répartition de la contrainte dans l'épaisseur d'un sandwich

Dans le cas d'une charge répartie selon l'axe de la « poutre », la contrainte axiale a une évolution parabolique selon cet axe (Figure VI-21).

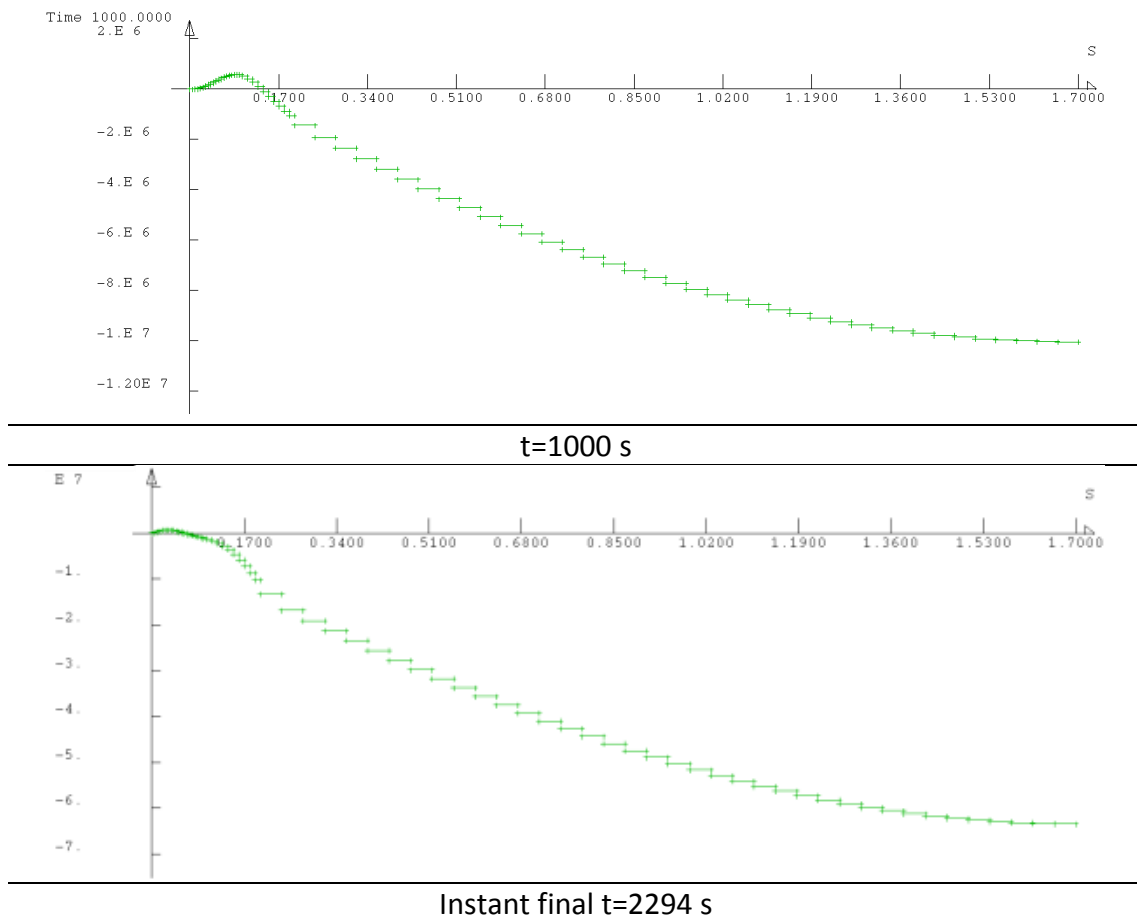


Figure VI-21 : Répartition de la contrainte dans la peau supérieure le long de l'axe au début et à la fin du calcul

Lorsque la structure sandwich est calculée par éléments finis, selon les modèles choisis (coque multicouche, volume multicouche, assemblage coque-volume, empilement de volumes) [2014 TOM], la répartition des contraintes peut être différente, surtout pour un sandwich à peaux épaisses comme c'est le cas ici. Pour un assemblage de volume dans les peaux et dans le cœur, la contrainte de cisaillement varie de façon parabolique dans chaque peau et le cœur, la contrainte normale varie de façon linéaire dans chaque peau et le cœur (

Figure VI-22).

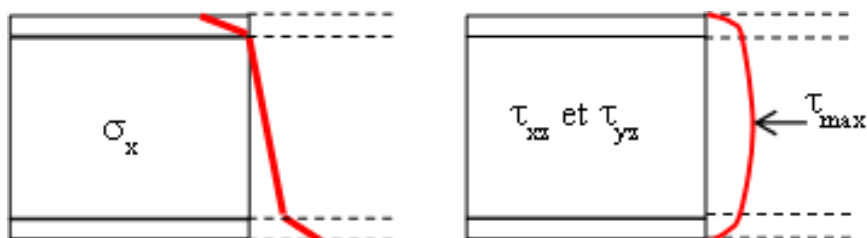
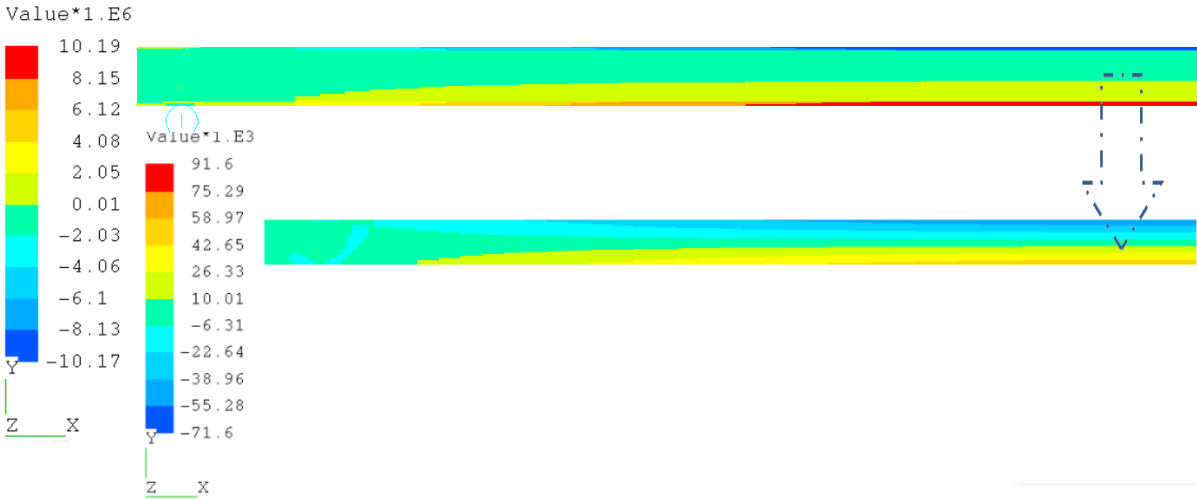


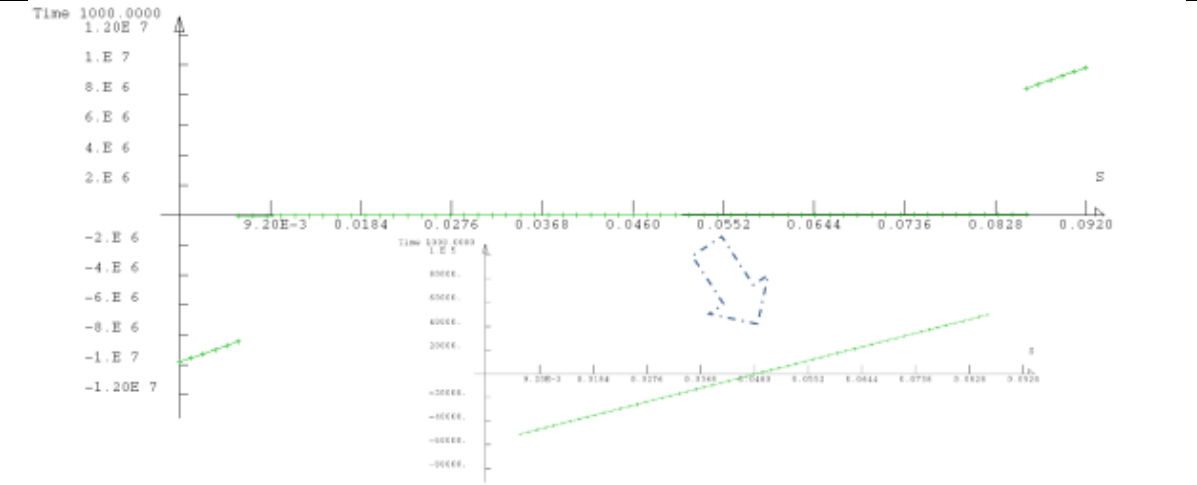
Figure VI-22 : Répartition des contraintes normales et de cisaillement dans un sandwich à peaux épaisses

Lors de l'application de la charge mécanique et lorsqu'elle a atteint sa valeur nominale, 1000 secondes avant le début de la mise en route des brûleurs, la contrainte

normale se répartit essentiellement dans les peaux : en traction du côté exposé et en compression du côté non exposé. Son évolution y est linéaire dans l'épaisseur, de valeur maximale 10 MPa. La contrainte normale évolue linéairement dans le cœur, sa valeur maximale est de 50 KPa (Figure VI-23). Sur les Figure VI-23 à Figure VI-25, la flèche pointe vers un zoom des mesures relevées dans le cœur. Sur toutes les figures où sont représentées des coupes dans l'épaisseur, le côté non exposé est à gauche et le côté exposé à droite.



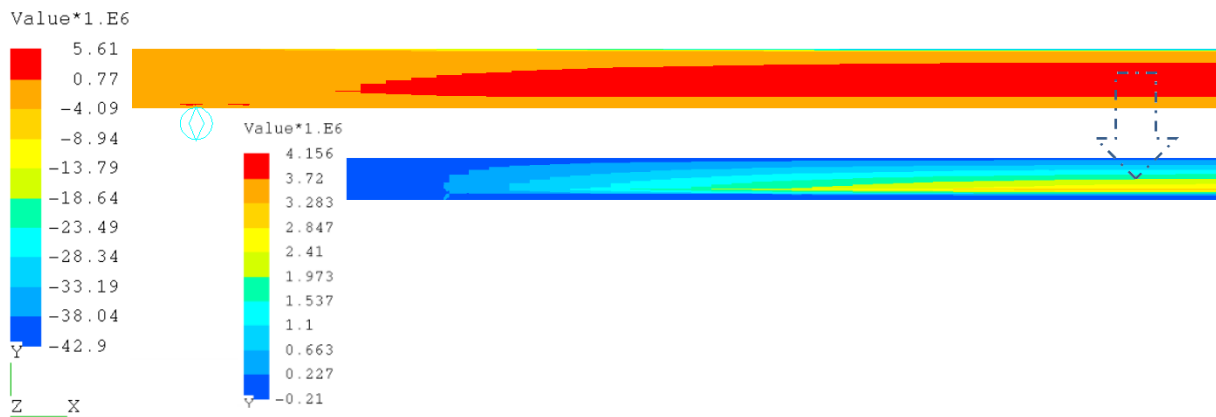
Répartition dans la section



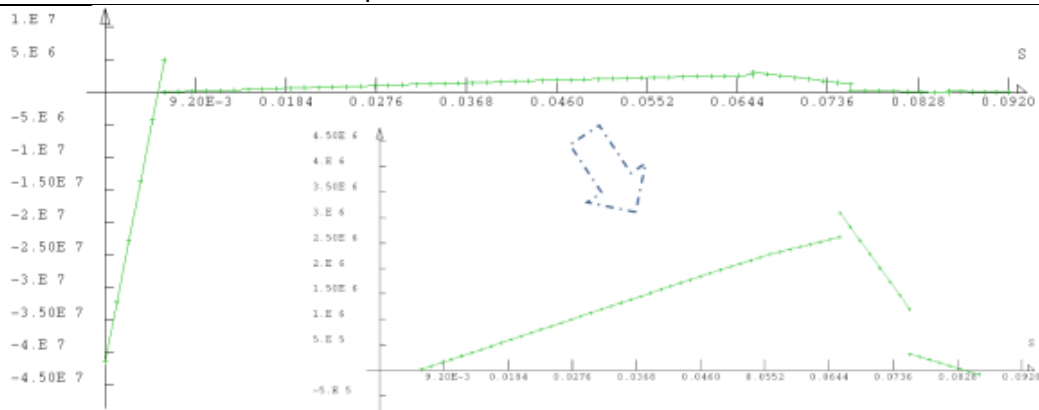
Coupe dans l'épaisseur

Figure VI-23 : Répartition des contraintes à température ambiante

Avec l'augmentation de température, le module et la limite élastique diminuent, de même que le niveau de contrainte car le module diminue plus que n'augmente la déformation sous charge. L'effort mécanique appliqué est constant, mais les efforts au sein de la structure se répartissent avec l'évolution de la température qui contribue à modifier les raideurs de façon non uniforme. Ainsi à 15 minutes de chauffage, la peau du côté chaud est complètement dégradée : une partie du cœur reprend un effort de traction alors qu'à froid, le cœur ne reprend pratiquement que du cisaillement. La peau froide reprend une contrainte normale de 40 MPa, 4 fois supérieure à celle atteinte à température ambiante. (Figure VI-24).



Répartition dans la section

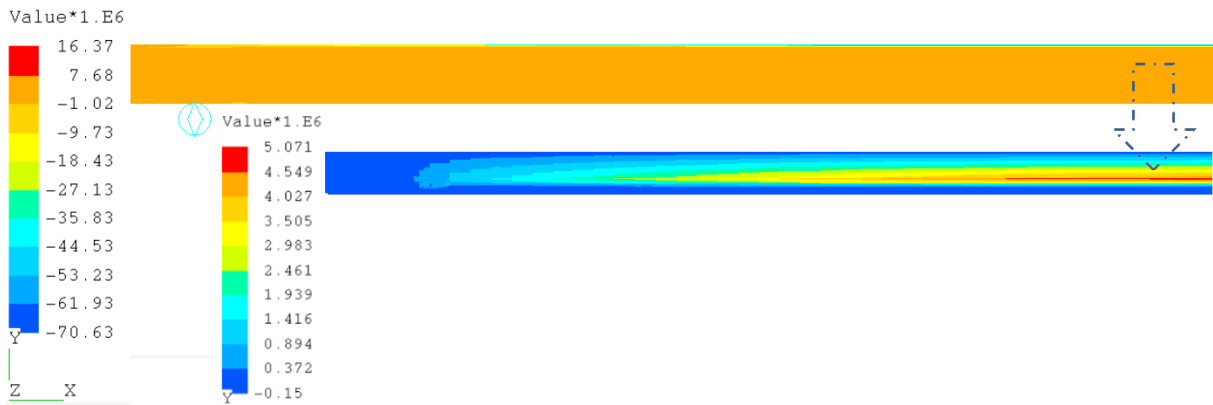


Coupe dans l'épaisseur

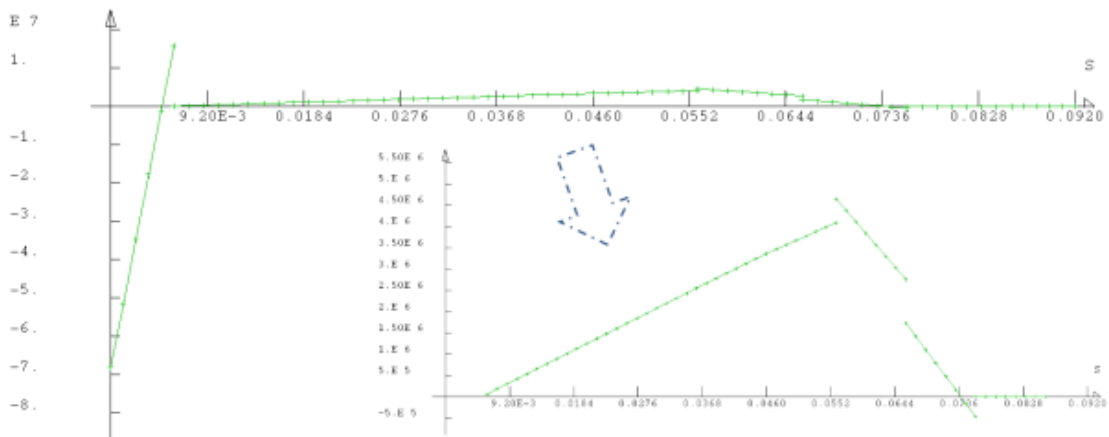
Figure VI-24 : Répartition des contraintes normales après 15 min de chauffage

A mesure que la chaleur progresse dans la structure, une partie du cœur de dégrade et la peau froide voit sa contrainte en compression augmenter jusqu'à 70 MPa à la fin du calcul. Le cœur reprend au maximum 5 MPa en traction (Figure VI-25).

Sous le chargement surfacique, la distribution de la déformation axiale totale (déformation mécanique et déformation thermique) est linéaire dans l'épaisseur : une partie est positive et l'autre négative selon que la partie de la structure observée soit en traction ou en compression. A température ambiante, la répartition en traction et en compression est égale car le centre de gravité est situé à mi épaisseur. Avec la progression de la chaleur dans la structure et surtout l'évolution du module, le centre de gravité se déplace vers le côté froid de la structure. La distribution de la déformation totale en cisaillement est uniforme dans la peau et dans le cœur et de deux ordres de grandeur plus faible que la déformation totale axiale (Figure VI-26).



Répartition dans la section



Coupe dans l'épaisseur

Figure VI-25 : Répartition des contraintes à la fin du calcul soit après 21 min de chauffage

La déformation totale en cisaillement n'est plus uniforme du côté chaud. La distribution de température est telle qu'une partie de la structure est dégradée, une autre saine et le « front » est de faible épaisseur. Par conséquent, le cisaillement dans cette zone est prépondérant sur la traction (Figure VI-28), ce qui modifie la distribution de la déformation totale axiale dans l'épaisseur (Figure VI-33).

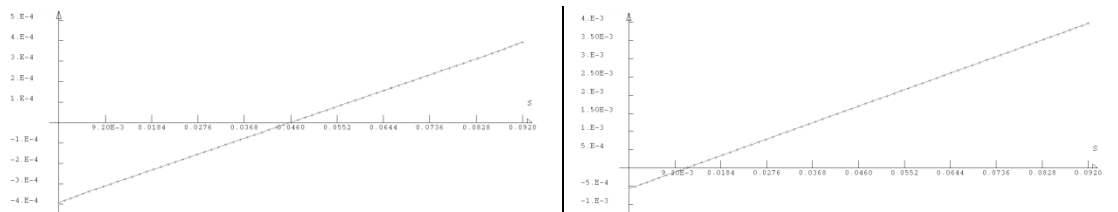


Figure VI-26 : Répartition dans l'épaisseur de la déformation totale à 1000 s puis à 1300 s

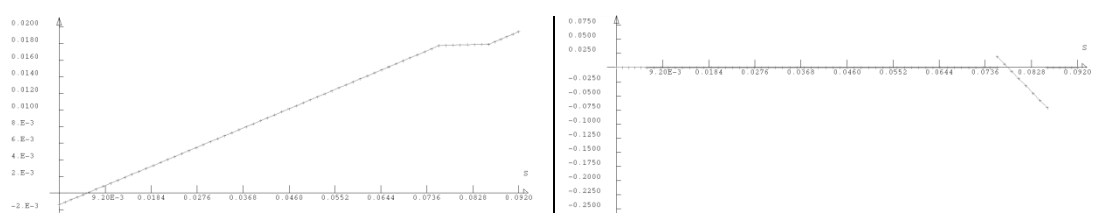


Figure VI-27 : Répartition dans l'épaisseur de la déformation totale axiale à 1787 s

Figure VI-28 : Répartition dans l'épaisseur de la déformation totale en cisaillement à 1787 s

Autres cas de charge

Dans le paragraphe V.3.4 p 108, il a été spécifié que la version du code FTP sur lequel ce travail n'est appuyé [1998 FTP], ne spécifie que la résultante par unité de surface mais pas la façon d'appliquer la charge. Comme proposé dans ce même paragraphe, le pont a été chargé d'une façon différente, par des cylindres indéformables qui représentent les poutres via lesquelles le chargement est appliqué en pratique. Deux cas ont été modélisés avec un et deux cylindres (sur un quart du cylindre) dont la position initiale est arbitrairement choisie. La réponse est, d'un point de vue général, la même. La flèche maximale est la même mais n'est pas obtenue pour exactement le même temps de chauffage (écart de trois minutes). En effet selon le mode d'application de la charge, le pont ne « glisse » pas exactement de la même façon sur son support (Figure VI-29). Selon le mode d'application de la charge, bien que la résultante soit toujours la même, du fait de distributions différentes, les moments fléchissants agissant dans la structure sont différents. Les courbures et les contraintes étant directement liées aux moments, les comportements sont différents. On retrouve bien le fait que plus le moment fléchissant est important, plus la flèche et la contrainte le sont, réduisant donc la durée de la résistance au feu.

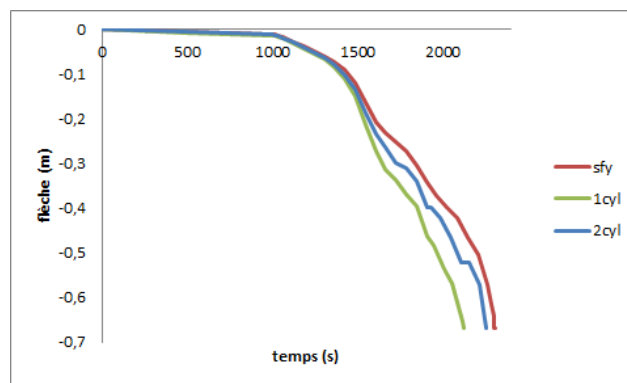


Figure VI-29 : Evolution de la flèche au cours de l'essai pour les trois cas de mise en charge possibles

De même que d'après le montage expérimental, la poutre ne se déplace pas au cours du chargement, le/les cylindres de contact ont une position fixée sur la longueur (Figure VI-30).

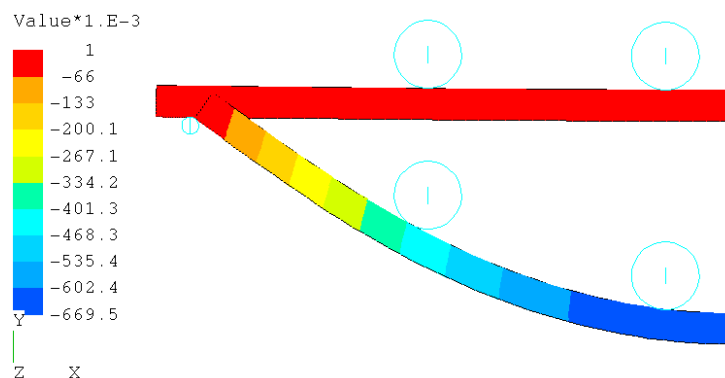


Figure VI-30 : Déformées et déplacements verticaux à la fin du chargement mécanique et à la fin du calcul

Les valeurs de contraintes atteintes diffèrent légèrement selon les cas, mais restent du même ordre de grandeur (Figure VI-31).

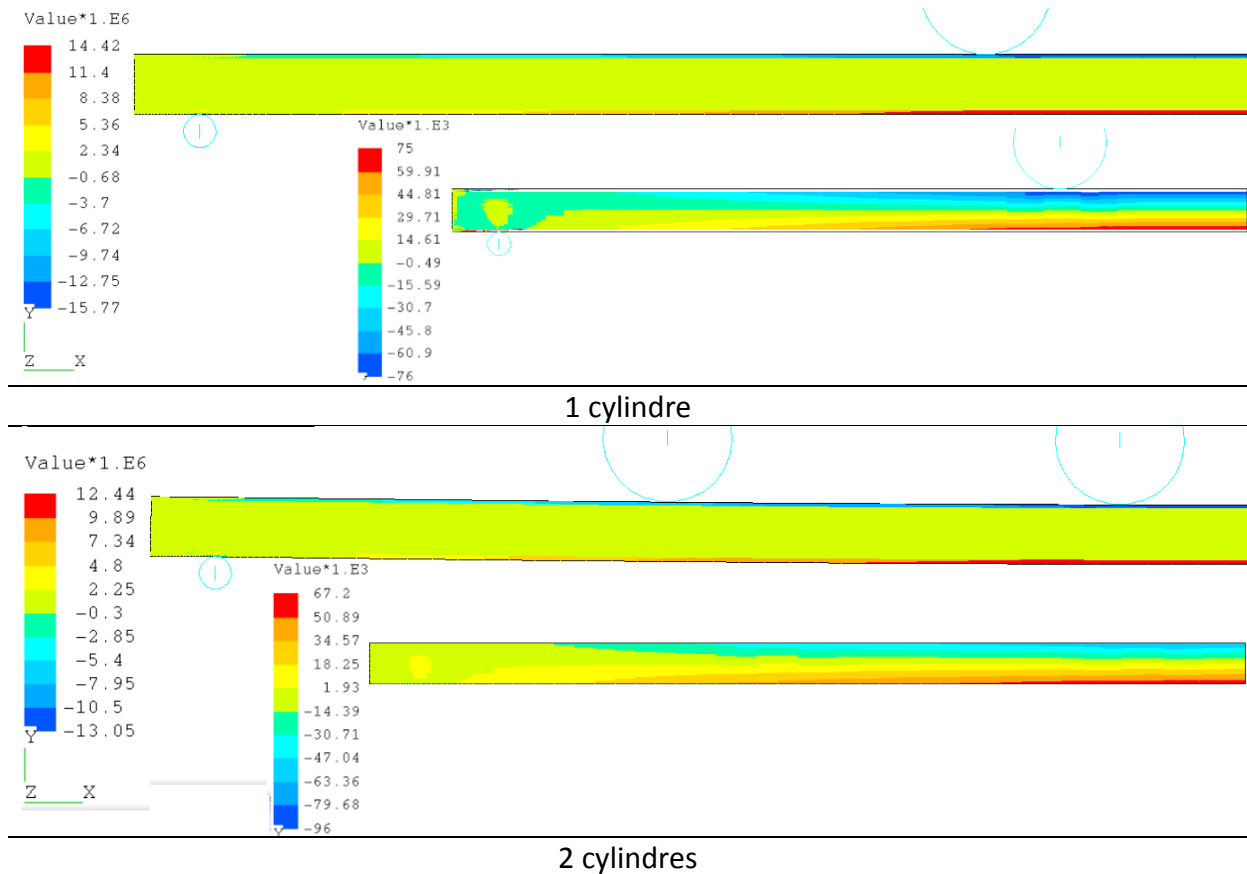


Figure VI-31 : Répartition de la contrainte dans l'épaisseur à la fin du chargement mécanique

On retrouve que, conformément au comportement d'une poutre en flexion dans le cas de le RDM, la répartition des contraintes dans l'épaisseur n'est plus parabolique mais linéaire de l'appui au cylindre puis constante du cylindre à la condition de symétrie dans le cas où un seul cylindre est employé pour le chargement, ce qui est cohérent avec un effort tranchant constant puis nul. Dans le deuxième cas (deux cylindres de chargement), la contrainte évolue linéairement entre l'appui et le premier cylindre, de même entre les deux cylindres, puis elle est constante entre le cylindre et la condition de symétrie (Figure VI-32). Contrairement au cas de la charge surfacique, il n'y a pas de partie de la peau qui soit sollicitée en compression, il n'y a ici pas de composante de chargement horizontale près des bords.

Pour cette configuration de pont, le choix du mode d'application de la charge influence pas ou peu la solution. On poursuit l'étude en appliquant une charge surfacique car cela évite de gérer les conditions de contact.

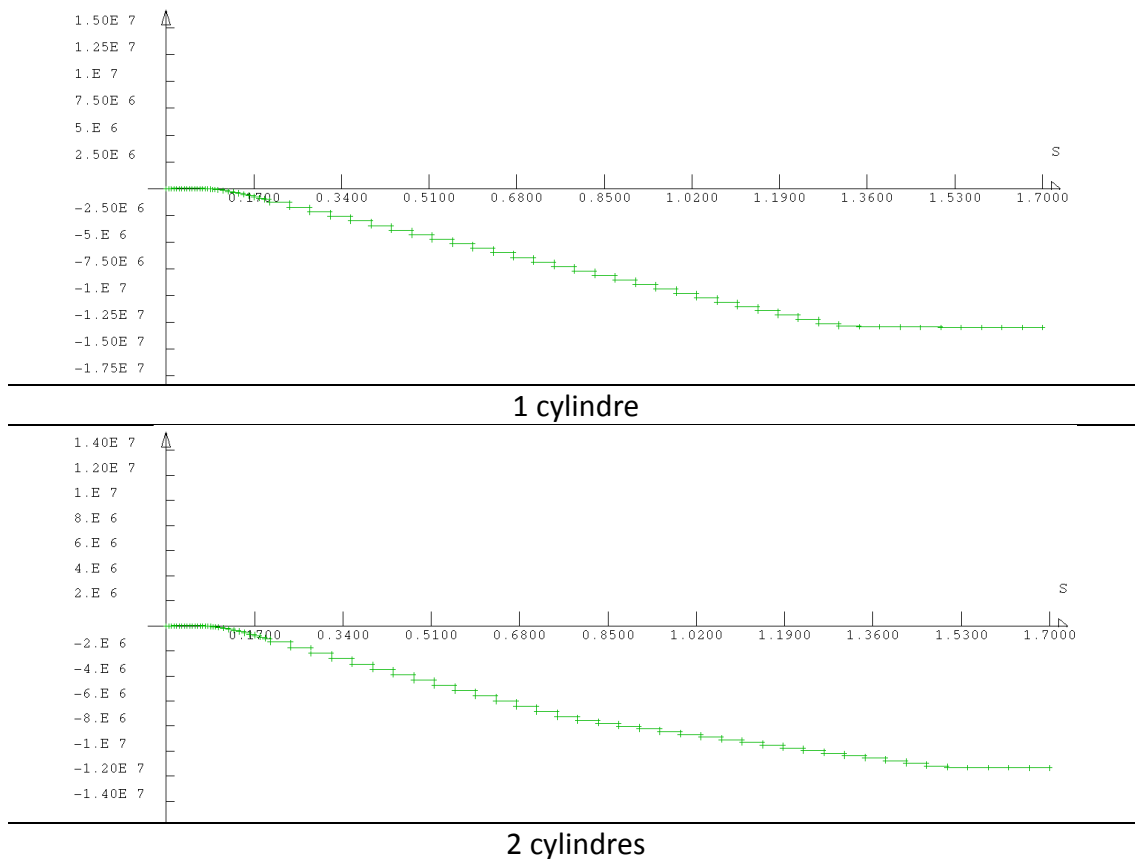


Figure VI-32 : Répartition de la contrainte dans la peau supérieure le long de l'axe à la fin du chargement mécanique

VI.1.4 Analyse thermomécanique 3D

Les conditions aux limites thermiques ainsi que la stratégie de résolution sont les mêmes que dans l'analyse thermique 2D. Les éléments thermiques utilisés sont dans ce cas des volumes thermiques de degré 1 qui ont aussi un degré de liberté par nœud, la température (III.3 p 49). La distribution de température dans l'épaisseur est la même que dans l'analyse 2D et la température est uniforme dans la largeur.

L'analyse mécanique 3D est conduite avec la même stratégie qu'en 2D. Les éléments sont des volumes de degré 1 avec trois degrés de liberté par nœud, trois déplacements. Ils comportent 9 modes incompatibles ce qui leur confère une raideur pratiquement équivalente à celle d'éléments du second degré mais pour un coût environ deux fois moindre. L'exploitation des symétries est possible, seul $\frac{1}{4}$ du pont est modélisé. Les déplacements de tous les nœuds situés dans un plan de symétrie sont bloqués dans la direction orthogonale à ce plan (Figure VI-33). Comme identifié dans l'analyse 2D, les conditions aux limites ne sont pas du type « fixations » mais « contact ». Le support est modélisé par le cylindre indéformable sur lequel le pont est appuyé et peut glisser.

Comme dans le cas de l'analyse 2D, le calcul s'arrête à 2353 secondes, soit une minute de plus que pour l'analyse 2D. Comme précédemment, l'arrêt du calcul est dû aux

modes rigides qui apparaissent lorsque le contact se perd entre le support et la structure, et que cette dernière tombe dans le four. La flèche maximale est 69 cm.

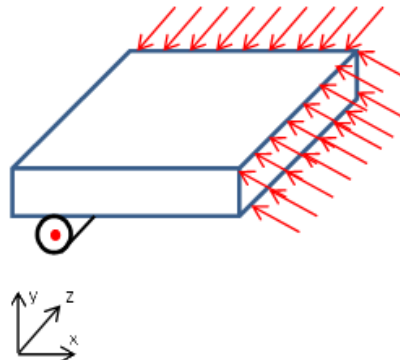


Figure VI-33 : Blocage des modes rigides au niveau des symétries.

L'application de la force surfacique induit une courbure selon la longueur, observée dans le modèle 2D. Dans le modèle 3D, cette courbure principale en induit une autre selon la largeur, inversée, par couplage via le coefficient de Poisson ν . La structure prend la forme d'une selle de cheval, c'est la surface anticlastique [2010 CRA]. Le champ de déplacement vertical est presque uniforme, il croit du milieu vers les extrémités (Figure VI-34).

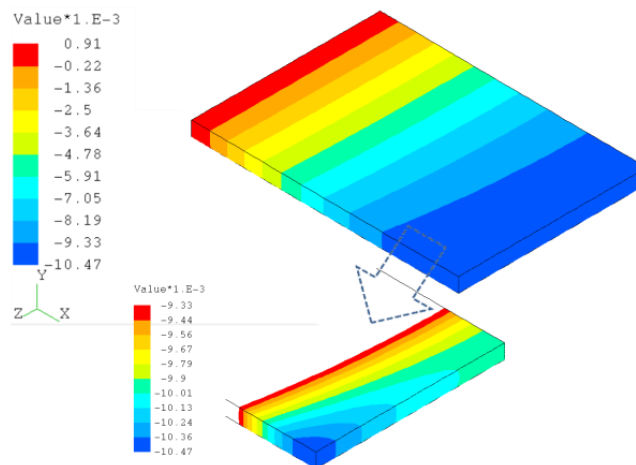


Figure VI-34 : Répartition du déplacement vertical à 1000 s

Le contact ne s'établit pas de façon uniforme sur l'appui cylindrique, ce que l'on observe en regardant la pression de contact sur l'appui qui décroît du bord libre vers le plan de symétrie du pont (Figure VI-35). L'augmentation de la température sur la partie inférieure induit la structure à se dilater dans toutes les directions. La face inférieure du pont a tendance à prendre une courbure vers le haut, compensant ainsi en partie la courbure vers le bas due à la surface anticlastique. Il en résulte que la répartition de la pression de contact évolue au cours du temps : son profil peut même être l'opposé de celui observé à température ambiante. A 1307 s, elle est nulle sur une partie de la largeur, la structure n'est plus que partiellement en contact avec le support. A mesure que la chaleur progresse dans l'épaisseur, le gradient diminue et la structure retrouve le contact avec le support.

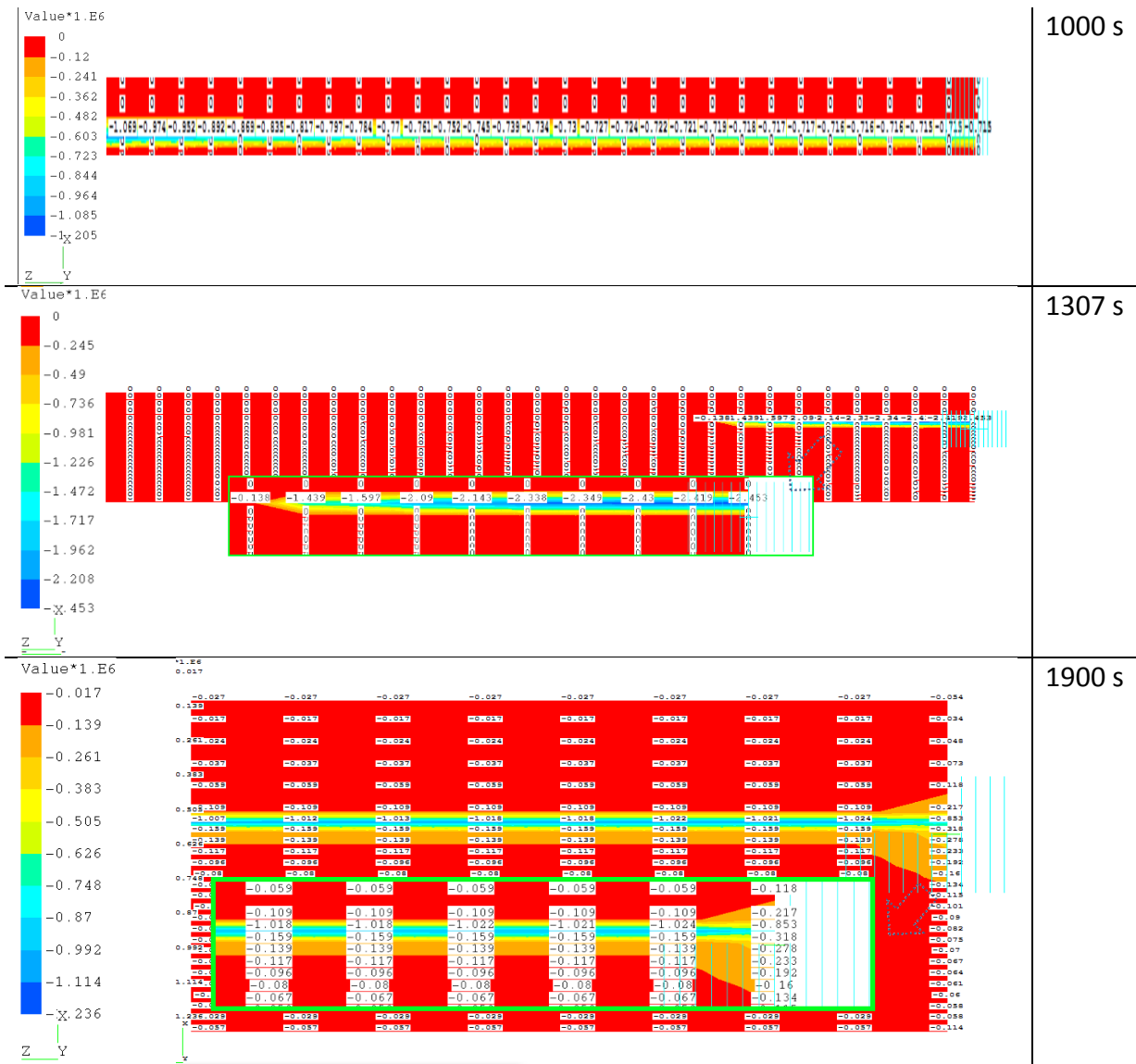


Figure VI-35 : Répartition de la pression de contact sur la largeur à différents instants

L'effet de la surface anticlastique (Figure VI-36) sur l'amplitude des déplacements est relativement limité, l'écart de déplacement vertical sur une largeur (1,20 m) est 2 mm à l'instant final et a une valeur maximale de 15 mm à 1307 s, soit 5 minutes après la mise en route des brûleurs.

Le champ de contrainte axiale dans la direction de la longueur n'est uniforme dans la largeur, ni à température ambiante ni lors de l'essai. Du fait de la double courbure en tout point et de la faible valeur du coefficient de Poisson, l'écart maximal de contrainte dans la largeur est 0.1 MPa. La distribution dans le plan de la contrainte de compression axiale évolue avec la progression de la température. En traction, on ne distingue plus rien assez tôt à cause de la dégradation rapide de la peau chaude, il reste toutefois une composante en traction dans le cœur et en partie dans la peau chaude. On rappelle que le module d'Young ne peut pas être nul pour le matériau dégradé car cela conduit à un arrêt du programme, la matrice de raideur n'étant plus inversible. La valeur « résiduelle » du module utilisée dans

les données de simulation induit une petite valeur non physique de la contrainte de traction du côté chaud quand il est dégradé.

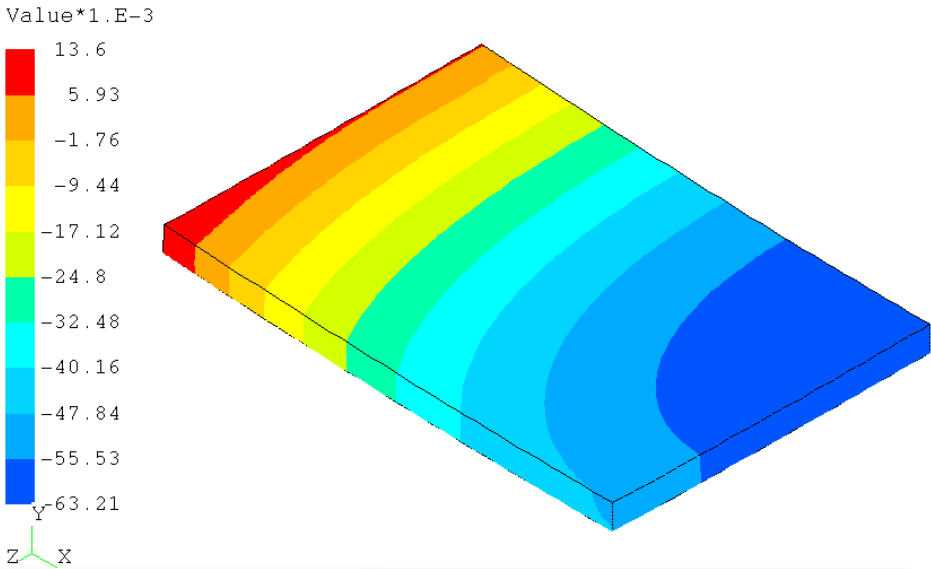


Figure VI-36 : Champ de déplacement vertical à 1307 s

Vers 1300 s, la contrainte de compression axiale maximale est sur les bords libres mais vers 1900 s et jusqu'à la fin du calcul elle est maximale vers le centre de la structure. La surface anticlastique est donc faiblement marquée à température ambiante, son effet s'amplifie avec la température jusqu'à 1307 s pour s'amenuiser par la suite.

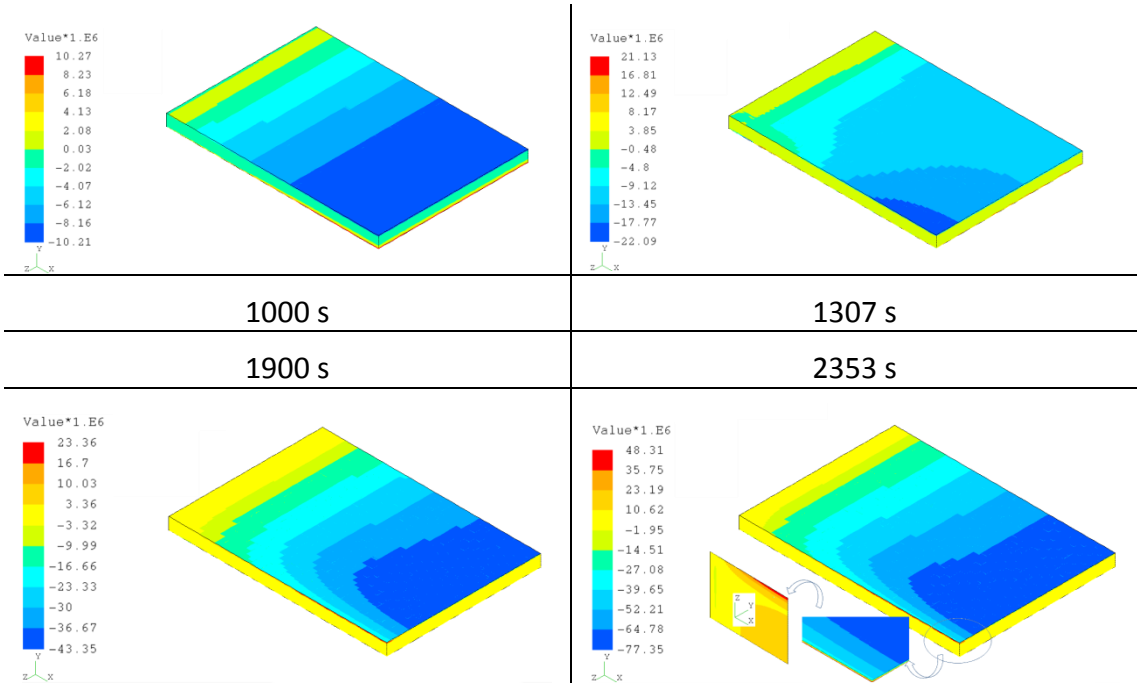


Figure VI-37 : Répartition de la contrainte sur X dans la peau froide en différents instants

La présence de la surface anticlastique implique une distribution de contrainte dans le sens de la largeur. Toutefois les valeurs atteintes sont faibles, la figure suivante donne l'état de contrainte à 1000 s.

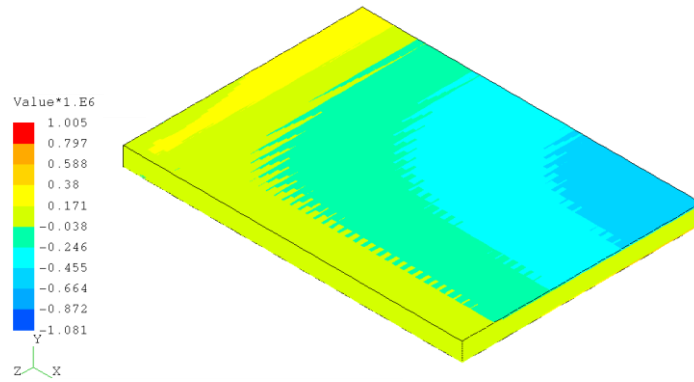


Figure VI-38 : Répartition de la contrainte sur Z (largeur) à 1000 s

Les matériaux utilisés dans les modèles sont isotropes. Or le balsa est par nature anisotrope de même que les peaux composites qui sont des tissus ou des empilements 0/90. Le cœur travaille principalement en cisaillement. Vue l'épaisseur de la peau du côté exposé et la vitesse avec laquelle elle se dégrade, il n'est a priori pas utile de particulariser la direction transverse en termes de propriétés mécaniques. Bien que les empilements d'UD 0/90 ou les tissus équilibrés n'aient pas des propriétés d'isotropie dans le plan, en première approche, il est raisonnable de les supposer isotropes. En ce qui concerne le cœur en balsa, vu que seules les propriétés dans la direction orthogonale au plan du panneau jouent un rôle, ce matériau peut lui aussi être considéré en première approche comme isotrope.

L'étude du modèle 3D dans lequel les charges sont appliquées par les cylindres conduit aux mêmes observations et aux mêmes analyses. L'étude de la pression de contact au niveau des cylindres de chargement montre qu'à haute température, l'application de la charge se fait sur une fraction très partielle de la structure à certains instants, ce qui conduit à des poinçonnements localisés (Figure VI-39). Cette répartition mouvante dans le temps, de la charge sur la structure est due à la surface anticlastique et à la dilatation différentielle dans la largeur.

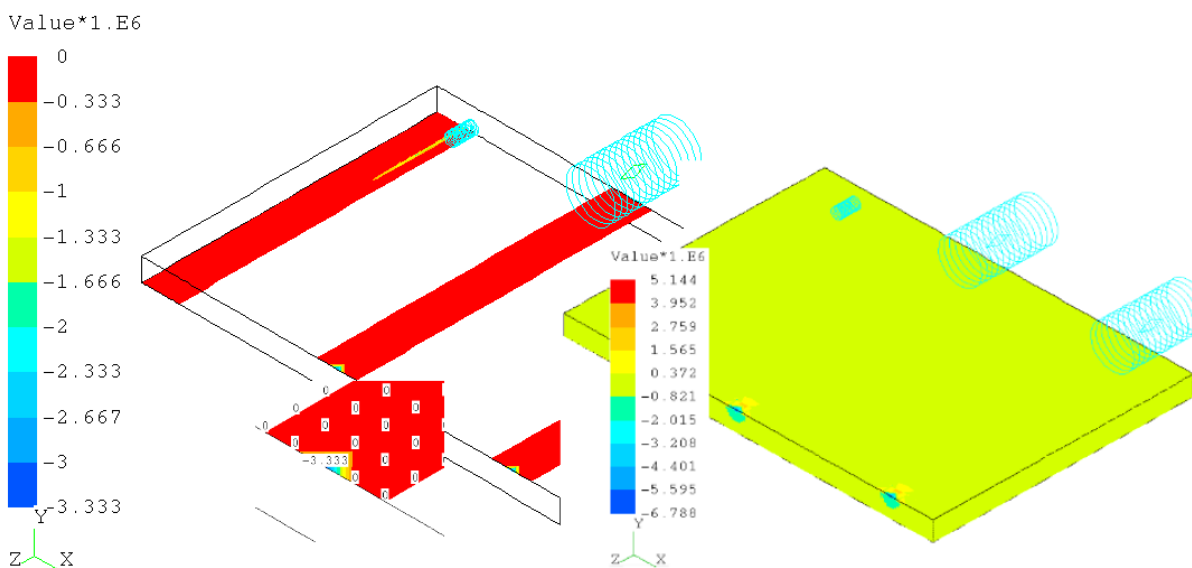


Figure VI-39 : Contrainte sur l'axe y et pression de Hertz après 5 min de feu

Conclusion

Les résultats obtenus avec le modèle 3D ne sont pas significativement différents de ceux obtenus avec le modèle 2D et le développement de la surface anticlastique sous la charge a peu d'effet sur les résultats de simulation. Le Tableau VI-1 suivant résume les tailles et temps des calculs pour les deux types d'analyse : en 2D et 3D.

Grandeur	Analyse thermique			Analyse mécanique		
	Temps CPU	Eléments	D° de liberté	Temps CPU	Eléments	D° de liberté
2D	21 s	476	690	27 s	489	3943
3D	21 min	28560	32085	1 h 36 min	29367	353407

Tableau VI-1 : Temps et taille des calculs pour le modèle du pont

Par conséquent, un modèle 2D peut suffire pour étudier l'influence de diverses grandeurs mécaniques et géométriques intervenant dans le design des panneaux sandwichs soumis à un essai de certification « ISO 834 ».

VI.1.5 Loi matérielle

Dans le paragraphe IV.5.3 p 93, trois évolutions en température du module ont été identifiées selon l'essai réalisé. Les calculs précédents ont été réalisés en utilisant l'évolution correspondant à celle de plis discontinus car c'est ainsi que sont fabriqués les panneaux. Pour estimer l'erreur introduite par l'utilisation d'une évolution identifiée sur un test qui n'est pas approprié, la comparaison de la déflexion obtenue selon la loi matérielle utilisée a été réalisée (Figure VI-40). C'est un pont dont les dimensions sont les suivantes : 4.4 m x 2.2 m x 0.0568m. Il est protégé par un isolant de 70 mm d'épaisseur.

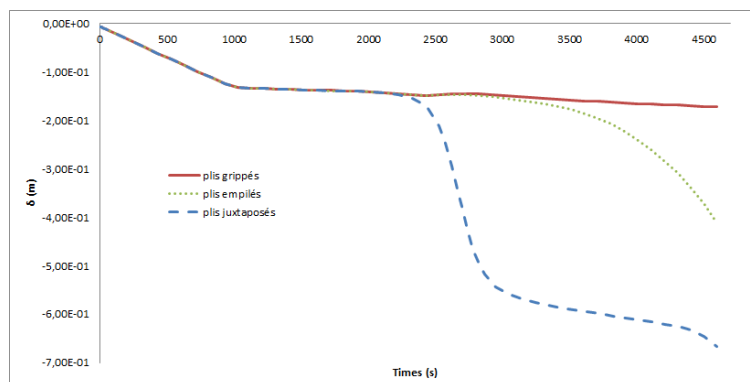


Figure VI-40 : Comparaison de la déflexion selon l'évolution du module en température (pont)

Les résultats obtenus sont très différents et l'emploi d'une évolution (plis grippés) peut conduire à tort à considérer que le panneau peut réussir le test.

VI.2 Cloison

VI.2.1 Généralités

L'objectif de ce paragraphe est de simuler le comportement thermomécanique d'une cloison soumise à un essai de certification « ISO 834 ». La structure constitue l'une des faces verticale du four (Figure VI-41). Elle est placée à l'intérieur de rails de profils en U dont la hauteur est 5 cm. Le jeu entre le rail et la structure est comblé par de l'étaupe qui empêche le passage des gaz chauds et de la fumée, mais dont la raideur est négligeable. Le rail supérieur sert par ailleurs à appliquer la charge mécanique réglementaire. Comme pour le pont, on choisit de modéliser une structure non protégée. Elle est haute de 2.50 m et large de 3.40 m. La sollicitation thermique n'agit que sur 2.40 m. La structure est un sandwich comme dans le cas du pont mais l'épaisseur du cœur en balsa est réduite à 60 mm. Ce sont les mêmes peaux.

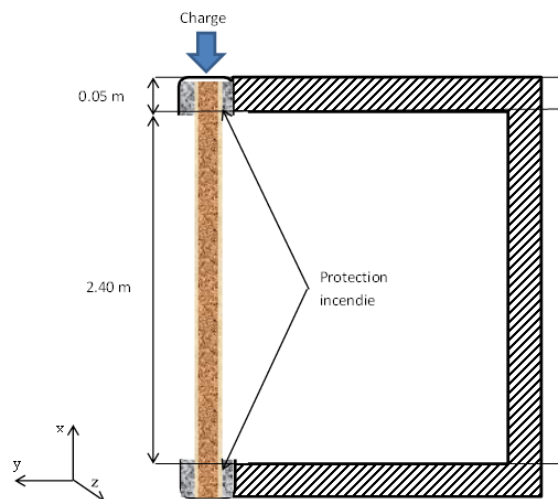


Figure VI-41 : Montage expérimental de la structure sur le four

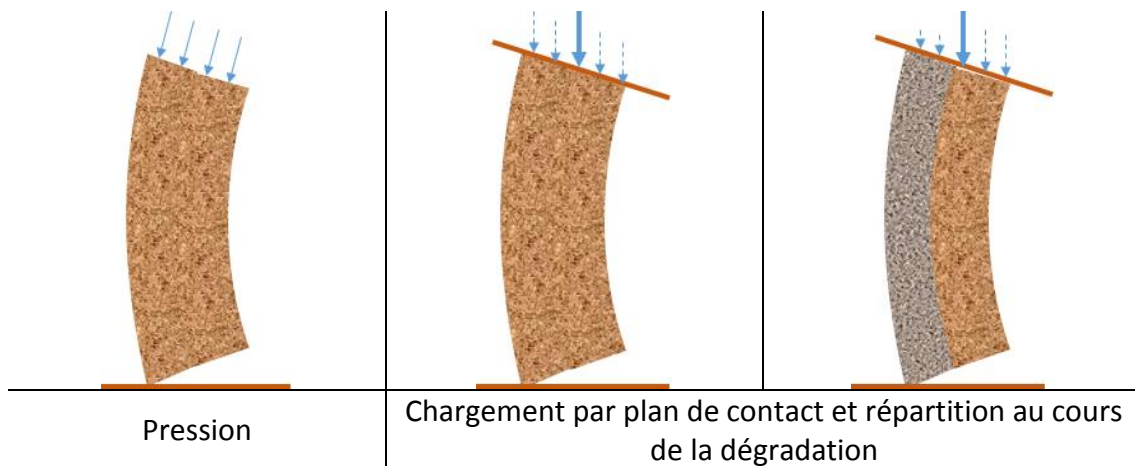
Comme dans le cas du pont, deux types d'analyses thermomécaniques non linéaires, transitoires et découplées ont été réalisées : un modèle en deux dimensions, d'une tranche de structure dans l'épaisseur et un modèle en trois dimensions.

La charge mécanique est appliquée progressivement sur un intervalle de temps de quelques secondes et maintenue constante sur toute la durée de l'essai. Règlementairement, cette charge est de 7000 N/m selon la largeur. La sollicitation thermique commence 1000 secondes après que la charge mécanique ait atteint sa valeur nominale, elle dure 1 heure. Comme précédemment, en faisant l'hypothèse que du fluage ne se développe pas, on choisit d'appliquer la charge mécanique et la gravité progressivement sur 1000 s. Les précautions prises pour le maillage sont les mêmes que précédemment : dépendantes de l'analyse thermique dans l'épaisseur et dépendantes de l'analyse mécanique dans la longueur.

VI.2.2 Analyse 2D

Une première analyse en deux dimensions est réalisée : les mêmes types d'éléments, les mêmes stratégies et les mêmes lois matérielles sont employés. D'après la conclusion tirée lors de l'étude thermique du pont, l'isolation au niveau du rail n'est pas modélisée. Le champ de température n'est 2D qu'au niveau des rails et uniaxial et uniforme sur le reste de la structure.

Dans l'analyse mécanique, la charge peut être appliquée de plusieurs façons (Figure VI-42): par un champ de pression ou une charge surfacique morte sur la face supérieure de la structure en faisant l'hypothèse que celle-ci ne pivote que très peu ou par un plan de contact qui permet de prendre en compte l'évolution de la répartition de la charge qui dépend de la raideur des matériaux.



Le plan horizontal sur lequel repose la structure est modélisé par un plan de contact (Annexe A4- I p 182) pour prendre en compte le décollement potentiel et local de la structure sous l'effet de la dilatation différentielle et de la flexion. Les rails qui maintiennent la structure peuvent être modélisés de plusieurs façons. On peut supposer que la déformation en flexion de la structure sous l'effet de dilatation ne fait pas glisser la structure dans le plan vertical et qu'elle reste maintenue dans les rails (Figure VI-43).

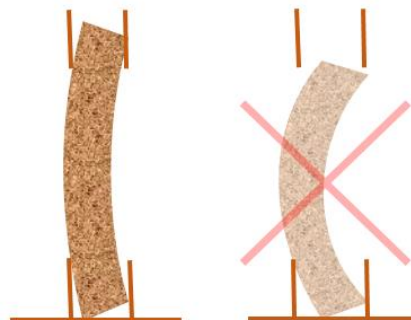


Figure VI-43: Hypothèses liées aux conditions aux limites

Bloquer le déplacement dans la direction de l'épaisseur (direction y) des points (en 2D), des lignes (en 3D) situés aux extrémités de la structure du côté chaud permet de bloquer les modes rigides de translation horizontale et de rotation dans le plan tout en permettant à la structure de pivoter. Pour se rapprocher au mieux des conditions réelles, on peut à la place bloquer les points (en 2D), les lignes (en 3D) en contact avec les bords libres du rail en supposant que lors de la flexion, le point initialement en contact le reste. Cette hypothèse n'est légitime que si le déplacement vertical de ce point est faible, c'est-à-dire si la flèche reste limitée et qu'il n'y a pas de glissement du panneau dans le rail. Les mêmes modes rigides sont bloqués et la structure peut toujours pivoter. Si le déplacement vertical de ces points est trop grand, il peut être nécessaire de modéliser les rails par des plans de contact et de gérer le contact glissant comme cela a été fait pour le pont (Figure VI-44).

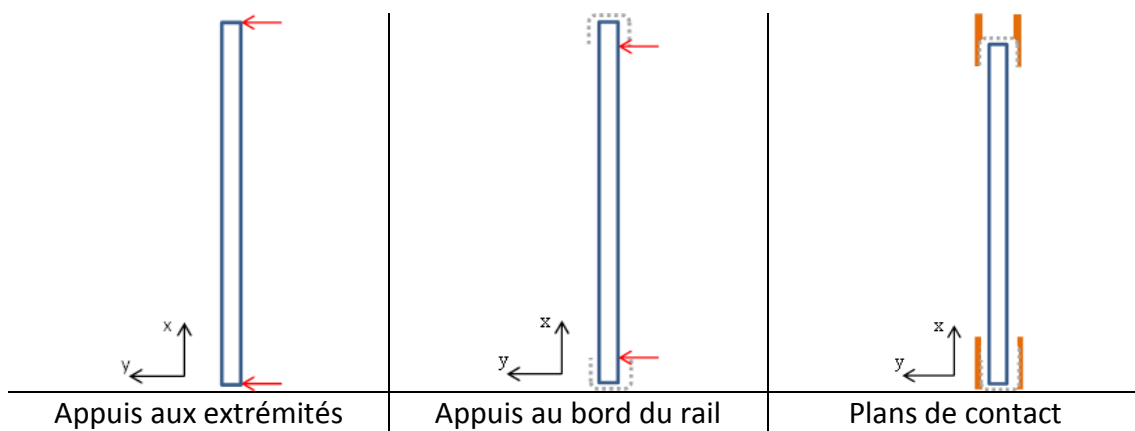


Figure VI-44 : Choix des conditions aux limites

L'application de la charge via une pression ne permet pas de rendre compte de la physique du problème. Le module axial du cœur est, à température ambiante, 170 fois plus faible que celui de la peau : appliquer la pression conduit à un poinçonnement du cœur qui n'est pas observé expérimentalement. Supposer que la face supérieure constitue un corps rigide et charger son nœud maître permet d'éviter ce phénomène mais ne permet pas, à la différence du plan de contact, de gérer l'évolution de la répartition de charge au cours de la dégradation progressive dans l'épaisseur du matériau.

Quand on observe le déplacement vertical des nœuds de la face inférieure de la cloison, ou les réactions, ou la pression de contact, on constate qu'au cours du temps, certains nœuds ne sont plus en contact avec le cadre rigide dans lequel la cloison est placée pour l'essai. Avoir encastré la base n'aurait pas été une condition à la limite représentative. La structure se décolle partiellement du support inférieur au cours du chauffage avant d'y reprendre place (Figure VI-45).

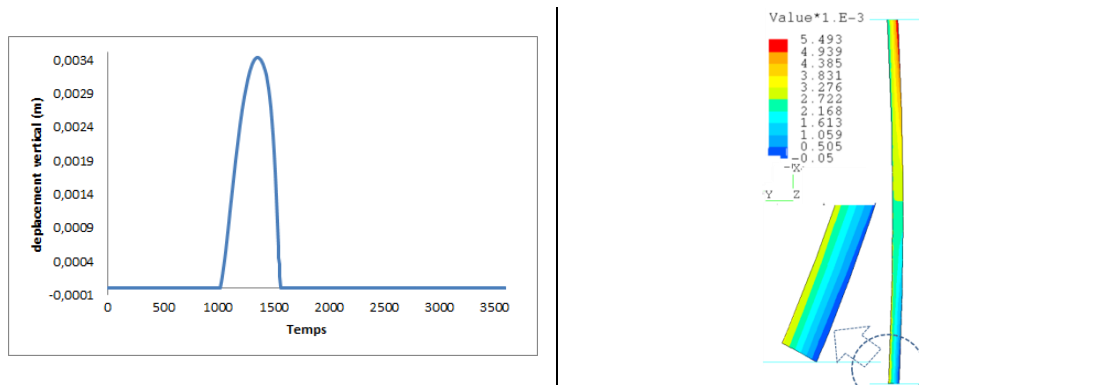


Figure VI-45 : Déplacement vertical du point en contact côté froid

Les conditions aux limites étant validées pour l'analyse effectuée, on regarde l'évolution du déplacement horizontal du point à mi-hauteur de la cloison, situé du côté froid ainsi que les déplacements verticaux des extrémités de la cloison (Figure VI-46). Le point à mi-hauteur n'est pas celui qui montre la plus grande déflexion, du fait de la gravité mais c'est ce point qui est observé au cours des essais.

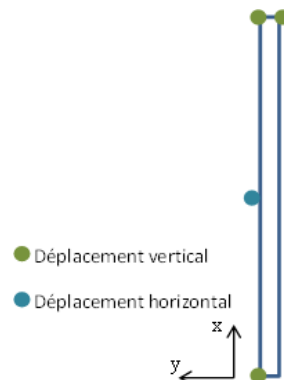


Figure VI-46 : Positions des points où le déplacement est mesuré

La structure commence par s'enfoncer sous l'effet de la charge mécanique puis elle se soulève dès l'application de la charge thermique sous l'effet de la dilatation thermique (Figure VI-47). Vers 1350 s, elle se dilate de moins en moins car la peau du côté chaud se dégrade significativement et la valeur de son module diminue. La structure reprend finalement sa longueur initiale à 1560 s, lorsque la peau chaude est complètement dégradée. La structure s'enfonce sous l'effet de la charge mécanique, le déplacement est supérieur à celui relevé à température ambiante car la structure est privée d'une de ses peaux. Du fait de la diffusion de la chaleur dans la structure, celle-ci se dilate à nouveau et se soulève jusqu'à 3525 s, le calcul se poursuit jusqu'à 3600 s environ et s'arrête pour cause de pivots négatifs : la totalité du matériau est dégradé, la charge appliquée ne peut plus être reprise par les contraintes internes.

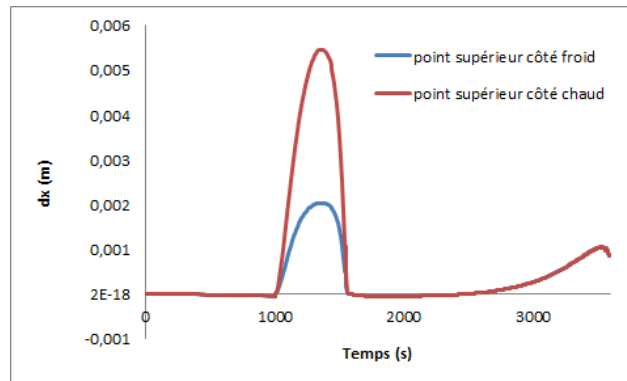


Figure VI-47 : Evolution du déplacement vertical des extrémités

En observant l'évolution du point milieu, on constate que la structure fléchit du côté chaud du début du chauffage jusqu'à 1560 s, temps auquel la peau chaude est dégradée. En effet, au début de l'agression thermique, le gradient thermique dans l'épaisseur de la structure est important, la dilatation différentielle fait courber la structure du côté chaud. A mesure que la chaleur se diffuse dans la structure, bien que la température augmente continuellement, le gradient thermique diminue donc les dilatations différentielles aussi (Figure VI-49). Ceci s'accompagne d'une perte de la peau exposée qui est entièrement dégradée après 1560 s, peau qui n'entraîne plus la structure en flexion car elle n'a pas de raideur : la structure se redresse. La structure ne vient pas de passer un point limite, il n'y a pas de problème de flambage ce qui explique d'ailleurs qu'il ne soit pas nécessaire d'utiliser une méthode de type Riks pour « passer la bosse ». La structure reste pratiquement plane jusqu'à 2500 s puis elle commence à fléchir à nouveau jusqu'à l'issue du calcul. Cependant, elle se courbe à présent du côté froid. Les modules diminuent, le centre d'inertie de la structure se décale progressivement du côté froid et la charge mécanique appliquée induit un moment mécanique qui prend le pas sur la dilatation thermique et conduit la structure à fléchir du côté froid (Figure VI-48).

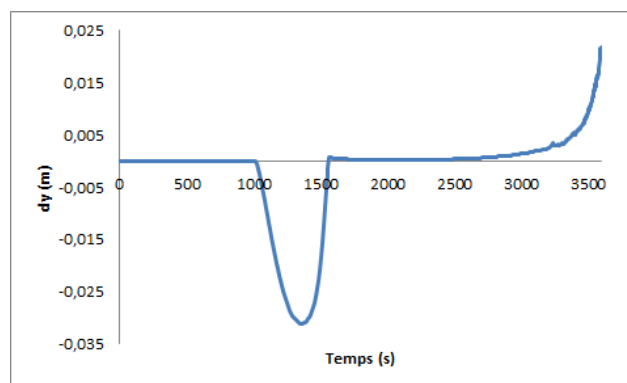


Figure VI-48 : Evolution du déplacement transversal du point milieu

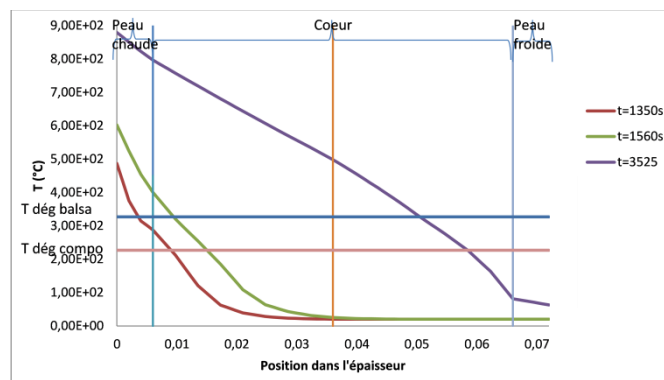


Figure VI-49 : Gradient de température dans l'épaisseur à plusieurs instants

Analyse du champ de contrainte

Les contraintes axiales, orientées selon la hauteur du panneau, sont faibles : à température ambiante, après application de la charge mécanique, la contrainte de compression est uniforme dans l'épaisseur des peaux, de valeur 0,6 MPa et uniforme dans l'épaisseur du cœur, de valeur 0.003 MPa. Le sandwich est symétrique, sous une compression uniforme, les contraintes sont symétriques (Figure VI-50). Dans les illustrations suivantes qui sont des coupes dans l'épaisseur de la structure, le côté de la structure exposé au feu est situé à droite (abscisse 0.072).

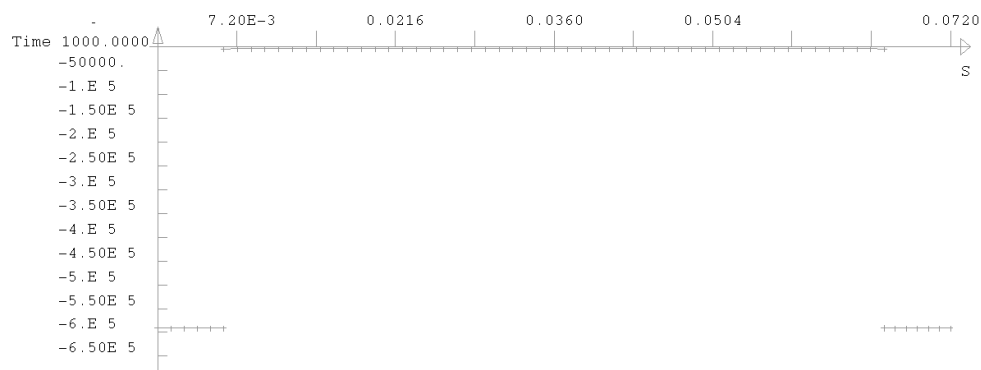


Figure VI-50 : Répartition de la contrainte axiale à 1000 s

C'est à 1350 s que la structure fléchit le plus du côté chaud. A cet instant, la déformation totale évolue linéairement dans l'épaisseur et est positive sur la majeure partie de l'épaisseur (Figure VI-51). Malgré la charge de compression globale qui lui est appliquée, la structure s'allonge sous l'effet de la dilatation thermique qui l'emporte.

Sous l'effet du moment thermique, la déformation axiale totale de la peau du côté chaud est positive (Figure VI-51) bien que la structure soit simultanément soumise à un effort de compression. La déformation totale contient la déformation par dilatation et la déformation par effort mécanique. Du fait de la température atteinte, la peau se dilate plus que ne l'étire le moment thermique. Il en résulte que la déformation mécanique est négative de même que la contrainte : la peau est donc sollicitée en compression. A partir de 2500 s, la

contrainte dans la peau froide est en partie en traction du côté froid et en compression du côté du cœur à cause du changement de courbure vers le côté froid.

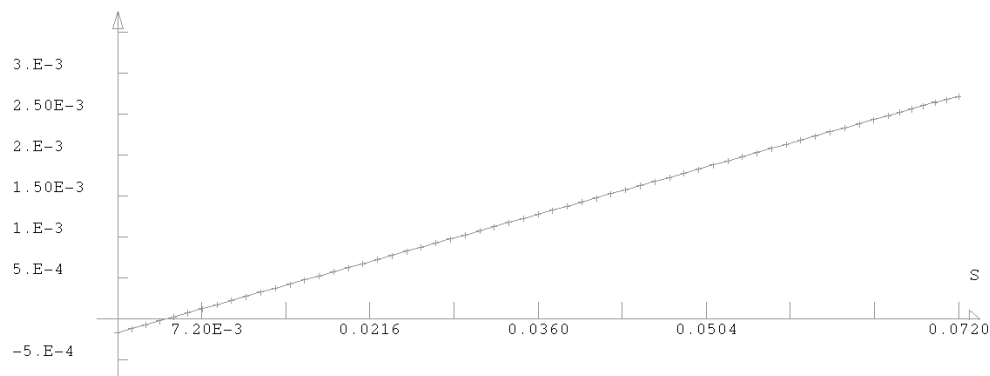


Figure VI-51 : Répartition dans l'épaisseur de la déformation totale à 1350 s

Conclusion quant aux conditions aux limites

Le déplacement vertical des points en appui est limité, il n'est que de quelques millimètres comparé à la hauteur du panneau qui est de 2500 mm. Placer les appuis glissants au niveau des points en contact avec la partie supérieure des rails ou aux extrémités du panneau (Figure VI-44) ne change pratiquement pas le comportement de la structure : la valeur maximale du déplacement horizontal du point milieu diminue de 2,5 mm du fait de la réduction de portée. Le choix du point en appui sur le rail n'a donc pas d'impact sur le résultat du modèle. Une partie de la face inférieure du panneau se soulève du côté froid au cours du calcul, ce qui justifie la prise en compte du contact dans la modélisation.

En vue d'établir une comparaison sur l'effet des conditions aux limites, le modèle pour lequel les rails sont modélisés par des plans de contact a été réalisé (Figure VI-44). La hauteur des rails est égale à 5 cm. Il y a lors du montage de la cloison du jeu entre la cloison et le rail pour permettre la libre dilatation de la structure. Les plans sont espacés de la structure d'un centimètre mais le jeu est comblé par de l'étaupe pour empêcher le passage de flammes et de fumées. En pratique la cloison est en équilibre grâce aux frottements. L'étaupe a une raideur très faible et elle est négligée dans le modèle numérique. A l'état initial, la cloison a dans le modèle trois modes rigides : deux en translation et un en rotation.

Le contact est traité par itérations couplées. Comme il y a un chargement vertical, le mode rigide selon cette direction est « naturellement » bloqué par le programme à la première itération. (Figure VI-52). Mais les autres modes rigides ne le sont pas : il n'y a pas de déplacement et d'établissement du contact car il n'y a pas de charge.

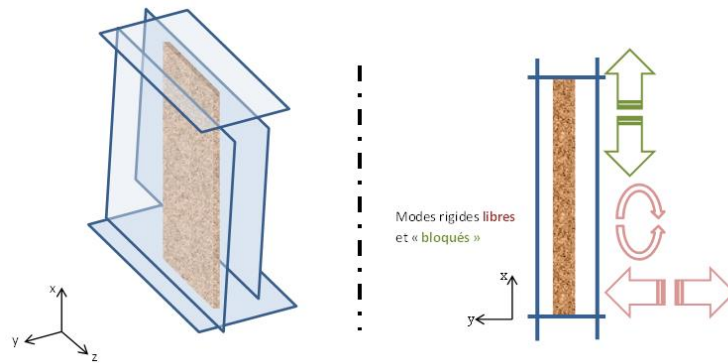


Figure VI-52 : Application des conditions aux limites par les plans de contact

Pour permettre au calcul de démarrer, des ressorts sont placés ponctuellement aux quatre coins de la structure de manière à éliminer les modes rigides qui restent [2010 CRA]. La raideur affectée à ces ressorts doit être faible pour ne pas perturber la solution et ne doit pas être trop petite pour ne pas conduire à un mauvais conditionnement numérique. Physiquement, ils ont un effet similaire à celui du frottement. L'apport des plans de contact par rapport aux modèles précédents est double. D'une part, le glissement le long du rail est permis selon les directions X et Z. D'autre part, la surface anticlastique peut se développer, la structure n'est pas contrainte dans le sens de son épaisseur. Avec un appui linéique, la structure reste rectiligne sur cette ligne d'appui, ce qui n'est pas physique et génère des contraintes qui n'existent pas dans la réalité.

Dès l'application de la charge thermique, sous l'effet du moment thermique induit par la dilatation, la structure se bombe et s'incline de sorte à ce que la partie haute entre en contact avec le rail du côté froid et la partie basse entre en contact avec le rail du côté chaud (Figure VI-53).

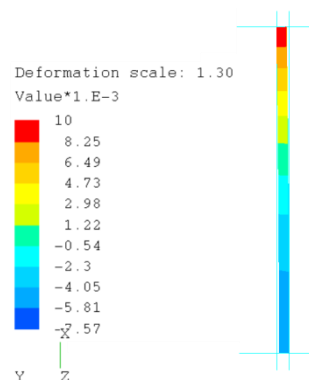


Figure VI-53 : Répartition du déplacement transversal (y) lorsque la structure est chauffée

Comme identifié dans les résultats des modèles précédents, le moment thermique croît, passe par son maximum vers 1350 s et diminue jusqu'à 1500 s. Puis c'est la perte de propriété qui pilote le comportement de la structure. Lors de la dégradation, la structure commence à se redresser mais le calcul ne converge plus car elle tend à ne plus être en contact avec les faces verticales des rails. En traitant le problème par une approche dynamique non linéaire (Annexe A5- I p 188) lors de laquelle un fort amortissement est mis

en place [2009 CRA] [1996 BAT] [1992 HIN], la structure se redresse et vient ensuite en contact avec le montant du rail situé du côté froid.

L'arrêt du calcul survient plus tard que pour les modèles précédents, lorsque la structure s'effondre. La structure atteint sa charge de ruine à 3600s, elle s'effondre au-delà de cet instant (Figure VI-54).

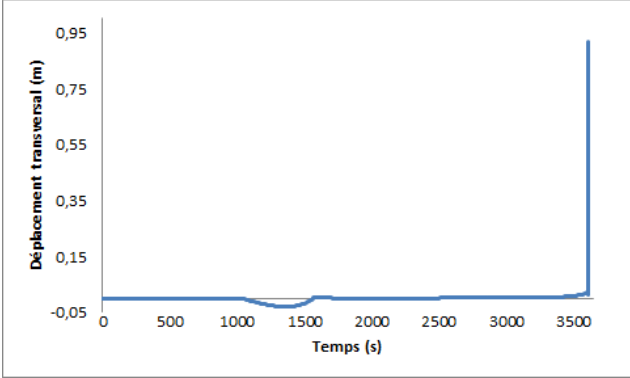


Figure VI-54 : Evolution du déplacement transversal au cours du temps

Jusqu'à cette charge, l'évolution des déplacements est similaire à celles des modèles précédents qui sont plus simples et permettent donc d'obtenir un résultat convenable.

A la ruine de la structure, la répartition de la contrainte dans la structure montre que seule la peau « froide » reprend les efforts et qu'elle travaille en traction et compression selon son épaisseur. Les contraintes relevées sont faibles mais légèrement supérieures aux niveaux de contraintes développés initialement (Figure VI-55). Sous les effets combinés de la charge mécanique et de la dilatation, les extrémités de la structure sont en compression et le milieu en traction (Figure VI-56).

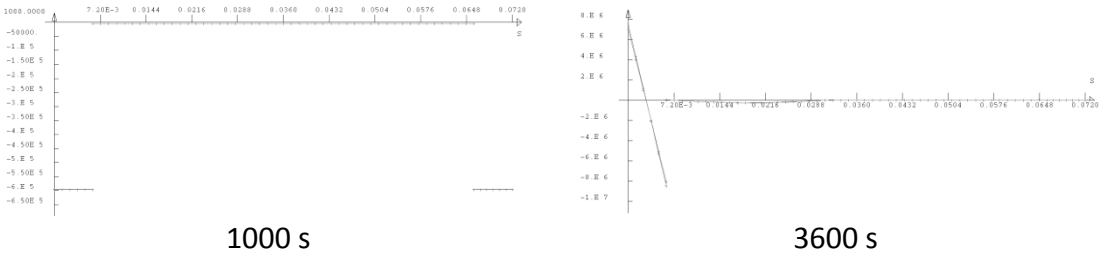


Figure VI-55 : Répartition de la contrainte dans l'épaisseur à différents instants du calcul

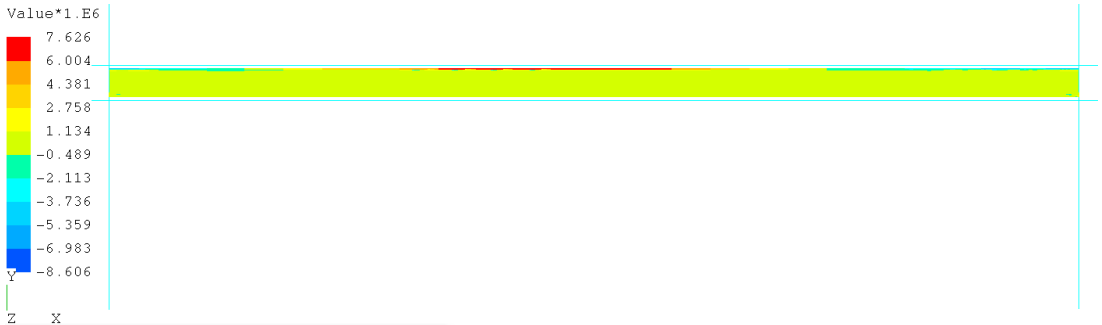


Figure VI-56 : Répartition de la contrainte selon la hauteur de la cloison à la fin du calcul

Cloison protégée

On présente à titre d'exemple les résultats de simulation obtenus pour une cloison identique à la précédente mais protégée par un isolant thermique d'épaisseur 40 mm. Les déplacements du point milieu du côté chaud sont plus faibles que ceux calculés pour le panneau non protégé (Figure VI-57), ce qui est normal puisque les matériaux ont une température inférieure : la structure est plus raide. De façon « classique », le panneau se déplace vers l'intérieur du four. Le calcul converge jusqu'à la fin de l'essai, c'est-à-dire 4600 secondes : du point de vue numérique, la cloison protégée subit avec succès l'essai de résistance A60.

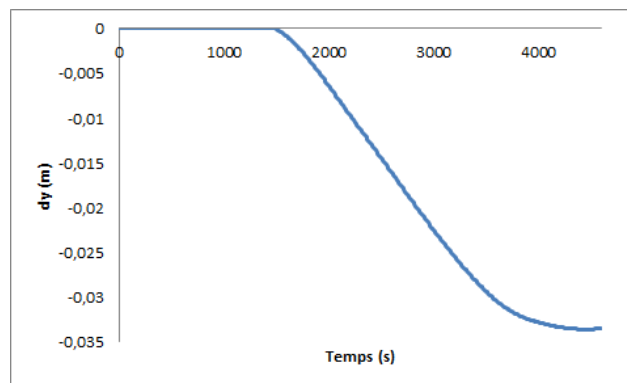


Figure VI-57 : Evolution du déplacement transversal du point milieu dans le cas de la cloison protégée

Dans la structure protégée, la montée en température est limitée et le gradient de température est plus faible. L'évolution du moment thermique est plus lente de même que le changement de courbure de la structure (Figure VI-58).

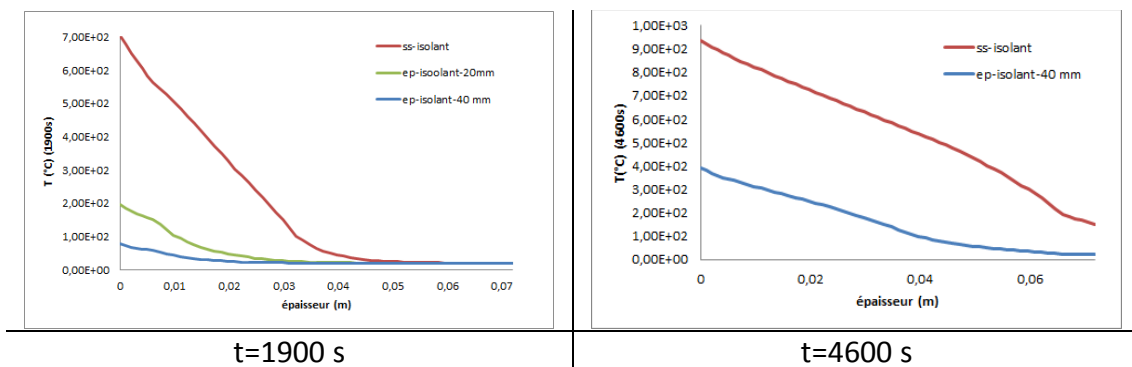


Figure VI-58 : Comparaison de la répartition de température dans le cas d'une cloison protégée et d'une cloison non protégée

VI.2.3 Analyse 3D

Comme dans l'analyse du comportement thermomécanique du pont, une analyse en trois dimensions de la cloison est réalisée. Les éléments thermiques utilisés sont dans ce cas des volumes thermiques de degré 1. La distribution de température dans l'épaisseur est la même que dans l'analyse 2D et la température est uniforme dans la largeur. L'analyse mécanique 3D est conduite avec la même stratégie dynamique qu'en 2D. Les éléments sont des volumes de degré 1 avec trois degrés de liberté par nœud et neuf modes incompatibles (paragraphe V.1.7 p 102). Du fait de la gravité qui agit dans le plan de la cloison, la symétrie n'est possible que par rapport à un plan : seule la moitié de la cloison est modélisée. Les déplacements de tous les nœuds situés dans le plan de symétrie sont bloqués dans la direction orthogonale à ce plan. Le cas modélisé en 3D est celui pour lequel les rails sont des plans de contact. Le modèle 3D avec des appuis ne permet pas à la structure de se bomber dans la largeur et conduit à un arrêt prématuré du calcul sur des pivots négatifs : les contraintes sont trop fortes aux niveaux des conditions aux limites.

L'étude du déplacement transversal du point milieu du côté froid montre que la structure ne se renverse pas du côté froid comme observé dans le modèle 2D : le comportement de la cloison modélisée en 3D est très différent de celui de la cloison modélisée en 2D. L'étude des déplacements transversaux de plusieurs points dans la structure montre que la structure fléchit effectivement du côté chaud sur les 1350 premières secondes. La répartition des déplacements dans la largeur n'est pas la même que celle observée pour le pont (Figure VI-36) : dans le cas étudié ici, les déplacements sur y sont maximaux au centre (Figure VI-59). Par ailleurs, les déplacements selon l'axe de la largeur (Z) sont maximaux du côté chaud et minimaux du côté froid (Figure VI-60).

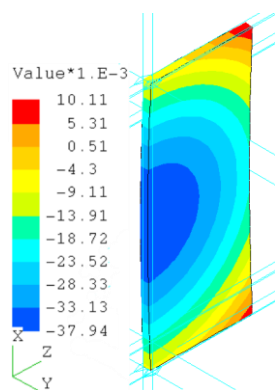


Figure VI-59 : Répartition des déplacements dans la largeur (axe Oy) à 6 min de feu

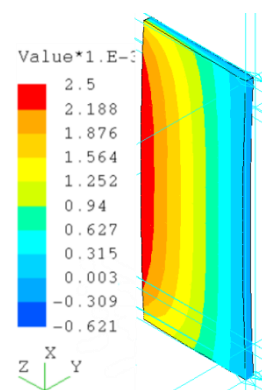


Figure VI-60 : Répartition des déplacements dans la largeur (axe Oz) à 6 min de feu

Deux calculs que l'on sait non représentatif des conditions réelles ont été réalisés dans un objectif de comparaison numérique. Le premier consiste à considérer que le coefficient de Poisson est nul pour les deux matériaux composite et balsa. Les résultats à l'issue de ce calcul sont similaires au précédent, l'influence de la surface anticlastique est donc minimale et n'explique pas la différence de comportement entre les deux analyses 2D et 3D. Le second calcul consiste à ne permettre la dilatation que dans le sens de la longueur.

Dans ce cas, le résultat obtenu est quasi similaire à celui obtenu en analyse 2D (Figure VI-61). Par conséquent la dilatation dans la largeur du panneau (axe OZ) a une influence non négligeable sur le comportement du panneau. Un calcul intermédiaire a permis de disculper la dilatation dans le sens de l'épaisseur (axe OY).

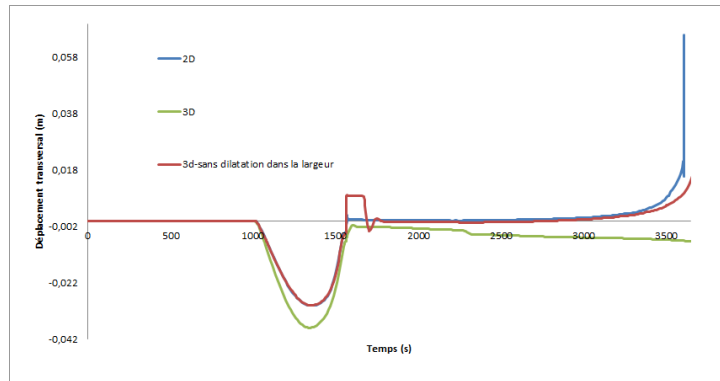


Figure VI-61 : Comparaison de l'évolution de la flèche pour les modèles 2D, 3D et 3D sans prise en compte de la dilatation dans la largeur

A la différence du modèle 2D, la cloison en 3D reste fléchiée du côté feu et ne se renverse pas. Sous les effets combinés de la dilatation dans la largeur et de la perte de propriétés mécaniques, elle se vrille (Figure VI-62) alors que la cloison pour laquelle la dilatation dans la largeur a été ôtée, fléchit quasi uniformément. On retrouve une géométrie déformée qui se rapproche de celle du pont (surface anticlastique) (Figure VI-63).

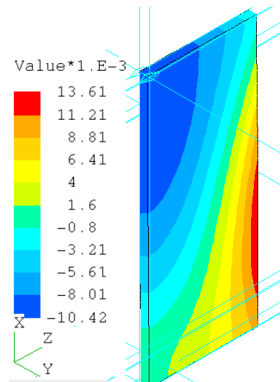


Figure VI-62 : Répartition des déplacements verticaux après 10 min de feu

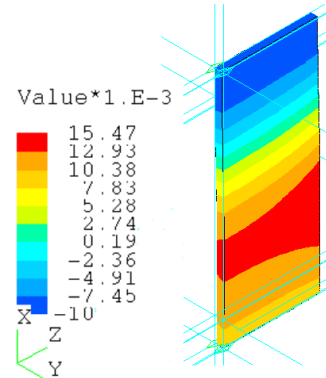


Figure VI-63 : Répartition des déplacements verticaux après 10 min de feu dans un modèle ne prenant pas en compte la dilatation thermique

Etude des contraintes dans le modèle

La contrainte axiale est uniforme dans la largeur à la fin du chargement mécanique (1000 s) puis elle décroît depuis le centre vers les bords à mesure que la température augmente. La dilatation dans la largeur à tendance à « relaxer » les contraintes induites par le moment thermique (Figure VI-64).

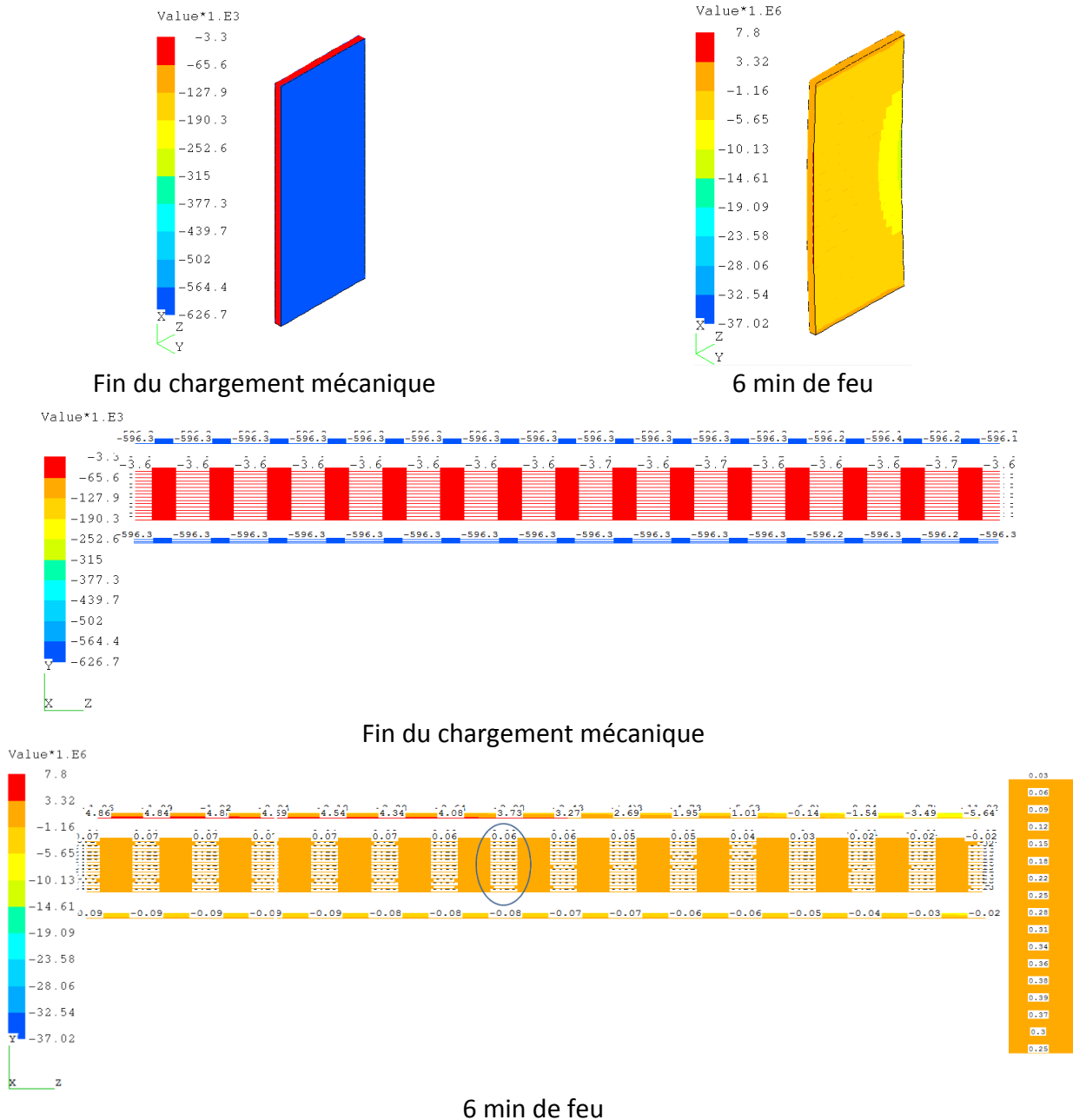


Figure VI-64 : Répartition de la contrainte axiale

Conclusion

La surface anticlastique n'a pas d'impact significatif sur le comportement de la cloison. Même si les modèles 2D sont moins lourds et moins longs (Tableau VI-2), ils ne permettent de prendre en compte l'influence non négligeable de la dilatation dans le sens de la largeur.

Grandeur	Analyse thermique			Analyse mécanique		
	Temps CPU	Eléments	D° de liberté	Temps CPU	Eléments	D° de liberté
2D	13 s	340	980	1 min 15 s	383	5022
3D	4 min	10200	11760	1 h 19 min	11328	129520

Tableau VI-2 : Temps et taille des calculs pour le modèle de la cloison

Un modèle 2D ne peut donc pas suffire pour étudier l'influence de diverses grandeurs mécaniques et géométriques intervenant dans le design des panneaux sandwichs soumis à un essai de certification « ISO 834 ».

VI.2.4 Loi matérielle

Comme dans le cas du pont au paragraphe VI.1.5 p 136, une comparaison du déplacement horizontal du point milieu en fonction de l'évolution du module en température utilisée (paragraphe IV.5.3 p 93) a été réalisée (Figure VI-65).

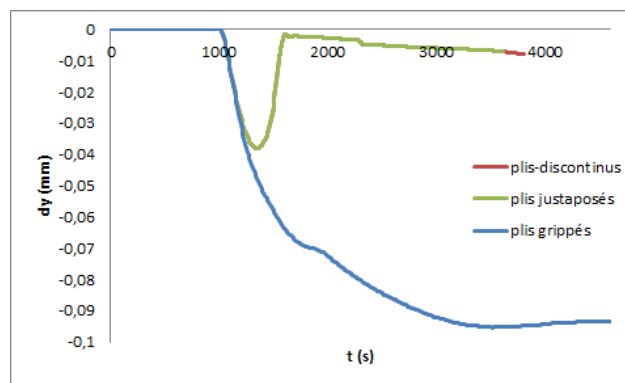


Figure VI-65 : Comparaison de la déflexion selon l'évolution du module en température (cloison)

Le comportement est similaire lorsque les évolutions employées sont celles identifiées pour des plis discontinus et pour des plis empilés bien que la valeur du déplacement diffère. En revanche dans le cas où l'évolution utilisée est celle identifiée dans le cas des plis grippés, le comportement est très différent, la courbure de la structure ne change pas. En effet, selon l'évolution associée au comportement d'un pli grippé, le module décroît à une température plus élevée, le moment décroît vers 1200 s mais beaucoup moins que précédemment car la peau du côté chaud a un module d'une valeur encore significative. Lorsque les modules des matériaux diminue, la structure est déjà incurvée, sous l'effet de la charge mécanique, elle continue à ployer du même côté.

VI.3 Conclusion

Des analyses thermo-mécaniques en 2D d'un pont et d'une cloison ont permis de déterminer les conditions aux limites mécaniques (support ou appui) adéquates pour représenter le montage. Les modèles 3D qui les ont suivis ont permis de vérifier que les hypothèses faites dans les pages précédentes étaient plausibles de même que les comportements observés. Ceci constitue une étape pouvant mener à des modèles plus complexes qu'il faudrait comparer à des résultats expérimentaux.

VII. Chapitre 7 :

Conclusion & Perspectives

VII.1 Conclusion

L'objectif de ce travail a consisté à développer une méthodologie pour simuler numériquement le comportement thermomécanique de panneaux sandwichs composites lors d'un essai de certification « ISO 834 ». Ces essais sont des tests réglementaires dans l'industrie navale, que doivent satisfaire les éléments de ponts et de cloisons pour pouvoir être utilisés à bord des navires couverts par la réglementation SOLAS de l'Organisation Maritime Internationale (OMI).

Un état de l'art a montré que des recherches poussées ont été menées dans la caractérisation thermique de divers matériaux et la modélisation de leur réaction au feu pour diverses conditions expérimentales. Par ailleurs, le comportement mécanique en température a été essentiellement étudié sur des éprouvettes, s'agissant le plus souvent de peaux stratifiées d'épaisseurs variables soumises à des flux localisés. Les modèles numériques associés ont généralement pour but de reproduire l'échauffement de l'éprouvette et son déplacement transversal, mais pas d'identifier l'évolution des propriétés mécaniques en température et leur dispersion. Le comportement thermomécanique de structures de grande taille en situation d'essai de certification de résistance au feu a fait l'objet d'études complètes mais il s'agissait de structures de conception prescriptive, constituées de matériaux incombustibles, donc très différentes de celles étudiées dans ce travail de thèse de par leurs caractéristiques physiques et mécaniques et leur comportement (structures minces raidies, plasticité et écrouissage fonction de la température, flambage locaux de fonds de maille et de raidisseurs, effondrement par bifurcation instable). La problématique abordée ici est « innovante » car elle concerne des panneaux sandwichs constitués de matériaux combustibles, de grande taille (de l'ordre de 10 m²), soumis à la courbe normalisée ISO 834 sur un côté. Ils sont constitués de deux peaux en verre-vinylester et d'une âme en bois de balsa. Les modèles développés pour représenter l'essai de résistance prennent en compte l'évolution des propriétés en température dans l'analyse thermique et l'analyse mécanique, les matériaux se dégradant lors de l'essai. Ils n'ont pas pour objectif de faire des corrélations avec des observations faites à l'échelle de l'éprouvette et de ce fait, sont plus « globaux » que les modèles généralement rencontrés.

La simulation du comportement de ces panneaux nécessite un certain nombre de données, la mise en place et la validation de nombreuses hypothèses relatives au maillage, conditions aux limites, chargements, paramètres de stratégie pour la résolution numérique... Une étude bibliographique a permis d'identifier les modèles d'analyse thermique avec dégradation existants, les propriétés thermiques nécessaires pour chacun de ces modèles. « Propriétés » inclut leur évolution en température, y compris lors de leur dégradation et lorsque le matériau s'est transformé en char. L'analyse des sources bibliographique a conduit à des remarques et à des questions relatives aux méthodes de mesure ainsi qu'aux conséquences que ces problématiques peuvent avoir sur les résultats de calcul et la pertinence de ceux-ci. Il ressort de la bibliographie utilisée pour ce travail de thèse que les

méthodes de mesure de propriétés ont été mises en place pour des matériaux non dégradables puis utilisées pour les matériaux dégradables mais elles ne sont pas dédiés à ceux-ci. Il faut donc être vigilant quant aux propriétés obtenues par ces méthodes pour les matériaux composites et le bois de balsa. Par conséquent les difficultés rencontrées dans le recalage des simulations numériques en thermique transitoire ne peuvent pas être totalement imputées à la fiabilité des codes ou à des équations jugées insuffisamment représentatives des phénomènes intervenant dans la dégradation.

Le même cheminement a été suivi pour l'analyse mécanique, en se plaçant dans le cas de l'essai « ISO 834 ». Les dimensions d'un panneau sont telles qu'un pli ne peut pas recouvrir la totalité de sa surface. Les plis sont juxtaposés ou se recouvrent partiellement dans chacune des couches constituant la peau de la structure sandwich. Par conséquent, c'est l'une des raisons qui font que les propriétés du pli ou de l'empilement des plis constituant une éprouvette de traction ou de flexion ne sont pas bien représentatives du comportement du panneau. Si on dispose de nombreuses données bibliographiques concernant certaines propriétés des composites, et peu concernant le balsa, elles ont été essentiellement mesurées à température ambiante. La rareté des informations concernant de l'évolution des propriétés mécaniques en température jusqu'à la dégradation du matériau témoigne de la difficulté de réaliser ces mesures.

Il résulte de cette analyse bibliographique un bilan des grandeurs nécessaires et suffisantes pour réaliser l'analyse thermomécanique des panneaux sandwichs soumis à un essai de résistance au feu de type ISO 834. Pour les matériaux entrant dans la composition du panneau, de très nombreuses données sont a priori nécessaires, d'autant plus que les matériaux ne sont pas isotropes. Mais vue la spécificité de l'essai « ISO 834 », il s'avère que certaines données ne sont pas utiles et qu'il semble inutile de concentrer les efforts de mesure sur celles-ci.

A partir de l'étude bibliographique des modèles permettant de prendre en compte la dégradation des matériaux, deux d'entre eux ont été plus particulièrement étudiés. Le premier dit « complet » est classiquement utilisé, avec plus ou moins de variantes. Il s'agit d'un modèle à « application locale » dans lequel la dégradation est déterminée au cours du temps en fonction de paramètres spécifiques. Le second dit « réduit » est plus « global », la dégradation n'est pas calculée mais son effet est représenté via les données matérielles. Les hypothèses introduites dans les équations thermiques pour mettre en place ce modèle avec dégradation ont été étudiées et les données d'entrée ont été calculées à partir de celles utilisées dans le modèle « complet ». Les modèles complet et réduit ont été comparés pour différents jeux de propriétés et sollicitations thermiques. Les résultats obtenus sont comparables dans le cas de l'essai « ISO 834 ». Les temps de calcul sont bien moindres avec le modèle réduit, ce qui justifie son emploi dans ce cas particulier car les modèles éléments finis de ces panneaux sont de grande taille : en thermique, ils sont de l'ordre de 50000, en mécanique, de l'ordre de 150000. Divers modèles éléments finis ont été développés pour

des analyses thermiques en 2D et en 3D, de manière à optimiser les maillages et les conditions aux limites pour les modèles complet et réduit.

De la même façon, divers modèles ont été développés pour les analyses mécaniques en 2D et en 3D, pour les structures de type « pont » et de type « cloison ». Plusieurs modèles de conditions aux limites et de chargement ont été comparés et analysés. Plusieurs lois d'évolution des propriétés matérielles ont été décrites, correspondant à différents montages expérimentaux lors des mesures, et leur effet sur la résistance au feu des structures a été mis en évidence. Les lois matérielles employées sont différentes de celles généralement utilisées en mécanique et elles peuvent poser des problèmes numériques. Quand le matériau est dégradé ou quand une partie de la structure est tombée dans le four, le maillage ayant le même nombre d'éléments pendant toute l'analyse, cohabitent au sein du maillage des éléments dont les raideurs ont des ordres de grandeur très différents. D'autre part, la déflexion peut devenir si importante que la structure glisse et s'échappe de ses conditions aux limites, ou qu'elle se ruine. Tous ces points peuvent conduire à des problèmes de conditionnement numérique et à des difficultés de convergence, nécessitant d'adapter le maillage, les pas de temps, les critères et seuils de convergence, et si besoin est, les stratégies de résolution numérique.

Ne disposant pas de résultats d'essai, il n'y a pas eu lors de ce travail de thèse de corrélation avec des mesures expérimentales. Cela n'empêche pas moins de mesurer la pertinence des résultats numériques obtenus à partir de la compréhension des phénomènes intervenant au cours de l'essai, ou en échangeant avec des collègues qui ont participé à divers essais au feu, pour des structures constituées de matériaux soit incombustibles soit combustibles.

Toutes les fonctionnalités nécessaires pour mener les analyses thermomécaniques étaient disponibles dans le logiciel de calcul de structures utilisé pour ce travail. Des modèles présentés dans la littérature, souvent avec des données incomplètes, ont été réalisés ainsi que de nombreux cas tests. Puis des éprouvettes stratifiées similaires à celles présentées dans la littérature ont été étudiées avec des modèles plus ou moins riches pour différentes sollicitations, en intégrant par exemple des éléments finis d'interface dégradables comme ceux classiquement utilisés pour modéliser l'endommagement des structures composites. L'analyse des résultats pour les éprouvettes stratifiées semble montrer que la ruine de ces structures est pilotée par la perte de raideur due à l'augmentation de température des matériaux et pas par le délaminage dû à des contraintes mécaniques : l'évolution en température des propriétés des plis suffit a priori à rendre compte du comportement sans qu'il soit nécessaire de modéliser l'interface, ce qui permet d'alléger le modèle et de réduire les temps de calcul. La finalité de ce travail de thèse est de disposer de modèles numériques utilisables dans un bureau d'études, permettant de prévoir le comportement de nouveaux panneaux lorsqu'ils sont soumis à l'essai de certification « ISO 834 » en un temps raisonnable.

Pour un certain nombre de raisons qui sont différentes pour les navires à passagers ou les navires militaires, les panneaux de conception alternative peuvent présenter un intérêt dont celui d'une réduction de masse. La diminution d'épaisseur de la protection incendie est l'une des possibilités, raison pour laquelle les simulations ont été réalisées pour des structures sandwiches non protégées, ce qui est la pire des situations vis-à-vis du risque incendie. Les modèles développés permettent de déterminer leur résistance au feu, bien évidemment augmentée si le panneau est protégé. Il faut signaler que selon les critères prescrits par l'OMI via son code FTP, les structures calculées n'auraient effectivement pas réussi l'essai de certification soit parce trop chaudes du côté non exposé, soit parce que la flèche dépasse la limite donnée par le code FTP.

VII.2 Perspectives

Comme tout modèle, ceux présentés dans ce document ont des limites qui peuvent pour certaines se justifier dans le contexte des études menées ici : la montée en température est si rapide en face chaude lors de l'essai « ISO 834 » (100 °C/mn les 5 premières minutes), en particulier sur les structures non protégées, que la cinétique de dégradation est très rapide et un phénomène tel que la migration d'eau avant évaporation n'a pas le temps de se développer. Cependant, pour des sollicitations thermiques moins agressives ou pour des structures protégées, la montée en température et la dégradation peuvent survenir plus progressivement ce qui pourrait laisser à l'eau libre la possibilité de migrer. Un tel phénomène pourrait influencer le bilan thermique et accentuer ou limiter l'effet « isolant » de la vaporisation de l'eau. La prise en compte de ces phénomènes implique la mise en place de modèles complets dans lesquels des équations supplémentaires sont ajoutées pour modéliser le transfert de masse. Ce sont donc des modèles lourds et coûteux du point de vue numérique. Ils permettraient toutefois de déterminer si le transfert de masse de l'eau a un impact significatif sur la réponse thermique et le cas échéant permettraient de mettre un place un modèle apparent suivant la même idée que celle qui a été utilisée pour modéliser la pyrolyse.

Les gaz de pyrolyse dégagés sont inflammables : pour ces panneaux sandwiches, même lorsque la peau chute dans le four, on observe de la combustion dans le four d'essai « ISO 834 » due au balsa. L'inflammation des gaz de pyrolyse peut être observée dans certaines conditions pour d'autres essais de certification (panneau radiant, MBI, SBI). Comme elle constitue une source supplémentaire de chaleur, en outre susceptible de se propager, la modélisation de l'inflammation de ces gaz de pyrolyse peut être un phénomène à prendre en compte dans la modélisation. Cela implique de connaître la pression des gaz dégagés en surface au même titre que la température. A nouveau cela implique de réaliser un modèle complet avec des équations supplémentaires et donc des propriétés supplémentaires à caractériser à température ambiante mais aussi en cours de dégradation. Une autre stratégie envisageable consiste à connaître en moyenne l'énergie dégagée par la combustion et la vitesse de progression du front de combustion pour générer un flux

apparent dépendant de la température et représentant la chaleur dégagée par la combustion au cours du temps. A la toute fin, il s'agit surtout de déterminer si la prise en compte de ce phénomène change la réponse mécanique de la structure.

Les conditions aux limites thermiques utilisées dans les modèles représentant les essais standards sont idéalisées : elles sont basées sur les hypothèses des Eurocodes 2. Pour mieux représenter la réalité, un apport consisterait à modéliser l'évolution du coefficient de convection avec la température, celle du coefficient de rayonnement avec l'état de surface et le dépôt de suies, ainsi que la circulation d'air chaud par un logiciel de CFD couplé à un logiciel de structure. Puis toujours dans un objectif de produire un modèle peu onéreux mais robuste, la réponse thermomécanique du modèle couplé sera comparée avec celle d'un modèle reposant sur des hypothèses similaires à celles utilisées dans ce document.

De même, les matériaux se dégradent trop rapidement pour que la viscoélasticité puisse se développer. La peau chaude voit ses propriétés décroître vers zéro avant qu'elle ne se désolidarise du cœur du fait des contraintes mécaniques à l'interface. La prise en compte de l'endommagement à l'interface peau/cœur ne semble pas améliorer les résultats observés quant au comportement de la structure. Cela peut en revanche constituer un intérêt pour l'interface peau/cœur du côté froid. Par conséquent, cela implique de caractériser les propriétés d'interface en température.

D'un point de vue expérimental, un certain nombre d'essais spécifiques devrait être réalisé de manière à déterminer les propriétés nécessaires et leurs évolutions pour diverses conditions aux limites, ainsi que des essais de résistance pour lesquels une instrumentation adaptée permettrait de faire des corrélations avec des résultats de simulation numérique, ce qui n'est pas possible aujourd'hui.

Cela permettrait de proposer de nouveaux designs de panneaux dont les paramètres d'évolution pourraient être les épaisseurs des peaux, du cœur et de la protection. Dans une étape ultérieure le design des panneaux pourrait être basé sur une étude d'optimisation des paramètres précédents.

Je tiens à remercier le laboratoire de l'ISMANS et l'entreprise LMS-Samtech pour m'avoir encadrée et apporté les moyens nécessaires à cette étude.

Bibliographie

Bibliographie

[ASC] Ascer R., Le Belcobalsa, matériau modern, support ideal des structures sandwich, Baltek SA., document commercial

[1985 BOY] Boyer, G.T., W.C. Thomas, Analytical Investigation of Charring Composite Undergoing Thermochemical Expansion, in 1985 ASME National Heat Transfer Conference., ASME, New York, NY, USA: Denver, CO, USA., 1985

[1985 HEN] Henderson JB., Wiebelt JA., Tant MR., A model for the thermal response of polymer composite materials with experimental verification, *Journal of Composite Materials*, vol 19, nov 1985, p579-595

[1987 HEN] J. B. Henderson, T. E. Wiecek, "A mathematical model to predict the thermal response of expanding decomposing polymer composites", *Journal of composite materials*, 1987; 21 pp 373-393

[1988 FRE] Fredlund B., A Model for Heat and Mass Transfer in Timber Structures During Fire-A Theoretical, Numerical and Experimental Study. Report LUTVDG/(TVBB-1003), Lund University, Lund, Sweden., 1988

[1992 HIN] Hinton E., Wood R., Bicanic N., White P., Hellen T., Introduction to nonlinear finite element analysis, NAFEMS, 1992

[1993 EUR] Eurocode 3- Calcul des structures en acier-Partie 1-2 : Règles générales-Calcul du comportement au feu EN 1993-1-2

[1994 SPA] Spagni D. A., Gibson A. G., General Principles and Guidelines for the Application of Glass Reinforced Composites Offshore. Report CP275, Marinetech North West Programme on Cost-Effective Use of Fibre Reinforced Composites Offshore, Phase H, Marinetech Research, Manchester, UK, 1994

[1995 HAR] Harmathy T.Z., Properties of building materials. In: *The SFPE Handbook of fire protection engineering*. 2nd ed. Boston MA: Society of Fire Protection Engineers, 1995, pp 142-155

[1995 MOR] Regnier N., Mortaigne B., Analysis by pyrolysis/gas chromatography/mass spectrometry fibre/vinylester thermal degradation products, *Polymer Degradation and Stability* 49 (1995) 419-428

[1995 WAN] Wang H. B., Heat Transfer Analysis of Components of Construction Exposed to Fire-A Theoretical, Numerical and Experimental Approach. PhD Thesis, University of Salford, Salford, UK, 1995

1996

[1996 ALL] Allix O., Bahlouli, Cluzel C., Perret L., Modelling and identification of temperature-dependent mechanical behaviour of the elementary ply in carbon/epoxy laminates, Composites Science and Technology, 56, 1996, pp 883-888

[1996 BAT] Bathe KJ., Finite element procedures, Prentice Hall editions, 1996, ISBN 0-13-301458-4 p 420

[1996 BER] Matériaux composites, comportement mécanique et analyse des structures, J-M Berthelot, Editions Masson, 1996, ISBN 2-225-85425-4, p 191

[1996 HUL] D. Hull, T. W. Clyne, An introduction to composite materials, 2nd edition, Cambridge solid state science series, 1996, ISBN 978-0-521-38855-9 pp 261-262

[1996 WU] Wu Y.N., Katsube N., A constitutive model for thermomechanical response of decomposing composites under high heating rates. Mechanics of Materials 22(3), 1996, pp 189-201.

1998

[1998 FTP] International Maritime Organization, FTP Code, International code for application of fire test procedures (Resolution MSC.61(67)), London, 1998, ISBN 92-801-1452-2

1999

[1999 DAO] Dao M., Asaro R. J., A study on failure prediction and design criteria for fiber composites under fire degradation, Composites, Part A 30, 1999, pp 123–131.

[1999 LOO] M. R. Ebrahimi-Looyeh, Finite element simulation of heat flow in decomposing polymer composites, PhD Thesis, Durham University, 1999

[1999, SIM] Simpson W., TenWolde A., Physical properties and moisture relations of wood, Wood Handbook : wood as an engineering material, Madison WI USDA Forest Service, 1999 p 3-1 3-24

[1999 STA] Staggs, J. E. J. Modelling thermal degradation of polymers using single-step first-order kinetics, Fire Safety Journal 32(1) (1999) 17-34

2000

[2000 AST] American Society for Testing Materials, 2000, "Standard Test Method for Flexural Properties of Sandwich Constructions", ASTM C 393–00, Philadelphia, PA, USA

[2000 MET] Interpreting DSC curves Part 1 : Dynamic measurements, Mettler Toledo User communication, 2000

2001

[2001 DON] S.L. Donaldson, D.B. Miracle, ASM Handbook Composites Volume 21, 10nd edition, ASM International ,2001, ISBN 978-0871707031

[2001 GU] Gu H., Structure Based, Two-dimensional, Anisotropic, Transient Heat Conduction model for Wood, PhD Thesis, Virginia university, 2001

2002

[2002 FLY] Flynn, D. R., Zarr, R. R., Hahn, M. H., and Healy, W. M., "Design Concepts for a New Guarded Hot Plate Apparatus for Use Over an Extended Temperature Range," Insulation Materials: Testing and Applications: 4th Volume, ASTM STP 1426, A. O. Desjarlais and R. R. Zarr, Eds., ASTM International, West Conshohocken, PA, 2002.

[2002 MAH] Mahieux, C.A. and Reifsnider, K.L., Property Modeling Across Transition Temperatures in Polymers: Application to Thermoplastic Systems, J. Mater. Sci., 37, 2002, pp 911–920.

2003

[2003 DIA] Dias de Moraes P., Influence de la température sur les assemblages bois, PhD Thesis, Université de Nancy, France, 2003

[2003 KUL] Kulkarni , A.P., and Gibson, R.F., Nondestructive characterization of effects of temperature and moisture on elastic moduli of vinyl ester resin and E-glass/vinylester Composite. In : Proceedings of the American Society of Composites 18th Annual Technical Conference Florida, 2003

[2003 LAT] Lattimer B. Y., Hunt S. P., Wright M., Sorathia U., Modeling fire growth in a combustible corner, Fire Safety Journal 38 (2003) 771-796.

[2003 SCH] Schneider G., Résines vinylester, Techniques de l'ingénieur, Plastiques et composites, 2003

2004

[2004 AST] American Society for Testing Materials, 2004, "Standard Test Method for Steady-State Heat Flux Measurements and Thermal Transmission Properties by Means of the Guarded-Hot-Plate Apparatus", ASTM C177-04, Philadelphia, PA, USA

[2004, BEK] Bekisli B., Grenestedt J. L., Experimental evaluation of a balsa sandwich core with improved shear properties, Composite science and technology 64 (2004) 667-674.

[2004 MOU] Mouritz A. P., Mathys Z., Gardiner C.P., Thermomechanical modelling the fire properties of fibre–polymer composites, Composites, Part B 35, 2004, pp 467–474.

2005

[2005, BAU] Bausano J.V., Lesko J. J., Case S. W., The comparison of the response of 6061 aluminium and a glass/vinylester composite to simulated fire exposure conditions, in : Gibson A. G., ed., Composites in Fire 4 : Proceedings of the 4th International Conference on Composites in fire, CompositeLink (Consultants) Limited Publisher, Newcastle, 2005, 275-283.

[2005 BOL] Bollero A., FE Modelling of the fire resistance of naval composite joints, in : Gibson A. G., ed., Composites in Fire 4 : Proceedings of the 4th International Conference on Composites in fire, CompositeLink (Consultants) Limited Publisher, Newcastle, 2005, 227-249.

[2005 BRI] P. Briggs "Fire performance of composites in european construction and transport applications", in *Proc. 4th International Conference on Composites in fire*, Newcastle, 2005, pp 251-270

[2005 FEI] Feih, S., Mathys, Z., Gibson, A. G., Mouritz, A. P., Property degradation of fiberglass composite in fire, in : Gibson A. G., ed., Composites in Fire 4 : Proceedings of the 4th International Conference on Composites in fire, CompositeLink (Consultants) Limited Publisher, Newcastle, 2005, 1-14.

[2005 GIB] Gibson L. J. ,Biomechanics of cellular solids, *Journal of Biomechanics* 38 (2005) 377–399

[2005 GUT] J. Gutierrez "Reducing the vulnerability of naval composite structures to fires", in *Proc. 4th International Conference on Composites in fire*, Newcastle, 2005, pp 195-212

[2005 LAT] B. Y. Lattimer "Using small samples to get large-scale results", in *Proc. 4th International Conference on Composites in fire*, Newcastle, 2005, pp 117-134

[2005, ROB] Gibson G., Robinson M., Modelling fire reaction properties of composites for rail applications, in : Gibson A. G., ed., Composites in Fire 4 : Proceedings of the 4th International Conference on Composites in fire, CompositeLink (Consultants) Limited Publisher, Newcastle, 2005, 271-274.

[2005 TAG] Tagarielli V. L., Deshpande V.S., Fleck N. A., Chen C., A constitutive model for transversely isotropic foams, and its application to the indentation of balsa wood, *International Journal of Mechanical Sciences* 47 (2005) 666-686.

[2005, ZHO] Zhou A., Keller T., Structural responses of FRP elements under combined thermal and mechanical loadings : experiments and analyses, in : Gibson A. G., ed., Composites in Fire 4 : Proceedings of the 4th International Conference on Composites in fire, CompositeLink (Consultants) Limited Publisher, Newcastle, 2005, 297-311.

2006

Bibliographie

[2006 BAU] Bausano J. V., Lesko J.J., Case S. W., Composite life under sustained compression and one sided simulated fire exposure : characterization and prediction, Composites, Part A 37, 2006, pp 1092–1100.

[2006 FIR] Fire properties of polymer composite materials, AP. Mouritz, A.G. Gibson, Springer, 2006, ISBN-10 1-4020-5356-8

[2006 GIB] Gibson A.G., Wu Y. S., Evans J. T., Mouritz A. P., Laminate theory analysis of composites under load in fire, Journal of composite materials, 40, 2006 pp 639-658.

[2006 JOW] Jowsey, "Fire imposed heat fluxes for structural analysis", PhD Thesis, University of Edimburgh, Edimburgh, Scotland, 2006

[2006 KEL] Keller T., Tracy C., Zhou A., Structural response of liquid-cooled CFRP slabs subjected to fire-Part II : Thermo-chemical and thermo-mechanical modeling, Composite Part A 37 (2006) 1296-1308

[2006, KEY] Key, Lua, Constituent based analysis of composite materials subjected to fire conditions, Composite Parts A 37 (2006) 1005-1014

[2006 LAT] Lattimer B.Y., Ouellette J. ; « Properties of composite materials for thermal analysis involving fires » ; Elsevier ; Composites Part A 37 (2006) ; pp 1068-1081

[2006 LIU] Liu L., Holmes J. W., Kardomateas, G. A., Birman V., Holmes J.W., Simitzes G.J., Thermal buckling of a heat-exposed, axially restrained composite column, Composites: Part A 37 (2006); pp 972–980.

[2006 RAM] Ramroth W. T., Thermo-mechanical structural modelling of FRP composite sandwich panels exposed to fire, PhD Thesis, San Diego University, 2006

[2006 RAMb] Ramroth W.T., Krysl P., Asaro R.J., Sensitivity and uncertainty analyses for FE thermal model of FRP panel exposed to fire, Composites: Part A 37, 2006, pp 1082–1091

[2006 SUM] Summers P.T., Lattimer B.Y., Case S., Feih S., Sensitivity of thermo-structural model for composite laminates in fire. Composites Part A 2012; 43:783–792.

2007

[2007, BAI] Bai Y., Vallée T, Keller T, Modeling of thermo-physical properties for FRP composites under elevated and high temperature, Composite science and technology, 2007, 67, 3098-3109.

[2007 BOY] Boyd S. E., Case S. W., Lesko J. J., Compression creep rupture behavior of a glass/vinyl ester composite subject to isothermal and one-sided heat flux conditions, Composites Part A, 2007, 38, pp 1462-1472

Bibliographie

[2007 CRA] Craveur JC, Système d'expertise de type virtual testing pour la modélisation numérique d'un contact d'un équipement de protection des voies respiratoires, Thèse de doctorat, Université Toulouse III, 2007

[2007 DAS] Da Silva A., Kyriakides S., Compressive response and failure of balsa wood, International Journal of Solids and Structures 44 (2007) 8685-8717.

[2007 DIB] Di Blasi, Columba. Modeling chemical and physical processes of wood and biomass pyrolysis, Progress in Energy and Combustion Science 34 (2008) 47–90

[2007 FEI a] Feih S., Mathys Z., Gibson A.G., Mouritz A. P., Modelling the tension and compression strengths of polymer laminates in fire. Composites Science and Technology 2007; 67:551–564.

[2007 FEI b] Feih S., Mouritz A. P., Mathys Z., Gibson A.G., Tensile strength modeling of glass fiber-polymer composites in fire, Journal of composite materials, 41, 2007 pp 2387-2410.

[2007 FEI c] Feih S., Mathys Z., Gibson A.G., Mouritz A. P., Modelling the compression strength of polymer laminates in fire. Composites Part A 2007; 38:2354-2365.

[2007 INC] F. P. Incropera , D. P. DeWitt, T. L. Bergman, A. S. Lavine, Fundamentals of heat and mass transfer, 6th edition, John Wiley & Sons, 2007, ISBN-13: 978-0471457282

[2007 MAR] Marquis, D., Projet MP08, MS1 LNE-RI-1, Etat de l'art de l'utilisation des matériaux composites sandwich dans le milieu naval., rapport interne, 2007

[2007 PUR] Fire Safety Engineering, design of structures 2nd edition, J.A. Purkiss, Elsevier, 2007, ISBN-13 : 978-0-7506-6443-1

2008

[2008 AST] American Society for Testing Materials, 2008, ``Standard Test Method for Tensile Properties of Polymer Matrix Composite Materials ", ASTM D 3039/D 3039M–08, Philadelphia, PA, USA

[2008 BAI] Bai Y., Keller T., A kinetic model for predicting stiffness and strength of FRP composites in fire, CIF-5 2008

[2008 CRA] Craveur JC., Modélisation par éléments finis 3^{ème} édition, Dunod, 2008, ISBN : 978-2-10-052126-5, p 166 ; 248

[2008 CRA-b] Craveur JC, Chèze C, Mécaniques des structures, du calcul analytique au calcul matriciel, Editions Dunod, 2008, ISBN 978-2-7298-3651-1 p225-227

Bibliographie

[2008 FEI] S. Feih, Z. Mathys, A. G. Gibson, A. P. Mouritz, Modelling compressive skin failure of sandwich composites in fire, *Journal of sandwich structures and materials*, 2008; 10 pp 217-245

[2008 GU] Pei Gu, R.J. Asaro, Wrinkling of sandwich polymer matrix composite panels under transverse thermal gradients, *Fire Safety Journal* 43, 2008, pp 151–160

[2008, LUA] Lua J, Shi J, A coupled CFD and damage progression toolkit for composite structures subjected to fire, *Composites in Fire* 5, 2008

[2008 XIE] Xie, W., P.E. Des Jardin, A Level Set Embedded Interface Method for Conjugate Heat Transfer Simulations of Low Speed 2D Flows. *Computers and Fluids* 37(10), 2008, pp 1262-1275.

[2008 ZHA] Z. Zhang, S. Case, « Finite element implementation of models for composites exposed to fire », *Composites in Fire* 5, Newcastle, 10-11 juillet 2008

2009

[2009 ASA] Asaro R.J., Lattimer B., Ramroth W., Structural response of FRP composites during fire, *Composite structures* 87, 2009, pp 382-393.

[2009 CRA] Craveur J.C., Jetteur P., « *Numerical simulation of fire resistance of ship steel decks* », Bench Mark NAFEMS, juillet 2009, pp 23-27

[2009 FRA] Designing steel structures for fire safety, JM. Franssen, V. Kodur, R. Zaharia, CRC Press Taylor&Francis group, 2009, ISBN 978-0-415-54828-1

[2009 GOO] Goodrich T W., Thermophysical properties and microstructural changes of composite materials at elevated temperature, Meng thesis, UNiversité de Virginie, USA, 2009

[2009 GU] Pei Gu, R.J. Asaro, Designing sandwich polymer matrix composite panels for structural integrity in fire, *Composite Structures* 88, 2009, pp 461–467

[2009 KRO] Krohn A., Measurement of conductivity of intumescent materials, MS thesis, University of Bergen, Norway, 2009

[2009 LAT] Lattimer B. Y., Goodrich T. W., Chodack J., Cain C. Properties of composite materials for modeling high temperature response, in ICCM17 : Proceedings of the international committee on composite materials, Edimburgh, 2009

[2009 MOU] Mouritz & Al. Review of fire structural modelling of polymer composites, *Composites : Part A*, 2009

Bibliographie

[2009 SIM] Sims G.D., Gnaniah S.J.P., Improved procedures for the determination of T_g by dynamic mechanical analysis, in ICCM17 : Proceedings of the international committee on composite materials, Edimburgh, 2009

2010

[2010 CRA] Craveur J.C., Jetteur P., Introduction à la mécanique non linéaire, Dunod, 2010, ISBN : 978-2-10-054603-9

[2010 FRA] Fire design of steel structures, JM Franssen, PV Real, European Convention for Constructional Steelwork, 2010, ISBN : 978-92-9147-099-0

[2010 GOO] Goodrich, Nawaz, Feih, Lattimer, Goodrich, High temperature mechanical properties and thermal recovery of balsa wood, Journal of Wood Science 2010;56(6):437-443.

[2010 MAR] Marquis D. Caractérisation et modélisation multi-échelle du comportement au feu d'un composite pour son utilisation en construction navale. PhD Thesis, Ecole des Mines de Nantes, Nantes, France, 2010

[2010 SUM] Summers P.T., Predicting compression failure of fiber-reinforced polymer laminates during fire, Meng thesis, Université de Virginie, USA, 2010

[2010 ZHA] Zhang, Thermo-Mechanical Behavior of Polymer Composites Exposed to Fire, Thèse de doctorat, Virginia Polytechnic Institute, 2010

2011

[2011 CRA] ACOMEN 2011, 14-17 novembre 2011, Liège (Belgique), « *Numerical simulation of fire resistance tests* », J.C. Craveur, T. van Eekelen and P. Jetteur

[2011 KEP] Kepler J. A, Simple stiffness tailoring of balsa sandwich core material, Composites Science and technology 71 pp 46-51

[2011 LAT] Lattimer B.Y., Ouellette J., Trelles J., « Measuring properties for material decomposition modeling » Fire and material 2001 : 35(1),1-19

[2011 LIU] Liu L., Holmes J. W., Kardomateas, G. A., Birman V., Compressive response of composites under combined fire and compression loading, Fire technology, 2011, pp 985-1016.

[2011 MAR] Marquis D., Scoarnec V., Hay B., Hameury J, Chivas-Joly C, Impact de la connaissance des propriétés thermophysiques dans les simulations d'incendie : exemple des difficultés de mesure de la conductivité thermique du balsa en température, in : Bataille F., ed., Proceedings of Société Française de Thermique Congress, CNRS Publications, Perpignan, 2011

Bibliographie

[2011 NAW] Nawaz N., Modelling and experimental analysis of aerospace composites in fire, Meng thesis, RMIT University, Australie, 2011

2012

[2012, AGA] G. Agarwal B. Y. Lattimer Method for measuring the standard heat of decomposition of materials, *Thermochimica Acta*, 2012, pp 34-47

[2012 LUO] Luo C., Lua J., Desjardin P., Thermo-mechanical damage modeling of polymer matrix sandwich composites in fire, *Composite part A* 43 (2012) 814-821.

[2012 TRAN] Tranchard P., Thomas M., Modélisation de la thermo-dégradation d'un composite aéronautique, in *Thermiques en conditions extrême : Actes du congrès annuel de la société française de thermique*, Bordeaux, 2012

[2012 SAM-1] Samcef V16.1-01 Manuel utilisateur, commande IT3, 2012

[2012 SAM-2] Samcef V16.1-01 Manuel utilisateur, commande SUB, 2012

[2012 SAM-3] Samcef V16.1-01 Manuel utilisateur, Contact Modeling, 2012

[2012 SAM-4] Samcef V16.1-01 Manuel utilisateur, Non linear mechanics – Introduction-Time integration of the Equations of Motion, 2012

2013

[2013 GUI] Guillaume E., Modélisation de la décomposition thermique des matériaux en cas d'incendie, SE2066, *Techniques de l'ingénieur Risques d'incendie*, Editions T.I., 2013

[2013 GRO] Gross K. J., Hardy B., Recommended best practices for characterizing engineering properties of hydrogen storage materials, National Renewable Energy Laboratory Contract No. 147388, 2013

[2013 MAR] Marquis D., Auguin G., Barabinot P., Fire Resistance of Sandwich Composite Materials. *Procedia Engineering* 2013; 62:1121–1127.

[2013 TRA] TranVan L., Etude du comportement hygro-thermo-mécanique d'un matériau composite sandwich avec âme balsa utilisé en applications navales. PhD Thesis, Université de Nantes, 2013

2014

[2014 ANJ] A. Anjang, V.S. Chevali, E. Kandare, A.P. Mouritz, S. Feih Tension modelling and testing of sandwich composites in fire, *Composite Structures* 113, 2014, pp 437–445

[2014 BIA] Biasi V., Leplat G., Feyel F., Beauchêne P. Heat and mass transfers within decomposing carbon fibers/epoxy resin composite materials in proceedings of 11th AIAA/ASME Joint Thermophysics and Heat Transfer Conference, 2014

Bibliographie

[2014 BRU] Bruyneel M, Craveur JC, Gourmelen P, Optimisation des structures mécaniques, methods numériques et éléments finis, éditions Dunod 2014, ISBN 978-2-10-060022-9

[2014 CUE] Cueff G. Développement d'un modèle thermomécanique du comportement sous agressions thermiques de matériaux cellulosiques : application à l'étude de résistance au feu de panneaux de bloc-porte en aggloméré de bois. PhD Thesis, Université de Bordeaux, France, 2014

[2014 KAN] Kandare E., Luangtriratana P., Kandola B. K., Fire reaction properties of flax/epoxy laminates and their balsa-core composites with or without fire protection, Composite part B 56 (2014) 602-610.

[2014 MOR] Morgan A., Toubia E., Cone calorimeter and room corner fire testing of balsa wood core/phenolic composite skin sandwich panels. Journal of Fire Sciences 2014,32(4): 328-345.

[2014 TRA] TranVan L., Legrand V., Jacquemin F., « Thermal decomposition kinetics of balsa wood: Kinetics and degradation mechanisms comparison between dry and moisturized materials », Polymer Degradation and Stability 110 (2014) 208-215

2015

[2015 CRA] Fire and Materials 2015, « *Thermo mechanical behavior of panels' assembly exposed to an ISO 834 fire test* », J.C. Craveur, B. Mercier, J.P. Bournot and S. Lair, Proceedings pp765-774

[2015 CTH] C-Therm technologies, Thermal conductivity instruments, http://www.ctherm.com/products/tci_thermal_conductivity/comparing_the_methods/

[2015 LI] Fire and Materials 2015, « *A case study on the effect of building construction type, height and area on the building fire risk using the fire risk assessment model curisk* », X. Li, P. Rao, X. Zhang, G. Hadjisophocleous, Proceedings pp 584-599

[2015 MET] Mettler Toledo, Documentation commerciale, TGA 2, système STAR^e, Thermogravimétrie pour l'analyse de routine, <http://fr.mt.com>

Annexes

A1-I. Annexe 1 : Comparaison modèle réduit et modèle complet

Dans les paragraphes III.6 p 52 et III.7 p 57, deux modèles ont été proposés pour modéliser l'analyse thermique en cours de dégradation : le modèle réduit et le modèle complet. Dans ce paragraphe, ces deux possibilités sont comparées pour les matériaux composites et balsa pris indépendamment puis pour un sandwich et pour les types de sollicitation auxquelles les structures sont susceptibles d'être soumises. On compare la température en plusieurs points de l'épaisseur.

Le modèle est unidirectionnel, on réalise un modèle 2D avec des éléments de membrane. Dans une analyse thermique, la densité de maillage est déterminée par la diffusivité du matériau, l'intensité de la sollicitation thermique et le pas de temps pour éviter les oscillations spatio-temporelles lors du calcul de la température. Dans le cas d'un modèle complet, le maillage doit être d'autant plus fin pour éviter les oscillations dans le calcul de la masse. Il est possible de réaliser un maillage dont la densité diminue à mesure que la position du point est éloignée de la face agressée. Mais ce type de maillage n'est pas souhaité pour le calcul mécanique qui doit s'en suivre. La Figure A1- 1 suivante présente le maillage utilisé pour le modèle réduit et le modèle complet.

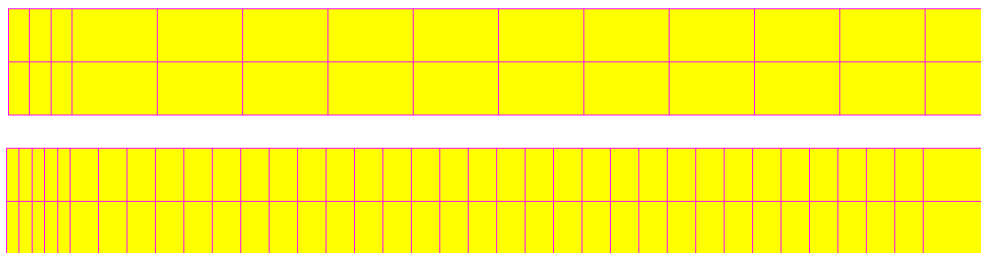


Figure A1- 1 : Maillages utilisés dans les modèles numériques (en haut modèle réduit, en bas modèle complet)

La sollicitation appliquée est un feu ISO 834 décrit dans le paragraphe II.1.3 p 25.

A1-I.1 Matériau composite

Les données disponibles dans la littérature [2006 LAT], en particulier celles relatives à la cinétique de dégradation, dépendent des conditions de chauffage (en °C/min) et de la taille des échantillons (coupon, fragment ou poudre). Toutes les configurations disponibles dans la littérature ne sont pas présentées ici, seules quelques-unes sont résumées dans le Tableau A1- 1 suivant. Les températures en chaque point obtenue selon les deux modèles sont comparées deux à deux, l'erreur relative est mesurée sur la température exprimée en °C. L'échantillon de composite a une épaisseur de 12 mm.

Modèles comparés	Référence	%
Modèles réduits : coupon HR 3 – Fragment HR 16	Coupon HR 3	8
Modèles complets : coupon HR 3 – Fragment HR 16	Coupon HR 3	5
Coupon HR 3 : modèle complet – modèle réduit	Modèle complet	6

Tableau A1- 1 : Erreur relative entre les résultats obtenus par différents modèles (composite)

Les conditions d’obtention des propriétés de dégradation du composite ont un impact faible sur la réponse thermique quand une sollicitation ISO 834 est appliquée. Les températures obtenues selon les modèles réduits et complets sont comparables dans ce cas (Figure A1- 2).

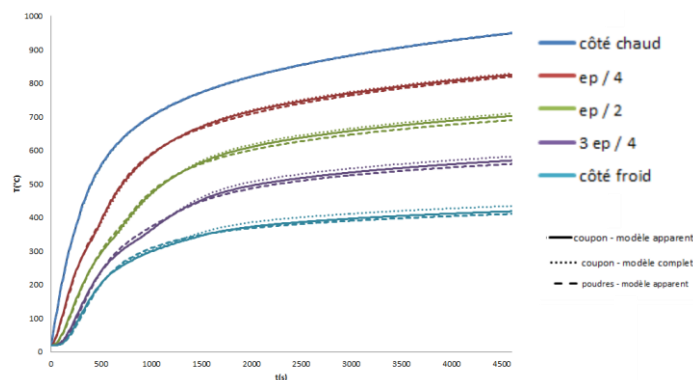


Figure A1- 2 : Température mesurée en plusieurs point de l'épaisseur pour un échantillon de matériau composite (12 mm)

Une comparaison similaire entre les deux modèles a été faite pour des sollicitations différentes (Figure A1- 3), pour des propriétés obtenues sur un coupon.

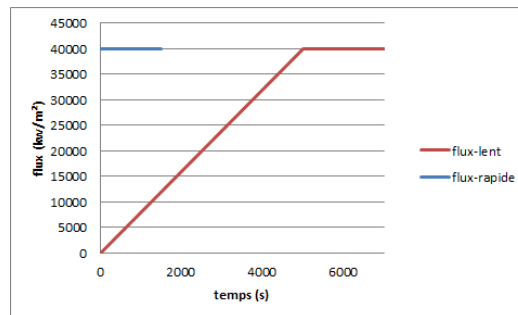


Figure A1- 3 : Sollicitations appliquées sur la structure

	Flux lent-4	Flux rapide-3
Pourcentage	3.55%	15.42% puis 6.08%

Tableau A1- 2 : Erreur relative sur la température obtenue par les deux modèles pour des sollicitations différentes

A1-I.2 Balsa

La même comparaison est effectuée pour le bois de balsa. Dans [2011 LAT] il n'est pas fait mention du type d'échantillon sur lequel est faite la mesure. La comparaison des propriétés porte donc sur le taux de chauffage (Tableau A1- 3). L'échantillon a une épaisseur de 40 mm.

Modèles comparés	Référence	%
Modèles réduits : HR 8 – Fragment HR 32	HR 8	48
HR 8 : Modèle complet – modèle réduit	modèle complet	29

Tableau A1- 3 : Erreur relative entre les résultats obtenus par différents modèles (balsa)

Les pourcentages d'erreur sont plus élevés que pour le matériau composite mais les valeurs maximales sont localisées et la Figure A1- 4 suivante montre que les températures obtenues sont comparables.

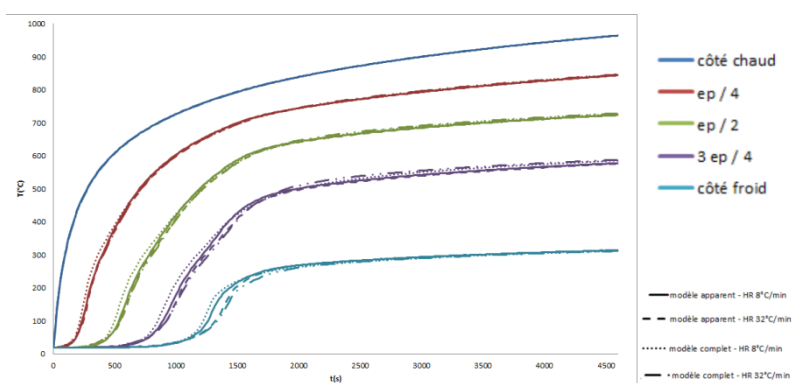


Figure A1- 4 : Température mesurée en plusieurs points de l'épaisseur pour un échantillon de bois de balsa (40 mm)

A1-I.3 Sandwich

Les comparaisons précédentes réalisées sur les deux modèles ont montré que les modèles réduits et complets donnaient des températures comparables pour le composite et le bois de balsa. Un sandwich constitué de ces mêmes matériaux est modélisé et une comparaison similaire est réalisée. Les peaux sont épaisses de 6 mm et le cœur de 80 mm. La Figure A1- 5 montre que les températures sont comparables bien que l'erreur maximale soit 39%. La température est même légèrement supérieure dans le cas du modèle réduit. Il est donc conservatif par comparaison avec le modèle complet.

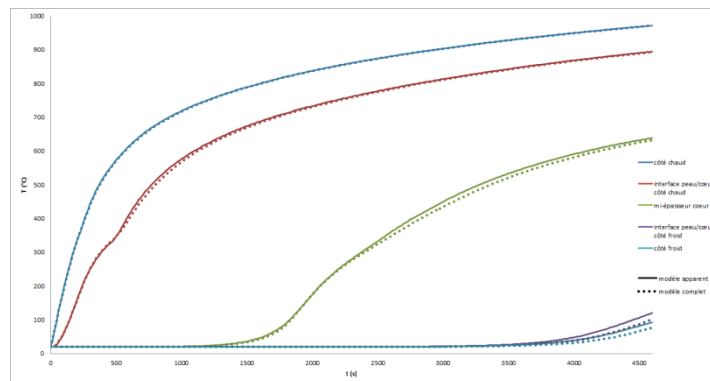


Figure A1- 5 : Température mesurée en plusieurs point de l'épaisseur du sandwich

Une structure de grande taille (1m x 1m) a été réalisée en structure sandwich. Le Tableau A1- 4 suivant résume les caractéristiques des modèles complets et réduits réalisés en éléments de volume sur une moitié de la structure.

Modèle	Elements	Degrés de liberté	Temps de calcul
Réduit	3200	3927	2 min
Complet	35600	522000	1 h 07

Tableau A1- 4 : Caractéristiques des modèles réduit et complet pour une structure sandwich de grande taille.

Le nombre d'éléments dans le modèle complet est supérieur non seulement à cause du maillage dont la densité est supérieure mais aussi parce des éléments supplémentaires d'interface thermiques doivent être placés entre les peaux et le cœur pour le calcul de la densité. Le nombre de degrés de liberté est aussi considérablement augmenté car a un nœud est calculé non seulement la température mais aussi la pression et la densité.

A1-I.4 Conclusion

Un sandwich constitué de matériau composite et de bois de balsa peut être modélisé par un modèle réduit pour obtenir une répartition de température similaire à celle obtenue par un modèle complet pour des temps de calcul considérablement réduit. Cette conclusion n'est valable que pour ces matériaux et la sollicitation ISO 834. Cela est aussi valable tant que la contribution des gaz n'est pas pris en compte. Le cas échéant une étude similaire à celle-ci serait nécessaire.

A2- I. Annexe 2 : Evolution de l'inertie au cours de la dégradation du matériau

Si un ou plusieurs plis tombent dans le four, l'épaisseur de la structure diminue. Par conséquent, l'inertie (caractéristique géométrique de la structure) diminue elle aussi. Pour une section dans laquelle il n'existe qu'un seul matériau à une température uniforme, pour calculer analytiquement l'inertie, on commence par décomposer la section en blocs de forme élémentaire (Figure A2- 1).

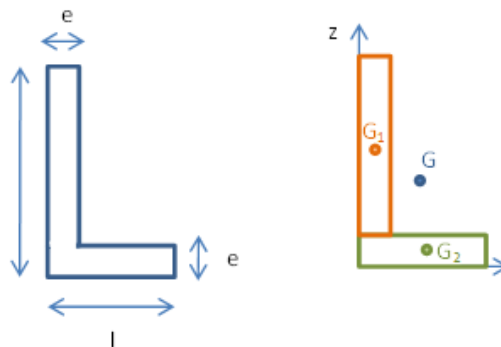


Figure A2- 1 : Décomposition d'une structure en blocs élémentaires pour le calcul de l'inertie

On évalue ensuite la position du centre d'inertie par les formules suivantes [2008 CRA-b] p262-266.

$$y_G = \frac{y_1 S_1 + y_2 S_2}{S_1 + S_2} \quad \text{Eq-A2 1}$$

$$z_G = \frac{z_1 S_1 + z_2 S_2}{S_1 + S_2}$$

Pour calculer le moment quadratique de la section par rapport à l'axe noté Δ sur la Figure A2- 2, on procède en deux temps. On calcule l'inertie I_{iG_i} du bloc i par rapport à l'axe Δ_i , parallèle à Δ et passant par le centre d'inertie G_i du bloc considéré, puis on ajoute le terme de transport qui dépend de la distance d_i entre les deux axes.

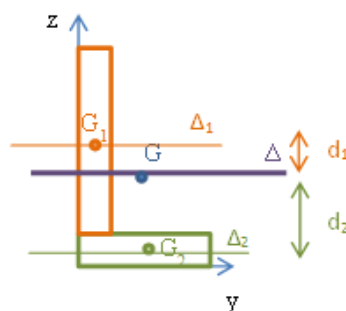


Figure A2- 2 : Calcul du moment quadratique par rapport à l'axe Δ

$$I_{G\Delta} = I_{1G\Delta} + I_{2G\Delta}$$

$$I_{G\Delta} = I_{1G1\Delta} + S_1 d_1^2 + I_{2G2\Delta} + S_2 d_2^2$$
Eq-A2 2

Pour une section comportant plusieurs matériaux (Figure A2- 3), c'est le produit $\langle EI \rangle_{eq}$ qui doit être utilisé. Comme précédemment, on recherche d'abord la position du centre d'inertie sur chaque axe de la section.

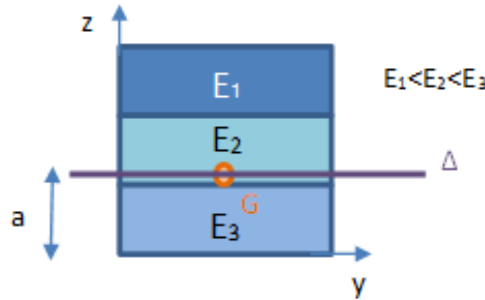


Figure A2- 3 : Exemple de la section d'une poutre à plusieurs couches

La position du centre d'inertie a sur l'axe Oz est donnée par l'expression [1989 GAY] p 439.

$$a = \frac{\int_S E_i y dS}{\int_S E_i dS} \approx \frac{\sum_1^n E_i (z_{isup}^2 - z_{iinf}^2) / 2}{\sum_1^n E_i (z_{isup} - z_{iinf})}$$
Eq-A2 3

Pour le $\langle EI \rangle_{eq}$ de la section par rapport à l'axe noté Δ , on procède en deux temps. On calcule l'inertie I_i du bloc i par rapport à l'axe Δ_i , parallèle à Δ et passant par le centre d'inertie du bloc considéré, puis on ajoute le terme de transport qui dépend de la distance d_i entre les deux axes (Figure A2- 4). On en déduit ensuite l'expression de $\langle EI \rangle_{eq}$.

$$\langle EI \rangle_{eq} = \sum E_i I_{iG_i\Delta_i} + \sum E_i S_i d_i^2$$

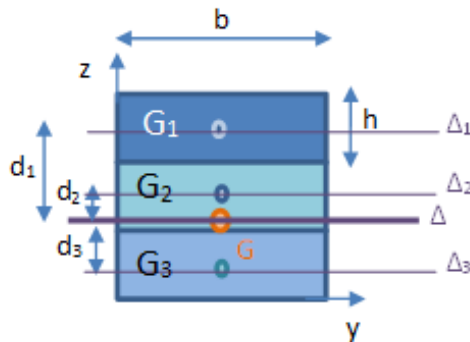


Figure A2- 4 : Calcul de l'inertie pour une poutre à plusieurs couches de matériau

Puisque les propriétés mécaniques évoluent avec la montée en température et que des plis disparaissent au cours du temps, la position du centre d'inertie évolue, ainsi que l'inertie et le module des divers plis. Puisque le pli est présent dans le modèle tout au long du calcul, des comparaisons entre résultats analytiques et résultats de simulation numérique

ont été menées pour vérifier qu'il n'y a pas de problème de gestion de l'évolution de la quantité $\langle EI \rangle_{eq}$ dans le logiciel.

Vérification de la gestion de la rigidité équivalente lors de la perte des plis au cours du calcul.

On se place dans le cas d'une flexion trois points (100 N) dans une ambiance thermique telle qu'un gradient thermique s'établit sur l'épaisseur de la structure. Il n'y a pas de dilatation thermique pour ne prendre en compte que le moment mécanique et effectuer des comparaisons avec l'analytique. Le matériau considéré est isotrope et le module d'Young décroît avec la température. Les conditions sont telles que la moitié de la structure est ruinée ($E=0$ MPa pour le calcul analytique et $E=1$ MPa pour le modèle numérique) et que l'autre est saine ($E=38.5$ GPa) (Figure A2- 5).

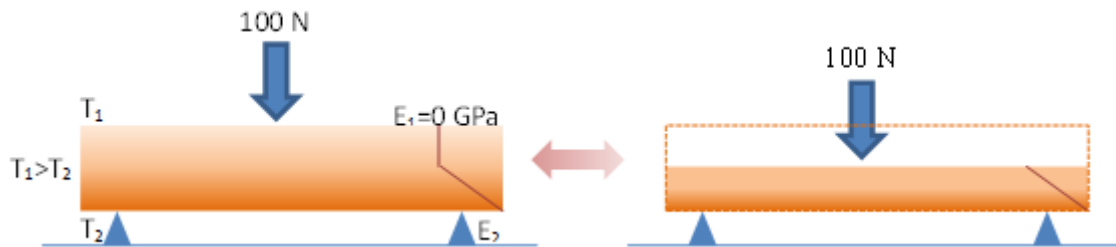


Figure A2- 5 : Flexion trois points sur une poutre dont le module décroît dans l'épaisseur

La flèche est donnée par l'expression suivante.

$$f = \frac{FL^3}{48 \langle EI \rangle_{eq}} \quad \text{Eq-A2 4}$$

On trouve analytiquement une flèche de 0.81 mm et le calcul par élément fournit détermine une flèche de 0.80 mm. On en déduit que le calcul de la raideur équivalente est correct.

A3- I. Annexe 3 : Valeur du coefficient de dilatation affecté à un pli dégradé

Un cas test est construit pour déterminer quelle valeur attribuer au coefficient de dilatation d'un pli physiquement dégradé. Il s'agit de déterminer si le coefficient doit prendre une valeur nulle pour que sa contribution au moment thermique devienne nulle ou si il doit au contraire prendre une valeur assez proche de celle du coefficient de dilatation du pli sain pour que le pli dégradé ne « retienne » pas artificiellement le pli encore sain.

A3- I.1 Modèles réalisés

Le cas test consiste en une barre longue de 20 cm et épaisse de 2 cm. Le matériau qui la constitue est initialement un acier dont le module E fait 20 GPa, le coefficient de Poisson ν vaut 0.3 et le coefficient de dilatation α vaut $1.E-04$. La barre est artificiellement coupée en deux pour représenter la coexistence d'un pli sain et d'un pli dégradé. La partie supérieure se voit affecter les propriétés du matériau « initial » décrit dans les lignes précédentes et la partie inférieure se voit affecter des propriétés dégradées dont les valeurs changent selon les configurations de cas test. Deux ambiances thermiques différentes sont étudiées : dans un premier temps la température appliquée est 1000 K dans un deuxième temps un gradient linéaire est appliqué (1500 K sur l'arête inférieure de la partie inférieure et 500 K sur l'arête supérieure de la partie supérieure). La température de référence est 0 K.

On se place dans le cas d'un régime permanent atteint. L'analyse réalisée est linéaire, le modèle est 2 D, les éléments sont des membranes. Les modes rigides de translation sont bloqués sur le point à mi épaisseur sur l'arête gauche (Figure A3- 1) et le mode rigide de rotation est bloqué par des contraintes cinématiques appliquées aux nœuds de l'arête gauche sur la direction Ox . La structure est libre de se dilater.

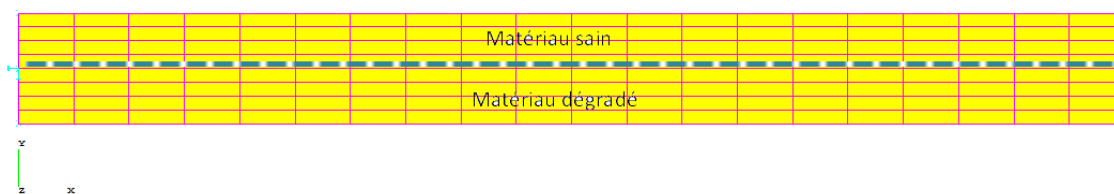


Figure A3- 1 : Structure et conditions aux limites

Les configurations testées sont rassemblées dans le tableau suivant.

cas	Module	coefficient	cas	Module	coefficient
1	E	α	4	$E/10^3$	α
2	$E/10^8$	α	5	$E/10^3$	$\alpha/10^5$
3	$E/10^8$	$\alpha/10^5$			

Tableau A3- 1 : Liste des configurations

A3- I.2 Température appliquée uniformément

Cas 1

Le déplacement sur x est uniforme dans l'épaisseur et vaut 2 cm conformément à ce qui est obtenu analytiquement (Eq-A3 1).

$$\Delta = l_0 \epsilon = l_0 \alpha \Delta T = 0.2 \times 10^{-4} \times (1000 - 0) = 0.02 \text{ m} \quad \text{Eq-A3 1}$$

Le chauffage est uniforme de même que les propriétés, il n'y a donc pas de moment thermique et la structure est libre de se dilater, les contraintes développées sont quasiment nulles, de l'ordre de 1.10^{-3} .

Cas 2

Le déplacement mesuré est le même puisque les coefficients de dilatation ont la même valeur dans les deux parties de la structure. La dilatation est toujours libre, les contraintes sont toujours de valeurs quasiment nulles.

Cas 3

Le coefficient de dilatation est plus faible au sein du matériau dégradé, la partie de la structure associée à ce matériau se dilate moins, un moment thermique est perceptible à l'extrémité de la structure par la mesure des déplacements. Ce moment thermique est constaté de façon nettement plus importante par l'observation des contraintes selon l'axe Ox (Figure A3- 2), elles restent faibles (inférieures à 1.5 KPa) mais non nulle.

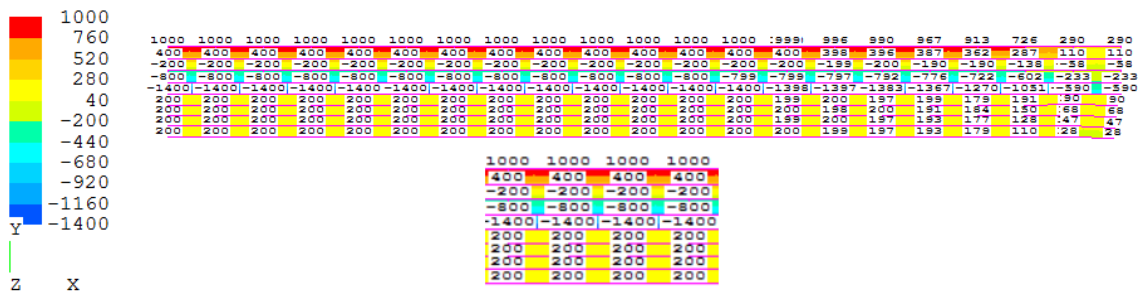


Figure A3- 2 : Répartition dans l'épaisseur des contraintes selon l'axe Ox (Cas 3)

Le moment thermique M_z est orienté négativement. La partie supérieure s'allonge plus que la partie inférieure. Mais la dilatation, même faible au sein du matériau suffit à relaxer les contraintes de sorte que la partie inférieure est sollicitée en traction pour 200 Pa. La partie supérieure (matériau sain) est sollicitée en traction sur la partie supérieure, du fait du moment thermique et de la dilatation. La partie du matériau sain qui avoisine le matériau dégradé est en compression car cette partie est « retenue » par le matériau dégradé qui se dilate beaucoup moins.

Cas 4

Les remarques sont les mêmes que pour les cas 1 et 2. La valeur du module du matériau dégradé lorsque la dilatation est uniforme n'a pas d'impact sur le résultat.

Cas 5

Le cas est dans le principe similaire au cas 3, seules changent les valeurs du module et du coefficient de dilatation du matériau dégradé. Les déplacements ne sont plus uniformes mais l'écart est faible (2 mm d'écart entre les valeurs extrêmes de déplacement sur x, relevées à l'extrémité de la structure). Par rapport au cas 3 les valeurs de contrainte sont maintenant significatives, comprises entre -138 MPa et 99 MPa (Figure A3- 3).

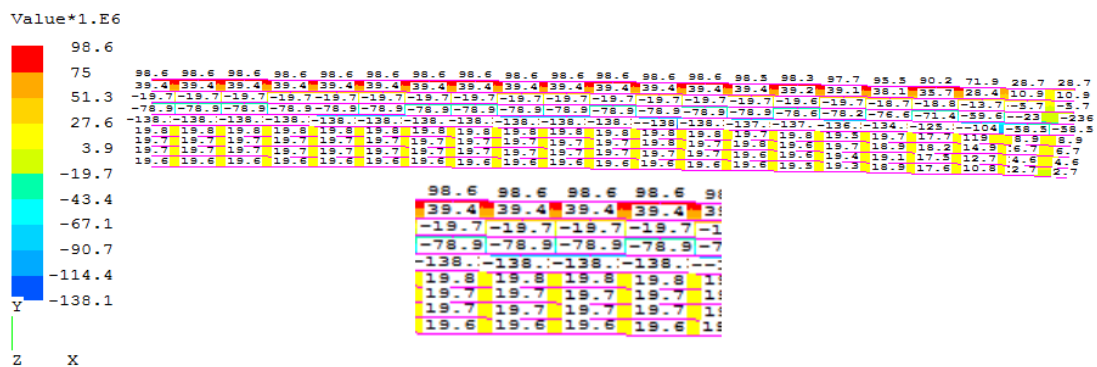


Figure A3- 3 : Répartition dans l'épaisseur des contraintes selon l'axe Ox (Cas 5)

On observe toujours une partie en compression et une partie en traction dans le matériau sain. Le niveau de contrainte dans le matériau dégradé est de l'ordre de 20 MPa. Un tel niveau de contrainte n'est pas susceptible de se développer dans un pli dégradé ou tombé dans le four. Par conséquent, cette configuration est à éviter dans le calcul pour représenter un pli dégradé.

A3- I.3 Gradient de température appliqué sur la structure

Cas 1

Du fait du gradient de température, le moment thermique fléchit la structure, ici vers le haut puisque la température maximale est appliquée sur le bas de la structure (Figure A3- 4). La contrainte due au moment thermique est très faible, de l'ordre de 10 Pa en valeur absolue.

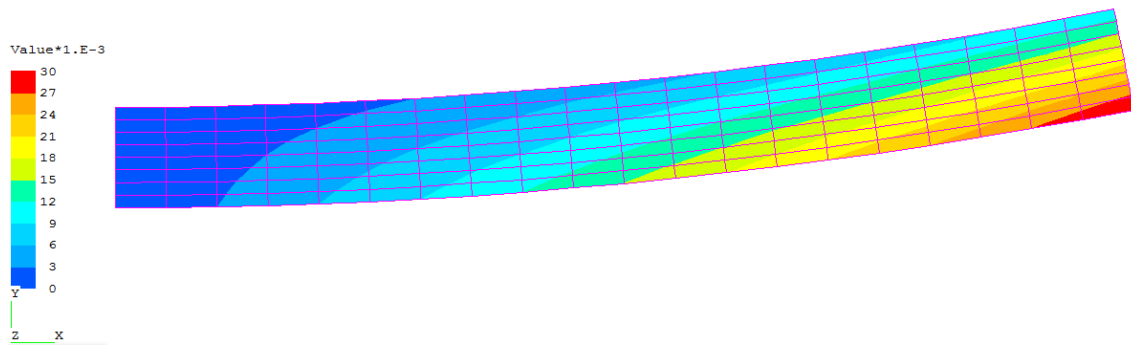


Figure A3- 4 : Déformée et déplacements selon l'axe Ox (cas 1)

Cas 2

On observe les mêmes déplacements que dans le cas 1 et des niveaux de contraintes toujours très faibles et même nuls au sein du matériau dégradé.

Cas 3

Le déplacement est plus faible que dans le cas précédent mais on observe toujours le moment thermique malgré la faible valeur de coefficient de dilatation dans le matériau dégradé (Figure A3- 5).

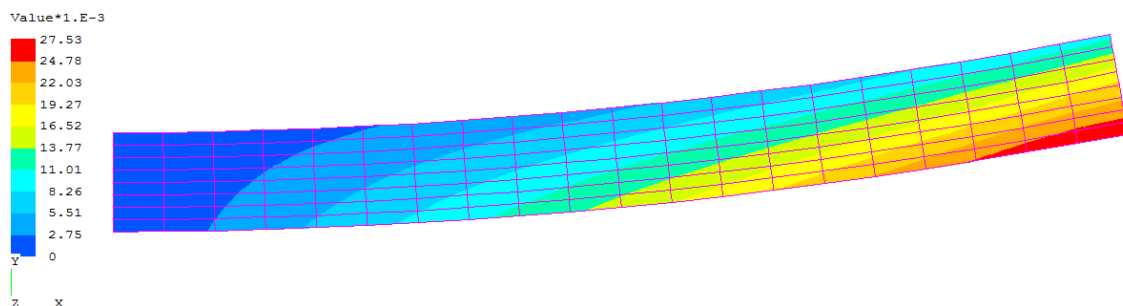


Figure A3- 5 : Déformée et déplacements selon l'axe Ox (cas 3)

Le niveau de contrainte est plus élevé que dans le cas précédent mais reste toujours faible (de l'ordre de 1.5 KPa). Comme dans le cas de la température uniforme, on observe une partie en traction et une partie en compression dans le matériau sain, c'est toujours à proximité du matériau dégradé que le matériau sain est en compression (Figure A3- 6).

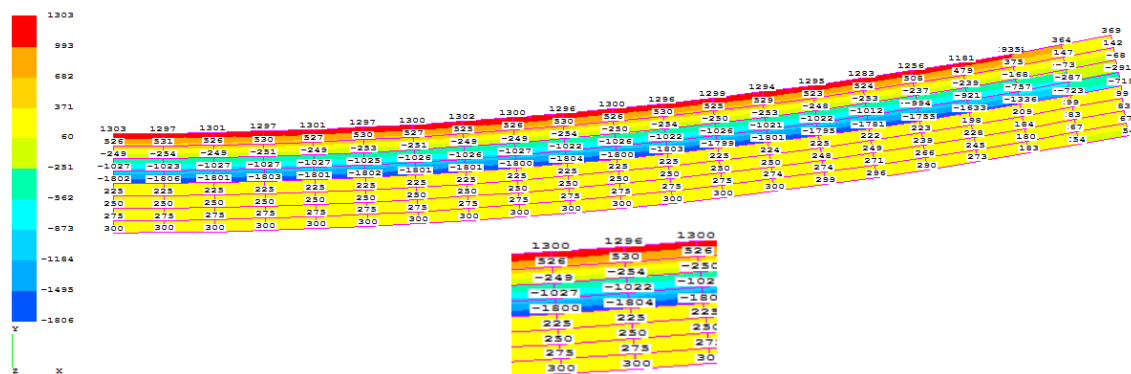


Figure A3- 6 : Répartition dans l'épaisseur des contraintes selon l'axe Ox (Cas 3)

Cas 4

Les résultats sont similaires au cas 2.

Cas 5

Les résultats sont similaires au cas 3, mais les niveaux de contrainte atteints sont plus élevés (Figure A3- 7).

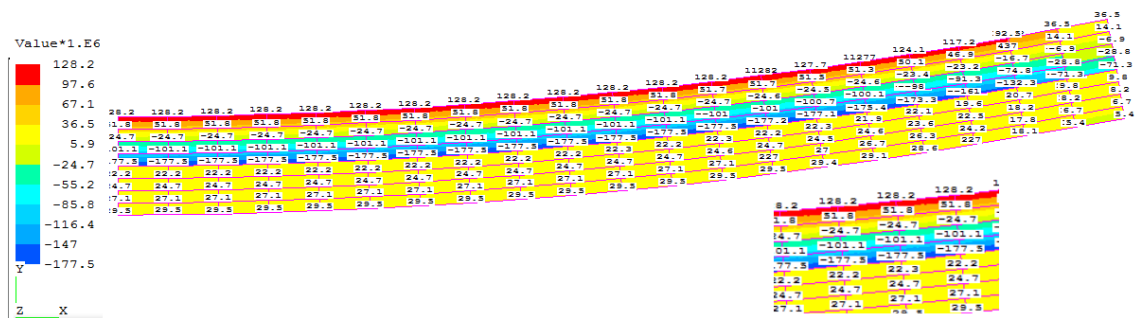


Figure A3- 7 : Répartition dans l'épaisseur des contraintes selon l'axe Ox (Cas 5)

A3- I.4 Conclusion

Les conclusions sont les mêmes que la température soit uniforme ou qu'on applique un gradient de température. Ainsi quelle que soit l'intensité du moment thermique, la valeur du module a peu d'impact sur les déplacements de la structure. Si le module du matériau dégradé n'est pas trop faible pour ne pas déconditionner le système, il ne faut pas attribuer une valeur trop faible au coefficient de dilatation sous peine de voir un niveau de contrainte important se développer dans les deux matériaux du fait qu'ils se « retiennent » mutuellement. On note que la présence d'un élément d'interface permettrait aux deux plis d'évoluer un peu plus librement sans avoir de tels niveaux de contrainte. Mais les valeurs des propriétés des éléments d'interface sont de nouvelles inconnues et il n'est pas envisageable d'introduire des éléments d'interface entre tous les plis d'une structure, en particulier dans un modèle à application industrielle pour lequel le nombre d'éléments et de degrés de liberté est grand. Par conséquent, on peut permettre au coefficient de dilatation d'un pli en cours de dégradation de diminuer mais la valeur dite « résiduelle », celle associée au pli « élément fini » qui représente le pli physiquement tombé au fond du four, ne doit donc pas être nulle mais égale à la valeur identifiée juste avant la chute du pli.

A4- I. Annexe 4 : Modélisation du contact

Dans ce paragraphe, sont rappelées des notions sur la gestion du contact. Des explications plus détaillées sont données dans [2007 CRA] p185-211, d'où sont extraites les illustrations de cette partie. Les propos développés dans les lignes suivantes ont été extraits de [2007 CRA] avec l'accord de l'auteur.

A4- I.1 Equilibre

Dans un calcul mécanique linéaire statique sans contact, on détermine la position d'équilibre d'une structure en résolvant l'équation matricielle suivante, connaissant les conditions aux limites absolues (fixations, rotations et déplacements imposés) avec \mathbf{q} le vecteur de degrés de libertés et \mathbf{F} le vecteur des forces appliquées à la structure.

$$\mathbf{F} = \mathbf{K}\mathbf{q} \quad \Rightarrow \quad \mathbf{q} = \mathbf{K}^{-1}\mathbf{F} \quad \text{Eq-A.4 1}$$

En pratique ce n'est pas la matrice \mathbf{K} totale qui est inversée car elle est toujours singulière mais un sous-système obtenu après avoir classé les degrés de liberté selon qu'ils sont fixés ou que leur déplacement est imposé.

Dans le cas où on traite le contact, on cherche toujours l'équilibre de la structure sous charge mais le déplacement de certains nœuds est soumis à des restrictions car ceux-ci vont potentiellement entrer en contact avec une surface fixe ou mobile, déformable ou indéformable. Ces nœuds ne sont pas fixés mais pas libres non plus. Soient deux points A et B susceptibles d'entrer en contact (Figure-A4 1), par rapport à un repère de référence, les déplacements des points doivent respecter la condition suivante.

$$q_A - q_B \leq d \quad \text{Eq-A.4 2}$$

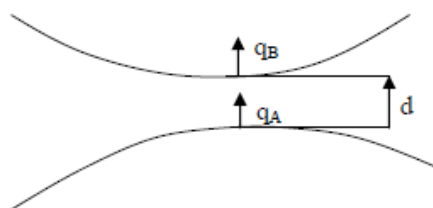


Figure-A4 1 : Relation entre les déplacements des points dans la gestion du contact [2007 CRA]

Deux approches sont possibles pour détecter le contact et le traiter : une approche nœud sur nœud ou nœud sur surface.

La notion de contact est modélisée par les équations de Signorini.

$$\begin{cases} \text{si } d > 0 \text{ alors } F = 0 \\ \text{si } d = 0 \text{ alors } F \neq 0 \end{cases} \quad \Rightarrow \quad Fd = 0 \quad \text{Eq-A.4 3}$$

Si la distance d est positive, la force de contact F_d est nulle et il n'y a pas de contact, si la distance est nulle, la force de contact est non nulle et le contact est établi. Dans tous les cas le produit force-distance est nul. En pratique, on considère qu'il n'y a pas de contact quand la distance est positive ou nulle et que le contact est établi lorsque la distance est négative, ce qui revient à dire qu'il y a interférence.

Malgré son caractère non-linéaire, le contact peut être géré dans une analyse linéaire : dans le système d'équation un tri est effectué entre les degrés de liberté susceptibles d'entrer en contact (leur sélection est prédéterminée par l'utilisateur) pour lesquels le problème de contact est résolu non linéairement et les autres degrés de liberté pour lesquels le problème d'équilibre statique est résolu linéairement. Dans une analyse non-linéaire c'est toute la structure qui est traitée de façon non linéaire.

La résolution du contact est itérative : initialement on suppose qu'il n'y a pas de contact et on calcule les déplacements de tous les degrés de liberté. S'il y a interférence, des corrections sont appliquées itérativement sur le champ de déplacement pour qu'il respecte les conditions imposées.

La sélection des nœuds susceptibles d'entrer en contact doit être faite judicieusement : ni trop étendue pour ne pas alourdir le calcul, ni trop étroite pour éviter l'interpénétration de nœuds qui alors ne se « voient » pas.

L'approche nœud à nœud du contact est la première à avoir été implantée dans les codes. Les maillages des deux parties de structures susceptibles d'entrer en contact doivent être coïncidant, ce qui est très contraignant. Il n'y a pas de discrimination entre les deux parties de structures, elles jouent le même rôle mais l'une est appelée « impactante » et l'autre « impactée ». Ce type de contact est adapté tant que les déplacements relatifs sont petits en particulier dans la zone de contact. La direction de la normale est imposée par l'utilisateur ou orthogonale à la surface de contact qui contient les nœuds impactés.

L'approche nœud sur surface permet aux deux surfaces d'être maillées de façon indépendante. Les nœuds « impactants », appelés « esclaves » entrent en contact avec les surfaces ou faces « impactées » dites « maîtresses ». On détermine où aboutit la projection du nœud sur la surface puis on calcule la distance entre le nœud et la projection (Figure-A4 2).

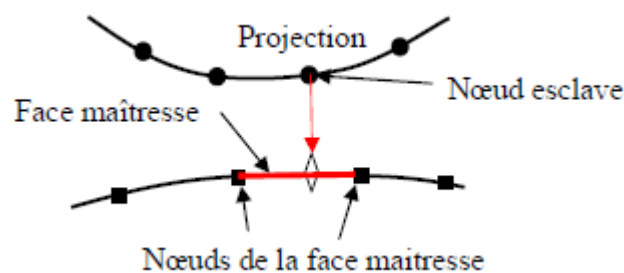


Figure-A4 2 : Relations entre nœuds esclaves et faces maîtresses [2007 CRA]

Les éléments impactants et impactés ne jouent alors plus le même rôle d'un point de vue numérique. Les maillages de ces surfaces sont donc adaptées selon le rôle : la « partie esclave » est maillée plus finement que la partie « maîtresse » pour éviter tout risque que certains nœuds passent au travers (Figure-A4 3).

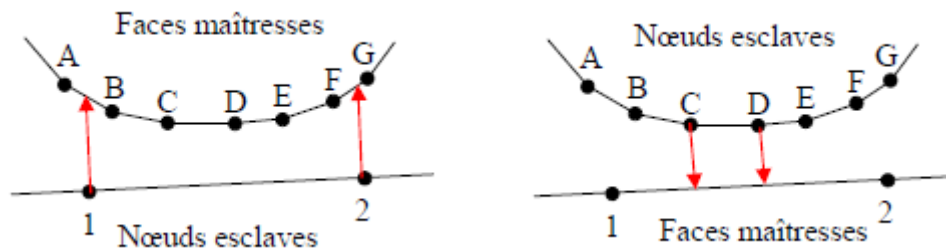


Figure-A4 3 : Maillages différents pour les côtés maître et esclave [2007 CRA]

Le contact peut être traité simultanément avec la résolution du problème mécanique, les itérations sont couplées ou indépendamment, les itérations sont découplées. Dans le premier cas, la mise en œuvre est simple mais la convergence peut être plus difficile. Dans le second cas, la convergence peut être plus facile et les incréments plus grands mais le nombre d'itérations augmente.

A4- I.2 Modes rigides

I.2.1 Modes rigides et itérations couplées

Il n'y a pas de mode rigide lorsque les conditions aux limites empêchent tout mouvement d'ensemble de la structure. Dans le cas où la structure a des modes rigides, tant que le contact n'est pas établi la matrice de raideur étant non inversible, il n'est pas possible de trouver la position d'équilibre : il faut utiliser des techniques particulières pour permettre au calcul de se démarrer.

Lorsqu'il s'agit de deux structures qui peuvent entrer en contact, une technique consiste à supposer connues les positions finales des pièces et déterminer les nœuds qui sont en contact. Ces nœuds peuvent être alors collés ou liés par des liaisons cinématiques. Il faut vérifier à l'examen du résultat que le choix était pertinent. Il est aussi possible de bloquer les modes rigides en introduisant des ressorts entre certains nœuds des deux pièces [2012 SAM-3]. Selon le nombre et la position des ressorts associés aux conditions aux limites associées aux pièces respectives, il n'existe plus de mode rigide. La raideur des ressorts doit être dimensionnée de sorte à ce qu'ils ne perturbent pas le calcul. Ils ne doivent pas être de raideur trop faible pour ne pas déconditionner la matrice de raideur, et ils ne doivent pas être de raideur trop forte pour ne pas changer la nature du problème. Une fonction, définissant l'évolution de la raideur des ressorts en fonction de la distance d , peut être associée à ces ressorts. Lorsque les nœuds ne sont pas en contact, les ressorts ont une certaine raideur, lorsqu'ils sont en contact la raideur est nulle. Une autre possibilité consiste à interpénétrer initialement les pièces entre elles. Puis l'équilibre est retrouvé sous l'action

conjointe des charges externes qui intensifie l'interpénétration et l'action de la réaction de contact qui s'y oppose.

I.2.2 Modes rigides et itérations découplées

Il n'y a pas de problème particulier dans le cas où des modes rigides sont présents, tous les contacts sont supposés établis à l'instant initial : il n'y a pas besoin de technique particulière contrairement au cas précédent.

A4- I.3 Traitement du contact

I.3.1 Traitement du contact et itérations couplées

I.3.1.1 Méthode de pénalité

La méthode de pénalité consiste à minimiser la distance d_i , entre le nœud I et sa projection P sur la face maîtresse associée, en introduisant un terme supplémentaire dans l'expression de l'énergie de déformation. On cherche à minimiser cette énergie pour déterminer la position d'équilibre sous contrainte de déplacement. Un terme p_i , le terme de pénalité, homogène à une raideur est associé à d_i .

$$W_0 = \frac{1}{2} \mathbf{q}^T \mathbf{K} \mathbf{q} - \mathbf{q}^T \mathbf{F} + \frac{1}{2} \sum p_i d_i^T d_i \quad \text{Eq-A.4 4}$$

Si la distance d_i positive ou nulle, le terme de pénalité p_i est nul, si la distance de contact d_i est négative, le terme de pénalité est non nul, sa valeur est proportionnelle à l'interpénétration calculée.

Au cours de la résolution du calcul, la première étape consiste à considérer qu'il n'y a pas de contact. Puis à l'issue de cette étape les distances sont calculées. Les distances négatives révèlent une violation des conditions de contact, on applique sur les nœuds en contact une force interne. On cherche la « correction de déplacement » dq qui permet d'obtenir un équilibre avec une interpénétration inférieure à un seuil. La résolution du contact par cette méthode peut conduire à des problèmes numériques : déconditionnement de la matrice et oscillations numériques car la convergence peut être difficile à obtenir. La prise en compte du frottement dans le problème de contact s'effectue de la même façon que précédemment. Lorsque l'effort normal dû à l'interpénétration est évalué, on en déduit l'effort tangentiel.

I.3.1.2 Multiplicateurs de Lagrange

A chacun des nœuds esclaves, on associe des multiplicateurs de Lagrange λ_i qui sont des inconnues supplémentaires associées aux distances d_i . Un λ_i est homogène à une force et représente l'effort qu'il faut fournir au système pour que la contrainte cinématique Φ qui

lie les déplacements relatifs soit satisfaite. La contrainte cinématique est introduite entre les déplacements relatifs lorsqu'il y a interpénétration.

$$\begin{aligned} \text{Si } q_i - q_j - d \leq 0 & \Rightarrow \lambda_i = 0 \\ \text{Si } q_i - q_j - d > 0 & \Rightarrow \phi_i = q_i - q_j - d = 0 \end{aligned} \quad \text{Eq-A.4 5}$$

On introduit une nouvelle expression de l'énergie W_1 appelée Lagrangien [2008 CRA-b], qu'il faut à nouveau minimiser pour obtenir l'équilibre.

$$W_1 = W_0 + \lambda\phi = \frac{1}{2} \mathbf{q}^T \mathbf{K} \mathbf{q} - \mathbf{q}^T \mathbf{F} + \lambda\phi \quad \text{Eq-A.4 6}$$

Des problèmes dans le traitement des matrices et la décomposition du système conduit à introduire un terme de pénalisation p (qui n'a rien à voir avec la technique précédemment présentée) mais qui permet d'éviter la présence de 0 sur la diagonale de la matrice. La nouvelle expression de l'énergie qui en découle, le Lagrangien augmenté W_2 [2008 CRA-b], est définie positive.

$$W_2 = W_1 + \frac{1}{2} p \phi^T \phi = \frac{1}{2} \mathbf{q}^T \mathbf{K} \mathbf{q} - \mathbf{q}^T \mathbf{F} + \lambda\phi + \frac{1}{2} p \phi^T \phi \quad \text{Eq-A.4 7}$$

Les termes p ont une influence sur la vitesse de convergence de l'algorithme mais pas sur la solution.

Le critère de contact n'est plus défini par la seule valeur de la distance d_i ce qui pouvait conduire à des oscillations mais dépend de la distance d_i et du multiplicateur de Lagrange λ_i qui y est associé.

$$p d_i + \lambda_i \leq 0 \quad \text{Eq-A.4 8}$$

Dans le cas de la méthode par pénalité on corrige itérativement la position des nœuds « impactants » par résolution du système jusqu'à la convergence. Dans le cas des multiplicateurs de Lagrange, on connaît la position des nœuds « impactants » à l'itération i , il est traité comme un nœud dont le déplacement est imposé de sorte à ce qu'il n'y ait pas interpénétration à l'itération suivante.

I.3.2 Traitement du contact et itérations découplées.

Lorsque les itérations sont découplées, on impose une contrainte entre le nœud esclave et la face maîtresse même s'il n'y a pas de contact, les multiplicateurs de Lagrange sont toujours actifs ce qui permet de traiter les problèmes avec des modes rigides sans technique additionnelle particulière. Seule une partie de l'énergie du problème est minimisée, celle des degrés de libertés potentiellement libres.

A4- I.4 Application aux analyses de ce document

Dans ce document, le contact n'a pas été traité entre deux structures maillées mais entre la structure et des surfaces indéformables qui représentent les conditions aux limites mécaniques. Dans le cas du pont, ce sont les appuis qui ont été modélisés par des surfaces cylindriques indéformables pour prendre en compte le fait que les points de la structure en contact avec le support changent au cours du chargement. Dans le cas de la cloison, ce sont les rails de maintien qui ont été modélisés par des plans. Six plans ont été générés : un en bas et un en haut de chaque côté de la cloison pour modéliser les parois des rails, un pour la surface d'appui sur la face inférieure de la cloison et un pour l'application du chargement sur la face supérieure de la cloison. Les plans générés sont infinis, la taille de la surface représentant le rail est prise en compte lorsque la sélection des nœuds « impactants » est réalisée. La définition de ces plans de contact permet à la structure de venir au contact d'un côté ou de l'autre, de se détacher localement ou globalement d'un plan et de fléchir dans sa largeur.

La gestion du contact a été réalisée par itérations couplées. Elle est du type nœud sur surface de la même façon qu'est traité le contact entre deux structures maillées.

Dans le cas du pont, une partie de la surface cylindrique et des nœuds de la structure ont des positions géométriques similaires, il n'y a pas de mode rigide détecté, le calcul peut démarrer. Dans le cas de la cloison, le plan inférieur et le plan supérieur sont géométriquement confondus, comme précédemment, il n'y a pas de mode rigide détecté dans la direction de la longueur, pas plus qu'il n'y en a dans le sens de la largeur du fait des conditions de symétrie. Reste le cas des quatre plans latéraux. La cloison est située à égale distance des plans, il n'y a pas de force exercée sur la structure qui établirait son contact avec l'un des plans plus qu'avec un autre. Par conséquent, il n'est pas possible en l'état de déterminer une position d'équilibre de la structure à l'état initial. Il reste deux modes rigides : l'un de translation dans la direction de l'épaisseur et l'autre de rotation. Il faut donc avoir recours à l'utilisation de ressorts. Ceux-ci ont été placés aux quatre coins de la structure en 2D, sur les quatre arêtes en 3D. Leur raideur a été prise suffisamment faible pour ne pas influencer la réponse du calcul (une analyse de sensibilité a été faite) et suffisamment grande pour ne pas déconditionner le système.

A5- I. Annexe 5 : Analyse Dynamique

Dans ce paragraphe, sont rappelés des principes de la réponse dynamique et certaines méthodes de résolution de l'équation d'équilibre de la dynamique. De plus amples explications et détails sont donnés dans [2010 CRA] p 247-259 et [2008 CRA] p 207-224.

A5- I.1 Généralités

Lorsque les sollicitations mécaniques appliquées aux structures ne sont pas statiques mais dynamiques, la réponse dynamique, telle que transitoire ou harmonique par exemple, est obtenue par la résolution de l'équation suivante où \mathbf{K} est la raideur, \mathbf{M} la masse, \mathbf{q} le déplacement, $\ddot{\mathbf{q}}$ l'accélération, \mathbf{F}_a les forces d'amortissement et \mathbf{g} l'excitation. Dans le cas d'un amortissement visqueux dû aux forces internes F_a s'écrit $\mathbf{B}\dot{\mathbf{q}}$.

$$\mathbf{K}\mathbf{q} + \mathbf{F}_a + \mathbf{M}\ddot{\mathbf{q}} = \mathbf{g} \quad \text{Eq-A5 1}$$

Si \mathbf{g} est une fonction du temps, la réponse est transitoire, si \mathbf{g} est une fonction sinusoïdale de la pulsation ω et que l'on s'intéresse à la réponse en amplitude en fonction de ω la réponse est harmonique. Dans le cas qui nous intéresse, la sollicitation dépend du temps et le problème n'est pas un problème harmonique. Une méthode de résolution de l'équation dynamique en non-linéaire est la méthode dite d'intégration directe.

A5- I.2 Intégration directe

L'intégration directe peut être utilisée en linéaire et en non linéaire, en non linéaire on a des techniques propres à l'implicite et à l'explicite.

La méthode par intégration directe implique l'utilisation de schémas d'intégration pour obtenir la réponse. Une relation est établie entre le couple déplacement et vitesse à l'instant t_{n+1} et le même couple à des instants précédents. Si plusieurs instants précédents sont impliqués, le schéma est multipas, si un seul instant précédent est impliqué, le schéma est monopas. Si le déplacement à l'instant t_{n+1} est dépendant de la vitesse au même instant, le schéma est implicite, sinon il est explicite. Dans le cas d'un schéma implicite, on effectue une prédiction du déplacement et de la vitesse. Ces prédictions sont introduites dans les équations d'équilibre. On évalue un résidu et si celui-ci est supérieur à un seuil, les prédictions sont corrigées jusqu'à ce qu'elles satisfassent les équations d'équilibre. Il existe plusieurs types de schémas implicites dont celui de Newmark. Les schémas explicites imposent des pas de temps très petits et sont utilisés exclusivement pour la dynamique rapide, ce qui n'est pas le cas étudié ici.

A5- I.2.1 Schéma de Newmark en analyse linéaire

Le schéma de Newmark est monopas et implicite ou explicite selon la valeur choisie pour le paramètre β . Il consiste à écrire les développements en série de Taylor du déplacement et de la vitesse qui font apparaître deux paramètres indépendants β et γ .

$$\begin{aligned}\dot{\mathbf{q}}_{n+1} &= \dot{\mathbf{q}}_n + h[(1-\gamma)\ddot{\mathbf{q}}_n + \gamma\ddot{\mathbf{q}}_{n+1}] \\ \mathbf{q}_{n+1} &= \mathbf{q}_n + h\dot{\mathbf{q}}_n + h^2\left[\left(\frac{1}{2}-\beta\right)\ddot{\mathbf{q}}_n + \beta\ddot{\mathbf{q}}_{n+1}\right]\end{aligned}\quad \text{Eq-A5 2}$$

A partir de ce développement, on identifie les prédictions des vitesses et déplacement $\bar{\dot{\mathbf{q}}}$ et $\bar{\mathbf{q}}$, ils sont les premiers termes du développement de Taylor, ils ne contiennent que l'information à l'instant t_n .

$$\begin{aligned}\dot{\mathbf{q}}_{n+1} &= \bar{\dot{\mathbf{q}}}_{n+1} + h\gamma\ddot{\mathbf{q}}_{n+1} \\ \mathbf{q}_{n+1} &= \bar{\mathbf{q}}_{n+1} + h^2\beta\ddot{\mathbf{q}}_{n+1}\end{aligned}\quad \text{Eq-A5 3}$$

Ces développements sont introduits dans l'équation d'équilibre dynamique. En regroupant les termes on obtient une équation matricielle de la forme suivante en linéaire.

$$\mathbf{S}\ddot{\mathbf{q}}_{n+1} = \mathbf{g}_{n+1} - \mathbf{B}\bar{\dot{\mathbf{q}}}_{n+1} - \mathbf{K}\bar{\mathbf{q}}_{n+1} \quad \mathbf{S} = \mathbf{M} + h\gamma\mathbf{B} + h^2\beta\mathbf{K} \quad \text{Eq-A5 4}$$

La matrice \mathbf{S} est connue et constante tant que le pas de temps l'est puisqu'elle dépend de ce même pas de temps. L'accélération est obtenue par résolution du système précédent. Puis, connaissant la valeur de l'accélération $\ddot{\mathbf{q}}_{n+1}$, la vitesse et le déplacement sont corrigés.

A5- I.2.2 Schéma de Newmark en analyse non linéaire

En dynamique non linéaire, on procède différemment du linéaire. L'équation d'équilibre est écrite sous une autre forme.

$$\mathbf{M}\ddot{\mathbf{q}}_{n+1} + \mathbf{g}_{n+1}^{\text{int}} = \mathbf{g}_{n+1}^{\text{ext}} \quad \text{Eq-A5 5}$$

Les mêmes développements en série de Taylor que ceux présentés en approche linéaire sont utilisés et ils sont de la même manière introduits dans l'équation d'équilibre. On ne cherche plus l'accélération mais le déplacement, qu'on estime à t_{n+1} par résolution de l'équilibre par un algorithme de Newton-Raphson [2012 SAM-4]. Puis on évalue le résidu qui est le déséquilibre entre la partie connue à l'instant t_{n+1} et la partie estimée au même instant. En fonction de la valeur du résidu, on peut être amené à calculer la correction à apporter sur l'estimation du déplacement via la matrice d'itération. Son expression est différente de celle de matrice \mathbf{S} utilisée pour une résolution linéaire.

A5- I.2.3 Stabilité du schéma

Un schéma est dit stable s'il existe un pas de temps en dessous duquel toute perturbation induit une modification finie du déplacement et de la vitesse. Lorsque le pas de temps minimal est infini, la stabilité est inconditionnelle. L'étude de la stabilité du schéma de Newmark conduit à des relations entre β , γ , ω , la pulsation du dernier mode propre représentatif de la réponse et h le pas de temps. En particulier les deux relations suivantes.

$$\delta = \left(\gamma + \frac{1}{2} \right)^2 - 4\beta \leq \frac{4}{\omega^2 h^2} \quad \gamma \geq \frac{1}{2} \quad \text{Eq-A5 6}$$

Une valeur de γ strictement supérieure à $1/2$ implique l'existence d'un amortissement numérique sans signification physique qui est toutefois généralement bénéfique à la solution car la structure est toujours amortie dans la réalité. La deuxième relation statue sur la stabilité du schéma. Si δ est négatif ou nul, la stabilité est inconditionnelle car indépendante du pas de temps. γ est théoriquement compris entre 0 et 1 car il situe à la « position » entre t_n et t_{n+1} à laquelle on se trouve lorsqu'est fait le développement en série de Taylor du déplacement et de la vitesse. En pratique, on s'arrange pour se placer dans un cas inconditionnel particulier pour lequel $\delta=0$. Par conséquent, une égalité existe en β et γ , l'utilisateur choisit γ et il en déduit la valeur de β par la relation suivante.

$$\beta = \left(\frac{2\gamma + 1}{4} \right)^2 \quad \text{Eq-A5 7}$$

Dans certains cas, une approche statique non linéaire ne permet pas de calculer le comportement statique d'une structure. La résolution du problème via les équations de la dynamique permet de prendre en compte des effets d'inertie qui peuvent stabiliser la solution numérique. Cette technique est illustrée dans le cas du flambage en non linéaire de certaines structures, par exemple dans le cas d'un point limite ou d'une bifurcation instable. La matrice tangente K_T devenant singulière, le calcul s'interrompt. Dans le cas d'une approche dynamique non linéaire, on n'inverse pas la matrice K_T mais la matrice d'itération qui elle n'est pas singulière. Le calcul peut donc se poursuivre.

A5- I.3 Application aux analyses de ce document

Dans ce document, l'approche dynamique non linéaire n'a pas été traitée pour résoudre un problème de stabilité mais pour traiter le comportement d'une cloison comprise entre des plans de contact. Dans un premier temps, sous l'effet du gradient de température, elle s'est fléchie et plaquée sur un côté. Lorsque la température a eu tendance à s'uniformiser et le matériau a commencé à se dégrader, la cloison s'est progressivement redressée et a commencé à se décoller de son plan de contact. L'analyse statique non linéaire ne permettait pas de passer ce point. C'est pourquoi le problème a été traité en dynamique. Des études précédentes [2009 CRA] et [2015 CRA] ont montré que l'utilisation d'un schéma de Newmark avec un fort amortissement et des paramètres choisis de sorte à ce que ce schéma soit inconditionnellement stable permettait l'obtention de bons résultats. C'est ce qui a été utilisé dans les analyses dynamiques présentées.

Thèse de Doctorat

Anne-Charlotte GOUPIL

Contribution à l'étude numérique du comportement au feu d'un panneau composite pour l'industrie navale

Contribution to numerical study of the behavior of a composite panel under fire for naval industry

Résumé

Pour être commercialisés et installés à bord des navires, les panneaux structuraux tels que les cloisons et les ponts doivent passer avec succès un essai normalisé de résistance au feu de type ISO 834. De tels essais sont longs et coûteux, les constructeurs de panneaux souhaitent par conséquent maximiser les chances de succès lors du passage de leur produit au test en particulier pour les designs alternatifs que constituent les sandwichs composite.

La simulation par éléments finis est un outil pour modéliser le comportement thermomécanique de telles structures. Les codes industriels comme SAMCEF qui a été utilisé dans ce travail sont capables de réaliser des analyses thermiques avec dégradation et des analyses mécaniques mettant en jeu la gestion du contact, la dégradation des propriétés mécaniques et la perte des structures par ruine.

L'enjeu de cette étude est d'abord identifier les spécificités de telles structures particulières par leur taille, leur conception, de déterminer quelles sont les données thermiques et mécaniques nécessaires pour alimenter le modèle numérique et le cas échéant de les construire à partir des résultats de la réaction au feu des matériaux. Des modèles numériques que l'on souhaite robustes et utilisables dans un contexte industriel, sont développés pour déterminer le comportement thermomécanique de tels panneaux. Ils prennent en compte l'évolution des propriétés thermiques et mécaniques des matériaux en cours de dégradation. Ces modèles doivent permettre par la suite l'estimation des performances de nouveaux designs lors d'un essai de certification ISO 834.

Mots clés

Thermomécanique, Résistance au feu, Composite, Sandwich, Éléments finis, Pyrolyse, Simulation numérique

Abstract

Structural panels used in naval industry such as bulkheads and decks must succeed in standard certification tests such as ISO 834 to be commercialized and settled on board. As these tests are long and expensive, panel manufacturers wish to maximize chances of success for their panels when submitted to certification tests especially when it comes to alternative designs such as composite sandwich panels.

Finite elements analyses are used to model thermo-mechanical behavior. Industrial software such as SAMCEF, which was used to conduct this work, are able to solve thermal analyses with degradation and mechanical analyses involving contact conditions, degradation of mechanical properties and loss of structures due to failure.

The objective in this study is to first identify characteristics of these structures. They are special due to their size and their manufacturing. This study aims also to determine thermal and mechanical data required for numerical modeling.

When necessary some data can be computed from results coming from the results of the materials' reaction to fire. Numerical models are developed to determine thermo-mechanical behavior and are designed to be robust and used in industrial context. They include the evolution of thermal and mechanical properties during the degradation process. These models must enable to estimate the performances of innovative designs during an ISO 834 certification test.

Key Words

Thermomechanical analysis, Fire resistance, Composite material, Sandwich structure, Finite element analysis, Pyrolysis, Numerical simulation