



THESE

Pour l'obtention du titre de

DOCTEUR DE L'UNIVERSITÉ HENRI POINCARÉ, NANCY 1

Spécialité: Sciences du Bois

Présentée par

Poliana DIAS de MORAES

INFLUENCE DE LA TEMPERATURE SUR LES ASSEMBLAGES BOIS

Directeur de thèse: Pr. Pascal Triboulot

Soutenue publiquement le 29 novembre 2003 devant la commission d'examen:

Président

Remy MARCHAL

Professeur, ENSAM CLUNY

Rapporteurs:

Daniel GUITARD

Professeur, Université de Bordeaux I

José L. TORERO

Professeur, Université d'Edimbourg, Écosse

Examineurs:

Pascal TRIBOULOT

Professeur, Université H. Poincaré Nancy 1

Gilles DUCHANOIS

Maître de conférence, LERMAB/ENSTIB

Yann ROGAUME

Maître de conférence, LERMAB/ENSTIB

À mon père et à ma mère pour leur affection et leur
soutien inconditionnel

À Aguinaldo qui m'entoure de son amour.

À toutes les personnes qui ont fait ce que je suis

Minha terra tem primores,
Que tais não encontro eu cá;
Em cismar – sozinho, à noite –
Mais prazer eu encontro lá;
Minha terra tem palmeiras,
Onde canta o Sabiá.

Gonçalves Dias
De *Primeiros cantos* (1847)

AVANT-PROPOS

Mener à terme une recherche est une tâche ardue et très souvent décourageante. Je tiens donc à associer à l'aboutissement de ce travail toutes les personnes que m'ont permis de le réaliser et celles qui m'ont apporté leur soutien.

Je remercie en premier lieu Pascal TRIBOULOT et Gilles DUCHANOIS pour m'avoir acceptée au sein de l'Equipe Génie Civil Bois du laboratoire.

Au cours de ces trois années, j'ai eu la chance d'approcher de très près le monde de la combustion et du bois grâce à Yann ROGAUME et Jean-François BOCQUET, Maîtres de Conférences à l'ENSTIB. Je tiens donc à leur exprimer toute mon amitié et mes sincères remerciements pour leurs collaboration et pour tout le temps précieux qu'ils m'ont consacré.

Messieurs José TORERO, Professeur à l'Université d'Edimbourg en Écosse, et Daniel GUITARD, Professeur à l'Université de Bordeaux I, ont accepté d'être rapporteur de ce travail et de l'examiner. Ils m'ont fait le plaisir d'effectuer cette tâche avec une grande objectivité, ce qui me touche profondément.

Monsieur Rémy MARCHAL, Professeur à l'ENSAM à Cluny, m'a fait le plaisir d'examiner ce travail et de présider le jury. Je l'assure de mon grand respect et de ma sincère considération.

Je remercie mes amis thésards: Cecilia FUENTEALBA et Cristian FERNANDEZ pour leur grandes disponibilités et pour le partage qu'ils savent faire de leurs compétences; Marie-Laure RABOT-QUERCI et Claude BERNARD pour l'aide apportée à la correction de cette thèse; grâce à eux, maintenant, elle ressemble à une thèse rédigée en français.

Je exprime ma reconnaissance à Monsieur Jean-Jacques BALLAND, assistant ingénieur à l'ENSTIB, par son aide dans la réalisation des dispositifs d'essais.

Je n'oublierai pas Sébastien CHAPUIS et Bohan XU pour leur aides pendant la réalisation de la partie expérimentale de cette thèse.

Je me dois de remercier les enseignants-chercheurs, l'ensemble des techniciens et le personnel administratif de l'ENSTIB pour leur bienveillance et leur gentillesse.

Enfin, je remercie la Fundação Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior (CAPES), Brésil, pour le financement de ce travail.

RÉSUMÉ

L'architecture actuelle tend à rendre les structures de plus en plus légères, autant pour l'esthétique que pour en limiter le coût. Les structures bois s'adaptent bien à ces nouveaux défis. Elles sont agréables et présentent une haute qualité environnementale. Pour généraliser l'utilisation du bois en construction, on se heurte à des questions sur la sécurité incendie de ces structures. Les réglementations actuelles imposent une durée de stabilité au feu précise afin de permettre l'évacuation des locaux et le combat de l'incendie. Étant donné que le potentiel de résistance au feu d'une ancienne charpente est reconnue, cette exigence de stabilité se traduit, particulièrement pour les structures bois, par un besoin de connaissances sur le comportement au feu des assemblages nouveaux, notamment utilisant des éléments métalliques.

Ce travail est dédié à l'étude du comportement au feu des assemblages bois monotiges. Il est divisé en trois parties. La première partie est consacrée à l'étude de l'influence de la température sur le module d'élasticité en flexion et sur la portance locale pour une plage de température entre 20 et 300 °C. La deuxième partie est dédiée à l'étude de la carbonisation du bois et de l'influence d'une tige métallique au sein de ce matériau. La troisième partie concerne le comportement au feu des assemblages bois monotiges.

Ce travail a ainsi permis de déterminer les caractéristiques mécaniques du bois en fonction de la température et de modéliser la carbonisation du bois autour d'une tige métallique. Ce deux résultats ont ensuite été utilisés pour mettre en place un modèle de résistance au feu d'un assemblage bois métal monotige. Les résultats du modèle ont montré une bonne concordance avec des essais, aussi bien au niveau du comportement de l'assemblage que du temps de résistance avant la rupture.

ABSTRACT

The trend in modern architecture requires lighter structures for aesthetical reasons as well as for cost reduction. Wood structures lend themselves better to these new challenges. They are pleasing and have less environmental impact. However, the more generalized use of wood for building raises concern for fire safety. The current standards require the structure stability for a minimum time to ensure the building evacuation and the fire fight. Considering that the fire endurance of wood is well-known, the stability requirement is reduced mainly to the need to know the behaviour of timber joints on fire.

The aim of this work is to study the fire behaviour of single-dowel timber joints and it is divided into three parts. The first part is a study of the influence of the temperature on the modulus of elasticity and on the embedding strength in a range between 20 and 300 °C. In the second part, the wood charring and the influence of a metallic dowel embedded in wood is studied. In the third part, the fire behaviour of single-dowel timber joints is analysed.

The wood mechanical characteristics are determined as a function of temperature and the wood charring around a metallic dowel is settled on. These two results are used to develop a model to simulate the fire endurance of a single-dowel metal-wood joint. The experimental tests have shown good agreement with the proposed model with relation to the joint behaviour and the time before fracture.

SOMMAIRE

1. Introduction générale.....	21
2. Influence de la température sur les propriétés mécaniques du bois.....	29
2.1. Introduction.....	31
2.2. Étude bibliographique.....	32
2.2.1. Structure du bois.....	32
2.2.1.1. Composition chimique.....	32
2.2.1.2. Structure cellulaire microscopique.....	33
2.2.1.3. Structure macroscopique.....	35
2.2.2. Hygroscopie du bois.....	35
2.2.3. Polymères du bois et température.....	36
2.2.4. Propriétés mécaniques du bois et température.....	39
2.2.4.1. Module d'élasticité.....	41
2.2.4.2. Résistance en cisaillement.....	42
2.2.4.3. Résistance en traction parallèle et perpendiculaire aux fibres.....	43
2.2.4.4. Résistances en compression parallèle et perpendiculaire aux fibres.....	44
2.3. Influence de la température sur le MOE du Pinus sylvestris.....	47
2.3.1. Matériels et méthodes.....	48
2.3.1.1. Échantillons et éprouvettes.....	48
2.3.1.2. Essais en TMA.....	49
2.3.1.3. Essais standard.....	52
2.3.2. Résultats et discussions.....	52
2.3.2.1. Validation des essais TMA par la méthode standard.....	52
2.3.2.2. MOE et raideur en flexion à travers les isothermes.....	53
2.3.2.3. MOE et raideur à travers la montée en température.....	55
2.4. Influence de la température sur la portance locale.....	57
2.4.1. Matériels et méthodes.....	58
2.4.1.1. Échantillons et éprouvettes.....	58
2.4.1.2. Essais mécaniques.....	60
2.4.1.3. Echauffement des éprouvettes et mesure de la température.....	61
2.4.2. Résultats et discussions.....	61

2.4.2.1.	Humidité en fonction de la température.....	62
2.4.2.2.	Courbes force-déplacement.....	62
2.4.2.3.	Portance locale	67
2.4.2.4.	Module de fondation initial.....	70
2.4.2.5.	Module de fondation	71
2.4.2.6.	Module de fondation élastique.....	73
2.5.	Influence de la température sur la dureté Brinell.....	74
2.5.1.	Matériels et méthodes.....	75
2.5.1.1.	Échantillons et éprouvettes.....	75
2.5.1.2.	Essais mécaniques.....	76
2.5.2.	Résultats et discussions	77
2.5.2.1.	Humidité en fonction de la température.....	77
2.5.2.2.	Dureté Brinell en fonction de la température.....	78
2.5.2.3.	Portance locale en fonction de la dureté Brinell	80
2.6.	Conclusions partielles	81
3.	Carbonisation du bois.....	83
3.1.	Introduction.....	85
3.2.	Étude bibliographique	86
3.2.1.	Combustion du bois.....	86
3.2.2.	Taux de carbonisation	90
3.2.3.	Détermination de la résistance au feu des éléments structuraux.....	92
3.2.4.	Influence de la température sur les propriétés thermophysiques du bois et du charbon 97	
3.2.4.1.	Masse volumique.....	98
3.2.4.2.	Capacité calorifique.....	99
3.2.4.3.	Conductivité thermique.....	102
3.2.4.4.	Emissivité et absorptivité d'une surface.....	107
3.3.	Détermination de la carbonisation du bois et de son profil de température.....	108
3.3.1.	Matériels et méthodes.....	108
3.3.1.1.	Échantillon et éprouvettes	109
3.3.1.2.	Essais thermiques	109
3.3.2.	Résultats et discussion.....	112
3.3.2.1.	Carbonisation du bois.....	112
3.3.2.2.	Profils de températures.....	118

3.4.	Modélisation de la carbonisation du bois	123
3.4.1.	Définition du problème	124
3.4.1.1.	Hypothèses de modélisation.....	125
3.4.2.	Description du modèle	125
3.4.3.	Méthode Dupont II	127
3.4.4.	Paramètres du modèle	129
3.4.4.1.	Chargement thermique	129
3.4.4.2.	Conductivité thermique	130
3.4.4.3.	Capacité calorifique.....	130
3.4.4.4.	Masse volumique.....	131
3.4.4.5.	Chaleur volumique	131
3.4.4.6.	Absorptivité et émissivité des surfaces	132
3.4.4.7.	Facteur de vue	133
3.4.4.8.	Coefficient de convection.....	133
3.4.5.	Résultats et discussion.....	134
3.4.5.1.	Modélisation d'une éprouvette sans trou	134
3.4.5.2.	Modélisation d'une éprouvette avec tige	135
3.5.	Conclusions partielles	137
4.	Assemblages bois	139
4.1.	Introduction	141
4.2.	Étude bibliographique	142
4.2.1.	Types d'assemblages.....	142
4.2.2.	Comportement des assemblages.....	145
4.2.3.	Rupture des assemblages monotiges	147
4.2.4.	Modélisation du comportement des assemblages monotige	150
4.2.4.1.	Théorie de l'analyse limite	150
4.2.4.2.	Modèle de poutre sur appuis continus.....	152
4.2.5.	Calcul des assemblages brochés selon l'Eurocode 5	154
4.3.	Comportement à chaud des assemblages bois.....	156
4.3.1.	Matériels et méthodes.....	156
4.3.1.1.	Echantillons et éprouvettes.....	156
4.3.1.2.	Essai de détermination de la résistance caractéristique.....	157
4.3.1.3.	Essai de détermination de la résistance au feu	158
4.3.2.	Résultats et discussions	159

4.3.2.1.	Résistance caractéristique à température ambiante	160
4.3.2.2.	Rupture des éprouvettes soumises à un flux de chaleur.....	160
4.3.2.3.	Courbes de température à l'intérieur des éprouvettes	161
4.3.2.4.	Courbes de glissement en fonction du temps	162
4.4.	Modélisation du comportement mécanique d'un assemblage monotige sur l'influence d'un flux de chaleur	165
4.4.1.1.	Algorithme général.....	169
4.4.2.	Résultats et discussions	170
4.4.2.1.	Déformation de l'assemblage monotige.....	170
4.4.2.2.	Charge de rupture	171
4.5.	Conclusions partielles	172
5.	Conclusion générale	175
6.	Bibliographie	179
Annexes.....		193
Annexe A - Définition de la valeur de plastification de la portance locale		195
Annexe B - Taux de carbonisation selon les modèles expérimentaux et les normes.....		198
Annexe C - Influence de la température sur les propriétés de l'acier		202
Annexe D - Données expérimentale: module d'élasticité en flexion.....		205
Annexe E - Données expérimentales: enfoncement.....		206
Annexe F - Données expérimentales: dureté Brinell		210

LISTE DE FIGURES

Figure 1-1: Caractéristiques mesurées lors d'un essai d'enfoncement.....	25
Figure 2-1: Structure cellulaire du bois. (a) Feuillus: 1-section transverse; 2-section radiale; 3-section tangentielle; 4-cerne d'accroissement (McLean 1952, <i>apud</i> Thunman et Leckner 2002). (b) Résineux (Howard et Manwiller 1962, <i>apud</i> Thunman et Leckner 2002)	34
Figure 2-2: Organisation des parois cellulaires (Jozsa et Middleton 1997).....	34
Figure 2-3: Directions et sections dans un échantillon de bois parallélépipédique	35
Figure 2-4: Influence du taux d'humidité sur la température de transition vitreuse des hémicelluloses et de la lignine (a) et du bois (b) (Irvine 1984).....	38
Figure 2-5: Effet de la température sur le MOE parallèle aux fibres (Green, Winandy et Kretschmann 1999)	41
Figure 2-6: Effet de la température sur le MOE perpendiculaire aux fibres (Gerhards 1982).	41
Figure 2-7: Effet de la température sur le module d'élasticité parallèle aux fibres des résineux (prEN 1995-1-2 2002).....	42
Figure 2-8: Effet de la température sur la résistance en cisaillement parallèle aux fibres	43
Figure 2-9: Effet de la température sur la résistance en traction perpendiculaire aux fibres...	43
Figure 2-10: Effet de la température sur la résistance en traction parallèle aux fibres (Gerhards 1982; EN 1995-1-2 2002)	44
Figure 2-11: Effet de la température sur la résistance en compression parallèle aux fibres (Gerhards 1982; prEN 1995-1-2 2002)	45
Figure 2-12: Effet de la température sur la résistance en compression perpendiculaire aux fibres (Gerhards 1982)	45
Figure 2-13: Effet de la température sur les résistances en compression et en traction parallèles aux fibres (Schaffer 1973; Knudson et Schniewind 1975)	46
Figure 2-14: Dispositif d'essai en flexion à trois points de la TMA.....	49
Figure 2-15: Schema de l'analyseur thermomécanique (Manuel Mettler TA4000)	50
Figure 2-16: Agrandissement schématisé d'un thermogramme TMA.....	51
Figure 2-17: Module d'élasticité en flexion à température ambiante	53
Figure 2-18: MOE normalisé par rapport à ceux à 25 °C	54
Figure 2-19: Raideur en flexion normalisée.....	55

Figure 2-20: Raideur normalisée selon les montées en température de 5, 10, 20 et 40 °C/min	56
Figure 2-21: Comparaison entre les essais en isotherme et avec montée en température	57
Figure 2-22: Dimensions des éprouvettes	59
Figure 2-23: Enceinte thermique (a) et dispositif d'essai (b).....	60
Figure 2-24: Humidité finale de éprouvettes 8L et 8T.....	62
Figure 2-25: Courbes force-déplacement des essais de portance parallèle aux fibres pour les différents paliers de température	63
Figure 2-26: Courbes force-déplacement des essais de portance perpendiculaire aux fibres pour les différents paliers de températures.....	64
Figure 2-27: Rupture d'éprouvette en essais de portance longitudinale (a) et transversale (b).....	66
Figure 2-28: Portance longitudinale normalisée	68
Figure 2-29: Portance transversale normalisée	68
Figure 2-30: Moyennes des portances normalisées et de la résistance en compression (Knudson et Schniewiend 1975).....	69
Figure 2-31: Module de fondation initial normalisé obtenu en portance longitudinale.....	71
Figure 2-32: Module de fondation initial normalisé obtenu en portance transversale.....	71
Figure 2-33: Module de fondation normalisé obtenu en portance longitudinale	72
Figure 2-34: Module de fondation normalisé en portance transversale	73
Figure 2-35: Module de fondation élastique dans le sens longitudinal des fibres	73
Figure 2-36: Module de fondation élastique en portance transversale.....	74
Figure 2-37: Dimensions de l'éprouvette en dureté Brinell.....	76
Figure 2-38: Enceinte thermique (a) et dispositif d'essai (b).....	77
Figure 2-39: Humidité finale des éprouvettes après essais de dureté Brinell	78
Figure 2-40: Éprouvettes après avoir été testées.....	78
Figure 2-41: Rapport dureté Brinell spécifique en fonction de la température	79
Figure 2-42: Dureté Brinell en fonction de la masse volumique basale	80
Figure 2-43: Portance locale en fonction de la dureté Brinell.....	80
Figure 3-1: Dégradation du bois en basses et hautes températures (Browne 1958)	87
Figure 3-2: Zones de dégradation dans une section de bois (White 1995)	88
Figure 3-3: Courbes des incendies standard.....	91
Figure 3-4: Variation du taux de carbonisation en fonction du flux de chaleur rayonnant (Butler 1971, <i>apud</i> Drysdale 1998).....	92
Figure 3-5: Courbe d'un incendie réel compartimenté	93

Figure 3-6: Courbes des incendies standard et du flux de chaleur effectif sur la surface d'une structure en bois	94
Figure 3-7: Section transversale d'une poutre.....	95
Figure 3-8: Courbes de perte de masse	98
Figure 3-9: (a) Capacité calorifique en fonction de la température et de l'humidité valable pour le pin, le chêne et bouleau, déterminée à partir des mesures de la conductivité thermique et de la diffusivité (Kanter 1957, <i>apud</i> Steinhagen 1977); (b) Capacité calorifique pour l'épicéa, l'hêtre et le chêne (Kuhlmann 1962, <i>apud</i> Steinhagen 1977).	100
Figure 3-10: Chaleur spécifique en fonction de la température	101
Figure 3-11: (a) Conductivité thermique dans la direction radiale en fonction de la température et du taux d'humidité pour le bouleau (Kanter 1957, <i>apud</i> Steinhagen 1977); (b) Facteur d'ajustement en fonction de la masse spécifique (Chudinov 1968, <i>apud</i> Steinhagen 1977).....	103
Figure 3-12: Conductivité thermique du bois en fonction de la température.....	104
Figure 3-13: Hotte et dispositifs expérimentaux	109
Figure 3-14: Dispositif d'essais.....	110
Figure 3-15: Densité de rayonnement en fonction de la distance (Manuel Technova 1993). 110	
Figure 3-16: Schéma de la distribution des thermocouples	111
Figure 3-17: Éprouvettes respectivement non carbonisée et carbonisée.....	113
Figure 3-18: Coupe d'une éprouvette sans trou	113
Figure 3-19: Coupe d'une éprouvette avec trou sans tige	114
Figure 3-20: Coupe d'une éprouvette avec une tige noire	114
Figure 3-21: Coupe d'une éprouvette avec tige en finition naturelle.....	114
Figure 3-22: Schéma de la carbonisation	115
Figure 3-23: Couche de charbon en fonction du temps	117
Figure 3-24: Courbes de températures des éprouvettes sans trou (STR)	119
Figure 3-25: Courbes de températures des éprouvettes sans trou (STRF).....	120
Figure 3-26: Courbes de températures des éprouvettes avec trou et sans tige (STG).....	121
Figure 3-27: Courbes de températures avec tige noire (TN).....	122
Figure 3-28: Courbes de température des éprouvettes TC	123
Figure 3-29: Schéma du problème	124
Figure 3-30: Schéma de la libération de la chaleur	131

Figure 3-31: Courbes de température de l'éprouvette STR01 et de la modélisation par éléments finis.....	135
Figure 3-32: Courbes de température de l'éprouvette TN01 et de la modélisation par éléments finis.....	136
Figure 3-33: Isothermes de l'éprouvette TN01 issues de la modélisation par éléments finis	136
Figure 4-1: Exemple d'une assemblage rigide (Le Govic 1995)	143
Figure 4-2: Exemple d'une assemblage semi-rigide (Le Govic 1995)	143
Figure 4-3: Exemple d'une assemblage rotulé (Le Govic 1995).	143
Figure 4-4: Classification des assemblages selon leur géométrie et le type d'effort à transmettre (Le Govic 1995)	145
Figure 4-5: Géométrie d'une liaison par boulon	146
Figure 4-6: Ruptures observées dans les assemblages monotiges en traction longitudinale .	148
Figure 4-7: Distances aux rives selon l'Eurocode 5.....	148
Figure 4-8: Distances aux abouts selon l'Eurocode 5	149
Figure 4-9: Espacements parallèle et perpendiculaire au fil selon l'Eurocode 5.	149
Figure 4-10: Modes de ruine plastique possibles pour un assemblage monotige bois en simple et double cisaillement.....	151
Figure 4-11: Dimensions des éprouvettes	157
Figure 4-12: Essai de détermination de R_k	158
Figure 4-13: Dispositif d'essai de résistance au feu.....	159
Figure 4-14: Rupture d'une éprouvette de contrôle	160
Figure 4-15: Rupture observée pendant les essais à chaud	161
Figure 4-16: Profil de température d'un assemblage monotige	161
Figure 4-17: Glissement en fonction du temps	162
Figure 4-18: Déplacement de l'assemblage et température de la tige en fonction du temps .	163
Figure 4-19: Exemple de courbe temps-déplacement.....	164
Figure 4-20: Temps de résistance au feu en fonction du pourcentage de la résistance caractéristique.....	164
Figure 4-21: Angle en fonction de la charge appliquée	165
Figure 4-22: Schéma de la modélisation de l'assemblage.	166
Figure 4-23: Module de fondation élastique normalisé par rapport à sa valeur moyenne à 20 °C.....	168
Figure 4-24: Portance parallèle aux fibres normalisée par rapport à sa moyenne à 20 °C	169
Figure 4-25: Algorithme de résolution non linéaire.....	169

Figure 4-26: Déplacement de l'assemblage monotige	170
Figure 4-27: Déplacement de la courbe issue de la modélisation	171
Figure 4-28: Évolution de la force résistante en fonction du temps.....	172

1. INTRODUCTION GENERALE

Le bois est l'un des plus anciens matériaux de construction et le plus ancien combustible utilisé par l'homme. La combustibilité de ce matériau peut poser des problèmes concernant la sécurité des bâtiments en bois vis-à-vis du feu. Dans de nombreux pays, on se soucie très sérieusement de la résistance aux incendies des bâtiments, car la propagation du feu est fortement dépendante de l'architecture et des matériaux combustibles utilisés. En général, les normes de ces pays établissent les conditions que doivent satisfaire les éléments structuraux des bâtiments pour, en cas d'incendie, minimiser ou éviter l'effondrement de la structure, accomplir les exigences d'étanchéité (fumées) et d'isolation (température) pendant une période donnée. Ces conditions visent à permettre l'évacuation de l'édifice en toute sécurité et le retrait des équipements, des objets de valeur, tout en facilitant le travail des pompiers et en minimisant les dommages causés à l'infrastructure publique et au voisinage.

Dans ce cadre, le bois est un matériau très performant car, malgré sa combustibilité, sa tenue est très bonne, contrairement aux structures métalliques par exemple. Les sapeurs pompiers sont les premiers à défendre l'utilisation du bois dans les structures de bâtiments. En effet, les caractéristiques du bois (conductivité thermique faible et vitesse de combustion faible principalement) autorisant des tenues au feu très longue, permettant des itération sûres des secours. De plus, une structure en bois «parle», et les secours entendent des craquellement caractéristiques quelques temps avant la rupture. À l'opposé, les structures métalliques s'échauffent rapidement et lorsque les éléments atteignent une température critique, la rupture est immédiate et peu prévisible.

Lors d'un incendie, la conséquence première d'une structure exposée à la chaleur est la dilatation de ses éléments structuraux, ce qui va lui imposer des charges additionnelles. En ce qui concerne les éléments structuraux en bois, ils vont perdre en section résistante à cause de la carbonisation des couches superficielles et vont aussi perdre de la résistance mécanique à cause de la dégradation des couches internes provoquée par la température. Dans le bois, l'existence d'un gradient de température provoque une augmentation du taux d'humidité dans les couches au-dessous du charbon formé (White et Schaffer 1981). L'association du gradient de température avec l'augmentation du taux d'humidité va affecter directement les propriétés mécaniques du bois (Gerhards 1982; Schaffer 1973 et 1977). En ce qui concerne les éléments métalliques servant à l'assemblage des éléments structuraux, ils vont aussi se dilater et avoir des propriétés mécaniques réduites, telles que le module d'élasticité, les contraintes élastiques

et ultimes (Harmathy 1995; Milke 1995). Ces événements peuvent mener à l'effondrement de la structure parce que son état initial de stabilité et de résistance est modifié.

Le calcul d'une structure doit garantir que les éléments structuraux résistent aux efforts auxquels ils sont exposés, et assurer que les déformations structurelles ne dépassent pas les limites définies par le type d'édifice. Pour qu'une structure soit considérée comme sûre, le comportement de ses assemblages doit correspondre aux hypothèses utilisées dans le calcul, car la distribution des efforts entre les éléments structuraux et la déformation globale de la structure sont influencées par le manque de rigidité au niveau des assemblages. C'est pour cette raison que plusieurs travaux ont été réalisés dans le domaine des assemblages, essayant de comprendre leur comportement et identifiant les facteurs qui influent le plus sur leur comportement (Wilkinson 1978-1980-1986-1992; Erki 1981; Hirai et Sawada 1982; Hirai 1983, 1985; Soltis *et al.* 1986; Le Govic 1995; Bocquet 1997; Moss 1997; Patton-Mallory *et al.* 1997a-b; Soltis et Wilkinson 1997; Valle 1999; Bléron 2000).

Plusieurs modèles sont aujourd'hui disponibles pour estimer le comportement et la résistance des assemblages par tiges (Hirai et Sawada 1982; Hirai 1983, 1985; Wilkinson 1986; Bocquet 1997; Patton-Mallory *et al.* 1997b; Bléron 2000). Ces modèles exigent l'utilisation de modèles analytiques ou expérimentaux qui utilisent les paramètres caractérisant la portance et la rigidité des assemblages. Un des modèles le plus utilisé est celui de la théorie de l'analyse limite. Cette théorie suppose que chaque matériau qui compose l'assemblage a un comportement rigide-plastique parfait. Le paramètre caractérisant le bois est la résistance à l'enfoncement, appelée plus communément portance locale.

La portance locale est obtenue à partir de la compression d'une tige métallique sur une éprouvette parallélépipédique en bois suivant un cycle de chargement prédéfini (NF EN 383, 1993). Cet essai fournit des courbes charge/déplacement qui expriment la performance mécanique des assemblages à travers les variables résistance, rigidité et ductilité statique (Figure 1-1).

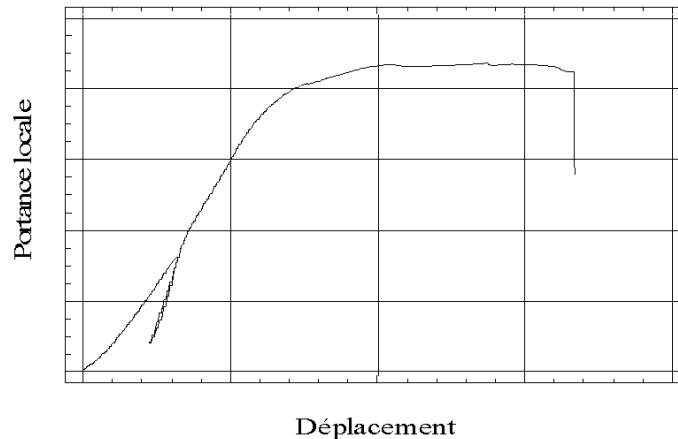


Figure 1-1: Caractéristiques mesurées lors d'un essai d'enfoncement

Depuis longtemps, la portance locale est étudiée (Wilkinson 1991; Pope et Hilson 1995; Bocquet 1997; Gattesco 1998; Rammer 1999 et 2001; Valle 1999; Zink-Sharp *et al.* 1999; Bléron 2000; Rammer et Winistorfer 2001). Cependant, pour pouvoir réaliser une étude sur le comportement au feu des assemblages bois, il est impératif de connaître l'évolution de ce paramètre en fonction de la température. Malheureusement aucune information n'a été trouvée sur l'influence de la température sur la portance locale dans l'étude bibliographique réalisée, c'est donc l'un des apports de ce travail.

Les normes proposent des méthodes simplifiées pour la détermination de la résistance au feu des structures en bois et donnent également quelques orientations pour l'utilisation des méthodes analytiques, laissant la liberté du choix de la méthodologie à utiliser (BS5268 1990; AS1720.4 1990; Eurocode 5-Partie 1-2 2002). Même si ces méthodes simplifiées fournissent un outil pour établir l'évolution de la structure bois dans un incendie, elles sont loin de décrire la complexité du comportement du bois. Le transfert de chaleur, la décomposition et la perte de résistance du bois sont extrêmement complexes. La prévision quantitative de la performance d'une structure bois exige une connaissance plus approfondie de tous les processus impliqués. La décomposition et la perte de résistance sont intimement liées au transfert de chaleur de l'incendie au bois, mais ce transfert est aussi fortement affecté par les changements physico-chimiques du bois...

Dans le cas des structures bois, afin de pouvoir utiliser les méthodes analytiques, il est nécessaire de comprendre le comportement complexe du bois face au feu. Cette compréhension nécessite une détermination adéquate des taux de carbonisation, du profil de température à l'intérieur de l'élément structurel, des propriétés mécaniques et thermiques du

bois, des effets thermomécaniques des assemblages et de l'identification des mécanismes d'effondrement.

Ainsi, l'objectif principal du travail présenté ici est d'étudier le comportement au feu des assemblages monotiges construits avec du *Pinus sylvestris* L. Pour ce faire, il est d'abord nécessaire de déterminer l'influence de la température sur les propriétés mécaniques qui caractérisent le comportement de ce type d'assemblage, l'influence d'une tige métallique au sein du bois pendant le phénomène de carbonisation et le comportement d'une assemblage monotige soumise à un flux de chaleur.

Ce rapport de thèse est organisé en trois parties. La première présente une étude bibliographique de l'influence de la température sur les propriétés mécaniques du bois. Cette étude bibliographique a été complétée par des mesures de l'influence de la température sur quatre propriétés mécaniques du *Pinus sylvestris* L.: le module d'élasticité en flexion (MOE), la portance locale, la raideur en enfoncement et la dureté perpendiculaire aux fibres. Des essais ont été effectués pour une plage de températures variant de 20 à 300 °C.

La deuxième partie présente une étude bibliographique sur la carbonisation du bois, le taux de carbonisation, l'influence de la température sur les propriétés thermomécaniques du bois et sur les méthodes de détermination de la résistance au feu des éléments structuraux. Ensuite, une étude expérimentale de la carbonisation du bois, avec des singularités simulant un assemblage, a été ajoutée pour permettre le calibrage du modèle simplifié de la carbonisation du bois présenté à la fin de cette partie. Ce modèle vise à prédire la position du front de carbonisation et le profil de température à l'intérieur du bois, ce qui permettra l'intégration de l'influence de la température sur les propriétés mécaniques du bois dans la modélisation du comportement au feu des assemblages bois.

La troisième partie présente, d'abord, une étude bibliographique sur les assemblages suivie d'une étude expérimentale sur le comportement des assemblages monotiges à des températures pyrolytiques. À la fin de cette partie, le comportement au feu de ces assemblages est modélisé. Dans cette partie, le problème des assemblages bois-métal et leur tenue au feu sont traités par une approche analytique en utilisant la méthode des éléments finis. Le phénomène de transfert de chaleur ainsi que l'influence de la température sur les propriétés des matériaux et la combustion du bois sont pris en compte.

Enfin, une conclusion générale est formulée à partir des connaissances acquises pendant le développement de cette recherche.

La présentation par parties incluant chacune les données bibliographiques et des résultats obtenus durant ce travail n'est pas habituelle, elle nous est apparue la plus appropriée à notre étude, étant donné les différences importantes de connaissances de base demandées pour chacune d'entre elles.

2. INFLUENCE DE LA TEMPERATURE SUR LES PROPRIETES MECANQUES DU BOIS

2.1. INTRODUCTION

Les propriétés mécaniques du bois sont des paramètres qui permettent la description du comportement de ce matériau, soit du point de vue élastique, soit du point de vue de sa résistance. Les modules d'élasticité, les modules de cisaillement et les coefficients de Poisson sont associés à la description du comportement élastique selon les axes d'orthotropie du matériau. Le module de rupture en flexion, les contraintes en compression parallèle et perpendiculaire aux fibres, la contrainte en traction et la contrainte en cisaillement parallèle aux fibres sont associés à la description de la résistance. Des mesures supplémentaires sont généralement faites pour évaluer le travail de la charge maximale en flexion, la résistance à l'impact en flexion, la contrainte en traction perpendiculaire aux fibres, la résistance à l'enfoncement et la dureté donnant des informations plus approfondies sur la performance du matériau.

Plusieurs facteurs influent sur ces propriétés mécaniques: l'essence du bois, les conditions de croissance de l'arbre, la présence de singularités, l'orthotropie du bois, la masse volumique, l'humidité et la température. Ce chapitre est divisé en quatre sections: la première section consiste en une étude bibliographique rapide sur le bois. Les autres sections consistent en des mesures expérimentales sur l'influence de la température sur trois propriétés mécaniques du *Pinus sylvestris* L.: le module d'élasticité en flexion (MOE), la portance locale (fh) et la dureté Brinell (HB) perpendiculaire aux fibres.

L'étude bibliographique, présentée dans la Section 1.1, est divisée en quatre parties. La première partie concerne la structure du bois et la deuxième l'hygroscopie du bois. Dans ces deux parties sont présentées des définitions et des descriptions simplifiées nécessaires à la bonne compréhension du comportement du matériau. La troisième partie porte sur l'influence de la température sur le comportement des polymères du bois, lesquels déterminent le comportement mécanique du matériau. La dernière partie traite de l'influence de l'humidité et principalement de la température sur les propriétés mécaniques du bois. Cette étude bibliographique montre les domaines dans lesquels des études plus approfondies sont nécessaires pour clarifier le comportement mécanique du bois à des températures élevées. Cette connaissance est fondamentale pour prévoir le comportement des éléments structuraux

et de leurs connecteurs en cas d'incendie, cas pour lequel des températures élevées sont atteintes.

Cette étude bibliographique est ensuite complétée par une étude expérimentale détaillée dans les Sections 2.3, 2.4 et 2.5. Ces essais ont été effectués pour une plage de températures variant de 20 à 300 °C. La Section 2.3 concerne l'influence de la température sur le module d'élasticité en flexion (MOE) du *Pinus sylvestris* L., étudiée avec un analyseur thermomécanique (TMA). Ces essais ont été réalisés avec des températures constantes et en montées des températures. La Section 2.4 présente l'étude expérimentale sur l'influence de la température sur portance locale du bois, dans les directions parallèle et perpendiculaire aux fibres. Dans cette section, une analyse du comportement des courbes force-déplacement, de la portance locale et de la raideur est réalisée. La Section 2.5 présente la recherche développée sur l'influence de la température sur la dureté Brinell et montre de courbes de corrélation entre la dureté et la portance locale.

Les données issues de ces essais permettent une meilleure compréhension du comportement du bois en fonction de la température, ainsi que l'obtention de courbes de corrélation entre les propriétés étudiées et la température.

2.2. ÉTUDE BIBLIOGRAPHIQUE

2.2.1. Structure du bois

Le bois est issu d'un matériau vivant sujet à des nombreuses variations. Ses propriétés dépendent de sa composition et de son organisation cellulaire, lesquelles sont présentées rapidement ici. Une description plus complète de sa structure physico-chimique peut être trouvée dans la littérature: Kollmann et Côté (1968), Pettersen (1983), Parham et Gray (1983), Skaar (1983), Fengel et Wegener (1984) et Bodig et Jaynes (1992).

2.2.1.1. Composition chimique

Les cellules du bois sont composées fondamentalement de cellulose, lignine et hémicelluloses. La première constitue la principale composante structurelle du bois et représente la plus grande proportion. Dans le bois, la cellulose est fortement liée à

l'hémicellulose comme à la lignine. Ces trois composantes se présentent en proportions aux environs de 50, 26 et 24% respectivement.

Les celluloses sont des polymères de molécules de glucose. Ce sont les composants primaires des parois cellulaires. Elles sont disposées en fibrilles élémentaires selon un axe prédominant où alternent les zones de celluloses amorphes et de celluloses cristallines. Ces fibrilles élémentaires sont groupées par des liaisons hydrogènes entre leurs surfaces pour former les microfibrilles. La cellulose contribue à la résistance en traction du bois.

Les hémicelluloses sont des polysaccharides non-cellulosiques. Ce sont des chaînes moléculaires plus courtes que la cellulose qui constituent une matrice amorphe autour des microfibrilles.

La lignine est un polymère tridimensionnel amorphe qui intervient principalement dans la composition de la région intercellulaire et de la paroi primaire de la cellule. Elle contribue à la rigidité du matériau à travers de la cohésions des fibres (Winandy et Rowell 1983).

2.2.1.2. Structure cellulaire microscopique

Le bois est constitué par des cellules qui diffèrent en taille et en orientation selon leurs rôles physiologiques dans l'arbre. Les cellules présentent une architecture stratifiée. Avec la croissance de l'arbre, ces cellules sont disposées dans le bois sous forme de couches appelées cernes d'accroissement, en constituant un niveau important d'organisation cellulaire. Cette organisation est différente entre les feuillus (Figure 2-1a) et les résineux (Figure 2-1b).

La Figure 2-1 montre le plan ligneux du bois dans lequel les trois directions principales sont remarquées: la direction longitudinale (L) dans l'axe cellulaire; la direction radiale (R) perpendiculaire aux cernes d'accroissement et la direction tangentielle (T) tangente aux cernes.

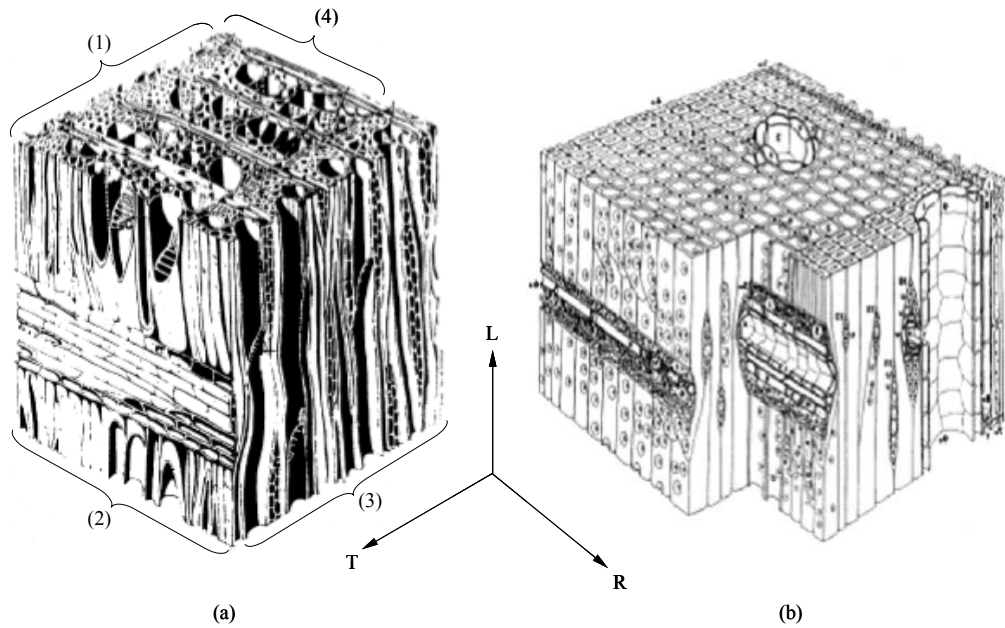


Figure 2-1: Structure cellulaire du bois. (a) Feuillus: 1-section transverse; 2-section radiale; 3-section tangentielle; 4-cerne d'accroissement (McLean 1952, *apud* Thunman et Leckner 2002). (b) Résineux (Howord et Manwiller 1962, *apud* Thunman et Leckner 2002)

Les différentes cellules végétales montrées dans la Figure 2-1 sont stratifiées selon la Figure 2-2. La paroi primaire (P) constitue l'enveloppe externe. Les microfibrilles y sont disposées au hasard. Les parois S1, S2 et S3 sont les parois secondaires. Les microfibrilles y sont orientées dans des directions particulières, différentes selon la paroi. La lamelle moyenne (LM) se trouve dans la région intercellulaire.

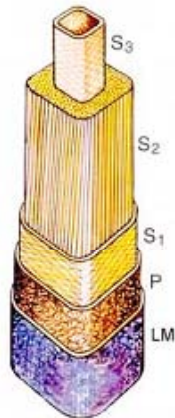


Figure 2-2: Organisation des parois cellulaires (Jozsa et Middleton 1997)

2.2.1.3. Structure macroscopique

À l'échelle macroscopique, le bois peut être considéré comme un milieu continu anisotrope ayant des hétérogénéités locales. Lors de la découpe d'un billon, trois directions sont mises en évidence: longitudinale (L), radiale (R) et tangentielle (T). Ces trois directions constituent les axes d'orthotropie du bois (Figure 2-3). Les diverses propriétés de ce matériau sont différentes selon ces trois axes.

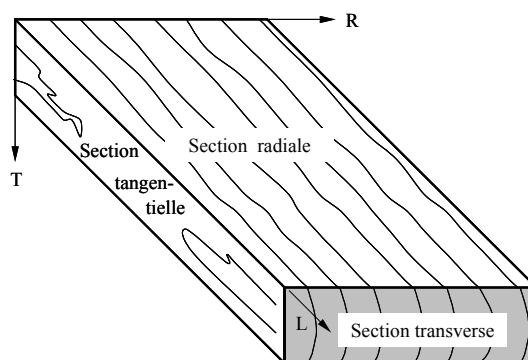


Figure 2-3: Directions et sections dans un échantillon de bois parallélépipédique

2.2.2. Hygroscopie du bois

Le bois est un matériau hygroscopique et sa masse, ses dimensions, sa densité et ses propriétés mécaniques, électriques et thermiques sont affectées par le taux d'humidité. Dans le bois, la rétention d'eau est liée à différents mécanismes physiques et se présente sous trois formes: l'eau libre, l'eau hygroscopique et l'eau de constitution. L'eau libre remplit totalement ou partiellement les vides des canaux ou des vaisseaux, ainsi que les lumens des fibres ou des trachéides. Elle est retenue dans le bois par des mécanismes de pression capillaire. L'eau hygroscopique est retenue sur les parois cellulaires grâce aux propriétés hydrophiles des molécules de cellulose par des ponts hydrogène ou par liaison de type Van der Waals. L'eau de constitution entre dans la composition chimique des polymères du bois.

Le taux d'humidité (H) est défini par la norme NF B 51-004 (1985) comme

$$H = \frac{m - m_0}{m_0} \cdot 100, \quad (2.1)$$

où m est la masse totale de l'échantillon à l'humidité H et m_0 est sa masse anhydre. Par définition, le bois anhydre est obtenu après un séjour dans une étuve à 103 °C jusqu'à stabilisation de la masse.

Le point de saturation des fibres (PSF) est défini comme la quantité d'eau nécessaire pour saturer les parois cellulaires sans qu'il n'y ait d'eau libre dans les lumens. L'humidité du point de saturation des fibres (H_{PSF}) est de l'ordre de 28% et dépend de l'essence et de la température.

2.2.3. Polymères du bois et température

À la base, la résistance mécanique du bois est liée à ses propriétés chimiques et physiques et dépend de deux paramètres directement liés: la température et le taux d'humidité. Si ce matériau est soumis à des températures supérieures à 50 °C, des changements structuraux se manifesteront sous la forme de déshydratation, gonflement, retrait, changement de phases et dégradation thermique (Tableau 2-1). Ces altérations induites par l'échauffement affectent ses propriétés mécaniques et sa composition chimique.

Le bois est fortement anisotrope, anisotropie due principalement au degré élevé d'orientation des microfibrilles dans la direction axiale des fibres. Il peut être considéré comme un matériau composite avec des fibres de renfort encastrées dans une matrice de lignine. La matrice de lignine est moins déterminante pour les propriétés mécaniques du bois dans la direction des fibres que dans la direction perpendiculaire. La résistance en traction du bois est principalement due aux chaînes de cellulose, lesquelles se dégradent considérablement à des températures supérieures à 200 °C. Par contre la résistance en compression et la rigidité sont dues à la lignine (Winandy et Rowell 1983). Le principal effet de la température sur le bois est l'augmentation de la plasticité de la lignine et de sa taille spatiale. Cette dernière va diminuer le contact intermoléculaire (Winandy et Rowell 1983). La lignine se ramollit substantiellement à partir de 100 °C, et se réduit aux environs de 210 °C (Schaffer 1973; Olsson et Salmén 1997; Young et Clancy 2001).

Il faut remarquer que Faix *et al.* (1988) rapportent quelques différences en ce qui concerne le comportement de la lignine. Ils ont trouvé que la lignine peut s'altérer à 47 °C et qui commence à perdre de la masse entre 180 et 200 °C, tandis que Schaffer (1973) rapporte une valeur de 55 °C pour les premières altérations de ce polymère et 110 °C pour la perte de masse.

Tableau 2-1: Altérations thermiques du bois sec en atmosphère inerte (Schaffer 1973)

Température (°C)		Température (°C)
50		50
	55	
	70	
100		100
	110	
	120	
	140	
150		150
	160	
	180	
200		200
	210	
	225	
250		250
	280	
	288	
300		300
	320	
350		350
	370	
400		400

La lignine et les hémicelluloses sont des polymères amorphes et essentiellement thermoplastiques pour lesquels le principal point de ramollissement est celui de la transition vitreuse. Cette transition s'accompagne de changements importants de propriétés, principalement du module d'élasticité (Back et Salmén 1982; Irvine 1984). Les transitions vitreuses du bois sont liées à la température et au taux d'humidité.

Plusieurs travaux ont été publiés sur les transitions vitreuses des principaux polymères du bois et l'influence de la température et du taux d'humidité (Goring 1963; Back et Salmén 1982; Fengel et Wegener 1983; Irvine 1984; Salmén 1984; Olsson et Salmén 1997). La transition vitreuse à sec des polymères du bois a lieu plutôt à haute température, lorsque le taux de décomposition est significatif. Pour la cellulose, la température de transition vitreuse se situe entre 200 et 250 °C. Pour les hémicelluloses, la transition vitreuse a été observée sur la plage de 150 à 220 °C. Pour la lignine *in situ*, la transition vitreuse est supérieure à 205 °C (Back et Salmén 1982).

Par contre, lorsque le taux d'humidité augmente, la température de transition vitreuse se déplace vers des températures inférieures en tendant vers une température limite pour laquelle l'humidité n'a plus d'effet significatif (Figure 2-4). La Figure 2-4a montre l'évolution de la température de transition vitreuse des hémicelluloses et de la lignine en fonction du taux d'humidité et la Figure 2-4b montre cette évolution pour le bois naturel et pour le bois réduit en poudre. La courbe qui montre le comportement de la lignine est similaire à celles qui indiquent le comportement du bois naturel et du bois en poudre. Pour un taux d'humidité de 20%, la lignine présente une température de transition vitreuse aux environs de 45 °C (Figure 2-4a), le bois en poudre aux environs de 55 °C et le bois naturel aux environs de 60 °C (Figure 2-4b). Il peut être remarqué que même les charpentes bois échauffées par le soleil peuvent avoir leur comportement élastique affecté par la température selon leur taux d'humidité.

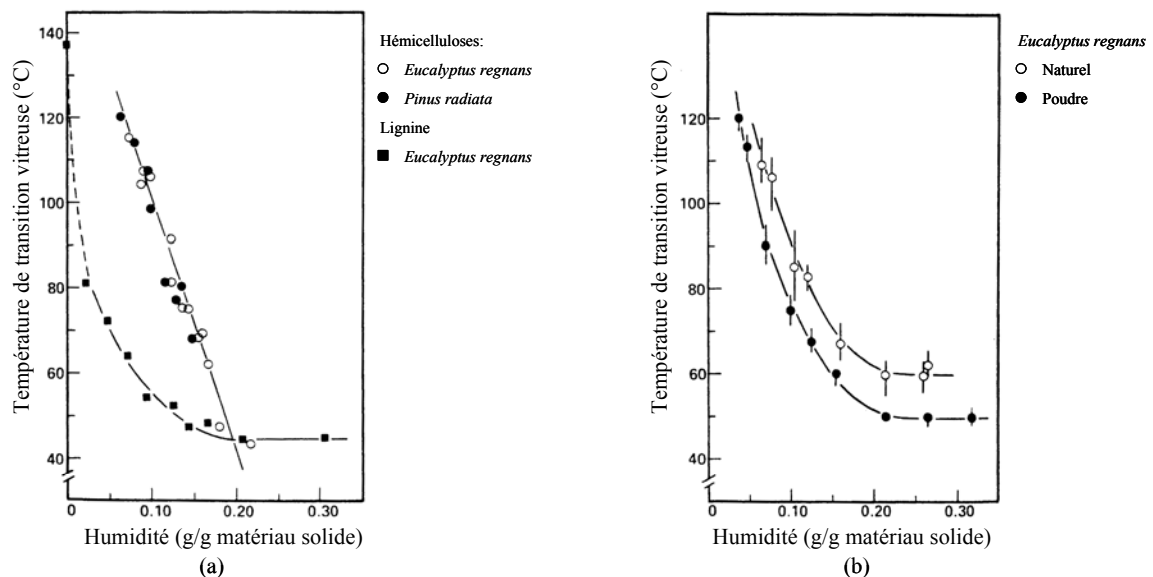


Figure 2-4: Influence du taux d'humidité sur la température de transition vitreuse des hémicelluloses et de la lignine (a) et du bois (b) (Irvine 1984)

Pour plusieurs essences, la transition vitreuse de la lignine *in situ*, au point de saturation des fibres, a lieu dans une zone comprise entre 60 à 90 °C. Irvine (1984) a présenté la température de transition vitreuse *in situ* de plusieurs essences. D'après lui, au point de saturation des fibres, la transition vitreuse de l'*Eucalyptus regnans* se situe entre 62 et 87 °C, celle de l'*Eucalyptus marginata* entre 68 et 90 °C, celle de l'*Eucalyptus tetrodonta* entre 66 et 90 °C, celle du *Pinus radiata* entre 65 et 87 °C et celle du *Pinus elliottii* entre 67 et 89 °C.

2.2.4. Propriétés mécaniques du bois et température

Plusieurs travaux ont été réalisés pour déterminer le comportement du bois soumis à des hautes températures (Kollmann et Côté 1968; Schaffer 1973; Knudson et Schniewind 1975; Gerhards 1982; Green *et al.* 1999; Young et Clancy 2001). Gerhards (1982) synthétise les principales études sur l'effet immédiat du taux d'humidité et de la température sur les principales propriétés du bois sans singularités (Tableaux 2-2 et 2-3). Il montre que celles-ci diminuent avec l'augmentation du taux d'humidité et de la température.

Tableau 2-2: Tendence moyenne approchée de la température sur les propriétés mécaniques du bois sans singularités à plusieurs taux d'humidité (Gerhards 1982)

Propriétés	Taux de humidité (%)	Changement relatif (en %) des propriétés mécaniques en fonction de la température par rapport à celles à 20 °C	
		A -50 °C	à + 50 °C
Module d'élasticité parallèle aux fibres	0	+11	-6
	12	+17	-7
	> PSF	+50	-
Module d'élasticité perpendiculaire aux fibres	6	-	-20
	12	-	-35
	≥ 20	-	-38
Module de cisaillement (G)	> PSF	-	-25
	≤ 4	+18	-10
Tension de flexion	11-15	+35	-20
	18-20	+60	-25
	>> PSF	+110	-25
	0-12	-	-4
Tension de compression parallèle aux fibres	0	+20	-10
	12-45	+50	-25
Tension de cisaillement parallèle aux fibres	> PSF	-	-25
	4-6	-	-10
Tension de traction perpendiculaire aux fibres	11-16	-	-20
	≥18	-	-30
Tension de compression perpendiculaire aux fibres et dans la limite de proportionnalité	0-6	-	-20
	≥10	-	-35

Selon Winandy et Rowell (1983) et Green *et al.* (1999a-b), à taux d'humidité constant et à température inférieure à 150 °C, la résistance en compression et en traction parallèle aux fibres, ainsi que le module d'élasticité longitudinal, ont une relation linéaire avec la température. Au-dessus de 100 °C, les effets de la température sont irréversibles. L'irréversibilité des effets est causée par la dégradation d'une partie des éléments constitutifs du bois, qui résulte d'une perte de masse et de résistance mécanique.

Tableau 2-3: Tendence moyenne approchée des effets du taux d'humidité sur les propriétés mécaniques du bois sans singularités à 20 °C (Gerhards 1982)

Propriétés	Changement relatif (en %) des propriétés en fonction du taux d'humidité de 12%	
	à 6%	à 20%
Module d'élasticité parallèle aux fibres	+ 9%	-13%
Module d'élasticité perpendiculaire aux fibres	+20%	-23%
Module de cisaillement (G)	+20%	-20%
Tension à flexion parallèle aux fibres	+30%	-25%
Tension de traction parallèle aux fibres	+8%	-15%
Tension de compression parallèle aux fibres	+35%	-35%
Tension de cisaillement parallèle aux fibres	+18%	-18%
Tension perpendiculaire aux fibres	+12%	-20%
Tension de compr. perp. aux fibres (limite de proportionnalité)	+30%	-30%

En ce qui concerne le calcul des assemblages bois avec boulon ou tige, la portance locale est une des propriétés mécaniques essentielles mais qui n'est pas mentionné par l'étude de Gerhards (1982). Plusieurs travaux ont été développés sur la méthode de détermination de la portance locale (Annexe A) et sur les paramètres qui l'influencent le plus: la masse volumique, le diamètre de la tige, la direction de la charge, l'humidité et le frottement (Wilkinson 1991; Bocquet 1997; Gattesco 1998; Rammer 1999; Valle 1999; Zink-Sharp *et al.* 1999; Bléron 2000; Rammer 2001; Rammer et Winistorfer 2001).

Wilkinson (1991) a étudié les effets de la masse volumique du bois, du diamètre de la tige et de la direction de la charge sur la portance locale. Bocquet (1997) a étudié la phénoménologie de l'enfoncement. Il a montré l'effet de la poussée latérale de la tige dans le sens parallèle aux fibres grâce à des essais de poinçonnement. Il a aussi montré l'effet du cisaillement sur la portance perpendiculaire aux fibres. Gattesco (1998) a montré l'influence du confinement sur la capacité de la charge perpendiculaire aux fibres. Rammer (2001) et Rammer et Winistorfer (2001) ont étudié l'influence de l'humidité sur la portance locale. Soltis *et al.* (1987), Valle (1999) et Bléron (2000) ont étudié la portance locale hors des axes d'orthotropie. Dans l'étude bibliographique réalisée, aucune information n'a été trouvée sur l'influence de la température sur la portance locale. La connaissance de ce comportement est fondamentale pour la détermination du comportement au feu des assemblages bois.

Dans la suite, les résultats issus de la littérature concernant le module d'élasticité, la résistance au cisaillement, la résistance en traction parallèle et perpendiculaire aux fibres, la résistance en compression parallèle et perpendiculaire aux fibres sont présentés.

2.2.4.1. Module d'élasticité

La Figure 2-5 montre, pour le bois anhydre et pour le bois à 12 %, les limites entre lesquelles sont situées les valeurs du module d'élasticité en flexion (MOE) parallèle aux fibres. Pour le bois anhydre, le comportement du MOE en fonction de la température est linéaire. Il peut être vérifié que le bois à 0% de taux d'humidité, chauffé à 50°C, perd en moyenne 6% de la valeur de son module d'élasticité à 20°C. Pour le bois à 12% d'humidité, le module d'élasticité possède un comportement presque linéaire jusqu'à 150°C. À 50 °C, le MOE de ce matériau diminue en moyenne de 7% de sa valeur initiale.

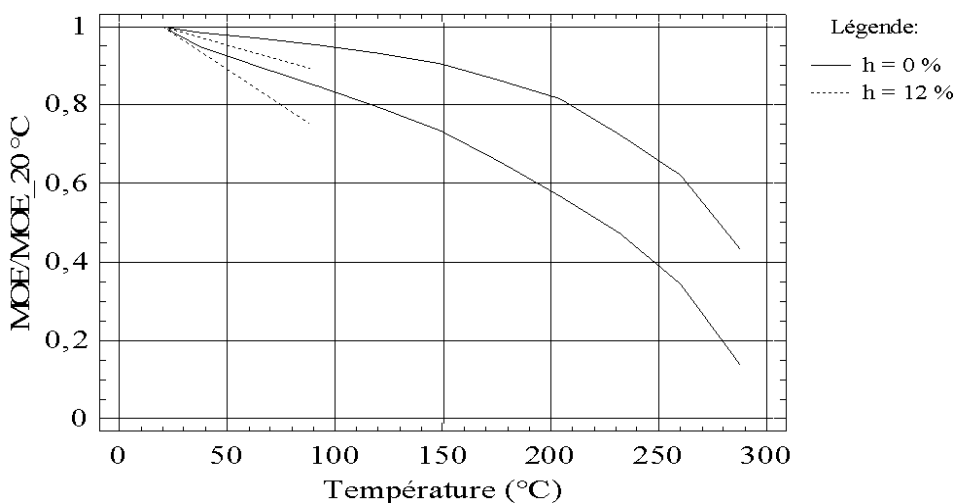


Figure 2-5: Effet de la température sur le MOE parallèle aux fibres (Green, Winandy et Kretschmann 1999)

La Figure 2-6 montre les plages de valeurs du module d'élasticité perpendiculaire aux fibres pour les taux d'humidité de 6 et 12% en fonction de la température. Il est constaté que ces plages sont superposées.

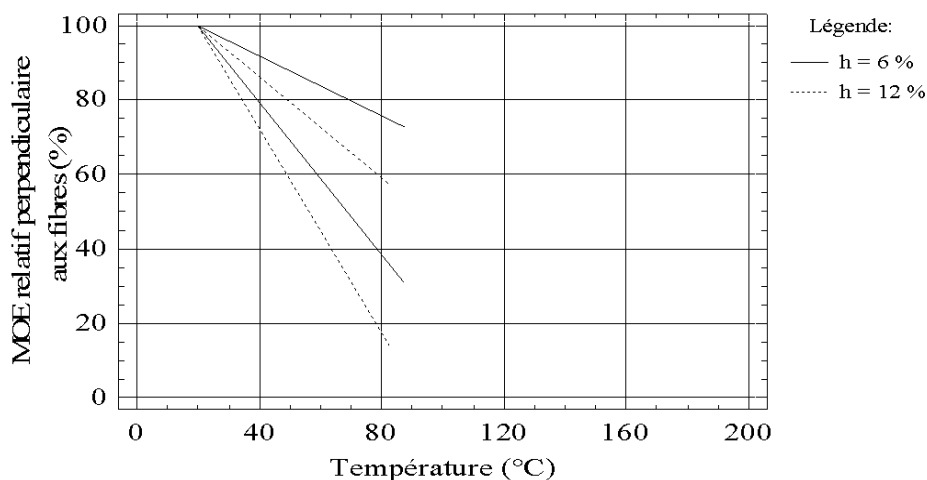


Figure 2-6: Effet de la température sur le MOE perpendiculaire aux fibres (Gerhards 1982)

La Figure 2-7 montre les valeurs proposées pour les résineux par l’Eurocode 5 (prEN 1995-1-2 2002) pour les modules d’élasticité en traction et en compression parallèles aux fibres.

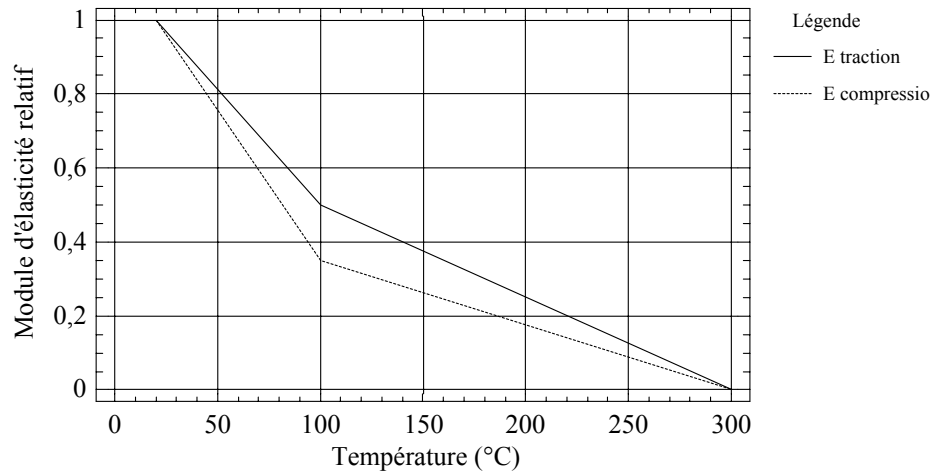


Figure 2-7: Effet de la température sur le module d’élasticité parallèle aux fibres des résineux (prEN 1995-1-2 2002)

2.2.4.2. Résistance en cisaillement

Gerhards (1982) montre l’influence de la température sur la résistance au cisaillement du bois par rapport à sa résistance à 20 °C pour deux conditions d’humidité, sec à l’air et humide, sans donner la teneur en eau (Figure 2-8). Il est possible de constater qu’à 70 °C, le bois sec à l’air a perdu 20% de sa résistance initiale, tandis que pour le bois humide la perte se situe entre 30 et 45%. Pour les résineux, jusqu’à 100 °C, l’Eurocode 5 (prEN 1995-1-2 2002) propose des valeurs à proximité de la moyenne de la plage de valeurs présentée par Gerhards (1982) pour la résistance en cisaillement parallèle aux fibres.

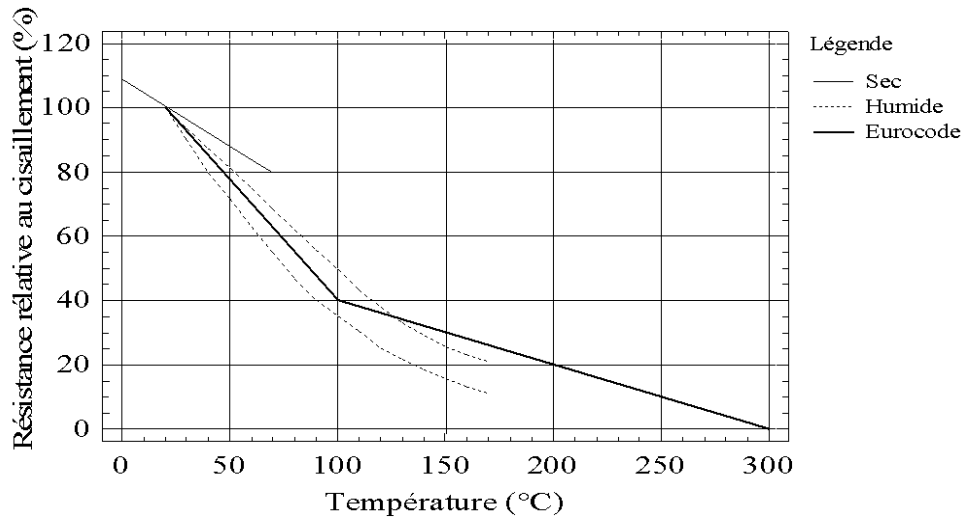


Figure 2-8: Effet de la température sur la résistance en cisaillement parallèle aux fibres

2.2.4.3. Résistance en traction parallèle et perpendiculaire aux fibres

La Figure 2-9 est obtenue à partir des résultats collectés par Gerhards (1982). Ce graphique montre les plages de la résistance en traction perpendiculaire aux fibres en fonction de la température pour trois niveaux d'humidité.

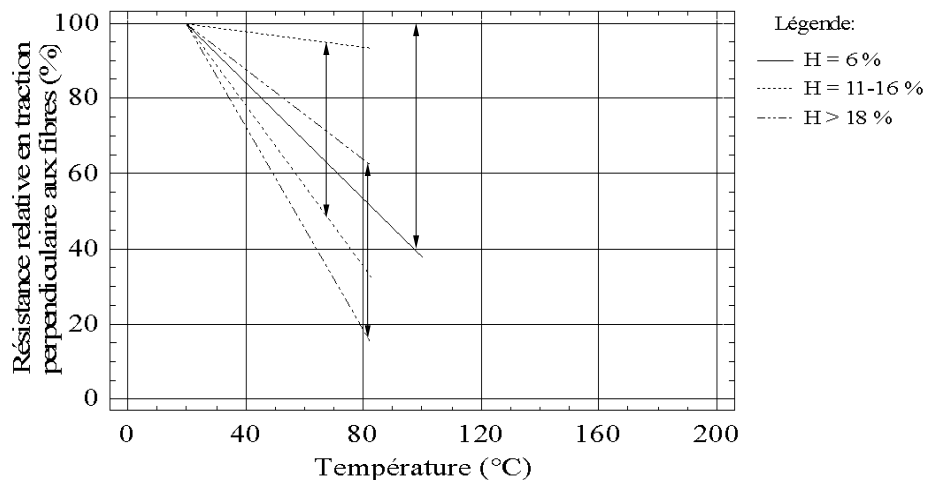


Figure 2-9: Effet de la température sur la résistance en traction perpendiculaire aux fibres

La Figure 2-10 rassemble les résultats de l'effet de la température sur la résistance en traction parallèle aux fibres. Les courbes de Schaffer et Knudson, *apud* Gerhards (1982), sont issues d'essais à 0% de taux d'humidité, tandis que la courbe de Sano a été obtenue avec des échantillons secs à l'air (Knudson et Schniewind 1975; Gerhards 1982). La courbe proposée par prEN 1995-1-2 (2002) pour les résineux coïncide avec celle présentée par Sano, *apud* Gerhards (1982).

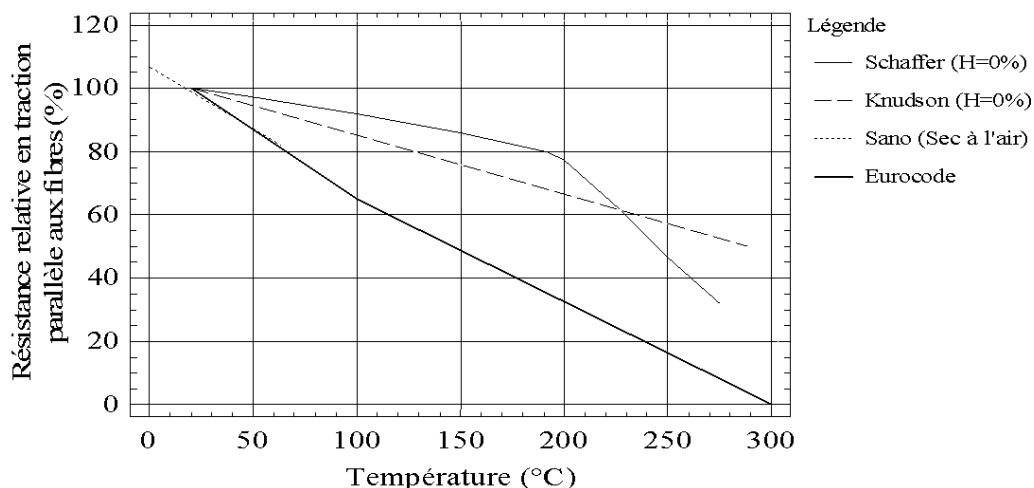


Figure 2-10: Effet de la température sur la résistance en traction parallèle aux fibres (Gerhards 1982; EN 1995-1-2 2002)

Les Figures 2-9 et 2-10 montrent l'importance de la teneur en eau sur les propriétés mécaniques du bois. Les échantillons possédant le taux d'humidité le plus élevé présentent les valeurs de résistance les plus faibles.

2.2.4.4. Résistances en compression parallèle et perpendiculaire aux fibres

Les résultats de Gerhards (1982) et les valeurs présentées dans l'Eurocode 5 (prEN 1995-1-2 2002) sont rassemblés dans les graphes suivants. L'effet de la température sur la résistance en compression parallèle aux fibres est montré dans la Figure 2-11. Deux plages de valeurs sont remarquées: une pour le taux d'humidité de 0% et l'autre pour le taux d'humidité de 12%. Une grande différence est observée entre les bornes des deux taux d'humidité, ce qui montre l'influence de la teneur en eau sur la résistance mécanique du bois. Le projet de norme prEN 1995-1-2 (2002) propose, pour les résineux, des valeurs très proches de la limite inférieure de la plage concernant le bois humide.

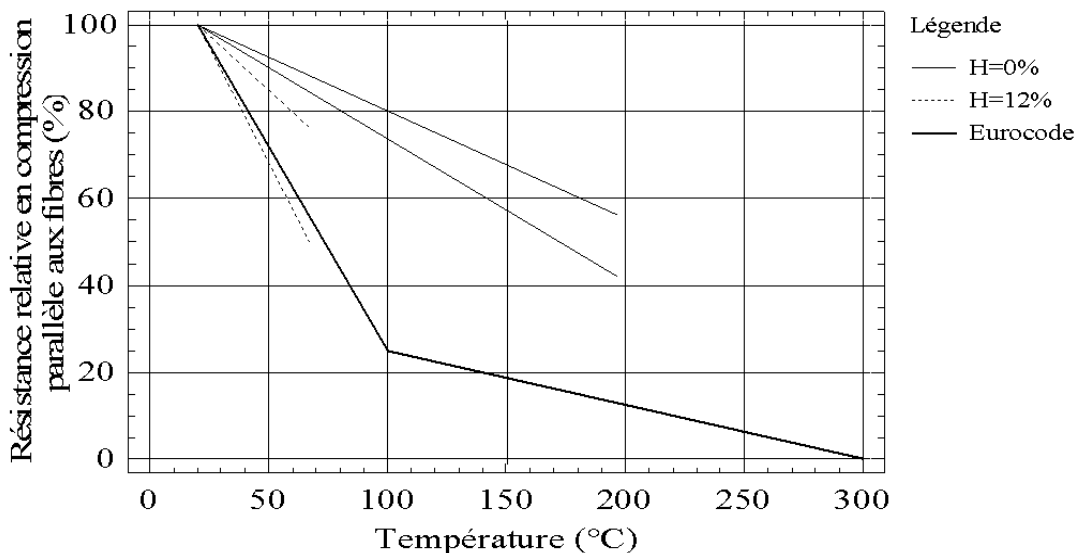


Figure 2-11: Effet de la température sur la résistance en compression parallèle aux fibres (Gerhards 1982; prEN 1995-1-2 2002)

L'effet de la température sur la résistance en compression perpendiculaire aux fibres est montré dans la Figure 2-12. Le comportement est divisé en deux groupes: le premier, ayant le taux d'humidité entre 0 et 6% et le deuxième ayant le taux d'humidité supérieur à 12%.

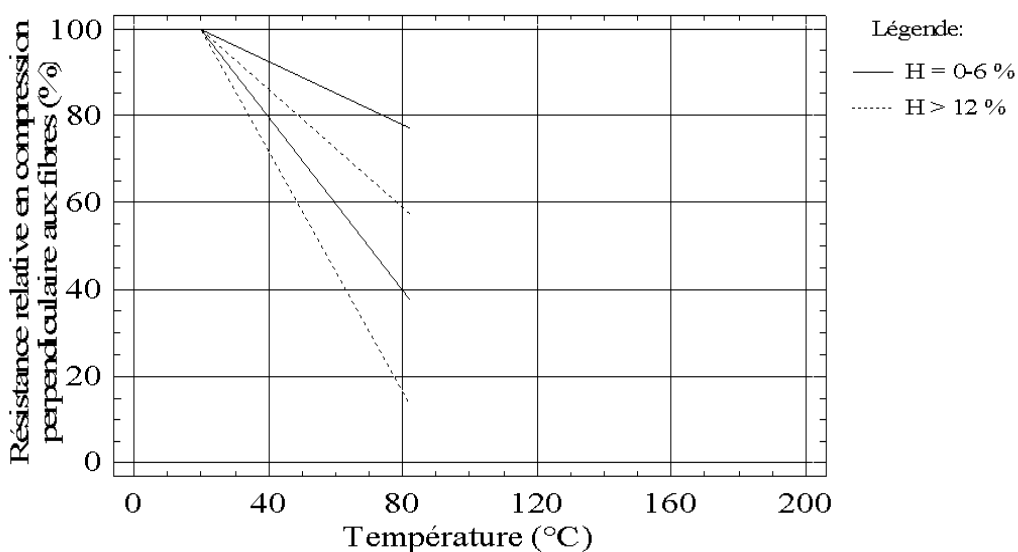


Figure 2-12: Effet de la température sur la résistance en compression perpendiculaire aux fibres (Gerhards 1982)

Schaffer (1973) compare la résistance en compression avec la résistance en traction du pin douglas. Il a montré que la résistance en traction est faiblement influencée par la température jusqu'à 170°C, comme le montre la Figure 2-13. Au-dessus de cette température, la résistance en traction chute considérablement. À 288 °C, il ne reste que 27% de la

résistance à 25 °C. La résistance en compression présente un comportement plus sensible à la température à cause des modifications internes du bois dues à la température.

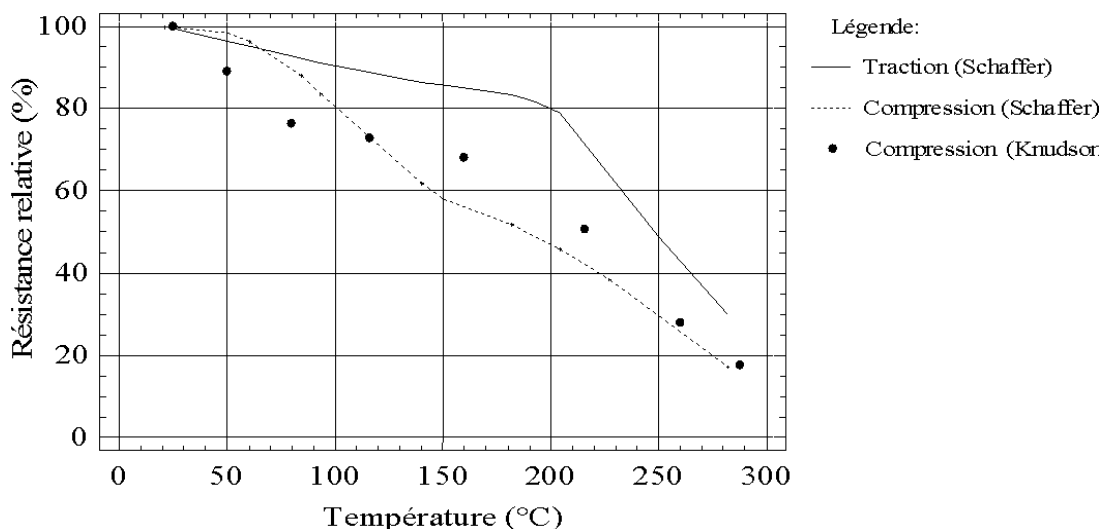


Figure 2-13: Effet de la température sur les résistances en compression et en traction parallèles aux fibres (Schaffër 1973; Knudson et Schniewind 1975)

L'étude bibliographique présentée ci-dessus montre que de nombreux travaux sur l'influence de la température sur les propriétés mécaniques du bois ont déjà été réalisés. Cependant, probablement à cause de la variabilité présentée par le matériau bois, les informations concernant la température et l'humidité ont été montrées pour des plages de valeur. Cette caractéristique met en évidence la nécessité d'une détermination plus précise des propriétés mécaniques du bois lors que son utilisation est envisageable pour la modélisation numérique du comportement structurel.

Il a été remarqué que, considérant l'importance de ce paramètre pour la détermination de la résistance des assemblages boulonnés des structure en bois, aucune étude sur l'influence de la température sur la portance locale n'a été trouvée.

Pour la modélisation du comportement au feu ou de l'influence de la température sur les structures bois, il est nécessaire d'avoir des informations précises sur les propriétés élastiques et de résistance de ce matériau. Le module d'élasticité étant la propriété qui représente le comportement élastique, il est indispensable pour la simulation du comportement structurel. En ce qui concerne les assemblages bois, la portance locale est la propriété qui exprime la résistance du bois à un effort produit par l'enfoncement d'une tige dans celui-ci. Ce paramètre est ainsi indispensable pour le dimensionnement des assemblages boulonnés.

Pour répondre à ces besoins et pour des données plus précises sur l'influence de la température sur le module d'élasticité en flexion (MOE) du *Pinus sylvestris* L. et sur la portance locale face aux températures élevées, des essais ont été réalisés. L'étude expérimentale sur l'influence de la température sur le MOE du *Pinus sylvestris* L. à travers un analyseur thermomécanique (TMA) est présentée dans la Section 2.3 et l'étude expérimentale sur l'influence de la température sur la portance locale est présentée dans la Section 2.4.

En envisageant la possibilité de l'estimation *in situ* de la portance locale des structures bois soumises à un incendie à travers de corrélations entre portance et dureté, une étude préliminaire a été effectuée sur l'influence de la dureté Brinell du bois en fonction de la température et sur la corrélation entre la portance locale et la dureté Brinell. Cette étude est présentée dans la Section 2.5.

2.3. INFLUENCE DE LA TEMPERATURE SUR LE MOE DU PINUS SYLVESTRIS

Pour prévoir le comportement au feu des éléments structuraux en bois, il est fondamental de connaître la performance de ce matériau en déterminant le comportement de ses propriétés mécaniques en fonction de la température. Le module d'élasticité est la propriété qui exprime le comportement élastique des matériaux et est indispensable pour la modélisation du comportement mécanique des structures.

L'objectif de cette section est de déterminer l'influence de la température sur le module d'élasticité en flexion (MOE) du *Pinus sylvestris* L. Pour atteindre ce but, un analyseur thermomécanique (TMA) a été utilisé. Il permet d'étudier ce paramètre en isothermes et en montées de température plus ou moins élevées. Pour valider ces mesures, les résultats obtenus ont été comparés avec ceux obtenus en flexion trois points sur des éprouvettes classiques selon la norme NF B 51-008 (1987), appelés auparavant essais standard. Dans une dernière partie, est présentée l'explication des phénomènes qui conduisent à la perte de résistance mécanique avec l'élévation de la température.

2.3.1. Matériels et méthodes

Le matériau, l'outillage et les méthodes utilisés pendant la réalisation des essais en flexion trois points standard et ceux utilisant l'analyseur thermomécanique (TMA) sont décrits ci-dessous.

2.3.1.1. Échantillons et éprouvettes

Tous les échantillons ont été obtenus d'une même planche en débit tangentiel de *Pinus sylvestris* L. sec à l'air. Les éprouvettes ont été usinées selon la Figure 2-3.

Pour les essais avec la TMA, les microéprouvettes mesuraient $0,43 \times 5,00 \times 20,00$ mm, la longueur étant dans le sens du fil. L'échantillon présentait une masse volumique moyenne de 611 kg/m^3 avec un coefficient de variation (c.o.v.) de 5,2% et une humidité initiale de 6,0%.

Pour les essais standard, des éprouvettes mesurant $20 \times 20 \times 360,0$ mm ont été testées à 20°C. L'échantillon présentait une masse volumique moyenne de 543 kg/m^3 avec un c.o.v. de 3,6% et une humidité initiale de 7,9%.

Les éprouvettes ont été triées par densité afin d'assurer des échantillons homogènes. La quantité des éprouvettes a été déterminée pour garantir la représentativité de la population analysée (Tableau 2-4). L'homogénéité entre les groupes d'éprouvettes a été vérifiée par le test d'analyse de variance en utilisant la méthode de Bonferroni. Les tests ont été effectués pour un seuil de fiabilité supérieur ou égal à 95% (Montgomery et Runger 2003).

Tableau 2-4: Quantité d'éprouvettes par type d'essai en TMA.

Essai	Quantité d'éprouvettes
Gradient 5	8
Gradient 10	5
Gradient 20	10
Gradient 40	9
Isotherme	72 ^a

^a 6 par palier de température

2.3.1.2. Essais en TMA

L'éprouvette a été placée dans un système de micro flexion trois points (Figure 2-14) à l'intérieur d'une enceinte chauffante. Toute déflexion était détectée par un capteur de déplacement du type LVDT (transducteur différentiel linéaire). L'éprouvette était alors soumise à des cycles de durée variable, pendant lesquels il subissait une charge oscillante ainsi qu'une température imposée (Moraes, Rogaume et Triboulot 2004).

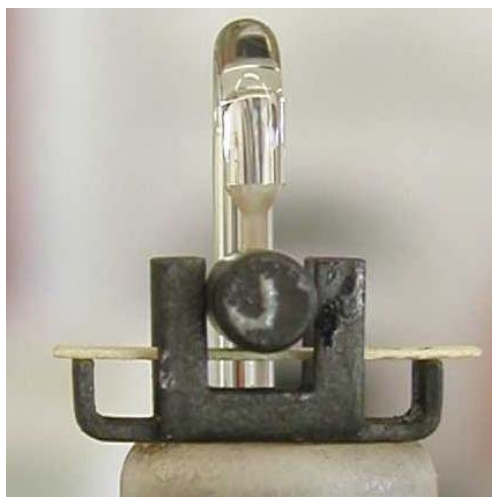


Figure 2-14: Dispositif d'essai en flexion à trois points de la TMA

Selon la charge thermique, deux types d'essais ont été effectués: avec variation de température et à températures constantes. Les essais en montée de température ont été réalisés de 25 °C à 300 °C avec des vitesses d'échauffement de 5, 10, 20 et 40 °C/min. Les essais en isotherme ont été réalisés pour les paliers de 25, 60, 80, 90, 100, 120, 140, 160, 180, 200, 220 et 240 °C. Les essais à température constante ont été réalisés en deux étapes: une première phase de mise en température des éprouvettes de 10 minutes et une seconde d'application de la charge pendant 5 min.

L'analyseur thermomécanique permettait de mesurer les variations de la flèche d'un échantillon placé dans un environnement thermiquement contrôlé. L'appareil utilisé dans cette étude était un analyseur thermomécanique Mettler TMA 40 (Figure 2-15), relié à un processeur TC11 et à un ordinateur.

Grâce à une sonde de mesure (Figure 2-15), la déflexion de l'échantillon a été suivie en continu. Un transducteur différentiel linéaire (LVDT) convertit celle-ci en un signal électrique. Le noyau du transducteur était directement relié à la sonde de mesure. Tout

déplacement provoque ainsi un décalage du noyau par rapport à la bobine et génère un signal électrique proportionnel à la variation dimensionnelle (Manuel Mettler TA4000).

La plage totale de mesure était de ± 5 mm autour de la position zéro définie par la bague de réglage en hauteur (Figure 2-15). Cette plage était divisée en trois zones d'amplification différente du signal. Il en résulte trois zones de sensibilité: de 100 nm pour le déplacement de ± 5 mm; de 20 nm pour le déplacement de ± 1 mm et de 4 nm pour le déplacement de $\pm 0,2$ mm (Manuel Mettler TA4000).

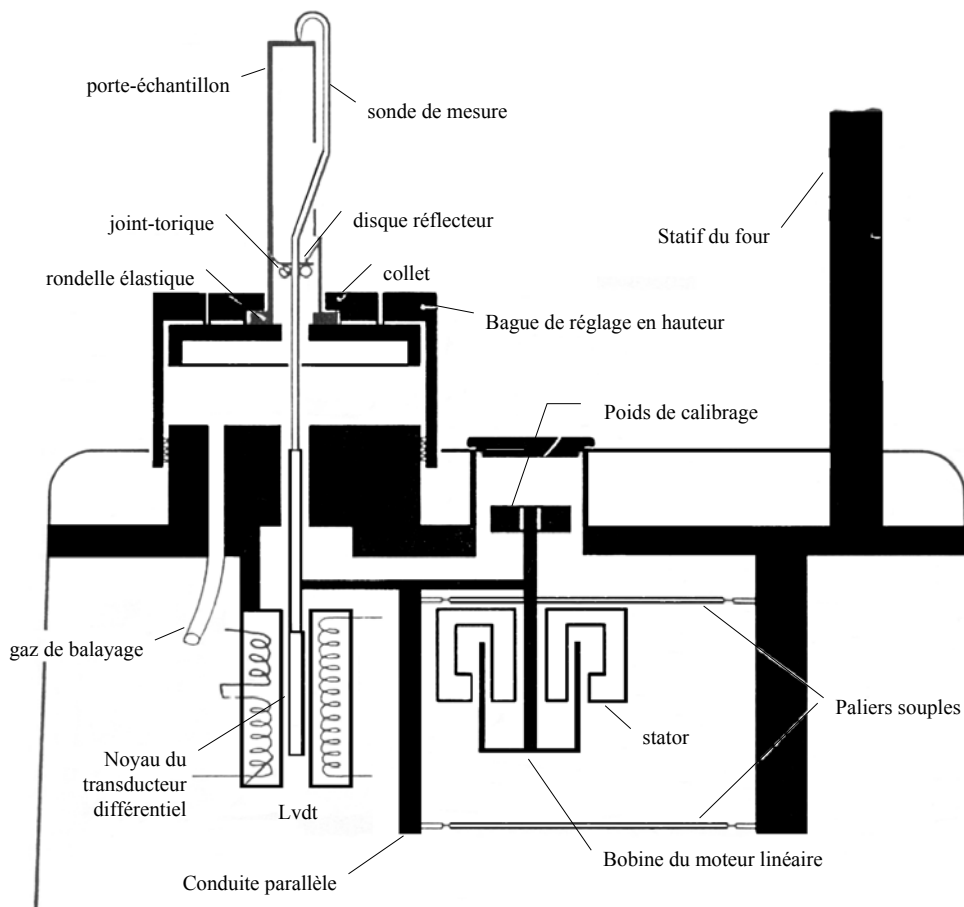


Figure 2-15: Schema du analyseur thermomécanique (Manuel Mettler TA4000)

La force appliquée consistait en une composante dynamique et une composante statique. La somme de ces deux composantes ne devait pas excéder 0,50 N. Ainsi, à une composante statique, c'est-à-dire permanente, pouvait se superposer une composante dynamique, s'additionnant et se soustrayant à composante statique avec une période de 6 s, fixée par l'appareil. Dans cette étude en flexion trois points, une charge statique de 0,30 N a été appliquée avec une variation dynamique de $\pm 0,20$ N.

La Figure 2-16 présente un agrandissement schématisé d'un thermogramme TMA où la déflexion de l'échantillon est montrée en fonction de la température. Dans cette figure, la force appliquée est minimale aux points A et C. Par contre elle est maximale au point B.

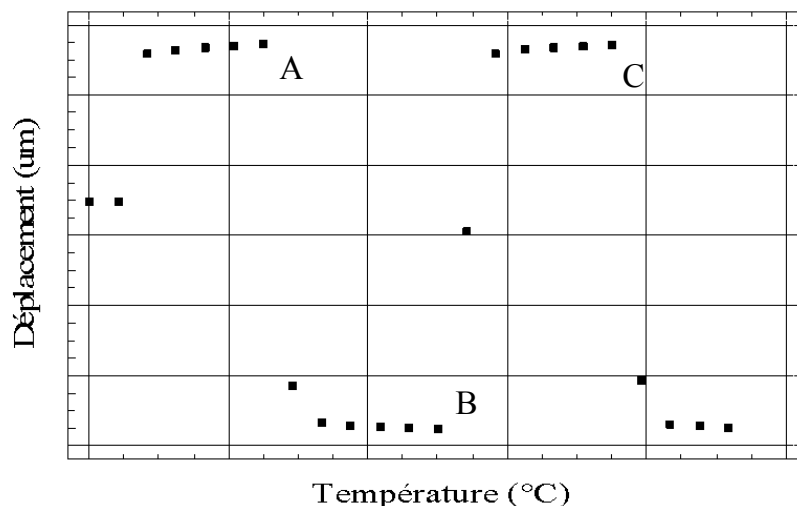


Figure 2-16: Agrandissement schématisé d'un thermogramme TMA

Soit:

$$F_A = F_C = F_{\min} \text{ et } F_B = F_{\max} = F_{\min} + \Delta F ,$$

où F_A , F_B et F_C sont les forces appliquées respectivement dans les positions A, B et C et ΔF est la différence entre deux forces appliquées.

Si f_A , f_B et f_C sont appelées les flèches respectivement aux points A, B et C, la flèche engendrée par ΔF au point B s'écrit alors:

$$\Delta f_B = \left| f_B - \frac{(f_A + f_C)}{2} \right|. \quad (2.2)$$

Le module d'élasticité en flexion (MOE) est déterminé à partir des courbes de déflexion obtenues en fonction de la température par l'application de la formule de déflexion d'une poutre élastique soumise à une force centrée:

$$\Delta f = \frac{\Delta F \cdot l^3}{48 \cdot E \cdot I} , \quad (2.3)$$

où E est module d'élasticité (MPa); ΔF est la différence entre les deux forces appliquées (N), donc ici 0,40 N; l est la distance entre les appuis (16,97 mm); I est le moment d'inertie de l'éprouvette (mm^4) et Δf est la variation de la déflexion mesurée (mm).

2.3.1.3. Essais standard

L'éprouvette de 20 × 20 × 360,0 mm a été placée dans un système de flexion à trois points, dont la distance entre appuis était de 320 mm (NF B 51-008 1987). Les essais consistaient à exercer un effort au milieu de l'éprouvette à l'aide d'une traverse mobile dont le déplacement était contrôlé avec une précision de $\pm 0,01$ mm. La vitesse de l'application du déplacement était 6,00 mm/min. Un capteur d'effort de marque INSTRON, possédant la capacité maximale de $100,0 \pm 0,1$ kN, a été utilisé.

2.3.2. Résultats et discussions

Dans cette section sont présentés la validation des essais TMA par la méthode standard et les résultats des essais par TMA selon deux modes opératoires: en isotherme et en montée de température. En isotherme, les essais ont été réalisés à température ambiante (25 °C) et pour les paliers de 60, 80, 90, 100, 120, 140, 160, 180, 200, 220 et 240 °C. En montée de température, les essais ont été réalisés selon les vitesses d'échauffement de 5, 10, 20 et 40 °C/min.

2.3.2.1. Validation des essais TMA par la méthode standard

Pour valider les essais en TMA, des essais en flexion avec des éprouvettes de 20 × 20 × 360 mm ont été réalisés à la température ambiante. Le test d'analyse de variance multiple a été effectué afin de vérifier la similitude entre les résultats obtenus par la TMA et par les essais dits standard (Montgomery et Runger 2003). Les facteurs analysés étaient la méthode d'essais et la masse volumique car les éprouvettes ne présentaient pas la même plage de masses volumiques, même si elles étaient prélevées de la même planche de bois. Le test a indiqué, avec un seuil de signification de 5%, que uniquement la masse volumique avait un effet statistiquement significatif sur le module d'élasticité. Ainsi une seule corrélation a été obtenue pour les résultats des deux essais, la méthode de mesure n'ayant pas d'impact significatif sur le module d'élasticité de la Figure 2-17. Ces résultats ont donc permis de valider l'utilisation de la TMA pour étudier l'influence de la température sur le MOE.

La Figure 2-17 présente l'équation du rapport entre le module d'élasticité en flexion (MOE) et la masse volumique apparente, ainsi que les intervalles de confiance de 95% pour la

moyenne et pour les valeurs attendues. Ces valeurs sont issues des essais en flexion trois points par la méthode standard, notée INSTRON dans la figure, et par la TMA.

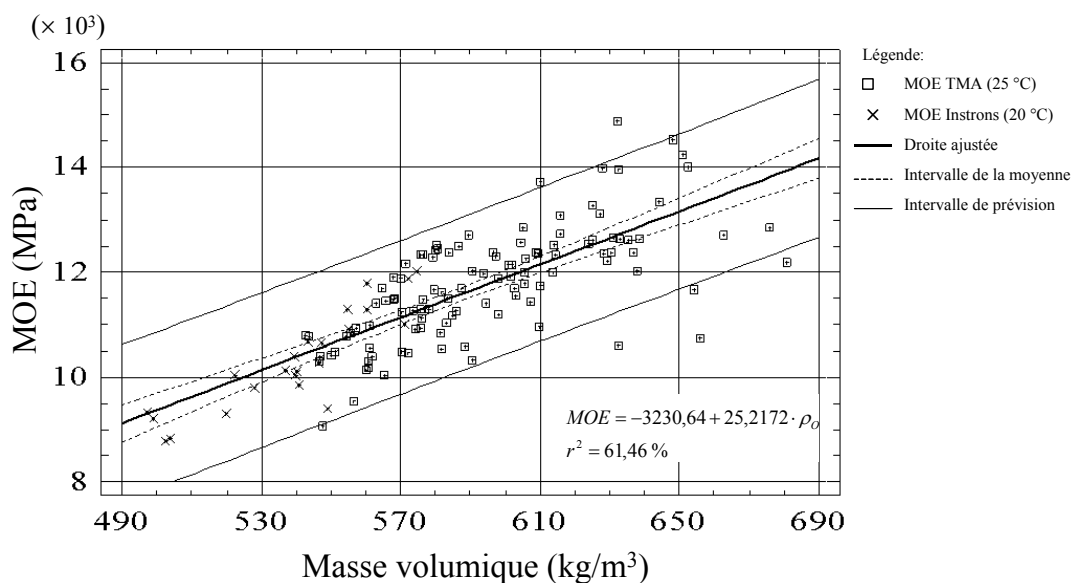


Figure 2-17: Module d'élasticité en flexion à température ambiante

Après avoir été validée pour la détermination du MOE, la TMA a été utilisée pour déterminer l'influence de la température sur le MOE et sur la raideur en flexion. Ces résultats sont montrés dans la suite.

2.3.2.2. MOE et raideur en flexion à travers les isothermes

La Figure 2-18 montre les MOE normalisés par rapport au MOE à 25 °C, et calculés à partir des dimensions des éprouvettes mesurées à la fin des essais. La Figure 2-19 montre la raideur en flexion normalisée. Les deux figures présentent les intervalles de prévision de 95% pour les nouvelles observations et les intervalles de confiance de 95 % pour les moyennes utilisant les modèles ajustés. Les intervalles de confiance et les intervalles de prévision sont représentés par les courbes respectivement en pointillés fins et en pointillés larges.

Ici, le MOE est déterminé en isotherme pour des paliers de températures entre 25 à 240 °C définis selon le mode opératoire développé dans la Section 2.3.1. À 25 °C, la totalité des éprouvettes présentait un MOE moyen de 11400 MPa et un coefficient de variation (c.o.v) de 6,7%, tandis qu'échauffées à 240 °C le module d'élasticité en flexion diminuait jusqu'à 6900 MPa. À la fin des essais, après 15 min d'échauffement, les éprouvettes étaient dans un état presque anhydre, ayant un taux d'humidité moyen inférieur à 0,5% pour quelques températures supérieures à 25 °C.

Comme le montre la Figure 2-18, le MOE normalisé augmente de 25 à 90 °C, atteignant un maximum d'environ 13% supérieur à ceux obtenus à 25 °C pour une température de 60 à 90 °C. Ce comportement est expliqué par le retrait lié au séchage du bois (Kollmann et Côté 1968). Le retrait est à l'origine de variations dimensionnelles importantes dans les directions tangentielle et radiale. Ces variations induisent une réduction de l'inertie de la section transversale de l'éprouvette. En conséquence, le MOE obtenu par l'Équation (2.3) est plus élevé. À partir de 100 °C, la valeur du MOE diminue. En dessous de 200 °C, le MOE est fortement affecté par l'augmentation de la température. Entre 200 et 250 °C, le MOE normalisé varie de 87 à 61% de sa valeur à 25 °C. Ce comportement peut être expliqué par le ramollissement et par la dégradation des polymères du bois (Schaffer 1973; Back et Salmén 1982).

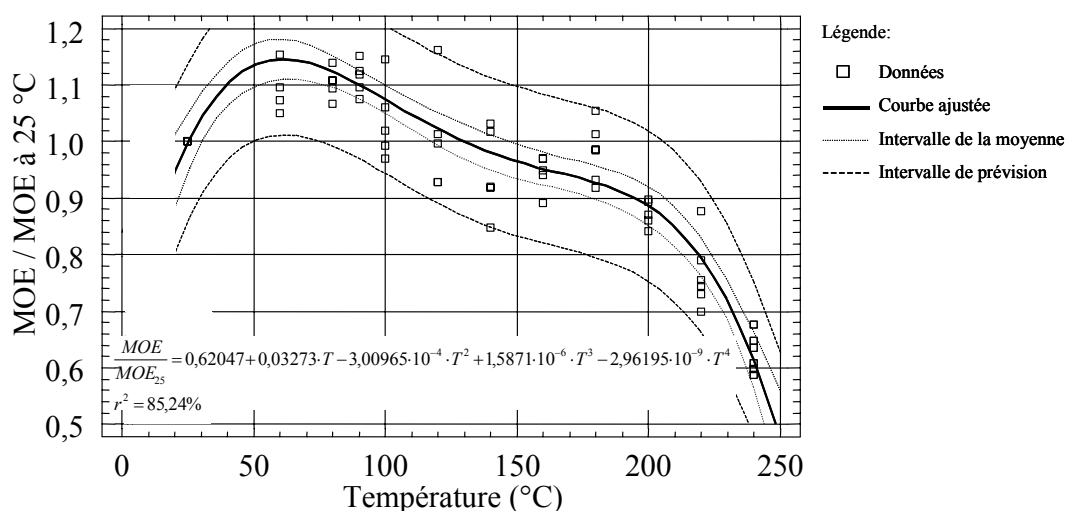


Figure 2-18: MOE normalisé par rapport à ceux à 25 °C

La relation entre le MOE normalisé et la température a été ajustée par un modèle polynomial d'ordre quatre, dont l'équation est donnée dans la Figure 2-18. Le terme d'ordre le plus élevé de cette équation est statistiquement significatif à 95% de confiance.

Le comportement de la raideur en flexion normalisée en fonction de la température a été ajusté par un modèle polynomial d'ordre trois, dont l'équation est montrée sur la Figure 2-19. Le terme d'ordre le plus élevé de cette équation est statistiquement significatif à 95% de confiance.

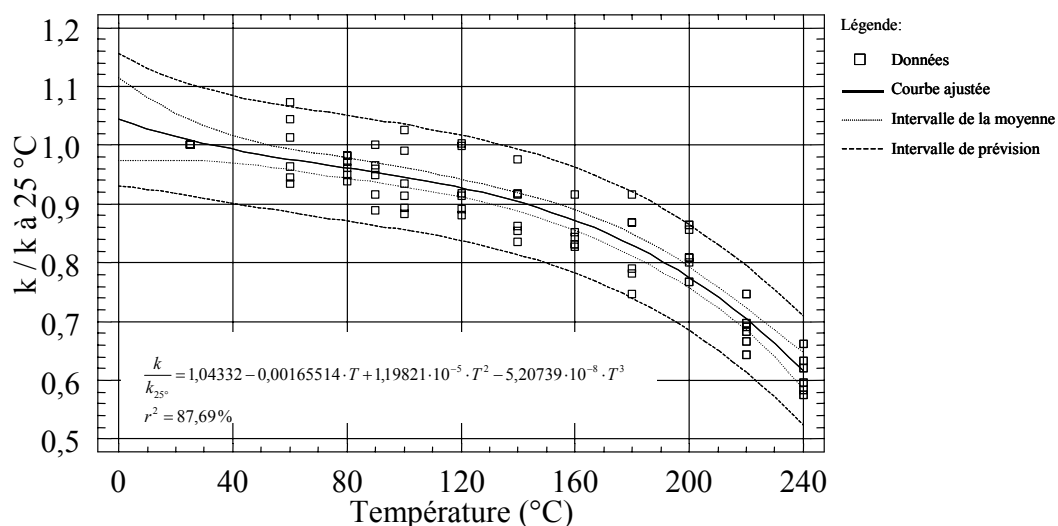


Figure 2-19: Raideur en flexion normalisée

Le comportement différent entre les courbes du MOE normalisé et la raideur en flexion (Figures 2-18 et 2-19) peut être expliqué par les variations dimensionnelles des éprouvettes, ces dernières étant provoquées par les variations d’humidité et la dégradation thermique. Le bois humide se dilate en chauffant à cause de l’expansion thermique et se rétrécit à cause de la perte d’eau. Pour des teneurs en eau entre 3 et 4%, le rétrécissement causé par la perte d’eau est plus important que la dilatation thermique (Simpson et Tenwood 1999), diminuant ainsi la raideur en flexion des éprouvettes. À la fin des essais, les éprouvettes étaient dans un état presque anhydre, ayant un taux d’humidité moyen inférieure à 0,5%.

2.3.2.3. MOE et raideur à travers la montée en température

Comme explicité dans la Section 2.3.1, les éprouvettes ont été soumises en même temps à des contraintes mécaniques et à des variations de température. La détermination de la raideur k en flexion a été effectuée en faisant varier la température de 25 à 300 °C selon quatre différentes vitesses d’échauffement: 5, 10, 20 et 40 °C/min. La détermination de l’évolution du MOE en fonction de la température n’a pas pu être réalisée à cause de la nature destructrice de cette démarche: à la fin des essais, les éprouvettes étaient complètement carbonisées.

La Figure 2-20 présente les résultats obtenus pour les différentes montées en température et les courbes correspondantes. À 25 °C, les éprouvettes soumises à une vitesse d’échauffement de 5 °C/min présentaient un module d’élasticité moyen en flexion de 11900

MPa et un c.o.v. de 7,6%. Celles soumises à 10 °C/min ont montré un module d'élasticité moyen en flexion de 10600 MPa et un c.o.v. 11,6%. Celles soumises à 20 °C/min ont eu un module d'élasticité moyen en flexion de 12300 MPa et un c.o.v. 13,3% et celles soumises à 40 °C/min présentaient un module d'élasticité moyen en flexion de 12700 MPa et un c.o.v. 10,6%. C'est-à-dire que les tests effectués sur une montée de température plus faible présentaient un comportement plus stable.

La diminution de la raideur normalisée en fonction de la température est décrite par des modèles polynomiaux d'ordre trois, dont les équations sont présentées sur la Figure 2-20. Les termes d'ordre plus élevés de ces équations sont statistiquement significatifs à un niveau de confiance de 99%.

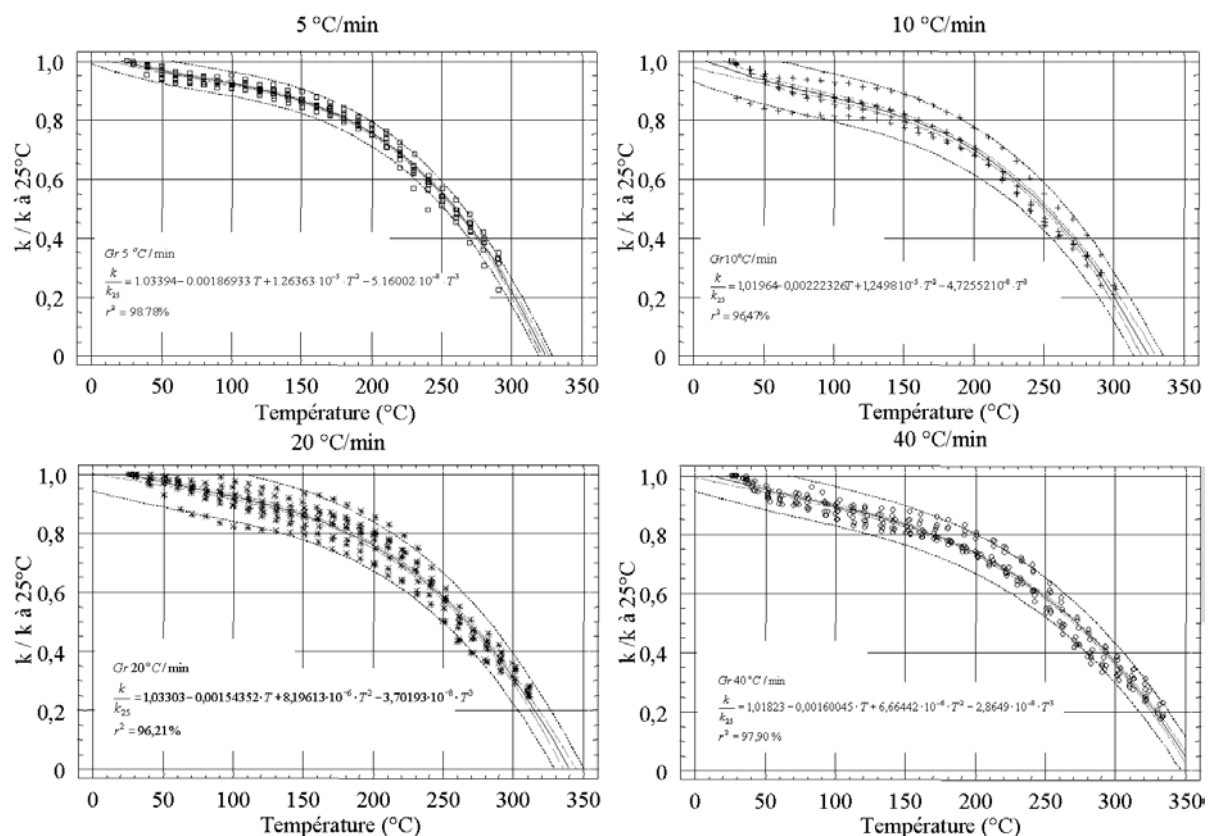


Figure 2-20: Raideur normalisée selon les montées en température de 5, 10, 20 et 40 °C/min

La Figure 2-21 compare les modèles polynomiaux des essais. Il a été vérifié que les courbes qui présentent une montée de température de 5 et 10 °C/min présentent presque le même comportement que la courbe des essais en isotherme, ce qui peut être exprimé par le coefficient angulaire presque égale à 1,0 de ces deux courbes. Par contre, les courbes avec des montées de température plus élevées présentent un comportement plus conservateur, probablement lié au fait que les essais sont moins longs que les deux premiers. Peut être aussi

que la température de l'éprouvette n'ait pas la même du à la faible conductivité thermique du bois. Dans les essais plus longs, les éprouvettes étaient plus exposées à la chaleur et en conséquence plus dégradées.

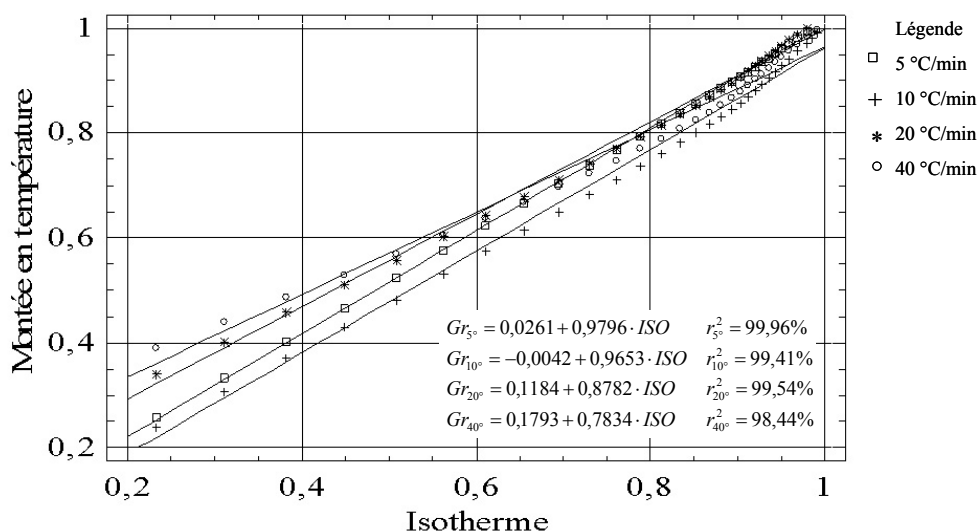


Figure 2-21: Comparaison entre les essais en isotherme et avec montée en température

2.4. INFLUENCE DE LA TEMPERATURE SUR LA PORTANCE LOCALE

Une caractéristique essentielle des assemblages est la courbe charge/déplacement qui exprime leurs performances mécaniques à travers les variables résistance, rigidité et ductilité statique. La détermination de la portance locale est un des moyens utilisés pour estimer ces caractéristiques. La portance locale (f_h) est obtenue à partir de la compression d'une tige métallique dans une éprouvette parallélépipédique en bois suivant un cycle de chargement prédéfini (NF EN 383 1993).

L'influence de la température sur la portance locale étant inexistante dans la littérature, des essais à chaud ont été réalisés. Des essais d'enfoncement parallèle ($f_{h0^{\circ}}$) et perpendiculaire aux fibres ($f_{h90^{\circ}}$) ont été réalisés selon la norme NF EN 383 (1993) pour douze valeurs de température comprises entre 20 et 240 °C, en utilisant des broches de 8 mm de diamètre.

L'objectif de cette section est donc de déterminer l'effet de la température sur la portance locale et le module de glissement du *Pinus sylvestris* L., ainsi que de comprendre les phénomènes qui ont lieu et affectent cette propriété mécanique afin de mieux expliquer le comportement au feu des assemblages bois-métal. Les valeurs expérimentales serviront de référence pour la modélisation du comportement mécanique des assemblages.

2.4.1. Matériels et méthodes

Dans cette sous-section sont décrits les caractéristiques physiques du matériau, l'outillage et les méthodes utilisées pendant la réalisation des essais de portance.

2.4.1.1. Échantillons et éprouvettes

Les tests ont été effectués avec des éprouvettes de *Pinus sylvestris* L. dont les caractéristiques sont exposées dans les Tableaux 2-5 et 2-6. La masse volumique variait entre 489 et 680 kg/m³ et l'humidité moyenne initiale était proche de 11%. Les planches ont été classées visuellement afin d'éviter l'utilisation de bois issu de différents débits.

Tableau 2-5: Masse volumique anhydre moyenne des échantillons

Echantillon	Nombre d'éprouvettes	Mv (kg/m ³)	Écart-type (kg/m ³)
8L 3	54	592	18
8L 4	25	567	17
8T 3	46	542	34
8T 4	25	570	22
Total	345		

Tableau 2-6: Humidité initiale des échantillons

Echantillon	Nombre d'éprouvettes	Hi (%)
8L 3	36	10,3
8L 4	5	12,3
8T 3	31	10,7
8T 4	5	11,4

Un plan d'échantillonnage sur le bois a été réalisé afin de permettre l'étude de la portance locale en douze paliers de température. Les éprouvettes des échantillons ont été réparties entre les paliers et leur nombre pour chaque température d'essais est précisé dans le Tableau 2-7. La distribution des éprouvettes a été effectuée de façon à garantir une

homogénéité entre les sous-échantillons. Cette homogénéité a été vérifiée par l'analyse de variance, en utilisant le Test de Bonferroni pour un seuil de fiabilité égal ou supérieur à 95% (Montgomery et Runger 2003).

Tableau 2-7: Températures d'essais et nombre d'éprouvettes

Échan tillon	Température (°C)											
	20	60	80	90	100	120	140	160	180	200	220	240
8L-3	6	6	6	6	6	6	6	6	6	-	-	-
8T-3	6	5	4	5	5	5	5	5	5	-	-	-
8L-4	5	-	-	-	-	-	-	-	5	5	5	5
8T-4	5	-	-	-	-	-	-	-	5	5	5	5

Les dimensions des éprouvettes sont celles définies par la norme NF EN 383 (1993) et présentées sur la Figure 2-22. Dans cette étude, elles mesuraient 48 × 20 × 112 mm. Les échantillons ont été identifiés par un chiffre correspondant au diamètre de la broche (8 mm) et L ou T indiquant la direction de l'effort par rapport au sens du fil: L est dans le sens du fil et T est dans la direction transversale.

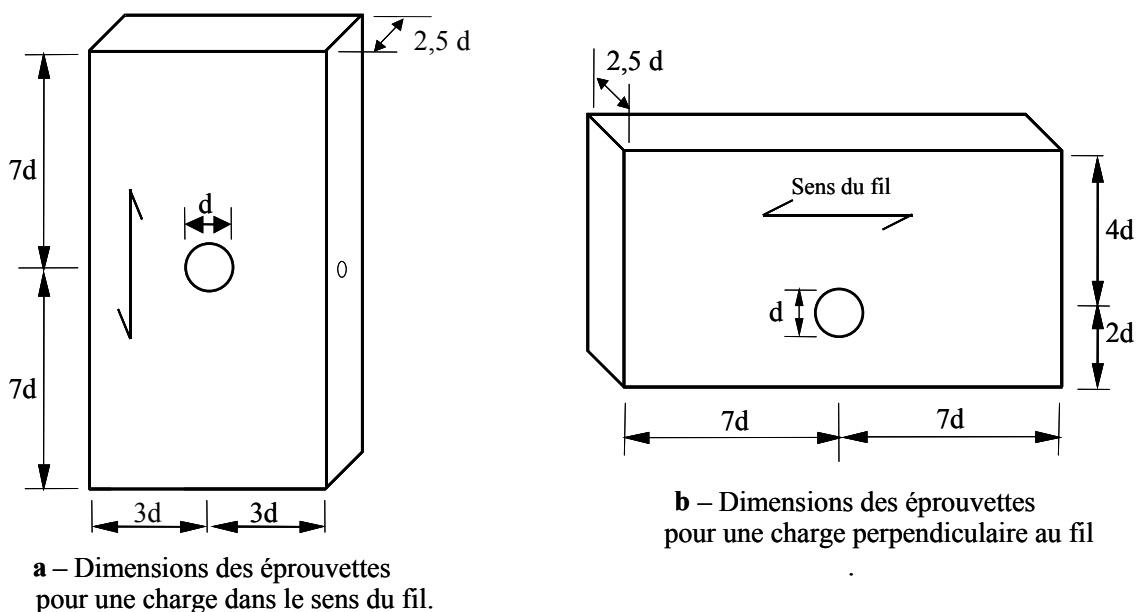


Figure 2-22: Dimensions des éprouvettes

2.4.1.2. Essais mécaniques

Les essais mécaniques ont été réalisés avec une machine INSTRON 4467 possédant une enceinte thermique à convection forcée INSTRON, de type 3119-005, dont les dimensions internes sont $485 \times 240 \times 230$ mm (Figure 2-23a).

Les essais consistaient à exercer un effort sur les éprouvettes à l'aide de la traverse mobile de la machine d'essai dont le déplacement était contrôlé avec une précision de $\pm 0,01$ mm. La broche, reposant dans un logement horizontal en U fixe, va s'enfoncer dans le bois lors de la descente de la traverse. La distance entre les deux appareils d'appuis est suffisamment faible pour que la déformation de la broche ne soit pas prise en compte (Figure 2-23b). Ce type d'essai de portance étant normalisé, le déplacement de la traverse a suivi le programme établi par la norme européenne NF EN 383 (1993).

Un capteur d'effort de marque INSTRON, possédant une capacité maximale de 30 kN, permettait de mesurer l'effort exercé avec une précision de $\pm 0,03$ kN. Le déplacement de la traverse a été appliqué avec une vitesse de 0,40 mm/min. La durée d'application de la charge variait entre 15 et 20 minutes, selon la résistance de l'éprouvette.

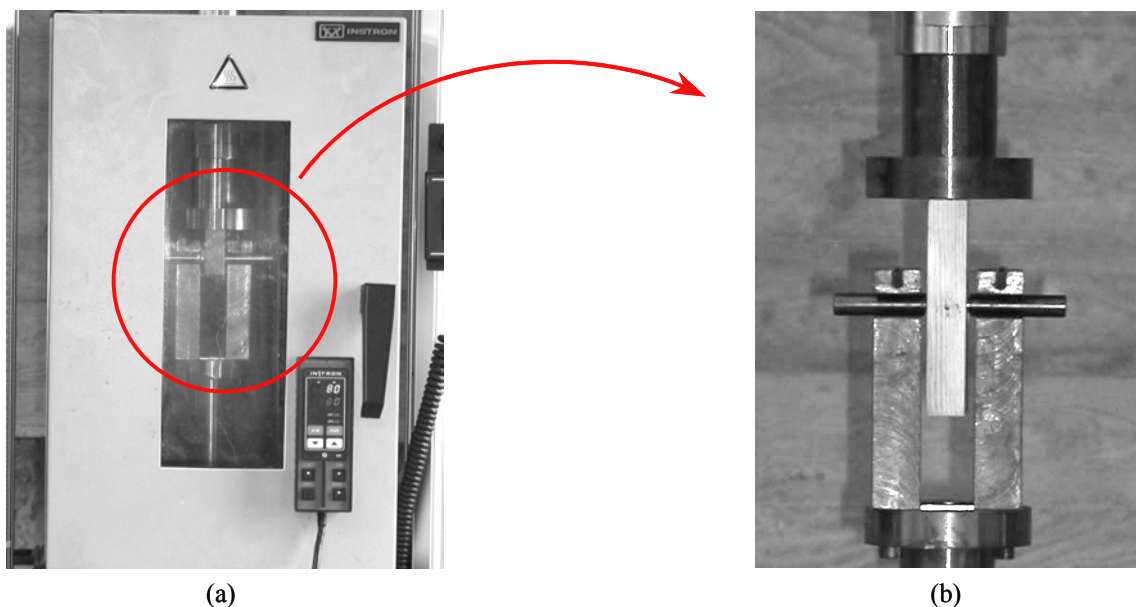


Figure 2-23: Enceinte thermique (a) et dispositif d'essai (b)

2.4.1.3. Echauffement des éprouvettes et mesure de la température

Les ensembles éprouvette-tige ont été chauffés pendant 110 min, dans une étuve dont la température était déjà stabilisée au niveau voulu. Après cette période, ils ont été transférés dans l'enceinte thermique de la machine d'essai dont la température était la même que l'étuve. Avant de commencer les essais, la stabilisation de la température au niveau déterminé était attendue pendant 10 min, de telle façon que la durée d'exposition à la chaleur soit de 120 min au début de l'application de la charge.

L'enceinte thermique possédait un système automatique de régulation de température avec une tolérance de $\pm 3,5$ °C. Afin d'avoir une mesure complémentaire de la température, des capteurs thermocouples ont été installés: l'un dans le four et l'autre dans l'enceinte.

Les températures à l'intérieur des éprouvettes, de l'étuve et de l'enceinte thermique étaient enregistrées, toutes les 30 s, par un module d'acquisition de données portatif relié aux thermocouples. Des thermocouples ont été placés dans les éprouvettes à l'intérieur d'orifices de 2,0 mm de diamètre dont le fond était à $3,0 \pm 0,5$ mm de la surface du trou destiné à recevoir la tige d'application de la force. La position et le diamètre des orifices pour l'introduction du thermocouple ont été choisis de façon à interférer le moins possible avec les résultats des essais.

Les thermocouples utilisés étaient du type cuivre-cuivre nickel (type T), indiqués pour une plage de -185 à $+300$ °C. Ces thermocouples présentent une valeur de tolérance de $\pm 0,5$ °C dans le domaine de -40 °C à $+125$ °C et une tolérance de $\pm 0,004 \cdot |T|$ dans le domaine de 125 °C à 350 °C, où $|T|$ est le module de la température (TC S.A., 2002).

2.4.2. Résultats et discussions

Dans cette sous-section sont présentés les résultats et discussions concernant l'humidité des éprouvettes pendant les essais, l'influence de la température sur les courbes force-déplacement, sur la portance locale, sur le module de fondation élastique et de service. Les valeurs de raideur sont calculées selon la norme NF EN 383 (1993). Des analyses de variance (Montgomery et Runger 2003) ont été réalisées afin de vérifier les différences statistiquement significatives, à 95% de fiabilité, entre la portance locale à une température donnée et celle à température ambiante, soit 20 °C.

2.4.2.1. Humidité en fonction de la température

La Figure 2-24 montre le taux d'humidité des échantillons 8L-3 et 8T-3 à la fin des essais, après 140 min d'exposition à la chaleur. Cette caractéristique est une donnée importante pour l'analyse de l'influence de la température sur la portance locale et la raideur.

L'humidité des éprouvettes diminuait linéairement avec l'augmentation de la température d'essai. Les éprouvettes étaient presque anhydres aux environs de 140 °C. Au-dessus de 140 °C, le bois est supposé se décomposer, ce qui pouvait être constaté par l'assombrissement de la couleur des éprouvettes avec la montée de température. D'après Schaffer (1973), à cette température, l'eau hygroscopique commence à être libérée et les composantes du bois commencent à se dégrader (Tableau 2-1).

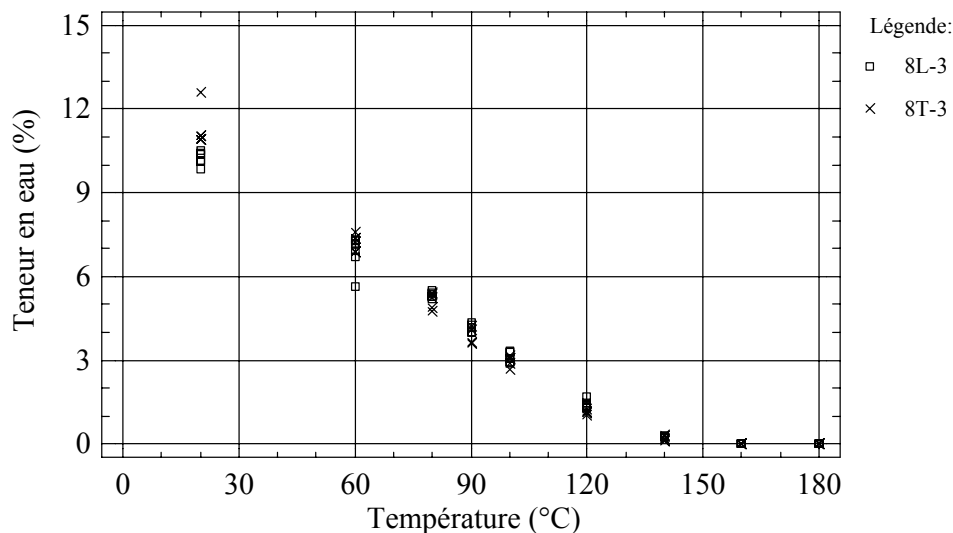


Figure 2-24: Humidité finale de éprouvettes 8L et 8T

2.4.2.2. Courbes force-déplacement

Les Figures 2-25 et 2-26 montrent le comportement des courbes force-déplacement respectivement pour les essais de portance parallèle et perpendiculaire aux fibres en fonction de la température.

Sur les deux figures, il est constaté que la force de réaction sur chaque éprouvette ne croît pas de manière linéaire avec l'enfoncement. Ce phénomène illustre l'établissement progressif d'une surface de contact par l'écrasement des aspérités laissées par l'usinage du trou et aussi l'augmentation de la raideur. Après cette phase de mise en contact, la rigidité devient presque constante.

Un cycle de décharge est appliqué à environ 40% de la charge maximale estimée. Le déplacement de la traverse est arrêté, puis inversé, pour revenir à un effort de réaction de 10% de la charge maximale estimée (NF EN383 1993). Sur les Figures 2-25 et 2-26, il peut être signalé que le matériau ne se comporte pas de manière élastique car la tige ne revient pas dans la position initiale. Ce comportement indique que des déformations irréversibles dues au matage se sont déjà produites.

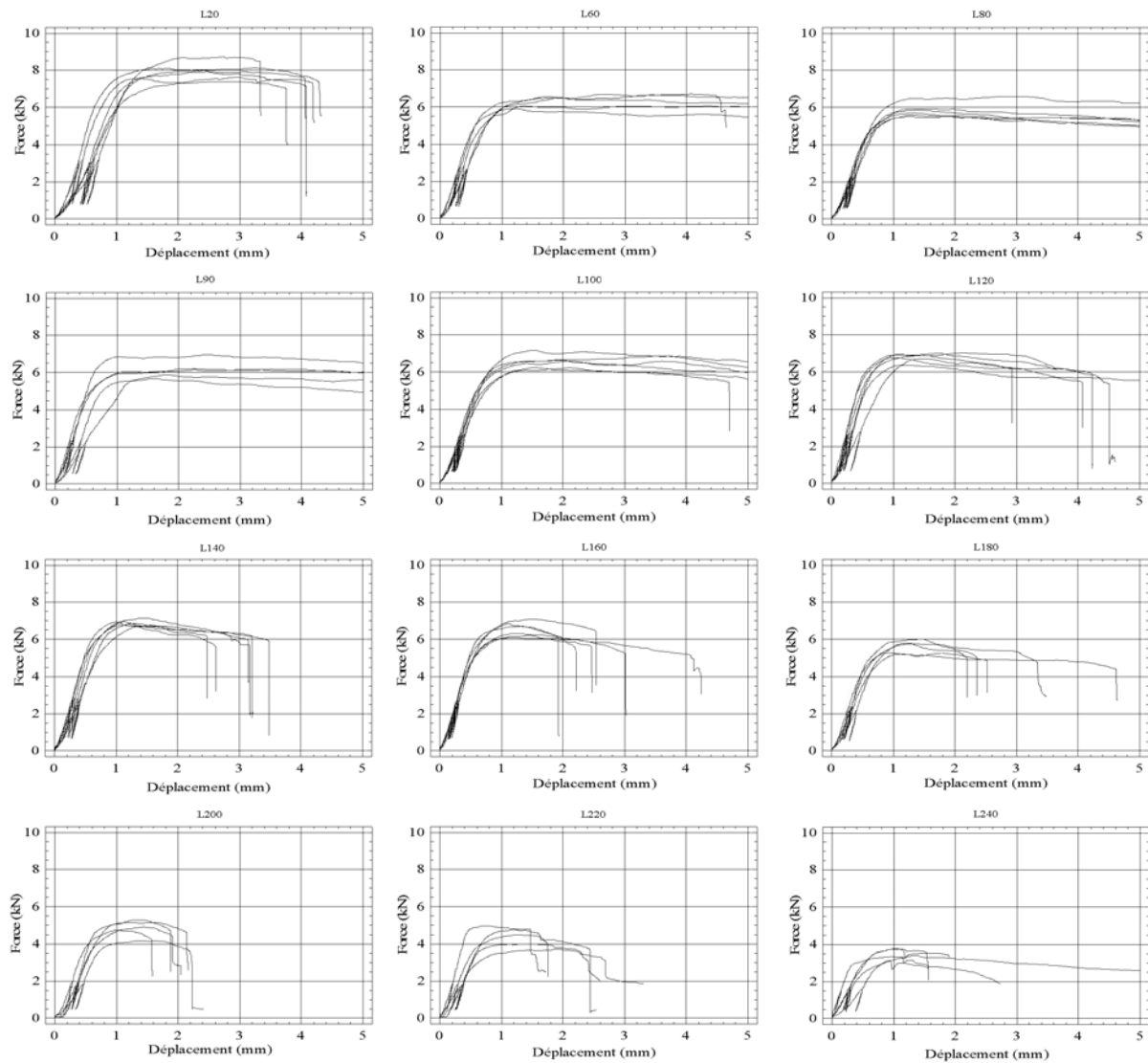


Figure 2-25: Courbes force-déplacement des essais de portance parallèle aux fibres pour les différents paliers de température

La poursuite de l'expérience montre que la rigidité de décharge est suivie par un rechargement jusqu'à atteindre le niveau maximum précédemment atteint. À partir de ce point, la courbe d'enfoncement retrouve sa rigidité initiale. Selon Bocquet (1997), cette phase quasi linéaire se termine quand le bois commence à se déformer autour de la zone de contact, provoquant une densification du bois. Après cette phase, la tige continue son déplacement,

déviant et densifiant les fibres latéralement. Cette densification latérale se poursuit tant que l'endommagement du volume totale du bois sous la tige n'est pas établi (Figure 2-27a).

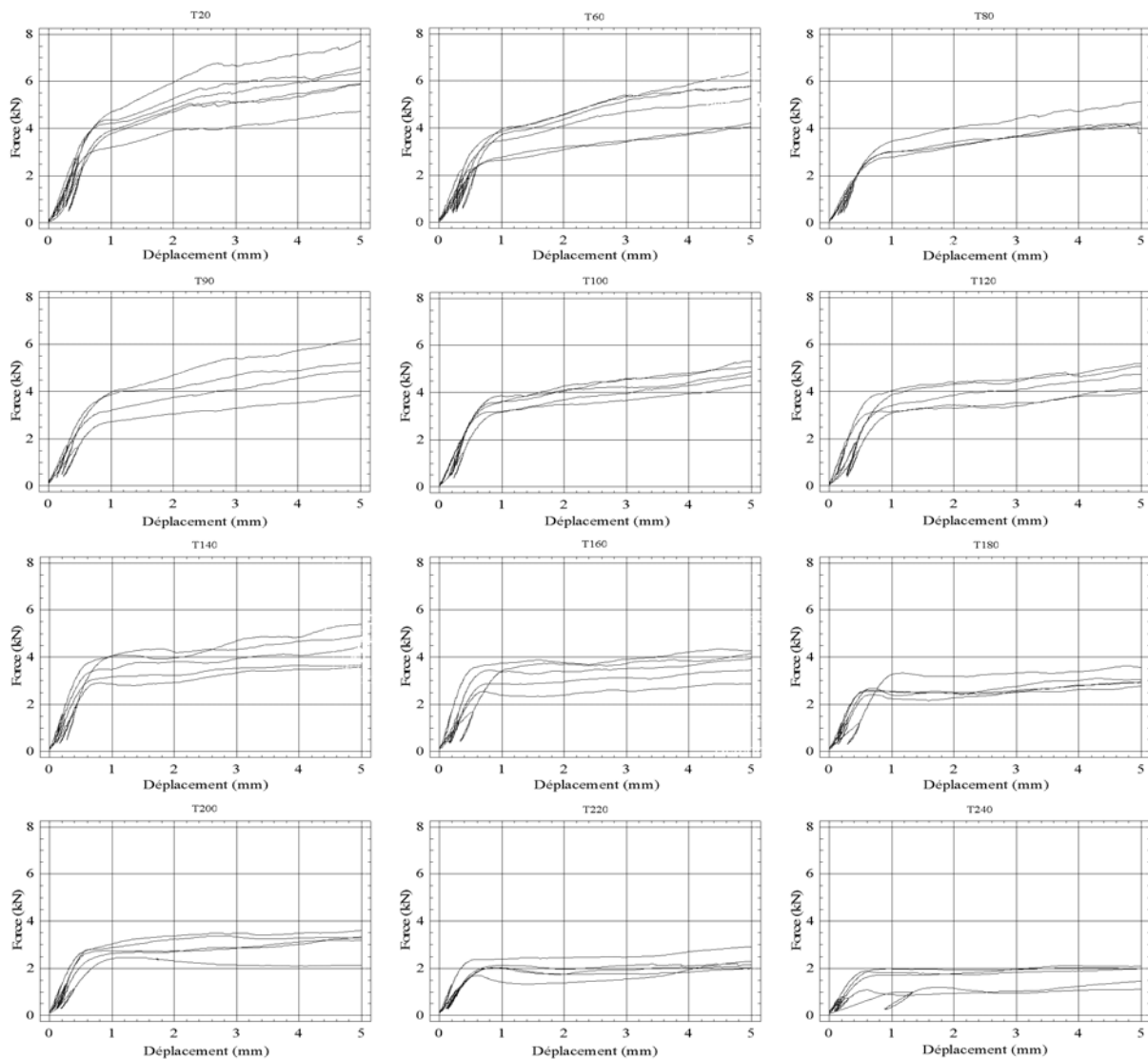


Figure 2-26: Courbes force-déplacement des essais de portance perpendiculaire aux fibres pour les différents paliers de températures

Sur les graphes de la Figure 2-25, une phase de déformation importante apparaît de manière nette lorsque la rigidité décroît rapidement pour devenir nulle ou légèrement négative. L'enfoncement de la tige augmente pour une charge constante. Le palier de résistance en portance locale est atteint. Lors des essais longitudinaux, la limite est atteinte quand le bois se rompt ou quand l'enfoncement atteint 5,0 mm (NF EN 383 1993). Quand le bois se rompt, la fissure finale s'étend de la zone plastifiée à l'extrémité de l'éprouvette en suivant le fil du bois (Figure 2-27a).

Sur les graphes de la Figure 2-26, la phase de déformation importante apparaît de manière nette lorsque la rigidité décroît rapidement à cause de la densification progressive des fibres situées sous la tige dans son sens perpendiculaire. Dans ce cas, la rigidité ne diminue pas et continue à augmenter car ce type d'effort perpendiculaire aux fibres permet l'activation de la rigidité axiale de fibres du bois (Bocquet 1997). Le palier de résistance en portance locale est déterminé par le point d'intersection de la tangente à la partie linéaire initiale et de la tangente au segment après la plastification selon la Figure A-3 de l'Annexe A. Les essais ont été interrompus à la rupture des éprouvettes ou au déplacement de 5 mm de la tige, comme le préconise la norme NF EN 383 (1993).

Pour les essais de portance longitudinale, le type de rupture caractéristique a été la rupture parallèle aux fibres. Cette rupture a été caractérisée par l'écrasement et l'écartement des fibres suite à l'enfoncement de la tige dans l'éprouvette (Figure 2-27a).

La Figure 2-27b montre la rupture caractéristique des essais d'enfoncement perpendiculaire aux fibres. Ce type de rupture est similaire à celui obtenu par Bocquet (1997), où, à une distance d'environ un diamètre, les fibres se rompent au fur et à mesure de l'enfoncement, même dans la partie de fibres coupées par le perçage. Bocquet (1997) met en évidence deux zones différentes dans les zones de fibres coupées: une partie est entraînée lors de l'enfoncement alors qu'une autre petite partie, située dans la zone de l'axe horizontal du trou, reste en place. Selon lui, les fissures horizontales situées dans le volume déplacé par la tige sont témoins des distorsions importantes du bois qui amènent à des ruptures par cisaillement et par traction perpendiculaire aux fibres. Bocquet (1997) démontre que ces ruptures sont traduites par de brusques chutes de rigidité sur les courbes d'enfoncement perpendiculaire aux fibres.

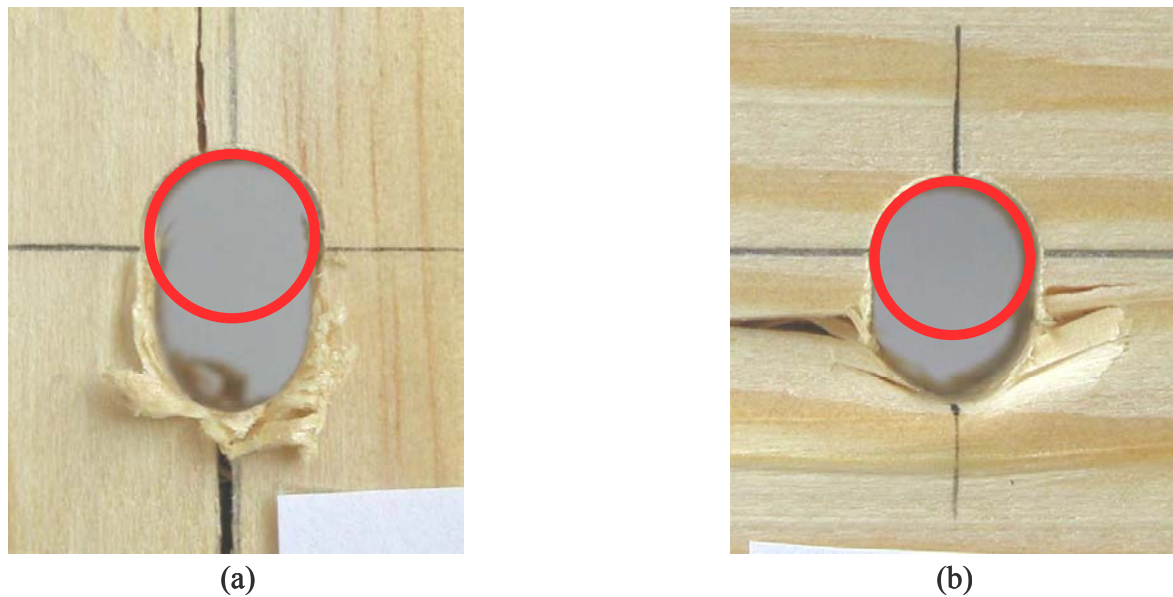


Figure 2-27: Rupture d'éprouvette en essais de portance longitudinale (a) et transversale (b)

Sur les graphes de la Figure 2-25, à partir de 60 °C, il a été observé que, après avoir atteint le seuil de portance locale, les éprouvettes ont commencé à présenter un comportement plus ductile que celles à température ambiante. Cette tendance continue jusqu'à 120 °C. Pour les températures au-dessus de 100 °C, la ductilité des éprouvettes commence à diminuer, mais les valeurs restent supérieures à celles à 20 °C. Les éprouvettes se rompent avant que la tige n'ait atteint l'enfoncement de 5,0 mm. Il faut remarquer qu'à 60 °C, les éprouvettes présentaient un taux d'humidité aux environs de 7% et, à 160 °C, une teneur en eau aux environs de 1,5% (Figure 2-24). Même si les essais de portance n'ont pas été réalisés jusqu'à rupture des éprouvettes pour respecter le temps d'échauffement des échantillons, il serait intéressant d'effectuer des essais à chaud jusqu'à la rupture des éprouvettes afin de vérifier l'ampleur de l'augmentation de leur ductilité. Ce comportement est peut-être provoqué par la thermoplastification de la lignine qui est responsable de la rigidité du bois (Winandy et Rowell 1983).

Les variations présentées par les courbes d'enfoncement en fonction de la température doivent être analysées en considérant le comportement des polymères composants du bois. Il est connu que les propriétés mécaniques du bois, sous sollicitation de compression, dépendent principalement de la cohésion et de la rigidité assurées par la lignine (Schaffer 1973; Winandy et Rowell 1983). À des températures inférieures à 100 °C, la lignine provenant du bois humide s'est ramolli, ce qui conduit à une diminution de la rigidité du bois et donc une diminution de sa portance. Le ramollissement principal du bois humide est causé par la

lignine. Par contre, dans le bois anhydre, le ramollissement de la lignine dû à la hausse de température diminue et le ramollissement de l'hémicellulose devient plus important (Olsson et Salmén 1997). En effet, à faible teneur en eau, le ramollissement de la lignine se déplace vers les hautes températures.

En condition anhydre, la transition vitreuse des hémicelluloses a été observée entre 150 à 220 °C et pour la lignine à partir de 205 °C (Back et Salmén 1982). Selon Schaffer (1973), la lignine se solidifie à 210 °C. D'après des essais effectués par analyse thermodifférentielle en conditions humides, Irvine (1984) signale que la transition vitreuse de la lignine *in situ* de plusieurs essences a lieu dans une zone de température comprise entre 60 et 90 °C. En réalisant des essais dynamiques avec une fréquence de charge de 1 Hz sur le bois humide, Olsson et Salmén (1997) ont trouvé que la transition vitreuse a lieu à 78 °C pour l'*Ulmus americana* et à 90 °C pour le *Pinus strobus*. Dans ce travail, il a été remarqué que la ductilité du bois a augmentée entre 80 et 100 °C (Figure 2-25), ce qui est cohérent avec les travaux de Irvine (1984) et de Olsson et Salmén (1997).

2.4.2.3. Portance locale

Les résultats obtenus pour les portances longitudinale et transversale sont montrés respectivement par les Figures 2-28 et 2-29. Les valeurs de portance perpendiculaire aux fibres présentent une variabilité plus élevée que celles de la portance parallèle aux fibres, comme le montrent les figures. Le Test de Bonferroni a été effectué pour vérifier l'existence de différences entre les valeurs des différents niveaux de températures. Pour la portance longitudinale, le test a indiqué qu'il y avait des différences statistiquement significatives à 95% de fiabilité, entre les valeurs à 20 °C et chaque niveau de température. Pour la portance perpendiculaire aux fibres, le test a indiqué des différences statistiquement significatives entre les valeurs à 20 °C et celles à 80, 180, 200, 220 et 240 °C.

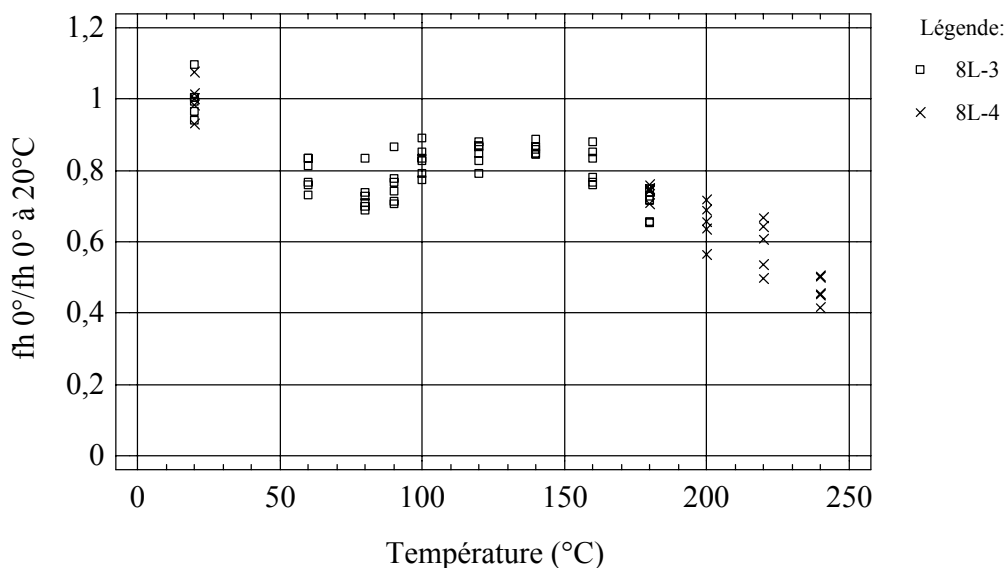


Figure 2-28: Portance longitudinale normalisée

Concernant les masses volumiques, les échantillons 8L3 et 8L4 ne sont pas statistiquement homogènes. Le coefficient de variation (c.o.v.) est 2,1% pour le premier et de est 3,0% pour le dernier. Il a été vérifié que l'intervalle de confiance de l'échantillon 8L-4 est plus large que celui de l'échantillon 8L-3. On suppose que ce phénomène est directement lié aux écarts de leurs masses volumiques (Tableau 2-5). Dans l'avenir, une étude utilisant du bois d'origine connue et avec une très faible variabilité dans la masse volumique est envisageable afin de pouvoir réduire la possible influence de ce paramètre sur les résultats.

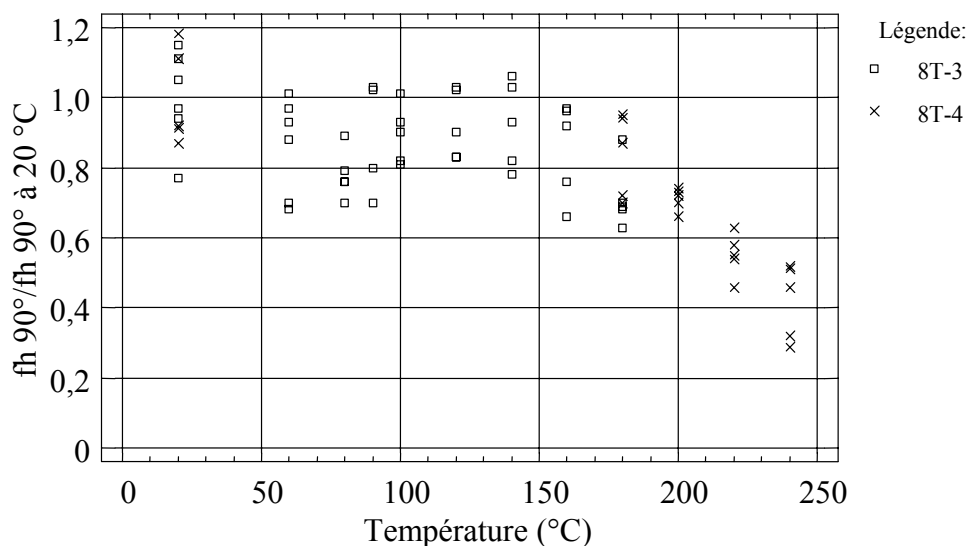


Figure 2-29: Portance transversale normalisée

La Figure 2-30 montre les résultats moyens des portances longitudinale et transversale des échantillons 8L3-4 et 8T3-4 et les résultats normalisés de résistance en compression obtenus par Knudson et Schniewind (1975). Dans leur travail, les éprouvettes ont été réalisées

en *Pseudotsuga menziesii* (Mirb.) possédant une masse volumique anhydre comprise entre 420 et 570 kg/m³, les résultats étant normalisés par rapport à la résistance en compression à 25 °C.

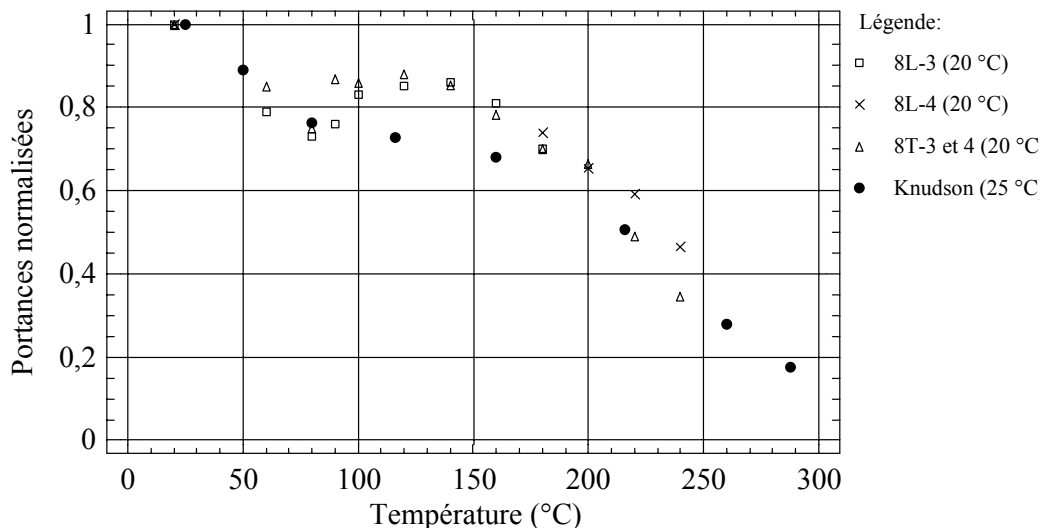


Figure 2-30: Moyennes des portances normalisées et de la résistance en compression (Knudson et Schniewiend 1975)

Les comportements sont similaires entre les données de portance et celles de compression normalisée. Les essais d'enfoncement et de résistance en compression ne sont pas identiques mais sont tous les deux basés sur l'effort de compression: pour la détermination de la portance locale, l'éprouvette est comprimée par la tige et, pour la détermination de la résistance en compression, l'éprouvette est comprimée par la tête d'application de la charge.

Les données de portances longitudinale et transversale présentent des comportements similaires. La portance locale diminue avec l'augmentation de la température. Cependant cette diminution n'est pas monotone, il y a des points de minimum et de maximum relatifs ainsi que des plateaux. Le point de minimum relatif a lieu à 80 °C pour les deux courbes. À ce point, la portance locale est réduite de presque 30% par rapport à celle à 20 °C. Le maximum relatif de la portance locale se trouve autour de 140 °C et est inférieur d'environ 15% à la valeur de la portance à température ambiante.

D'après Irvine (1984), pour un taux d'humidité d'environ 5%, la transition vitreuse de la lignine de l'*Eucalyptus regnans* se situe près de 70 °C (Figure 2-4). Pour les essais de portance, à 80 °C, lorsque les courbes présentent le point de minimum relatif, les éprouvettes avaient une teneur en eau d'environ 5% (Figure 2-24)

Le point de maximum pour les courbes de portance locale se situe aux environs de 140 °C. À cette température, les éprouvettes sont pratiquement anhydres. Dans la zone de 180 à 200 °C, un petit palier est vérifié dans la courbe de portance perpendiculaire aux fibres. Rien de définitif ne peut être conclu sur la même région de la courbe de portance longitudinale à cause de la discontinuité de cet échantillon à ce point-là.

Les variations présentées par les courbes de portance en fonction de la température doivent être analysées en considérant le comportement des composants du bois. Il est connu que les propriétés mécaniques de compression dépendent principalement de la lignine.

D'après la description du comportement des polymères du bois en fonction de la température, on peut penser que la portance du bois diminue entre 60 à 90 °C à cause du ramollissement de la lignine puis augmente entre 90 et 140 °C à cause du séchage du bois et de l'élimination de l'eau hygroscopique, avant de diminuer entre 140 et 220 °C à cause de la dégradation des polymères.

2.4.2.4. Module de fondation initial

La Figure 2-31 montre le module de fondation initial normalisé obtenu à partir des essais de portance longitudinale. Il est vérifié que le module augmente avec l'augmentation de la température, en atteignant un maximum aux environs de 140 °C, la température d'élimination de l'eau hygroscopique. Aux environs de la température de déshydratation de la cellulose (200 °C), le bois atteint un module de fondation inférieur à celui à 20 °C. Le test d'analyse de variance n'a pas pu être réalisé sur la totalité des échantillons à cause des différences statistiquement significatives entre les écarts-types des échantillons.

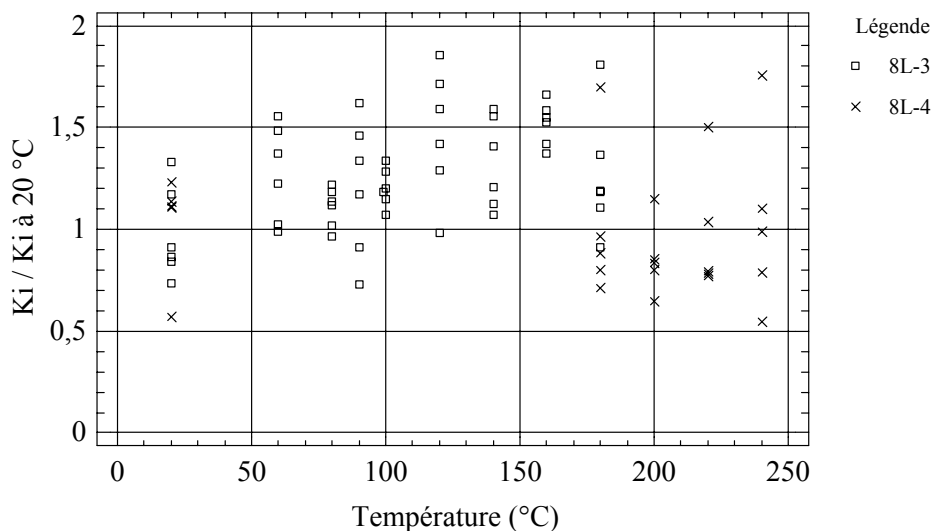


Figure 2-31: Module de fondation initial normalisé obtenu en portance longitudinale

La Figure 2-32 montre les données concernant le module de fondation obtenu à partir des essais de portance transversale. Le comportement des modules moyens a la même allure que celui de la portance (Figures 2-28 et 2-29). Des grands écarts ont été remarqués dans le module de fondation pour les mêmes températures. Le test d'analyse de variance n'a pas pu être réalisé à cause des différences statistiquement significatives entre les écarts-types des échantillons.

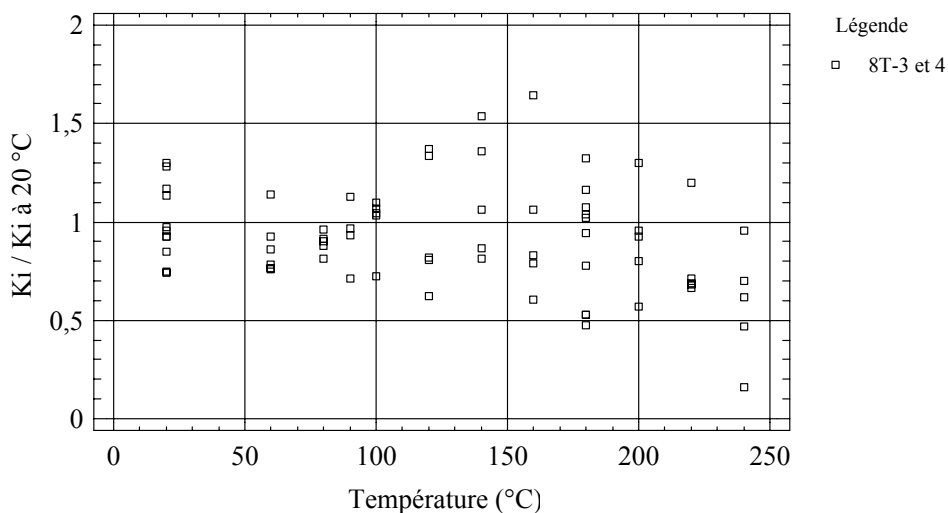


Figure 2-32: Module de fondation initial normalisé obtenu en portance transversale

2.4.2.5. Module de fondation

La Figure 2-33 montre le module de fondation obtenu à partir des essais de portance longitudinale. Il est vérifié que le module augmente avec l'augmentation de la température, en

atteignant un maximum aux environs de 140 °C, la température d'élimination de l'eau hygroscopique. Aux environs de la température de déshydratation de la cellulose (200 °C), le bois atteint un module de fondation inférieure à celle à 20 °C. L'analyse de variance indique qu'il existe des différences statistiquement significatives entre la raideur à 20 °C et celles à 120 et 160°C à un niveau de confiance de 95%, en utilisant la méthode de Bonferroni.

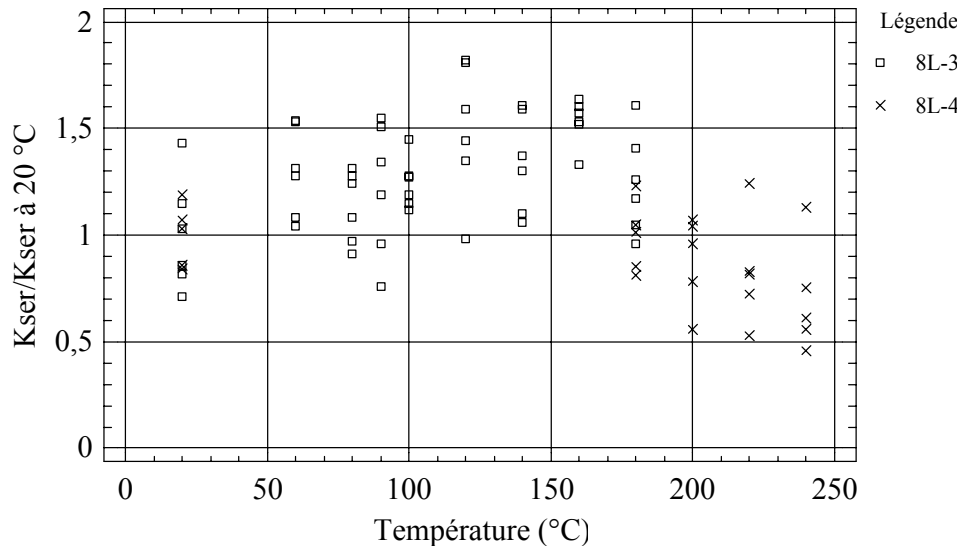


Figure 2-33: Module de fondation normalisé obtenu en portance longitudinale

La Figure 2-34 montre les données concernant le module de fondation obtenu à partir des essais de portance transversale. Le comportement des modules moyens est semblable à celui de la portance selon les Figures 2-28 et 2-29. Il y a une diminution non monotone du module de fondation en fonction de la température, en atteignant un minimum relatif aux environs de 90 °C. Des grands écarts ont été remarqués dans le module de fondation pour les mêmes températures. Le test d'analyse de variance n'a pas pu être réalisé sur la totalité des échantillons à cause des différences statistiquement significatives entre les écarts-types des échantillons. Afin de réaliser ce test, les échantillons 120, 140 et 160 ont été éliminés du groupe. L'analyse de variance sur le groupe réduit a montré qu'il y a des différences statistiquement significatives entre la raideur à 20 °C et celles à 220 et 240 °C à un niveau de confiance de 95%.

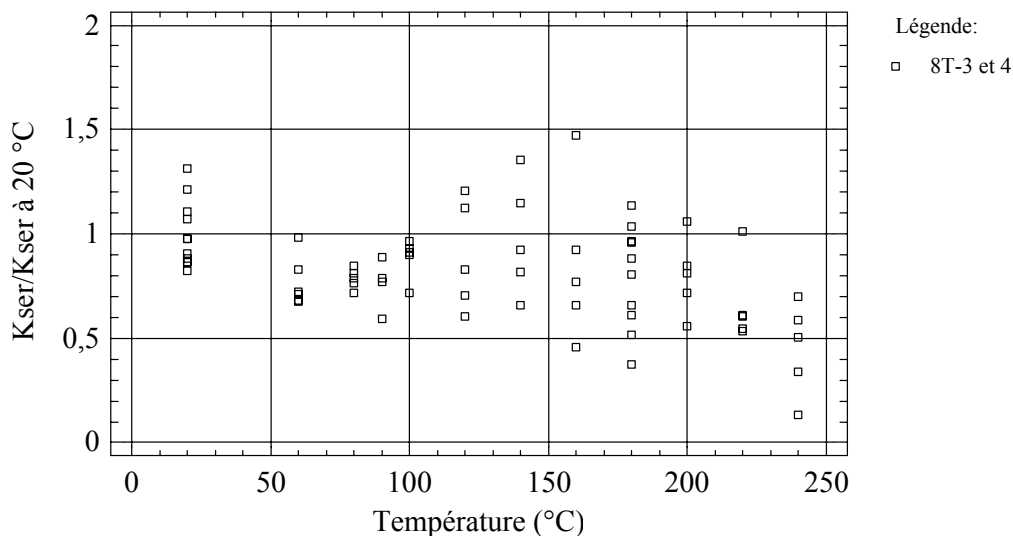


Figure 2-34: Module de fondation normalisé en portance transversale

2.4.2.6. Module de fondation élastique

La Figure 2-35 montre les résultats concernant le module de fondation élastique dans le sens des fibres. Des écarts très élevés sont remarqués pour les échantillons entre 60 et 90 $^\circ\text{C}$. D’après l’analyse de variance, les valeurs de raideur sont statistiquement homogènes jusqu’à 220 $^\circ\text{C}$. Par contre, une différence statistiquement significative existe entre le module de fondation élastique à 20 $^\circ\text{C}$ et celle à 240 $^\circ\text{C}$. Les courbes obtenues sont semblables à celles de la Figure 2-33.

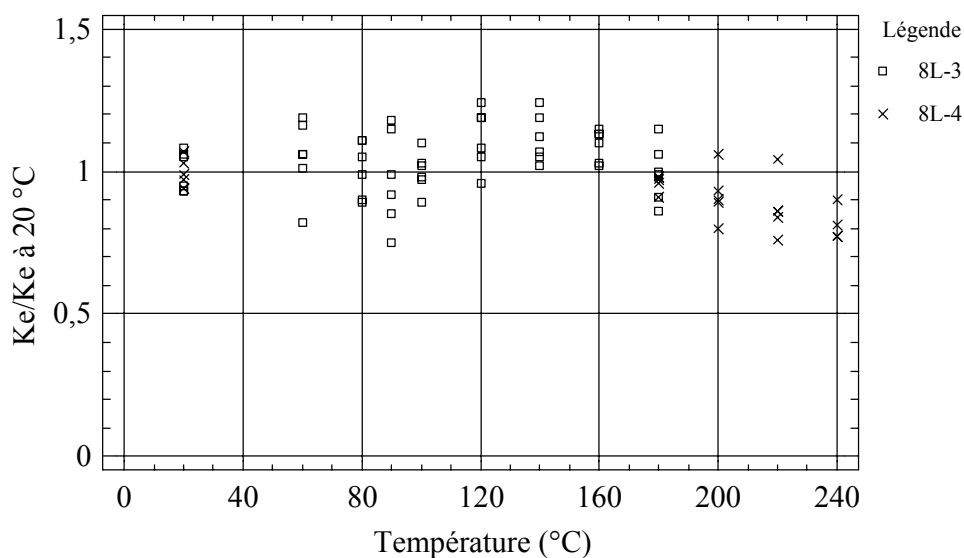


Figure 2-35: Module de fondation élastique dans le sens longitudinal des fibres

La Figure 2-36 présente les modules de fondation élastiques obtenus par des essais de portance perpendiculaire aux fibres. Le test d’analyse de variance a montré qu’il y a des

différences statistiquement significatives entre le module à 20 °C et ceux à 80, 180, 220 et 240 °C à un niveau de confiance de 95%. Les moyennes ont la même allure que les courbes des données de portance locale (Figures 2-28 et 2-29) et des données du module de fondation (Figure 2-34).

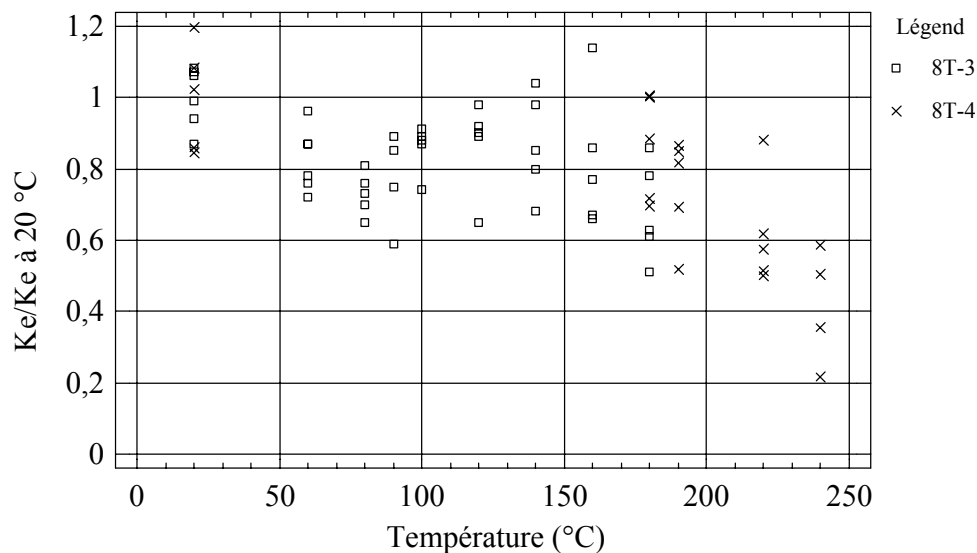


Figure 2-36: Module de fondation élastique en portance transversale

Vis à vis des grands écarts de données concernant le module de fondation élastique et celle de service, il est important de continuer l'investigation sur l'influence de la température en effectuant des essais sur des éprouvettes issues du même arbre et avec un contrôle très strict de la masse volumique du bois afin de réduire l'influence de cette variable sur les paramètres étudiés. La structure anatomique du bois issu des essences forestières présente une variabilité considérable et cette variabilité se répercute sur les propriétés physiques (densité, angle de fil) et technologiques (propriétés mécaniques, déformation au séchage) du bois. Le facteur le plus influent sur les propriétés mécaniques du bois et sa variabilité est la masse volumique.

2.5. INFLUENCE DE LA TEMPERATURE SUR LA DURETE BRINELL

Un des problèmes de l'évaluation de la dégradation du bois et de la résistance résiduelle des structures en bois, soumises à une intense chaleur ou à un incendie, est de décider de la possibilité d'une restauration ou du type de renforcement à effectuer. La dureté du bois est un facteur qui peut indiquer l'état de dégradation du matériau et permettre l'estimation *in situ* des propriétés mécaniques si des courbes de corrélation fiables sont obtenues.

Les propriétés de dureté et de compacité des fibres du bois sont significatives pour les essais de poinçonnement. Elles sont directement liées aux caractéristiques fondamentales de résistance du bois, lesquelles varient avec l'essence, la direction des fibres et la teneur en eau. Des singularités, comme des nœuds, des poches de résines ou des irrégularités des cernes, peuvent avoir une influence très forte sur ces propriétés mais demeurent très localisées.

Le travail présenté dans cette section peut être divisé en deux parties. Dans la première partie, est présentée la corrélation entre la dureté Brinell (HB) perpendiculaire aux fibres et la température, afin de quantifier l'influence de ce paramètre sur la dureté du *Pinus sylvestris* L. Dans la seconde partie, des courbes de dureté Brinell perpendiculaire aux fibres en fonction de la portance locale et de la masse volumique sont présentées. La résistance à l'enfoncement a été choisie à cause de son importance dans le cas des structures boulonnées.

2.5.1. Matériels et méthodes

Dans cette sous-section, le matériau, l'outillage et les méthodes utilisés pendant la réalisation de cette étude sont décrits.

2.5.1.1. Échantillons et éprouvettes

Les tests ont été effectués avec des éprouvettes obtenues de planches en débit tangentiel de *Pinus sylvestris* L. sec à l'air, dont les caractéristiques sont exposées dans le Tableau 2-8. Ces planches ont été, au préalable, classées visuellement afin d'éviter l'utilisation de bois issu de différents débits.

Tableau 2-8: Caractéristiques des échantillons

Échantillons	Nombre d'éprouvettes	Humidité (%)	M_{vB} (kg/m ³)	Écart-type (kg/m ³)
Dureté	90	10,3	556	59
Portance I	70	10,7	379	10
Portance II	58	9,8	450	17

L'influence de la température sur la dureté Brinell a été étudiée pour 15 niveaux de température: 20, 30, 40, 50, 60, 70, 80, 90, 100, 120, 140, 160, 180, 200, 220. Un plan d'échantillonnage sur le bois a été réalisé. Chaque sous-échantillon était composé de six éprouvettes. La distribution des éprouvettes a été effectuée de façon à garantir une homogénéité entre les sous-échantillons. Cette homogénéité a été vérifiée par l'analyse de

variance (Montgomery et Runger 2003), en utilisant le Test de Bonferroni pour un seuil de fiabilité égal ou supérieur à 95%. Les dimensions des éprouvettes sont exposées sur la Figure 2-37.

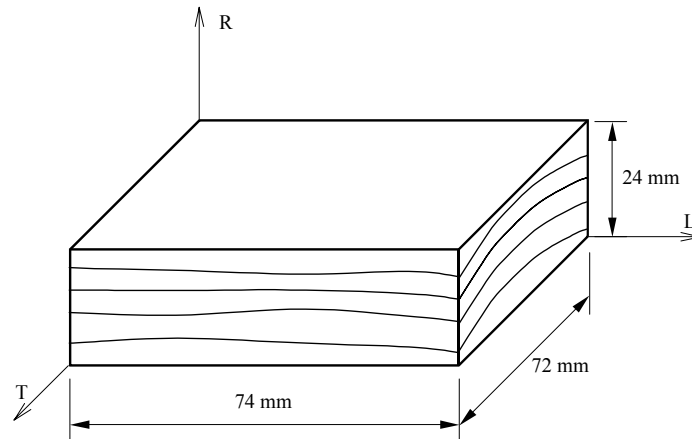


Figure 2-37: Dimensions de l'éprouvette en dureté Brinell

Les courbes de corrélation entre la dureté Brinell et les portances locales ont été obtenues à la température ambiante pour deux échantillons afin d'atteindre la plage de masses volumiques la plus large possible (Tableau 2-8). Les éprouvettes testées en portance étaient ainsi testées en dureté.

2.5.1.2. Essais mécaniques

Les essais mécaniques de dureté Brinell et de portance locale ont été réalisés avec les mêmes équipements que ceux décrits dans la Section 2.4.1.3 (Figure 2-38).

Les essais de dureté Brinell consistaient à poinçonner la surface des éprouvettes dans la direction radiale (R) (Figure 2-37) avec une bille d'un diamètre 10 mm. La mesure de la dureté dans cette direction a été choisie en raison de la fiabilité des résultats obtenus (Ronca et Gubana 1998). Ce type d'essai de dureté étant normalisé, le déplacement de la traverse mobile de la machine suit le programme établi par la norme européenne EN 1534 (2000). Sur chaque éprouvette, 6 mesures ont été réalisées, la moyenne étant retenue comme résultat final.

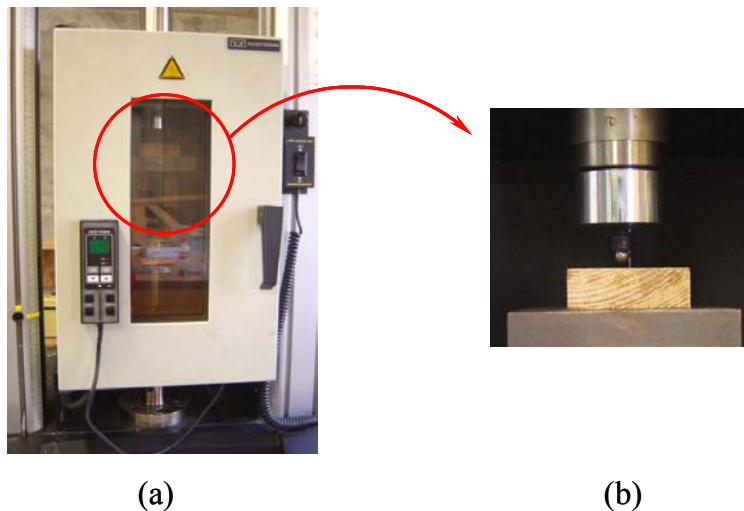


Figure 2-38: Enceinte thermique (a) et dispositif d'essai (b)

Les éprouvettes ont été chauffées pendant 110 min dans une étuve dont la température était déjà stabilisée au niveau voulu. Après cette période, elles ont été transférées dans l'enceinte thermique de la machine d'essai dont la température était la même (Figure 2-38). Avant de commencer les essais, la stabilisation de la température au niveau déterminé était attendue pendant 10 min. Au début de l'essai mécanique, la durée d'exposition à la chaleur était de 120 min.

Les essais de portance locale ont été réalisés à la température ambiante selon la même démarche que celle décrite dans la Section 2.4.1.2.

2.5.2. Résultats et discussions

Dans cette section, les données concernant l'humidité des éprouvettes et l'influence de la température sur la dureté Brinell perpendiculaire aux fibres du bois sont présentées, ainsi que des courbes de corrélation entre la dureté Brinell et la portance locale et entre la dureté et la masse volumique. Les températures étudiées étaient comprises entre 20 et 220 °C.

2.5.2.1. Humidité en fonction de la température

La Figure 2-39 présente le taux d'humidité des échantillons après 120 min d'échauffement et 20 min d'application de la charge. L'humidité des éprouvettes diminuait linéairement avec l'augmentation de la température d'essai. Les éprouvettes étaient presque anhydres aux environs de 140 °C.

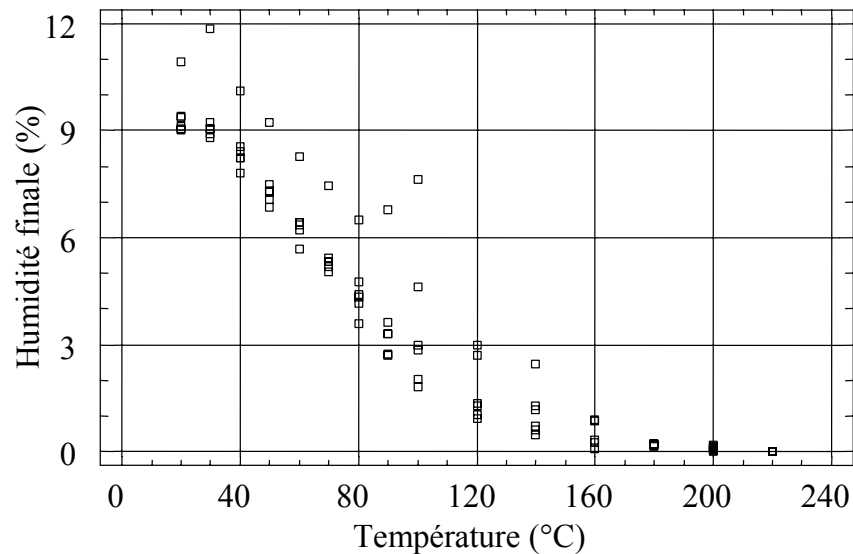


Figure 2-39: Humidité finale des éprouvettes après essais de dureté Brinell

Avec la montée en température, la couleur des éprouvettes est devenue plus foncée, indiquant le début de la dégradation des polymères du bois (Figure 2-40). Ce comportement est similaire à celui présenté pour les éprouvettes des essais de portance dans la Section 2.4.2.1.



Figure 2-40: Éprouvettes après avoir été testées

2.5.2.2. Dureté Brinell en fonction de la température

La Figure 2-41 montre le comportement de la dureté Brinell spécifique (c'est-à-dire, la dureté Brinell divisée par la densité) en fonction de la température, dont l'évolution est exprimée par un polynôme d'ordre 3. Le graphique présente les intervalles de prévision de 95% pour les nouvelles observations et les intervalles de confiance de 95 % pour les moyennes utilisant les modèles ajustés. Les intervalles de confiance et les intervalles de prévision sont respectivement les courbes les plus à l'intérieur et les plus à l'extérieur.

Le comportement obtenu est particulièrement significatif car il présente une allure similaire à celle de la courbe de portance locale montrée dans la Section 2.4.2.3 (Figure 2-30). La similitude entre ces deux courbes s’explique par la nature des efforts auxquels les éprouvettes sont soumises. Dans les deux cas, les éprouvettes sont soumises à des sollicitations de compression exercées soit par la bille en acier (essai de dureté Brinell), soit par la tige métallique (essais d’enfoncement).

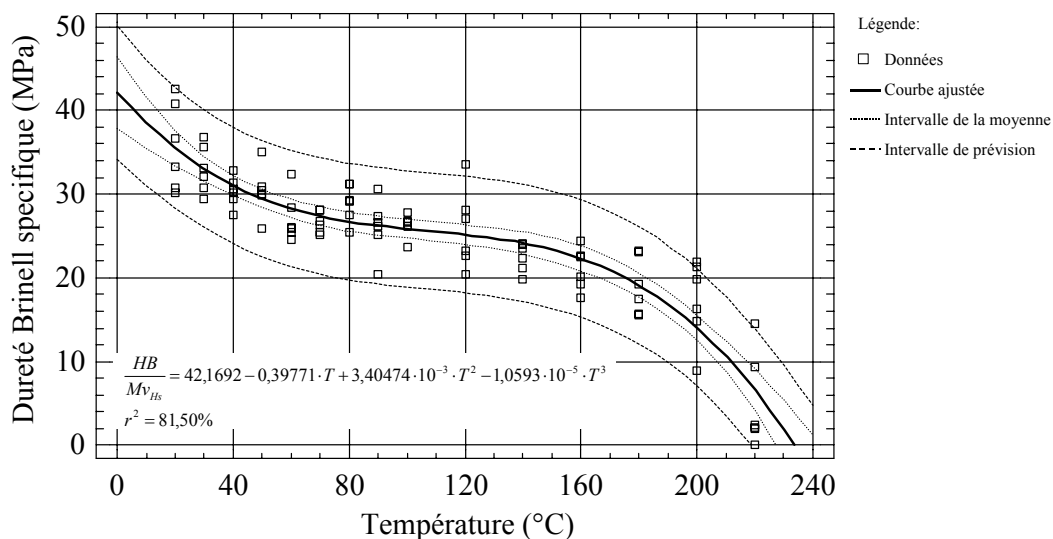


Figure 2-41: Rapport dureté Brinell spécifique en fonction de la température

D’après Winandy et Rowell (1983), les résineux, après 10 min d’échauffement à 210 °C en l’absence d’air, présentent une réduction de 5% dans leur dureté. Ici, il était attendu que la réduction de la dureté soit plus élevée, étant donné que le temps d’exposition à la chaleur dans les essais réalisés est de 120 min. À partir de la Figure 2-41, il peut être vérifié que la réduction de la dureté est ordre de 70%.

La Figure 2-42 montre le rapport entre la dureté et la masse volumique basale. Le graphe présente l’intervalle de prévision de 95% pour les nouvelles observations et l’intervalles de confiance de 95 % pour les moyennes utilisant le modèle ajusté. L’intervalle de confiance et l’intervalle de prévision sont représentés par les courbes respectivement en pointillés fins et en pointillés larges. Le coefficient de corrélation (r) montre qu’il y a un rapport statistiquement important entre la dureté Brinell et la masse volumique basale entre 350 et 450 kg/m³.

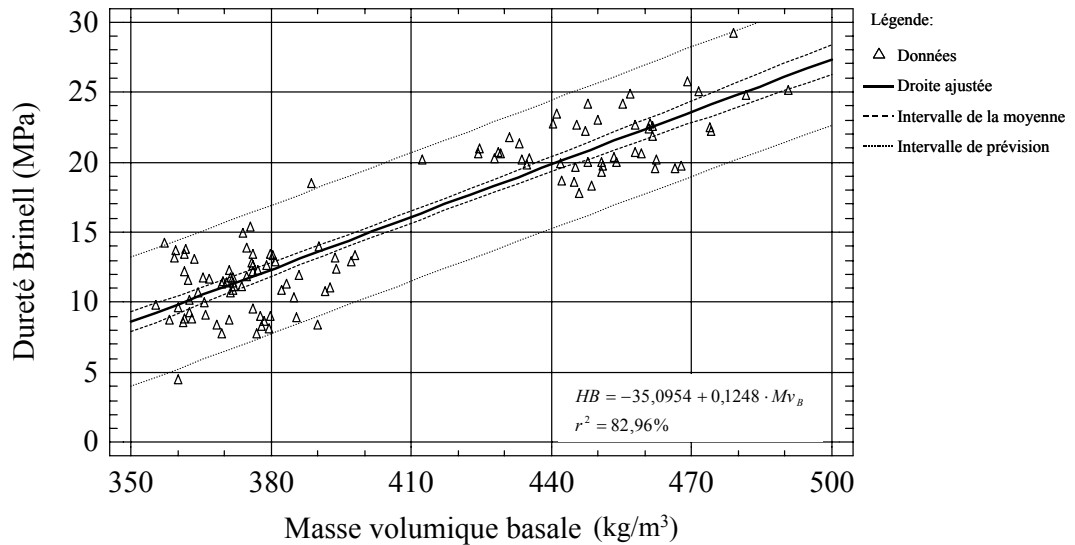


Figure 2-42: Dureté Brinell en fonction de la masse volumique basale

2.5.2.3. Portance locale en fonction de la dureté Brinell

La Figure 2-43 montre les droites de corrélation entre la dureté Brinell (HB) perpendiculaire aux fibres et la portance locale (fh) et les équations correspondantes. Le graphique présente les intervalles de prévision de 95% pour les nouvelles observations et les intervalles de confiance de 95 % pour les moyennes utilisant les modèles ajustés. Les intervalles de confiance et les intervalles de prévision sont représentés par les courbes respectivement en pointillés larges et en pointillés fins.

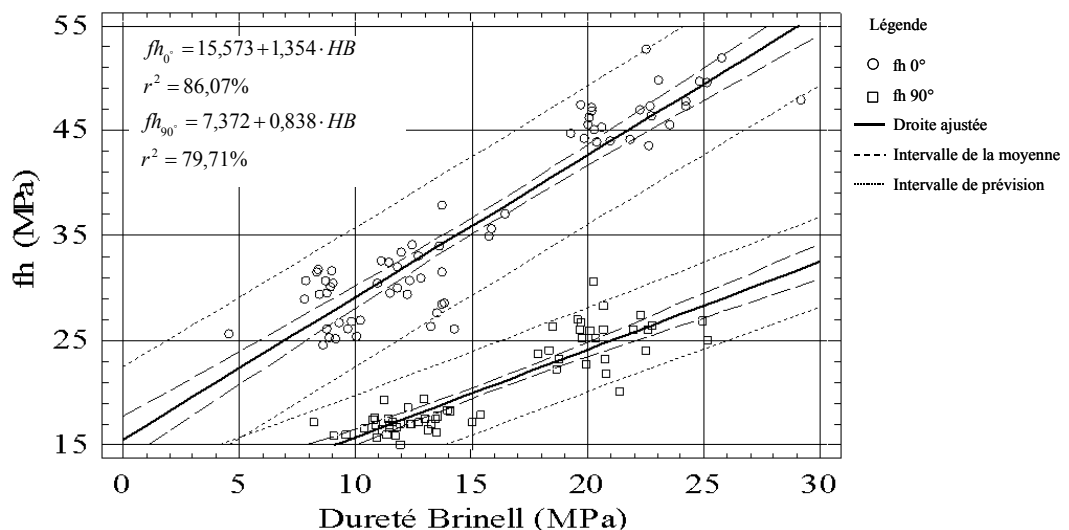


Figure 2-43: Portance locale en fonction de la dureté Brinell

Les coefficients de corrélation (r) indiquent une corrélation relativement forte entre la portance locale dans le sens du fil (fh_{0°) et la dureté Brinell, et une corrélation modérément forte entre la portance locale perpendiculaire au sens du fil (fh_{90°) et la dureté.

Le comportement illustré ci-dessus est particulièrement significatif pour l'élaboration de courbes de corrélation afin de déterminer la résistance à l'enfoncement d'un assemblage de structures soumises à un incendie.

2.6. CONCLUSIONS PARTIELLES

La connaissance des propriétés mécaniques du bois est importante pour la détermination du comportement et de la résistance des structures bâties avec ce matériau. Connaître ce comportement est fondamental pour traiter le cas des assemblages boulonnés dans les structures en bois. En ce qui concerne l'influence de la température sur ces propriétés, sa connaissance est essentielle pour le projet de résistance au feu des structures.

L'objectif principal de ce chapitre était de déterminer l'influence de la température sur le module d'élasticité en flexion (MOE), de la portance (fh) et de la dureté (HB) du *Pinus Sylvestris* L. pour des températures de 20 à 300 °C.

L'influence de la température sur le MOE a été déterminée par l'analyse TMA. Après avoir validé l'utilisation et les résultats de la TMA, les variations du MOE et de la raideur en flexion en fonction de la température ont été déterminées dans une plage de 25 à 300 °C. Le MOE du *Pinus Sylvestris* L. augmente jusqu'à 100 °C. Ce comportement est expliqué par le séchage du bois. À partir de 100 °C, le MOE diminue et ce comportement peut être expliqué par le ramollissement de la lignine et par la dégradation des polymères du bois. L'augmentation de la température amène à une diminution de la raideur en flexion du bois testé. Cette réduction est liée au rétrécissement des éprouvettes et au comportement des polymères constitutifs du bois en fonction de la température.

L'influence de la température sur la portance locale et sur la raideur en enfoncement du *Pinus Sylvestris* L. a été déterminée dans une plage de 20 à 240 °C. Il a été vérifié que l'augmentation de la température amène à une diminution non monotone des portances et des raideurs de ce matériau. Cette diminution peut être liée au comportement des polymères du

bois en fonction de la température. Les courbes de portance et de raideur en fonction de la température obtenues de cette étude permettent la modélisation du comportement du bois en ce qui concerne les assemblages dans un scénario d'incendie.

La dureté Brinell perpendiculaire aux fibres du bois a été déterminée pour la même plage de températures. Il a été vérifié que l'augmentation de la température amène à une diminution de la dureté.

Dans tous les essais, l'influence de la température sur les propriétés mécaniques du bois a été remarquée. Les résultats obtenus dans ce chapitre, que ce soit par l'étude bibliographique, ou par les essais, seront utilisés dans la suite de ce travail pour l'étude et la modélisation du comportement au feu des assemblages bois (Chapitre 3).

3. CARBONISATION DU BOIS

3.1. INTRODUCTION

Le bois de plus en plus utilisé dans la construction, grâce à ses qualités naturelles et esthétiques, mais son développement est toujours freiné par des préoccupations liées à sa combustibilité. En effet, lors d'une exposition à la chaleur relativement importante le bois se dégrade, se carbonise et peut s'enflammer. Cependant sa combustion est lente, caractérisant une bonne stabilité au feu.

La dégradation thermique du bois a déjà été longuement étudiée par différents auteurs. Plusieurs facteurs ont été identifiés comme étant des paramètres importants pour l'évolution de ce phénomène, parmi lesquels l'orientation des cernes de croissance par rapport à la source de chaleur, la forme et la taille de la section transversale, la densité du matériau, sa perméabilité, sa composition chimique (la quantité de produits combustibles gazeux), son taux d'humidité, la température de carbonisation, le flux de chaleur, l'épaisseur de la couche de charbon ainsi que les propriétés thermiques du bois et du charbon. Cependant, les propriétés du bois qui peuvent influencer le plus le développement de la carbonisation sont la densité, la conductivité thermique, le taux d'humidité et la perméabilité. De plus, ces propriétés dépendent de la perte de masse, de la température, de l'intensité du flux de chaleur et des changements de dimensions qui ont lieu quand le bois est exposé à la chaleur (White et Nordheim 1992; White et Dietenberger 1999).

Dans ce chapitre la carbonisation du bois a été étudiée, en envisageant l'utilisation des informations pour la modélisation des assemblages bois. Ce chapitre est divisé en trois parties principales. La première consiste en une étude bibliographique sur la combustion et le taux de carbonisation du bois, sur les méthodes pour la détermination de la résistance au feu des structures bois et sur l'influence de la température sur les propriétés thermophysiques de ce matériau. La deuxième partie est une étude expérimentale sur la carbonisation par panneau rayonnant du *Pinus sylvestris* L. Cette étude fournit des informations concernant le taux de carbonisation du bois et l'influence d'un perçage et d'une tige métallique dans ce processus, permettant le calibrage du modèle numérique présenté dans la troisième partie. La troisième partie est constituée par la modélisation de la combustion du bois à partir de l'étude expérimentale. Ce modèle permet la prédiction de l'épaisseur de la couche de charbon produite et le champ de températures à l'intérieur du bois et du charbon pendant un incendie.

Ces informations sont nécessaires pour la modélisation du comportement des assemblages au feu.

3.2. ÉTUDE BIBLIOGRAPHIQUE

3.2.1. Combustion du bois

Plusieurs auteurs ont étudié la décomposition thermique du bois (Browne 1958; Beall et Eickner 1970; Fengel et Wegener 1983; Shafizadeh 1983; LeVan 1989; Parker et LeVan 1989; Suuberg *et al.* 1994; Drysdale 1998; Spearpoint 1999; White et Dietenberg 2001; Rath *et al.* 2003) et ont constaté que la combustion du bois implique une série de modifications physiques et de réactions chimiques complexes, compliquées en plus par l'hétérogénéité du matériau. Contrairement à des polymères synthétiques, le bois est un matériau organique hétérogène dont les propriétés varient selon la direction de la mesure. Comme indiqué dans la Section 2.2.1, le bois est un mélange complexe de polymères de poids moléculaires élevés. De plus, ce matériau contient de l'eau dont la quantité varie selon la composition chimique, l'humidité ambiante et les conditions de stockage et d'usage.

En général, les matériaux solides, tels que le bois et les matériaux cellulosiques, ne sont pas brûlés directement; ils nécessitent la décomposition chimique des polymères en produits volatiles qui vont ensuite être consommés par la flamme. Selon le type de décomposition imposée, les matériaux solides peuvent être divisés en deux classes: non carbonisants et carbonisants. Les matériaux non carbonisants se consomment sans laisser aucun résidu et peuvent être modélisés en utilisant des théories similaires à celles des liquides inflammables. Les matériaux carbonisants, au contraire, laissent, quand ils brûlent, des quantités raisonnables de résidus, lesquels vont influencer fortement l'évolution de la combustion. Le bois est considéré comme un matériau carbonisant car, lorsqu'il est exposé à des températures supérieures à 450 °C, il laisse un résidu solide, le charbon, dont la majorité est issue de la dégradation thermique de la lignine (Browne 1958; Drysdale 1998; Spearpoint 1999). Ce résidu doit être pris en compte lors de la modélisation du phénomène d'autant plus qu'il a des propriétés thermophysiques différentes de celles du bois.

Selon le niveau de température et la vitesse de montée en température, différents produits volatiles sont libérés et une quantité variable de résidu est générée. D'après le niveau

de température, la production de volatiles peut être représentée par deux phases concurrentes et simultanées conformément à la Figure 3-1: l'une ayant lieu à des hautes températures, supérieures à 300 °C, et l'autre à des basses températures, inférieures à 300 °C (Browne 1958, Beall et Eickner 1970; Déglise 1982; Shafizadeh 1983; LeVan 1989). Selon la vitesse de montée en température, il peut y avoir une forte ou une faible production de charbon. Les faibles vitesses d'échauffement produisent beaucoup de charbon, peu de goudrons et moins de gaz combustibles qui sont riches en vapeur d'eau et en dioxyde de carbone. Par contre, les fortes vitesses d'échauffement ont tendance à produire peu de charbon, beaucoup de goudrons et des gaz inflammables qui sont riches en hydrogène, monoxyde de carbone et hydrocarbures Déglise (1982).

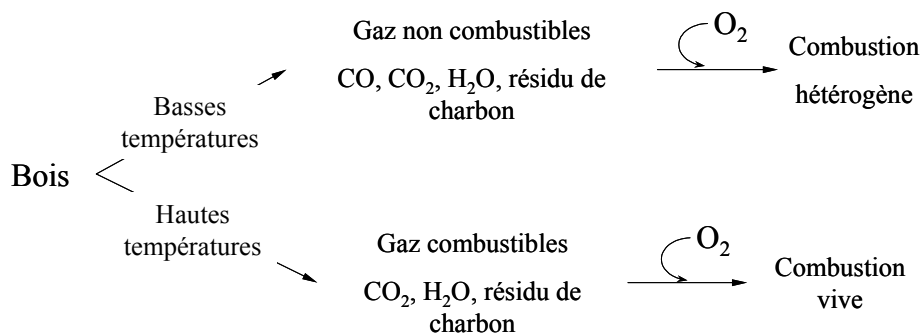


Figure 3-1: Dégradation du bois en basses et hautes températures (Browne 1958)

Browne (1958) divise les processus de pyrolyse et de combustion en quatre zones selon la plage de températures (Tableau 3-1). Ces zones se développent parallèlement à la surface exposée à la chaleur en dégradant le bois, de façon plus ou moins similaire à la Figure 3-2, et peuvent être présentes simultanément dans le bois. Ces zones de température sont bonnes pour un flux thermique faible, mais diminuent avec l'accroissement du flux. Les premiers stades de la combustion sont similaires à ceux de la pyrolyse excepté de légères modifications dues à l'oxydation. En se rappelant que la différence principale entre les processus de pyrolyse et de combustion est l'existence des réaction d'oxydation, cette dernière ayant lieu en présence d'oxygène.

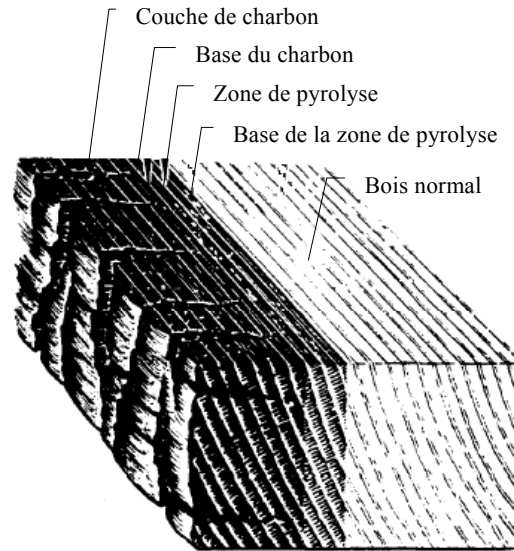


Figure 3-2: Zones de dégradation dans une section de bois (White 1995)

Tableau 3-1: Zones du processus de pyrolyse et de combustion selon les plages de températures

Zone	Pyrolyse	Combustion
Zone A au-dessous de 200 °C	La déshydratation de l'eau hygroscopique est complète. Il existe la production de gaz non combustibles, de vapeur d'eau avec des traces de dioxyde de carbone, de glyoxal, d'acides acétique et formique.	Production des gaz non combustibles, il y a quelques réactions exothermiques d'oxydation
Zone B 200 à 280 °C	Les mêmes gaz de pyrolyse que dans la zone A sont produits, mais avec très peu de vapeur d'eau et un peu de monoxyde de carbone. À ce stade, les réactions sont endothermiques et presque tous les produits sont non combustibles.	Des réactions exothermiques primaires ont lieu sans allumage.
Zone C 280 à 500 °C	La pyrolyse active a lieu sous des conditions exothermiques amenant à des réactions secondaires entre les produits. Les produits (monoxyde de carbone, méthane) sont largement combustibles et comprennent les goudrons sous forme de particules de fumée fortement inflammables. Le charbon résiduel catalyse les réactions secondaires.	Des gaz combustibles inflammables sont produits après une pyrolyse secondaire. Une combustion avec flamme peut avoir lieu si les gaz sont allumés, mais la flamme est limitée à la phase gazeuse.
Zone D au-dessus de 500 °C	Le charbon est le résidu principal et est un endroit extrêmement actif pour les réactions secondaires	Le charbon brûle et est consommé. Au-dessus de 1000 °C, des flammes non lumineuses sont soutenues par la combustion de l'hydrogène et du monoxyde de carbone.

Dans l'étude bibliographique développée par Beall et Eickner (1970) sur la dégradation thermique du bois et de ses polymères, des pics des réactions exothermiques ont été identifiés. Des résultats issus de l'analyse thermique différentielle (DTA) à l'air montrent,

pour le hêtre, l'existence de trois pics exothermiques: à 330, à 440 et à 560 °C. Des essais réalisés sous vide ont présenté deux pics exothermiques: à 260 et à 330 °C pour le hêtre; à 280 et à 330 °C pour l'épicéa; à 270 et à 340 °C pour le pin sylvestre. Par contre, des essais réalisés à l'air ont présenté un troisième pic comme ceux de la DTA: à 210 °C pour le hêtre; à 190 °C pour l'épicéa et à 205 °C pour le pin sylvestre.

Shafizadeh (1983), Parker et LeVan (1989), Drysdale (1998), White et Diitenberg (2001) et Rath *et al.* (2003) ont essayé de quantifier l'énergie produite par le bois et ses polymères. Drysdale (1998) présente des valeurs pour la chaleur de gazéification et les autres auteurs présentent des valeurs pour la chaleur de combustion de ces matériaux.

Les méthodes d'analyse thermogravimétrique permettent de déterminer les paramètres cinétiques de la dégradation thermique qui contrôlent les taux de réactions. La complexité de la pyrolyse du bois a conduit à la sélection de paramètres empiriques appliqués à des cas particuliers. Si la dégradation du bois a lieu à des basses températures et, si les émissions gazeuses sont négligées, le phénomène peut être représenté par une équation d'Arrhenius du type

$$\dot{m} = m \cdot A \cdot \exp^{\frac{-E}{RT}}, \quad (3.1)$$

où \dot{m} est le taux de perte de masse, m est la masse de l'échantillon à l'instant t , A est le facteur pré-exponentiel (s^{-1}), E est l'énergie d'activation (kJ/mol), R est la constante universelle des gaz parfaits (8,315 kJ/kmol.K) et T est la température en K. Si les réactions à basses et à hautes températures sont prises en compte, le modèle présenté par Browne (1958) peut être utilisé

$$\dot{m} = (m_c - m) \left(A_1 \cdot \exp^{\frac{-E_1}{RT}} + A_2 \cdot \exp^{\frac{-E_2}{RT}} \right), \quad (3.2)$$

où m_c est la masse résiduelle du charbon, m est la masse initiale et les indices 1 et 2 représentent respectivement les paramètres des réactions de dégradation à basses et hautes températures. Selon Browne (1958), la deuxième partie est prédominante aux environs de 400 °C. White et Diitenberg (2001) rapportent les valeurs de $A_1 = 3,2 \times 10^5 s^{-1}$, $E_1 = 96$ kJ/mol, $A_2 = 6,5 \times 10^{16} s^{-1}$ et $E_2 = 226$ kJ/mol.

Plusieurs auteurs ont rapporté des valeurs trouvées dans la littérature ou ont déterminé eux-mêmes l'énergie d'activation et le facteur pré-exponentiel pour le bois ou pour ses

polymères. Ces paramètres ont été obtenus par différentes méthodes, sous différentes conditions, à différents taux d'échauffements (Browne 1958; Beall et Eickner 1970; LeVan 1989; Parker et LeVan 1989; Suuberg *et al.* 1994). D'après LeVan (1998), ces paramètres sont fortement dépendant des conditions expérimentales telles que le taux d'échauffement, l'atmosphère et la taille des éprouvettes, et ils doivent être considérés comme des paramètres cinétiques effectifs n'ayant aucune signification physique.

LeVan (1989) présente une grande plage de valeurs pour l'énergie d'activation du bois et de ses polymères applicables à l'Équation (3.1). D'après elle, pour la cellulose sous azote, l'énergie d'activation se situe entre 170 à 210 kJ/mol. Par contre, à l'air, les valeurs se situent entre 109 à 151 kJ/mol. En ce qui concerne les xylanes de feuillus sous azote, l'énergie d'activation se situe entre 75 et 164 kJ/mol. Pour les résineux, l'énergie d'activation des xylanes est de 13 kJ/mol et des glucomannanes est 34 kJ/mol. L'énergie d'activation de la lignine dépend de la procédure d'isolation de la lignine. Pour celle isolée par l'acide sulfurique, la plage de valeurs est de 46 à 88 kJ/mol. Pour la lignine «periodate», la valeur est de 55 kJ/mol et elle est de 88 kJ/mol pour la lignine Klason. Pour le bois sous azote, deux plages de valeurs sont présentées: celle déterminée à températures inférieures à 300 °C et celle déterminée pour les températures supérieures à 300 °C. Pour la première plage, les valeurs se situent entre 63 et 139 kJ/mol et pour la seconde, entre 109 et 227 kJ/mol. À l'air, l'énergie d'activation du bois se situe entre 96 et 147 kJ/mol.

3.2.2. Taux de carbonisation

Il y a deux approches principales utilisées pour représenter le taux de carbonisation du bois. Une méthode exprime le taux de carbonisation en fonction de la perte de masse et l'autre méthode l'exprime comme étant un front qui se propage le long d'un axe quelconque. La première peut être traitée par les Équations (3.1) et (3.2). La seconde détermine les taux de carbonisation par des données empiriques issues d'essais standard d'exposition au feu dans des fourneaux où la température des gaz du milieu obéit à des courbes temps-température spécifiques (ASTM E119 1980; Silva et Pimenta 1996a-b). La caractéristique principale de cette famille de courbes est de posséder un tronçon ascendant, en admettant que la température des gaz est toujours croissante avec le temps et indépendante des caractéristiques du milieu et du matériau combustible (Figure 3-3). Cette technique ne peut être utilisée pour

déterminer ni la capacité de charge ni le temps d'effondrement de la structure pour un autre régime d'échauffement que celui utilisé pour déterminer le taux de carbonisation.

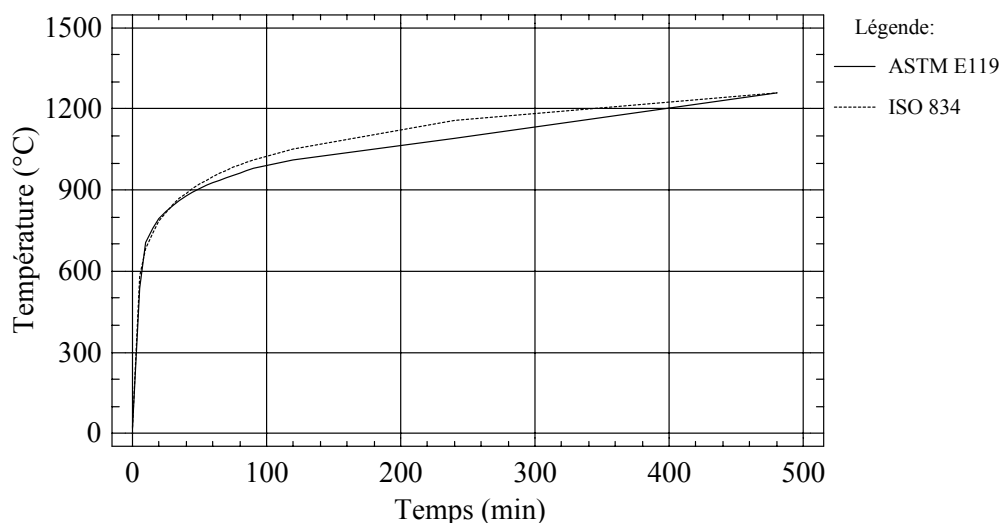


Figure 3-3: Courbes des incendies standard

Du point de vue du calcul structurel, il est envisageable de déterminer la localisation de la zone de pyrolyse car la capacité résistante du matériau carbonisé est considérée comme nulle et ne contribue pas à la résistance de l'élément structurel. Lie (1977) recommande l'utilisation d'un taux de carbonisation de 0,8 mm/min pour les bois légers et secs, 0,6 mm/min pour les résineux de densité moyenne et 0,4 mm/min pour les feuillus humides. Un résumé des modèles expérimentaux pour les taux de carbonisation trouvés dans la littérature, ainsi que des valeurs proposées par plusieurs normes sont présentées dans l'Annexe B. Cependant il faut remarquer que les données présentées dans cet annexe sont valables pour les conditions des essais dans lesquelles ils ont été réalisées. Butler (1971), *apud* Drysdale (1998), met en évidence ce phénomène présentant la variation du taux de carbonisation en fonction du flux de chaleur rayonnant (Figure 3-4)

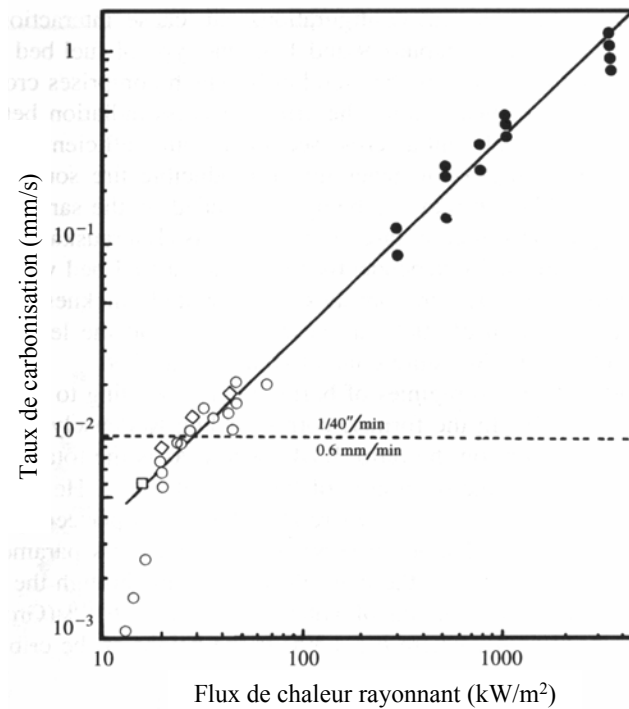


Figure 3-4: Variation du taux de carbonisation en fonction du flux de chaleur rayonnant (Butler 1971, *apud* Drysdale 1998)

3.2.3. Détermination de la résistance au feu des éléments structuraux

Selon leur nature, les méthodes de détermination de la résistance au feu peuvent être classées en deux catégories: les méthodes expérimentales, basées sur la réalisation d'incendies contrôlés, et les méthodes analytiques, basées sur la modélisation des phénomènes qui ont lieu pendant un incendie (White 1995).

Les méthodes expérimentales sont basées sur la simulation des incendies par des courbes standard (Figure 3-3). Cependant, le coût de cette approche est très élevé, les essais en grandeur nature prennent beaucoup de temps et il faut en réaliser plusieurs pour avoir une approche statistique fiable du phénomène étudié. Dans cette approche statistique, des corrélations sont obtenues pour déterminer la couche de bois additionnel, la durée de résistance de l'élément structurel ou le taux de carbonisation.

Pour simuler un incendie, il faut se rappeler qu'un incendie réel compartimenté présente principalement trois phases comme illustré dans la Figure 3-5: la phase d'allumage, la phase d'inflammation généralisée et la phase extinction. La phase d'allumage, avec l'augmentation graduelle de la température, est presque sans influence sur les caractéristiques du lieu et sans risques pour la vie humaine et pour l'effondrement de la structure. Le feu reste

localisé près de son origine. La phase d'inflammation généralisée est caractérisée par l'augmentation rapide de la température et par la propagation des flammes. Pendant cette phase, tous les matériaux combustibles du lieu entrent en combustion et la température des gaz est supérieure à 300 °C. La phase d'extinction a lieu après que tous les matériaux combustibles présents aient brûlé (Odeen 1985; Berto 1988; Drysdale 1998).

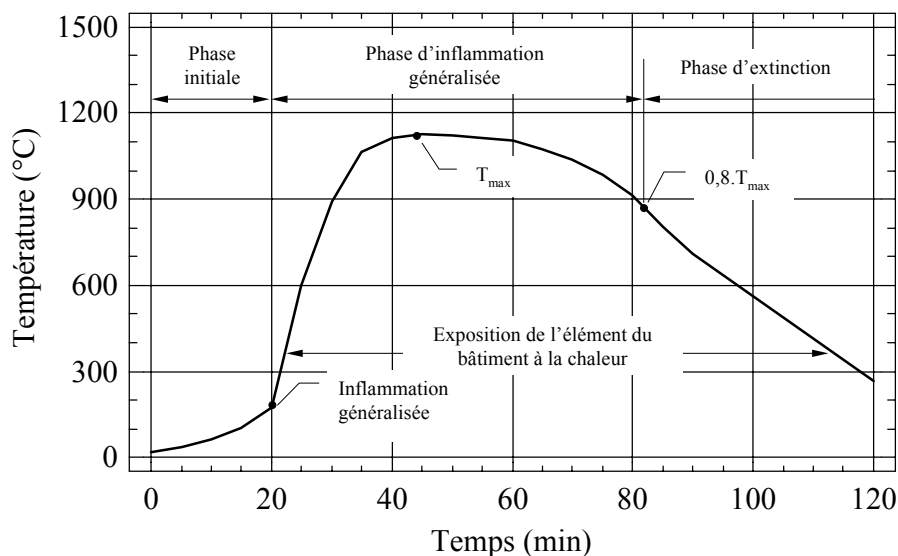


Figure 3-5: Courbe d'un incendie réel compartimenté

Plusieurs normes recommandent que le comportement au feu des pièces structurales soit déterminé par un incendie standard à travers des échantillons représentatifs de l'élément, en incluant tous les types d'assemblages, les éléments de fixation, les appuis, les finitions, reproduisant les conditions d'usage. Cependant, ces valeurs de résistance ne garantissent pas que la structure va résister la même durée lorsqu'elle sera soumise à un incendie réel, car la gravité d'un incendie, déterminée par l'évolution de la température et du flux de chaleur présent durant l'incendie, conditionne la résistance au feu des éléments structuraux. Selon Alpert et Ward (1984), pour les structures en acier, lorsque les pièces sont froides, le flux de chaleur total moyen sur la surface peut être situé entre 110 et 160 kW/m².

Il ne faut pas oublier que chaque incendie représente une situation particulière, car il dépend de plusieurs facteurs qui sont interdépendants. Les principaux sont: la quantité et la distribution des matériaux combustibles à l'intérieur de l'immeuble; la ventilation; la porosité et la forme des matériaux combustibles; la géométrie du lieu et les caractéristiques thermiques des matériaux le composant (Drysdale 1998). Dans le cadre de cette thèse, un calcul approché a été fait pour vérifier l'ordre de grandeur du flux de chaleur effectif des courbes standard de températures pour les structures bois. Il a été vérifié que le flux maximum est de l'ordre de 4

kW/m^2 comme il est montré dans la Figure 3-6. Cette valeur est très loin de la valeur citée par Alpert et Ward (1984).

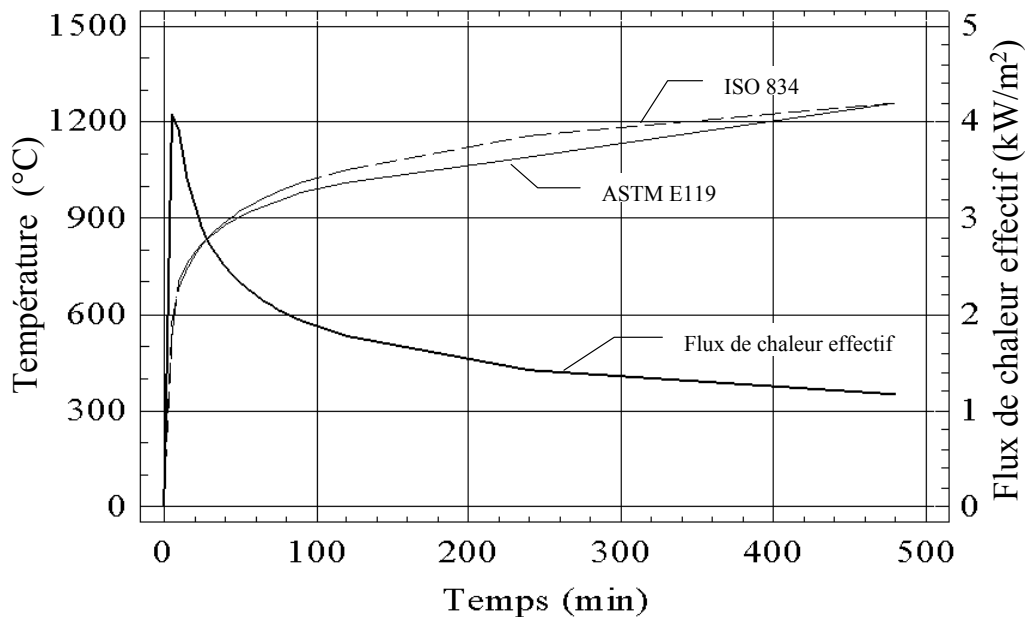


Figure 3-6: Courbes des incendies standard et du flux de chaleur effectif sur la surface d'une structure en bois

Même si les courbes standard ne reproduisent exactement ni la tendance de la croissance de la température, ni le flux de chaleur présent dans les incendies réels, elles constituent le standard commun qui permet la classification et la comparaison du comportement au feu des différents éléments composant un bâtiment.

En ce qui concerne les méthodes analytiques, elles sont moins chères et plus faciles à réaliser. Pour ces méthodes, il y a deux approches possibles: la technique de la section réduite et la modélisation numérique des phénomènes provoqués par l'incendie sur la structure en considérant les facteurs les plus importants, parmi lesquels la dilatation thermique, l'influence de la température sur les propriétés des matériaux et la carbonisation du bois.

La technique de la section réduite est associée à la détermination de la résistance au feu de poutres et colonnes en bois massif ou lamellé-collé. Elle n'a pas besoin de l'analyse du transfert de la chaleur à travers la section transversale de l'élément structurel, elle suppose qu'il y a un taux de réduction uniforme de la section transversale de la pièce (Lie 1977; Schaffer 1984; Bender *et al.* 1985; Schaffer *et al.* 1986; Moraes et Szücs 2000a-b).

La réduction de la section transversale d'un élément de structure en bois est liée directement au taux de carbonisation de ce matériau et doit être telle que la section résiduelle

soit capable de supporter les charges pendant la durée d'exposition au feu exigée par les normes. Pour les définir, l'épaisseur consommée par le feu est soustraite des dimensions originales, selon la Figure 3-7 (Moraes et Szücs 2000a-b). L'épaisseur carbonisée peut être calculée utilisant les taux de carbonisation présentés dans L'Annexe B.

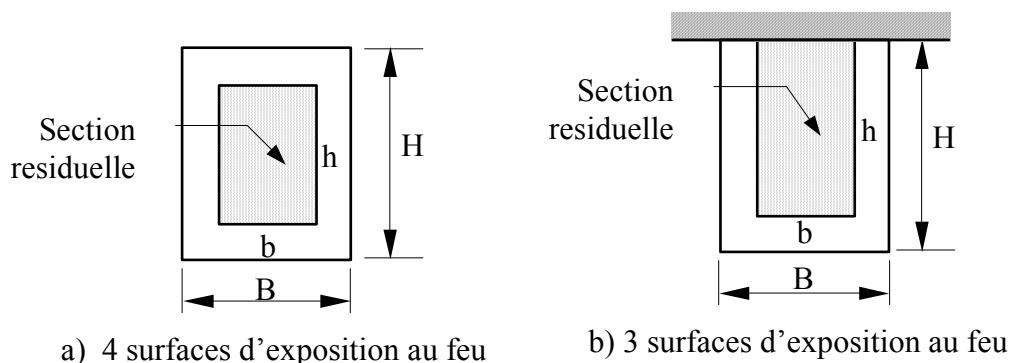


Figure 3-7: Section transversale d'une poutre

De part sa simplicité, la méthode de la section réduite est utilisée par plusieurs normes (AS1720.4; BS 5268: Part 4-4 1978; CB71 1984; prEN 1995-1-2 2002). Lie (1977) a utilisé un facteur de réduction pour prendre en compte l'arrondissement des coins et la diminution des propriétés mécaniques du bois avec la température.

L'autre méthode analytique pour la détermination de la résistance au feu des structures en bois est basée sur la modélisation mathématique des phénomènes physiques qui ont lieu lors de l'exposition du bois au feu ou à la chaleur. Ces phénomènes sont constitués par des interactions entre des réactions chimiques et des transferts de chaleur et de masse (Kung 1972; Comini et Lewis 1976; Kansa *et al.* 1977; White et Schaffer 1981; Alves et Figueiredo 1989; Suuberg *et al.* 1994; Novozhilov *et al.* 1996; Saastamoinen et Richard 1996)

Des codes de calcul complexes ont été développés à partir de ces modèles pour traiter les températures transitoires et les états d'humidité dans les milieu poreux (Comini et Lewis 1976) et dans les parties carbonisées et non carbonisées d'une section transversale, ainsi que la croissance de la couche de charbon (Kung 1972; Comini et Lewis 1976; Kansa *et al.* 1977; Fredlund 1993; Novozhilov *et al.* 1996). Ils nécessitent un nombre relativement important de valeurs des propriétés pour réaliser leurs prédictions. Ces facteurs peuvent limiter l'usage de tels modèles étant donné que beaucoup des propriétés sont difficiles à obtenir. Cependant ces modèles permettent le calcul du taux de carbonisation pour d'autres géométries qu'une plaque semi-finie et pour une exposition au feu non standard.

Selon White (1995), il n'y a pas de modèles développés satisfaisant de par la complexité de la formulation mathématique du modèle des processus chimiques et physiques. De plus, White (1995) regrette l'absence de données fiables à utiliser dans les modèles, du fait de la complexité de la combustion du bois.

Plusieurs chercheurs ont proposé l'utilisation de la méthode intégrale (Spearpoint 1999; Chen *et al.* 1993; Anderson 1997; Moghtaderi 1997; Spearpoint et Quintiere 2000). C'est une méthode simplificatrice pour la résolution de l'équation différentielle partielle de la chaleur définie par

$$\rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} - \nabla(k \nabla T) = f, \quad (3.3)$$

où ρ est la masse volumique; c_p est la chaleur massique; T est la température; $k(T,t)$ est la conductivité thermique; t est le temps et $f(t)$ est la source volumique de chaleur associée à la pyrolyse du bois et à l'évaporation de l'eau.

La résolution de cette équation n'est pas facile, principalement quand il existe des termes prenant en compte la production ou la consommation de la chaleur (Suuberg *et al.* 1994). Ces équations sont généralement résolues de façon exacte par des méthodes numériques telles que les différences finis ou les éléments finis.

Moraes, Rogaume et Triboulot (2003) ont montré que la méthode intégrale présente des bons résultats pour la modélisation du profil de températures. Par contre, cette méthode n'arrive pas à reproduire l'épaisseur de la couche de charbon obtenue pendant l'essai de carbonisation avec des faibles flux de chaleur. D'après Suuberg *et al.* (1994), cette méthode peut être utilisée de façon plus adéquate pour modéliser la carbonisation du bois avec des flux de chaleur supérieurs à 40 kW/m².

Dans notre étude, la méthode analytique par éléments finis utilisée pour déterminer l'épaisseur de la couche de charbon et le profil de températures est celle décrite dans la Section 3.4. Afin de pouvoir appliquer cette méthode, il est nécessaire de déterminer les paramètres thermophysiques du bois, indispensables à une résolution juste du problème.

3.2.4. Influence de la température sur les propriétés thermophysiques du bois et du charbon

La dégradation thermique du bois est suivie d'importants changements pour toutes ses propriétés thermiques. L'évolution de ces propriétés est liée à beaucoup d'incertitudes et sont associées à l'essence et aux conditions des essais utilisées pour leur détermination.

Les propriétés thermophysiques sont très importantes dans la modélisation du transfert thermique et de la combustion. Plusieurs chercheurs impliqués dans l'étude sur la dégradation du bois ou sur le comportement au feu des structures bois ont développé ou ont utilisé des courbes de corrélation concernant l'influence de la température sur les propriétés thermophysiques (Kollmann et Côté 1968; Beall et Eickner 1970; Knudson et Schniewind 1975; Steinghagen 1977; Drysdale 1985; LeVan 1989; Alves et Figueiredo 1989; Fredlund 1993; Janssens 1994; Suuberg *et al.* 1994; Kantorovich et Bar-Ziv 1999; Simpson et Tenwolde 1999; Incropera et De Witt 2002; Thunman et Leckner 2002; Gupta *et al.* 2003).

Cependant, il est difficile de déterminer les propriétés thermiques du bois à hautes températures à cause de la grande hétérogénéité de ce matériau et des difficultés pratiques concernant les températures élevées. Moraes *et al.* (2003), utilisant la méthode des différences finies, ont fait une comparaison entre trois approches de propriétés thermiques: celle proposée par Eurocode 5 (prEN 1995-1-2 2002), celle proposée par Janssens (1994) pour les résineux et celle de propriétés constantes pour le charbon et pour le bois (Alves et Figueiredo 1989).

Olek *et al.* (2003) a analysé la justesse de la prévision du champs de températures pour différents modèles de conductivité thermique. Il a montré que l'approche de la méthode inverse du problème de transfert de chaleur est la plus juste. Plusieurs auteurs ont utilisé la méthode inverse (Sawaf *et al.* 1995; Yeung et Lam 1996; Yang 1998; Liu et Simpson 1999; Liu *et al.* 2000; Kim *et al.* 2003). Cette méthode consiste simplement en un problème d'optimisation entre les températures mesurées dans le solide et les températures calculées. Les propriétés thermiques sont des inconnues à déterminer de façon à minimiser les écarts entre les valeurs mesurées et celles calculées. Cette méthode permet d'obtenir la propriété effective la plus adéquate pour le matériau étudié et pour les conditions d'essais.

En ce qui concerne le bois, les propriétés thermophysiques sont directement dépendantes de la masse volumique et du taux d'humidité du matériau, lesquels sont affectés

par la température. Dans cette section, différents modèles pour les propriétés thermophysiques du bois en fonction de la température, du taux d'humidité et de la masse volumique sont présentés.

3.2.4.1. Masse volumique

Plusieurs chercheurs ont proposé des courbes de perte de masse du bois (Beall et Eickner 1970; Knudson et Schniewind 1975; LeVan 1989; Janssens 1994). Knudson et Schniewind (1975) ont utilisé une courbe linéarisée de la masse volumique sèche en fonction de la température, initialement proposée par Tang (1967) pour une plage de températures de 200 à 370 °C. Par la suite, Knudson et Schniewind (1975) supposent que le pourcentage de la masse résiduelle diminue linéairement de 300 à 1000 °C, jusqu'à 21% de la masse initiale (Figure 3-8). Cela semble en accord avec les résultats montrés par Beall et Eickner (1970) et avec ceux obtenus par LeVan (1989) pour la perte de masse des composants de pin Douglas échauffé sous azote à 5 °C/min.

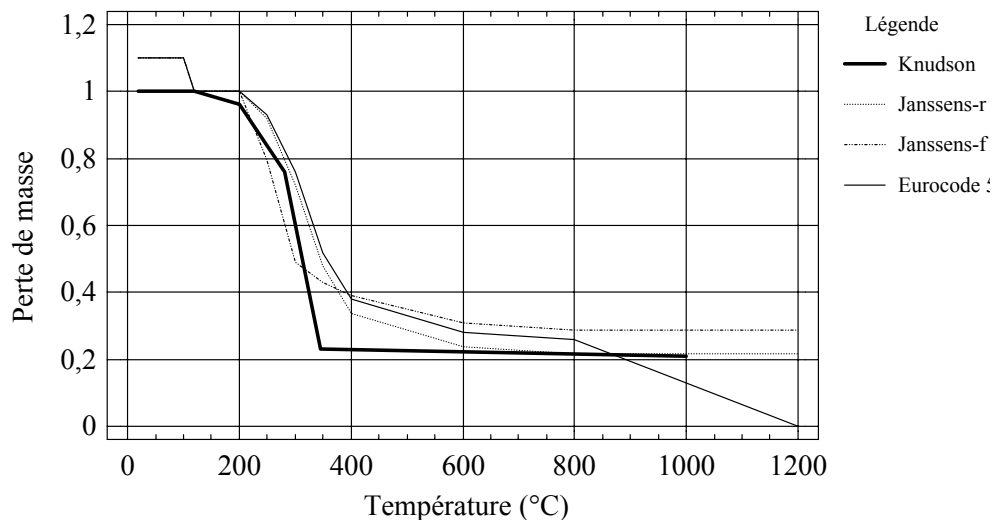


Figure 3-8: Courbes de perte de masse

Le modèle utilisé par Janssens (1994) pour déterminer la masse volumique en fonction de la température prend en compte la teneur en lignine Klason pour les résineux et pour les feuillus, et considère le rétrécissement dû au séchage, la dilatation thermique et le rétrécissement du charbon (Figure 3-8). Pour l'augmentation de température de 20 à 100 °C, la réduction de la masse volumique à cause de la dilatation thermique est de 0,5% pour un bois de 475 kg/m³.

La courbe de perte de masse proposée par l'Eurocode 5 (prEN 1995-1-2 2002) est similaire à celles qui ont été trouvées dans la littérature (Figure 3-8). Elle majore les autres courbes jusqu'à 400 °C. Entre 400 et 800 °C elle est encadrée par les autres courbes. À partir de cette température elle arrive jusqu'à 0% de la masse initiale à 1200 °C.

La courbe utilisée par Janssens (1994) pour les résineux a été retenue pour la modélisation de la carbonisation du bois

3.2.4.2. Capacité calorifique

Plusieurs chercheurs ont proposé des valeurs pour la capacité calorifique du bois et du charbon (Steinhagen 1977; Alves et Figueiredo 1989; Fredlund 1993; Janssens 1994; Drysdale 1998; Simpson et Tenwolde 1999; Incropera et De Witt 2002; Gupta *et al.* 2003).

Drysdale (1998) et Incropera et De Witt (2002) rapportent des valeurs pour la capacité calorifique à température ambiante. D'autres auteurs ont proposé des valeurs comme étant une fonction de la température et de l'humidité.

Drysdale (1998) rapporte 2380 J/kg.K pour le chêne (800 kg/m³) et 2850 J/kg.K pour le pin (640 kg/m³), alors que Incropera et De Witt (2002) rapportent des valeurs pour la capacité calorifique du bois de construction de 1255 J/kg.K pour les feuillus (720 kg/m³) et 1380 J/kg.K pour les résineux (510 kg/m³). Ces mêmes auteurs donnent des valeurs pour les résineux qui varient entre 2385 à 2805 J/kg.K pour des masses volumiques entre 415 et 640 kg/m³.

Steinhagen (1977) a réalisé une étude bibliographique sur les propriétés thermiques pour le bois vert et pour le bois sec dans la plage de températures de -40° à +100 °C, dans laquelle il constate que la capacité thermique du bois augmente avec l'augmentation de la température. Si le bois contient de l'eau, sa capacité calorifique est plus grande que celle du bois sec à cause de la capacité calorifique de l'eau (Figure 3-9). La capacité calorifique apparente du bois humide est plus grande que la somme des effets séparés du bois et de l'eau. Cela est dû à l'énergie thermique absorbée par les ponts bois-eau (Simpson et Tenwolde 1999).

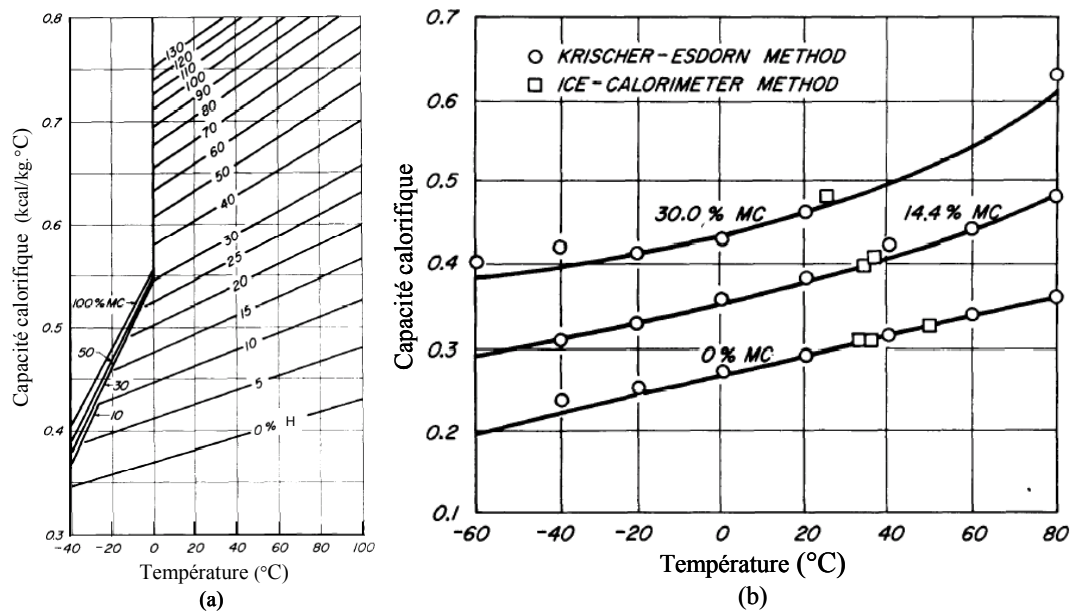


Figure 3-9: (a) Capacité calorifique en fonction de la température et de l'humidité valable pour le pin, le chêne et bouleau, déterminée à partir des mesures de la conductivité thermique et de la diffusivité (Kanter 1957, *apud* Steinhagen 1977); (b) Capacité calorifique pour l'épicéa, l'hêtre et le chêne (Kuhlmann 1962, *apud* Steinhagen 1977).

Alves et Figueiredo (1989) et Janssens (1994) supposent que la capacité calorifique du bois pyrolysé est une interpolation entre la capacité calorifique du bois et celle du charbon de bois, selon le degré de carbonisation du solide. Pour les températures inférieures à 200 °C, le bois est considéré comme inaltéré et, pour les températures supérieures à 800 °C, le bois est considéré comme complètement carbonisé. Donc, la capacité calorifique est déterminée par

$$c_p(T) = \zeta c_{pb}(T) + (1 - \zeta) c_{pc}(T), \quad (3.4)$$

où ζ indique le degré de conversion du bois en charbon, c_{pb} est la capacité calorifique du bois et c_{pc} est celle du charbon.

Fredlund (1993) propose des modèles de la capacité calorifique en fonction de la température pour le bois et le charbon de bois comme étant une fonction linéaire de la température (Figure 3-10). Simpson et Tenwolde (1999) suggèrent que la capacité calorifique du bois sec (c_{po}) soit donnée par

$$c_{po} = 0,1031 + 0,003867 \cdot T, \quad (3.5)$$

où c_{po} est en kJ/kg.K et T est en K (Figure 3-10). En dessous du point de saturation des fibres, la capacité thermique est donnée par la somme des capacités thermiques du bois sec et de

l'eau, plus un facteur supplémentaire (A_c) qui prend en compte l'énergie additionnelle de l'eau hygroscopique:

$$c_p = \frac{(c_{po} + 0,01 \cdot h \cdot c_{p\text{eau}})}{(1 + 0,01 \cdot h)} + A_c, \quad (3.6)$$

où h est le taux d'humidité (%), $c_{p\text{eau}}$ est la capacité calorifique de l'eau hygroscopique (4,1868 kJ/kg.K).

Gupta *et al.* (2003) ont déterminé la capacité calorifique d'un mélange de particules de bois résineux à l'état anhydre (*Abies balsamea*, *Picea glauca* et *Picea mariana*) et du charbon issu de ce mélange. L'équipement utilisé a été un calorimètre différentiel à balayage (DSC). Les courbes issues de ces essais présentent une bonne corrélation avec celles présentées par Simpson et Tenwolde (1999) pour le bois anhydre et avec celles présentées par Wildell, *apud* Janssens (1994) (Figure 3-10).

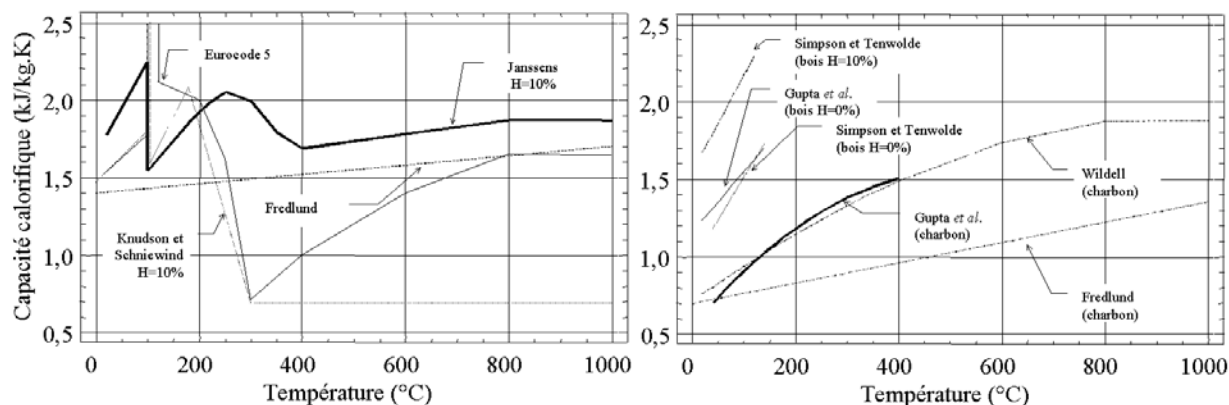


Figure 3-10: Chaleur spécifique en fonction de la température

Les courbes de la capacité calorifique en fonction de la température proposées par Knudson et Schniewind (1975) et celles dans l'Eurocode 5 (prEN 1995-1-2 2002) présentent, au début, la même allure et sont situées entre les courbes de Simpson et Tenwolde (1999) et celles de Gupta *et al.* (2003). Entre 100 et 120 °C, les courbes prennent en compte la chaleur latente de vaporisation de l'eau, indiquée par les pics dans les courbes. Le pic de la courbe proposée par Knudson et Schniewind (1975) est de 41 kJ/kg.K, alors que celui de la courbe du projet de norme prEN 1995-1-2 (2002) est de 13,6 kJ/kg.K. Ces pics n'apparaissent pas dans la Figure 3-10 en raison de l'échelle. À partir de 300 °C, la courbe proposée par le prEN 1995-1-2 (2002) présente une allure similaire à celle de Wildell, *apud* Janssens (1994), pour le charbon.

L'évolution de la capacité calorifique en fonction de la température présente une grande variabilité, comme le montre la Figure 3-10. Cette variabilité peut être liée à la variabilité du bois.

3.2.4.3. Conductivité thermique

La détermination de la conductivité thermique du bois et du charbon est très complexe. Le gradient de température dans le bois provoque la migration de l'eau (White et Schaffer 1981) et l'évaporation de l'eau à la surface, entraînant un état non stationnaire du taux d'humidité. En ce qui concerne le charbon, il existe des difficultés de mesures liées au rétrécissement et au craquellement de ce matériau. De plus, selon Harmathy (1995), dans les solides poreux le processus de transfert de chaleur est une combinaison de conduction, rayonnement et convection. La conductivité thermique des matériaux poreux est ainsi un facteur empirique qui rend possible la description du transfert de chaleur. Ce facteur empirique ne dépend pas seulement de la conductivité de la matrice solide mais aussi de la porosité du solide, et de la forme et de la taille des pores. À températures élevées, la conductivité devient sensible au gradient de températures à cause de l'augmentation de l'importance du transfert de chaleur par rayonnement à travers les pores.

La conductivité thermique du bois est affectée par plusieurs facteurs: la densité, le taux d'humidité, la teneur en extractibles, la direction des fibres, la température, les singularités du bois. Elle augmente avec la densité, le taux d'humidité, la température et la teneur en extractibles. Dans la même cerne, la conductivité thermique est presque la même dans les directions radiale et tangentielle. Dans la direction de la fibre, elle est de 1,5 à 2,8 fois plus grande que la conductivité perpendiculaire aux fibres. La conductivité thermique des résineux ayant une humidité de 12% est dans la plage de 0,1 à 1,4 W/m.K (Simpson et Tenwolde 1999).

Les corrélations qui essayent de donner la conductivité thermique du bois en fonction de la température sont basées principalement sur l'effet de la porosité: forme et distribution de la taille des pores. Les modèles existants peuvent être divisés en deux catégories. La première comprend des modèles empiriques ou semi-empiriques. La seconde comprend la solution exacte ou approchée d'un système idéalisé de la conductivité thermique (Kantorovich et Bar-Ziv 1999). Les modèles empiriques et semi-empiriques sont basés sur les changements

observés pour la conductivité thermique avec la porosité, ou utilisant des paramètres obtenus à partir d'essais spécifiques ou ajustés aux données des essais (Knudson et Schniewind 1975; Steinhagen 1977; Alves et Figueiredo 1989; Asaco *et al.* 2003; Gupta *et al.* 2003). Des exemples du second type sont les modèles des structures multiphasiques unidimensionnelles en série ou en parallèle qui représentent les bornes de la conductivité thermique pour les matériaux poreux avec une composition fractionnelle (Kollmann et Côté 1968; Janssens 1994; Thunman et Leckner 2002).

En ce qui concerne les modèles empiriques ou semi-empiriques, Steinhagen (1977) a effectué une étude bibliographique sur les propriétés thermiques du bois. Il a présenté des courbes obtenues par d'autres chercheurs, dont celles de la conductivité thermique du bouleau en fonction de la température et de l'humidité (Figure 3-11a). D'après lui, l'essence du bois n'affecte pas beaucoup la conductivité thermique du bois. Ceci permet la comparaison des données de la Figure 3-11a avec celles d'autres essences de bois. Pour comparer les données, il faut les corriger par un facteur d'ajustement A_k (Figure 3-11b), lequel est fonction de la masse volumique.

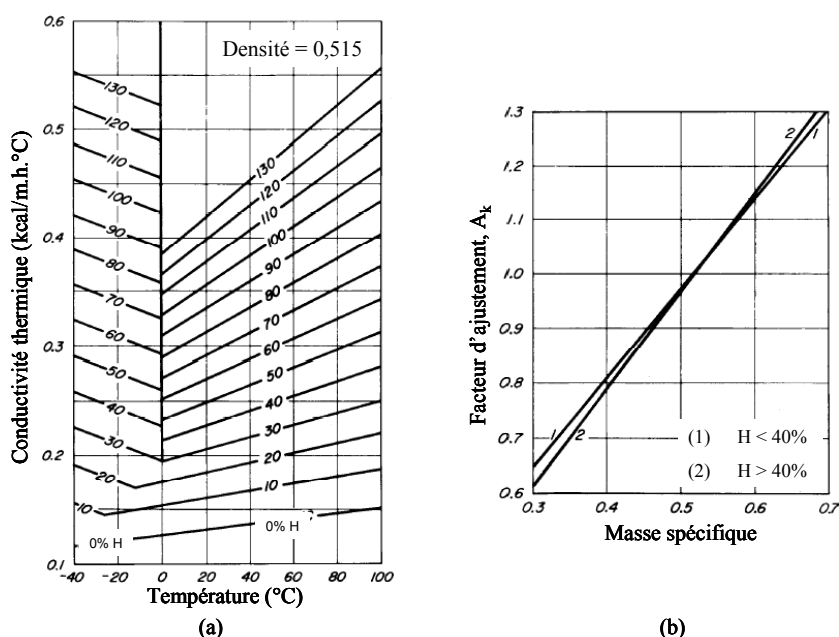


Figure 3-11: (a) Conductivité thermique dans la direction radiale en fonction de la température et du taux d'humidité pour le bouleau (Kanter 1957, *apud* Steinhagen 1977); (b) Facteur d'ajustement en fonction de la masse spécifique (Chudinov 1968, *apud* Steinhagen 1977)

Alves et Figueiredo (1989) et Janssens (1994) considèrent que la conductivité thermique du bois pyrolysé est la moyenne pondérée entre celle du bois et celle du charbon de bois, dont le facteur de pondération dépend du degré de pyrolyse. Alves et Figueiredo (1989)

ont déterminé la conductivité thermique du *Pinus pinaster* (590-640 kg/m³) et du charbon issu de ce bois pour une plage de températures de 20 à 220 °C. D'après eux, la conductivité thermique du bois peut être exprimée par

$$k_b = 0,166 + 0,396 \cdot h, \quad (3.7)$$

où k_b est en W/m.K et h est le taux d'humidité, tandis que la conductivité thermique du charbon peut être donnée par

$$k_c = 0,091 + 8,2 \cdot 10^{-5} T, \quad (3.8)$$

où k_c est en W/m.K et T est la température en K.

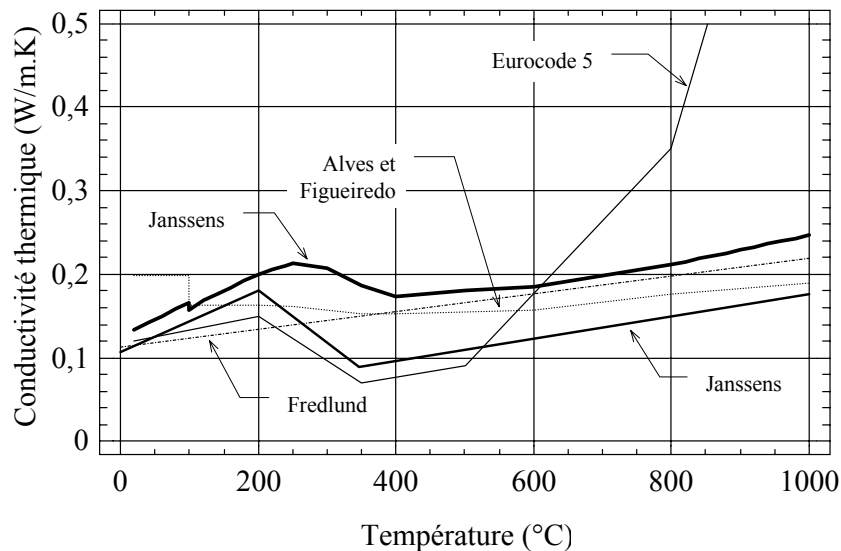


Figure 3-12: Conductivité thermique du bois en fonction de la température

Fredlung (1993) propose un comportement linéaire pour la conductivité thermique du bois (450 Kg/m³) en fonction de la température (Figure 3-12). Pour le charbon de bois (150 Kg/m³) ce comportement est linéaire jusqu'à 700 °C.

Concernant les modèles basés sur l'approche d'un système idéalisé, Janssens (1994) a utilisé un modèle initialement proposé par Kollmann et Malmquist (1956), *apud* Kollmann et Côté (1968), et plus tard modifié par Fredlung. Dans ce modèle, la conductivité thermique apparente du bois est considérée comme étant la moyenne pondérée entre des limites inférieure et supérieure, plus une partie considérée comme le transfert thermique radiatif dans les cavités cellulaires (k_r).

$$k = \xi k_{\max} + (1 - \xi) k_{\min} + k_r, \quad (3.9)$$

où ξ est le facteur de pondération ($0 \leq \xi \leq 1$) donné par

$$\xi = 0,58 + 10^{-4} \rho_o + 0,5 \cdot h, \quad (3.10)$$

avec ρ_o la masse volumique et h le taux d'humidité.

La limite supérieure (k_{\max}) de la conductivité thermique du bois est obtenue pour l'arrangement parallèle des couches dans la direction du flux de chaleur. Le bois est considéré comme étant constitué de fibres qui forment les parois cellulaires, d'air et d'eau dans les cavités cellulaires, formant des couches (bois, eau, air). La limite inférieure (k_{\min}) est obtenue pour un système similaire fait de couches perpendiculaires à la direction du flux de chaleur (Kollmann et Côté, 1968).

La conductivité maximale est donnée par

$$k_{\max} = \pi_g k_g + \pi_s k_s + \pi_{eau} k_{eau}, \quad (3.11)$$

tandis que la conductivité minimale est donnée par

$$k_{\min} = \frac{k_g k_s k_{eau}}{\pi_s \pi_{eau} k_g + \pi_{eau} \pi_g k_s + \pi_s \pi_g k_{eau}}, \quad (3.12)$$

où k est la conductivité thermique de chaque composant du système: solide, eau et gaz; et π est la fraction de leur volume par rapport au volume total.

Pour le bois sec, un modèle similaire a été proposé. Le système n'est composé que par deux phases: une solide et l'autre gazeuse. La conductivité maximale est donnée par

$$k_{\max} = \pi_g k_g + \pi_s k_s \quad (3.13)$$

et la minimale par

$$k_{\min} = \frac{k_g k_s}{\pi_s k_g + \pi_g k_s}, \quad (3.14)$$

avec $k_g = 0,026$ W/m.K et $k_s = 0,42$ W/m.K.

Le facteur de pondération prend la forme de

$$\xi = 0,58 + 10^{-4} \rho_o \quad (3.15)$$

et les fractions de volume

$$\pi_g = 1 - \pi_s = 1 - \frac{\rho_o}{\rho_s}. \quad (3.16)$$

Les conductivités thermiques des phases solide, liquide et gazeuse sont exprimées respectivement par les expressions données dans le Tableau 3-2.

Tableau 3-2: Conductivité thermique et fraction de volume des matériaux (Janssens 1994)

Matériau	Conductivité thermique (W/m.K)	Fraction de volume
Cellulose humide	$k_s = 0,42 + 1,3 \cdot 10^{-3} (T - T_r)$	$\pi_s = \frac{\rho_o}{(1 + 0,00084 \rho_o \cdot h) \rho_s}$
Charbon	$k_s = 0,33 + 1,6 \cdot 10^{-4} T - 1,08 \cdot 10^{-7} T^2$	
Eau	$k_{eau} = \left(0,66 + 2 \cdot 10^{-3} \cdot T - 8 \cdot 10^{-6} \cdot T^2\right) \frac{\rho_{eau}}{1000}$	$\pi_{eau} = \frac{\rho_o h}{(1 + 0,00084 \rho_o \cdot h) \rho_{eau}}$
Gaz	$k_g = 0,024 + 7,05 \cdot 10^{-5} \cdot T - 1,59 \cdot 10^{-8} \cdot T^2$	$\pi_g = 1 - \pi_s - \pi_{eau}$

où T_r est la température de référence; h est le taux d'humidité; ρ_o est la masse volumique du bois sec; ρ_s est la masse volumique de la cellulose (1460 kg/m³) et ρ_{eau} est la masse volumique de l'eau liée, plus élevée que la densité de l'eau libre, et définie par $\rho_{eau} = 1298 - 1132 \cdot h + 1766 \cdot h^2$.

Le transfert thermique radiatif dans les cavités cellulaires est défini comme étant

$$k_r = \frac{4\pi_g \sigma (T + 273)^3 d_p F(d_p, \varepsilon)}{1 - \pi_g}, \quad (3.17)$$

où d_p est le diamètre des cavités cellulaires, estimé par $35 \cdot 10^{-6} \sqrt{\pi_g}$ (Janssens 1994); T est la température, en °C, et $F(d_p, \varepsilon)$ est le facteur de vue d'une cavité fermée et doit être inférieur à 1,0 (Incropera et Dewitt 2002).

Pour déterminer la conductivité thermique du bois partiellement carbonisé le même modèle est utilisé, mais les propriétés thermiques de la phase solide sont corrigées par rapport à la température. La masse volumique de la cellulose (ρ_s) est corrigée selon le Tableau 3-3 et la conductivité thermique (k_s) calculée comme étant la moyenne pondérée des conductivités du bois et du charbon. Le facteur de pondération (ζ) indique le degré de carbonisation du bois.

Pour la détermination de la conductivité thermique du bois totalement carbonisé, le modèle précédemment proposé pour le bois sec est utilisé en substituant la conductivité thermique du bois sec par la conductivité du charbon.

Tableau 3-3: Masse volumique de la paroi cellulaire (Janssens 1994)

T (°C)	ρ_s résineux (kg/m ³)	ρ_s feuillus (kg/m ³)
200	1460	1460
250	1445	1445
300	1420	1405
350	1368	1340
400	1355	1320
600	1305	1270

L'Eurocode 5 (2002) présente des valeurs pour la conductivité thermique apparente du bois et de la couche de charbon qui prennent en compte l'augmentation du transfert de chaleur à cause des fissures du bois au-dessus de 500 °C et de la consommation de la couche de charbon à température d'environ 1000 °C (Figure 3-12).

Il y a de grandes différences entre les valeurs de conductivité thermique présentées dans la littérature car elles dépendent des variations de température utilisées pendant les essais de caractérisation. D'après Harmathy (1995), les valeurs de conductivité thermique issues d'une technique particulière sont applicables uniquement aux types de flux de chaleur similaire à cette technique. Les valeurs de conductivité thermique proposées par Janssens (1994), Fredlund (1993) et par l'Eurocode 5: Partie 1-2 (2002) sont représentées sur la Figure 3-12.

3.2.4.4. Emissivité et absorptivité d'une surface

L'émissivité d'une surface est importante pour la détermination du flux de chaleur disponible pour la conduction vers des couches plus profondes d'un matériau. Cette propriété fournit la fraction d'énergie émise par une surface par rapport à l'énergie émise par un corps noir. L'émissivité a une forte corrélation avec la surface et la finition du matériau, et avec la longueur d'onde de l'énergie émise. Pour le corps noir, l'émissivité est considérée égale à 1,0 mais pour une surface réelle sa valeur est inférieure. Pour le bois et pour la peinture noire à 27 °C, Incropera et DeWitt (2002) rapporte respectivement 0,82-92 et 0,98.

L'absorptivité représente la fraction de la radiation incidente absorbée par une surface. Comme l'émissivité, elle dépend de la direction et du spectre du rayonnement, et sa valeur est

comprise entre 0 et 1,0. Pour un corps noir, l'absorptivité est égale à l'émissivité, c'est-à-dire égale à 1,0 (Incropera et DeWitt 2002).

Afin d'obtenir des propriétés thermiques plus adéquates pour la modélisation que celles de la littératures, plusieurs essais de carbonisation du bois ont été réalisés.

3.3. DETERMINATION DE LA CARBONISATION DU BOIS ET DE SON PROFIL DE TEMPERATURE

La dégradation thermique du bois est un processus complexe qui provoque des changements d'ordre physico-chimiques irréversibles dans le matériau. Ces changements se répercutent dans la perte de résistance mécanique, comme démontré dans le Chapitre 2, dans la perte de masse et dans des modifications des propriétés thermiques, selon l'étude bibliographique de ce chapitre.

Du point de vue structurel, le bois carbonisé ne présente aucune résistance mécanique et celle du bois échauffé est réduite. Pour cette raison, l'objectif de cette section est de déterminer la carbonisation de ce matériau, ainsi que le profil de températures présent suite à une exposition à un flux de chaleur.

Des essais de carbonisation du bois ont été réalisés afin de permettre le calibrage des modèles numériques mis en œuvre par la suite. Ces essais ont été effectués en soumettant des éprouvettes de bois à une source de chaleur produite par un panneau rayonnant et en vérifiant le profil de températures, l'épaisseur et la forme de la couche de charbon pour chaque type d'essai.

3.3.1. Matériels et méthodes

Au cours de cette sous-section, les caractéristiques physiques du matériau, l'outillage et la démarche des essais de carbonisation sont décrits.

3.3.1.1. Échantillon et éprouvettes

Les essais de carbonisation du bois ont été réalisés avec des éprouvettes de $72 \times 168 \times 24$ mm issues de planches en débit tangentiel de *Pinus sylvestris* L. sec à l'air et usinées dans le sens du fil du bois. Les planches ont été, au préalable, classées visuellement afin d'éviter l'utilisation de bois issu de différents débits ou avec des singularités. L'échantillon présentait une masse volumique moyenne de 487 kg/m^3 et une humidité moyenne de 8,9%.

Quatre types d'éprouvettes ont été utilisés: les éprouvettes sans trou (STR et STRF), les éprouvettes avec trou mais sans tige (STG), les éprouvettes avec tige peintes en noir (TN) et les éprouvettes avec tige en finition naturelle (TC). La présence du trou et de la tige dans les éprouvettes avait pour but de simuler le comportement thermique d'un assemblage monobroche.

3.3.1.2. Essais thermiques

Les éprouvettes ont été placées en position verticale et ont eu leur sections tangentielles exposées à un flux de chaleur de 6 kW/m^2 pendant 40 min. L'ensemble du dispositif expérimental était placé sous une hotte aspirante afin d'évacuer, par convection naturelle, les fumées vers l'extérieur (Figure 3-13). La surface exposée au flux de chaleur a été peinte en noir afin de permettre l'utilisation de l'hypothèse d'une émissivité égale à 1,0.

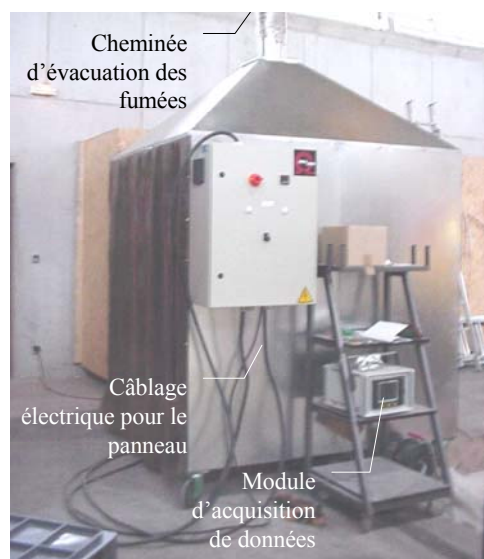


Figure 3-13: Hotte et dispositifs expérimentaux

Le flux de chaleur a été généré par un panneau de rayonnement infra-rouge de type céramique composé de 4 émetteurs plats de 12×12 cm chauffés par des résistances électriques placées à l'intérieur des émetteurs (Figure 3-14). Sa puissance totale était de 1600 W (4×400 W) et la température moyenne de sa surface était de 500 °C. Les limites de la courbe d'émission étaient de 2 et $7,8$ μm pour 90% de la puissance, avec un maximum d'émission à $3,7$ μm (Manuel Technova 1993).

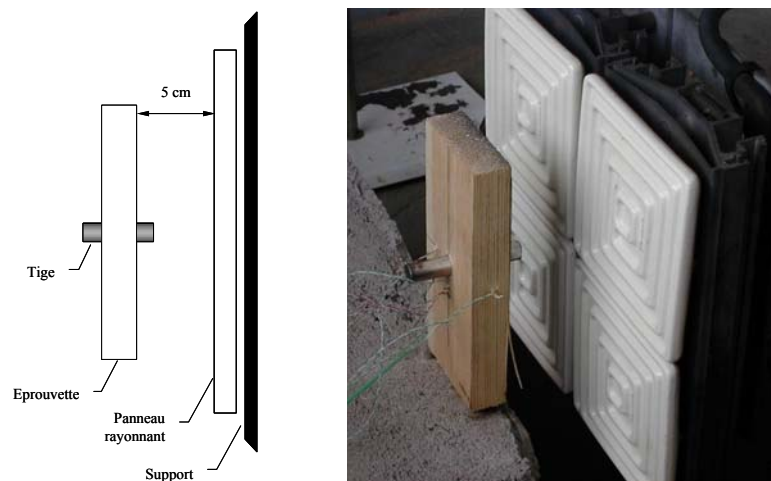


Figure 3-14: Dispositif d'essais.

La puissance de rayonnement sur l'éprouvette était fonction de la distance entre celle-ci et le panneau. La Figure 3-15 indique approximativement l'énergie reçue à la verticale de l'axe d'un émetteur en fonction de l'éloignement. Pour un panneau rayonnant de 1600 W, à 5 cm de sa surface le flux de chaleur maximal était de 6 kW/m^2 . Ce sont les conditions qui ont été prises pour les essais réalisés.

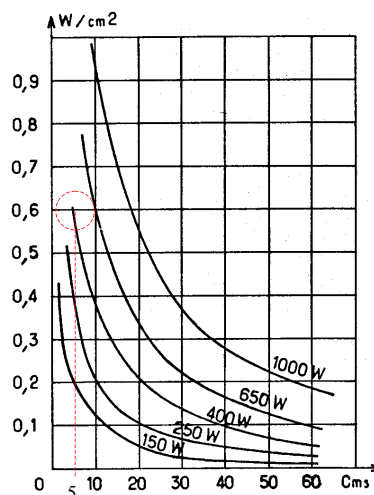


Figure 3-15: Densité de rayonnement en fonction de la distance (Manuel Technova 1993)

Les données de températures à l'intérieur des éprouvettes ont été enregistrées, toutes les 30 s, par un module d'acquisition de données portatif lié à des thermocouples de type nickel-chrome/nickel aluminium, type K (TC S.A. 2002). Les thermocouples ont été placés à l'intérieur d'orifices de 2,0 mm de diamètre, selon trois distributions spatiales différentes (Figure 3-16). La distance exacte des thermocouples à la surface exposée au flux de chaleur est spécifiée dans les Tableaux 3-4, 3-6 et 3-8.

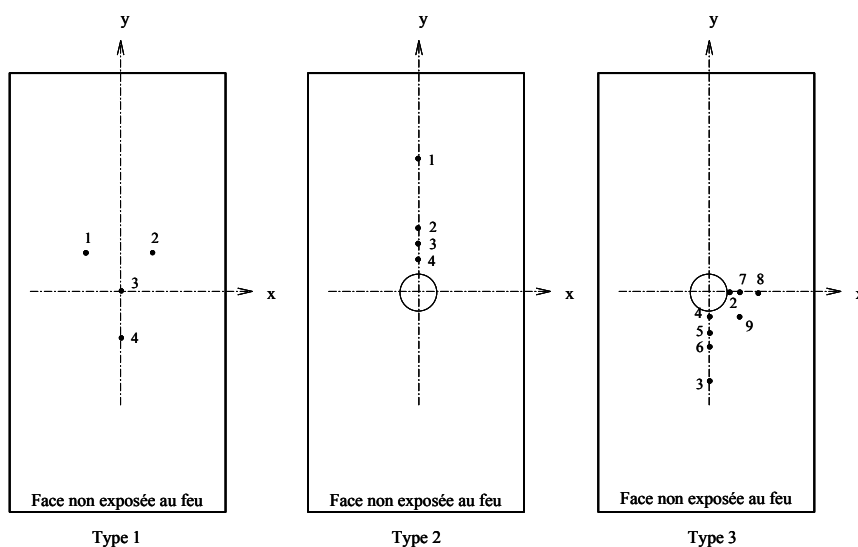


Figure 3-16: Schéma de la distribution des thermocouples

Tableau 3-4: Eprouvettes sans trou peintes (peinture résistante à hautes températures)

Eprouvette	Mv (kg/m ³)	Distance du thermocouple à la surface exposée à la chaleur (mm)			
		T ₁	T ₂	T ₃	T ₄
STR01	455,86	1,34	5,88	11,63	17,65
STR02	454,99	0,88	6,02	12,05	17,69
STR03	457,68	0,76	5,93	12,03	17,85
STR04	453,97	0,65	5,90	11,48	17,73
STR05	461,04	1,23	5,86	11,86	17,94
Coordonnées (x,y)		(-10,0;15,0)	(10,0;15,0)	(0,0;0,0)	(0,0;15,0)

Tableau 3-5: Eprouvettes sans trou peintes (peinture stylo feutre)

Eprouvette	Mv (kg/m ³)	Distance du thermocouple à la surface exposée à la chaleur (mm)			
		T ₁	T ₂	T ₃	T ₄
STRF01	534,63	1,05	5,78	12,27	18,22
STRF02	494,71	0,94	5,77	12,48	18,18
STRF03	465,61	0,50	5,47	12,10	18,14
STRF04	467,62	1,24	5,47	11,99	18,09
STRF05	458,27	0,93	5,45	12,13	18,03
Coordonnées (x,y)		(-10,0;15,0)	(10,0;15,0)	(0,0;0,0)	(0,0;15,0)

Tableau 3-6: Eprouvettes avec perçage mais sans tige

Eprouvette	Mv (kg/m ³)	Distance du thermocouple à la surface du perçage* (mm)				Distance du thermocouple à la surface exposée à la chaleur (mm)			
		T1	T2	T3	T4	T1	T2	T3	T4
STG01	505,53	36,5	11,5	8,5	5,5	0,83	11,93		0,64
STG02	603,67	37,0	13,0	9,5	6,5	0,73	12,77	3,84	1,66
STG03	513,02	36,5	11,5	8,5	5,5	0,79	11,89	3,81	1,51
STG04	605,13	37,0	13,0	9,5	6,0	0,83	12,04	3,76	1,49
STG05	504,97	36,5	11,0	8,0	5,5	0,62	11,98	3,54	0,36

*Perçage de 12 mm de diamètre

Tableau 3-7: Eprouvettes avec tige peinte en noire

Eprouvette	Mv (kg/m ³)	Distance du thermocouple à la surface de la tige* (mm)				Distance du thermocouple à la surface exposée à la chaleur (mm)			
		T1	T2	T3	T4	T ₁	T ₂	T ₃	T ₄
TN01	444,26	36,5	13,0	10,0	6,0	0,54	12,22	3,60	1,58
TN02	443,86	36,0	13,0	9,5	6,0	0,72	11,65	3,66	1,76
TN03	518,19	37,0	12,5	9,0	6,5	0,90	11,27	3,52	1,55
TN04	438,48	36,0	12,5	9,0	4,5	0,82	12,62	3,22	1,95
TN05	443,74	36,0	13,0	9,0	6,5	0,66	11,97	3,22	1,89

*Tige de 12 mm de diamètre

Tableau 3-8: Eprouvettes avec tige sans peinture

Eprouvette	Mv (kg/m ³)	Distance du thermocouple à la surface exposée à la chaleur (mm)							
		P2	P3	P4	P5	P6	P7	P8	P9
1205TC001	458,37	12,0	1,0	1,0	4,0	8,0	4,0	1,0	1,0
1205TC002	426,38	12,0	1,0	1,0	4,0	8,0	4,0	8,0	1,0
1205TC003	446,02	12,0	1,0	1,0	4,0	8,0	4,0	8,0	1,0
1205TC004	457,61	12,0	1,0	1,0	4,0	8,0	4,0	4,0	1,0

3.3.2. Résultats et discussion

Dans cette section sont présentés les résultats des essais de carbonisation du bois et analysées la forme et l'épaisseur de la couche de carbonisation, ainsi que le profil de température.

3.3.2.1. Carbonisation du bois

Généralement, le charbon de bois présente une grande propension au craquellement. Le contrôle visuel des éprouvettes a confirmé cette caractéristique. Il a été vérifié que la surface carbonisée des échantillons était totalement craquelée à la fin de la pyrolyse. Les craquelures

se sont développées dans une direction perpendiculaire à la surface irradiée, ce qui permettait la distinction des cernes du bois carbonisé. La Figure 3-17 permet la comparaison entre l'aspect des éprouvettes avant et après les essais.



Figure 3-17: Epreuves respectivement non carbonisée et carbonisée

L'analyse de la coupe des éprouvettes a permis l'identification de différents profils de carbonisation selon les conditions d'essais. Cependant tous les échantillons présentaient deux points en commun: l'existence de ménisques proches des bords et la présence de zones distinctes de dégradation du bois comme celles présentées dans la Figure 3-2. Sur les coupes suivantes, trois régions étaient remarquables: une région complètement carbonisée, une région jaunâtre correspondant à la zone de pyrolyse et le bois sain.

La Figure 3-18 montre la coupe d'une éprouvette sans trou après avoir été soumise au flux de chaleur (STR et STRF).



Figure 3-18: Coupe d'une éprouvette sans trou

La Figure 3-19 montre la coupe d'une éprouvette avec trou (STG) soumise au flux de chaleur sans la présence de tige. La région centrale était aussi la partie la plus affectée et le bord du trou a été consommé par la chaleur, présentant des arrondissements.



Figure 3-19: Coupe d'une éprouvette avec trou sans tige

La Figure 3-20 montre la coupe d'une éprouvette transpercée par une tige noire (TN) et carbonisée par la chaleur. Autour de la tige, un tronc de cône de bois non carbonisé est apparu. À partir de la forme de ce profil, il peut être constaté que la tige a joué un rôle de dissipateur de chaleur refroidissant le matériau aux alentours.



Figure 3-20: Coupe d'une éprouvette avec une tige noire

La Figure 3-21 montre la coupe d'une éprouvette carbonisée soumise au flux de chaleur sous une condition similaire à l'éprouvette précédente mais avec une tige sans peinture (TC). Autour de la tige, le même cône de bois non carbonisé est apparu, cependant le bois dans cette région était plus dégradé que celui de la tige noire. Cette différence de comportement est probablement liée à l'effet provoqué par la peinture sur l'absorptivité et l'émissivité de la tige.



Figure 3-21: Coupe d'une éprouvette avec tige en finition naturelle

La Figure 3-22 montre, en coupe transversale, les schémas des profils carbonisés des éprouvettes massives, des éprouvettes avec trou mais soumises à la chaleur sans la tige et des éprouvettes avec trou et soumises à la chaleur avec la tige. E_0 représente l'épaisseur au bord de l'éprouvette et E_1 l'épaisseur à la partie centrale. L'existence des arrondis montre qu'une partie de la chaleur à l'intérieur de l'éprouvette a été dissipée par les bords et par la tige et que le phénomène observé n'était pas unidimensionnel.

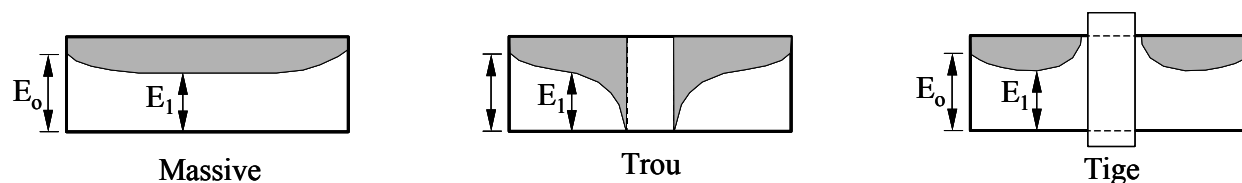


Figure 3-22: Schéma de la carbonisation

L'épaisseur de la couche de bois non carbonisé a été mesurée sur les éprouvettes aux positions indiquées sur la Figure 3-22. Les résultats sont données dans les Tableaux 3-9 à 3-13. Ces mesures ont permis le calcul de l'épaisseur de la couche de charbon et du taux de carbonisation pour les différentes conditions d'essais et ainsi le calcul du taux de carbonisation moyen. Cette valeur prend en compte le temps utilisé pour chauffer la surface de l'éprouvette avant qu'elle ne soit carbonisée.

Concernant le taux de carbonisation moyen, deux comportements ont été remarqués: le premier présente une valeur moyenne de 0,23 mm/min avec un c.o.v. de 20,3% pour les éprouvettes STR et STRF; et le second groupe présente une valeur moyenne de 0,15 mm/min avec un c.o.v. de 37,0% pour les éprouvettes STG et TN. La différence entre les vitesses moyennes de combustion de ces deux groupes peut être provoquée par les caractéristiques des échantillons STG et TN. Ils étaient très riches en résine végétale. Une grande partie de l'énergie thermique apportée par le panneau rayonnant a été utilisée pour l'évaporation des extraits, phénomène qui a été remarqué par la présence de liquide sortant par l'extrémité supérieure de l'éprouvette.

Tableau 3-9: Couche de bois des éprouvettes sans perçage

Eprouvette	Durée d'exposition à la chaleur (min)	Taux de carbonisation (mm/min)	Epaisseur du bois (mm)	
			E ₀	E ₁
STR01	41	0,25	21,92	13,88
STR02	41	0,24	23,25	14,24
STR03	38	0,24	23,11	14,76
STR04	41	0,28	22,57	12,75
STR05	43	0,25	20,51	13,30

Tableau 3-10: Couche de bois des éprouvettes sans perçage (stylo feutre)

Eprouvette	Durée d'exposition à la chaleur (min)	Taux de carbonisation (mm/min)	Epaisseur du bois (mm)	
			E ₀	E ₁
STRF01	41	0,10	23,90	20,20
STRF02	48	0,23	19,71	13,16
STRF03	46	0,24	20,29	13,12
STRF04	41	0,22	21,01	14,90
STRF05	38	0,27	23,87	13,94

Tableau 3-11: Couche de bois des éprouvettes avec perçage mais sans tige

Eprouvette	Durée d'exposition à la chaleur (min)	Taux de carbonisation (mm/min)	Epaisseur du bois (mm)	
			E ₀	E ₁
STG01	36	0,08	23,43	20,95
STG02	41	0,16	23,25	17,70
STG03	41	0,14	23,51	18,38
STG04	41	0,17	23,64	17,12
STG05	45	0,26	21,47	12,48

Tableau 3-12: Couche de bois des éprouvettes avec tige noire

Eprouvette	Durée d'exposition à la chaleur (min)	Taux de carbonisation (mm/min)	Epaisseur du bois (mm)	
			E ₀	E ₁
TN01	40	0,23	23,25	14,90
TN02	43	0,14	24,08	18,19
TN03	41	0,14	23,86	18,38
TN04	41	0,09	23,50	20,66
TN05	41	0,11	23,79	19,49

Tableau 3-13: Couche de bois des éprouvettes avec tige naturelle

Eprouvette	Epaisseur du bois (mm)	
	E ₀	E ₁
1205001	16,0	11,5
1210004	16,5	12,5
1210005	15,0	10,0
1210006	16,0	9,5

La Figure 3-23 montre l'évolution de la couche de charbon en fonction du temps. Ces valeurs ont été obtenues à partir des profils de températures des éprouvettes massives et de la position des thermocouples à l'intérieur des échantillons pendant les essais. Les différents symboles de la Figure 3-23 représentent les résultats issus des différentes éprouvettes. Le

bois, à l'emplacement du thermocouple, a été considéré comme étant carbonisé quant la température atteignait 288 °C.

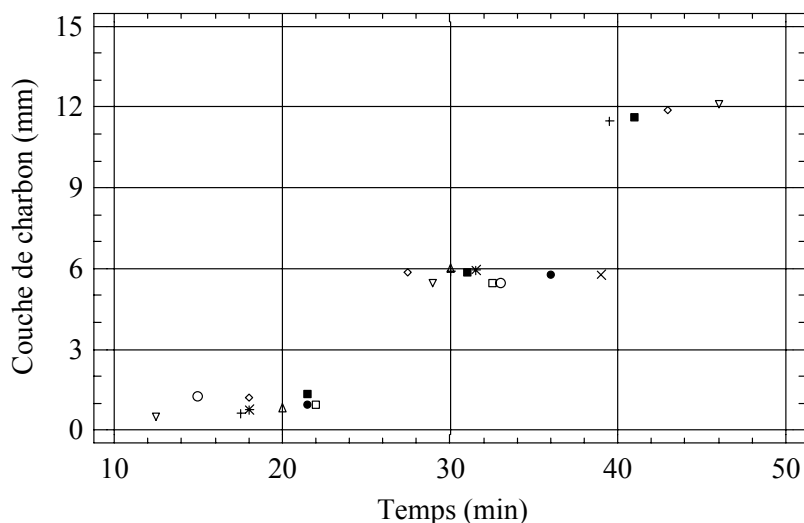


Figure 3-23: Couche de charbon en fonction du temps

La courbe de corrélation retenue pour les données de la Figure 3-23 était celle de l'Équation (3.18), dont le coefficient de corrélation était $r^2 = 87,94\%$, où x_c est l'épaisseur de la couche de charbon (mm) et t est le temps (min).

$$x_c = -6,04 + 0,38 \cdot t . \quad (3.18)$$

Le taux de carbonisation (β) des essais est le coefficient angulaire de l'Équation 3.18, c'est-à-dire, 0,38 mm/min. Cette valeur est plus élevée que celles obtenues par la mesure de bois résiduel et montrées dans les Tableaux 3-9 à 3-12. Cella est dû au fait que, à travers la droite de corrélation, le temps d'échauffement de la surface de l'éprouvette n'a pas été pris en compte. Le taux de carbonisation $\beta = 0,38$ mm/min est inférieur de l'ordre de 55% à celui donné par l'Eurocode 5 (prEN1995-1-2 2002) et montré dans le Tableau B-7. Cependant, cela valeur semble proche de la valeur minimale proposée par la norme australienne (AS1502-4) montrée dans le Tableau B-5.

Cette étude de la carbonisation du bois devra être complétée par des essais pour des flux de chaleur plus importants, entre 50 à 150 kW/m², qui semblent plus proches des réalités d'un incendie.

3.3.2.2. Profils de températures

Les températures à l'intérieur des échantillons ont été mesurées à différentes distances de la surface exposée à la chaleur et les profils généraux des températures sont très similaires même s'il y a des incertitudes concernant la position des thermocouples. Ces incertitudes sont inévitables dans tous les processus de mesure de température par thermocouples car il y a des erreurs de position de perçage, des erreurs introduites par le rétrécissement des éprouvettes pendant la pyrolyse, par le déplacement des thermocouples à l'intérieur de la couche de charbon et par le changement de position relative des thermocouples. Cependant, ces paramètres ont été pris en compte pour minimiser les erreurs possibles.

La courbe de températures du thermocouple proche de la surface exposée au flux de chaleur présente une montée rapide au début de l'échauffement, probablement à cause de la peinture noire de la surface des échantillons qui permet une bonne absorption du flux rayonné par le panneau. Ensuite, il y a une diminution de la vitesse d'échauffement lorsque la température s'approche de la température basse de pyrolyse. Ce comportement est compatible avec la conduction de la chaleur à l'intérieur d'un solide.

Aux environs de 300 °C, une inflexion a lieu et la pente de la courbe commence à augmenter rapidement. Ce point correspond au début des réactions exothermiques et à un changement des propriétés thermiques. Ceci est confirmé par le fait que le phénomène est plus visible près de la surface, même s'il semble que la perturbation se propage vers l'intérieur de l'éprouvette. Ce phénomène semble être en accord avec les résultats de Browne (1958) et Beall et Eickner (1970). Le premier décrit l'existence de réactions exothermiques entre 280 à 500 °C, zone C, pendant la pyrolyse. Le second rapporte la présence de pics exothermiques pour le pin sylvestre à partir de 205 °C.

L'inflexion de certaines courbes de températures aux environs de 100 °C peut être associée à la perte endothermique liée à l'évaporation de l'eau ou des résines. Ce phénomène est plus net dans les Figures 3-26 et 3-27.

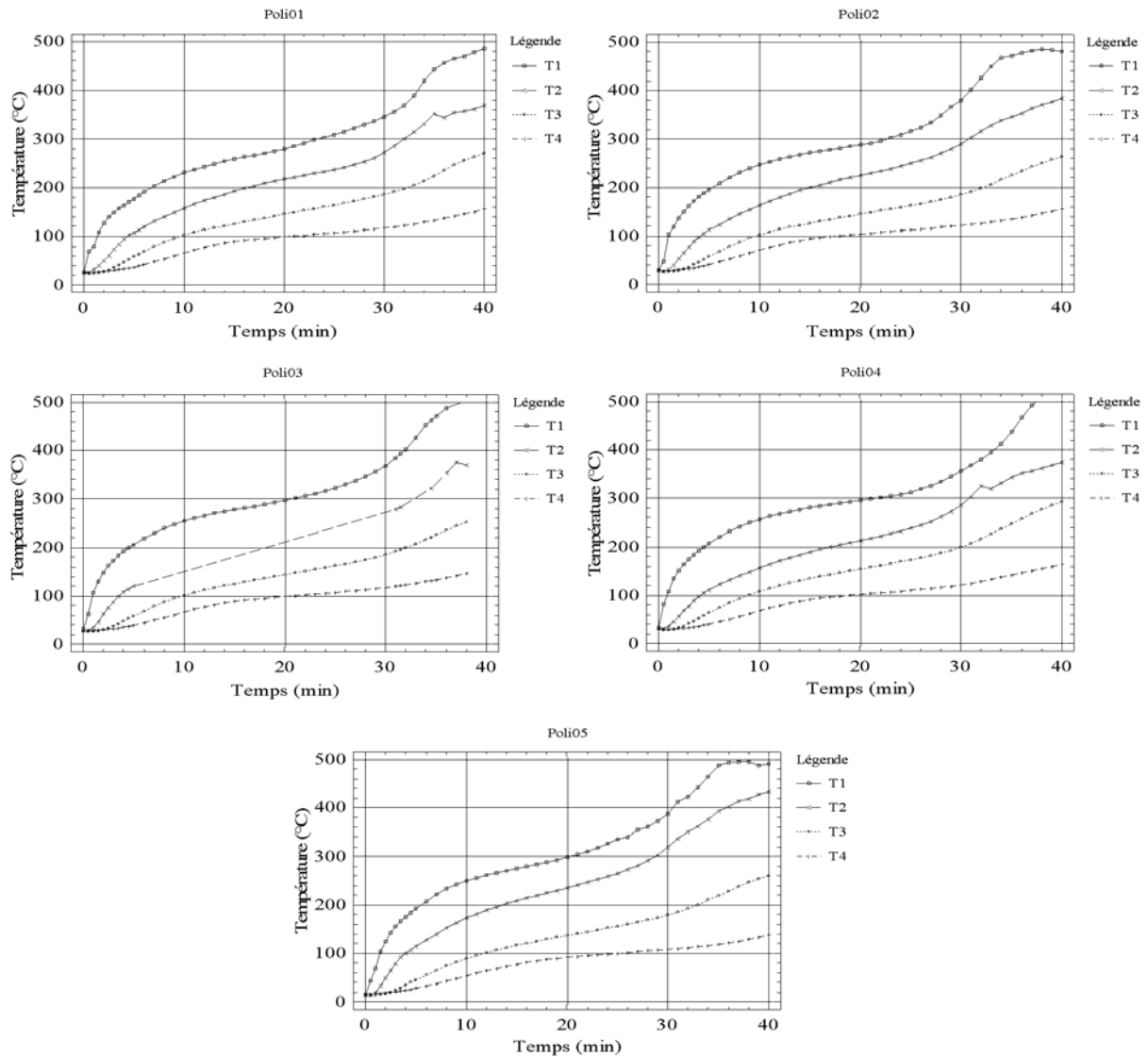


Figure 3-24: Courbes de températures des éprouvettes sans trou (STR)

La Figure 3-24 montre les courbes de températures des essais avec les éprouvettes sans trou et peintes en noir avec une peinture résistante aux hautes températures. Dans tous les graphes présentant le profil de température, T_i est défini comme le numéro du thermocouple. Pour ces essais, les distances des thermocouples à la surface exposée à la chaleur sont décrites dans le Tableau 3-4. La distribution des thermocouples a été réalisée selon le type I de la Figure 3-16.

La Figure 3-25 montre les profils de températures des éprouvettes peintes en noir avec un stylo feutre. La distance des thermocouples à la surface exposée à la chaleur est décrite dans le Tableau 3-5. La distribution des thermocouples était la même que précédemment.

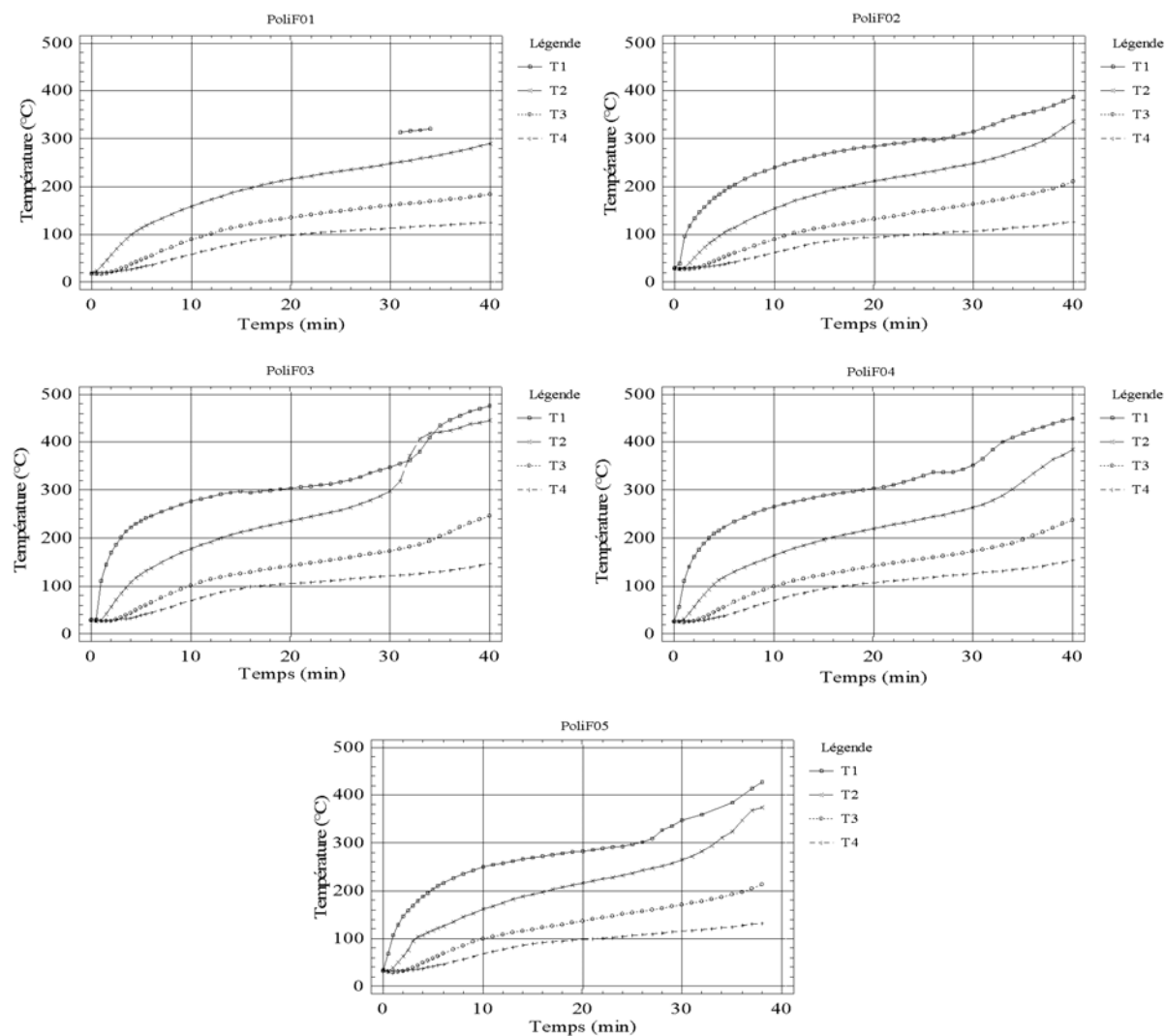


Figure 3-25: Courbes de températures des éprouvettes sans trou (STRF)

Des différences significatives ne sont pas remarquées entre les courbes de températures des essais STR et STRF. Sur le graphe référencé POLIF03 de la Figure 3-25, proche des 31 min d'essais, la température du thermocouple T2 est supérieure à celle du thermocouple le plus près de la surface (T1). Le même phénomène peut être vérifié sur les graphes STG03 et STG05 de la Figure 3-26. Ce phénomène peut être expliqué par le fait qu'à ce moment-là (aux environs de 300 °C) de fortes réactions exothermiques ont lieu (Browne 1958; Beall et Eickner 1970). À cet endroit, la conductivité thermique du matériau a déjà changé à cause de sa décomposition. Le bois est carbonisé et présente une conductivité thermique plus faible que le bois naturel. Cela empêche la conduction de la chaleur vers l'extérieur et, par conséquent, provoque une augmentation de la température interne du matériau. Dans cette éprouvette, le craquellement n'a probablement pas eu lieu dans la région autour du thermocouple. Les craquelures augmentent les surfaces d'échanges et la dissipation

de la chaleur des couches où elles sont apparues, car les gaz produits pendant la pyrolyse peuvent être diffusés plus facilement vers l'extérieur (Drysdale 1998).

La Figure 3-26 montre les profils de température des éprouvettes avec trou central sans tige soumises au flux de chaleur. La distance des thermocouples à la surface exposée à la chaleur est décrite dans le Tableau 3-11. La distribution des thermocouples était toujours effectuée d'après le type I de la Figure 3-16.

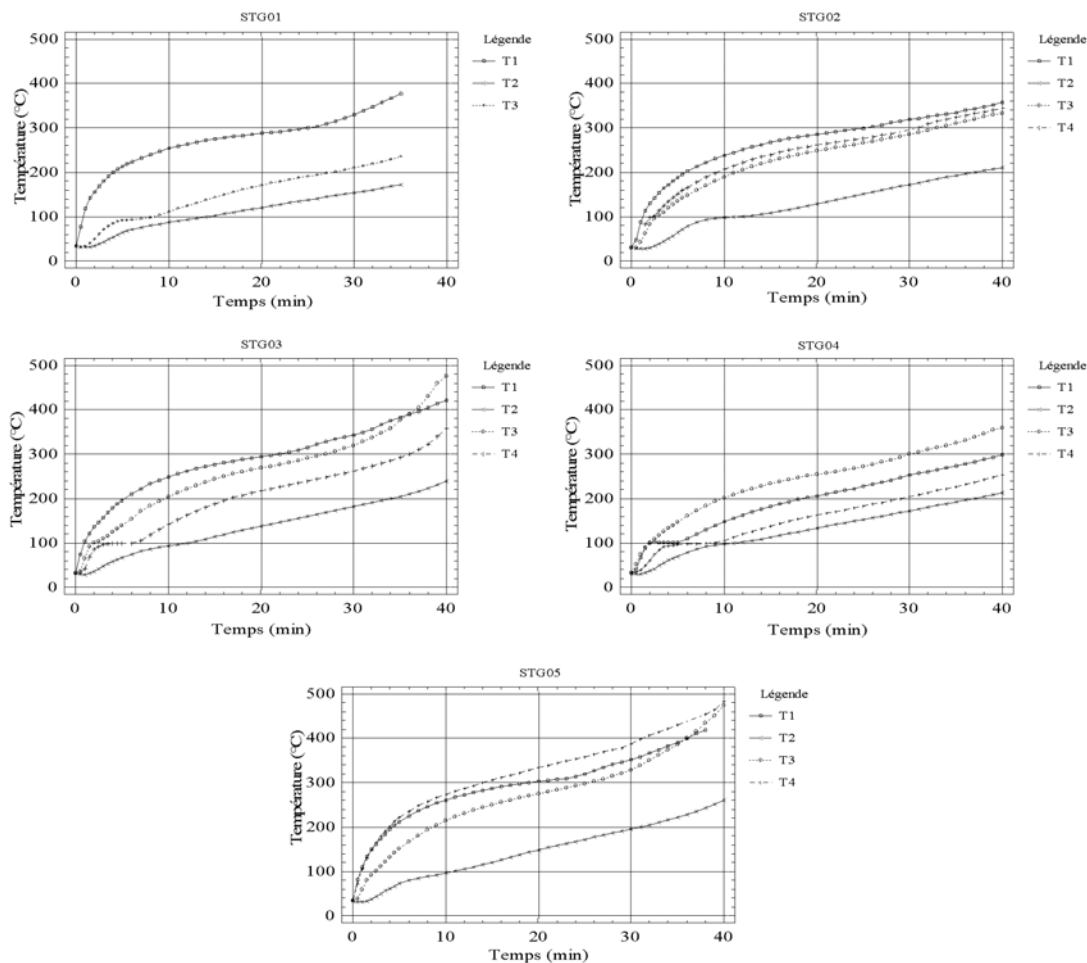


Figure 3-26: Courbes de températures des éprouvettes avec trou et sans tige (STG)

Des extraits sous forme de mousse étaient éliminés par l'extrémité supérieure des éprouvettes. L'élimination de ces extraits peut être constatée par les plateaux présents dans les graphes de températures suivants. La quantité d'extraits à évaporer était proportionnelle à la longueur des plateaux.

La Figure 3-27 montre les profils de températures des éprouvettes avec une tige noire les traversant. La distance des thermocouples à la surface exposée à la chaleur est décrite dans

le Tableau 3-7. La distribution des thermocouples a été réalisée d'après le type II de la Figure 3-16.

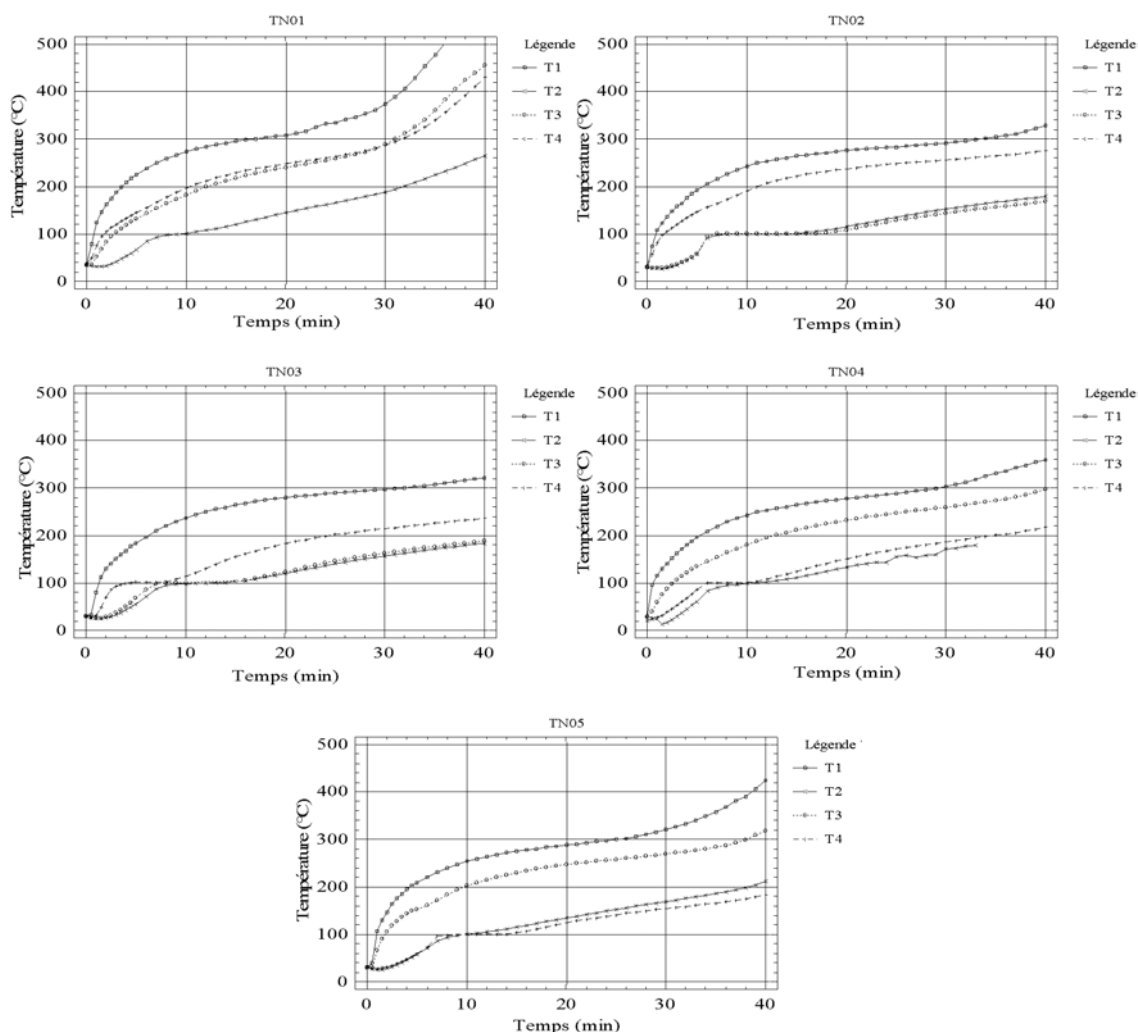


Figure 3-27: Courbes de températures avec tige noire (TN)

Les courbes de la Figure 3-27 qui n'étaient pas affectées par la résine végétale présentent des comportements similaires à celles de la Figure 3-26. On suppose que la présence de la tige a eu une influence peu significative sur la carbonisation globale de l'éprouvette.

La Figure 3-28 montre les profils de températures obtenus à partir de tests d'éprouvettes avec tige avec une finition nature les traversant. La distance des thermocouples à la surface exposée à la chaleur est décrite dans le Tableau 3-8. La distribution des thermocouples a été effectuée d'après le type III de la Figure 3-16.

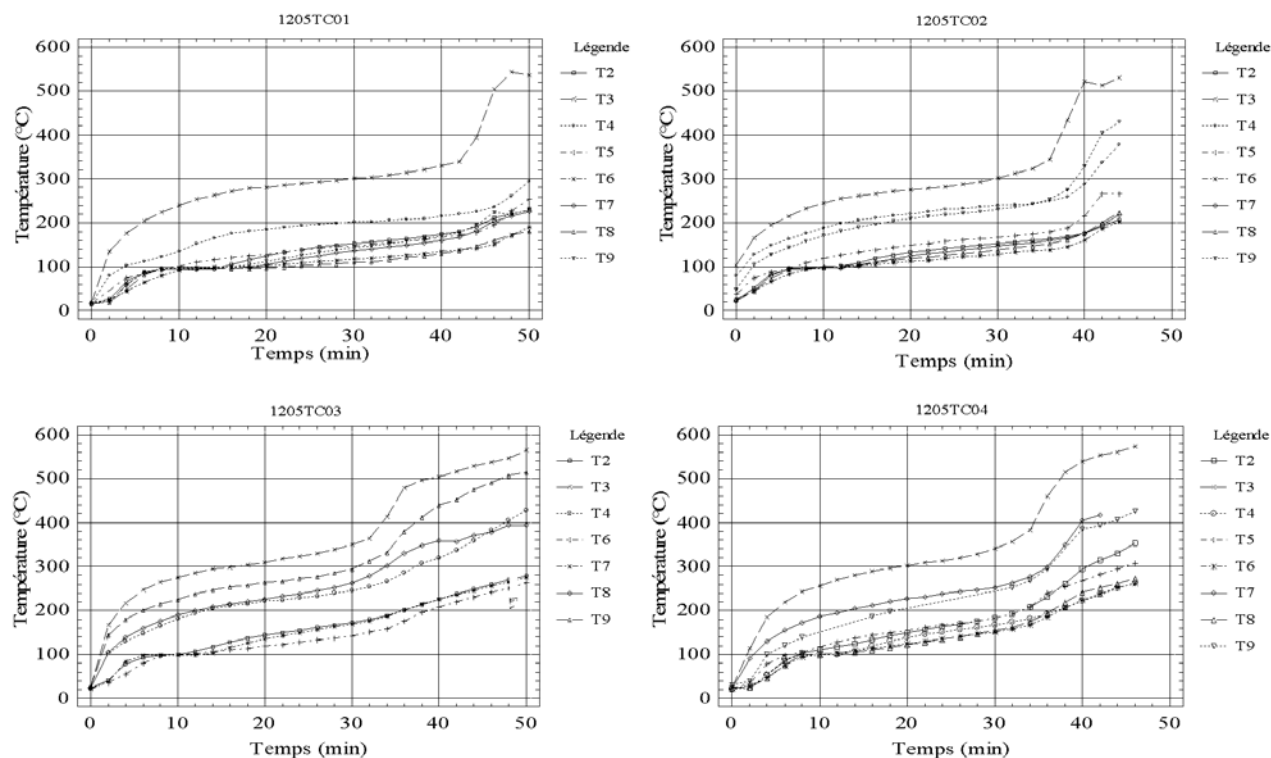


Figure 3-28: Courbes de température des éprouvettes TC

Il a été remarqué que l'existence ou pas de tige ne modifie pas considérablement le profil de température.

3.4. MODELISATION DE LA CARBONISATION DU BOIS

La complexité du matériau bois se répercute sur la modélisation de son phénomène de combustion. La combustion du bois est un processus plus complexe que celle des polymères synthétiques carbonisants ou pas. L'analyse théorique de ce phénomène doit prendre en compte les propriétés thermo-physico-chimiques du bois qui varient selon les directions d'orthotropie, la présence de la couche de charbon, ainsi que les interactions avec le charbon chaud. Ce dernier peut être oxydé par des petites quantités d'oxygène diffusées dans la surface. Ce processus d'oxydation est exothermique et contribue à l'entretien la décomposition du bois (Drysdale 1998).

Dans cette section, un modèle bidimensionnel simplifié de la carbonisation du bois est présenté, seul le transfert de chaleur étant pris en compte. Le bois est considéré orthotrope et ses propriétés thermophysiques varient en fonction de la température. La carbonisation du bois est simulée par la diminution de la conductivité thermique et les réactions exothermiques

sont considérées comme des sources volumiques. Le choix d'un modèle simplifié est dû à la complexité du phénomène de la carbonisation de ce matériau et de la difficulté de déterminer précisément les paramètres associés aux modèles plus complexes, lesquels affectent les résultats.

3.4.1. Définition du problème

Le problème défini dans cette section est celui de la modélisation des essais de carbonisation décrits dans la Section 3.3. Une seule surface des éprouvettes de *Pinus sylvestris* L. de $72 \times 168 \times 24$ mm a été exposée à un flux de chaleur nominale de 6 kW/m^2 pendant 40 min. Pendant les essais, les éprouvettes étaient placées en position verticale et soumises au rayonnement du panneau et à la convection naturelle de chaleur. La surface exposée à la chaleur était peinte en noir, ce qui permettait l'utilisation de l'hypothèse de l'émissivité égale 1,0 pour le calcul du rayonnement. Le flux de chaleur est perpendiculaire aux fibres du bois.

La modélisation effectuée doit permettre l'obtention du champ de températures et la détermination de l'influence de la tige simulant un assemblage dans le champ de températures du bois (Moraes *et al.* 2003). Le problème à résoudre est ainsi schématisé sur la Figure 3-29.

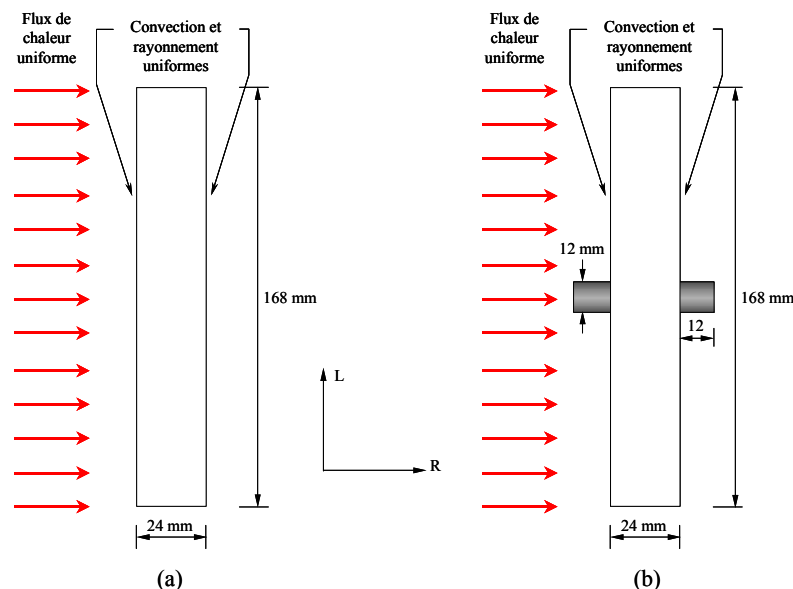


Figure 3-29: Schéma du problème

3.4.1.1. Hypothèses de modélisation

Les différentes hypothèses prises pour simplifier le modèle de carbonisation du bois sont:

- a) le bois est orthotrope et ses propriétés thermophysiques varient en fonction de la température;
- b) l'éprouvette est composée de bois avec une température variant entre 20 et 288 °C, de charbon et d'eau qui s'évapore;
- c) le flux de gaz à travers le solide pendant la pyrolyse et les échanges de chaleur qui en résultent sont négligés;
- d) l'augmentation des surfaces d'échanges due au craquellement du charbon de bois est négligée;
- e) les phénomènes endo et exothermiques liés à l'évaporation de l'eau et à la pyrolyse sont pris en compte par des sources volumiques de chaleur. Ces sources ont un temps de libération étagé dans le temps.

3.4.2. Description du modèle

La modélisation mathématique du phénomène de carbonisation du bois proposée ici se réduit à l'équation fondamentale de la conservation de l'énergie en deux dimensions définie par

$$\frac{\partial H}{\partial t} - \nabla(k\nabla T) = f(t), \quad (3.19)$$

où $H(T)$ est l'enthalpie volumique; $k(T,t)$ est la conductivité thermique; T est la température; t est le temps et $f(t)$ est la source volumique de chaleur associée à la pyrolyse du bois et à l'évaporation de l'eau.

Comme l'enthalpie dépend uniquement de la température, l'expression $\frac{\partial H}{\partial t}$ peut être écrite

$$\frac{\partial H}{\partial t} = \frac{\partial H}{\partial T} \frac{\partial T}{\partial t} = \rho c_p \frac{\partial T}{\partial t}, \quad (3.20)$$

où ρ est la masse volumique et c_p est la chaleur massique.

L'Équation (3.19) est résolue par la méthode de Galerkin (Chung 1978), pour laquelle la condition d'orthogonalité est recherchée entre l'équation et une fonction résiduelle continue arbitraire v sur tout le domaine Ω , ce qui donne l'équation

$$\int_{\Omega} \left(\rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} \right) v d\Omega - \int_{\Omega} (\nabla k \nabla T) v d\Omega = \int_{\Omega} f v d\Omega, \quad (3.21)$$

L'Équation (3.19), intégrée par parties, donne

$$\int_{\Omega} \left(\rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} \right) v d\Omega - \int_{\Omega} k \nabla T \cdot \nabla v d\Omega + \int_{\partial\Omega} (k \nabla T) \cdot n v d\Gamma = \int_{\Omega} f v d\Omega. \quad (3.22)$$

L'intégrale de surface peut être écrite comme la somme de plusieurs termes:

$$\int_{\partial\Omega} (k \nabla T) \cdot n v d\Gamma = \int_{\Gamma_1} (k \nabla T) \cdot n v d\Gamma_1 + \int_{\Gamma_2} h_c (T - T_e) v d\Gamma_2 + \int_{\Gamma_3} \varepsilon \sigma T^4 v d\Gamma_3 - \int_{\Gamma_4} q v d\Gamma_4, \quad (3.23)$$

où $\Gamma_1, \Gamma_2, \Gamma_3$ et Γ_4 sont une partition de la surface totale $\partial\Omega$.

La surface Γ_1 correspond aux conditions aux limites de type Dirichlet, c'est-à-dire des températures imposées, dont la première intégrale est nulle. Les trois autres surfaces correspondent à des conditions aux limites de type Neumann et représentent respectivement la convection, le rayonnement et les flux de chaleur imposés. Les flux sont considérés positifs si le système en question reçoit de l'énergie (Jeanvoine et De Gayffier 1995).

Le flux de chaleur d'origine convective est régi par l'équation

$$q^c = -h_c (T - T_e) \quad (3.24)$$

et le flux de chaleur d'origine radiative émis par la surface Γ_3 est donné par

$$q^r = -\varepsilon \sigma (T^4 - T_e^4), \quad (3.25)$$

h_c étant le coefficient d'échange convectif; T la température; T_e la température à la surface considérée; ε l'émissivité et σ la constante de Stephan-Boltzmann.

La condition aux limites exprimée par l'Équation (3.25) peut être ramenée à une condition aux limites du type convection en faisant l'approximation suivante (Incropera et DeWitt 2002)

$$T^4 - T_e^4 = (T - T_e)(T^3 + T^2 T_e + T \cdot T_e^2 + T_e^3), \quad (3.26)$$

L'équation de transfert de chaleur présentée contient des conditions aux limites non linéaires et des propriétés thermophysiques qui varient avec la température et la masse

volumique. Les solutions analytiques sont disponibles uniquement pour les applications linéaires de géométries et conditions aux limites simples. L'unique façon d'obtenir une solution plus générale est l'utilisation des méthodes numériques. La méthode choisie ici est celle des éléments finis.

La solution de l'équation de transfert de chaleur par éléments finis est basée sur l'hypothèse que le solide est composé d'un ensemble d'éléments finis interconnectés par des points nœuds sur les surfaces des éléments. Les températures mesurées dans chaque élément sont supposées une fonction des températures des nœuds des éléments finis (Chung 1978; Bathe 1996). La méthode de Galerkin approxime la température par interpolation des valeurs nodales T_i (Chung 1978)

$$T(x, t) = \sum_{i=1}^n T_i(t) N_i(x), \quad (3.27)$$

où $N_i(x)$ est la fonction de forme associée au nœud i et n est le nombre de nœuds.

En substituant l'Équation (3.27) dans l'Équation (3.22) et en remplaçant la fonction v par les fonctions de forme $N_i(x)$, le système d'équations différentielles suivant est obtenu

$$\mathbf{C} \dot{\mathbf{T}} + \mathbf{K} \mathbf{T} = \mathbf{F}, \quad (3.28)$$

où \mathbf{C} est la matrice de capacité calorifique, \mathbf{K} est la matrice de conductivité thermique, $\dot{\mathbf{T}}$ est le vecteur de la dérivée temporelle de la température, \mathbf{T} est la température et \mathbf{F} est le vecteur de la puissance thermique.

Les éléments des matrices et des vecteurs de l'Équation (3.28) sont écrits sous la forme

$$c_{ij} = \int_{\Omega} \left(\rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} \right) N_i N_j d\Omega, \quad (3.29)$$

$$k_{ij} = \int_{\Omega} N_i (k \nabla N_j) d\Omega + \int_{\Gamma_2} h_c N_i N_j d\Gamma_2 + \int_{\Gamma_3} \epsilon \sigma T^3 N_i N_j d\Gamma_3, \quad (3.30)$$

$$f_i = \int_{\Omega} f N_i d\Omega + \int_{\Gamma_4} q N_i d\Gamma_4 + \int_{\Gamma_2} h_c T_e N_i d\Gamma_2. \quad (3.31)$$

3.4.3. Méthode Dupont II

La résolution du problème transitoire de transfert thermique (Équation 3.28) a été effectuée à travers le logiciel CASTEM2000 par l'approche de la méthode Dupont II (Dupont

et al. 1974). Selon Jeanvoine et DeGayffier (1995), cette famille d'algorithmes est non-itérative et inconditionnellement stable, présente une précision du second ordre en temps et est non-autodémarrant. En effet, la connaissance de T^0 et de T^1 est nécessaire au démarrage du calcul de T^1 . T^1 peut être calculé en utilisant un schéma à un pas de temps itératif. Cette algorithmes appartient à la famille de relations de schémas à deux pas de temps.

Pour démarrer le schéma de Dupont II à deux pas de temps (Dupont *et al.* 1974), la procédure thermique non linéaire itérative à un pas de temps téta-méthode est utilisée. La téta-méthode est caractérisée par une discrétisation de l'équation de la diffusion de la chaleur définissant la famille suivante

$$\mathbf{C}^* \dot{\mathbf{T}} + \mathbf{K}^* \mathbf{T} = \mathbf{F}^*, \quad (3.32)$$

où

$$\dot{\mathbf{T}} = \left(\frac{T^{n+1} - T^n}{\Delta t} \right), \quad (3.33)$$

$$\mathbf{T} = \theta T^{n+1} + (1 - \theta) T^n, \quad (3.34)$$

T^{n-1} est la température au temps n-1; T^n est la température au temps n; T^{n+1} est la température au temps n+1; Δt est le pas de temps; et a est un coefficient de relaxation $0 \leq \theta \leq 1$.

L'exposant * signifie que les matrices et le vecteur sont estimés soit à la température

$$T^* = (1 - b) T^{n-1} + b T^n, \quad (3.35)$$

soit au temps

$$t^* = (1 - b) t^{n-1} + b t^n, \quad (3.36)$$

Pour la famille téta-méthode, si $\theta = 0$ l'algorithme devient un schéma explicite, si $\theta = 0,5$ est appelé méthode de Crank-Nicolson et, si $\theta = 1$, elle devient un schéma implicite. Ce dernier est inconditionnellement stable (Patankar 1980).

Après avoir démarré le schéma, la méthode Dupont II est appliquée. Elle est caractérisée par la famille de relations suivantes (Dupont *et al.* 1974; Jeanvoine et De Gayffier 1995):

$$\mathbf{C}^* \dot{\mathbf{T}} + \mathbf{K}^* \mathbf{T} = \mathbf{F}^*, \quad (3.37)$$

où

$$\dot{\mathbf{T}} = \left(\frac{T^{n+1} - T^n}{\Delta t} \right), \quad (3.38)$$

$$\mathbf{T} = \left(\frac{1}{2} + a \right) T^{n+1} + \left(\frac{1}{2} - a \right) T^n + a T^{n-1}, \quad (3.39)$$

T^{n-1} est la température au temps n-1; T^n est la température au temps n; T^{n+1} est la température au temps n+1; Δt est le pas de temps; et a est un coefficient de relaxation $0 \leq a \leq 1$.

L'exposant * signifie que les matrices et le vecteur sont estimés soit à la température

$$T^* = (1-b)T^n + b(2T^n - T^{n-1}), \quad (3.40)$$

soit au temps

$$t^* = (1-b)t^n + b t^{n+1}, \quad (3.41)$$

b étant le coefficient de sous-relaxation $0 \leq b \leq 1$. Les valeurs des paramètres retenues pour effectuer les calculs numériques sont $a = 0,25$ et $b = 0,50$. Utilisant ces valeurs, la solution est non oscillante et précise dès les premiers pas de temps.

3.4.4. Paramètres du modèle

Les valeurs des propriétés thermiques affectent de façon importante les résultats de la modélisation du transfert thermique et de la combustion. La détermination de ces paramètres est la principale difficulté de la modélisation numérique des phénomènes de transfert thermique. Pour le bois, cette difficulté est liée à la dispersion des propriétés physiques du matériau et aux difficultés pratiques pour effectuer des mesures à températures élevées. Dans cette section, les données thermophysiques du modèle développé sont présentées. La détermination expérimentale des propriétés thermophysiques ne fait pas partie de ce travail. Les données utilisées étant collectées dans la littérature et estimées à partir des essais décrits dans la Section 3.3.

3.4.4.1. Chargement thermique

La valeur du chargement thermique adoptée dans la modélisation est celle de la charge thermique appliquée aux éprouvettes pendant les essais de carbonisation. Pour la configuration d'essai retenue, le panneau rayonnant utilisé produisait un flux de chaleur de 6 kW/m².

3.4.4.2. Conductivité thermique

Dans le bois, la conductivité thermique est directement dépendante de la masse volumique, de la teneur en eau du matériau et de la température. Pendant la pyrolyse, le bois se décompose en charbon et en gaz. Il y a des grandes différences entre les valeurs de conductivité thermique présentées dans la bibliographie car celles-ci dépendent de la nature de la source calorifique et de la montée en température utilisées pendant l'essai de caractérisation (Harmathy 1995).

Les valeurs de conductivité thermique adoptées pour la modélisation ont été ajustées de façon à minimiser les écarts entre les valeurs mesurées et celles calculées, définissant une conductivité effective (Sawaf, Ozisik et Jarny 1995; Yang 1998; Kim *et al.* 2003). Le Tableau 3-14 présente les conductivités parallèles (k_x) et perpendiculaires (k_y) aux fibres utilisées pendant la modélisation.

Tableau 3-14: Conductivité thermique du bois en fonction de la température.

T (°C)		20	120	150	200	250	290	300	350	1200
Figure 3-31	k_x	0,16	0,16	0,14	0,12	0,11	0,11	0,09	0,08	0,01
	k_y	0,24	0,24	0,23	0,22	0,21	0,21	0,18	0,18	0,01
Figure 3-32	k_x	0,16	0,16	0,14	0,14	0,14	0,12	0,11	0,10	0,01
	k_y	0,24	0,24	0,23	0,22	0,21	0,21	0,18	0,18	0,01

Les valeurs de conductivité thermique utilisées pour la tige en acier A36 ont été celles présentées par Milke (1995) et montrées dans le Tableau 3-15.

Tableau 3-15: Conductivité thermique de la tige en fonction de la température

T (°C)	-18,15	315,85	592,85	1092,85
k_{tige} (W/m.K)	51,0	42,7	34,8	26,0

3.4.4.3. Capacité calorifique

Les capacités calorifiques du bois et de la tige métallique ont également été considérées comme étant une fonction de la température. Les valeurs utilisées pour le bois sont celles présentées par Alves et Figueiredo (1989), celles utilisées pour la tige sont celles présentées par Milke (1995) pour l'acier A36 (Tableau 3-16).

Tableau 3-16: Capacité calorifique de la tige en fonction de la température

T (°C)	-18,15	398,85	592,85	1092,85
$c_{p \text{ tige}}$ (kJ/kg.K)	0,448	0,603	0,720	0,720

3.4.4.4. Masse volumique

Dans cette étude, la masse volumique est exprimée en fonction de la température pour les valeurs de perte de masse utilisées par Janssens (1994), et montrée sur la Figure 3-8. Cette évolution caractérise l'état de dégradation du matériau.

3.4.4.5. Chaleur volumique

La chaleur volumique (Q) permet de traduire le bilan énergétique des processus endo (évaporation d'eau) et exothermiques (oxydation pyrolyse) ayant lieu pendant la carbonisation du bois. Dans ce modèle, deux sources de chaleur volumiques sont considérées: la chaleur liée au phénomène endothermique de changement d'état de l'eau et la chaleur volumique associée à la pyrolyse du bois. Cette dernière étant estimée de façon à ajuster les courbes issues de la modélisation avec les courbes obtenues à partir des essais.

Ces sources de chaleur sont introduites dans la procédure de calculs pas à pas pendant une période de temps Δt ajustée par rapport aux données expérimentales selon le schéma de la Figure 3-30. L'activation de ces sources est réalisée lorsque la température moyenne de l'élément fini du modèle atteint une température prédéfinie. La température pour l'activation de la chaleur volumique de changement d'état de l'eau est considérée à 100 °C. La libération de chaleur par la source volumique est activée par la température aux deux moments où il existe des pics importants de libération d'énergie: un à 200 °C (Q'), et l'autre à 300 °C (Q''), d'après les essais réalisés en DTA (Beall et Eickner, 1970). Pour chacun des pics de libération d'énergie, le profil est le même que sur la Figure 3-30. Seuls Q_{\max} et Δt sont différents pour ajuster ce modèle aux données expérimentales.

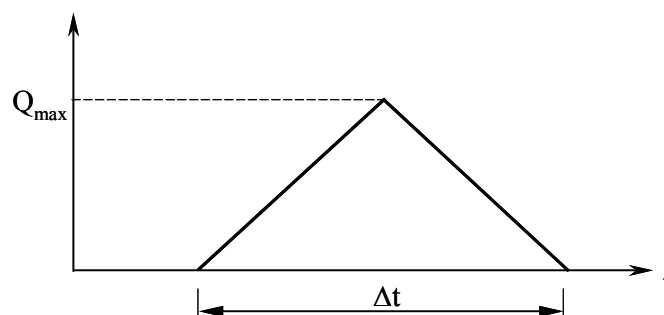


Figure 3-30: Schéma de la libération de la chaleur

La chaleur volumique liée au phénomène endothermique de changement d'état de l'eau (Q_{eau}) est

$$Q_{eau} = f(\rho_o, h, L_v) \quad (3.42)$$

où ρ_o est la masse volumique anhydre (kg/m^3); h est la teneur en eau; L_v est la chaleur latente de vaporisation (J/kg.K).

La chaleur latente de vaporisation (J/kg.K) utilisée dans ce travail est celle proposée par Siau (1984), *apud* Alves et Figueiredo (1989) pour une teneur en eau inférieure à 30 %.

$$L_v = 3348 - 13,085 \cdot h + 60,262 \cdot h^2 - 95,778 \cdot h^3 \quad (3.43)$$

La chaleur volumique associée à la pyrolyse du bois est considérée comme étant

$$Q_{bois} = f(\Delta\rho \cdot PCi), \quad (3.44)$$

où $\Delta\rho$ est la perte de masse du bois (kg/m^3); PCi est le pouvoir calorifique inférieur du bois sec (J/kg.K).

Les valeurs des sources volumiques de chaleur utilisées dans cette étude sont présentées dans le Tableau 3-17. Ces valeurs ont été choisies en fonction des données expérimentales obtenus pendant les essais décrits dans la Section 3.3 de façon à ajustée les le champ de température obtenu de la modélisation à celui originaire de l'expérimentation. Les masses volumiques (m_v) sont celles des éprouvettes essais.

Tableau 3-17: Paramètres utilisés pour la modélisation

Paramètres	Sans trou	Avec tige
m_v (kg/m^3)	456	444
Δt_1 (s)	1100	1200
Δt_2 (s)	800	800
Δt_3 (s)	1400	1200
Q_{eau} (kJ/m^3)	61600	59500
Q'_{bois} (kJ/m^3)	91600	89300
Q''_{bois} (kJ/m^3)	549800	535800

3.4.4.6. Absorptivité et émissivité des surfaces

L'absorptivité du panneau rayonnant est donnée à 0,89; l'émissivité de la surface noir des éprouvettes du bois est de 1,0.

3.4.4.7. Facteur de vue

Cette grandeur, comprise entre 0 et 1, prend en compte l'échange de radiations entre les surfaces. Le facteur de vue (F_{ij}) est défini comme étant la fraction du rayonnement quittant la surface i et qui est intercepté par la surface j .

Les facteurs de vue pour les différentes surfaces ont été calculés selon la configuration de l'essai et de l'éprouvette, utilisant les formules proposées par Incropera et DeWitt (2002). Le facteur de vue de la surface noire de l'éprouvette est 0,145.

3.4.4.8. Coefficient de convection

Le coefficient de convection (\bar{h}_c) dépend des propriétés thermiques du milieu où elle ont lieu, de la géométrie des corps ainsi que du régime d'écoulement. Ce dernier dépend du nombre de Reynolds. Le coefficient de convection pour les plaques verticales et en écoulement en régime laminaire est déterminé par les équations ci-dessous et les paramètres thermiques de l'air nécessaires pour les calculs présents sont fournis par le Tableau 3-18 (Incropera et DeWitt 2002).

$$\bar{h}_c = \frac{k \cdot \overline{Nu}_H}{H}, \quad (3.45)$$

$$\text{où } \overline{Nu}_H = \left\{ 0,825 + \frac{0,387 \cdot Ra_H^{\frac{1}{4}}}{\left[1 + \left(\frac{0,492}{Pr} \right)^{\frac{1}{4}} \right]^{\frac{8}{27}}} \right\}^2, \quad Ra_H = \frac{g \cdot \beta (T_s - T_\infty) H^3}{\nu \cdot \alpha}, \quad Pr = \frac{\nu}{\alpha}, \quad \beta = \frac{1}{T_f}, \quad T_f = \frac{T_s + T_\infty}{2},$$

k est la conductivité thermique (W/m.K), H est la hauteur du panneau rayonnant (m), g est la pesanteur (m/s^2), ν est la viscosité thermique de l'air (m^2/s), et α est la diffusivité thermique de l'air (m^2/s) et T_f est la température moyenne du film d'air (K).

Tableau 3-18: Propriétés thermophysiques de l'air à la pression atmosphérique (Incropera et DeWitt 2002)

T_f (K)	ρ (kg/m ³)	c_p (kJ/kg.K)	$\mu \cdot 10^7$ (N.s/m ²)	$\nu \cdot 10^6$ (m ² /s)	$k \cdot 10^3$ (W/m.K)	$\alpha \cdot 10^6$ (m ² /s)	Pr
250	1,3947	1,006	159,6	11,44	22,3	15,9	0,720
300	1,1614	1,007	184,6	15,89	26,3	22,5	0,707
350	0,9950	1,009	208,2	20,92	30,0	29,9	0,700
400	0,8711	1,014	230,1	26,41	33,8	38,3	0,690
450	0,7740	1,021	250,7	32,39	37,3	47,2	0,686
500	0,6964	1,030	270,1	38,79	40,7	56,7	0,684
600	0,5804	1,051	305,8	52,69	46,9	76,9	0,685
650	0,5356	1,063	322,5	60,21	49,7	87,3	0,690

D'après le fabricant du panneau rayonnant (Techonva 1993), la température maximale de la surface de l'équipement est de 900 K. Comme le panneau est très proche de l'éprouvette, le coefficient de convection du panneau est prépondérant à celui de l'éprouvette. L'évolution du coefficient de convection moyen en fonction de la température est montrée dans le Tableau 3-19. Le coefficient de convection déterminé pour la panneau rayonnant est de 8,64 W/m².K

Tableau 3-19: Coefficient de convection pour le panneau rayonnant.

T_f (K)	T_∞ (K)	T_s (K)	h_c (W/m ² .K)	Hauteur panneau (m)
300	295	305	3,65	0,240
350	295	405	6,80	0,240
400	295	505	7,72	0,240
450	295	605	8,16	0,240
500	295	705	8,42	0,240
600	295	905	8,64	0,240

3.4.5. Résultats et discussion

Dans cette section sont présentés les résultats obtenus par la modélisation de la carbonisation de l'éprouvette de bois exposée à la source de chaleur issue du panneau rayonnant. Deux cas sont modélisés: le cas de l'éprouvette sans trou (STR et STRF) et le cas de l'éprouvette avec tige (TN).

3.4.5.1. Modélisation d'une éprouvette sans trou

La Figure 3-31 présente la comparaison entre les courbes de températures issues des essais et celles issues de la modélisation par éléments finis. Ces dernières sont tracées en

lignes continues. La modélisation du phénomène de carbonisation du bois prenant en compte la conductivité thermique et les sources volumiques de chaleur semble être capable de reproduire le profil de températures obtenu pendant les essais. La modélisation n'est pas très efficace dans la représentation du phénomène exothermique qui a lieu à la fin des essais. L'augmentation de la température près de la surface est liée à l'énergie fournie par la combustion du bois à l'intérieur de l'éprouvette. L'estimation exacte de cette source calorifique est difficile à cause de l'hétérogénéité du bois. Cependant, les propriétés thermiques choisies pour le modèle semblent adéquates.

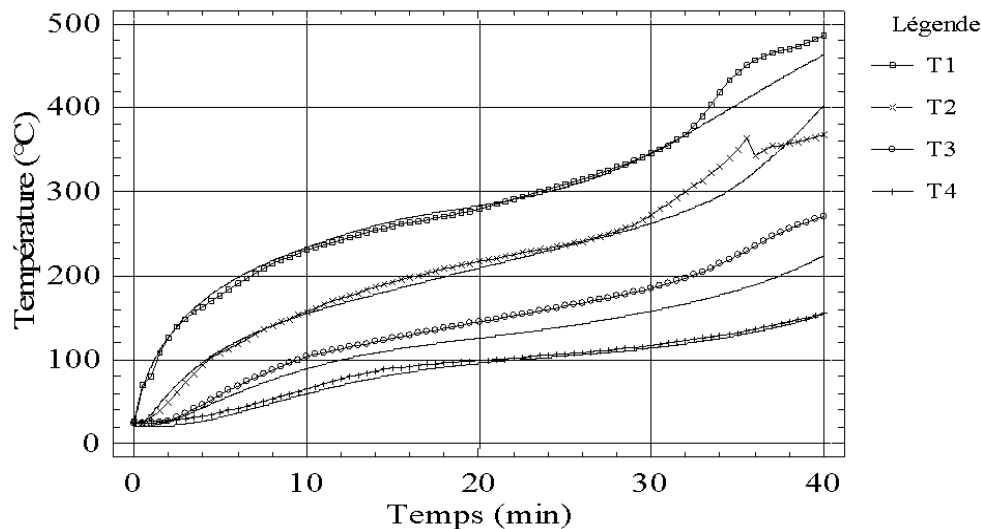


Figure 3-31: Courbes de température de l'éprouvette STR01 et de la modélisation par éléments finis

3.4.5.2. Modélisation d'une éprouvette avec tige

La Figure 3-32 présente la comparaison entre les courbes de températures issues des essais et celles issues de la modélisation par éléments finis, ces dernières étant tracées en lignes continues. Les résultats obtenus par simulation numérique ne présentent pas la même corrélation que celle obtenue pour les éprouvettes sans tige. Celle-ci est probablement liée à l'existence d'une complexité plus importante provoquée par la présence de la tige et la diffusion de l'eau dans de cette région.

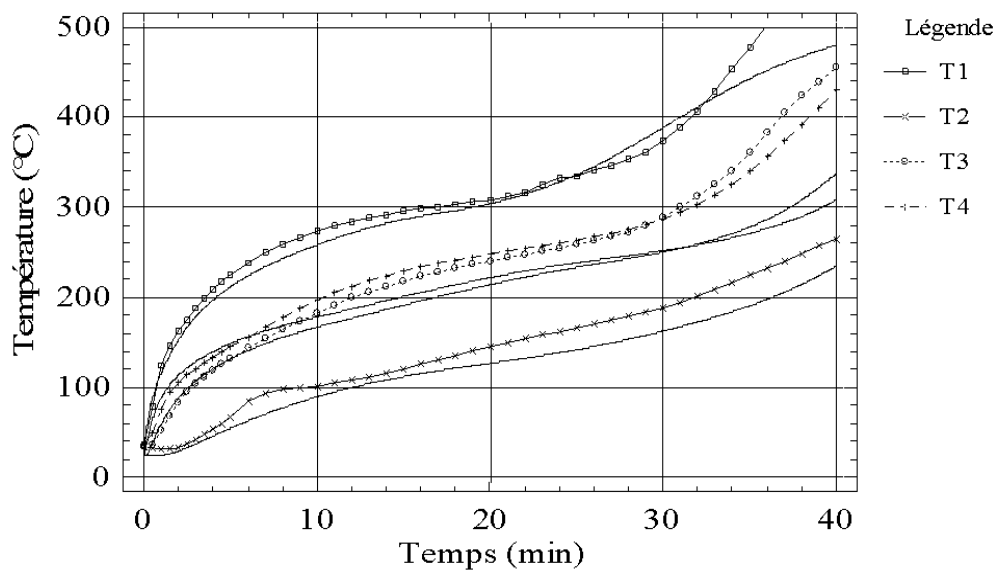


Figure 3-32: Courbes de température de l'éprouvette TN01 et de la modélisation par éléments finis

La Figure 3-33 présente les isothermes pour l'éprouvette TN01. L'éprouvette a été considérée comme étant symétrique par rapport la tige, seul la sa moitié a été modélisée. Elles ont la même allure que le profil obtenu pendant les essais, et qui est montrée par les Figures 3-20 et 3-21. Le modèle arrive également à reproduire un tronc de cône de bois non carbonisé autour de la tige et le ménisque au bord de l'éprouvette.

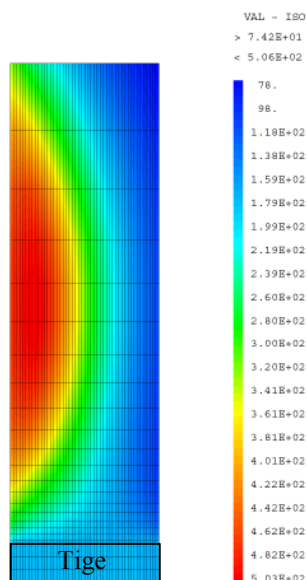


Figure 3-33: Isothermes de l'éprouvette TN01 issues de la modélisation par éléments finis

3.5. CONCLUSIONS PARTIELLES

La connaissance du taux de carbonisation du bois et du profil de température à l'intérieur d'un élément structurel est essentielle pour l'estimation de la résistance au feu des structures bois. Le taux de carbonisation permet le calcul de l'épaisseur de la couche de charbon, et ainsi l'estimation de la quantité de matériau qui n'apporte aucune résistance mécanique. Le profil de températures permet de considérer l'influence de la température sur les propriétés mécaniques du matériau. Ainsi, il est possible connaître, avec précision, la réduction totale de la résistance mécanique liée à un incendie.

L'objectif principal de cette section était d'étudier la carbonisation du bois en envisageant l'utilisation de ces informations dans la modélisation des assemblages bois. Pour ce faire, une étude expérimentale a été réalisée avec des éprouvettes ayant des singularités qui simulaient un assemblage boulonné. Cette étude a permis de comprendre le rôle des trous et des tiges pendant un processus d'incendie et d'obtenir des données fiables pour mettre en place la modélisation.

Ainsi, les taux de carbonisation du bois et les profils de températures obtenus ont été utilisés pour calibrer le modèle numérique à travers la détermination des propriétés thermiques effectives. La validation des propriétés obtenues a été réalisée pour comparaison avec les données bibliographiques.

Le modèle numérique simplifié a permis l'obtention des profils de températures à l'intérieur du matériau et les courbes de températures issues de la simulation numérique présentent une très bonne corrélation avec celles issues des essais. Il peut être supposé que les propriétés thermiques estimées par la modélisation sont proches de la réalité. De même, les propriétés thermiques estimées par la modélisation de la carbonisation semblent adéquates.

Les sources volumiques de chaleur prises en compte pour simuler l'évaporation de l'eau ou de la résine, et la production de chaleur lors de la combustion du bois fournissent des résultats cohérents et proches des mesures expérimentales, permettent de valider ce choix.

Les résultats issues de ce modèle (champs de températures) seront utilisés en intégrant l'influence de la température sur les propriétés mécaniques du bois pour prédire le comportement à haute température des assemblages bois-métal.

4. ASSEMBLAGES BOIS

4.1. INTRODUCTION

Le comportement des matériaux face à la température est généralement fonction de l'intensité de l'échauffement et du temps d'exposition à la chaleur. L'effet immédiat de l'exposition des matériaux à un flux de chaleur est l'augmentation de leur température. L'augmentation de la température provoque une série de changements dans le matériau, certains étant réversibles et d'autres non. Cette réversibilité est liée à la nature du matériau et au niveau de température auquel il est exposé. Si le matériau est combustible comme le bois, il va se dégrader, se décomposer, et voir ses propriétés altérées définitivement à cause de la chaleur, comme cela a été montré dans les Chapitres 2 et 3.

En général, les assemblages des structures en bois sont constitués par deux groupes de matériaux: ceux qui brûlent, le bois, et ceux qui ne brûlent pas, le métal. Si la température n'est pas trop élevée, les changements des propriétés des métaux sont réversibles tels que les changements de dimension et de forme, les changements des propriétés thermophysiques (la conductivité thermique, la capacité calorifique, la densité) et les changements des propriétés mécaniques (la résistance mécanique, le module d'élasticité).

L'objectif principal de ce chapitre est l'étude du comportement au feu des assemblages bois. Cette étude est divisée en trois parties. La première partie consiste en une étude bibliographique sur les types d'assemblages bois, sur le comportement et la modélisation des assemblages du type broche, et sur le calcul des assemblages selon l'Eurocode 5. La deuxième partie comprend une étude expérimentale sur le comportement à chaud des assemblages monotige bois-métal. La troisième partie est constituée par la modélisation du comportement au feu de ces assemblages, en utilisant les informations précédentes et celles des Chapitres 2 et 3.

4.2. ÉTUDE BIBLIOGRAPHIQUE

4.2.1. Types d'assemblages

L'assemblage est défini comme tout dispositif permettant d'assurer la liaison et le transfert d'efforts entre les éléments d'une structure. Les assemblages en structure bois transmettent les efforts entre les éléments par des tiges métalliques, connecteurs, embrèvements ou adhésifs, lesquels sont utilisés de façon isolée ou simultanée. Chacun des moyens utilisés a sa propre fonction: transmettre les efforts du bois, soit directement entre pièces, soit vers un organe de répartition; répartir et transmettre les efforts entre organes ou matériaux d'assemblage; maintenir le dispositif d'assemblage; supprimer les déplacements entre les organes d'assemblages et le bois; renforcer localement le bois dans la zone d'assemblage (Le Govic 1995).

Le type d'élément utilisé dans les assemblages et la façon dont ils sont disposés dans la liaison vont déterminer la géométrie de l'assemblage. Et c'est la géométrie choisie qui va déterminer le comportement des assemblages. D'après Jodin (1996), sans tenir compte de l'arrangement spatial, trois types d'assemblages sont remarquables selon leur mode de fonctionnement: les assemblages rigides, où tout déplacement relatif d'un élément par rapport à l'autre est interdit; les assemblages semi-rigides qui autorisent de faibles déplacements relatifs de leurs composants; les assemblages articulés qui autorisent de mouvements relatifs importants des éléments assemblés. Le mode de fonctionnement des assemblages est directement lié au type d'efforts auxquels ils résistent. Le blocage des déplacements génère des efforts internes au sein de l'assemblage, lesquels sont transmis aux éléments adjacents (Figure 4-4).

Les assemblages rigides, tels que les assemblages collés (Figure 4-1), n'autorisent aucun déplacement relatif dans le plan des éléments qu'ils unissent. De cette façon, des efforts normaux, tranchants et des moments fléchissants sont transmis. Leur comportement mécanique est du type fragile et leur module de rigidité est élevé et proche de celui des éléments qu'ils assemblent.

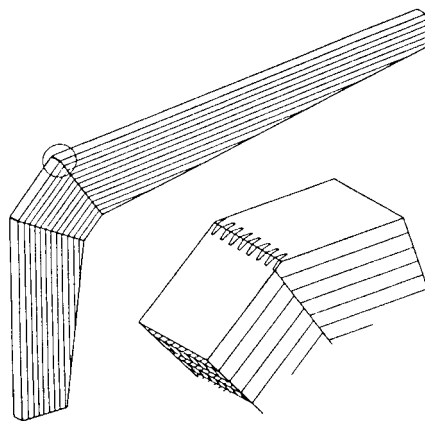


Figure 4-1: Exemple d'un assemblage rigide (Le Govic 1995)

Les assemblages semi-rigides sont le type le plus représentatif des assemblages rencontrés et utilisent généralement de pièces de liaison (Figure 4-2). Ils présentent une rigidité inférieure à celle des éléments assemblés mais suffisante pour transmettre des efforts importants. Leur ductilité est assez importante.

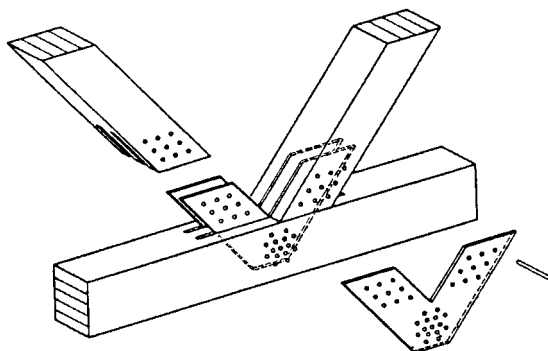


Figure 4-2: Exemple d'un assemblage semi-rigide (Le Govic 1995)

Contrairement aux assemblages rigides, les assemblages articulés permettent une rotation relative entre les pièces, transmettant seulement des efforts normaux et tranchants. Ils permettent de réaliser des structures, soit hyperstatiques, soit isostatiques

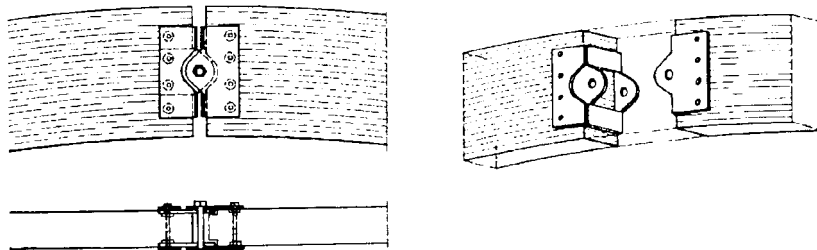


Figure 4-3: Exemple d'un assemblage rotulé (Le Govic 1995).

Selon le type de transmission des efforts entre les éléments assemblés, les assemblages peuvent être classés en trois groupes (Le Govic 1995): transmission directe; transmission par juxtaposition et transmission indirecte. Les assemblages appartenant au groupe de

transmission directe n'ont pas d'organes d'assemblage entre les pièces de bois. Ils transmettent uniquement des efforts de compression et de cisaillement. Les assemblages du groupe de transmission par juxtaposition possèdent une surface de recouvrement commune à toutes les pièces assemblées. Ce type d'assemblage peut transmettre des efforts de traction et de compression, de cisaillement et de flexion avec l'aide des organes d'assemblage et des adhésifs. À l'inverse des assemblages de transmission par juxtaposition, les assemblages de transmission indirecte ne possèdent pas de surface de recouvrement des pièces assemblées et les efforts de traction, de compression, cisaillement et de flexion sont transmis par des éléments métalliques ou des colles.

Les assemblages juxtaposés sont composés à la base par deux pièces de bois juxtaposées et par un organe connecteur. Cet organe est sollicité en cisaillement dans le plan de contact des deux pièces en bois, lequel est dorénavant appelé plan de cisaillement. L'organe est responsable de la transmission des efforts entre les pièces.

Selon le nombre de plans de cisaillement ou de pièces, ces assemblages peuvent être classés en trois groupes: assemblage en cisaillement simple, en cisaillement double et en cisaillement multiple. Dans les assemblages en cisaillement simple, les organes de connexion sont sollicités uniquement dans un plan de cisaillement qui est formé par les deux surfaces juxtaposées des deux pièces assemblées. Dans les assemblages en cisaillement double, les organes sont sollicités par deux plans de cisaillement formés entre les trois pièces assemblées. Enfin, dans les assemblages en cisaillement multiple, les organes sont sollicités par un nombre de plans supérieur à deux, par conséquent, formés par plus de trois pièces juxtaposées. Le nombre de plans de cisaillement dépend fortement du niveau de charge que l'assemblage doit transmettre.

La transmission des efforts est maintes fois effectuée à travers des plaques métalliques de 5 à 20 mm d'épaisseurs selon la Figure 4-2.

Géométrie	Effort normal		Effort tranchant	Moment fléchissant

Figure 4-4: Classification des assemblages selon leur géométrie et le type d'effort à transmettre (Le Govic 1995)

Dans ce travail, la recherche est centrée sur le comportement des assemblages par juxtaposition liée par des organes du type tige. La rigidité de ce type d'assemblage dépend du type d'organe assembleur, de son mode d'insertion dans les bois, de ses dimensions, de la loi de comportement du matériau qui le constitue et du nombre d'organes participant à l'assemblage.

4.2.2. Comportement des assemblages

La loi de comportement des assemblages bois est influencée par les propriétés intrinsèques du bois et des organes, la constitution des liaisons (bois-bois, bois-métal), la configuration géométrique et la nature des sollicitations transmises. De nombreuses configurations d'assemblages peuvent exister grâce aux multiples façons de transmettre les efforts entre les éléments. Le type des organes utilisés pour la connexion des pièces: tiges métalliques, connecteurs, emboîtement ou adhésifs, utilisés de façon isolée ou simultanée, et la façon dont ils sont disposés dans la liaison, vont déterminer la géométrie, par conséquent les efforts transmis et le comportement des assemblages. Cependant, grâce aux études des assemblages monotiges, des phénomènes mécaniques communs à tous les assemblages ont été mis en évidence (Wilkinson 1978, 1980, 1986, 1991, 1992 et 1993; Soltis et Wilkinson 1987, 1991, 1997; Wilkinson et Rowlands 1981).

L'assemblage unitaire permet d'illustrer comment les efforts transitent par les pièces. L'assemblage bois-métal en double cisaillement est soumis à un effort de traction. Chacune des pièces latérales exerce une pression sur la zone de contact entre la tige et le trou. La tige subit alors des charges réparties de façon plus ou moins uniformes. Sur la pièce centrale, c'est

la tige qui exerce une pression sur la zone de contact entre elle et le trou. Les zones de contact peuvent augmenter avec la progression de la charge. Si l'ensemble est en équilibre, les résultantes des forces issues des pressions et les résultantes des moments agissant sur la tige sont nulles.

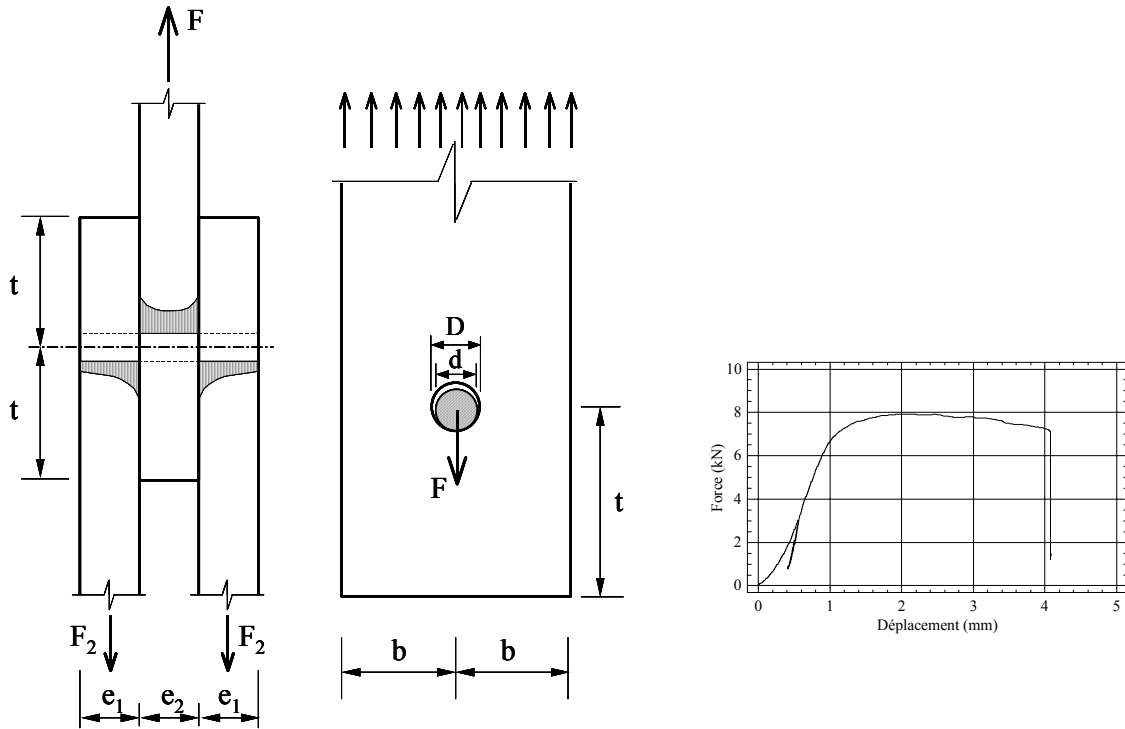


Figure 4-5: Géométrie d'une liaison par boulon

L'augmentation progressive de la charge F montre que, en dehors d'une phase initiale de mise en charge de l'assemblage, il y a d'abord un comportement linéaire, suivit d'une phase de transition vers la phase plastique et finalement la phase plastique qui emmène à la rupture. La phase de mise en charge présente une petite partie non-linéaire correspondant au rattrapage des jeux et des petites plastifications provoquées par des contraintes élevées originaires des aspérités ou des imperfections d'usinage. La phase linéaire qui suit celle de mise en charge provient du comportement élastique de l'ensemble des parties constitutives de l'assemblage. Cette réaction peut être plus ou moins développée en fonction des niveaux de contraintes auxquels sont soumis les différents éléments.

À partir d'un niveau de charge, le comportement de l'assemblage est non linéaire. Cela est dû à des déformations irréversibles qui se produisent dans tout ou une partie de l'assemblage, dans le bois ou dans la tige. Le bois s'écrase dans les régions voisines des zones de contact avec la tige. Ce phénomène est à l'origine de l'effondrement de la structure fibreuse du bois qui a été constaté dans la Section 2.4.2.2, laquelle analyse le comportement

des courbes force-déplacement issues des essais de portance. La tige présente également une courbure qui peut devenir importante. La déformation subie par la tige est couplée à un enfoncement du bois le long de celle-ci. Ce fait montre que le fonctionnement de la tige est principalement conditionné par la compatibilité des déformations au sein de l'assemblage. La résistance en flexion de la première est une caractéristique importante sur le comportement de la seconde. En résumé, ces constatations montrent que la tige a le comportement global d'une poutre subissant des charges non uniformes induites par les déformations anélastiques des deux matériaux (Humphrey et Ostman 1989).

À partir d'un niveau de charge, les déformations peuvent conduire à des fissurations partielles qui, sans mettre en péril l'assemblage lui-même, modifient son comportement. Cependant, si les charges dépassent certaines limites, les fissures conduisent à la rupture de l'assemblage.

4.2.3. Rupture des assemblages monotiges

La conception et le dimensionnement des assemblages doivent garantir un niveau minimal de résistance. Le comportement complexe du bois et la grande variabilité de ses propriétés mécaniques ont privilégié la conception de l'état limite. Le bois dans la zone d'assemblage doit permettre le transfert de charges et contenir les efforts apportés par les organes afin d'empêcher la rupture fragile et de permettre la ductilité. Ces considérations ont donc conduit à la détermination des distances minimales aux rives et aux abouts de pièces ainsi que les espacement entre les organes (Wilkinson et Rowlands 1981; Rowlands *et al.* 1982; Hirai 1983; Reshke *et al.*).

Wilkinson et Rowlands (1981), Rowlands *et al.* (1982) et Hirai (1983) ont mis en évidence deux états de contrainte dans la région du talon (t) (Figure 4-5): la traction perpendiculaire aux fibres et le cisaillement. Ces contraintes augmentent d'intensité avec la réduction du talon. Elles sont normalement observées sur l'axe de symétrie de la pièce. Cependant, la localisation de la contrainte en cisaillement maximale s'éloigne de l'axe de symétrie avec la diminution du talon. Cet état de contraintes explique la phénoménologie des ruptures. Cependant, ces études ne considèrent pas l'apparition de la plasticité sous l'organe. Les études paramétriques menées sur la longueur du talon montrent que la contrainte de traction perpendiculaire diminue très fortement lorsque celui-ci est allongé.

Trois types principaux de ruptures peuvent être observés lorsque l'assemblage est sollicité en traction parallèle aux fibres dont les caractéristiques sont montrées dans la Figure 4-6.

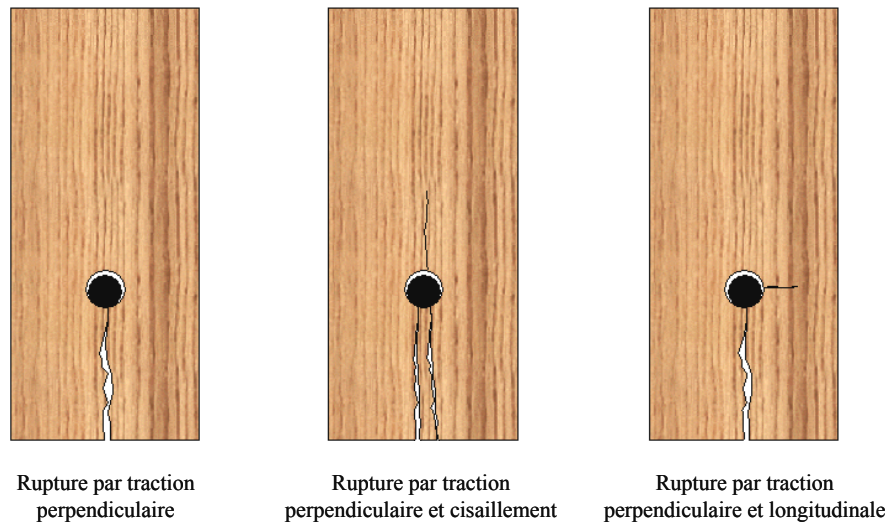


Figure 4-6: Ruptures observées dans les assemblages monotiges en traction longitudinale

L'Eurocode 5, afin d'assurer ces hypothèses, détermine des distances minimales aux rives et aux abouts à respecter. Ces distances sont déterminées en fonction de la direction de la force appliquée par rapport aux fibres du bois. Les Figures 4-7 et 4-8 présentent respectivement les distances aux rives et aux bords d'une extrémité d'assemblage, dont les valeurs minimales sont données dans les Tableaux 4-1 et 4-2. Les valeurs des distances sont différentes par exemple entre les assemblages avec tiges et ceux utilisant des boulons avec rondelles.

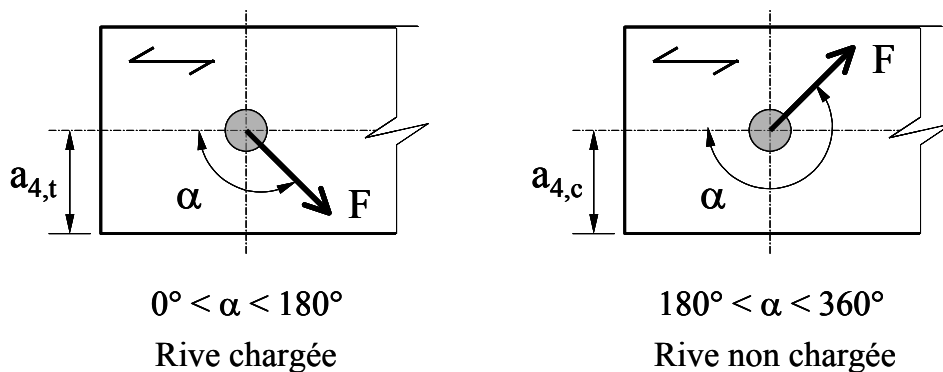


Figure 4-7: Distances aux rives selon l'Eurocode 5

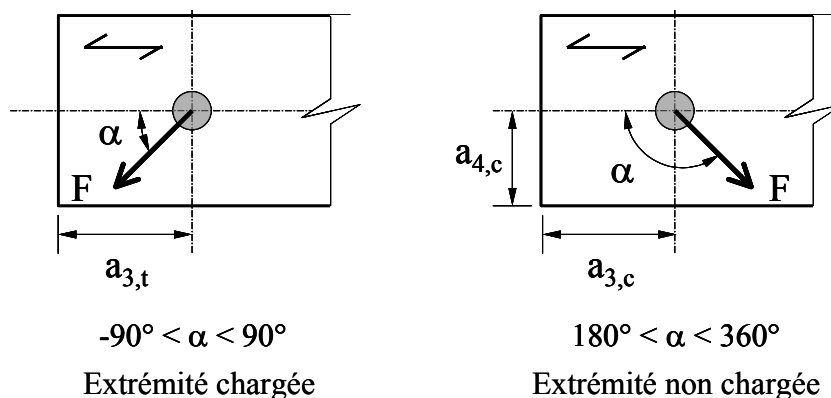


Figure 4-8: Distances aux abouts selon l'Eurocode 5

La Figure 4-9 présente les espacements parallèle et perpendiculaire au fil pour les assemblages avec tige ou broche, dont les valeurs minimales à respecter sont spécifiées dans les Tableaux 4-1 et 4-2.

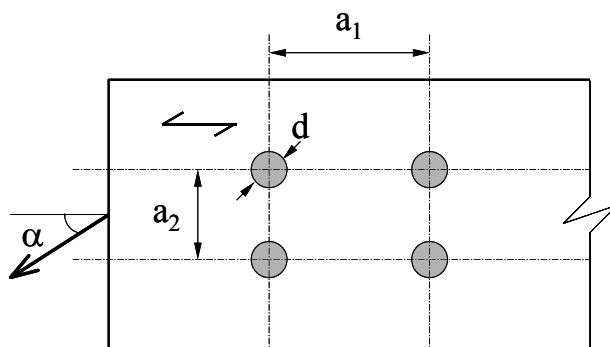


Figure 4-9: Espacements parallèle et perpendiculaire au fil selon l'Eurocode 5.

Tableau 4-1: Valeurs minimales des espacements et des distances pour les broches.

Espacement	Sens de l'effort	Distance minimales
A_1	Parallèle au fil	$(3+4 \cdot \cos \alpha) \cdot d$
A_2	Perpendiculaire au fil	$3d$
$A_{3,t}$	$90^\circ \geq \alpha \geq -90^\circ$	Max [7d; 80 mm]
$A_{3,c}$	$210^\circ \geq \alpha \geq 150^\circ$	$3d$
	$150^\circ \geq \alpha \geq 90^\circ$	Max [$a_{3,t} \cdot \sin \alpha $]; $3d$]
	$270^\circ \geq \alpha \geq 210^\circ$	Max [$a_{3,t} \cdot \sin \alpha $]; $3d$]
$A_{4,t}$	$180^\circ \geq \alpha \geq 0^\circ$	Max [(2+2 · sin α) · d]; $3d$]
$A_{4,c}$	Autres valeurs de α	$3d$

Tableau 4-2: Valeurs minimales des espacements et des distances pour les boulons.

Espacement	Sens de l'effort	Distance minimales
A ₁	Parallèle au fil	$(4+3 \cdot \cos \alpha) \cdot d$
A ₂	Perpendiculaire au fil	4d
A _{3,t}	$90^\circ \geq \alpha \geq -90^\circ$	Max [7d; 80 mm]
A _{3,c}	$210^\circ \geq \alpha \geq 150^\circ$	4d
	$150^\circ \geq \alpha \geq 90^\circ$	Max [(1+6 · sin α) · d; 4d]
	$270^\circ \geq \alpha \geq 210^\circ$	Max [(1+6 · sin α) · d; 4d]
A _{4,t}	$180^\circ \geq \alpha \geq 0^\circ$	Max [(2+2 · sin α) · d; 3d]
A _{4,c}	Autres valeurs de α	3d

Dans une situation d'incendie, le projet de norme prEN 1995-1-2 (2002) préconise que les distances aux rives et aux abouts soient augmenter afin de garantir la résistance mécanique des assemblages pendant une durée pré-déterminée.

4.2.4. Modélisation du comportement des assemblages monotige

La capacité de charge des assemblages monotige bois-bois ou bois-métal est déjà bien établie. Dans la tentative de maîtriser le comportement des assemblages et de déterminer la charge du projet, plusieurs théories ou méthodes ont été développées tant analytiquement que numériquement. Les plus remarquables sont celles de Johansen (1949), *apud* Larsen (1973), et d'une poutre sur une fondation continue (Kuenzi 1955; Hirai et Sawada 1982; Hirai 1983; Bléron 2000).

4.2.4.1. Théorie de l'analyse limite

L'application de la théorie de l'analyse limite pour la détermination de capacité de charge des assemblages monotige en cisaillement simple ou double a été initialement réalisée par Johansen (1949). Cette théorie suppose, du point de vue des matériaux, un comportement rigide parfait pour le bois et pour l'acier. Dans l'assemblage, les déformations élastiques de la tige sont négligées. Elle présente seulement des déplacements rigides entre les tronçons délimités par l'apparition des rotules plastiques. Le principe de la méthode consiste à chercher parmi tous les modes admissibles de déformation cinématique (Figure 4-10) celui qui engendre l'effort résultant minimal sur les pièces.

Plus tard, Larsen (1973) a étendu le modèle parfaitement plastique pour décrire la charge de plastification pour chaque mode de rupture où les pièces de bois ont des propriétés

différentes. Le modèle utilise la géométrie de l'assemblage, la limite élastique de la tige et la résistance à l'enfoncement du bois pour prévoir la charge de rupture de l'assemblage. La limite de cette théorie est qu'elle prévoit seulement la charge de rupture et ne fait aucune description de la rigidité de l'assemblage ou du déplacement pendant la rupture. L'Eurocode 5 utilise ces équations pour déterminer les charges de rupture.

D'après cette théorie, la rupture des assemblages en cisaillement est classée selon trois modes: mode I, mode II et mode III. Pour les assemblages bois sur bois en cisaillement simple, ces trois modes sont répartis selon six possibilités d'effondrement identifiées dans la Figure 4-10. Dans le mode I, le diamètre de la tige est assez rigide pour qu'elle reste droite pendant la rupture de l'assemblage. Si une pièce est plus mince que l'autre, la rotation de la tige (Figure 4-10c) sera évitée et la rupture sera selon les Figures 4-10a et b, où la tige est soumise à un déplacement parallèle dans la pièce la plus faible. Les ruptures du mode II et III interviennent si la charge sur la tige devient plus grande que celle de la rupture du mode I. Le mode II de rupture entraîne la plastification de la tige en seulement un point (Figures 4-10 d-e) tandis que le mode III de rupture provoque la plastification de tige dans chaque pièce (Figure 4-10f).

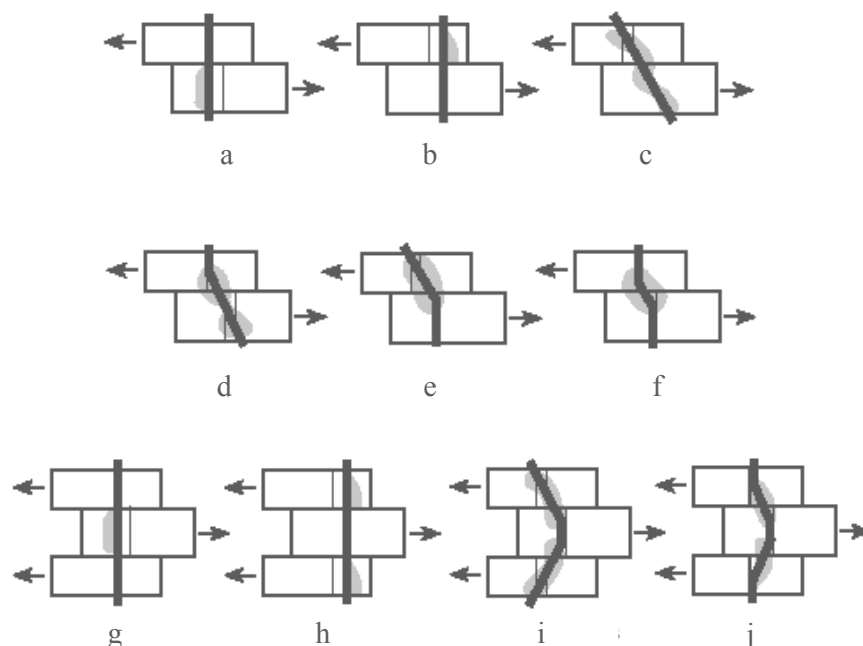


Figure 4-10: Modes de ruine plastique possibles pour un assemblage monotige bois en simple et double cisaillement

Pour les assemblages bois métal en cisaillement simple avec une plaque métallique mince, c'est-à-dire, l'épaisseur de la plaque étant inférieure ou égale à la moitié du diamètre

de la tige, les types de rupture sont ceux des Figures 4-10c et d. Dans le cas d'une plaque métallique épaisse, les types de rupture sont ceux des Figures 4-10e et f.

Pour les assemblages bois sur bois en cisaillement double, quatre types d'effondrement sont identifiés (Figures 4-10g à j). Si la tige est rigide, la plastification se produira par d'écrasement de la plaque centrale (Figure 4-10g) ou de chaque pièce latérale (Figure 4-10h). Ce type de rupture est classé dans le mode I. Si la tige n'est pas suffisamment rigide, elle va plastifier soit dans la zone de la pièce centrale (Figure 4-10i, rupture du mode II) soit dans les zones des trois pièces (Figure 4-10j, rupture du mode III).

La valeur de la charge d'effondrement de chaque mode de déformation est déterminée à partir des équations d'équilibre du diagramme de corps libre de la tige dans la situation d'effondrement. Cette approche a été développée pour un organe isolé et parfois elle ne fonctionne plus pour un assemblage multi-assembleurs, parce que les modes de rupture prévus par la théorie de Johansen changent en fonction de la configuration géométrique de l'assemblage. Dans les assemblages réels, le comportement local de chaque tige et les interaction entre les tiges affectent la réponse globale de l'assemblage et son état limite (Cramer 1968; Wilkinson 1980, 1986; Rowlands *et al.* 1982; Soltis et Wilkinson 1987; Yasamura *et al.* 1987; Blackie et Chutima 1996; Bocquet 1997; Jorissen 1997; Moss 1977; Quenneville 1997).

4.2.4.2. Modèle de poutre sur appuis continus

Parmi les chargements complexes qui s'appliquent sur la tige, ce sont les charges radiales qui engendrent les déformations les plus remarquables. L'élançement important, qui caractérise les tiges, et les courbures qu'elles adoptent lors de chargement permettent d'assimiler leur comportement à celui de poutres sur appuis continus. Kuenzi (1951) a initialement proposée cette approche pour la détermination de la déformation d'une assemblage monotige. En résolvant analytiquement l'équation différentielle pour la courbe de déflexion d'une poutre en appui sur une fondation continue (Équation 4.1), il a déterminé la déformation de l'assemblage où le bois ou la tige uniquement atteint la limite de proportionnalité. Le développement de cette méthode est basé sur les hypothèses suivantes: la tige est une poutre appuyée sur une fondation élastique telle que la déflexion de la tige est limitée par la pression proportionnelle à la déflexion en un point quelconque; cette pression

peut agir dans les deux sens, de bas en haut et de haut en bas; la fondation ne transmet aucun cisaillement; le frottement entre les membres de l'assemblage est négligeable; la traction ne se développe pas entre les membres et la tige; il n'y a pas de jeu entre la tige et le bois.

$$EI \frac{d^4 y}{dx^4} = -ky, \quad (4.1)$$

où EI est la rigidité de la poutre, c'est-à-dire de la tige; y est la déflexion au point x; k est le module de la fondation; $k = E_{\text{fondation}} \frac{D}{D_f}$; $E_{\text{fondation}}$ est le module d'élasticité en compression parallèle ou perpendiculaire aux fibres; D est le diamètre de la tige et D_f est la profondeur de la fondation.

Plus tard, avec des méthodes numériques, Hirai et Sawada (1982) et Hirai (1983, 1985) ont étendu cette formulation pour représenter le comportement des assemblages avec le bois (fondation) et la tige en régime élastoplastique. Cette méthode a été initialement développée pour des assemblages monotiges avec plaques métalliques parallèles dont la courbe charge-déplacement et la résistance de plastification du bois étaient linéarisées. L'extension de la méthode est basée sur une déformation symétrique de la tige et une déformation négligeable de la tige dans les plaques métalliques. Cette méthode a été utilisée pour déterminer le rapport charge-glissement des assemblages bois-métal. Les résultats obtenus ont été comparés aux résultats expérimentaux, validant le modèle pour l'estimation de la résistance latérale de l'assemblage bois.

Bléron (2000) a utilisé cette méthode pour prédire le seuil et la rigidité d'un assemblage monotige multi-bois ou multi-plaques. Son modèle numérique prend en compte la loi de comportement phénoménologique de l'acier, les différents jeux fonctionnels ainsi que la loi d'enfoncement du bois.

En ce qui concerne l'étude thermique des assemblages bois, seul les travaux de White *et al.* (1993) de Aicher *et al.* (1998) ont été trouvés. Le travail de White *et al.* (1993) à modéliser le comportement au feu des treillis bois connectés par des plaques métalliques. Par contre le travail de Aicher *et al.* (1998) consiste en une étude expérimentale et numérique sur la distribution de la température dans du lamellé-collé avec un goujon collé ressortant. Néanmoins, les températures sont limitées entre 20 à 50 °C.

Dans le présente travail, le comportement au feu des assemblages monotige est modélisé en utilisant l'approche numérique de la poutre sur un appui élasto-plastique développé par Bléron (2000) et décrite en détail dans la Section 1.1.

4.2.5. Calcul des assemblages brochés selon l'Eurocode 5

La géométrie d'un assemblage, les propriétés mécaniques des matériaux et la quantité de boulons déterminent la capacité de charge d'un assemblage et le type de rupture. La prévision de la capacité de charge des assemblages à tige selon l'Eurocode 5 est basée sur la théorie de l'analyse limite, laquelle est décrite de façon abrégée dans la section précédente. Il a été supposé que la quantité de bois sous la tige soit suffisante pour atteindre la plastification et ainsi éviter une rupture fragile (Cramer 1968; Wilkinson 1980, 1986; Rowlands *et al.* 1982; Soltis et Wilkinson 1987; Yasamura *et al.* 1987; Blackie et Chutima 1996; Bocquet 1997; Jorissen 1997; Moss 1977; Quenneville 1997).

Si les espacements minimaux prescrits par les Tableaux 4-1 et 4-2 sont respectés et la résistance caractéristique déterminée selon les modes de rupture de la théorie d'analyse limite, la valeur de calcul de la capacité résistante d'un assemblage aux états limites ultimes est établie par la relation

$$R_d = \frac{k_{\text{mod}} R_k}{\gamma_{M_i}}, \quad (4.2)$$

où k_{mod} est le coefficient de minoration qui dépend de la classe de service et de la durée de la charge afin de prendre en compte l'effet du fluage et de la fatigue; γ_{M_i} est le coefficient de sécurité de l'assemblage (il varie de 1,1 à 1,3 selon le type d'assemblage); R_k est la capacité résistante caractéristique, obtenue expérimentalement, correspondant au fractile de 5% de la distribution de la résistance.

Le module instantané de déformation K_u est pris égal à

$$K_u = \frac{2}{3} K_{\text{ser}}, \quad (4.3)$$

où K_{ser} est le module instantané de glissement déterminé à partir des courbes force-déplacement obtenues par des essais de portance (Section 2.4). Cependant, l'Eurocode 5 propose des valeurs pour le module instantané de glissement selon le type d'organes d'assemblage et indépendantes des axes d'orthotropie. Ces valeurs sont données par plan de cisaillement et par organe et peuvent être visualisées dans le Tableau 4-3. Il a été remarqué

que cette norme propose un seul module instantané de glissement K_{ser} supposant donc que l'assemblage a un fonctionnement isotrope, ce qui n'est pas vrai comme démontré par les travaux de Valle (1999) et Bléron (2000). Le bois présente des comportements mécaniques différents selon les axes d'orthotropie.

Tableau 4-3: Module instantané de glissement par plan de cisaillement et par organe

Type d'organe d'assemblage	Module de glissement instantané en N/mm (K_{ser})
Broches, vis, pointes avec avant-trou	$\rho_k^{1,5} \frac{d}{20}$
Pointes sans avant-trou	$\rho_k^{1,5} \frac{d^{0,8}}{25}$
Boulons	$\rho_k^{1,5} \frac{d}{15}$

ρ_k en kg/m^3 et d en mm

Pour une situation d'incendie, l'Eurocode 5 (prEN 1995-1-2 2002) propose une réduction du module de glissement, ce module étant déterminé par

$$K_{fi} = K_u \eta_f, \tag{4.4}$$

où K_{fi} est le module de glissement en situation d'incendie, en N/mm; K_u est le module de glissement pour l'état limite ultime à température normale selon le EN 1195-1-1 2.2.2(2), en N/mm et η_f est le facteur de conversion, dont la valeur pour les boulons, tiges et connecteurs est de 0,67.

En ce qui concerne le projet de résistance au feu des assemblages non protégés, l'Eurocode 5, partie 1-2 (2002), indique que la résistance mécanique caractéristique par tige en cisaillement et soumise au feu standard doit être calculée par

$$F_{v,Rk,fi} = \eta_{conn} F_{v,Rk}, \tag{4.5}$$

où $\eta_{conn} = e^{-kt_{fi,d}}$; $F_{v,Rk}$ est la résistance mécanique de l'assemblage avec des organes en cisaillement à température normale; η_{conn} est un facteur de conversion pour la réduction de la résistance mécanique des assemblages avec organes; k est un paramètre donné par le Tableau 4-4 et $t_{fi,d}$ est la résistance au feu calculée d'un assemblage non protégé en minutes, donné par

$$t_{fi,d} = -\frac{1}{k} \ln \frac{\eta_{fi} \gamma_{M,fi}}{\gamma_M k_{fi}}, \tag{4.6}$$

où η_{fi} est le facteur de réduction de la charge de projet en conditions d'incendie; γ_M est le coefficient de sécurité de l'assemblage selon la classe de l'ouvrage; k_{fi} est 1,15 pour les

organes en cisaillement avec des éléments latéraux en bois ou en panneaux; $\gamma_{M,fi}$ est le coefficient de sécurité du bois au feu (1,0).

Tableau 4-4: Paramètre k

Assemblages avec	k	Temps maximum de validité pour un assemblage non protégé (min)
Clou et vis	0,080	20
Boulon bois sur bois avec $d \geq 12$ mm	0,065	30
Boulon acier sur bois avec $d \geq 12$ mm	0,085	30
Tige bois sur bois* avec $d \geq 12$ mm	0,040	40
Tige acier sur bois* avec $d \geq 12$ mm	0,085	30
Connecteurs	0,065	30

*Tiges projetant plus de 5 mm, les valeurs de k doivent être égales à celles du boulon.

4.3. COMPORTEMENT A CHAUD DES ASSEMBLAGES BOIS

L'objectif de cette section est de déterminer expérimentalement l'effet de la température sur les assemblages monotige.

Les résultats ici présentés sont issus de deux groupes d'essais. Le premier groupe d'essais, appelé essais de contrôle, avait comme objectif la détermination du comportement des assemblages à température ambiante. Le deuxième groupe d'essais, appelé essais à chaud, avait par but la détermination du comportement à chaud de ces assemblages.

4.3.1. Matériels et méthodes

Les tests ont été effectués avec des éprouvettes en *Pinus sylvestris* L. dont la masse volumique moyenne était de 476 kg/m^3 avec un c.o.v de 4,0% et l'humidité initiale aux environs de 10,2%. La tige de 8 mm de diamètre était en acier STUB du type 115CRV3 et la plaque métallique était en fer plat de $30 \times 4,5$ mm du type S235 JR.

4.3.1.1. Echantillons et éprouvettes

Les éprouvettes, dont les dimensions sont montrées dans la Figure 4-11, ont été prélevées dans une même planche en débit tangentiel. Les éprouvettes ont été usinées par paires prélevées de la même longueur de la planche de bois. Un élément d'une paire intégrait l'échantillon de contrôle, testé à température ambiante (20 °C) et l'autre intégrait l'échantillon

testé sous le flux de chaleur de 6 kW/m^2 (Tableau 4-5). L'homogénéité entre les deux échantillons a été vérifiée par l'analyse de variance, en utilisant le Test de Bonferroni pour un seuil de fiabilité égal ou supérieur à 95% (Montgomery et Runger 2003).

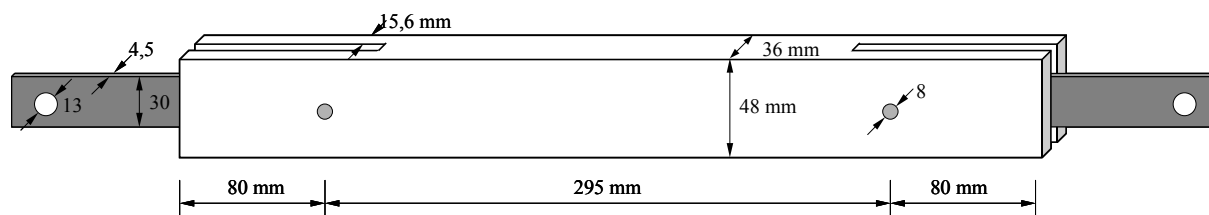


Figure 4-11: Dimensions des éprouvettes

Tableau 4-5: Nombre d'éprouvettes par échantillon

Échantillons		Nombre d'éprouvettes
Contrôle		9
Chaud	17% R_k	2
	20% R_k	2
	28% R_k	3

4.3.1.2. Essai de détermination de la résistance caractéristique

L'essai pour la détermination de la résistance caractéristique de l'assemblage (R_k) consistait à exercer un effort de traction sur l'éprouvette. L'échantillon testé était celui de contrôle. L'essai a été réalisé avec l'INSTRON 4467 dont les caractéristiques ont déjà été décrites dans la Section 2.4.1.2. Le déplacement de la traverse mobile de la machine d'essai suivait le programme indiqué pour les essais de portance (NF EN383 1993): montée de la charge jusqu'à 40% de la charge admissible donnée par l'Eurocode 5; descente jusqu'à atteindre 10% de la charge admissible puis remontée jusqu'à la rupture (Figure 4-12). La charge de rupture a été retenue par le calcul de la résistance caractéristique.



Figure 4-12: Essai de détermination de R_k

4.3.1.3. Essai de détermination de la résistance au feu

L'essai pour la détermination de la résistance au feu de l'assemblage consistait à appliquer une charge statique en traction par une masse fixée à une extrémité de l'assemblage (Figure 4-13). Ces essais ont été réalisés selon trois niveaux de charge dans le domaine linéaire de la courbe force-déplacement: 17, 20 et 28% de la résistance caractéristique (R_k), déterminée à partir des essais sur l'échantillon de contrôle.

L'essai était divisé en deux étapes. La première étape était celle de mise en charge, pendant laquelle le niveau de charge choisi pour l'essai était atteint. La seconde étape était celle de l'échauffement, pendant laquelle les deux faces latérales de l'éprouvette étaient exposées à un flux de chaleur de 6 kW/m^2 jusqu'à rupture (Figure 4-13). La phase d'échauffement débutait après 30 min de stabilisation de la charge. La surface exposée au flux de chaleur a été peinte en noir afin de permettre l'utilisation de l'hypothèse d'une émissivité égale à 1,0.

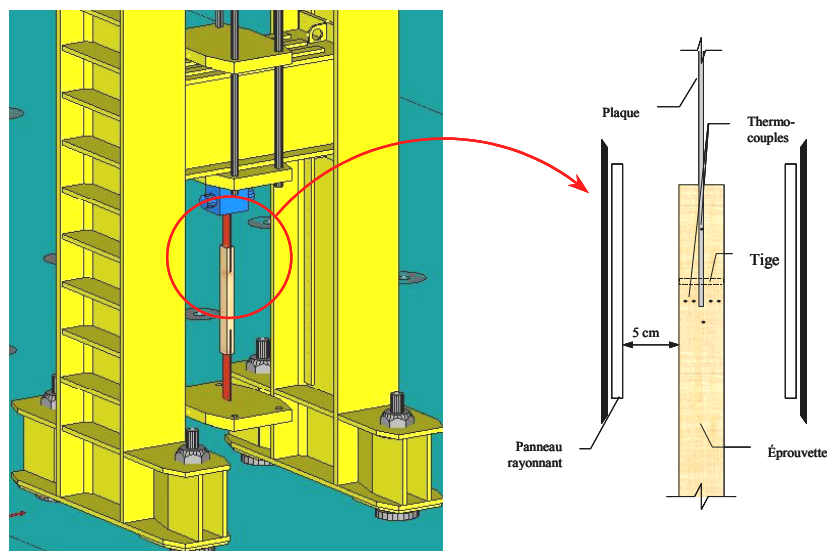


Figure 4-13: Dispositif d'essai de résistance au feu

Le flux de chaleur a été généré par un panneau de rayonnement infra-rouge de type céramique dont les caractéristiques ont déjà été décrites dans la Section 3.3.1.2. Les données de température à l'intérieur des éprouvettes ont été enregistrées, toutes les 30 s, par un module d'acquisition de données portatif lié à des thermocouples de type nickel-chrome/nickel aluminium, type K (TC S.A. 2002). Les thermocouples ont été placés à l'intérieur d'orifices de 2,0 mm de diamètre situés le long de l'épaisseur de l'éprouvette et près de la tige exposée à la chaleur.

Pendant l'essai, le déplacement de l'assemblage exposé à la chaleur est déterminé à partir du déplacement de la masse responsable de l'application de la charge et de celui de l'assemblage non exposé au flux de chaleur. Les données concernant les déplacements étaient enregistrées en continu par un module d'acquisition portatif.

4.3.2. Résultats et discussions

Dans cette section sont présentées les données issues des essais en traction pour la détermination de la tenue au feu des assemblages monotiges. D'abord sont présentés les résultats concernant l'échantillon de contrôle et ensuite les résultats concernant l'échantillon soumis au flux de chaleur.

Une analyse plus précise du comportement des assemblages à de hautes températures est ici limitée pour la quantité des niveaux de charge et par le petit nombre d'éprouvettes

essayé pour chaque niveau. Cependant cette étude expérimentale permet d'obtenir des indications sur le comportement des assemblages.

4.3.2.1. Résistance caractéristique à température ambiante

Les essais en traction de l'échantillon de contrôle ont permis la détermination, à température ambiante, de la résistance caractéristique (R_k) de l'assemblage monotige, dont la valeur était 8446 N. La valeur caractéristique a été calculée pour un niveau de confiance de 95% supposant que cette variable présente une distribution normale. Tous les assemblages ont présenté une rupture du type I (Figure 4-10h) comme il peut être constaté par la forme de la tige après l'essai et par la rupture du bois.



Figure 4-14: Rupture d'une éprouvette de contrôle

4.3.2.2. Rupture des éprouvettes soumises à un flux de chaleur

Les éprouvettes soumises à un flux de chaleur ont été chargées dans le limite linéaire de la courbe charge-déplacement. Indépendamment du niveau de charge imposé, toutes ont eu une rupture du mode I (Figure 4-10h) entraînée par la dégradation thermique du bois. La rupture de l'assemblage était caractérisée par la présence d'un sillon dans le sens des fibres laissé par le déplacement de la tige et par la rupture en traction perpendiculaire du talon restante (Figure 4-15). Le bois dans la région du sillon dû à l'enfoncement de la tige semblait être totalement plastifié, permettant l'écartement latérale de fibres jusqu'à la rupture du talon.

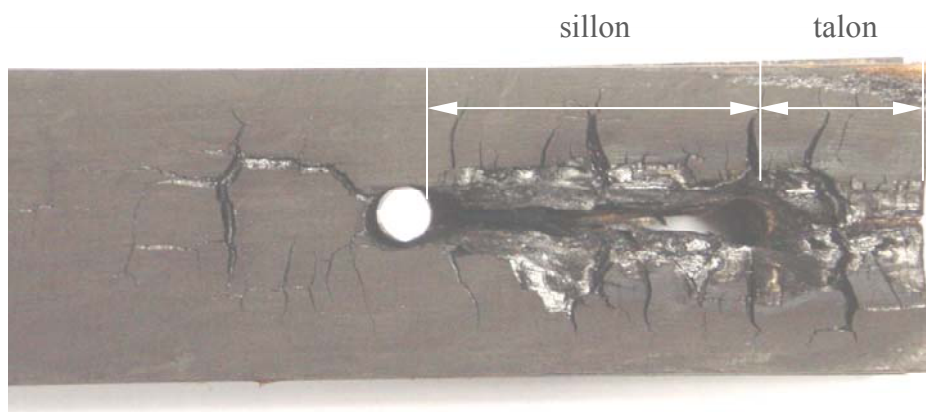


Figure 4-15: Rupture observée pendant les essais à chaud

Les éprouvettes exposées au flux de chaleur ont présenté un état de surface similaire à ceux obtenus pendant les essais de carbonisation décrits dans la Section 3.3. Sur la surface, des craquellements de la surface carbonisée sont identifiés comme le montre la Figure 4-15.

4.3.2.3. Courbes de température à l'intérieur des éprouvettes

Le Figure 4-16 présente un exemple du profil de températures obtenu pendant les essais. Ces profils sont similaires à ceux originaires des essais de carbonisation présentés dans la Section 3.3. À la fin de l'essai, sur le thermocouple T_1 , il peut être constaté l'apparition des réactions exothermiques. Aux environs de 100 °C, les courbes de températures présentent un plateau lié à l'évaporations de l'eau contenant dans le bois.

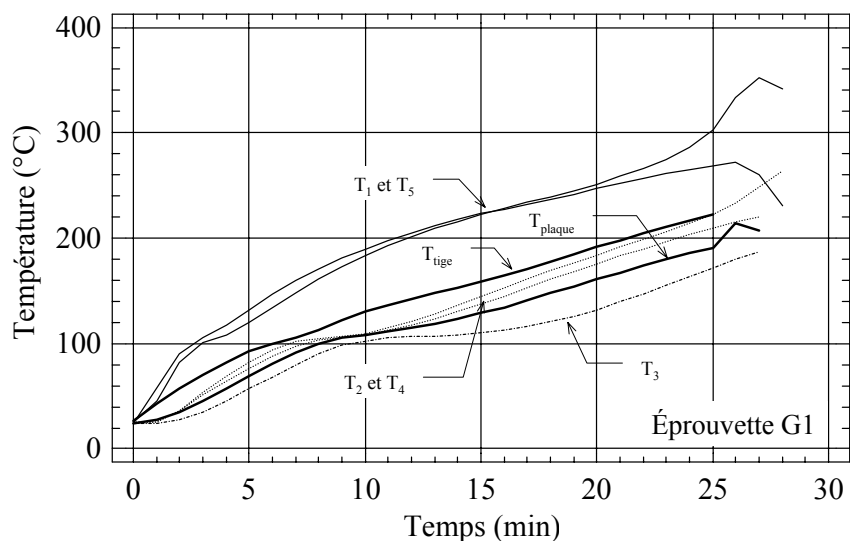


Figure 4-16: Profil de température d'un assemblage monotige

4.3.2.4. Courbes de glissement en fonction du temps

La Figure 4-17 présente les courbes de glissement en fonction du temps des assemblages exposés à la chaleur. Les trois niveaux de charge appliqués aux éprouvettes étaient de 1383 N, 1692 N et 2324 N. Ces valeurs correspondaient respectivement à 17, 20 et 28% de la résistance caractéristique (R_k) obtenue à partir de l'échantillon de contrôle.

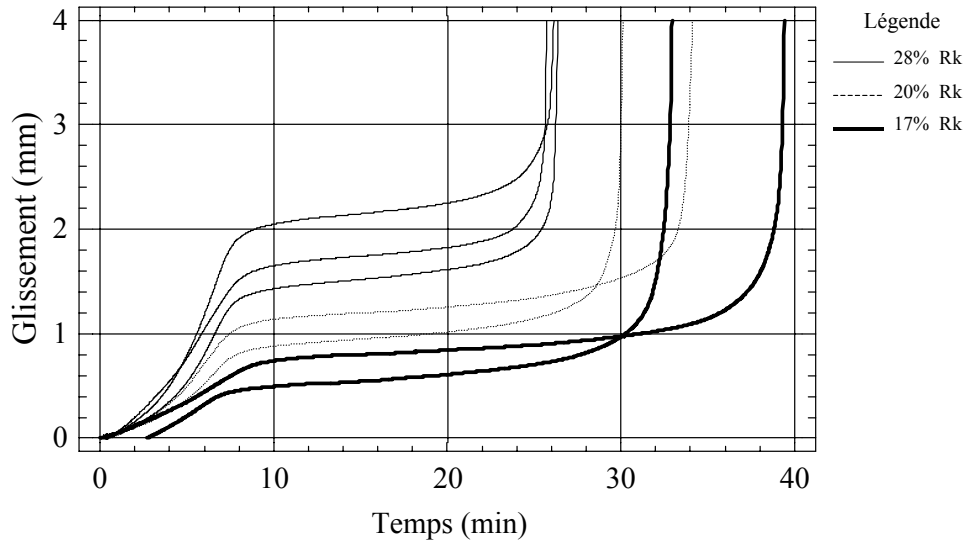


Figure 4-17: Glissement en fonction du temps

Les déplacements montrés dans la Figure 4-17 concernent les déplacements totaux du dispositif d'essai. Ces valeurs de déplacements prennent en compte la dilatation thermique de la plaque métallique et du bois et l'écrasement du bois autour de la tige. Toutes les courbes temps-glissement montrées présentent trois phases: la phase initiale, la phase de stabilisation et la phase de rupture. La phase initiale est caractérisée par la présence de déformations importantes. Ces déformations sont probablement liées au matage des fibres autour de la broche, à l'augmentation de la ductilité du bois (Figure 2-25) et au ramollissement du bois (Figure 2-4) dû à des températures inférieures à 120 °C. Dans tous les essais la température dans la région de contact entre la tige et le bois était inférieure à 120 °C (Figure 4-18).

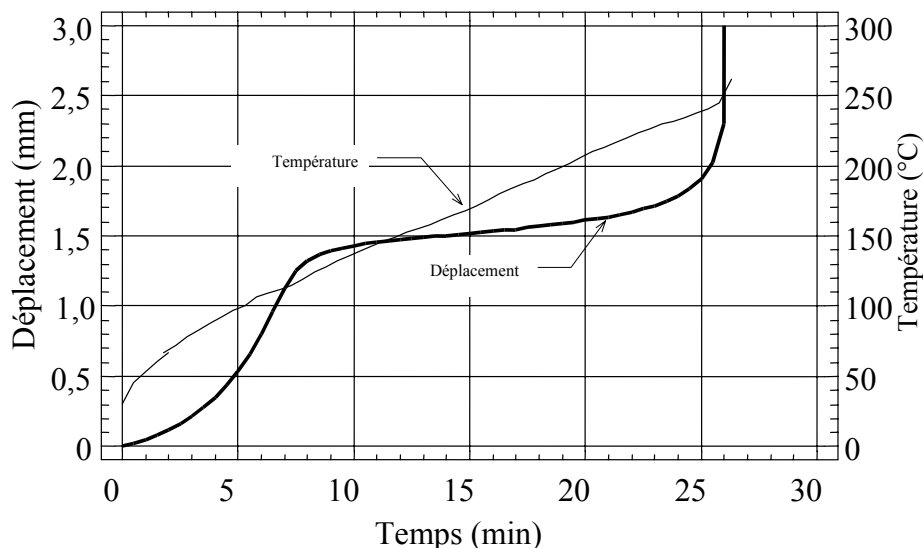


Figure 4-18: Déplacement de l'assemblage et température de la tige en fonction du temps

La phase de stabilisation est caractérisée par un taux de déformation très faible. Cette phase coïncide avec l'instant où presque tout le bois à l'intérieur de l'assemblage présente des températures supérieures à 100 °C et est en train de sécher. Il semble probable que les plateaux de stabilisation de la déformation présentés par les courbes sont dus à l'augmentation de la raideur en enfoncement parallèle aux fibres du bois montrée dans la Section 2.4.2. D'après les Figures 2-33 et 2-35, entre 60 et 180°C, la raideur du bois en enfoncement parallèle aux fibres peut présenter une augmentation moyenne de 50% de sa valeur par rapport à celle présentée à 20°C. Si le bois présente une augmentation de rigidité, il est attendu qu'il n'a pas d'augmentation de déformation. En se basant sur ses hypothèses, la déformation mesurée pendant cette phase de l'essai est due à l'élongation de la plaque métallique.

La troisième phase est celle de la rupture du matériau. Les températures à l'intérieur de l'éprouvette atteignent les niveaux de températures liés à la réduction du module de fondation du bois et de la portance locale. Cette réduction conduit à de déformations et à la rupture de l'assemblage.

La Figure 4-19 montre un schéma identifiant les points caractéristiques de la courbe temps-déplacement obtenue à partir des essais des assemblages. La courbe présente une partie initiale, caractérisée pour une pente φ_1 , suivie d'une inflexion amenant à un segment de pente φ_2 . La courbe est finalisée par une partie de grandes déformations caractérisant la rupture de l'éprouvette.

Pour le niveau de charge de 17% de R_k , le temps moyen de résistance à la chaleur a été de 36 min, pour le niveau de charge de 20% de R_k le temps moyen de résistance à la chaleur a été de 32 min et pour le niveau de charge de 28% de R_k , le temps moyen de résistance à la chaleur a été de 26 min.

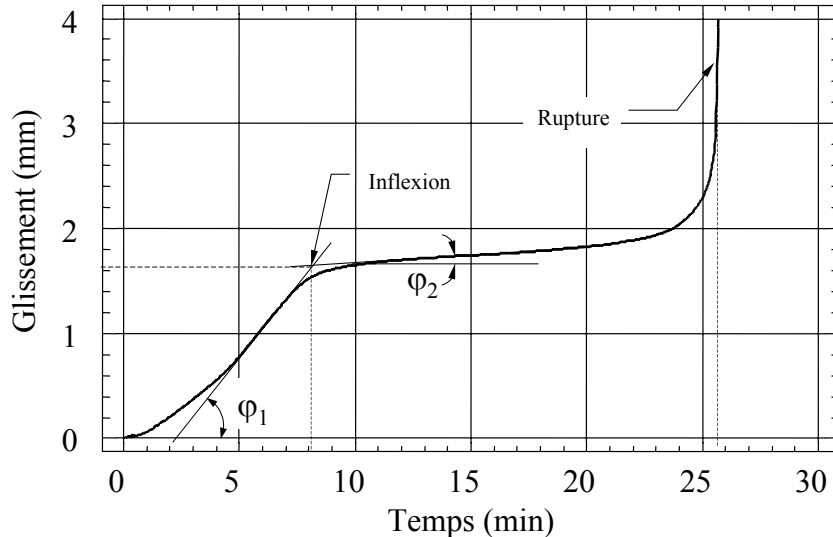


Figure 4-19: Exemple de courbe temps-déplacement

La Figure 4-20 montre les temps concernant la première inflexion et la rupture des courbes temps-déformation en fonction de la charge appliquée. Le moment où la première inflexion de la courbe temps-déplacement a lieu semble indépendant de la charge appliquée. Par contre, le moment de la rupture varie en fonction de la charge appliquée.

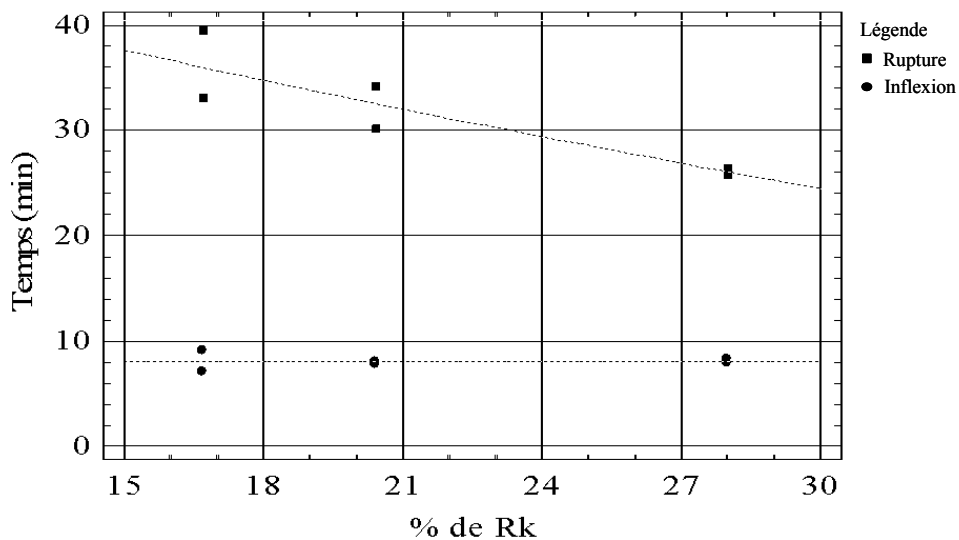


Figure 4-20: Temps de résistance au feu en fonction du pourcentage de la résistance caractéristique

La Figure 4-21 présente les angles φ_1 et φ_2 concernant respectivement la pente des première et deuxième phases des courbes temps-déplacement. L'angle φ_2 est probablement lié à la dilatation thermique de la plaque métallique.

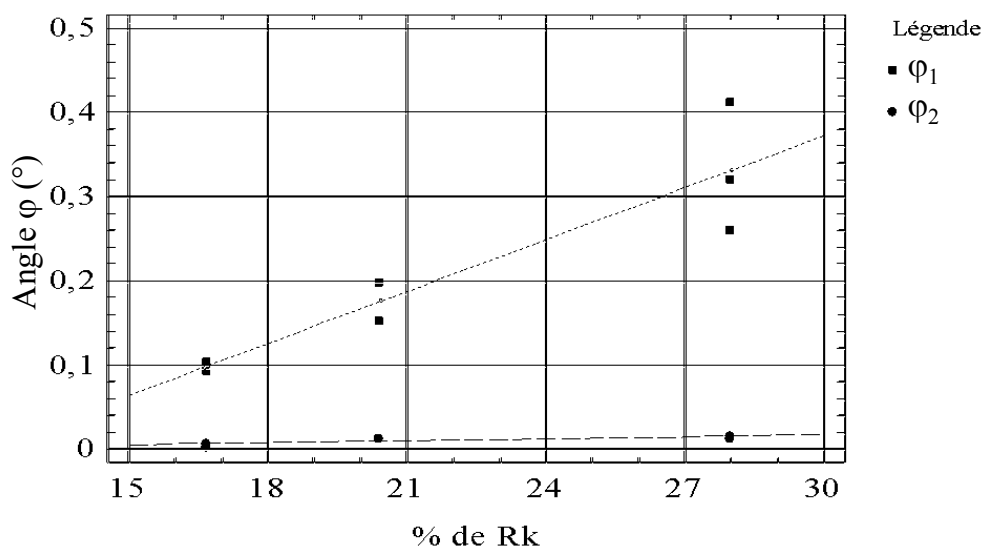


Figure 4-21: Angle en fonction de la charge appliquée

La taille réduite des assemblages a permis d'obtenir, pour une durée d'exposition à la chaleur relativement courte, l'échauffement total de la section transversale de l'éprouvette dans la région de la tige. De cette façon, les essais ont pu démontrer l'influence des changements des propriétés mécaniques en fonction de la température sur le comportement des assemblages monotige bois-métal. Cependant, comme cela a déjà été discuté dans le Chapitre 3, le flux de chaleur utilisé pour les essais est trop faible pour simuler un incendie. Dans ce cadre il serait important de continuer cette étude pour des flux de chaleur plus élevés qui semblent plus proches des réalités d'un incendie.

4.4. MODELISATION DU COMPORTEMENT MECANIQUE D'UN ASSEMBLAGE MONOTIGE SUR L'INFLUENCE D'UN FLUX DE CHALEUR

À température ambiante, la modélisation du comportement mécanique des assemblages de type tige, dans la phase de mise en charge jusqu'à la rupture, est déjà maîtrisée. Plusieurs travaux ont été réalisés dans ce domaine (Hirai et Sawada 1982; Hirai 1983, 1985; Bocquet 1997; Patton-Mallory 1997a-b; Bléron 2000). Dans cette section, un modèle élémentaire est utilisé pour la modélisation d'un assemblage monotige à des

températures élevées. Ce modèle vise à déterminer le comportement d'un assemblage après la phase de mise en charge. Uniquement les déformations concernant la dilatation thermique de la plaque métallique et la perte de portance locale du bois liée à l'augmentation de la température sont considérées. Ce modèle est basé sur la théorie d'une poutre sur fondation élasto-plastique initialement décrite dans la Section 4.2.4.2. La tige est modélisée comme étant une poutre constituée de plusieurs éléments qui s'appuient sur des ressorts, ces ressorts possèdent une raideur d'enfoncement normale, $k_N(T)$, et une résistance limite définie par la portance locale au seuil plastique, $f_h(T)$ (Figure 4-22).

La modélisation thermique du phénomène a été réalisée en utilisant le modèle développé dans le Chapitre 3. L'éprouvette, dont les dimensions sont celles de la Figure 4-11, est soumise au rayonnement d'un panneau de 6 kW/m^2 et à la convection naturelle de la chaleur. Les surfaces exposées à la chaleur étaient peintes en noir, ce qui permet l'utilisation de l'hypothèse d'émissivité égale à 1,0 pour le rayonnement.

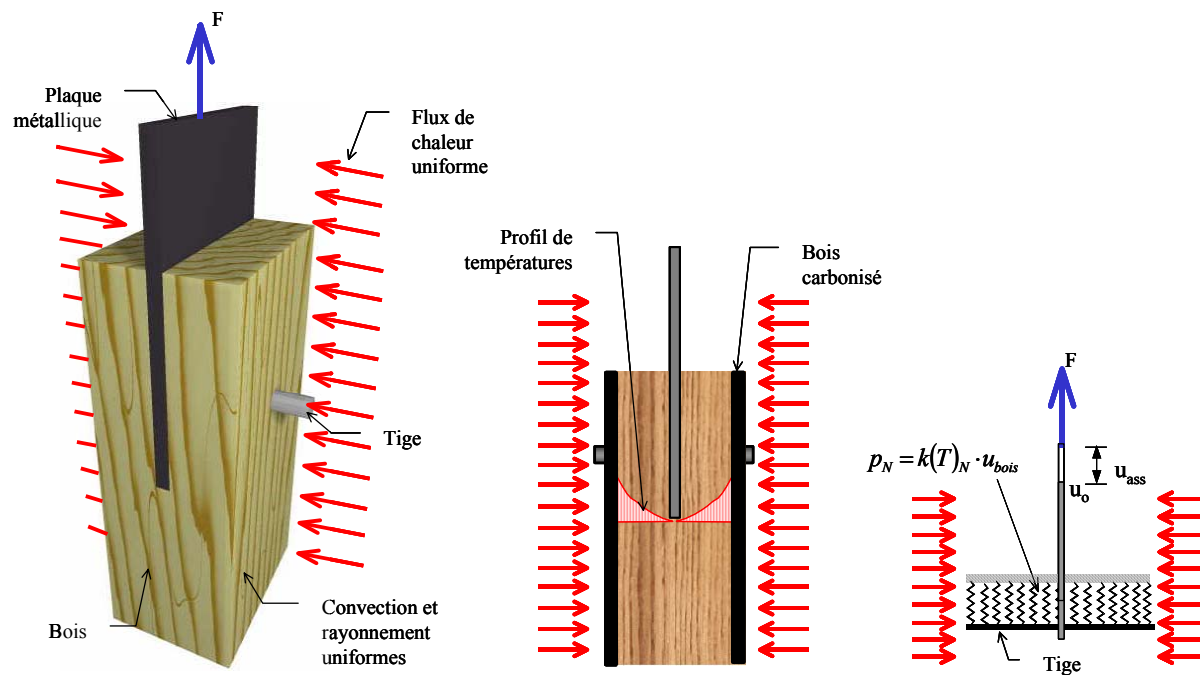


Figure 4-22: Schéma de la modélisation de l'assemblage.

Les différentes hypothèses retenues pour cette modélisation mécanique sont les suivantes:

- La tige est considérée comme rigide pour assurer une rupture plastique de l'assemblage selon le mode I (Figure 4-10h), étant donné le faible niveau de la charge

appliquée; la déformation présentée par la tige est petite et est prise en compte dans la phase initiale de chargement;

- b) le comportement mécanique du bois est modélisé par sa raideur normale de fondation, $k_N(T)$, et par la portance locale, $fh(T)$ (Figures 4-23 et 4-24);
- c) la raideur normale de fondation, $k_N(T)$, et la portance locale, $fh(T)$, sont obtenues à partir de la courbe caractérisant l'évolution du module de la fondation parallèle aux fibres en fonction de la température issue des essais d'enfoncement décrits dans la Section 2.4;
- d) la raideur de fondation retenue pour le calcul obéit à la condition $k_N \leq k_0$, où k_0 est la raideur de fondation au début de l'échauffement.

Ces lois de comportement sont modifiées afin de prendre en compte l'influence de la température sur les propriétés mécaniques du bois. Pour chaque incrément, la connaissance du déplacement de l'incrément antérieur permet de déterminer une raideur de fondation à partir de la courbe d'enfoncement caractérisant la fondation concernée. Ces courbes sont celles obtenues dans la partie expérimentale du Chapitre 2, plus précisément la Section 2.4.2.

Le modèle a été développé dans l'environnement du logiciel CASTEM2000 utilisant la partie décrite dans la Section 3.4 pour l'obtention du champ de températures à l'intérieur de l'assemblage. Il permet d'obtenir l'évolution de la charge résiduelle et le glissement de l'assemblage en fonction du temps. La charge résiduelle est obtenue par l'intégration de la portance locale le long de la tige métallique:

$$R = \sum_i^n fh(T)_i \cdot \Delta x_i \cdot d , \tag{4.7}$$

où n est le nombre de ressort, $fh(T)$ est la portance locale, d est le diamètre de la tige et Δx est la longueur de tige correspondant à un ressort.

Le glissement total de l'assemblage est calculé en considérant la dilatation thermique de la plaque métallique et la perte de portance locale du bois:

$$u_{ass} = u_{plaque} + u_{bois} , \tag{4.8}$$

où

$$u_{plaque} = l \cdot \alpha \cdot \Delta T , \tag{4.9}$$

$$u_{bois} = \frac{F}{K_N(T)} , \tag{4.10}$$

$$K_N(T) = \sum_i^n k_N(T)_i, \quad (4.11)$$

l est la longueur de chaque élément fini, α est le coefficient de dilatation thermique de la plaque métallique, ΔT est la variation de la température, F est la force agissant sur la tige, $K_N(T)$ est la raideur totale du bois, $k_N(T)_i$ est la raideur de chaque ressort et n est le nombre de ressorts.

La détermination de la raideur totale du bois est faite à partir de la raideur de chaque ressort. Lorsque la résistance en portance locale de chaque ressort, pour le champ de températures donné, atteint la limite de résistance, la raideur du ressort est considérée comme étant nulle.

La raideur de fondation parallèle aux fibres (module de fondation initial) est de 38,01 MPa/mm à 20 °C. Son évolution en fonction de la température suit la loi illustrée par la Figure 4-23. Les valeurs de la raideur de fondation entre les points expérimentaux sont interpolées linéairement.

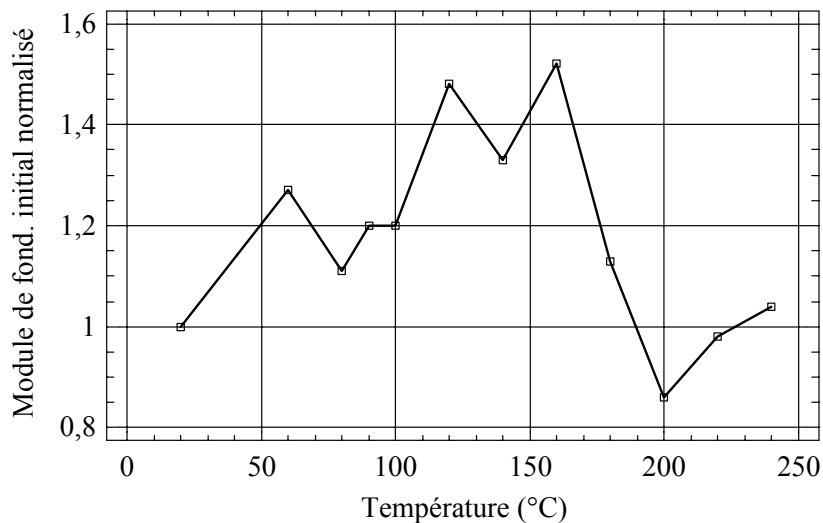


Figure 4-23: Module de fondation élastique normalisé par rapport à sa valeur moyenne à 20 °C

La portance locale au seuil plastique parallèle aux fibres est de 48,11 MPa à 20 °C et son évolution en fonction de la température est celle montrée sur la Figure 4-24. Cette évolution est linéaire par morceau.

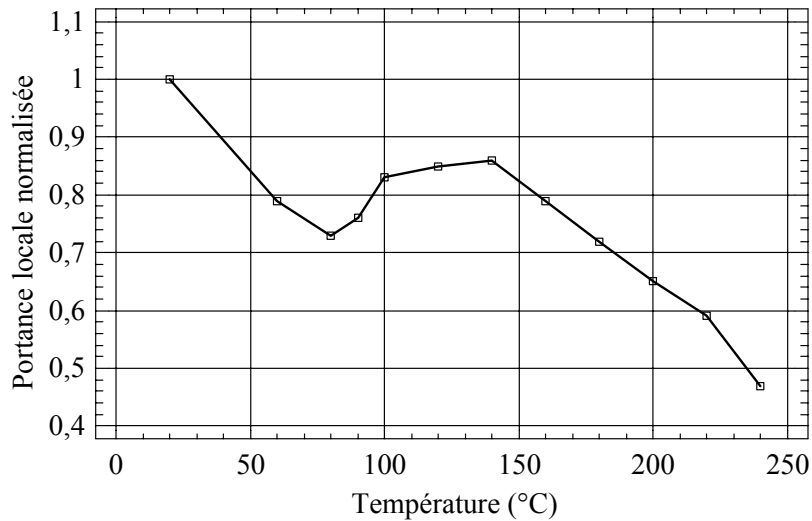


Figure 4-24: Portance parallèle aux fibres normalisée par rapport à sa moyenne à 20 °C

L’algorithme général du modèle est présenté ci-près.

4.4.1.1. Algorithme général

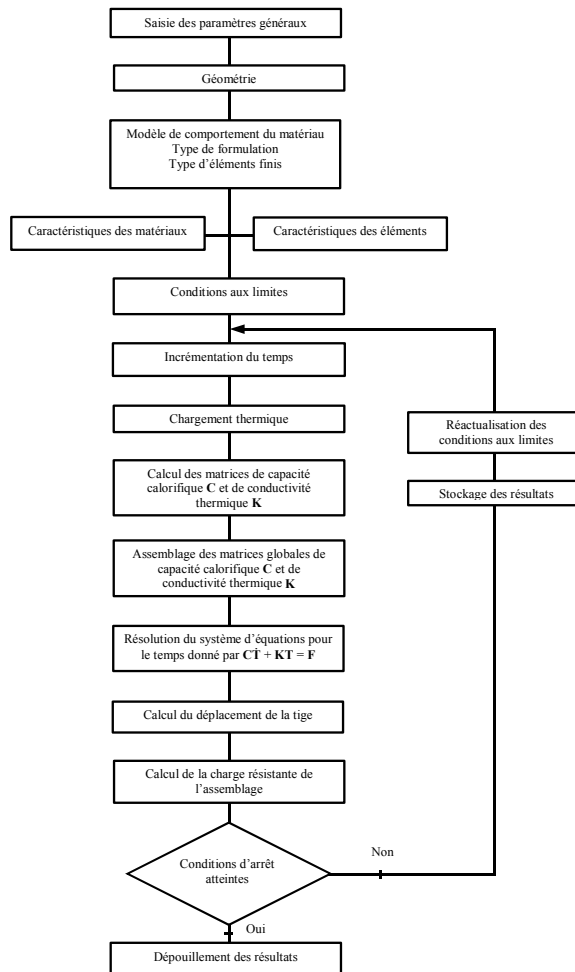


Figure 4-25: Algorithme de résolution non linéaire

4.4.2. Résultats et discussions

Dans cette section sont présentés les résultats de la modélisation du comportement mécanique d'un assemblage monotige soumis à un flux de chaleur. Ces résultats sont comparés avec les données expérimentales

4.4.2.1. Déformation de l'assemblage monotige

La Figure 4-26 montre les déplacements issus de la modélisation de l'assemblage et de l'essai. La part du déplacement attribuée à la plaque métallique a été déterminée en supposant un champ de températures uniformes sur toute la plaque et un coefficient d'expansion thermique de $17,3 \times 10^{-6} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$ (Beer et Johnston 1989). Il peut être remarqué que la pente de la courbe de déplacement de la plaque est similaire à celle de la phase de stabilisation des données expérimentales. La part du déplacement concernant la tige posée sur la fondation élastoplastique est considérée comme nulle jusqu'à 21 min d'essai; à partir de cet instant, le bois commence à perdre de la raideur à cause de la chaleur. Il peut être remarqué que l'allure de cette courbe est similaire à celle issue de l'essai pendant la phase de rupture

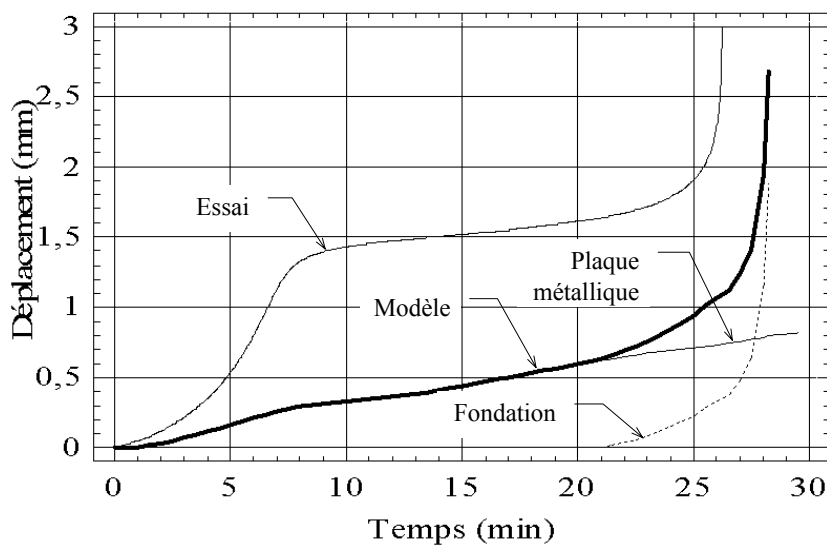


Figure 4-26: Déplacement de l'assemblage monotige

La courbe obtenue par le modèle présente une bonne prévision pour le temps de rupture malgré le décalage d'environ 1 mm par rapport à la courbe issue de l'essai. Ce décalage est mis en évidence par la Figure 4-27.

La Figure 4-27 montre qu'il existe une bonne représentation du déplacement de la tige en dehors de la phase initiale de l'essai. L'effet du matage des fibres coupées lors du perçage

du trou est probablement accéléré par la chaleur comme cela a été discuté dans la Section 4.3.2. Les modèles de comportements mécaniques obtenus à partir des essais d'enfoncement (Section 2.4) ne prennent pas en compte ce phénomène localisé. Des études complémentaires seraient nécessaires pour expliquer la phase de mise en place due à la chaleur présente dans les courbes montrées ici.

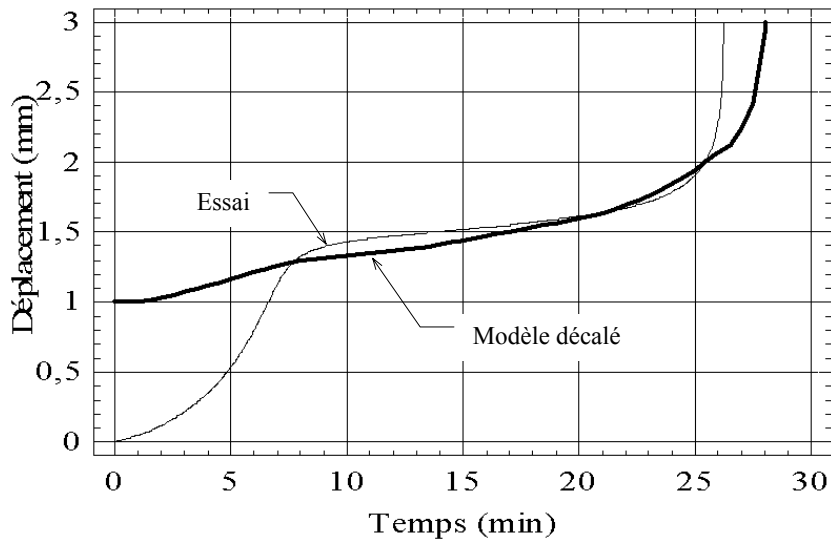


Figure 4-27: Déplacement de la courbe issue de la modélisation

4.4.2.2. Charge de rupture

La Figure 4-28 montre l'évolution de la charge résistante en fonction du temps, les temps de rupture obtenus par le modèle et par l'essai, ainsi que la charge appliquée.

Il peut être constaté que le modèle présente une bonne prévision pour le temps de rupture de l'assemblage. La différence entre le temps de rupture obtenu par l'essai et celui issu du modèle est d'environ 5,0%.

Il faut remarquer que les résultats obtenus concernant la déformation de l'assemblage et le temps de rupture sont directement liés au champ de températures utilisé pour leur obtention. Un champ de températures juste se répercute dans l'obtention des résultats précis, en considérant que la portance locale et les modules de fondation des assemblages sont fonction du champ de températures.

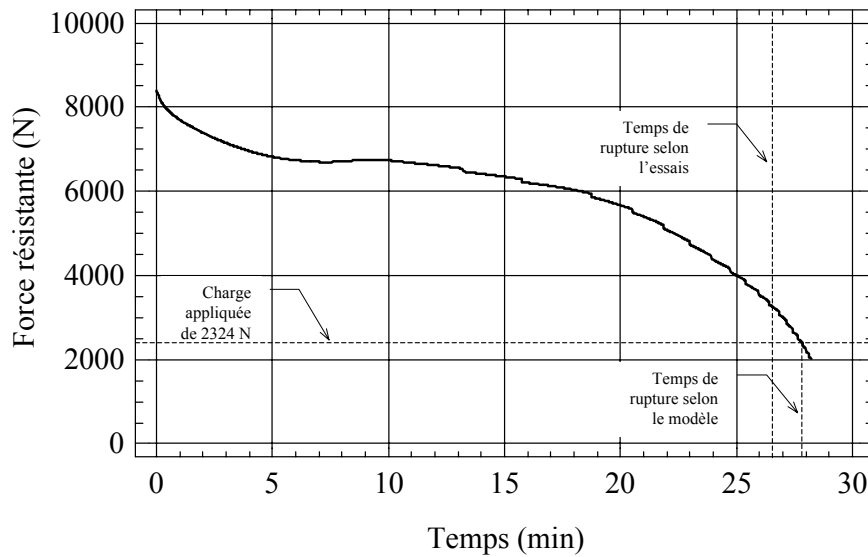


Figure 4-28: Évolution de la force résistante en fonction du temps

4.5. CONCLUSIONS PARTIELLES

L'objectif principal de ce chapitre était de déterminer le comportement des assemblages bois monotige à des températures élevées à partir des essais en traction. Ces essais ont permis d'étudier le type de rupture existante, le comportement de la courbe de glissement en fonction du temps et de mieux comprendre son fonctionnement.

La taille réduite des assemblages a permis d'obtenir, pour une durée d'exposition à la chaleur relativement courte, l'échauffement total de la section transversale de l'éprouvette dans la région de la tige. De cette façon, les essais ont pu démontrer l'influence des changements des propriétés mécaniques en fonction de la température sur le comportement des assemblages monotige bois-métal.

Cette étude doit être complétée par des essais utilisant des assemblages qui présentent, à température ambiante, des ruptures dans les modes II et III (Figure 4-10) afin de vérifier l'influence des variations des propriétés mécaniques de la tige et du type de rupture de l'assemblage dans un scénario d'incendie.

La modélisation de comportement mécanique des assemblages à des températures élevées a permis de démontrer le besoin de considérer l'influence de la température sur les propriétés mécaniques qui caractérisent un assemblage monotige. Cette étude a déterminé, de façon précise, le temps de rupture d'un assemblage dans le mode de rupture I.

Cette recherche doit être poursuivie dans l'avenir par l'introduction de l'influence de la température sur les propriétés mécaniques de la tige de façon à pouvoir simuler le comportement des tiges dans les modes de rupture plastiques II et III.

5. CONCLUSION GENERALE

Le bois est de plus en plus utilisé dans la construction, grâce à ses qualités naturelles et esthétiques, mais son développement est toujours freiné par des préoccupations liées à sa combustibilité. La connaissance de ses propriétés thermomécaniques est très importante pour la détermination du comportement et de la résistance des structures bâties en bois. En ce qui concerne l'influence de la température sur ces propriétés, sa connaissance est essentielle pour les projets relatifs à la résistance et à la stabilité au feu des structures bois.

Même si plusieurs résultats sont présents dans la littérature et concernent l'influence de la température sur les propriétés mécaniques et la combustion du bois, de nombreux points restent peu étudiés jusqu'à présent.

L'objectif final de ce travail a donc été d'apporter une contribution pour déterminer les caractéristiques de résistance au feu des assemblages bois-métal de type monotige. Pour atteindre cet objectif, cette étude a été divisée en trois parties : l'étude de l'altération des caractéristiques mécaniques du bois pour des températures inférieures à 300 °C (température de pyrolyse); l'étude de la carbonisation du bois seul et du bois avec tige métallique (étude expérimentale et modélisation); puis la validation de ces données par des essais complétés par la modélisation du comportement au feu des assemblages bois-métal monotige.

Sur le comportement mécanique du bois, les résultats expérimentaux obtenus ont permis de déterminer l'influence de la température sur le MOE, sur la portance locale et sur la dureté du *Pinus sylvestris* L. Les essais ont permis de conclure que l'élasticité et la résistance du bois diminuent avec l'augmentation de la température et que cette diminution ne présente pas une variation constante pour la portance locale. La prise en compte de ce phénomène dans la modélisation de la résistance au feu du bois permettra de réduire les coefficients de sécurité aujourd'hui utilisés. En effet, pour tenir compte de l'altération des caractéristiques du bois liée à la température, les normes actuelles surestiment la vitesse de carbonisation, ce qui a pour conséquence des erreurs importantes lorsque la durée de l'incendie augmente. Ainsi, la prise en compte de la diminution de la résistance mécanique du bois avec la température permettra de conserver une vitesse de carbonisation plus proche de la réalité prenant en compte une sous-couche de bois altéré à l'arrière du front de carbonisation.

Dans un second temps, la carbonisation du bois a été étudiée expérimentalement et par modélisation. De nombreuses études existaient déjà sur la vitesse de carbonisation du bois en

fonction de plusieurs facteurs: essence du bois, masse volumique, flux de chaleur, température. L'approche menée dans le présent travail a consisté avant tout à tester l'effet du perçage ou de la broche métallique sur la forme et la vitesse de carbonisation. Ainsi, l'effet «radiateur» de la broche métallique a pu être pris en compte. Ce élément, pour le scénario des l'essais, absorbe et dissipe l'énergie apportée par le panneau rayonnant, protégeant ainsi le bois autour de la tige. Les résultats de ces essais ont pu ensuite être utilisés pour mettre au point un modèle permettant d'obtenir de profil de températures dans le bois en fonction des conditions: bois seul, bois percé, bois avec tige métallique.

Dans un troisième et dernier temps, tous ces résultats, tant expérimentaux que numériques ont été utilisés pour modéliser la résistance au feu d'un assemblage monotige bois-métal. Des tests ont tout d'abord été réalisés, puis un modèle a été mis en place. Ce modèle tient compte des différents paramètres: l'effet de la température sur le comportement à l'enfoncement du bois, le profil de températures d'une éprouvette soumise à un flux de chaleur et la carbonisation du bois. Il permet de simuler de façon satisfaisante les résultats expérimentaux obtenus.

Le travail réalisé avec un flux de chaleur relativement faibles (6 kW/m^2) a permis de mettre en évidence le rôle important des changements de propriétés du bois en fonction de la température, qui n'est que rarement pris en compte dans les calculs de sécurité incendie sur les structures bois. Cependant, ce flux est trop faible pour simuler véritablement un incendie et ce travail devra être complété par des essais et par la validation du modèle pour des flux de chaleur plus importants, entre 50 à 150 kW/m^2 , qui semblent plus proches des réalités d'un incendie.

6. BIBLIOGRAPHIE

-
- AICHER, S; WOLF, M. et DILL-LANGER, G. (1998) Heat Flow in a Glulam Joist with a Glued-in Steel Rod Subjected to Variable Ambient Temperature. **Otto-Graf Journal**. v.9, pp.185-204.
- ALPERT, R.L. et WARD, E.J. (1984) Evaluation of unsprinklered fire hazard. **Fire Safety Journal**. v.7, pp.127-143.
- ALVES, S.S. et FIGUEIREDO, J.L. (1989) A model for pyrolysis of wet wood. **Chemical Engineering Science**. v.44, n.12, pp. 2861-2869.
- AMERICAN NATIONAL STANDARD. (1980) **Standard test method of fire tests of building construction and materials**, ANSI/ASTM E 119.
- ANDERSON, G.W. (1997) **A burning rate model for charring materials**. NIST-GCR-97-725. National Institute of Standards and Technology. 93p.
- ASAKO, Y. *et al.* (2002) Effective thermal conductivity of compressed woods. **International Journal of Heat and Mass Transfer**. v.45, pp.2243-2253.
- AUSTRALIAN STANDARD. **Timber Structures Code**. Part 4: Fire resistance of timber members, AS 1520.4.
- BACK, E. L. et SALMEN, N. L. (1982) Glass transition of wood components hold implications for molding and pulping processes. **Tappi Journal**, v.65, n.7, pp.107-110.
- BATHE, K-J. (1996) **Finite Element Procedures**. Prentice-Hall, Inc. Upper Saddle River, New Jersey. 1037p.
- BENDER, D.A. *et al.* (1985) **Reliability Formulation for Strength and Fire Endurance of Glued-Laminated Beams**. Research Paper. FPL 460. Madison, WI: U.S. Department of Agriculture, Forest Service, Forest Products Laboratory. 43p.
- BEALL, F.C. et EICKNER, H.W. (1970) **Thermal degradation of wood components: a review of the literature**. Research Paper. FPL 130. Madison, WI: U.S. Department of Agriculture, Forest Service, Forest Products Laboratory. 27p.
- BEER, F.P. et JOHNSTON, R. Jr. (1989) **Resistência dos materiais**. São Paulo: McGraw-Hill. 672p.
- BERTO, A.F. (1988) Resistência au fogo. *In: Tecnologia de edificações*. São Paulo: Ed. Pini Ltda. 1^a ed. pp. 361-364.
- BLACKIE, A.P et CHUTIMA, S. (1996) Stress distributions in multi-fastened composite plates. **Composite Structures**. v.34, pp.427-436.

- BLÉRON, L.(2000) **Contribution à l'optimisation des performances d'assemblages bois en structure. Analyse de la portance dans les assemblages de type tige.** Université Henri Poincaré. Thèse de doctorat. 208p.
- BOCQUET, J-F. (1997) **Modélisation des déformations locales du bois dans les assemblages broches et boulonnés.** Université Blaise Pascal - Clermont II. Thèse de doctorat. 188p.
- BODIG, J. et JAYNE, B. (1982) **Mechanics of wood and wood composites.** Krieger Publishing Company. Floride.712p.
- BRITISH STANDARD 5268. **Code of practice for the structural use of timber.** Part 4: Fire resistance of timber structures. Section 4.1. Recommendations for calculating fire resistance of timber members. BS 5268: Part 4: Section 4.1: 1978.
- BROWNE, F.L. **Theories of the combustion of wood and its control. A survey of the literature.** Forest Product Laboratory-Report 2136. Madison, WI: U.S. Department of Agriculture.69p.
- BUTLER, C.P. (1971) Notes on charring rates in wood. **Fire Research Note n° 896.**
- CHUDINOV, B.S. (1968) Theory of thermal treatment of wood. **Izdatel'stvo "Nauka"**, Moscow, Akad. Nauk, SSSR. pp. 37, 70-104 [en Russe].
- CHEN, Y; DELICHATSIOS, M.A. et MOTEVALLI, V. (1993) Material pyrolysis properties, part I: An integral model for transient pyrolysis of charring and non-charring materials. **Combustion Science and Technology.** v.88, pp.309-328.
- CHUNG, T.J. (1978) **Finite Element Analysis in Fluid Dynamics.** McGraw-Hill. United State of America. 378p.
- COMINI, G. et LEWIS, R.W. (1976) A numerical solution of two-dimensional problems involving heat and mass transfer. **International Journal of Heat and Mass Transfer.** v.19, pp.1387-1392.
- CRAMER, C.O. (1968) Load Distribution in multiple-bolt tension joints. **Journal of Structural Division ASME.** v.94, n.ST5, pp.1101-1117.
- DÉGLISE, X. (1982) Les conversions thermochimiques du bois. **Revue Forestière Française.** v.34. pp.249-270.
- DOCUMENT TECHNIQUE UNIFIÉ. (1984) Règles de calcul et de conception des charpentes en bois, Règles C.B.71.
- DRYSDALE, D. (1998) **Introduction to Fire Dynamics.** 2nd ed. John Wiley and Sons. England. 451p.

- DUPONT, T.; FAIRWEATHER, G. et JOHNSON, P. (1974) Three-level Galerkin Methods for Parabolic Equations. **SIAM Journal of Numerical Analysis**. v.11, n.2, pp.392-410.
- ERKI, M.A. (1991) Modelling the load-slip behaviour of timber joints with mechanical fastener. **Can. J. Civ. Eng.** v.18, pp.607-616.
- EUROCODE 5. **Calcul des ouvrages en bois**. 1^{ère} Partie: Règles générales et Règles applicables ou bâtiment. DAN-ENV 1995. 133p.
- EUROCODE 5, Part 1-2: **General rules – Structural fire design**. Pr EN 1995-1-2. CEN/TC 250/SC 5: N 196. Final Draft. 2002.
- FAIX, O. *et al.* (1988) Study on low mass thermal degradation products of milled wood lignins by thermogravimetry-mass-spectrometry. **Wood Science and Technology**. v.22, pp.323-334.
- FENGEL, D. et WEGENER, G. (1983). **Wood: chemistry, ultrastructure, reactions**. Berlin-New York: de Gruyter. 613p.
- FREDLUND, B. (1993) Modelling of heat and mass transfer in wood structures during fire. **Fire Safety Journal**. v.20, pp.39-69.
- GATTESCO, N. (1998) Strength and local deformability of wood beneath bolted connectors. **Journal of structural engineering**. v.124, n.2, pp. 195-202.
- GERHARDS, C.C. (1982) Effect of moisture content and temperature on the mechanical properties of wood: an analysis of immediate effects. **Wood and fiber**, v.14, n.1, pp.4-36.
- GORING, D.A.I. (1963), Thermal softening of lignin, hemicellulose and cellulose. **Pulp and Paper Magazine of Canada**. pp.517-527.
- GREEN, D.W., WINANDY, J.E. et KRETSCHMANN, D.E. (1999) Mechanical properties of wood. *In*: **Wood Handbook-Wood as an engineering material**. Gen. Tech. Rep. FPL-GTR-113. Madison, WI: U.S. Department of Agriculture, Forest Service, Forest Products Laboratory. pp.1-45.
- GREEN, D.W. *et al.* (1999) Adjusting modulus of elasticity of lumber for changes in temperature. **Forest Products Journal**, v.49, n.10, pp. 82-94.
- GUPTA, M. *et al.* (2003) Specific heat and thermal conductivity of softwood bark and softwood char particles. **Fuel**. v. 82, pp.919-927.
- HARMATHY, T.Z. (1995) Properties of building materials. *In*: **The SFPE Handbook of fire protection engineering**. 2nd ed. Boston MA: Society of Fire Protection Engineers, pp. 142-155.

- HARTL, H. Behaviour of timber and wood-based materials in fire. *In: Timber Engineering Step 1*. Eurofortech. pp.A13.1-A13.7.
- HIRAI, T. (1983) Nonlinear load-slip relationship of bolted wood joints with steel side-member II. Application of the generalized theory of a beam on an elastic foundation. **Mokuzai Gakkaishi**. v.29, n.12, pp.839-844.
- HIRAI, T. (1985) Nonlinear load-slip relationship of bolted wood joints with steel side-member III. Advanced numerical analysis based on the generalized theory of a beam on an elastic foundation. **Mokuzai Gakkaishi**. v.31, n.3, pp.165-170.
- HIRAI, T. et SAWADA, M. (1982) Linear load-slip relationship of bolted wood joints of glued-laminated lumber. **Mokuzai Gakkaishi**. v.28, n.10, pp.609-613.
- HOWORD, E.T. et MANWILLER, F.G. (1969) Anatomical characteristics of southern pine steamwood. **Wood Science**. v. 2, pp. 77-86.
- HUMPHREY, P.E. et OSTMAN, L.J. (1989) Bolted timber connections: Part II. Bolt bending and associated wood deformation. **Wood and Fiber Science**. v.21, n.4, pp.354-366.
- INCROPERA, F.P. et DEWITT, D.P. (2002) Fundamentals of Heat and mass transfer. 5th ed. John Wiley and Sons, Inc. United State of America. 986p.
- IRVINE, G. (1984) The glass transitions of lignin and hemicellulose and their measurement by differential thermal analysis. **Tappi Journal**, v.67, n. 5, pp.116-121.
- JANSSENS, M. (1994) Thermo-physical properties for wood pyrolysis models. **Pacific Timber Engineering Conference. PTEC 94**. Gold Coast, Australia. pp.607-618.
- JEAN, M. (1963) The behaviour in fire of wood and wood-based material. **IUFRO Fifth Conference on Wood Technology**. Madison, WI: U.S. Department of Agriculture, Forest Service, Forest Products Laboratory.
- JEANVOINE, E. et DE GAYFFIER, A. (1995) **La thermique transitoire et le couplage faible thermique-mécanique dans CASTEM2000**. Rapport DMT/95-134. Commissariat à l'énergie atomique. Direction des réacteurs nucléaires. Centre d'étude de Saclay. Département de mécanique et de technologie. 63p.
- JODIN, P. (1996) **Ligações de peças de madeira laminada colada**. Note de cours. Departamento de Engenharia Civil. Universidade Federal de Santa Catarina. Brésil. 55p.
- JORISSEN, A. (1997) Multiple Fastener Timber Connections with Dowel Type Fasteners. **International Council for Building Research Studies and Documentation. Working Commission W18A-Timber Structures**. Meeting Thirty. Canada. 14p.

- JOZSA, L.A. et MIDDLETON, G.R. (1997) **Les caractéristiques déterminant la qualité du bois: Nature et conséquences pratiques**. Forintek Canada Corp. Publication spéciale SP-34F. 42p.
- KANSA, E.J., PERLEE, H.E. et CHAIKEN, R.F. (1977) Mathematical model of wood pyrolysis including internal forced convection. **Combustion and flame**. v.29, pp.311-324;
- KANTER, K.R. (1957) Thermal properties of wood. **Derev. Prom.** v.6, n.7, pp.17-18. [in russe]
- KANTOROVICH, I.I. et BAR-ZIV, E. (1999) Heat transfer within highly porous chars: a review. **Fuel**. v. 78, pp. 279-299.
- KIM, S.K. *et al.* (2003) Inverse estimation of thermophysical properties for anisotropic composite. **Experimental Thermal and Fluid Science**. v. 27, pp. 697-704.
- KNUDSON, R.M. et SCHNIEWIND, A.P. (1975) Performance of structural wood members exposed to fire. **Forest Products Journal**, v. 25, n. 2, pp.23-32.
- KOLLMANN, F.F.P. et CÔTE Jr, W.A. (1968) **Principles of wood Science and Technology. Solid Wood**. Springer Verlag. New York. 592p.
- KOLLMANN, F.F.P. et MALMQUIST, L. (1956) Über die Wärmeleitfähigkeit von Holz und Holzwerkstoffen. **Holz als Roh-und Werkstoff**. v.21, pp.77-85.
- KUENZI, E.W. (1951) **Theoretical design of a nailed or bolted joint under lateral load**. Report D1951. Madison, WI: U.S. Department of Agriculture, Forest Service, Forest Products Laboratory. 69p.
- KUHLMANN, G. (1962) Investigation of the thermal properties of wood and particleboard in dependency from moisture content and temperature in hygroscopic range. **Holz Roh-Werkst.** v.20, n. 7, pp. 259-270. [in allemand].
- KUNG, H-C. (1972) A mathematical model of wood pyrolysis. **Combustion and Flame**. v.18, pp.185-195.
- LARSEN, H. J. (1973) The yield load of bolted and nail joints. **Proceedings Colloque IUFRO 5.02**. South Africa. pp. 645-654 Rep.
- LAU, P.W.C., ZEELAND, I.V. et WHITE, R. (1998) Modelling the char behaviour of structural timber. *In: Proceedings of the Fire and Materials '98 Conference*. pp.123-135. San Antonio Tx, USA.
- LAWSON, D.I., WEBSTER, C.T. et ASTHON, L.A. (1952) Fire endurance of timber beams and floors. **Journal of Structural Engineering**, v.30, n.2, pp.27-34.
- LE GOVIC, C. (1995) **Les assemblages dans la construction en bois**. CTBA. France. 130p.

- LEVAN, S.L. (1989) Thermal degradation. *In: Concise Encyclopedia of Wood and Wood-Based Materials*. Schniewind, A. P. 1st ed. Elmsford, NY: Pergamon Press. pp.271-273;
- LIE, T.T. (1977) A method for assessing the fire resistance of laminated timber beams and columns *Canadian Journal of Civil Engineering*, v. 4, pp. 161-169.
- LIU, J.Y. et SIMPSON, W. (1999) Inverse determination of diffusion coefficient for moisture diffusion in wood. **Proceedings of 33rd ASME National Heat Transfer Conference: Heat and Mass Transfer in Porous Media**. pp.1-5. Albuquerque, New Mexico.
- LIU, J.Y., SIMPSON, W. et VERRILL, S.T. (2000) An inverse moisture diffusion algorithm for the determination of diffusion coefficient. **Proceedings of 12th International Drying Symposium**. Paper n° 24. Netherlands.
- MACLEAN, J.D. (1952) Preservative treatment of wood pressure methods. **US Dep Agr. Handbook**. 40:160.
- MANUEL METTLER TA4000.
- MANUEL TECHNOVA. (1993) **Infra-rouges**. 80p.
- MILKE, J.A. (1985) Overview of existing analytical methods for the determination of fire resistance. **Fire Technology**. v.21, n.1, pp.59-65.
- MILKE, J.A. (1995) Analytical methods for determining fire resistance of steel members. *In: The SFPE Handbook of fire protection engineering*. 2nd ed. Boston MA: Society of Fire Protection Engineers, pp.174-200.
- MOGHTADERI, B. *et al.* (1997) An integral model for the transient pyrolysis of solid materials. **Fire and Materials**. v.21, pp.7-16.
- MONTGOMERY, D. C. et RUNGER, G. C. (2003) **Applied statistics and Probability for Engineers**. John Wiley and Sons, 3rd.
- MORAES, P.D. *et al.* (2003) Modélisation de la carbonisation du bois. **6^{èmes} Journées Scientifiques de la Forêt et du Bois**. Gis Bois Construction Environnement et ARBOLOR. Épinal. France
- MORAES, P.D., ROGAUME, Y. et TRIBOULOT, P. (2003) Modelling wood charring rate for fire exposure conditions. **Fourth International Seminar Fire and Explosions Hazards**. Londonderry, Northern Ireland, UK.
- MORAES, P.D., ROGAUME, Y. et TRIBOULOT, P. (2004). Influence of Temperature on the Modulus of Elasticity (MOE) of *Pinus sylvestris* L. **Holzforschung**. In press.

- MORAES, P.D. et SZÜCS, C.A. (2000a) **Análise de normas de projeto para estruturas de madeira considerando a resistência ao fogo**. VII EBRAMEM – Encontro Brasileiro em Madeiras e em Estruturas de Madeiras. 10p.
- MORAES, P.D. et SZÜCS, C.A. (2000b) **Análise de normas de projeto para vigas e pilares de madeira considerando a resistência ao fogo**. XXIX Jornadas Sudamericanas de Ingenieria Estructural. Uruguay. 16p.
- MOSS, P.J. (1997) **Multiple-bolted joints in wood member. A literature review**. Research Paper FPL-GTR-97. Forest Products Laboratory. USA. 18p.
- NORME EUROPÉENNE. (2000) **Parquets et planchers en bois - Détermination de la résistance au poinçonnement (Brinell)**, EN 1534. 8p.
- NORME FRANÇAISE. (1987) **Essais de flexion statique**. Détermination de la résistance à la flexion statique de petites éprouvettes sans défauts. NF B 51-008. 5p.
- NORME FRANÇAISE. (1993) **Détermination de caractéristiques de fondation et de la portance locale d'éléments d'assemblages de type broche**, NF EN 383. 11p.
- NORME FRANÇAISE. (1985) **Bois - Détermination de l'humidité**, NF B 51-004. 3p.
- NOVOZHILOV, V. *et al.* (1996) Computational fluid dynamics modelling of wood combustion. **Fire Safety Journal**. v.27, pp.69-84.
- ODEEN, K. (1985) Fire resistance of wood structures. **Fire Technology**. v.21, n.1, pp.34-40.
- OLEK, W., WERES, J. et GUZENDA, R. (2003) Effects of thermal conductivity data on accuracy of modelling heat transfer in wood. **Holzforschung**. v.57, n.3, pp.317-325.
- OLSSON, A-M. et SALMEN, L. (1997) Humidity and temperature affecting hemicellulose softening in wood. **International Conference of COAST Action E8**. Denmark. pp.269-279.
- PARHAN, R.A. et GRAY, R.L. (1983) Formation and Structure of Wood. *In: The Chemistry of Solid Wood*. Ed. par R. Rowell. pp.3-56.
- PARKER, J.W. et LEVAN, S.L. (1989) Kinetic properties of the components of douglas-fir and the heat of combustion of their volatile pyrolysis products. **Wood and Fiber Science**. v.21, n.3, pp.289-305;
- PATANKAR, S. V. (1980) **Numerical Heat Transfer and Fluid Flow**. Taylor & Francis.
- PATTON-MALLORY, M. *et al.* (1997a) Modelling bolted connections in wood: review. **Journal of Structural Engineering**. v.123, n.8, pp.1054-1062.
- PATTON-MALLORY, M. *et al.* (1997b) Nonlinear material models for analysis of bolted wood connections. **Journal of Structural Engineering**. v.123, n.8, p.1063-1070.

- PETTERSEN, R.C. (1983) The Chemical Composition of wood. *In: The Chemistry of Solid Wood*. Ed. par R. Rowell. pp.57-126.
- POPE, D.J. et HILSON, B.O. (1995) Embedment testing for bolts a comparison of the European and American procedures. **Journal of the Institute of Wood Science**. v.13, n.6, pp.568-571.
- QUENNEVILLE, J.H.P. (1997) Group effects in bolted timber connections. **Annual Conference of the Canadian Society for Civil Engineering**. pp.243-252.
- RAMMER, D.R. (1999) Parallel-to-grain dowel-bearing strength of two Guatemalan hardwoods. **Forest Products Journal**. v. 49, n.6, pp.77-87.
- RAMMER, D.R. (2001) **Effect of moisture content on nail bearing strength**. Research Paper. FPL 591. Madison, WI: U.S. Department of Agriculture, Forest Service, Forest Products Laboratory. 20p.
- RAMMER, D.R. et WINISTORFER, S.G. (2001) Effect of moisture content on dowel-bearing strength. **Wood and fiber science**. v. 33, n.1, pp.126-139.
- RATH, J. *et al.* (2003) Heat of wood pyrolysis. **Fuel**. v. 82, pp.81-91.
- RESHKE, R.G.; MOHAMMAD, M. et QUENNEVILLE, J.H.P. (2000) Influence of joint configuration parameters on strength of perpendicular-to-grain bolted timber connections. **World Conference on Timber Engineering**. Canada. 9p.
- RONCA, P. et GUBANA, A. (1998) Mechanical characterisation of wooden structures by means of an *in situ* penetration test. **Construction and Building Material**. v.12, pp.233-243.
- ROWLANDS, R.E. *et al.* (1982) Single and multiple-bolted joints in orthotropic materials. **Composites**. pp.273-279. July
- SAASTAMOINEN, J. et RICHARD, J-R. (1996) Simultaneous drying and pyrolysis of solid fuel particles. **Combustion and Flame**. v.106, pp.288-300.
- SALMEN, L. (1984) Viscoelastic properties of *in situ* lignin under water-saturated conditions. **Journal of Material Science**. v.19, pp.3090-3096.
- SAWAF, B., OZISIK, M.N. et JARNY, Y. (1995) An inverse analysis to estimate linearly temperature dependent thermal conductivity components and heat capacity of an orthotropic medium. **International Journal of Heat Mass Transfer**. v.38, n. 16, pp. 3004-3010;
- SCHAFFER E.L. (1967) **Charring rate of selected woods transverse to grain**. Res. Pap. FPL 69. Madison, WI: U.S. Department of Agriculture, Forest Service, Forest Products Laboratory. 28p.

- SCHAFFER, E.L. (1973) Effect of pyrolytic temperatures on the longitudinal strength of dry Douglas-fir. **Journal of testing and evaluation**, v.1, n.4, pp.319-329.
- SCHAFFER E.L. (1977) State of structural timber fire endurance. **Wood and fiber**. v.9, n.2, pp.145-170.
- SCHAFFER E.L. (1984) **Structural fire design: wood**. Research Paper FPL 450. Madison, WI: U.S. Department of Agriculture, Forest Service, Forest Products Laboratory. 16p.
- SCHAFFER, E.L. *et al.*(1986) **Strength validation and Fire Endurance of Glued-Laminated Timber Beams**. Research Paper FPL 467. Madison, WI: U.S. Department of Agriculture, Forest Service, Forest Products Laboratory. 16p.
- SHAFIZADEH, F. (1983) The Chemistry of Pyrolysis and Combustion. *In: The Chemistry of Solid Wood*. Edited by R. M. Rowell. EUA. pp.489-529.
- SILVA, V.P. et PIMENTA, P.M. (1996a) **Curvas temperatura-tempo de um incêndio**. Boletim Técnico da Escola Politécnica da USP BT/PEF/9623 São Paulo. 20p.
- SILVA, V.P. et PIMENTA, P.M. (1996b) **Determinação da curva temperatura-tempo de um incêndio natural compartimentado**. Boletim Técnico da Escola Politécnica da USP BT/PEF/9624 São Paulo. 24p.
- SIMPSON, W. et TENWOLDE, A. (1999) Physical properties and moisture relations of wood. *In: Wood Handbook-Wood as an engineering material*. Gen. Tech. Rep. FPL-GTR-113. Madison, WI: U.S. Department of Agriculture, Forest Service, Forest Products Laboratory. pp.1-24.
- SKAAR, C. (1983) Wood-Water Relationships. *In: The Chemistry of Solid Wood*. Ed. par R. Rowell. pp.127-172.
- SOLTIS, L.A., HUBBARD, F.K. et WILKINSON, T.L. (1986) Bearing strength of bolted timber joints. **Journal of structural Engineering**. v.112, n.9, pp. 2141-2154.
- SOLTIS, L.A., KARNASUDIRDJA, S. et LITTLE, J. (1987) Angle to grain strength of Dowel-type fasteners. **Wood and Fiber Science**. v.19, n.1, pp.63-80.
- SOLTIS, L.A. et WILKINSON, T.L. (1987) **Bolted-connection design**. FPL-GTR-54. Madison, WI: U.S. Department of Agriculture, Forest Service, Forest Products Laboratory. 21p.
- SOLTIS, L.A. et WILKINSON, T.L. (1991) United States adaptation of European yield model to large-diameter dowel fastener specification. **International timber engineering conference**. London: TRADA. v.3, pp. 3.43-3.49.
- SOLTIS, L.A. et WILKINSON, T.L. (1997) Bolts, drift bolts, and pins. *In: Mechanical connections in wood structures*. ASCE. pp.127-147.

- SPEARPONT, M.J. (1999) Predicting the ignition and burning rate of wood in the cone calorimeter using an integral model. NIST-GCR-99-775. National Institute of Standards and Technology. 414p.
- SPEARPOINT, M.J. et QUINTIERE, J.G. (2000) Predicting the burning of wood using an integral model. **Combustion and flame**. v.123, pp.308-324.
- STEINHAGEN, H.P. (1977). **Thermal conductive properties of wood, green or dry, from -40° to +100 °C: a literature review**. Gen. Tech. Rep. FPL-9. Madison, WI: U.S. Department of Agriculture, Forest Service, Forest Products Laboratory. 13p.
- SUUBERG, E.M., MILOSAVLJEVIC, I. et LILLY, W.D. (1994) **Behaviour of charring materials in simulated fire environments**. NIST-GCR-94-645. National Institute of Standards and Technology. 650p.
- TANG, W.K. (1967) **Effect of inorganic salts on pyrolysis of wood, alpha-cellulose and lignin determined by dynamic thermogravimetry**. Res. Paper FPL-71, Madison, WI: U.S. Department of Agriculture, Forest Service, Forest Products Laboratory.
- TC S.A. (2002) **Traité de thermométrie par thermocouple et résistance**. Version 6.0.
- THUNMAN, H. et LECKNER, B. (2002) Thermal conductivity of wood-models for different stages of combustion. **Biomass & Bioenergy**. v. 23, pp.47-54;
- TRAN, H.C. (1992) Experimental data on wood materials. *In*: Babrauskas, V.; Grayson, S.J. eds. **Heat release in fires**. New York: Elsevier Applied Science;. Chapter 11, part b.
- TRAN, H.C. et WHITE, R.H. (1992) Burning Rate of solid wood measured in a heat release rate calorimeter. **Fire and materials**, v. 16, pp.197-206.
- VALLE, A. 1999. **Rigidez de ligações com parafusos em estruturas de madeira laminada colada**. Escola Politécnica da Universidade de São Paulo. Departamento de Engenharia de Estruturas e Fundações. São Paulo. Tese de doutorado. p.169
- VORREITER, L. (1956) Combustion and heat insulating losses of wood and fiber boards. **Holzforschung** v.10, n.3, pp.73-80.
- WHITE, R.H. (1995) Analytical methods for determining fire resistance of timber members. *In*: **The SFPE Handbook of fire protection engineering**. 2nd ed. Boston MA: Society of Fire Protection Engineers, pp.217-229.
- WHITE, R.H. (2000) Charring rate of composite timber products. *In*: **Proceedings of Wood and fire safety 2000**. v.1, pp. 353-363.
- WHITE, R.H., CRAMER, S.M. et SHRESTHA, D.K. (1993) **Fire Endurance Model for a Metal-Plate-Connected Wood Truss**. Research Paper. FPL-RP-522 Madison, WI: U.S. Department of Agriculture, Forest Service, Forest Products Laboratory. 12p.

- WHITE, R.H. et DIETENBERGER, M.A. (1999) Fire safety. *In: Wood Handbook-Wood as an engineering material*. Gen. Tech. Rep. FPL-GTR-113. Madison, WI: U.S. Department of Agriculture, Forest Service, Forest Products Laboratory. pp.1-16.
- WHITE, R.H. et DIETENBERGER, M.A. (2001) Wood Products: Thermal Degradation and Fire. *In: Encyclopedia of Materials: Science and Technology*. Elsevier Science Ltd. pp.9712-9716.
- WHITE, R.H. et NORDHEIM, E.V. (1992) Charring rate of wood for ASTM E 119 exposure. *Fire technology*. v. 28, n. 1, pp 5-30.
- WHITE, R.H. et SCHAFFER, E.L.(1981) Transient moisture gradient in fire-exposed wood slab. *Wood and fiber*. v. 13, n. 1, pp. 17-38.
- WILKINSON, T.L. (1978) **Strength bolted wood joints with various ratios of member thicknesses**. Research Paper FPL 314. Madison, WI: U.S. Department of Agriculture, Forest Service, Forest Products Laboratory. 8p.
- WILKINSON, T.L. (1980) **Assessment of modification factors for a row of bolts on timber connectors**. Research Paper FPL 376. Madison, WI: U.S. Department of Agriculture, Forest Service, Forest Products Laboratory. 24p.
- WILKINSON, T.L. (1986) Load distribution among bolts parallel to load. *Journal of Structural Engineering*. v.112, n.4, pp.835-852.
- WILKINSON, T.L. (1991) **Dowel bearing strength**. Research Paper FPL-RP-505. Madison, WI: U.S. Department of Agriculture, Forest Service, Forest Products Laboratory. 11p.
- WILKINSON, T.L. (1992) **Strength of bolted timber connections with steel side members**. Research Paper FPL-RP-513. Madison, WI: U.S. Department of Agriculture, Forest Service, Forest Products Laboratory. 12p.
- WILKINSON, T.L. (1993) **Bolted connection strength and bolt hole size**. Research Paper FPL-RP-524. Madison, WI: U.S. Department of Agriculture, Forest Service, Forest Products Laboratory. 11p.
- WILKINSON, T.L. et ROWLANDS, R.E. (1981) Analysis of mechanical joints in wood. *Experimental mechanics*. November, pp.408-414.
- WINANDY, J.E. et ROWELL, R.M. (1983) The Chemistry of Wood Strength. *In: The Chemistry of solid Wood*. Ed. By R.M. Rowell. pp.211-255.
- YANG, C. (1998) A linear inverse model for the temperature-dependent thermal conductivity determination in one-dimensional problems. *Applied Mathematical Modelling*. v.22, pp.1-9.

-
- YASAMURA, M.; MUROTA, T. et SAKAI, H. (1987) Ultimate properties of bolted joints in glued-laminated timber. **International Council for Building Research Studies and Documentation. Working Commission W18A-Timber Structures**. 21p.
- YOUNG, S.A. et CLANCY, P. (2001) Compression mechanical properties of wood at temperatures simulating fire conditions. **Fire and Material**. v. 25, pp.83-93.
- YEUNG, W.K. et LAM, T.T. (1996) Second-order finite difference approximation for inverse determination of thermal conductivity. **International Journal of Heat and Mass Transfer**. v. 39, n. 17, pp. 3685-3693.
- ZINK, A.G.; PELLICANE, P.J. et ANTHONY, R.W.(1995) A stress transformation approach to predicting the failure mode of wood. **Wood Science and Technology**. v.30, pp.21-30.
- ZINK-SHARP, A., STELMOKAS, J.S. et GU, H. (1999) Effects of wood anatomy on the mechanical behaviour of single-bolted connections. **Wood and Fiber Science**. v.31, n.3, pp.249-263.

ANNEXES

ANNEXE A - DEFINITION DE LA VALEUR DE PLASTIFICATION DE LA PORTANCE LOCALE

Pour le calcul des assemblages par broche ou par boulon, la théorie d'analyse limite utilise la portance locale pour exprimer la résistance mécanique du bois dans la région autour de l'organe d'assemblage. Cependant, la résistance limite de l'assemblage n'est pas un point bien défini sur la courbe charge-déformation issue des tests des assemblages. De plus, la courbe charge-déformation change de forme selon l'élançement des organes d'assemblage, et la direction de la charge par rapport à l'angle des fibres du bois.

Il y a principalement deux méthodes pour la détermination de la portance locale des assemblages: la méthode européenne (NF EN383 1993) et la méthode américaine (Wilkinson 1991; Pope et Hilson 1995), chacune ayant son critère pour déterminer la portance limite. La méthode européenne, dont le principe du test est illustré par la Figure A-1, indique que la charge utilisée par le calcul de la portance locale doit être la charge maximale de l'essai.

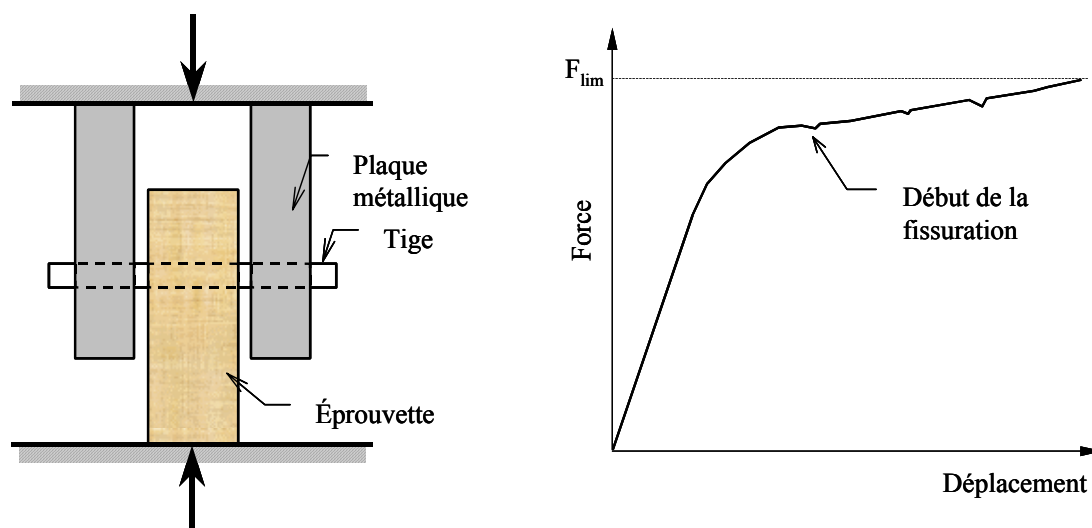


Figure A-1: Schéma de l'essai d'enfoncement européen

Contrairement à la méthode européenne, celle adoptée aux États-Unis, dont le principe d'essai est montré dans la Figure A-2, détermine la charge limite par l'intersection de la courbe force-déplacement avec une droite parallèle à la partie linéaire de la courbe force-déplacement et excentrée d'une distance de 5% du diamètre de la tige à partir de l'origine de la courbe.

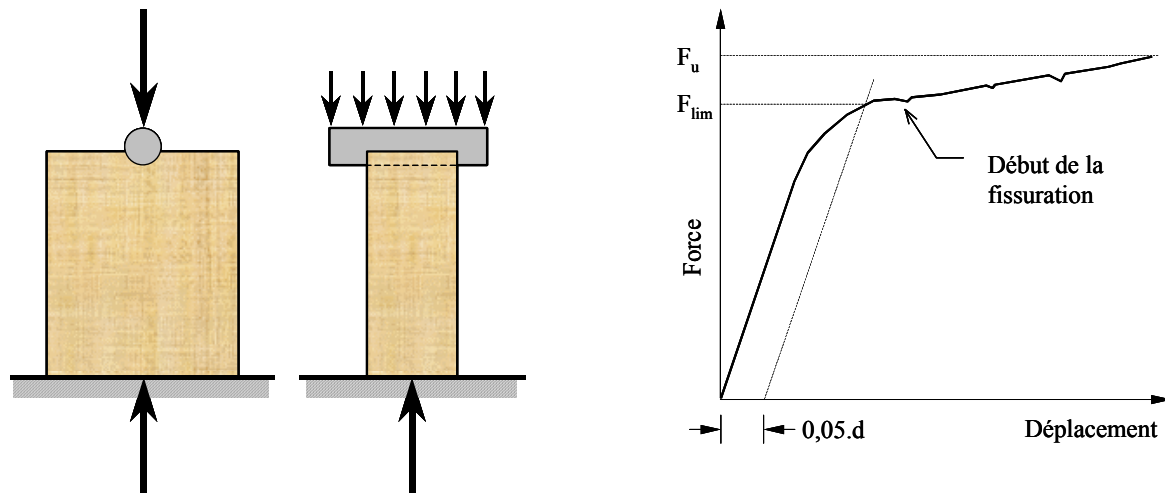


Figure A-2: Schéma de l'essai d'enfoncement nord américain

Les différences entre ces deux méthodes ont été analysées par Pope et Hilson (1995). Les résultats obtenus ont été similaires pour les essais de portance parallèle aux fibres. En revanche, les résultats pour les essais dans la direction perpendiculaire ont été considérablement différents. En dehors des différences de géométrie des éprouvettes, en ce qui concerne la portance perpendiculaire aux fibres, le critère de charge limite de la norme européenne (NF EN383 1993) prend en compte la résistance additionnelle produite par la traction des fibres lorsqu'elles sont soumises à une sollicitation transversale, mais n'est pas indiqué pour la théorie d'analyse limite adoptée par l'Eurocode 5. Bléron (2000) a montré que le calcul de la portance locale utilisant la résistance à l'enfoncement au seuil limite de plastification donne des valeurs normatives de résistance des assemblages (Eurocode 5) les plus proches des résultats expérimentaux.

En effet, comme il peut être constaté dans la Figure A-3, les différences entre les critères américain et européen, et entre le critère au seuil limite de plastification et le critère européen sont considérables. En revanche, la différence entre le critère américain et celui au seuil limite de plastification est petite.

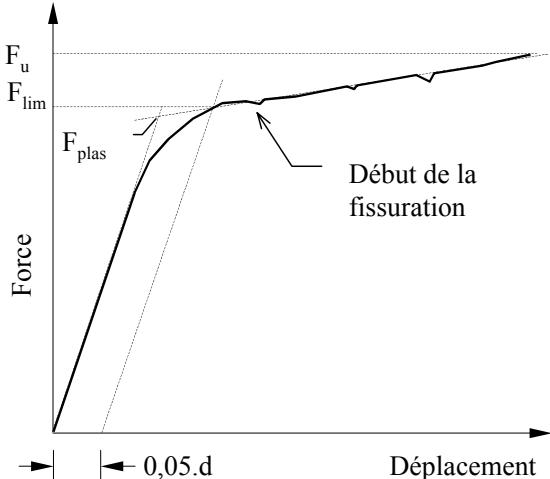


Figure A-3: Comparaison des critères de détermination de la portance locale

ANNEXE B - TAUX DE CARBONISATION SELON LES MODELES EXPERIMENTAUX ET LES NORMES

Modèles expérimentaux

Tableau B-1: Modèles expérimentaux de la carbonisation pour les essences de résineux

<p>Lawson et al. 1952, <i>apud</i> Lau, Zeelaand et White (1998) Poutres d'Épicéa de 38 × 50 mm d'épaisseur, exposées à température variable selon l'ASTM E 119; taux d'humidité de 12%. Elle n'est pas indiquée pour prévoir le taux de combustion dans la phase initiale de l'exposition au feu.</p>	$\frac{\partial x}{\partial t} = 1,041 t^{-0.2} \text{ ou } x = \eta_2 t^n,$ <p>où x = localisation du front de charbon (mm) et t = période (min).</p>
<p>Vorreiter 1956, <i>apud</i> Lau, Zeelaand et White (1998) Plaques de 10 mm d'épaisseur d'Épicéa sec, placées horizontalement et exposées à la flamme sur le côté inférieur. Elle n'est pas indiquée pour prévoir le taux de combustion dans la phase initiale de l'exposition au feu.</p>	$x = 0,345 \frac{t^{1,3}}{\rho - \rho_c},$ <p>où x = localisation du front de charbon (mm); t = période (min); ρ = densité relative du bois(g/cm³); ρ_c = densité relative du charbon(g/cm³).</p>
<p>Schaffer 1967. Exposition au feu ASTM E 119 Planches laminées de pin Douglas, de «southern pine» et de chêne blanc de 76,2 mm d'épaisseur, exposées à l'essai ASTM E 119; taux d'humidité entre 6 à 18%. Température de la pyrolyse est 288 °C.</p>	<p>$t = Ax$ où $A = (a + b\omega)\rho + c$; a, b et c = voir Tableau B-2; x = localisation du front de charbon (pouce); t = période (min); ρ = densité relative du bois (g/cm³); ω = taux d'humidité du bois (%).</p>
<p>Schaffer 1967 Exposition à température constante Planches laminées de pin Douglas, de «southern pine» et de chêne blanc de 76,2 mm d'épaisseur et exposées, en four à températures constantes de 538, 816 et 927 °C sur un unique côté; taux d'humidité entre 6 à 18%. Température de la pyrolyse est 288 °C.</p>	$t = -A \ln\left(1 - \frac{x}{3,0}\right) \exp\left(\frac{JE}{RT}\right), \beta = \frac{1}{A}(3,0 - x) \exp\left(-\frac{JE}{RT}\right),$ <p>où $A = (a + b\omega)\rho + c$; a, b et c = voir Tableau B-2 T = température (K); J = 4,184 Joules/cal; R = 8,14 Joules/(gram-mole K); E = énergie d'activation (doit être déterminé pour chaque essence); x = localisation du front de charbon (pouce); t = période (min); β = taux de carbonisation (pouce/min); ρ = densité relative du bois; ω = taux d'humidité du bois (%).</p>
<p>White et Nordheim (1992) Echantillons de 63 mm d'épaisseur de 8 essences, exposés à température variable selon à ASTM E 119; taux d'humidité entre 6 et 16%. Température de la pyrolyse est 300 °C.</p>	<p>$t = mx^{1,23}$, où $\ln(m) = -1,7418 + 0,8485f_c + 0,9388\rho + 0,02\omega$; f_c = facteur de contraction du charbon; ρ = densité relative du bois (g/cm³); ω = taux d'humidité du bois (%); x = localisation du front de charbon (mm).</p>
<p>Lau, Zeelaand et White (1998) 55 échantillons de SPF et MSR de 2 × 4 exposés à température constante de 500 °C. Température de la pyrolyse est 300 °C.</p>	$\beta(t) = -\frac{\alpha}{8} \left[\frac{\alpha t}{4} + \frac{1}{16} (a_o + b_o)^2 \right]^{-\frac{1}{2}}$ $\delta(t) = -\frac{\alpha}{4} (a_o + b_o) - \left[\frac{\alpha t}{4} + \frac{1}{16} (a_o + b_o)^2 \right]^{\frac{1}{2}},$ <p>où α = vitesse surfacique de carbonisation (mm²/s); β = vitesse instantanée de carbonisation (mm²/s); δ = position du front de carbonisation (mm); t = temps d'exposition au feu (s); a_o et b_o = dimensions initiales de la section (mm).</p>

Tableau B-2: Constantes des essences pour le développement des modèles de carbonisation (Schaffer 1967).

Essences	Constantes de la régression			$\frac{JE}{R}$ (K)
	a	b	c	
	Courbe de température ASTM E-119			
Pin Douglas	28,726	0,578	4,187	
Southern pine	5,832	0,120	12,862	
Chêne blanc	20,036	0,403	7,519	
	Exposition à température constante			
Pin Douglas	28,576	0,576	4,548	1564
Southern pine	7,587	0,153	9,000	1744
Chêne blanc	19,563	0,394	7,789	1739

Norme française

Cette norme considère l'influence de l'orientation des surfaces dans le calcul de la sollicitation thermique. De cette façon, le taux de carbonisation moyenne du bois est fonction de l'orientation de la surface exposée au feu à travers le facteur de multiplication k_1 . Pour les surfaces exposées horizontalement, elle recommande $k_1=1,6$ et pour celles inclinées ou avec un angle supérieur à 45° , $k_1 = 1,0$.

Tableau B-3: Taux de carbonisation moyenne du bois (taux d'humidité en œuvre inférieur à 17% sous réserve des indications des paragraphes 4,2 et 4,63) (CB 71)

Essence	Taux de carbonisation	Arrondissement	Couche Carbonisée
Bois naturels		Si $t > 30$ min	$\delta_c = \beta \cdot t$,
Sapin, épicéa, pin sylvestre, pin noir, pin laricio, pin maritime, hemlock, peuplier châtaignier, chêne, douglas, etc.	$\beta_0 = 0,7$ mm/min	$r = t \cdot \frac{\beta_0}{2} + 15\beta_0$,	où β est le taux de carbonisation corrigée selon l'orientation des surfaces par rapport le feu.
Bois lamellé collés ou aboutés			
Sapin, épicéa, pin sylvestre, pin maritime, peuplier, etc.	$\beta_0 = 0,7$ mm/min	soit r le rayon de l'arrondissement, t la période d'exposition au feu et β_0 le taux de carbonisation moyenne du bois.	
Bois de menuiserie intérieure (Classe A, B, C NF B 53-510)			
Essences dures			
Chêne, doussie, sipo, teck, makoré, etc.	$\beta_0 = 0,5$ mm/min		
Autres essences feuillues ou résineuses	$\beta_0 = 0,6$ mm/min		

Tableau B-4: Taux de carbonisation moyenne des panneaux dérivés du bois à prendre en compte dans le calcul des structures (taux d'humidité en œuvre inférieur à 13%). Sous réserve des indications des paragraphes 4,2 et 4,63 (CB 71).

	NF B 54-100 (y compris panneaux à surfaces mélaminées) ignifugés ou non.	β_0	$e < 16$	$e > 16$
Panneaux de particules pressés à plat	Panneaux faisant l'objet d'une certification de constance de qualité CTB "H", CTB "S". Masse volumique 600 kg/m ³ .	β_0	0,8 mm/min	0,7 mm/min
	Panneaux non titulaires des marques de qualité CTB-H ou CTB-S. Masse volumique ≤ 400 kg/m ³ .	β_0	1,1 mm/min	1 mm/min
	Masse volumique ≤ 600 kg/m ³ .	β_0	1 mm/min	0,9 mm/min
	Masse volumique > 400 kg/m ³ .	β_0	0,9 mm/min	0,8 mm/min
Panneaux de particules agglomérés au ciment	Masse volumique ≥ 600 kg/m ³ .	β_0	0,6 mm/min	0,5 mm/min
Panneaux de fibres	NF B 54-050 ignifugés ou non Tendre, masse volumique ≤ 300 kg/m ³ .	β_0	-	-
	Mi-dur, masse volumique > 350 et ≤ 800 kg/m ³ .	β_0	1,1 mm/min	1 mm/min
	Moyenne densité, masse volumique > 600 kg/m ³ .	β_0	1 mm/min	0,9 mm/min
	Dur, masse volumique > 800 kg/m ³ .	β_0	0,9 mm/min	0,9 mm/min
Panneaux de fibraglos	NF B 56-010	β_0	1,8 mm/min	1,4 mm/min
Panneaux de contreplaqués ou latté	NF B 54-155 ignifugés ou non			
	Panneaux faisant l'objet d'une certification constance de qualité "NF Extérieur CTB-X"	β_0	1,2 mm/min	1 mm/min
	Panneaux non titulaires de la marque "NF Extérieur CTB-X"	β_0	1,3 mm/min	1,2 mm/min

Norme australienne

Tableau B-5: Critères de la norme australienne (AS 1520.4).

Taux de carbonisation	Arrondissement	Couche carbonisée (mm)
$\beta = 0,4 + \left(\frac{280}{\rho} \right),$ <p>soit ρ la densité du bois en kg/m³ avec taux d'humidité de 12%;</p> <p>β est le taux de carbonisation en mm/min.</p>	<p>L'arrondissement des coins de la section transversale n'est pas considéré.</p>	$d_c = \beta \cdot t + 7,5,$ <p>t la période d'exposition (min). L'équation ci-dessus considère une couche de 7,5 mm du bois non carbonisé pendant le procès mais dont les propriétés mécaniques ont été altérées à cause des hautes températures et qui ne présente pas de propriétés mécaniques pour contribuer à la résistance de la section transversale résiduelle.</p>

Norme britannique

Tableau B-6: Critères de la norme britannique (BS 5260: Part 4: Section 4.1 1978).

Essences	Taux de carbonisation	Arrondissement	Couche carbonisée (mm)
a) Toutes les structures listées dans le tableau 1 du CP112: Part 2: 1971, sauf celles notées dans les items b et c.	$\beta = 0,67$ mm/min	Si $t > 30$ min et la dimension la plus petite $b < 50$ mm $r = t \cdot \beta$, où r est le	$d_c = \beta \cdot t$, soient t le temps d'exposition au feu et β le taux de carbonisation.
b) Western red cedar	$\beta = 0,83$ mm/min	rayon (mm) de l'arrondissement.	
c) Chêne, utile, keruing (gurjun), teck, <i>Ocotea rodiaei</i> , <i>Eucalyptus marginata</i>	$\beta = 0,50$ mm/min		

Eurocode 5

Tableau B-7: Critères de l'Eurocode 5 (prEN 1995-1-2 2000).

Essences	Taux de carbonisation β_o	Taux de carbonisation β_n	Arrondissement	Couche carbonisée (mm)
a) Résineux et hêtre Bois lamellé collé avec masse volumique ≥ 290 kg/m ³	0,65 mm/min	0,70 mm/min	$d_{char,n} = \beta_n \cdot t$, soient t le temps d'exposition au feu et β_n le taux de carbonisation ; $d_{char,n}$ inclut l'effet de l'arrondissement des coins.	$d_{char,0} = \beta_o \cdot t$, soient t le temps d'exposition au feu et β_o le taux de carbonisation pour la carbonisation unidimensionnelle pour le l'exposition au feu standard
Bois massif avec masse volumique ≥ 290 kg/m ³	0,65 mm/min	0,80 mm/min		
b) Feuillus Bois massif ou lamellé collé avec masse volumique ≥ 290 kg/m ³	0,65 mm/min	0,70 mm/min		
Bois massif ou lamellé collé avec masse volumique ≥ 450 kg/m ³	0,50 mm/min	0,55 mm/min		
c) LVL avec masse volumique ≥ 480 kg/m ³	0,65 mm/min	0,70 mm/min		
d) Panneaux				
Lambris en bois*	0,90 mm/min			
Contreplaqué*	1,00 mm/min			
Panneaux à base de bois autre que le contreplaqué*	0,90 mm/min			

* Les valeurs sont valables pour de masses volumiques supérieures à 450 kg/m³ et pour les épaisseurs de panneaux supérieures à 20 mm

ANNEXE C - INFLUENCE DE LA TEMPERATURE SUR LES PROPRIETES DE L'ACIER

Du point de vue structurel, les propriétés principales des aciers sont celles qui ont un rapport avec sa résistance mécanique. Les changements de celles-ci en fonction de la température dépendent du type d'acier. Les aciers les plus utilisés dans la construction sont soit les «hot-rolled», soit les «cold-drawn». Les aciers structuraux sont des aciers ferrite-pearlite, à faibles teneurs en carbone et «hot-rolled». Ils ont une structure de grain orientée aléatoirement et leur résistance à température ambiante dépend principalement de leur teneur en carbone. Lorsque ces matériaux sont soumis à un échauffement, ils présentent des changements de comportement concernant les déformations et les contraintes élastiques et de rupture.

Les Figures C-1 a et b montrent respectivement les courbes contrainte-déformation à 24 °C et à 21 °C et à plusieurs niveaux de température. Il peut être vérifié que, aux environs de 100°C, les 2 types d'acier présentent une petite réduction de résistance suivie d'une récupération, dont les valeurs maximales ont lieu aux environs 260 °C, pour l'acier ASTM A36, et aux environs 149 °C pour l'acier ASTM A431.

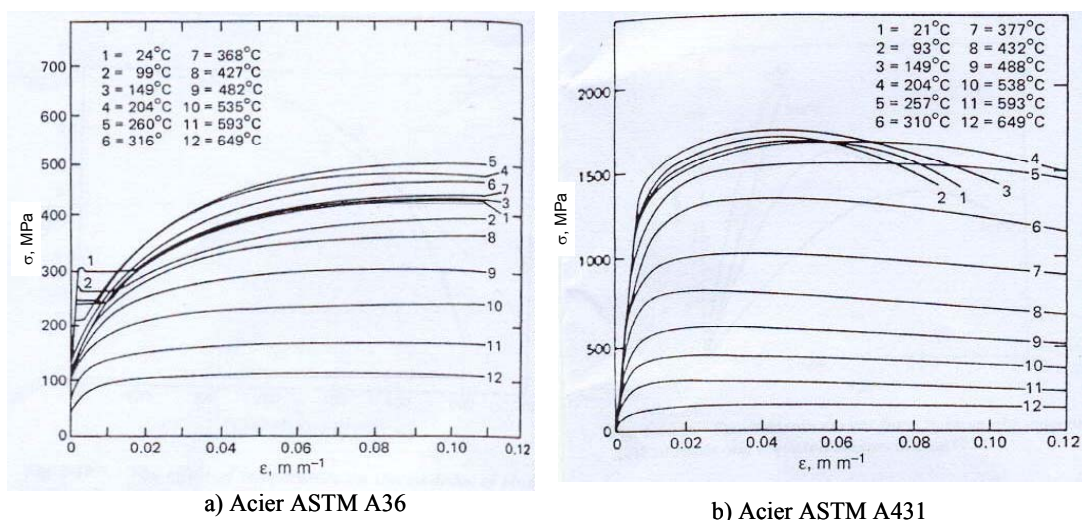


Figure C-1: Courbes contrainte-déformation pour des aciers structuraux (Harmathy 1995)

Les propriétés des aciers sont liées à leurs structures cristallines. Pour les aciers-carbon utilisés usuellement dans la construction, des changements cristallins importants ont lieu à des températures au-dessus de 600 à 650 °C. En considérant que, entre 600 à 650 °C,

leurs contraintes ultimes sont réduites aux environs de 70 à 60% de leurs contraintes à température ambiante, l'écoulement aura lieu avant que les changements cristallins aient lieu (Milke 1995). La Figure C-2 montre l'effet de la température sur les contraintes élastique et de rupture pour l'acier structural ASTM A36 et pour l'acier «prestressing» ASTM A421.

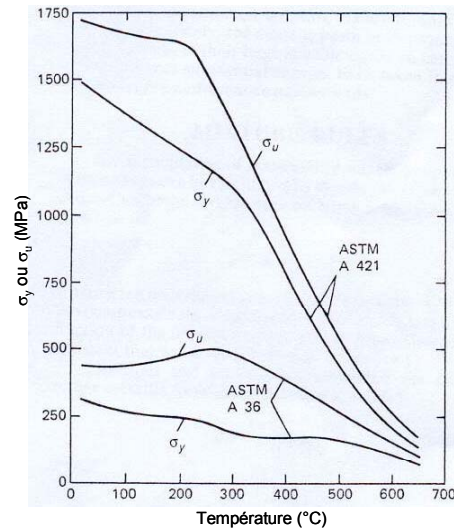


Figure C-2: Contraintes de rupture et élastique pour les aciers ASTM A36 et ASTM A421 (Harmathy 1995).

Pour exprimer ces changements en fonction de la température, Milke (1995) propose les expressions suivantes, respectivement, pour la contrainte ultime, le module d'élasticité et le coefficient de dilatation thermique:

$$\sigma_y = \sigma_{y,0} (1 - 0,78 \cdot \theta - 1,89 \cdot \theta^4) \text{ pour } \theta < 0,63 ;$$

$$E = E_0 (1 - 2,04 \cdot \theta^2) \text{ pour } \theta < 0,63 \text{ et}$$

$$\alpha = (6,1 - 0,0019 \cdot T) \cdot 10^{-6} \text{ pour } \theta < 0,68 ,$$

où $\theta = \frac{T' - 20}{1000}$, avec T' la température en °C; σ_y la contrainte ultime à température élevée (MPa) et l'indice 0 indique la valeur à la température ambiante; E le module d'élasticité à température élevée (MPa); α le coefficient de dilatation thermique à température T ($\text{m/m}^\circ\text{C}$) et T la température de l'acier (°F). D'après Beer et Johnston (1989), le coefficient d'expansion thermique de l'acier varie de $11,7 \times 10^{-6}$ à $17,3 \times 10^{-6} \text{ }^\circ\text{C}^{-1}$ à température ambiante.

La Figure C-3 montre les comportements de la contrainte élastique en traction et du module d'élasticité des aciers en fonction de la température, normalisés par rapport à leurs valeurs respectives à la température ambiante. Il faut remarquer que ces courbes représentent une simplification de comportement réel (Figures C-1 et C-2).

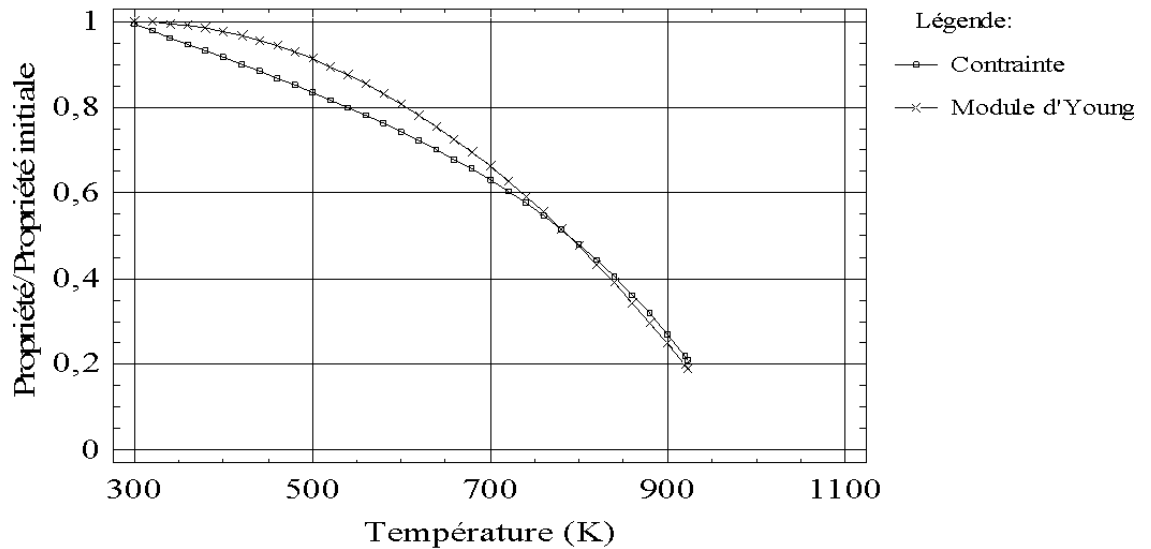


Figure C-3: Influence de la température sur la contrainte ultime et le module d'élasticité des aciers

La température influence aussi les propriétés thermophysiques des aciers. Ces propriétés sont nécessaires pour la modélisation des phénomènes de conduction thermique qui ont lieu lorsque ces matériaux sont exposés à une source de chaleur. Le Tableau C-1 présente des valeurs pour la conductivité thermique et pour la chaleur massique de l'acier A36 à plusieurs températures.

Tableau C-1: Propriétés thermophysiques de l'acier A36 (Milke 1995)

Conductivité thermique (W/m.K)	Chaleur massique (kJ/kg.K)	Densité (kg/m ³)
51,9 à 255 K	0,448 à 255 K	7688,6
42,7 à 589 K	0,603 à 672 K	
34,8 à 866 K	0,720 à 866 K	
26,0 à 1366 K	0,720 à 1366 K	

ANNEXE D - DONNEES EXPERIMENTALE: MODULE D'ELASTICITE EN FLEXION

Tableau D-1: Module d'élasticité en flexion

Échantillon/ Température	Nombre de éprouvettes	MOE à 25°C			MOE/MOE à 25°C		
		Moyenne (MPa)	Écart-type (MPa)	c.o.v (%)	Moyenne	Écart-type	c.o.v. (%)
25	6	11700	500	4,5	1,00	0,00	0,0
60	6	11300	400	3,9	1,14	0,07	6,6
80	6	11500	700	5,8	1,12	0,05	4,5
90	6	11700	500	4,5	1,13	0,04	4,0
100	6	11400	1100	9,6	1,08	0,12	11,0
120	6	11100	900	8,3	1,00	0,10	9,5
140	6	11300	700	6,4	0,95	0,08	8,1
160	6	11600	1000	8,6	0,95	0,03	3,4
180	6	11200	800	7,3	0,98	0,02	2,7
200	6	11300	1000	8,4	0,87	0,02	2,7
220	6	11400	800	6,8	0,77	0,06	8,1
240	6	11300	1000	8,4	0,63	0,03	5,4

Tableau D-2: Raideur en flexion normalisée par rapport son valeur à 25 °C

Échantillon/ Température	Nombre de éprouvettes	k/k à 25°C		
		Moyenne	Écart-type	c.o.v.(%)
25	6	1,00	0,00	0,0
60	6	1,0	0,06	5,7
80	6	0,97	0,02	1,8
90	6	0,95	0,04	4,1
100	6	0,94	0,06	6,0
120	6	0,93	0,05	5,7
140	6	0,89	0,05	5,8
160	6	0,85	0,03	3,9
180	6	0,83	0,06	7,8
200	6	0,82	0,04	4,4
220	6	0,69	0,03	5,1
240	6	0,61	0,03	5,4

ANNEXE E - DONNÉES EXPERIMENTALES: ENFONCEMENT

Tableau E-1: Portance parallèle aux fibres normalisée par rapport la moyenne à 20 °C

Échantillon\ Température	Nombre de éprouvettes	f_{h_0}/f_{h_0} à 20°C		
		Moyenne	Écart-type	c.o.v. (%)
L20-3	6	1,00	0,05	5,3
L20-4	5	1,00	0,05	5,3
L60-3	6	0,79	0,04	5,5
L80-3	6	0,73	0,05	7,2
L90-3	6	0,76	0,06	7,7
L100-3	6	0,83	0,05	5,1
L120-3	6	0,85	0,03	3,9
L140-3	6	0,86	0,01	1,7
L160-3	6	0,79	0,08	10,3
L180-3	6	0,70	0,04	5,5
L180-4	5	0,74	0,02	2,7
L200-4	5	0,65	0,06	8,9
L220-4	5	0,59	0,07	12,2
L240-4	5	0,47	0,04	7,9

Tableau E-2: Portance perpendiculaire aux fibres normalisée par rapport la moyenne à 20 °C

Échantillon\ Température	Nombre de éprouvettes	$f_{h_{90}}/f_{h_{90}}$ à 20°C		
		Moyenne	Écart-type	c.o.v. (%)
T20-3 et 4	11	1,00	0,13	13,1
T60-3	6	0,86	0,14	16,1
T80-3	5	0,78	0,07	9,0
T90-3	4	0,89	0,16	18,4
T100-3	5	0,89	0,08	9,2
T120-3	5	0,92	0,10	10,5
T140-3	5	0,92	0,12	13,5
T160-3	5	0,85	0,14	15,9
T180-3 et 4	10	0,77	0,12	15,0
T200-4	5	0,70	0,03	4,3
T220-4	5	0,55	0,06	11,3
T240-4	5	0,42	0,11	25,4

Tableau E-3: Mod. de fond. initial parallèle aux fibres normalisé par rapport la moyenne à 20 °C

Échantillon\ Température	Nombre de éprouvettes	$K_{i0^{\circ}}/K_{i0^{\circ}} \text{ à } 20^{\circ}\text{C}$		
		Moyenne	Écart-type	c.o.v. (%)
L20-3	6	1,00	0,23	23,3
L20-4	5	1,00	0,26	25,6
L60-3	6	1,27	0,24	18,5
L80-3	6	1,11	0,10	8,9
L90-3	6	1,20	0,34	28,1
L100-3	6	1,20	0,09	7,7
L120-3	6	1,48	0,32	21,3
L140-3	6	1,33	0,22	16,8
L160-3	6	1,52	0,11	7,0
L180-3	6	1,26	0,31	24,3
L180-4	5	1,01	0,39	39,0
L200-4	5	0,86	0,18	21,2
L220-4	5	0,98	0,31	32,0
L240-4	5	1,04	0,45	43,9

Tableau E-4: Mod. de fondation initial perpendiculaire aux fibres normalisé par rapport la moyenne à 20 °C

Échantillon\ Température	Nombre de éprouvettes	$K_{i90^{\circ}}/K_{i90^{\circ}} \text{ à } 20^{\circ}\text{C}$		
		Moyenne	Écart-type	c.o.v. (%)
T20-3 et 4	11	1,00	0,20	19,5
T60-3	6	0,87	0,15	16,7
T80-3	5	0,89	0,05	5,9
T90-3	4	0,93	0,17	18,2
T100-3	5	0,99	0,15	15,4
T120-3	5	0,99	0,34	34,2
T140-3	5	1,13	0,32	28,0
T160-3	5	0,99	0,40	40,9
T180-3 et 4	10	0,89	0,30	33,3
T200-4	5	0,91	0,27	29,2
T220-4	5	0,79	0,23	29,0
T240-4	5	0,58	0,30	50,9

Tableau E-5: Module de fondation parallèle aux fibres normalisé par rapport la moyenne à 20 °C

Échantillon\ Température	Nombre de éprouvettes	Kser _{0°} /Kser _{0° à 20°C}		
		Moyenne	Écart-type	c.o.v. (%)
L20-3	6	1,00	0,26	26,2
L20-4	5	1,00	0,15	14,8
L60-3	6	1,30	0,21	16,4
L80-3	6	1,13	0,17	15,0
L90-3	6	1,22	0,31	25,6
L100-3	6	1,24	0,12	9,6
L120-3	6	1,50	0,32	21,2
L140-3	6	1,34	0,23	17,5
L160-3	6	1,53	0,11	7,1
L180-3	6	1,24	0,24	19,2
L180-4	5	0,99	0,17	17,0
L200-4	5	0,88	0,21	24,1
L220-4	5	0,83	0,26	31,4
L240-4	5	0,70	0,26	37,2

Tableau E-6: Module de fondation perpendiculaire aux fibres normalisé par rapport la moyenne à 20 °C

Échantillon\ Température	Nombre de éprouvettes	Kser _{90°} /Kser _{90° à 20°C}		
		Moyenne	Écart-type	c.o.v. (%)
T20-3 et 4	11	1,00	0,16	16,0
T60-3	6	0,77	0,12	15,6
T80-3	5	0,78	0,05	6,3
T90-3	4	0,76	0,12	16,4
T100-3	5	0,88	0,10	11,0
T120-3	5	0,89	0,26	29,2
T140-3	5	0,98	0,27	28,0
T160-3	5	0,86	0,38	44,8
T180-3 et 4	10	0,79	0,24	30,8
T200-4	5	0,80	0,18	23,1
T220-4	5	0,66	0,20	29,7
T240-4	5	0,45	0,22	49,4

Tableau E-7: Mod. de fondation élastique parallèle aux fibres normalisé par rapport la moyenne à 20 °C

Échantillon\ Température	Nombre de éprouvettes	$K_{e0^\circ}/K_{e0 \text{ à } 20^\circ\text{C}}$		
		Moyenne	Écart-type	c.o.v. (%)
L20-3	6	1,00	0,07	7,0
L20-4	5	1,00	0,05	5,1
L60-3	6	1,05	0,13	12,5
L80-3	6	1,01	0,10	9,8
L90-3	6	0,97	0,17	17,3
L100-3	6	1,00	0,07	7,0
L120-3	6	1,12	0,11	9,5
L140-3	6	1,12	0,09	7,7
L160-3	6	1,09	0,06	5,1
L180-3	6	1,00	0,10	10,4
L180-4	5	0,96	0,03	3,0
L200-4	5	0,92	0,09	10,3
L220-4	5	0,87	0,10	11,8
L240-4	5	0,81	0,06	7,5

Tableau E-8: Module de fondation élastique perpendiculaire aux fibres normalisé par rapport la moyenne à 20 °C

Échantillon\ Température	Nombre de éprouvettes	$K_{e90^\circ}/K_{e90 \text{ à } 20^\circ\text{C}}$		
		Moyenne	Écart-type	c.o.v. (%)
T20-3 et 4	11	1,00	0,11	11,2
T60-3	6	0,83	0,09	10,8
T80-3	5	0,73	0,06	8,3
T90-3	4	0,77	0,13	17,4
T100-3	5	0,86	0,07	7,9
T120-3	5	0,87	0,13	14,6
T140-3	5	0,87	0,14	16,5
T160-3	5	0,82	0,20	24,0
T180-3 et 4	10	0,77	0,17	21,7
T200-4	5	0,75	0,14	19,3
T220-4	5	0,62	0,15	25,0
T240-4	5	0,42	0,16	39,4

ANNEXE F - DONNEES EXPERIMENTALES: DURETE BRINELL

Tableau F-1: Dureté Brinell spécifique normalisé par rapport la moyenne à 20 °C

Échantillon\ Température	Nombre de éprouvettes	HB spécifique normalisée		
		Moyenne	Écart-type	c.o.v. (%)
20	6	1,00	0,14	14,4
30	6	0,92	0,08	5,1
40	6	0,85	0,05	6,0
50	6	0,85	0,08	9,6
60	6	0,76	0,08	10,6
70	6	0,75	0,04	4,7
80	6	0,81	0,06	7,6
90	6	0,73	0,09	12,8
100	6	0,73	0,04	5,3
120	6	0,72	0,13	18,5
140	6	0,63	0,05	7,6
160	6	0,59	0,07	12,1
180	6	0,53	0,10	18,1
200	6	0,48	0,14	28,7
220	6	0,14	0,16	110,4



Mademoiselle DIAS DE MORAES Poliana

DOCTORAT de l'UNIVERSITE HENRI POINCARÉ, NANCY-1
en SCIENCES et TECHNOLOGIES INDUSTRIELLES

VU, APPROUVE ET PERMIS D'IMPRIMER n° 898

Nancy, le 15 décembre 2003

Le Président de l'Université

Cl. BURLET



3C-F9

UNIVERSITÉ HENRI POINCARÉ · NANCY 1

24-30, rue Lionnois B.P. 60120 54003 Nancy cedex - Tél. 03 83 68 20 00 - Fax 03 83 68 21 00

Adresse électronique : _____ @uhp-nancy.fr