



**HAL**  
open science

# Étude du comportement thermomécanique de poutres mixtes acier-bois en situation d'incendie

Antoine Béreyziat

► **To cite this version:**

Antoine Béreyziat. Étude du comportement thermomécanique de poutres mixtes acier-bois en situation d'incendie. Autre. Ecole Centrale de Lyon, 2022. Français. NNT : 2022ECDL0005 . tel-03982408

**HAL Id: tel-03982408**

**<https://theses.hal.science/tel-03982408>**

Submitted on 10 Feb 2023

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

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



NNT : 2022ECDL0005

# THÈSE DE DOCTORAT

de l'École Centrale de Lyon,  
membre de l'Université de Lyon

**École Doctorale N°488**  
**(Sciences, Ingénierie, Santé)**

**Spécialité de doctorat : Génie Civil**

Soutenue publiquement le 19 septembre 2022 par :

**Antoine Béreyziat**

## Étude du comportement thermomécanique de poutres mixtes acier-bois en situation d'incendie

Devant un jury composé de :

FERRIER Emmanuel	Professeur, Université de Lyon	Rapporteur
FRANGI Andrea	Professeur, ETH Zurich	Rapporteur
FONTAINE Gaëlle	Professeure, ENSC Lille	Examinatrice
KHERROUF Samira	Docteure, ADEME	Examinatrice
SI LARBI Amir	Professeur, ENISE	Directeur de thèse
BOUCHAIR Abdelhamid	Professeur, UCA	Co-directeur de thèse
DHIMA Dhionis	Docteur (HDR), CSTB	Co-directeur de thèse
AUDEBERT Maxime	Docteur (MCF), ENISE	Co-encadrant de thèse
DURIF Sébastien	Docteur (MCF), UCA	Co-encadrant de thèse

# AFFIDAVIT

---

Je soussigné, Antoine Béreyziat, déclare par la présente que le travail présenté dans ce manuscrit est mon propre travail, réalisé sous la direction scientifique de Amir Si Larbi, Abdelhamid Bouchaïr et Dhionis Dhima, dans le respect des principes d'honnêteté, d'intégrité et de responsabilité inhérents à la mission de recherche. Les travaux de recherche et la rédaction de ce manuscrit ont été réalisés dans le respect de la charte nationale de déontologie des métiers de la recherche. Ce travail n'a pas été précédemment soumis en France ou à l'étranger dans une version identique ou similaire à un organisme examinateur.

Fait à Saint-Etienne, le 19 septembre 2022

A handwritten signature in blue ink, consisting of several overlapping loops and horizontal strokes, positioned below the date.

# RÉSUMÉ

---

La mixité acier-bois présente un fort potentiel de développement : les composants en bois et en acier peuvent se renforcer mutuellement ; le bois, par son caractère isolant, peut être utilisé pour protéger l'acier du feu ; l'acier apporte son caractère incombustible. Cette forme de mixité est pourtant peu répandue malgré le récent essor du bois dans la construction de bâtiments multiétagés, à cause du manque de références scientifiques et techniques sur le sujet. On propose alors d'étudier des poutres mixtes pour lesquelles l'acier et le bois sont associés de manière à obtenir des performances les meilleures possibles, en situations normale et d'incendie.

On décrit d'abord le comportement des matériaux acier et bois, à froid et en situation d'incendie. Une description de la combustion du bois est proposée pour mieux comprendre ce qui sous-tend l'évolution de ses propriétés avec la température. Un intérêt particulier est porté sur les transferts hydriques qui se produisent dans le bois lorsqu'il brûle. On examine ensuite la question de la mixité acier-bois à travers un aperçu global. Puis on passe en revue les travaux portant sur un certain type de configuration, qui consiste à insérer des poutres en bois entre les semelles d'un profilé en I laminé à chaud, tout en faisant en sorte que ce profilé soit protégé du feu par le bois.

La description du comportement élastique à froid des poutres étudiées est réalisée par l'utilisation de la méthode gamma. La réalisation d'essais de flexion sur des poutres mixtes et leurs constituants permet de confirmer ce modèle analytique, mais un effet composite non-anticipé est observé dès lors que l'acier commence à se plastifier. Un gain de résistance significatif est alors permis par l'association du bois et de l'acier. On parvient à simuler ce comportement en augmentant la limite d'élasticité de l'acier modélisé par rapport à la valeur mesurée, ainsi que la résistance du bois en traction longitudinale.

Des essais thermiques sur des éprouvettes acier-bois non chargées sont ensuite réalisés. On confirme à cette occasion que la mesure correcte des températures dans le bois nécessite d'orienter les thermocouples parallèlement aux isothermes. De nombreuses configurations sont comparées, ce qui permet d'appréhender finement l'efficacité de la protection au feu des profilés métalliques apportée par le bois. Les transferts de masse qui se produisent dans le bois se révèlent avoir un effet sensible sur la température des profilés métalliques protégés. La comparaison des températures mesurées et simulées permet de mettre en évidence l'importance de l'étanchéité des joints d'assemblage pendant l'exposition au feu. La combustion du bois et la température de l'acier sont observées après la fin de l'exposition au feu, on oppose alors le comportement des configurations creuses à celui des configurations pleines.

Finalement, des essais au feu sur des poutres chargées mécaniquement montrent qu'un profilé protégé par une épaisseur de bois de 45 mm peut résister au feu pendant 81 min. On met en évidence un effet du chargement sur la température du profilé métallique par l'intermédiaire d'une ouverture des joints d'assemblage. La simulation numérique montre que le bois contribue à la résistance au feu de la poutre mixte non seulement en protégeant thermiquement l'acier, mais également en reprenant une partie des charges.

Ces travaux montrent l'efficacité des poutres mixtes acier-bois, en situation normale et sous incendie, et contribuent à la compréhension de leur comportement. Ils permettent de formuler des propositions d'amélioration et d'identifier de nouvelles problématiques ouvrant des perspectives pour l'étude et l'utilisation de ces poutres mixtes.

Mots clés : poutres mixtes acier-bois; résistance au feu; résistance en flexion; essais; simulation.

# ABSTRACT

---

Timber-steel hybridization has great potential, because steel and timber component can reinforce each other, timber can be used to protect steel from fire, and the non-combustibility of steel can be used in an advantageous way. However, this form of hybridization is not widespread despite recent developments in the use of timber for multi-story buildings. Therefore, it is proposed to study composite beams made from timber and steel combined in such a way that the best possible performances are achieved, in normal and fire situations.

Firstly, behavior of steel and timber is described in normal and fire situations. A description of wood combustion is proposed to better understand what underlies the temperature dependence of its properties. A focus is made on the mass transfer that occur into timber as it burns. Then, the timber-steel hybridization is addressed through an overview. Afterward, a literature review is made on a specific configuration type, which is assembled by inserting timber beams between the flanges of a hot-rolled "I" profile, while ensuring that this profile is protected from fire by timber.

The description of the elastic behavior of studied beams in normal situation is achieved using the gamma method. Bending tests on hybrid beams and their components corroborate this analytical model, but an unexpected composite behavior is observed when steel yielding begins. Thus, a significant strength gain results from the combination of timber and steel. We manage to simulate this behavior by increasing the yield point of the modeled steel compared to the measured value, as well as the tensile strength of timber. Then, fire tests on unloaded specimens are performed. On this occasion, we confirm that correct temperature measurements into timber require orienting thermocouples parallel to isotherms. Many configurations are compared, which allows to understand in detail the effectiveness of the fire protection provided by wood to steel profiles. Mass transfers that occur into timber appear to have a significant effect on temperatures measured on protected steel profiles. The comparison of measured and simulated temperatures allows to highlight the importance of tightness of assembly joints during exposure to fire. Wood combustion and steel temperatures are observed after the end of the fire exposure, and the behavior of hollow configurations is contrasted with that of the timber filled configurations.

Finally, fire tests on mechanically loaded beams show that a steel profile protected using 45 mm thick timber components can resist fire for 81 min. Thus, R60 is exceeded with relatively thin protection. Results show that the loading has an impact on steel temperatures, because of an opening of the assembly joints. Numerical simulations show that timber gives fire resistance of the composite beam both thermally and mechanically, by protecting the steel profile, but also by relieving its load. This work shows the effectiveness of steel-timber composite beams, in normal and fire situations, and contributes to the understanding of their behavior. However, proposals for improvement and new challenges are formulated, opening prospects for the study and use of these composite beams.

Keywords : steel-timber composite beams; fire resistance; flexural strength; tests; simulation.

# REMERCIEMENTS

---

Plus qu'un simple travail de recherche, la présente thèse est le fruit de rencontres, de discussions et de collaborations avec différentes personnes que je souhaite remercier ici. J'exprime ainsi ma reconnaissance aux personnes qui ont co-dirigé cette thèse. Pr. Abdelhamid Bouchaïr, pour son implication scientifique, sa vision d'ensemble, et son rôle clé dans la préparation des essais à froid. Pr. Amir Si Larbi, qui m'a enseigné la RDM, pour sa vigilance et son soutien dans les moments difficiles. Dr. Dhionis Dhima (HDR) pour son pragmatisme et son expérience, sans qui les essais au feu n'auraient pas pu être réalisés.

Je remercie également les co-encadrants de cette thèse. Dr. Maxime Audebert, qui m'a enseigné la construction métallique et qui m'a encouragé très tôt à m'orienter vers des activités de recherche. Je le remercie pour son implication et pour avoir usiné une partie des éprouvettes testées. Dr. Sébastien Durif, pour sa grande pédagogie, sa disponibilité, et pour sa participation très active lors des essais à froid.

Je remercie l'Agence De l'Environnement et de la Maîtrise de l'Energie (ADEME), et le Centre Scientifique et Technique du Bâtiment (CSTB) qui ont co-financé cette thèse.

Je souhaite exprimer ma reconnaissance aux personnes qui ont accepté de rapporter cette thèse, Pr. Andrea Frangi, et Pr. Emmanuel Ferrier. Je remercie également les personnes qui ont accepté d'examiner la thèse, Pr. Gaëlle Fontaine, et Dr. Samira Kherrouf, qui a également effectué l'accompagnement de la thèse pour le compte de l'ADEME.

Je remercie les sociétés Arbonis, Coladello, Racinéo et Gagne, qui ont fabriqué et fourni les composants en bois et en acier pour les différents essais.

Je souhaite exprimer ma gratitude à toutes les personnes qui ont permis la réalisation des essais. Le personnel de l'Institut Pascal, en particulier Eric Nivoix, Gaël Godi, et Simon Estord, pour leur aide ou pour leur avis. Le personnel du CSTB, en particulier Florian Desmoulin, pour sa grande implication. Je remercie également le personnel du LTDS, en particulier Isabelle Pletto, pour son efficacité et son soutien.

J'aimerais aussi remercier différents chercheurs avec qui j'ai pu échanger directement ou indirectement et ainsi enrichir ma vision du sujet traité. Dr. Sylvain Ménard, qui m'a enseigné la construction bois, pour ses conseils en début de thèse. Pr. Andy H. Buchanan, pour sa vision du sujet et ses conseils de lecture. Pr. Jean-Marc Franssen et Dr. Olivier Vassart pour leur avis sur les configurations étudiées. Dr. Koji Kagiya, pour ses explications, traductions et documents fournis. Paul Lardet, pour nos échanges enrichissants sur les essais au feu. Dr. Jean-François Bocquet, qui a pris le temps d'échanger sur les résultats obtenus lors des essais à froid.

Je remercie également l'ensemble des doctorants rencontrés à Saint-Etienne, Clermont-Ferrand, ou Champs-sur-Marne.

Enfin, j'exprime mes pensées les plus chaleureuses à ma famille et mes amis, à qui je dois beaucoup, et à Maële, avec qui je partage ma vie. Leur soutien indéfectible a grandement contribué à l'accomplissement de cette thèse.

# SOMMAIRE

---

<b>Partie I : Revue de Littérature</b>	<b>I</b>
I.I L'acier	2
I.II Le bois	13
I.III Mixité acier-bois	40
I.IV Bilan sur la revue de littérature	61
<b>Partie II : Analyse du comportement mécanique des poutres mixtes acier-bois</b>	<b>63</b>
II.I Approche analytique	64
II.II Essais de flexion à froid	72
II.III Caractérisation des matériaux	95
II.IV Développement d'un modèle numérique	107
II.v Résultats de simulation numérique – tests de sensibilité	120
II.vi Bilan sur l'analyse mécanique à froid	136
<b>Partie III : Analyse du comportement thermique des poutres mixtes acier-bois</b>	<b>137</b>
III.I Essais thermiques	138
III.II Simulation numérique	171
III.III Mesure de la température dans le bois	182
III.IV Modèle analytique	203
III.v Bilan sur l'analyse thermique	209

<b>Partie IV : Analyse du comportement thermomécanique des poutres mixtes acier-bois</b>	<b>210</b>
IV.I Analyse thermique	211
IV.II Analyse mécanique	235
IV.III Bilan sur l'analyse thermomécanique	246
<b>Conclusion</b>	<b>247</b>
<b>Bibliographie</b>	<b>251</b>
<b>Annexe : Essais en compression longitudinale et en flexion sur de petits échantillons de bois</b>	<b>262</b>

# TABLE DES MATIÈRES

---

Résumé . . . . .	ii
Abstract . . . . .	iii
Remerciements . . . . .	iv
Sommaire . . . . .	v
Table des matières . . . . .	vii
Table des figures . . . . .	xii
Liste des tableaux . . . . .	xxi
<b>Partie I : Revue de Littérature</b>	<b>I</b>
<b>I.I L'acier</b>	<b>2</b>
I.I.1 Généralités et comportement de l'acier à froid . . . . .	2
I.I.2 Comportement de l'acier en situation d'incendie . . . . .	7
A- Généralités . . . . .	7
B- La situation d'incendie . . . . .	7
C- Propriétés thermomécaniques de l'acier . . . . .	9
D- Modélisation . . . . .	10
<b>I.II Le bois</b>	<b>13</b>
I.II.1 Généralités et comportement du bois à froid . . . . .	13
A- Description du matériau . . . . .	13
B- Hétérogénéité . . . . .	14
C- Anisotropie . . . . .	15
D- Modélisation . . . . .	17
I.II.2 Comportement du bois en situation d'incendie . . . . .	20
A- Description du phénomène de combustion du bois . . . . .	20
a) Le séchage . . . . .	20
b) La pyrolyse . . . . .	21
c) La combustion . . . . .	22
B- Transferts de masse . . . . .	24
C- Vitesse de combustion . . . . .	31
D- Modélisation du comportement thermique . . . . .	31
a) Description des différents types de modèles thermiques . . . . .	31
b) Propriétés thermiques du bois . . . . .	33
c) Discrétisation . . . . .	37
E- Modélisation du comportement thermomécanique . . . . .	37
<b>I.III Mixité acier-bois</b>	<b>40</b>
I.III.1 Généralités sur la mixité acier-bois . . . . .	40
A- Introduction sur la mixité acier-bois . . . . .	40
a) Charpentes mixtes . . . . .	40

b) Poutres sous-tendues, treillis, et poutres en I . . . . .	40
c) Fitch-beams . . . . .	41
d) Bois armé . . . . .	42
e) Bois précontraint . . . . .	43
f) Renfort de profilés minces (formés à froid) . . . . .	43
g) Renfort de profilés à parois épaisses (laminés ou soudés) . . . . .	44
B- Terminologie . . . . .	45
C- Classification des solutions mixtes acier-bois et choix des configurations étudiées . . . . .	46
I.III.2 Focus sur les éléments étudiés . . . . .	47
A- Comportement mécanique . . . . .	47
B- Comportement thermique . . . . .	54
<b>I.IV Bilan sur la revue de littérature</b>	<b>61</b>
<b>Partie II : Analyse du comportement mécanique des poutres mixtes acier-bois</b>	<b>63</b>
<b>II.I Approche analytique</b>	<b>64</b>
II.I.1 Présentation de la méthode gamma . . . . .	64
II.I.2 Application du modèle sur les poutres testées par Jurkiewicz et al. . . . .	67
A- Configurations bisymétriques . . . . .	67
B- Configurations non-bisymétriques . . . . .	70
C- Bilan sur la méthode gamma . . . . .	71
<b>II.II Essais de flexion à froid</b>	<b>72</b>
II.II.1 Configurations testées . . . . .	72
II.II.2 Montage des essais à froid . . . . .	76
II.II.3 Résultats mesurés . . . . .	78
A- Courbes force-déplacement . . . . .	78
B- Focus sur la ruine . . . . .	81
C- Principe de superposition . . . . .	82
D- Comportement composite . . . . .	84
II.II.4 Ruine des poutres . . . . .	86
A- Rupture des poutres « bois seul » . . . . .	86
B- Rupture du bois pour les poutres mixtes . . . . .	88
C- Déplacements hors plan . . . . .	91
D- Bilan sur la ruine des poutres mixtes . . . . .	93
<b>II.III Caractérisation des matériaux</b>	<b>95</b>
II.III.1 L'acier . . . . .	95
II.III.2 Le bois . . . . .	98
A- Compression transversale sur échantillons . . . . .	99
B- Flexion sur poutres taille réelle . . . . .	104
<b>II.IV Développement d'un modèle numérique</b>	<b>107</b>
II.IV.1 Démarche adoptée . . . . .	107
II.IV.2 Géométrie . . . . .	107

II.IV.3	Maillage . . . . .	108
II.IV.4	Matériaux . . . . .	110
	A- L'acier . . . . .	110
	B- Le bois . . . . .	111
	a) Comportement élastique . . . . .	111
	b) Plasticité . . . . .	115
	c) Rupture . . . . .	115
II.IV.5	Conditions aux limites . . . . .	116
	A- Symétrie . . . . .	116
	B- Chargement et réaction d'appui . . . . .	116
	C- Modèle d'interactions par contact . . . . .	117
	D- Modèle d'interactions par liens rigides . . . . .	118
<b>II.v</b>	<b>Résultats de simulation numérique – tests de sensibilité</b>	<b>120</b>
II.v.1	Modèle initial . . . . .	120
	A- Configuration A . . . . .	120
	B- Configuration B <sub>1</sub> . . . . .	122
	C- Configuration B <sub>2</sub> . . . . .	123
	D- Configuration AB <sub>1</sub> . . . . .	124
	E- Configuration AB <sub>2</sub> . . . . .	126
	F- Bilan sur le modèle initial . . . . .	127
II.v.2	Frottement acier-bois . . . . .	127
II.v.3	Propriétés du bois . . . . .	128
	A- Résistance . . . . .	128
	B- Module d'élasticité . . . . .	130
II.v.4	Propriétés de l'acier . . . . .	131
II.v.5	Bilan sur le modèle mécanique à froid . . . . .	133
<b>II.vi</b>	<b>Bilan sur l'analyse mécanique à froid</b>	<b>136</b>
 <b>Partie III : Analyse du comportement thermique des poutres mixtes acier-bois</b>		 <b>137</b>
<b>III.1</b>	<b>Essais thermiques</b>	<b>138</b>
III.1.1	Présentation des essais . . . . .	138
III.1.2	Propriétés du bois . . . . .	140
III.1.3	Reproduction des conditions d'incendie et de refroidissement . . . . .	141
III.1.4	Mesures . . . . .	145
III.1.5	Résultats d'essais thermiques . . . . .	147
	A- Configurations G et K (bois uniquement) . . . . .	147
	B- Configurations L - R (HEA 140) . . . . .	148
	a) Exposition au feu . . . . .	148
	b) Refroidissement . . . . .	151
	C- Configurations H - J (IPE 120) . . . . .	157
	a) Exposition au feu . . . . .	157
	b) Refroidissement . . . . .	159

D- Configurations A - C (IPE 300) . . . . .	162
a) Exposition au feu . . . . .	162
b) Refroidissement . . . . .	165
E- Configurations D - F (plats en acier) . . . . .	166
a) Exposition au feu . . . . .	166
b) Refroidissement . . . . .	169
<b>III.II Simulation numérique</b>	<b>171</b>
III.II.1 Matériaux . . . . .	171
A- Acier . . . . .	171
B- Bois . . . . .	172
C- Inconel 600 . . . . .	174
III.II.2 Géométrie et maillage . . . . .	174
III.II.3 Discrétisation temporelle . . . . .	176
III.II.4 Conditions initiales et conditions aux limites . . . . .	176
III.II.5 Application du modèle . . . . .	177
A- Choix des éprouvettes étudiées . . . . .	177
B- Spécificités relatives aux éprouvettes choisies . . . . .	177
C- Éprouvettes pleines (L <sub>I</sub> et M <sub>I</sub> ) . . . . .	178
D- Éprouvettes creuses (P <sub>I</sub> et R <sub>I</sub> ) . . . . .	180
<b>III.III Mesure de la température dans le bois</b>	<b>182</b>
III.III.1 Mise en évidence de la problématique . . . . .	182
III.III.2 Recherches bibliographiques ciblées . . . . .	184
III.III.3 Modèle thermique . . . . .	187
III.III.4 Températures dans le bois . . . . .	190
III.III.5 Vitesse de combustion . . . . .	197
III.III.6 Focus sur les thermocouples insérés parallèlement aux isothermes . . . . .	199
<b>III.IV Modèle analytique</b>	<b>203</b>
III.IV.1 Introduction au calcul analytique . . . . .	203
III.IV.2 Combustion du bois . . . . .	204
III.IV.3 Choix des propriétés thermiques pour le bois . . . . .	205
III.IV.4 Ignition du bois . . . . .	205
III.IV.5 Plateau à 100°C . . . . .	206
III.IV.6 Résultats . . . . .	206
<b>III.v Bilan sur l'analyse thermique</b>	<b>209</b>
<b>Partie IV : Analyse du comportement thermomécanique des poutres mixtes acier-bois</b>	<b>210</b>
<b>IV.I Analyse thermique</b>	<b>211</b>
IV.I.1 Présentation des essais . . . . .	211
IV.I.2 Propriétés du bois . . . . .	212
IV.I.3 Généralités sur la simulation numérique . . . . .	215
IV.I.4 Configuration AB <sub>I</sub> . . . . .	215

A- Température du profilé en acier . . . . .	217
B- Température dans les pièces en bois . . . . .	220
IV.I.5 Configuration AB <sub>2</sub> . . . . .	225
A- Température du profilé en acier . . . . .	226
B- Température dans les pièces en bois . . . . .	231
<b>IV.II Analyse mécanique</b>	<b>235</b>
IV.II.1 Montage pour les essais en situation d'incendie . . . . .	235
IV.II.2 Modélisation numérique . . . . .	237
IV.II.3 Résultats . . . . .	241
<b>IV.III Bilan sur l'analyse thermomécanique</b>	<b>246</b>
<b>Conclusion</b>	<b>247</b>
<b>Bibliographie</b>	<b>251</b>
<b>Annexe : Essais en compression longitudinale et en flexion sur de petits échantillons de bois</b>	<b>262</b>

# TABLE DES FIGURES

I.1	Comportement en traction des aciers [1]. D'après Bouchaïr [2]. . . . .	4
I.2	Diagramme charge-déformation obtenu pour une éprouvette sollicitée en traction montrant le comportement réel de l'acier [3]. . . . .	5
I.3	Critère de plasticité de von Mises dans le plan des contraintes principales [4]. . . . .	6
I.4	(a) comportement d'une section fléchie. (b) allure de la répartition des contraintes résiduelles dans un profilé en I laminé à chaud [5]. . . . .	6
I.5	Courbes température-temps correspondant aux feux normalisés les plus courants [6]. . . . .	8
I.6	Variation du facteur de réduction $\eta_{fi}$ avec le rapport de charges $Q/G$ [7]. . . . .	9
I.7	Loi de comportement de l'acier de construction en fonction de sa température [8]. . . . .	9
I.8	Relation contrainte-déformation (a) et facteurs de réduction pour les relations contrainte-déformation (b) pour l'acier au carbone aux températures élevées [7]. . . . .	10
I.9	Capacité thermique massique de l'acier au carbone en fonction de la température [7]. . . . .	11
I.10	Température critique pour diverses valeurs du taux d'utilisation. . . . .	12
I.11	Dilatation thermique de l'acier au carbone en fonction de la température [7]. . . . .	12
I.12	Les trois axes principaux du bois par rapport à la direction du fil et des cernes de croissance [9]. . . . .	15
I.13	Section de bois lamellé collé en coupe transversale montrant l'orientation aléatoire des cernes de croissance [10]. . . . .	18
I.14	Enveloppe des contraintes admissibles pour un bois contreplaqué déterminée au moyen d'un critère de Goldenblat et Kopnov [11]. . . . .	19
I.15	Schéma du mécanisme de transfert de masse au sein d'un échantillon de bois exposé au feu. « RH » signifie « humidité relative » [12]. . . . .	25
I.16	Mise en évidence des paliers à 100°C mesurés dans le bois exposé au feu [13]. . . . .	26
I.17	Mesure de la température et du taux d'humidité en différents points d'une poutre en bois [14]. . . . .	27
I.18	Exemple de résultat obtenu par White et Schaffer [14]. . . . .	27
I.19	Exemple de résultat obtenu par Arends et al. [12]. . . . .	28
I.20	Évolution de la teneur en eau totale d'un échantillon d'épicéa exposé à une température de 250°C sur une de ses faces [15]. . . . .	29
I.21	Accumulation d'eau au droit d'un boulon générée par les transferts de masse [16]. . . . .	30
I.22	Différentes contributions concernant l'évolution de la conductivité thermique du bois en fonction de la température [17]. . . . .	35
I.23	Fissuration du charbon lors de la combustion du bois [18]. . . . .	35
I.24	Différentes contributions concernant l'évolution de la conductivité thermique du bois en fonction de la température [19]. . . . .	36
I.25	Vitesse de combustion du bois en fonction de sa densité : résultats d'essais et de simulations [20]. . . . .	37
I.26	Effet de la température sur le module d'élasticité parallèle au fil d'un bois résineux (a). Facteur de réduction pour la résistance parallèle au fil des bois résineux (b) [21]. . . . .	39

I.27	Associations du bois et de l'acier testées par Fujita et Iwata [22]. . . . .	47
I.28	Résultats expérimentaux obtenus par Fujita et Iwata [22].(a) Courbes charge-flèche. (b) Rupture d'une poutre mixte boulonnée et collée : rupture du bois en tension parallèle en fibre inférieure, fissuration au droit des percements, et écrasement au droit des points d'application des charges. . . . .	48
I.29	Appuis des poutres mixtes testées par Riola Parada [23] : la réaction d'appui peut transiter par le bois (a), ou atteindre directement l'acier (b). . . . .	50
I.30	Exemple de courbes charge-flèche obtenues par Riola Parada [23]. . . . .	51
I.31	Exemple de résultats expérimentaux obtenus par Jurkiewicz et al. La ruine de la poutre mixte est ici causée par le déversement. . . . .	52
I.32	Configurations testées par Tsai et Le [24]. . . . .	52
I.33	Résultats expérimentaux obtenus par Tsai et Le [24]. . . . .	53
I.34	Courbes charge-déflexion obtenues par Duan et al. [25]. . . . .	54
I.35	Configurations testées par Twilt et Witteveen [26]. Épaisseurs de bois testées (d) : 22 et 27 mm. . . . .	55
I.36	Résultats obtenus par Twilt et Witteveen pour un poteau HE 200 B chargé mécaniquement et protégé du feu par 28 mm de bois [26]. . . . .	56
I.37	Abaque de dimensionnement proposé par Twilt et Witteveen [26]. . . . .	56
I.38	Résultats obtenus par Uesugi et al. pour une configuration acier-bois pleine [27]. . . . .	57
I.39	Résultats obtenus par Uesugi et al. pour une configuration acier-bois creuse [27]. . . . .	58
I.40	Essai au feu sur une poutre acier-bois réalisé par Masuda et al. [28]. . . . .	58
I.41	Sections résiduelles de poteaux acier-bois testés au feu par Shiraiwa et al. [29]. . . . .	59
I.42	Température d'un profilé métallique protégé par 50 mm de bois lamellé-collé [30]. . . . .	60
II.1	Contraintes normales $\sigma$ et flux de cisaillement pour une section composée de trois éléments [31]. . . . .	64
II.2	Comportement théorique d'une poutre hybride sans transmission du cisaillement horizontal [23]. . . . .	67
II.3	Poutre mixte bisymétrique testée par Jurkiewicz et al. [32]. . . . .	68
II.4	Poutre bisymétrique testée par Jurkiewicz et al. (IPE 160) - effet de la variation d'épaisseur des composants en bois sur la répartition du chargement. . . . .	69
II.5	Poutre bisymétrique testée par Jurkiewicz et al. (IPE 160) - effet de la variation d'épaisseur des semelles du profilé sur la répartition du chargement. . . . .	69
II.6	Poutre mixte non-bisymétrique (en T) testée par Jurkiewicz et al. [33]. . . . .	70
II.7	Poutre non-bisymétrique testée par Jurkiewicz et al. - effet de la variation du facteur de glissement $\gamma$ sur le gain de raideur. . . . .	71
II.8	Configurations testées. . . . .	72
II.9	Configuration AB2 - dimensions de la pièce inférieure désignée sous le terme « capot ». . . . .	74
II.10	Assemblage des poutres mixtes. . . . .	76
II.11	Schéma du montage adopté pour les essais en flexion quatre points. . . . .	77
II.12	Vue globale du montage pour les essais de flexion à froid. . . . .	77
II.13	Poutre AB2.3 - vue d'un appui pour les essais de flexion à froid. . . . .	78
II.14	Courbes charges-flèche obtenues pour la configuration AB1 et ses composants. . . . .	79
II.15	Courbes charges-flèche obtenues pour la configuration AB2 et ses composants. . . . .	79
II.16	Poutre B2.2 aboutage défectueux (avant l'essai). . . . .	80
II.17	Recherche des valeurs de flèche correspondant à la limite du domaine élastique-linéaire. . . . .	83

II.18	Courbes charges-flèche pour une poutre mixte et ses composants obtenues par Fujita et Iwata [22]. A <sub>1</sub> = poutre « acier seul », A <sub>2</sub> = poutre « bois seul », B <sub>3</sub> = poutre mixte assemblée par collage, B <sub>4</sub> = poutre mixte assemblée par simple mise en contact du bois et de l'acier. . . . .	85
II.19	Courbes charges-flèche pour une poutre mixte et ses composants obtenues par Okoshi [34]. C <sub>1</sub> = poutre « acier seul », C <sub>2</sub> = poutre « bois seul », D <sub>1</sub> = poutre mixte assemblée par collage, D <sub>2</sub> = poutre mixte assemblée par boulonnage. . . . .	85
II.20	Déplacements hors plan mesurés par Okoshi [34]. C <sub>1</sub> = poutre « acier seul », D <sub>1</sub> = poutre mixte assemblée par collage, D <sub>2</sub> = poutre mixte assemblée par boulonnage, D <sub>3</sub> = poutre mixte assemblée par boulonnage et collage. . . . .	86
II.21	Poutre B <sub>1.1</sub> - rupture en flexion (traction parallèle au fil et éventuellement cisaillement longitudinal). . . . .	87
II.22	Poutre B <sub>2.3</sub> - mise en évidence après le sciage d'une rupture le long d'un cerne de croissance vraisemblablement provoquée par le cisaillement longitudinal. . . . .	87
II.23	Poutre B <sub>1.2</sub> - rupture au droit d'un joint d'aboutage. . . . .	88
II.24	Enfoncement infime du bois et légère trace de plastification en compression à proximité du point de chargement. . . . .	88
II.25	Poutre A <sub>B1.1</sub> - rupture en traction parallèle au fil. . . . .	89
II.26	Poutre A <sub>B1.3</sub> - rupture par désolidarisation d'un joint d'aboutage. . . . .	89
II.27	Poutre A <sub>B1.3</sub> - rupture en traction longitudinale et cisaillement. . . . .	89
II.28	Poutre A <sub>B2.1</sub> - rupture le long d'un cerne de croissance vraisemblablement provoquée par le cisaillement longitudinal et mise en évidence après sciage. . . . .	90
II.29	Poutre A <sub>B1.2</sub> - plastification du bois en zone comprimée à proximité du point d'application des charges. . . . .	90
II.30	Poutre A <sub>B1.1</sub> - rupture du bois en compression longitudinale au droit d'un nœud. . . . .	90
II.31	Poutre A <sub>B1.1</sub> - enfoncement du bois au droit de la plaque transférant les charges de la semelle supérieure du profilé vers le bois. . . . .	91
II.32	Poutre A <sub>B1.3</sub> - mise en évidence des principaux mécanismes de ruine des composants en bois. . . . .	91
II.33	Poutre A <sub>B1.1</sub> - déversement du profilé métallique. . . . .	91
II.34	Poutre A - mesure du déplacement horizontal à mi-travée. . . . .	92
II.35	Poutre A <sub>B1.1</sub> - mesure du déplacement horizontal à mi-travée. . . . .	92
II.36	Déplacement horizontal à mi-travée en fonction de la charge appliquée. . . . .	93
II.37	Géométrie des éprouvettes à section rectangulaire prélevées pour la caractérisation de l'acier [35]. . . . .	96
II.38	Écoulement plastique de l'acier. . . . .	97
II.39	Essais de traction sur l'acier, focus sur le domaine élastique-linéaire. . . . .	98
II.40	Différentes normes pour les essais de compression transversale sur bois massif. . . . .	100
II.41	Influence de différentes méthodes de mesure de l'écrasement transversal sur les résultats. . . . .	102
II.42	Rupture d'une éprouvette sollicitée en compression transversale. . . . .	103
II.43	Poutres considérées à l'échelle réelle : (a) configuration B <sub>1</sub> , (b) configuration B <sub>2</sub> . . . . .	104
II.44	Mesure de la flèche locale lors d'un essai de flexion quatre points selon l'EN 408 [36]. . . . .	104
II.45	Configuration B <sub>1</sub> - sensibilité du modèle à la dimension longitudinale des éléments. . . . .	109
II.46	Configuration A <sub>B1</sub> - maillage. . . . .	109
II.47	Poutre A - déformations mesurées lors de l'essai de flexion sur la poutre « acier seul ». . . . .	110

II.48	Configuration AB <sub>1</sub> - table de contact décrivant les interactions entre les différents solides (G = « Glued » c.-à-d. collage rigide, T = « Touching » c.-à-d. contact avec friction). . . . .	117
II.49	Configuration A - Effet du coefficient de frottement acier-acier sur le comportement de la poutre simulée. . . . .	118
II.50	Loi de Coulomb bilinéaire utilisée pour modéliser la friction [4]. . . . .	118
II.51	Modèle d'interaction simplifié avec liens rigides dans la direction verticale (traits rouges). . . . .	119
II.52	Rappel des configurations étudiées. . . . .	120
II.53	Configuration A - comportement simulé. . . . .	121
II.54	Configuration B <sub>1</sub> - comportement simulé. . . . .	123
II.55	Configuration B <sub>2</sub> - comportement simulé. . . . .	124
II.56	Configuration AB <sub>1</sub> - comportement simulé. . . . .	125
II.57	Configuration AB <sub>2</sub> - comportement simulé. . . . .	126
II.58	Configuration AB <sub>1</sub> - influence de l'interaction acier-bois simulée sur le comportement en flexion. . . . .	128
II.59	Configuration AB <sub>1</sub> - sensibilité du modèle à la résistance du bois en tension longitudinale. . . . .	129
II.60	Configuration AB <sub>2</sub> - sensibilité du modèle à la résistance du bois en tension longitudinale. . . . .	130
II.61	Configuration AB <sub>1</sub> - sensibilité du modèle au module d'Young longitudinal du bois. . . . .	131
II.62	Configuration AB <sub>1</sub> - sensibilité du modèle à la limite d'élasticité de l'acier. . . . .	132
II.63	Configuration AB <sub>2</sub> - sensibilité du modèle à la limite d'élasticité de l'acier. . . . .	132
II.64	Configuration AB <sub>1</sub> - modèle initial versus modèle final. . . . .	134
II.65	Configuration AB <sub>2</sub> - modèle initial versus modèle final. . . . .	135
III.1	Configurations testées. . . . .	139
III.2	Four d'essais. . . . .	139
III.3	Taux d'humidité sur masse sèche du bois massif et du bois lamellé-collé mesurés à l'humidité à pointes avant l'essai n°2. . . . .	141
III.4	Essai 2 – pyromètre à plaque employé pour établir la température de l'environnement des éprouvettes B et C. . . . .	142
III.5	Essai 1 - température du four pendant la phase d'exposition au feu des éprouvettes. . . . .	142
III.6	Essai 2 - température du four pendant la phase d'exposition au feu des éprouvettes. . . . .	143
III.7	Essai 1 - répartition approximative des éprouvettes et des pyromètres à plaque (Pyr.) dans le four d'essai (vue de dessus). . . . .	144
III.8	Essai 2 - répartition des éprouvettes et des pyromètres à plaque (Pyr.) dans le four d'essai (vue de dessus). . . . .	144
III.9	Essais 1 et 2 - Températures mesurées par les pyromètres à plaque (Pyr.) pendant le refroidissement. (Essai 1 : Pyr. 1 à 3 sous la dalle 2, Pyr. 4 à 6 sous la dalle 1. Essai 2 : Pyr. 1 à 3 sous la dalle 2, Pyr. 4 à 6 sous la dalle 3, Pyr. 7 à 9 sous la dalle 1). . . . .	145
III.10	Essai 2 - éprouvette P2 - thermocouples « pastille » n°3 et 17 utilisés pour la mesure de la température de l'acier. . . . .	146
III.11	Exemples d'anomalies ponctuelles affectant les mesures enregistrées. . . . .	146
III.12	Essais 1 et 2 - configurations G et K (bois seul). . . . .	147
III.13	Essais 1 et 2 - restes des poutres constituées uniquement de bois. . . . .	147
III.14	Essais 1 et 2 - instrumentation des profilés HEA 140 (x prend la valeur 1 ou 2, p. ex. Lx-8 donne L1-8 et L2-8). . . . .	148
III.15	Essai 2 - éprouvette M2 (a) – éprouvette R1 (b). . . . .	149

III.16	Essai 1 - configurations L, N, O, et Q - évolution de la température de l'acier au cours de l'exposition au feu. . . . .	150
III.17	Essai 2 - configurations M, P, et R - évolution de la température de l'acier au cours de l'exposition au feu. . . . .	151
III.18	Essai 1 - configurations L, N, O, et Q - évolution de la température de l'acier après l'exposition au feu - refroidissement dans le four. . . . .	152
III.19	Essai 1 - configurations L, N, O, et Q - évolution de la température de l'acier après l'exposition au feu - refroidissement à l'extérieur du four. . . . .	152
III.20	Essai 2 - configurations M, P, et R - évolution de la température de l'acier après l'exposition au feu - refroidissement dans le four. . . . .	153
III.21	Essai 2 - configurations M, P, et R - évolution de la température de l'acier après l'exposition au feu - refroidissement à l'extérieur du four. . . . .	153
III.22	Essai 1 - éprouvette M <sub>2</sub> - bois résiduel après les phases d'exposition au feu puis de refroidissement. . . . .	154
III.23	Essai 1 - éprouvette L <sub>1</sub> - bois résiduel après les phases d'exposition au feu puis de refroidissement. . . . .	155
III.24	Essai 1 - éprouvette O <sub>2</sub> - la combustion du bois résiduel porte l'acier au rouge pendant la phase de refroidissement. . . . .	155
III.25	Essai 1 - éprouvette Q <sub>2</sub> - bois résiduel après les phases d'exposition au feu puis de refroidissement. . . . .	156
III.26	Essai 1 - éprouvette N <sub>2</sub> - bois résiduel après les phases d'exposition au feu puis de refroidissement. . . . .	156
III.27	Essais 1 et 2 - instrumentation des profilés IPE 120 (x prend la valeur 1 ou 2, p. ex. Hx-7 donne H1-7 et H2-7). . . . .	157
III.28	Essais 1 et 2 - éprouvette H <sub>2</sub> et I <sub>2</sub> - jeux d'assemblage jusqu'à 8 mm dus au retrait du bois. . . . .	157
III.29	Essai 1 - configurations H et J - évolution de la température de l'acier au cours de l'exposition au feu. . . . .	158
III.30	Essai 2, configuration I - évolution de la température de l'acier au cours de l'exposition au feu. . . . .	159
III.31	Essai 1 - configurations H et J - évolution de la température de l'acier après l'exposition au feu. . . . .	160
III.32	Essai 2 - configuration I - évolution de la température de l'acier après l'exposition au feu. . . . .	160
III.33	Essai 1 - bois de l'éprouvette J <sub>2</sub> presque entièrement consumé à l'issue de l'exposition au feu. . . . .	161
III.34	Essai 2 - poursuite de combustion avec flamme de l'éprouvette I <sub>2</sub> juste après la fin de l'exposition au feu. . . . .	161
III.35	Essai 2 - instrumentation des profilés IPE 300. . . . .	162
III.36	Essai 2 - dalle 3 avant l'exposition au feu. . . . .	162
III.37	Essai 2 - éprouvettes A et B - évolution de la température des semelles supérieures. . . . .	163
III.38	Essai 2 - éprouvettes A, B et C - évolution de la température des âmes. . . . .	164
III.39	Essai 2 - éprouvettes A et C - évolution de la température des semelles inférieures. . . . .	165
III.40	Essai 2 - éprouvettes A, B et C - évolution de la température de l'acier après l'exposition au feu. . . . .	166
III.41	Essais 1 et 2 - instrumentation des plats en acier (x prend la valeur 1 ou 2; p. ex. Dx-1 donne D1-1 et D2-1). . . . .	166
III.42	Essai 1 et 2 - configurations D à F - évolution de la température au droit des joints d'assemblage au cours de l'exposition au feu. . . . .	167

III.43	Essai 1 - configuration D et F - évolution de la température de l'acier au cours de l'exposition au feu. . . . .	168
III.44	Essai 2 - configuration E - évolution de la température de l'acier au cours de l'exposition au feu. . . . .	168
III.45	Essai 2 - éprouvette E1 - l'éprouvette est totalement consumée à l'ouverture du four, juste après l'exposition au feu. . . . .	169
III.46	Essai 2 - configuration E - évolution de la température de l'acier après l'exposition au feu. . . . .	170
III.47	Essai 1 - configurations D et F - évolution de la température de l'acier après l'exposition au feu. . . . .	170
III.48	Évolution de la capacité thermique massique et de la conductivité thermique de l'acier en fonction de sa température [7]. . . . .	172
III.49	Évolution de la masse volumique du bois en fonction de sa température [21]. . . . .	173
III.50	Évolution de la capacité thermique massique et de la conductivité thermique du bois en fonction de sa température [21]. . . . .	173
III.51	Évolution de la capacité thermique massique et de la conductivité thermique de l'inconel 600 en fonction de sa température [37]. . . . .	174
III.52	Essai n°2 - modélisation des configurations A et M. . . . .	175
III.53	Essai n°2 - maillage de la configuration P. . . . .	175
III.54	Évolution de $T_{\infty}$ considérée dans le modèle. . . . .	178
III.55	Configurations modélisées. . . . .	178
III.56	Essai n°2 - éprouvettes M1 - températures mesurées et simulées pour l'acier. . . . .	179
III.57	Essai n°1 - éprouvettes L1 - températures mesurées et simulées pour l'acier. . . . .	180
III.58	Essai n°2 - éprouvettes P1 - températures mesurées et simulées pour l'acier. . . . .	181
III.59	Essai n°2 - éprouvettes R1 - températures mesurées et simulées pour l'acier. . . . .	181
III.60	Essai n°2 - éprouvette A - comparaison des températures du bois (simulations, et mesures). . . . .	182
III.61	Essai n°2 - éprouvette M - exemple d'instrumentation pour la mesure des températures du bois (M1-9, M1-10 et M1-11 sont des thermocouples isolés à blindage inconel, M est un thermocouple à tête « pastille »). . . . .	183
III.62	Trois possibilités de disposition des thermocouples dans les composants en bois testés. . . . .	184
III.63	Position du front de carbonisation en fonction du temps. Sheated tc = TC $\perp$ F $\varnothing$ 1mm; wire tc = TC    $\varnothing$ 0.1mm [38]. . . . .	186
III.64	Maillage 3D d'un échantillon de bambou instrumenté [39]. . . . .	187
III.65	Propagation de la chaleur dans un corps semi-infini : (a) flux de chaleur; (b) température [40]. . . . .	188
III.66	Modèle axisymétrique (selon X) d'un thermocouple transisant par le feu et implanté perpendiculairement aux isothermes à 28 mm de profondeur dans un solide en bois d'épaisseur 50 mm. . . . .	189
III.67	Modèle 3D d'un thermocouple implanté parallèlement aux isothermes à 28 mm de profondeur dans un solide en bois d'épaisseur 50 mm. . . . .	189
III.68	Exemples de courbes de température avec singularités. . . . .	191
III.69	Essai n°2 - températures mesurées à 15 mm de profondeur dans le bois et comparaison avec la simulation. . . . .	192
III.70	Essai n°2 - températures mesurées à 28 mm de profondeur dans le bois et comparaison avec la simulation. . . . .	193

III.71	Essai n°2 - températures mesurées à 41 mm de profondeur dans le bois et comparaison avec la simulation. . . . .	193
III.72	Perturbation thermique générée par un TC $\perp$ F inséré à 28 mm de profondeur dans un solide en bois d'épaisseur 50 mm exposé au feu ISO 834 pendant 3183 secondes - coupe dans le plan parallèle au flux de chaleur et à l'axe du thermocouple. . . . .	195
III.73	Perturbation thermique générée par un TC $\perp$ C inséré à 28 mm de profondeur dans un solide en bois d'épaisseur 50 mm exposé au feu ISO 834 pendant 1428 secondes - coupe dans le plan parallèle au flux de chaleur et à l'axe du thermocouple. . . . .	196
III.74	Perturbation thermique générée par un TC $\parallel$ inséré à 28 mm de profondeur dans un solide en bois d'épaisseur 50 mm exposé au feu ISO 834 pendant 2540 secondes - coupe dans le plan parallèle au flux de chaleur et perpendiculaire à l'axe du thermocouple. . . . .	196
III.75	Perturbation thermique générée par un TC $\parallel$ inséré à 28 mm de profondeur dans un solide en bois d'épaisseur 50 mm exposé au feu ISO 834 pendant 2540 secondes - coupe dans le plan perpendiculaire au flux de chaleur et parallèle à l'axe du thermocouple. . . . .	197
III.76	Vitesses de combustion du bois déterminées à partir des mesures de températures réalisées lors de l'essai n°2. . . . .	199
III.77	Essai n°2 - éprouvettes E1, P1, P2, R1, et R2 - évolution de la température mesurée à 28 mm de profondeur dans le bois, au moyen de thermocouples insérés parallèlement au fil dans des trous de 240 mm de profondeur et de diamètre variable. . . . .	200
III.78	Essai n°2 - configurations P et R - deux solutions d'instrumentation possibles pour des TC $\parallel$ insérés dans des forages transversaux de diamètre 3 mm (x prend la valeur 1 ou 2, p. ex. P <sub>x-11</sub> équivaut à P <sub>1-11</sub> et P <sub>2-11</sub> ). . . . .	201
III.79	Essai n°2 - configurations P et R - évolution de la température du bois à 28 mm de profondeur mesurée par des TC $\parallel$ insérés dans des forages transversaux de diamètre 3 mm. . . . .	202
III.80	Essai n°2 - éprouvette M1 - simulation du champ thermique. . . . .	203
III.81	Configurations testées considérées pour l'évaluation de l'approche analytique. . . . .	204
III.82	Simulation numérique de l'essai n°2 - éprouvette R1. Évolution de la vitesse de combustion du bois. . . . .	205
III.83	Essai n°1 - configurations O et Q - calcul de l'échauffement d'un HEA 140 protégé par un caisson en bois de 30 mm d'épaisseur (mesures et calcul analytique). . . . .	207
III.84	Essai n°2 - configurations P et R - calcul de l'échauffement d'un HEA 140 protégé par un caisson en bois de 50 mm d'épaisseur (mesures et calcul analytique). . . . .	208
IV.1	Essais n°3 et 4 - Perceuse employée pour réaliser les forages nécessaires à l'instrumentation TC $\parallel$ des composants en bois. . . . .	212
IV.2	Essai n°4 - composition de la configuration AB2. . . . .	213
IV.3	Essai n°3 - mesure de la température à l'intérieur du four. . . . .	216
IV.4	Essai n°3 - instrumentation de la configuration AB1. . . . .	216
IV.5	Essai n°3 - position des sections instrumentées. . . . .	217
IV.6	Essai n°3 - températures mesurées et simulées sur la semelle inférieure du profilé métallique. . . . .	218
IV.7	Essai n°3 - températures mesurées et simulées sur le profilé métallique. Focus sur les parties les plus froides (Sim. = Simulation). . . . .	218
IV.8	Essai n°3 - écarts simulation - essai constatés pour la semelle inférieure. . . . .	220
IV.9	Essai n°3 - vitesse de combustion à 15 mm de profondeur déterminée à partir de la position de l'isotherme à 300°C (les valeurs déterminées à partir des résultats d'essai présentent un coefficient de variation égal à 11,5%). . . . .	221

IV.10	Essai n°3 - températures mesurées et simulées à 15 mm de profondeur dans le bois. . . . .	222
IV.11	Essai n°3 - températures mesurées et simulées à 30 mm de profondeur dans le bois. . . . .	223
IV.12	Essai n°3 - températures mesurées et simulées dans le bois à 21 mm de l'âme du profilé métallique (43,7 mm de profondeur dans le bois). . . . .	223
IV.13	Essai n°3 - section résiduelle d'un composant en bois de la poutre non-chargée AB1-NC après essai. . . . .	224
IV.14	Essai n°3 - températures mesurées et simulées dans le bois à 21 mm de l'âme du profilé métallique, en partie basse (43,7 mm de profondeur dans le bois). . . . .	224
IV.15	Essai CSTB n°4 - mesure de la température à l'intérieur du four. . . . .	225
IV.16	Essai n°4 - instrumentation de la configuration AB2. . . . .	226
IV.17	Essai n°4 - modèle thermique n°1. . . . .	227
IV.18	Essai n°4 - modèle thermique n°1 - température de la semelle inférieure. . . . .	228
IV.19	Essai n°4 - position des sections instrumentées. . . . .	228
IV.20	Essai n°4 - modèle thermique n°2. . . . .	230
IV.21	Essai n°4 - modèle thermique n°2 - température de la semelle inférieure. . . . .	230
IV.22	Essai n°4 - section AB2-CM-3 - modèle thermique n°2 - température de l'âme et de la semelle supérieure. . . . .	231
IV.24	Essai n°4 - thermocouples n°29 et 30 - pose (a), et fixation (b). . . . .	232
IV.23	Essai n°4 - températures simulées et mesurées en différents points du capot (toutes sections confondues). . . . .	233
IV.25	Essai n°4 - températures simulées et mesurées à 30 et 45 mm de profondeur dans les pièces de bois latérales (toutes sections confondues). . . . .	234
IV.26	Essai n°4 - températures simulées et mesurées à 30 et 45 mm de profondeur dans les pièces de bois latérales (toutes sections confondues). . . . .	234
IV.27	Rappel des configurations testées lors des essais CSTB n°3 (a) et n°4 (b). . . . .	235
IV.28	Schéma du montage pour les essais au feu sur les poutres chargées mécaniquement. . . . .	236
IV.29	Appui n°1 (a), et appui n°2 (b). . . . .	236
IV.30	Montage de la poutre AB1 (a), et fixation des dalles isolantes formant le couvercle du four (b). . . . .	237
IV.31	Vue d'ensemble du sous-modèle mécanique réalisé pour la poutre AB1. . . . .	238
IV.32	Facteurs de réduction pris en compte pour la modélisation du comportement thermomécanique de l'acier [7]. . . . .	239
IV.33	Facteurs de réduction pour les modules d'élasticité du bois. . . . .	240
IV.34	Facteurs de réduction pour la résistance du bois. . . . .	240
IV.35	Évolution du coefficient de dilatation thermique de l'acier en fonction de la température. . . . .	241
IV.36	Déformée de la poutre AB2 à l'issue de l'essai CSTB n°4 (appui n°1 situé à gauche, appui n°2 situé à droite). . . . .	242
IV.37	Déformée de la poutre AB1 à l'issue de l'essai CSTB n°3. . . . .	242
IV.38	Évolution de la flèche au cours du temps obtenue pour la poutre AB1. . . . .	243
IV.39	Évolution de la flèche au cours du temps obtenue pour la poutre AB2. . . . .	244
I	Dispositif d'essai pour la caractérisation du bois en compression longitudinale. . . . .	263
II	Exemples de résultats d'essais de compression longitudinale sur échantillons réduits. . . . .	264
III	Ruine d'une éprouvette en compression longitudinale (flambage local des fibres). . . . .	265
IV	Dispositif d'essais pour la caractérisation du bois en flexion. . . . .	266
V	Exemples de résultats d'essais de flexion sur échantillons réduits. . . . .	266

VI	Mesure de la flèche locale lors d'un essai de flexion quatre points selon l'EN 408 [36]. . . . .	267
VII	Rupture en flexion observée lors de l'essai n°24 (résistance la plus élevée). . . . .	268
VIII	Rupture en flexion observée lors de l'essai n°29 (résistance la plus faible). . . . .	268
IX	Vue d'ensemble pour les valeurs de module d'élasticité déterminées à partir d'échantillons réduits. . . . .	270
X	Vue d'ensemble pour les valeurs de résistance déterminées à partir d'échantillons réduits. . . . .	270

# LISTE DES TABLEAUX

---

I.1	Classification traditionnelle des aciers au carbone. . . . .	4
I.2	Ordres de grandeur pour les modules d'élasticité et de cisaillement d'un bois résineux présentant une masse volumique d'environ 450 kg.m <sup>-3</sup> [41] . . . . .	16
I.3	Ordres de grandeur pour les coefficients de Poisson d'un bois résineux présentant une masse volumique d'environ 450 kg.m <sup>-3</sup> [41]. . . . .	16
I.4	Résultats expérimentaux obtenus par Fujita et Iwata [22]. . . . .	48
I.5	Caractéristiques des poutres testées par Duan et al. [25]. . . . .	53
II.1	Propriétés des composants d'une poutre bisymétrique testée par Jurkiewicz et al. . . . .	68
II.2	Raideurs en flexion calculées pour une poutre bisymétrique testée par Jurkiewicz et al. . . . .	68
II.3	Propriétés des composants d'une poutre non-bisymétrique testée par Jurkiewicz et al. . . . .	70
II.4	Raideurs en flexion calculées pour une poutre non-bisymétrique testée par Jurkiewicz et al. . . . .	71
II.5	Dimensions des profilés métalliques. . . . .	73
II.6	Configuration B <sub>1</sub> et AB <sub>1</sub> - dimensions des pièces latérales en bois. . . . .	73
II.7	Configuration B <sub>2</sub> et AB <sub>2</sub> - dimensions des pièces latérales en bois. . . . .	73
II.8	Charges et flèches à la ruine. . . . .	81
II.9	Raideur initiale des poutres testées. . . . .	82
II.10	Comparaison des raideurs initiales moyennes. . . . .	82
II.11	Comparaison des limites du domaine élastique linéaire. . . . .	83
II.12	Comparaison des pentes charge-flèche avant la rupture. . . . .	83
II.13	Analyse des pentes des courbes charge-flèche. . . . .	84
II.14	Dimensions et caractéristiques des éprouvettes prélevées. . . . .	95
II.15	Limite d'élasticité et contrainte ultime de l'acier testé. . . . .	96
II.16	Évaluation du module d'élasticité de l'acier. . . . .	98
II.17	Dimensions des éprouvettes testées en compression transversale. . . . .	100
II.18	Propriétés mécaniques du bois en compression transversale. . . . .	103
II.19	Propriétés des poutres taille réelle en flexion. . . . .	106
II.20	Résumé des propriétés déterminées par le biais d'essais sur échantillons réduits sollicités en flexion et en compression longitudinale. . . . .	106
II.21	Configuration A – choix des paramètres géométriques ( $E = 210\text{GPa}$ ). . . . .	108
II.22	Configuration A - sensibilité du modèle à la dimension transversale des éléments ( $E = 210\text{GPa}$ ). . . . .	110
II.23	Configuration B <sub>1</sub> - raideur simulée (modèle bois isotrope). . . . .	113
II.24	Configuration B <sub>2</sub> – raideur simulée (modèle bois anisotrope quadratique). . . . .	113
II.25	Constantes d'élasticité retenues pour le bois. . . . .	113
II.26	Constantes d'élasticité implémentées dans le modèle orthotrope. . . . .	114
II.27	Coefficients de Poisson pris en compte implicitement dans le modèle orthotrope. . . . .	114

II.28	Configuration B <sub>1</sub> – raideur simulée ( $E_L = 9500$ MPa).	114
II.29	Configuration A - effet du coefficient de frottement acier-acier sur le comportement de la poutre simulée.	118
II.30	Configuration A - raideur et résistance simulées.	121
II.31	Configuration B <sub>1</sub> - paramètres matériau.	122
II.32	Configuration B <sub>1</sub> - raideur et résistance simulées.	122
II.33	Configuration B <sub>2</sub> - raideur et résistance simulées.	123
II.34	Configuration B <sub>2</sub> - paramètres matériau.	124
II.35	Configuration AB <sub>1</sub> - raideur et résistance simulées.	125
II.36	Configuration AB <sub>2</sub> - raideur et résistance simulées.	126
III.1	Types de configurations testées.	140
III.2	Taux d'humidité sur masse sèche du bois massif et du bois lamellé-collé déterminés par dessiccation, conformément à l'EN 13183-1 [42].	141
III.3	Simulation d'un solide en bois de 50 mm d'épaisseur. Influence de la mesure sur la température mesurée.	194
III.4	Vitesses de combustion du bois $\beta$ déduites des durées simulées ou mesurées à 300°C.	198
III.5	Paramètres communs à toutes les configurations considérées pour le calcul analytique.	207
III.6	Paramètres spécifiques.	207
IV.1	Localisation et nombre des mesures le long des poutres testées.	212
IV.2	Masse volumique initiale mesurée pour les constituants en bois des configurations AB <sub>1</sub> et AB <sub>2</sub> .	213
IV.3	Teneur en eau du bois constituant les poutres AB <sub>1</sub> et AB <sub>2</sub> .	214
IV.4	Masse volumique anhydre mesurée ou déterminée pour les constituants en bois des configurations AB <sub>1</sub> et AB <sub>2</sub> .	214
IV.5	Essai n°3 – température de la semelle inférieure du profilé après 29 min d'exposition au feu.	217
IV.6	Vitesse de combustion déterminée à partir de la position de l'isotherme à 300°C.	232
IV.7	Chargement appliqué lors des essais au feu.	237
IV.8	Rappel des propriétés prises en compte pour la modélisation du matériau acier à 20°C.	238
IV.9	Rappel des propriétés prises en compte pour la modélisation du matériau bois à 20°C.	238
IV.10	Durées de résistance au feu mesurées pour les poutres mixtes AB <sub>1</sub> et AB <sub>2</sub> comparées à celle calculée pour la poutre « acier seul » (A).	243
I	Propriétés mécaniques des échantillons de bois en compression longitudinale.	264
II	Modules d'élasticité en flexion des échantillons de bois.	269
III	Résistance des échantillons de bois en flexion.	269

**PARTIE I :**  
**REVUE DE LITTÉRATURE**

# CHAPITRE I.1

## L'ACIER

---

### I.1.1 Généralités et comportement de l'acier à froid

L'acier est un matériau métallique classé dans la catégorie des alliages ferreux, il se compose donc principalement de fer auquel s'ajoute une certaine quantité de carbone et éventuellement d'autres éléments chimiques (nickel, chrome, tungstène etc.) permettant de constituer des alliages plus ou moins sophistiqués. La norme EN 10020, consacrée à la « définition et [la] classification des nuances d'acier », définit les aciers comme suit :

« Matériau contenant en masse plus de fer que tout autre élément et dont la teneur en carbone est généralement inférieure à 2% et qui contient d'autres éléments. Un nombre limité d'aciers au chrome peut avoir une teneur en carbone supérieure à 2%, mais cette valeur de 2% est la teneur limite courante qui sépare l'acier de la fonte » [43]

Les matières premières permettant la production d'acier sont le minerai de fer, le charbon et les ferrailles, c'est-à-dire les objets et composants ferreux hors d'usage.

Le minerai de fer est une roche présentant une certaine teneur en fer, généralement sous forme d'oxydes, emprisonnés dans une gangue composée de divers minéraux. C'est une matière première relativement abondante dans la mesure où environ 5% de l'écorce terrestre est composée de fer [44]. Néanmoins, comme pour toutes les ressources minières, les gisements sont de qualité variable et inégalement répartis à la surface de la Terre. Cela fait en sorte que certaines régions concentrent une partie importante de sa production : Australie, Brésil, Chine, Inde, Russie etc. [45]. Dès lors, on constate que la chaîne de valeur de la production d'acier est nécessairement mondiale.

D'autre part, le charbon utilisé pour la production d'acier est dit « bitumineux » ou « à coke », il s'agit d'un type de houille bien particulier présentant une composition et des propriétés recherchées en métallurgie et de nature à faciliter les procédés de production [46]. Les principaux pays producteurs sont la Chine, l'Australie, la Russie et les États-Unis [47]. Le charbon doit d'abord être transformé avant de pouvoir être utilisé pour produire de l'acier. Cette transformation implique d'abord de doser différents charbons qui sont ensuite mélangés et broyés, avant de leur faire subir un « fioulage » de manière à obtenir une matière nommée « pâte à coke ». Ce mélange est ensuite transformé par séchage, pyrolyse et élimination des composants volatiles, ce qui implique une cuisson à haute température (plus de 1000 °C) en l'absence d'oxygène pendant plusieurs heures. La matière subit plusieurs transformations pendant la cuisson : ramollissement, resolidification puis carbonisation. Le produit ainsi obtenu est un résidu solide appelé coke et composé presque exclusivement de carbone [46].

Il existe actuellement deux façons dominantes de produire l'acier : la filière fonte et la filière électrique. L'importance relative de ces deux filières varie selon les régions du monde et on retrouve des estimations sur la production globale différentes selon les sources, néanmoins il apparaît que la filière fonte reste à ce jour majoritaire [44, 48]. D'autres procédés de production d'acier existent ou sont en développement, ils sont souvent moins polluants et énergivores que les deux filières principales [49], mais le tonnage ainsi produit reste pour l'instant négligeable à l'échelle globale.

La filière fonte consiste à transformer le fer en fonte dans un haut fourneau, puis la fonte en acier par la suite. Le minerai de fer subit une première transformation au cours de laquelle il est concassé et séché. Il est ensuite chargé dans le haut fourneau avec une certaine quantité de coke qui joue des rôles multiples [44, 50] :

1. sa combustion produit une partie de la chaleur nécessaire pour faire fondre les composants du minerai de fer;
2. il fournit les réactifs nécessaires à la réduction (ou désoxydation) du fer contenu dans le minerai puis à sa carburation (son enrichissement en carbone);
3. de par sa perméabilité et sa résistance, le coke constitue le seul matériau permettant le bon fonctionnement d'un haut fourneau : circulation des gaz vers le haut, circulation des produits liquides vers le bas, et support des différents réactifs solides.

Les produits obtenus à la sortie du haut fourneau sont le laitier et la fonte. Le laitier est un matériau composé à partir des matières minérales présentes dans la gangue du minerai, il est valorisé dans différentes industries. La fonte est un alliage ferreux comportant typiquement 3 à 4% de carbone. La fonte est ensuite coulée sur un lit de ferrailles et convertie en acier par un procédé consistant à lui insuffler de l'oxygène pur qui a pour effet de « brûler » une partie du carbone et des résidus indésirables [3].

La filière électrique consiste à faire fondre des ferrailles dans des fours à arc électrique, elle consiste donc à recycler des composants en acier existant, même si l'emploi d'une faible quantité de charbon et de minerai demeure nécessaire [48]

Les deux filières produisent un acier dit « sauvage » qui nécessite d'être mis à nuance, ce qui implique par exemple les opérations suivantes : calmage, affinage, dégazage, ajout d'éléments d'alliage, etc. Finalement, l'acier obtenu est mis en forme à travers une coulée continue qui permet de produire par laminage, puis éventuellement par étirage ou tréfilage, les produits longs ou plats utilisés en construction. Ces produits peuvent éventuellement subir des traitements thermiques ou mécaniques visant à les renforcer. En charpente métallique, on utilise essentiellement des profilés laminés à chaud, des profilés reconstitués soudés (PRS), ou encore des profilés formés à froid, généralement plus minces, qui sont obtenus en pliant des tôles.

Il existe plus de 3500 nuances d'acier différentes qui se distinguent par leur composition chimique, les proportions et l'arrangement des éléments chimiques qui les constituent, ainsi que par l'état de contraintes internes générées par l'alliage. Il est néanmoins possible de dégager plusieurs familles d'aciers, en les classant par exemple d'après leur composition chimique. On distingue ainsi les aciers non-alliés des autres en fixant des teneurs limites pour certains composants chimiques. On note alors que les aciers inoxydables constituent une catégorie à part dans la classe des aciers alliés et sont définis comme suit dans l'EN 10020 :

« Les aciers inoxydables sont des aciers contenant au minimum 10,5% de chrome et au maximum 1,2% de carbone » [43]

Il existe également d'autres classifications basées sur des paramètres variés : degré de pureté, propriétés mécaniques, propriétés électromagnétiques, formabilité, traitements thermiques et/ou chimiques subis etc.

Dans le domaine de la construction, on distingue principalement les aciers « au carbone » et les aciers inoxydables qui font l'objet de dispositions particulières pour le calcul des structures : classification des sections, coefficients partiels, module d'élasticité etc. [51]. Les aciers au carbone sont des aciers non-alliés, traditionnellement classés selon leurs propriétés mécaniques et échelonnés en fonction de leur « dureté » (tableau I.1), de manière « approximative et non normalisée » [52].

Le comportement mécanique, exprimé comme une relation entre les contraintes et les déformations au cours d'un essai de traction, varie d'un acier à l'autre (figure I.1). Globalement, les aciers durs se distinguent des aciers doux par un comportement moins ductile, une absence de palier plastique et par une frontière

TABLEAU I.I – Classification traditionnelle des aciers au carbone.

Acier - désignation traditionnelle	Teneur approximative en carbone [%]	Résistance approximative en traction [MPa]
Doux (mild steel)	0,1 à 0,2	340 à 440
Mi-doux (medium soft steel)	0,2 à 0,3	440 à 540
Mi-dur (medium hard steel)	0,3 à 0,4	540 à 640
Dur (high carbon steel)	0,4 à 0,5	640 à 740

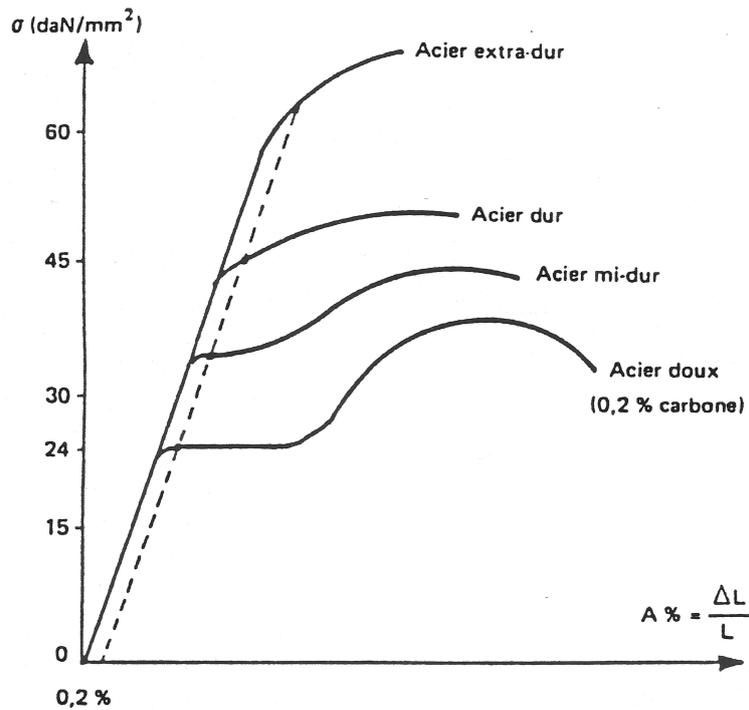


FIGURE I.I – Comportement en traction des aciers [1]. D'après Bouchair [2].

plus difficile à établir entre les domaines élastique et plastique ; on considère alors que la limite d'élasticité est atteinte pour une déformation valant 0,2%. Les aciers durs sont principalement utilisés pour les armatures de béton précontraint et pour certaines armatures de béton armé tandis que les aciers doux sont traditionnellement utilisés en construction métallique.

La figure I.2 permet de préciser la loi de comportement qui prévaut pour les aciers doux. On y distingue en particulier le domaine élastique (entre I et III), la limite d'élasticité (III), au-delà de laquelle toute augmentation de la déformation devient irréversible, le palier d'écoulement plastique (entre III et IIIa), le domaine d'écrouissage (entre IIIa et IV), et le domaine de la striction (entre IV et V). La limite de proportionnalité (II) est fréquemment négligée, et les limites supérieure et inférieure d'écoulement sont souvent combinées, de manière à aboutir à la représentation simplifiée donnée à la figure I.1.

Les déformations étant de l'ordre de quelques pour cent pour la plupart des applications, il est envisageable de réduire le comportement de l'acier au domaine élastique et à l'écoulement plastique. Dans un premier temps les contraintes et les déformations évoluent alors de manière proportionnelle, jusqu'à ce que la limite d'élasticité soit atteinte. Au-delà de cette limite, on considère généralement que le matériau se déforme à l'infini, sans augmentation de la contrainte. On parle alors de comportement bilinéaire sans écrouissage, ou de comportement élastique parfaitement plastique. Une redistribution des efforts s'enclenche alors,

depuis les zones ayant atteint la contrainte correspondant à la limite d'élasticité, vers celles pour lesquelles la contrainte est plus faible, et ce jusqu'à la ruine. Cette dernière peut généralement survenir de deux manières différentes :

1. L'intégralité de la section considérée se retrouve plastifiée. Dans le cas des poutres sollicitées en flexion, on parle de rotule plastique (en réalité la zone située à proximité directe de l'axe neutre plastique reste dans le domaine élastique).
2. Des instabilités géométriques (flambement, voilement, ou déversement) viennent précipiter la ruine de l'élément considéré.

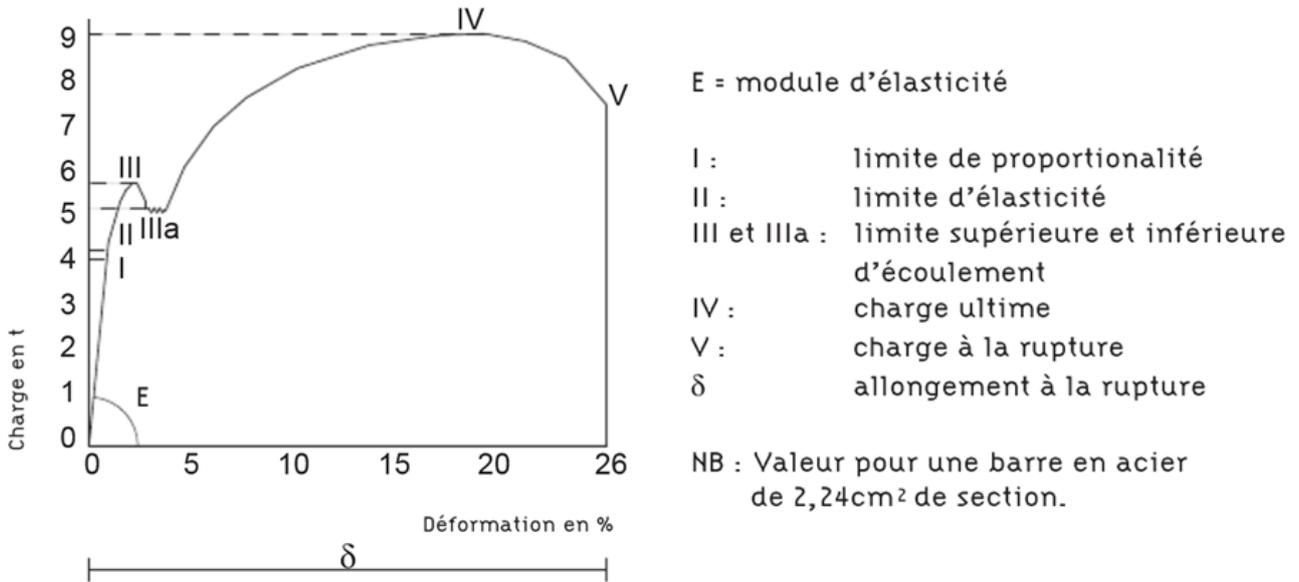


FIGURE I.2 – Diagramme charge-déformation obtenu pour une éprouvette sollicitée en traction montrant le comportement réel de l'acier [3].

On note que la plupart des modèles numériques utilisent le critère de plasticité de von Mises pour déterminer une enveloppe élastique dans l'espace des contraintes (figure I.3) à partir de la limite d'élasticité considérée [53]. Pour déterminer si la déformation est élastique ou plastique, il s'agit alors de comparer la contrainte limite d'élasticité à la contrainte équivalente (équation I.1).

$$(\bar{\sigma} = [(\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2 + 6(\tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{zx}^2)]^{1/2})/\sqrt{2} \quad (I.1)$$

Le schéma bilinéaire est fréquemment complexifié pour prendre en compte l'écrouissage. On prend alors en compte une certaine augmentation de la contrainte lorsque la déformation dépasse celle qui correspond à la limite d'élasticité. On parle alors de comportement bilinéaire avec écrouissage, et on peut même recourir à une représentation trilineaire ou quadrilineaire pour une modélisation plus fine de la loi de comportement du matériau [54].

On comprend donc qu'il est possible de plus ou moins idéaliser la loi de comportement du matériau pour calculer et modéliser des éléments de structures en acier. Cette idéalisation suscite nécessairement des écarts entre les résultats de calcul et les mesures, mais elle n'en est pas la seule responsable. Une autre source importante d'écart entre le comportement idéalisé et la mesure est l'existence de contraintes résiduelles dans les éléments en acier, en particulier les profilés aminés à chaud (figure I.4 - a). Ces contraintes sont liées à la fabrication des profilés, elles sont d'origine thermique ou mécanique, et sont générées de deux manières :

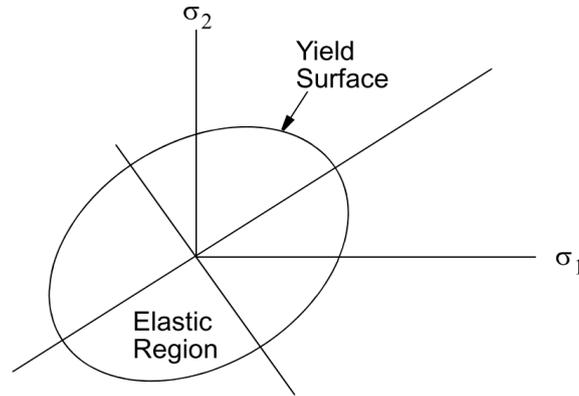


FIGURE I.3 – Critère de plasticité de von Mises dans le plan des contraintes principales [4].

1. Le refroidissement du profilé est hétérogène à la sortie du laminoir, l'âme et les extrémités des semelles refroidissent plus rapidement que les autres parties du profilé. L'acier étant un matériau sujet à la dilatation thermique, ce refroidissement implique leur rétractation. Cette dernière ne génère pas de contrainte dans un premier temps, car l'acier reste malléable, mais dès lors qu'une partie du profilé est refroidie et durcie, le refroidissement différé des parties les plus massives (à l'intersection de l'âme et des semelles) vient comprimer l'âme et l'extrémité des ailes, tout en générant leur propre tension par réaction (figure I.4 - b).
2. Le laminage à chaud peut générer des courbures indésirables qui ne permettent pas de respecter les tolérances requises, il peut alors s'avérer nécessaire d'opérer un dressage à froid pour assurer la rectitude du profilé. Cette opération génère nécessairement l'apparition de contraintes dans ce dernier.

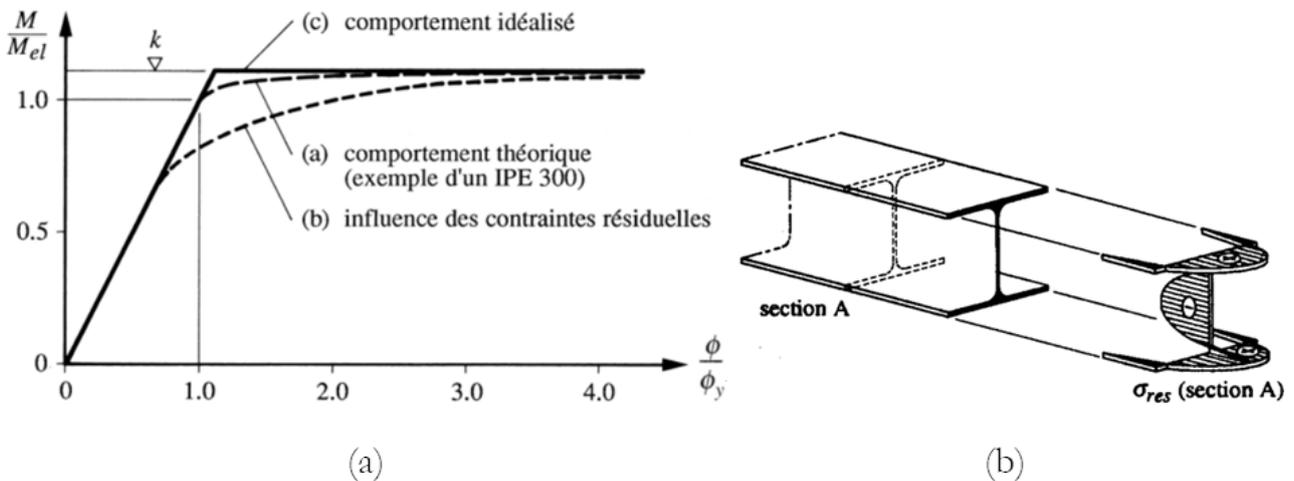


FIGURE I.4 – (a) comportement d'une section fléchie. (b) allure de la répartition des contraintes résiduelles dans un profilé en I laminé à chaud [5].

Les profilés utilisés en construction métallique sont la plupart du temps très élancés et présentent des parois plus ou moins minces. Cela les rend très sensibles aux phénomènes d'instabilité. Il est par exemple essentiel de considérer le déversement global et le voilement des parties comprimées pour appréhender correctement la ruine des éléments fléchis. Dans le cadre d'une simulation numérique par la méthode des éléments finis, il est alors souvent judicieux de considérer des éléments coques pour modéliser les parois constitutives des profilés métalliques [54, 55, 56]. Cependant, on verra que la simulation des phénomènes d'instabilité n'est pas développée dans la présente thèse.

## I.1.2 Comportement de l'acier en situation d'incendie

### A - Généralités

L'acier est un matériau incombustible ou ininflammable, mais il présente en revanche des propriétés mécaniques qui se dégradent sévèrement et rapidement lorsqu'il est exposé aux températures qui se manifestent lors d'un incendie. Par ailleurs, sa conductivité thermique élevée favorise la diffusion de chaleur, si bien qu'une large part d'un élément structural est rapidement affectée en cas d'exposition au feu. C'est en raison de cette faible résistance au feu que les charpentes métalliques constituant les bâtiments de grande hauteur et les établissements recevant du public sont protégées du feu de manière passive par différents moyens : maçonnerie, enrobage en béton [57], plaques de plâtres, flocages divers (gypse, ciment, vermiculite etc.), ou peinture intumescente. Il existe même des procédés consistant à faire circuler de l'eau dans des profilés métalliques creux afin de les refroidir en cas d'incendie [6]. On peut ajouter que l'acier se dilate fortement sous l'effet de la chaleur, ce qui peut engendrer des efforts et déplacements indésirables au sein des structures métalliques. Malgré ces problématiques, l'acier au carbone demeure un matériau de construction bien connu et maîtrisé, comme en témoigne son coefficient partiel en situation d'incendie recommandé par l'Eurocode 3 partie 1-2 :  $\gamma_{M,fi} = 1,0$ . Le comportement thermomécanique peut toutefois varier selon la nuance d'acier considérée et le procédé de fabrication adopté [58, 59]. On peut donner l'exemple particulier des aciers inoxydables qui présentent des caractéristiques qui leur sont spécifiques [7]. Les informations présentées dans les paragraphes suivants demeurent néanmoins valables pour les constructions métalliques conventionnelles, en particulier celles constituées de profilés métalliques formés à chaud qui sont produits à partir d'acier doux. Les nuances d'aciers concernées par ces applications usuelles sont précisées dans l'EN 1993-1-1 et correspondent à des limites d'élasticité variant entre 235 et 460 MPa [60].

### B - La situation d'incendie

Avant de s'intéresser plus en détail au comportement mécanique de l'acier à hautes températures, il convient d'explicitier la notion de « situation d'incendie ». Un incendie comporte les phases présentées ci-après [6].

1. L'ignition qui est éventuellement précédée de l'échauffement d'un combustible
2. La phase de croissance durant laquelle le feu se développe sur les surfaces combustibles du local considéré.
3. L'embrasement généralisé survient si un certain nombre de conditions sont réunies, en particulier si la température des gaz atteint un seuil suffisant (600°C). La température augmente alors très rapidement et l'intensité du feu est gouvernée par la ventilation à l'intérieur du bâtiment. C'est cette phase qui est susceptible d'endommager la structure et qui rend nécessaire le calcul de sa résistance au feu.
4. Si aucune extinction n'est entreprise, l'incendie peut entrer dans une phase de déclin, il est alors de nouveau conditionné par la quantité de combustible disponible.

De nombreux paramètres influencent l'intensité de l'incendie (ventilation, type de bâtiment, combustible disponible, etc.), et celle de la phase n°3 en particulier. Il est donc impossible de reproduire des conditions réelles d'incendie qui soient valables de manière universelle, tant les situations sont variées. C'est pourquoi on considère des feux normalisés, pour lesquels sont fixées des conditions bien spécifiques. Pour l'étude de la résistance au feu dans le contexte Européen, on considère en général une montée en température qui peut être exprimée par une équation donnée par la norme ISO 834 (équation I.2).

$$\Theta_g = 20 + 345 \log_{10}(8t + 1) \quad (\text{I.2})$$

Où :

$\Theta_g$  est la température des gaz du compartiment [ $^{\circ}\text{C}$ ];

$t$  est le temps en minutes

La figure I.5 donne la représentation graphique de cette fonction et fournit une comparaison avec les autres feux normalisés les plus utilisés. Ce sont ces courbes d'échauffement qui sont employées lors des essais de résistance au feu. Ces derniers permettent alors d'évaluer la durée d'exposition au feu engendrant la ruine de l'élément testé par dégradation de sa résistance et de sa raideur [61].

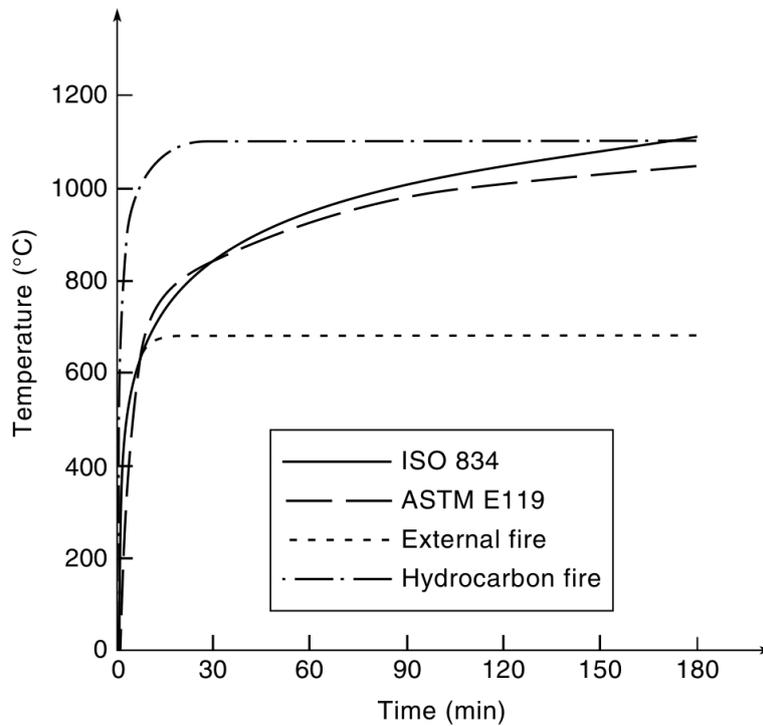


FIGURE I.5 – Courbes température-temps correspondant aux feux normalisés les plus courants [6].

L'incendie correspond évidemment à une situation accidentelle. La probabilité de sa survenue est relativement faible mais les dégâts générés sont très importants, il en résulte un certain niveau de risque qui constitue le sujet de la sécurité incendie en tant que discipline. En ce qui concerne la résistance au feu, on tient alors compte de combinaisons d'actions qui sont spécifiques à cette situation accidentelle. Le chargement pris en compte en situation d'incendie représente alors une fraction ( $\eta_{fi}$ ) du chargement considéré à froid [7]. Ce facteur de réduction est déterminé en fonction du type de bâtiment, qui est considéré à travers un facteur d'association entre les différentes actions ( $\psi_{fi}$ ), et en fonction du ratio entre les charges permanentes  $G$  et les charges variables  $Q$  (figure I.6).

Si l'on tient compte du fait que la résistance et la limite d'élasticité de l'acier considérées pour le dimensionnement correspondent à des valeurs caractéristiques, alors on conçoit que le chargement à prendre en compte en situation d'incendie peut être beaucoup plus faible que la capacité à froid réelle de l'élément de structure considéré. Dans la pratique, on peut retrouver des taux de chargement allant de 20 à 70% [62, 63, 64, 65], mais la plupart des bâtiments sont calculés en considérant un facteur de réduction d'environ 50%, ou inférieur [6, 66].

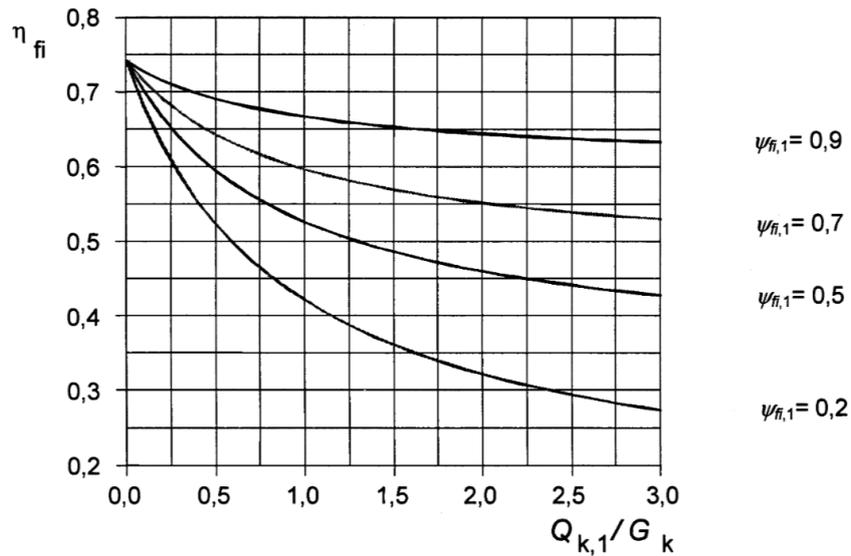


FIGURE I.6 – Variation du facteur de réduction  $\eta_{fi}$  avec le rapport de charges  $Q/G$  [7].

### C - Propriétés thermomécaniques de l'acier

À l'échelle d'un élément de structure, on peut d'abord dire que la dégradation de l'acier sous l'effet de la température se manifeste par une diminution de sa résistance et de sa rigidité. Cette dégradation est provoquée par la modification de la loi de comportement du matériau sous l'effet de son échauffement (figure I.7).

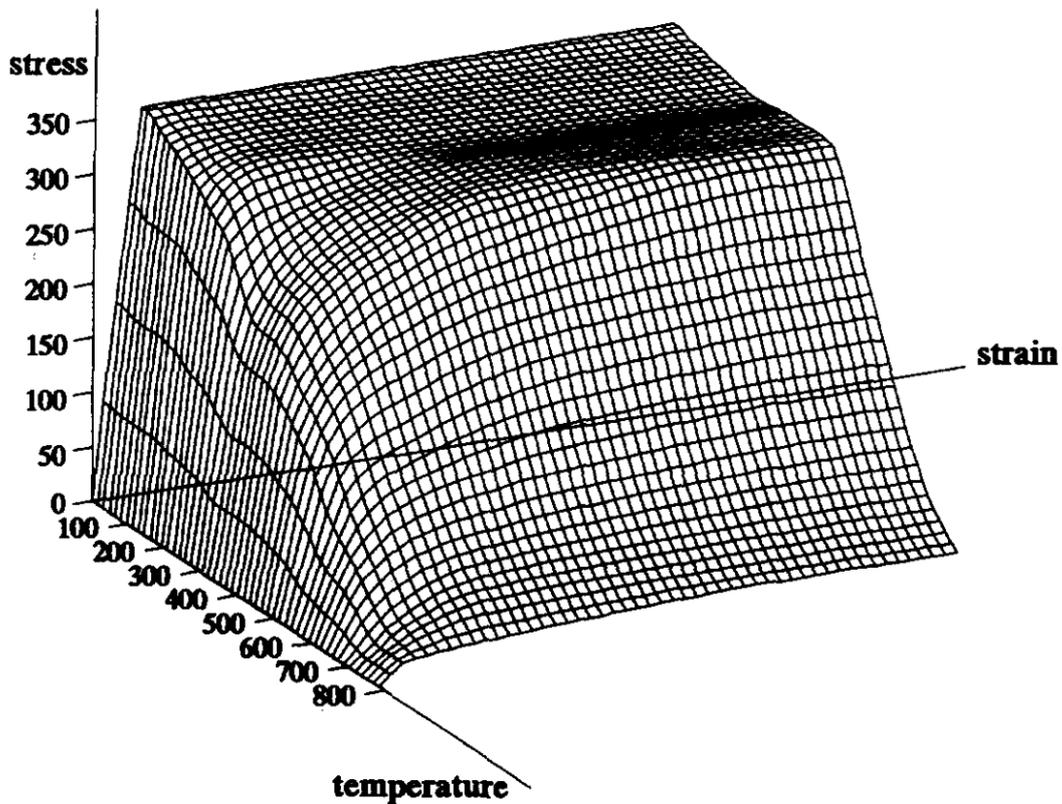


FIGURE I.7 – Loi de comportement de l'acier de construction en fonction de sa température [8].

Une des manières de décrire le comportement mécanique de l'acier à hautes températures consiste à dé-

composer sa loi de comportement comme présenté à la figure I.8 (a). On introduit alors la notion de limite de proportionnalité  $f_{p,\theta}$  qui sépare le domaine linéaire et le domaine non-linéaire. L'évolution de cette loi de comportement avec la température est modélisée par le biais de facteurs de réduction portant sur le module d'élasticité, la limite d'élasticité, et la limite de proportionnalité.

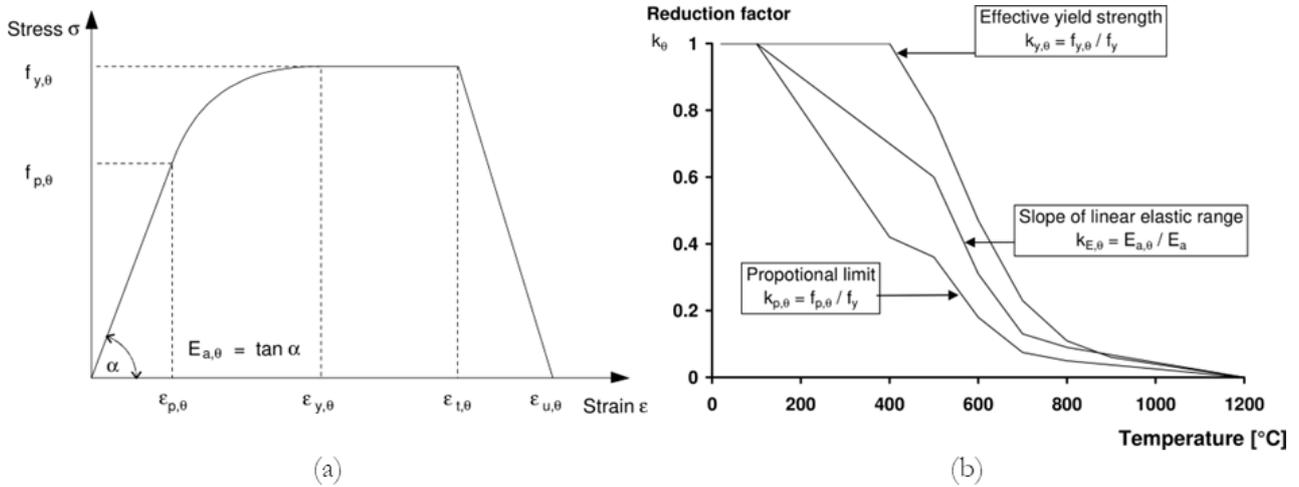


FIGURE I.8 – Relation contrainte-déformation (a) et facteurs de réduction pour les relations contrainte-déformation (b) pour l'acier au carbone aux températures élevées[7].

## D - Modélisation

La première étape du calcul de la résistance au feu d'un élément de structure en acier consiste à calculer sa température. Pour ce faire on peut recourir à une méthode analytique ou à la simulation numérique. Dans la mesure où le problème modélisé est transitoire, et puisque la conductivité thermique et la capacité thermique de l'acier sont dépendantes de la température, il est nécessaire de recourir à une procédure incrémentale dans tous les cas. Les propriétés thermiques de l'acier sont bien connues et sont données dans l'EN 1993-1-2 [7]. La masse volumique est réputée constante et égale à  $7850 \text{ kg.m}^{-3}$ . La conductivité thermique varie linéairement entre  $54,0$  et  $27,3 \text{ W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$  pour des températures s'échelonnant entre  $20$  et  $800^\circ\text{C}$  respectivement. Au-delà, elle reste constante. Enfin la capacité thermique massique est la propriété qui varie le plus, son évolution avec la température est donnée à la figure I.9.

Le calcul de l'échauffement consiste dans un premier temps à déterminer le flux thermique sollicitant généré par la convection et le rayonnement. L'EN 1993-1-2 propose de retenir une émissivité de l'acier égale à  $0,7$  pour le calcul du transfert thermique par rayonnement. Un modèle transitoire de conduction thermique est ensuite employé lorsqu'on recourt à la simulation numérique. La conductivité thermique de l'acier étant très élevée, et les parois constitutives des éléments de structure étant très minces, il est en général raisonnable de considérer que la température du composant étudié est uniforme. Il est dès lors envisageable de recourir à un modèle analytique pour calculer cette température, sans prendre en compte la conduction thermique de manière explicite. On exprime alors l'échauffement du profilé considéré en fonction de son facteur de massiveté, c'est-à-dire le rapport entre la surface exposée et le volume d'acier. L'échauffement d'un profilé métallique non protégé s'exprime alors comme indiqué à l'équation I.3.

$$\Delta\theta_{a,t} = k_{sh} \frac{A_m/V}{c_a \rho_a} h_{net,d} \Delta t \quad (\text{I.3})$$

Où :

$k_{sh}$  est le facteur de correction pour l'effet d'ombre;

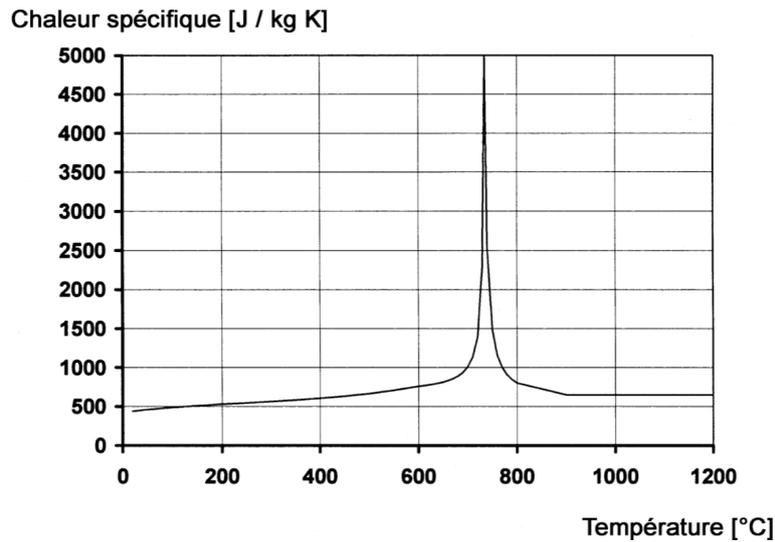


FIGURE I.9 – Capacité thermique massique de l'acier au carbone en fonction de la température [7].

$A_m/V$  est le facteur de massiveté pour les éléments en acier non protégés [ $m^{-1}$ ];  
 $A_m$  est la surface de l'élément par unité de longueur [ $m^2 \cdot m^{-1}$ ];  
 $V$  est le volume de l'élément par unité de longueur [ $m^3 \cdot m^{-1}$ ];  
 $c_a$  est la capacité thermique massique de l'acier [ $J \cdot kg^{-1} \cdot K^{-1}$ ];  
 $h_{net,d}$  est la valeur de calcul du flux thermique net par unité de surface [ $W \cdot m^{-2}$ ];  
 $\Delta t$  est l'intervalle de temps [s];  
 $\rho_a$  est la masse volumique de l'acier [ $kg \cdot m^{-3}$ ].

L'EN 1993-1-2 fournit également une méthode pour calculer l'échauffement d'un profilé en acier protégé du feu par un matériau dont les propriétés thermiques sont indépendantes de la température [7].

Une fois la température du profilé établie pour différentes durées, il est alors possible de calculer sa résistance à chaud en multipliant la résistance à froid par le facteur de réduction associé à la limite d'élasticité (figure I.8 - b). Par ailleurs, la résistance au déversement peut également être calculée en employant les facteurs de réduction donnés à la figure I.8. L'EN 1993-1-2 fournit aussi des méthodes pour évaluer la résistance d'un profilé dont la température ne serait pas uniforme.

Une autre approche consiste à recourir à la notion de température critique. Cette dernière dépend du taux de chargement considéré (figure I.10), autrement appelé « taux d'utilisation », et correspond à la définition suivante :

« Pour un niveau de chargement donné, température à laquelle la ruine d'un élément de construction en acier est susceptible de se produire pour un champ de température uniforme. » [7]

Cette approche simplifiée permet d'évaluer une durée de résistance au feu de l'élément considéré en restant dans le domaine des températures. Elle est néanmoins limitée aux cas où les phénomènes d'instabilité peuvent être négligés. Qui plus est, la restriction au cas d'une température uniforme peut se révéler limitante.

Si la simulation numérique est employée, alors les températures calculées à chaque pas de temps agissent sur les propriétés du matériau par l'intermédiaire des facteurs de réduction présentés à la figure I.8. Ce couplage thermomécanique introduit alors une non-linéarité dans le modèle numérique. La simulation numérique offre également la possibilité de prendre en compte la dilatation thermique de l'acier et permet

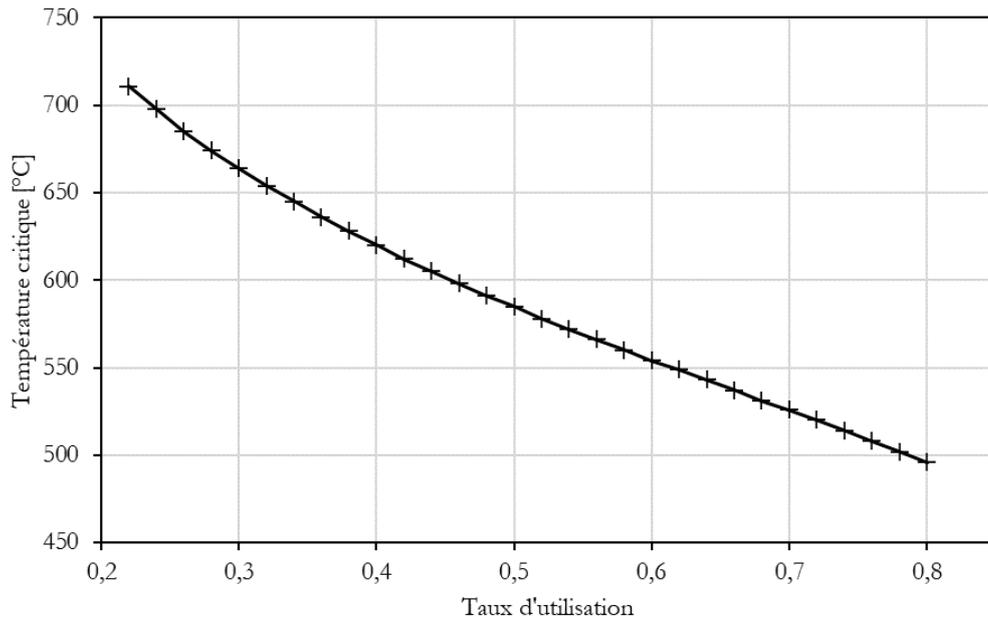


FIGURE I.10 – *Température critique pour diverses valeurs du taux d'utilisation.*

de rendre compte des déformations qu'elle implique de manière très fine. La dilatation dépend aussi de la température (figure I.11) et constitue donc une autre source de non-linéarité.

La plupart des logiciels de calcul ne permettent pas une prise en compte aisée de la limite de proportionnalité (figure I.8), une simplification consiste alors à considérer une loi de comportement élastique parfaitement plastique, et à ne prendre en compte que les facteurs de réduction relatifs au module d'élasticité et à la limite d'élasticité [62, 67].

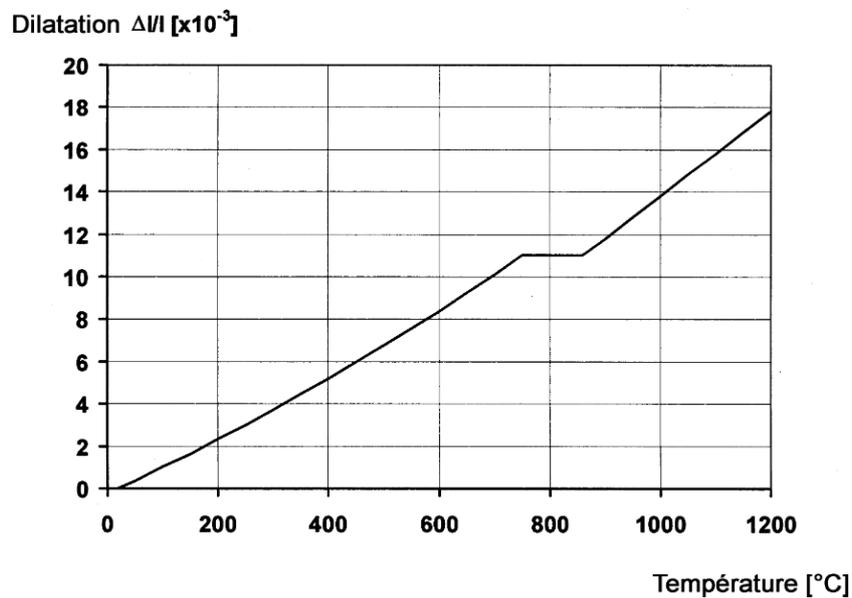


FIGURE I.11 – *Dilatation thermique de l'acier au carbone en fonction de la température [7].*

# CHAPITRE I.II

## LE BOIS

---

### I.II.1 Généralités et comportement du bois à froid

#### A - Description du matériau

Le bois est un matériau issu d'un ensemble de transformation de la matière première que constituent les arbres présents dans les forêts. Ils sont initialement tronçonnés pour obtenir des grumes qui sont ensuite sciées, déroulées ou tranchées en fonction des utilisations finales auxquelles elles sont destinées (première transformation du bois). Les produits ainsi obtenus, peuvent ensuite subir d'autres transformations pour donner une grande variété de produits finis. En ce qui concerne le bois de structure, les trois produits les plus courants sont :

- le bois massif, obtenu par sciage des grumes et séchage;
- le bois lamellé-collé (BLC ou GL pour « glulam »), obtenu par superposition et collage de planches en bois massif;
- le bois lamellé croisé (CLT pour « Cross Laminated Timber ») obtenu par superposition de plusieurs couches de planches orientées selon différents angles.

Pour le BLC et le CLT, on précise que les planches sont découpées de manière à purger les défauts les plus importants, puis réassemblées par aboutage, c'est-à-dire par fermeture et collage d'un joint à entures multiples. On peut également citer d'autres produits du bois utilisés en structure comme l'OSB (Oriented Strand Board), le LVL, (Laminated Veneer Lumber), ou encore le PSL (Parallel Strand Lumber).

Le marché du bois de construction est moins globalisé que pour d'autres matériaux. Par exemple en France, 60% du bois utilisé en construction provient de forêts localisées sur le territoire national, et la majorité des importations proviennent de pays Européens [68].

Il existe une grande variété d'essences d'arbres, et autant d'utilisations différentes. Elles font l'objet d'une classification précise présentant traditionnellement deux catégories principales : les essences feuillues et les essences résineuses. Ces deux groupes présentent une composition, une morphologie et des propriétés très différentes, ce sont principalement des résineux qui sont utilisés en structure (sapin, épicéa, douglas, etc.). C'est pourquoi on s'intéressera davantage à ces derniers.

Le bois peut être considéré différemment selon l'échelle que l'on considère [69].

- À l'échelle nanoscopique, le bois peut être considéré comme un biopolymère composite contenant principalement de la cellulose, de l'hémicellulose et de la lignine dont les proportions dans la composition des résineux valent respectivement 50%, 25%, et 25% environ [41]. La cellulose prend la forme de microfibrilles orientées selon un certain angle, l'hémicellulose constitue une matrice amorphe, tandis que la lignine est un polymère qui s'arrange selon un réseau 3D complexe, conférant ainsi une grande solidité à l'ensemble.
- À l'échelle microscopique, ces composants s'arrangent en différentes couches nommées P, S<sub>1</sub>, S<sub>2</sub> et S<sub>3</sub> qui forment alors la paroi des cellules qui constituent le bois.
- À l'échelle du dixième de millimètre on distingue les cellules du bois qui se différencient selon leur fonction. Les résineux, sont composés à 90% de trachéides [70] qui prennent la forme de fibres de

3 à 5 mm de long et qui assurent à la fois le transport de la sève et le soutien mécanique de l'arbre. D'autres cellules spécifiques forment les canaux résinifères (direction longitudinale) et les rayons ligneux (direction radiale).

- À l'échelle mésoscopique (1-10 mm), on distingue les cernes de croissance et la composition des différentes couches qui constituent le tronc : duramen (cellules mortes), aubier (cellules vivantes), cambium (production de nouvelles cellules), liber (conduction de sève), et écorce externe [41].
- À l'échelle de l'élément de structure, le matériau bois est le résultat global de cette structure complexe. Seul le xylème, c'est-à-dire le duramen et l'aubier, est utilisé pour la construction, car les couches externes ne présentent pas d'intérêt d'un point de vue mécanique.

À cette échelle globale, le bois est un matériau compliqué à appréhender d'un point de vue mécanique car il est alors hétérogène et fortement anisotrope. En effet, le bois est globalement plus résistant et plus rigide dans la direction longitudinale, c'est-à-dire parallèlement aux fibres qui le constituent, que dans les autres directions. De plus, il est caractérisé par une forte variabilité, c'est-à-dire que ses propriétés mécaniques varient de manière relativement importante d'un échantillon à un autre, même pour des échantillons similaires, c'est-à-dire : même essence, même densité, mêmes conditions de croissance, etc. Par exemple, le module d'élasticité d'un bois donné peut présenter un coefficient de variation de 20 à 30% [11]. En outre, son comportement mécanique diffère non seulement en fonction de la direction du chargement (anisotropie), mais aussi selon le sens de la sollicitation. En effet, la loi de comportement du matériau peut être qualifiée de « non-symétrique » dans la mesure où les contraintes admissibles ne sont pas les mêmes en traction et en compression. Cela est également valable, dans une moindre mesure, pour le comportement élastique, puisque le module d'élasticité en compression peut se révéler plus faible que celui déterminé en traction [71]. Cet aspect est néanmoins négligé la plupart du temps. Par ailleurs, une différenciation du mode de rupture selon la sollicitation existe également puisque le bois se révèle quasi fragile en traction tandis qu'une certaine ductilité est constatée en compression.

Le bois est également dans une certaine mesure un matériau viscoélastique, il est donc par exemple sensible au fluage. Ses propriétés dépendent également de l'humidité et de la température, ce qui permet de réaliser des transformations basées sur un traitement thermo-hydro-mécanique et éventuellement physico-chimique [72]. Cependant, on ne considérera pas ces aspects très spécifiques et on se limitera à l'étude du comportement du bois en tant que matériau de construction, à court terme, en situation normale et en situation d'incendie.

En revanche, on propose de revenir sur les notions d'hétérogénéité et d'anisotropie qui sont significatives d'un point de vue mécanique et utiles pour comprendre la nature du matériau bois. Par ailleurs on introduit les notions fondamentales pour la simulation numérique du comportement mécanique du matériau.

## **B - Hétérogénéité**

L'hétérogénéité du bois sur le plan mécanique présente différentes causes relatives à la croissance des arbres.

- Le bois juvénile se forme lors des premières années de croissance de l'arbre, c'est-à-dire entre 5 et 20 ans selon l'essence considérée [70]. Il présente une composition différente du bois mature, en particulier pour les conifères, ce qui induit des propriétés mécaniques différentes avec une résistance et une rigidité plus faible pour le bois juvénile [73, 74].
- Les cernes de croissance résultent du développement discontinu de l'arbre au cours des saisons. Dans les régions tempérées, le printemps voit se développer le bois initial, constitué de nombreuses cellules de gros diamètre avec des parois de faible épaisseur, tandis que la deuxième phase de croissance, qui survient au cours de l'été, produit un nombre moins élevé de cellules avec des diamètres plus petits et des parois plus épaisses qui constituent le bois final [41, 70]. Dans les régions tropicales, l'apparition

des cernes est moins évidente et correspond à des mécanismes différents, variables selon les essences [75]. Cette différenciation entre bois initial et bois final est source d'hétérogénéité puisque ce dernier présente de meilleures propriétés mécaniques que le premier.

- Les nœuds sont la conséquence du développement de branches quasi perpendiculairement au tronc lors de la croissance de l'arbre. Le sciage longitudinal du tronc implique donc la coupe quasi transversale des prolongements des branches dans le tronc qui, en raison de la forte anisotropie du bois, forment alors des inclusions dont les propriétés mécaniques sont très différentes du milieu plus ou moins homogène qui les entoure. La rigidité et la résistance étant beaucoup plus faibles dans les directions transversales que dans la direction longitudinale, les nœuds sont donc considérés comme des défauts au même titre que les poches de résines ou les différentes fissures qui peuvent survenir lors du développement de l'arbre. En outre, la croissance des branches engendre une courbure locale du fil du bois constituant le tronc, ce qui participe également à la fragilisation des débits longitudinaux.

Finalement, la différenciation entre le duramen et l'aubier, qui existe chez certaines essences, n'est pas considérée comme un facteur d'hétérogénéité mécanique dans la mesure où la structure des cellules constituant le bois reste inchangée. En revanche, chez certaines essences, le duramen contient des substances qui font en sorte que le bois qui en est issu est plus durable que celui constituant l'aubier.

### C - Anisotropie

Le bois massif est un matériau anisotrope, généralement considéré comme orthotrope de manière cylindrique. En effet, les grumes qui constituent la matière première pour la fabrication des produits du bois, du moins une large partie des produits utilisés en structure (bois massif, lamellé-collé, et croisé), peuvent voir leur géométrie idéalisée de manière à les concevoir comme des cônes très élancés, et ultimement comme des cylindres circulaires droits. Toujours de manière idéalisée, la structure du bois est comprise comme un ensemble de fibres parallèles à l'axe du cylindre modélisant la grume et organisées transversalement en couches concentriques autour de cet axe, notamment du fait de l'alternance du bois initial et du bois final consécutive au cycle de croissance de l'arbre. Il en résulte des propriétés mécaniques différenciées et repérées selon trois directions (figure I.12) :

- longitudinale (parallèle à l'axe du cylindre);
- radiale (du centre de la section droite vers l'extérieur);
- tangentielle (tangente au disque formant la section droite du cylindre et aux disques plus petits obtenus par homothéties centrées sur son axe).

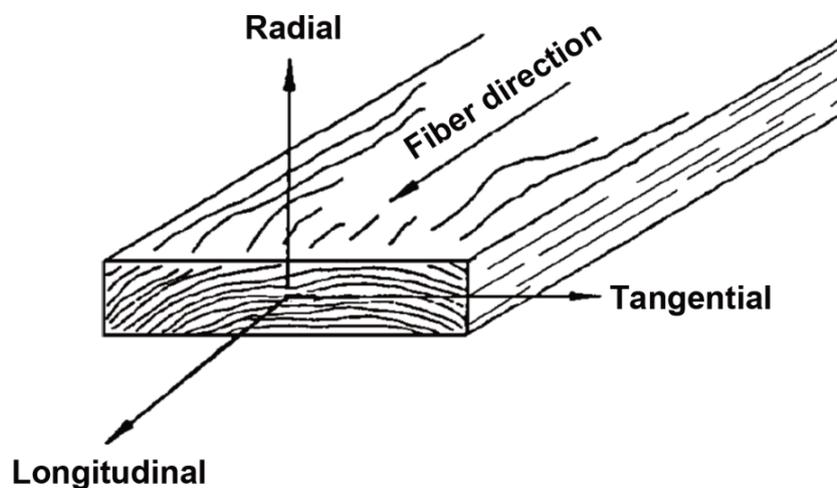


FIGURE I.12 – Les trois axes principaux du bois par rapport à la direction du fil et des cernes de croissance [9].

Si cette représentation d'un bois pris comme un matériau orthotrope cylindrique est adoptée, alors la prise en compte des propriétés de symétrie matérielle rend possible la description de son comportement mécanique élastique linéaire à travers 12 complaisances élastiques prises comme des constantes, dont 9 sont linéairement indépendantes [41]. Ces dernières quantifient la propension d'un matériau à se déformer dans une certaine direction sous l'effet d'une contrainte donnée. Pour les matériaux orthotropes il existe 3 complaisances axiales, 3 complaisances de cisaillement et 6 complaisances transversales dont 3 sont linéairement indépendantes. L'usage veut que le tenseur des complaisances élastiques soit formulé comme une matrice par le biais de la notation de Voigt et que les complaisances élastiques soient exprimées à travers des « grandeurs techniques » pour décrire les lois de comportement des matériaux. Ainsi, la loi de comportement élastique linéaire d'un bois orthotrope cylindrique est généralement exprimée à travers trois modules d'Young, autrement appelés modules d'élasticité, six coefficients de Poisson, et trois modules de cisaillement, assemblés dans une matrice des complaisances élastiques. En général, la loi de comportement est utilisée en exprimant les contraintes en fonction des déformations, ce qui requiert une reformulation en inversant la matrice des complaisances élastiques pour obtenir la matrice de rigidité (équation I.4).

$$\begin{pmatrix} \epsilon_{11} \\ \epsilon_{22} \\ \epsilon_{33} \\ 2\epsilon_{23} \\ 2\epsilon_{31} \\ 2\epsilon_{12} \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_r} & -\frac{\nu_{tr}}{E_t} & -\frac{\nu_{lr}}{E_l} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu_{rt}}{E_r} & \frac{1}{E_t} & -\frac{\nu_{lt}}{E_l} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu_{rl}}{E_r} & -\frac{\nu_{tl}}{E_t} & \frac{1}{E_l} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{tl}} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{lr}} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{rt}} \end{bmatrix} \begin{pmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \sigma_{23} \\ \sigma_{31} \\ \sigma_{12} \end{pmatrix} \quad (I.4)$$

avec les trois conditions :

$$\frac{\nu_{rt}}{E_r} = \frac{\nu_{tr}}{E_t} \quad ; \quad \frac{\nu_{tl}}{E_t} = \frac{\nu_{lt}}{E_l} \quad ; \quad \frac{\nu_{lr}}{E_l} = \frac{\nu_{rl}}{E_r}$$

Les valeurs des constantes de rigidité varient beaucoup d'une essence à une autre et demeurent compliquées à établir, si bien que les données disponibles sont relativement rares, néanmoins, les relations d'ordre entre ces différentes grandeurs restent globalement les mêmes quelle que soit la nature du bois considéré. Guitard fournit une estimation de ces différentes constantes, ou des ratios qui les relient, pour des essences résineuses dont la masse volumique est proche de 450 kg.m<sup>3</sup> (tableaux I.2 et I.3).

TABLEAU I.2 – Ordres de grandeur pour les modules d'élasticité et de cisaillement d'un bois résineux présentant une masse volumique d'environ 450 kg.m<sup>3</sup> [41]

Grandeur	$E_l/E_r$	$E_l/E_t$	$E_r/E_t$	$G_{lr}$ [MPa]	$G_{tl}$ [MPa]	$G_{tr}$ [MPa]
Valeur	13	21	1,6	862	745	83,6

TABLEAU I.3 – Ordres de grandeur pour les coefficients de Poisson d'un bois résineux présentant une masse volumique d'environ 450 kg.m<sup>3</sup> [41].

Grandeur	$\nu_{rt}$	$\nu_{lt}$	$\nu_{lr}$	$\nu_{tr}$	$\nu_{rl}$	$\nu_{tl}$
Valeur	0,51	0,43	0,39	0,31	0,03	0,02

Les modules d'élasticité rendent compte de la raideur du matériau soumis à une contrainte de traction ou de compression uni-axiale dans une direction donnée. Les différences dans les ordres de grandeur des trois

modules d'Young rendent compte du fort degré d'anisotropie du bois. Guitard met ces ordres de grandeur en relation avec la microstructure du bois de la façon suivante.

« La majorité des fibres étant orientées suivant l'axe du tronc, celles-ci confèrent un renforcement fibreux dans la direction longitudinale d'où  $E_l$  grand. Les fibres constituant les rayons ligneux induisent un renforcement radial [...]. Sous un effort tangentiel, les fibres longitudinales et les rayons ligneux sont sollicités perpendiculairement au grand axe des fibres d'où  $E_t$  le plus faible. » [41]

Par ailleurs, la variété des coefficients de Poisson peut prêter à confusion, il apparaît alors utile de garder en tête que dans le cadre d'un essai uni-axial, le coefficient  $\nu_{ij}$  peut être vu comme « le rapport de l'élongation  $\epsilon_j$  à l'élongation  $\epsilon_i$  qui résultent d'une sollicitation  $\sigma_i$  » ([41]). Guitard pointe également le fait que  $\nu_{rt}$  peut dépasser la valeur limite de 0,5 établie pour les matériaux isotropes sans que cela pose problème. À l'inverse  $\nu_{rl}$  et  $\nu_{tl}$  sont très faibles, ce qui rend leur valeur particulièrement difficile à déterminer expérimentalement et donc très incertaine.

Finalement, les modules de cisaillement rendent compte de la rigidité du matériau soumis à une sollicitation en cisaillement dans un plan donné. Les propriétés de symétrie du tenseur des déformations dans le plan font en sorte que l'indexation des modules de cisaillement n'est pas ordonnée, on a ainsi  $G_{ij} = G_{ji}$ . les relations d'ordres entre les différents modules de cisaillement peuvent une nouvelle fois relever d'une interprétation fondée sur l'observation de la microstructure du bois :

- Dans le plan longitudinal-radial, l'orientation des trachéides confère une forte rigidité dans la direction longitudinale, tandis que les rayons ligneux constituent un renfort dans la direction radiale,  $G_{lr}$  constitue donc le module de cisaillement le plus élevé.
- L'absence de cellules préférentiellement orientées selon la direction tangentielle engendre le fait qu'aucun renforcement transversal n'existe dans le plan longitudinal-tangentiel, ainsi seules les fibres orientées longitudinalement offrent une rigidité significative, ce qui explique que  $G_{lt}$  soit plus faible. La différence avec  $G_{lr}$  est cependant relativement faible pour les bois résineux étant donné qu'ils ne comportent qu'une faible quantité de rayons ligneux en comparaison avec les bois feuillus.
- Dans le plan radial-tangentiel, les seules cellules sollicitées selon leur axe privilégié sont les rayons ligneux, peu nombreux pour les essences résineuses, tandis que les fibres longitudinales qui composent la majorité du bois sont sollicitées transversalement, le module  $G_{rt}$  est donc relativement faible. Le cisaillement dans ce plan perpendiculaire au fil du bois est parfois dénommé sous le terme « cisaillement roulant » car le mode de rupture qui le caractérise se manifeste par le roulement des fibres les unes sur les autres, ce qui engendre une perte de cohésion, plutôt que par un écrasement transversal de ces fibres ([76]).

## D - Modélisation

Différentes stratégies plus ou moins complexes existent pour modéliser le comportement mécanique à froid du matériau bois. Le choix d'une stratégie plutôt qu'une autre dépend notamment de l'échelle considérée ou encore des sollicitations appliquées. La plupart du temps, le bois est modélisé de manière simplifiée comme un matériau homogène, à part pour des études particulières portant par exemple sur la nodosité du bois [71]. Par ailleurs, en ce qui concerne la variabilité, la plupart des modèles reposent sur des approches déterministes, autrement dit, les propriétés du matériau simulées sont connues et fixées. Néanmoins le recours à des modèles stochastiques tend à se développer pour étudier les questions relatives à cette inévitable variabilité [77]. En revanche, la prise en compte de l'anisotropie du bois pose problème en simulation numérique à trois dimensions puisque le recours à une loi de comportement exprimée pour un matériau orthotrope cylindrique n'est en général pas adapté aux structures modélisées. En effet, dans la plupart des cas on sou-

haite modéliser les structures selon un repère cartésien, sans considération pour l'orientation des cernes de croissance. C'est en particulier le cas pour les éléments de structures en bois lamellé collé qui présentent une orientation aléatoire de ces anneaux de croissance (figure I.13).

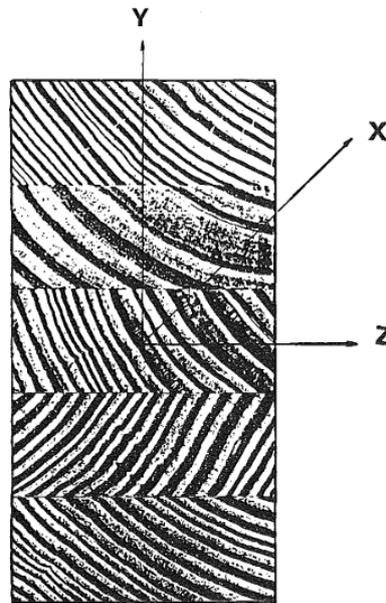


FIGURE I.13 – Section de bois lamellé collé en coupe transversale montrant l'orientation aléatoire des cernes de croissance [10].

Dans certains cas, le problème de l'anisotropie peut être contourné en considérant le matériau bois comme isotrope. Cette approche peut se révéler valide lorsqu'un type de contraintes, appliqué dans une certaine direction, surdétermine le problème. Les autres types de contraintes apparaissent alors comme très faibles voire négligeables et le problème peut donc être considéré comme uni-axial. Kasal et Leichti suggèrent alors que la prise en compte d'un matériau bois défini comme isotrope peut constituer une approximation acceptable :

« Wood and wood materials are inhomogeneous and non-isotropic materials. In a stress analysis, these assumptions are routinely violated and wood is regarded as a homogeneous, isotropic material. Such simplifications are acceptable in many instances, especially when relatively primitive analytical methods assuming uniaxial stresses are used. » [77]

C'est par exemple le choix réalisé par Chybinski et Polus qui étudient des poutres mixtes aluminium-bois en flexion [78]. Cependant la prise en compte de l'anisotropie peut se révéler nécessaire si l'on considère des sollicitations selon plusieurs directions, ou si l'on souhaite faire une analyse poussée qui prend par exemple en compte les instabilités géométriques ou les non-linéarités des matériaux. Dans ce cas, l'anisotropie est la plupart du temps prise en compte par l'implémentation d'un tenseur de rigidité « orthotrope » présentant certaines propriétés de symétrie. Les complaisances du bois dans les directions radiale et tangentielle sont alors amalgamées de manière à obtenir un comportement transversal équivalent. Davalos et. al établissent en partie la validité de cette démarche en testant des poutres en pin lamellé collé à la torsion [10]. Ils montrent que les modules de cisaillement dans les plans longitudinal-radial et longitudinal-tangentiel sont très proches et qu'il est correct de considérer que la moyenne de ces deux valeurs constitue un module de cisaillement équivalent valide dans les plans parallèles à l'axe longitudinal de la poutre. Selon cette approche, on considère donc que le bois est caractérisé par une différenciation entre son comportement dans les directions transversales dites perpendiculaires au fil du bois, et son comportement dans la direction longitudinale dite parallèle au fil. Cette dualité peut conduire à adopter le terme « isotrope transverse » pour

qualifier le comportement du bois en 3 dimensions, ce qui suppose une forme « d'isotropie » dans le plan transversal. Néanmoins, il peut exister une certaine distance entre la désignation sémantique et l'application physique et numérique en ce qui concerne la description du comportement du matériau. En effet les termes « orthotrope » et « isotrope transverse » sont abondamment repris dans la littérature, mais les modèles désignés de la sorte semblent varier dans la manière dont est construit le tenseur des complaisances élastiques. On se réfère alors à Dieulesaint et Royer [79] et à Lemaître et al [80] pour qualifier correctement la matrice de rigidité que l'on implémentera.

La constitution de la matrice de rigidité isotrope ou anisotrope permet de simuler un comportement élastique linéaire. Lorsque le matériau atteint son domaine plastique, il est nécessaire d'implémenter les éléments suivants :

- une limite d'élasticité;
- un critère de plasticité;
- une loi d'écoulement plastique;
- une loi d'écrouissage.

Dans le cas du bois, Xu suggère que l'implémentation d'une loi de comportement élasto-plastique sans écrouissage peut suffire, et il indique que le critère de Hill, qui est un critère énergétique semblable au critère de von Mises, mais généralisé au cas orthotrope, est traditionnellement employé :

« Currently, wood is popularly modeled as elasto-plastic orthotropic in compression according to the Hill yield criterion. For simplification, the elastic perfectly plastic behavior has been adopted in some models. However, the accurate prediction requires considering material hardening or softening. » [81]

L'intérêt d'un tel modèle réside alors dans la possibilité d'implémenter des limites d'élasticité différentes en fonction de l'orientation des différentes sollicitations considérées, ce qui permet de dessiner une surface des limites élastiques complexe dans l'espace des contraintes (figure I.14).

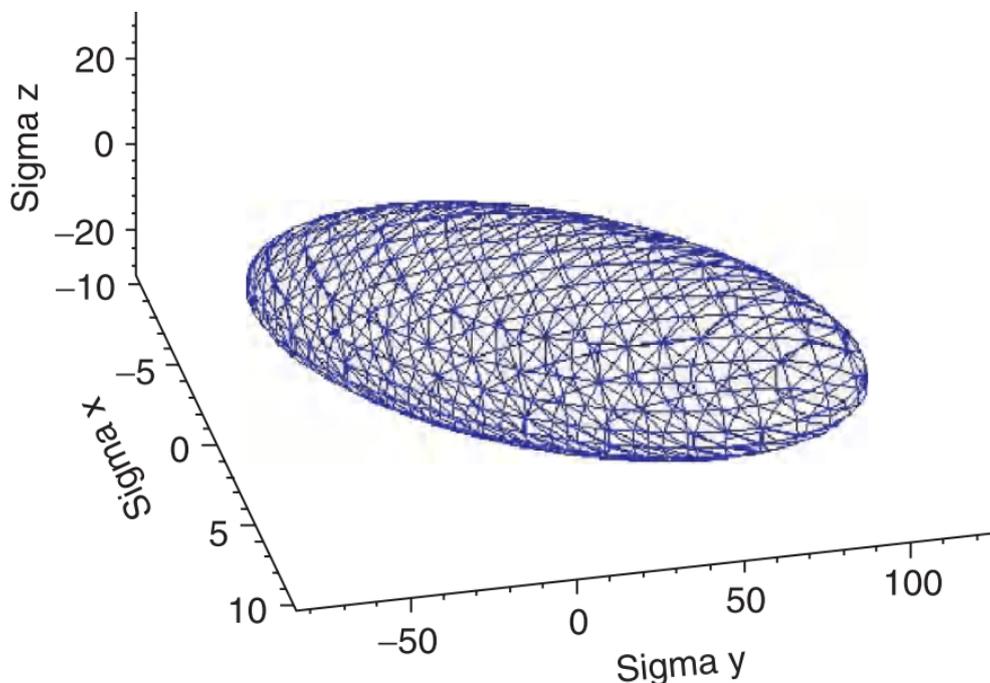


FIGURE I.14 – Enveloppe des contraintes admissibles pour un bois contreplaqué déterminée au moyen d'un critère de Goldenblat et Kopnov [11].

Finalement, la modélisation de la ruine nécessite de simuler la rupture du matériau. Une possibilité consiste à recourir à la théorie de la mécanique de la rupture pour modéliser l'apparition et le développement de fissures, mais cela constitue un domaine d'étude à part entière. Une autre option consiste à procéder de manière similaire à celle employée pour simuler la plasticité, c'est-à-dire en définissant des contraintes limites de rupture ainsi qu'un critère de rupture. Il en existe de nombreux [77], qui sont plus ou moins complexes. Plutôt que de les présenter longuement, on propose de revenir sur ce point spécifique dans la partie consacrée au développement du modèle mécanique.

## I.II.2 Comportement du bois en situation d'incendie

### A - Description du phénomène de combustion du bois

Le bois est un matériau que l'on qualifie de « combustible » car la décomposition thermique des molécules qui le constituent produit des réactifs intervenant dans une réaction de combustion. En effet, ce n'est pas le bois qui brûle mais le charbon, les goudrons et les gaz produits par son échauffement. Le terme « inflammable » est également utilisé dans la mesure où les produits à base de bois prennent feu plus ou moins facilement. S'il existe une distinction formelle entre les termes « inflammable » et « combustible » pour les liquides [82, 83], ces deux désignations peuvent être utilisées indifféremment pour les solides, en particulier pour le bois. En réalité, la combustion du bois est un mécanisme complexe faisant intervenir plusieurs phénomènes que l'on peut phaser schématiquement de la façon suivante : séchage, puis pyrolyse, puis combustion. Il s'agit d'un phénomène auto-entretenu dans la mesure où le dégagement de chaleur produit par la pyrolyse et la combustion entraîne le séchage puis la pyrolyse du bois adjacent, ce qui fournit les réactifs pour une nouvelle réaction de combustion, et ce jusqu'à ce que l'ensemble du bois disponible soit consommé si aucun procédé d'extinction n'est déclenché. Chacune des phases de ce mécanisme constitue un processus plus ou moins complexe que l'on décrit dans les paragraphes suivants.

#### a) Le séchage

Lors de cette phase, l'échauffement généré par l'incendie provoque la vaporisation de l'eau présente dans le bois; d'abord l'eau dite « libre », située dans les vides cellulaires, puis l'eau dite « liée » qui est contenue dans les parois des cellules [84]. Le séchage est un processus endothermique et on peut considérer qu'il consomme beaucoup d'énergie, en particulier lorsque l'eau passe de l'état liquide à l'état gazeux (100°C à pression atmosphérique normale). En effet, la capacité thermique massique de l'eau est élevée et vaut 4,19 kJ.kg<sup>-1</sup>.K<sup>-1</sup> à 20°C et à pression constante de 1 bar, de même que son enthalpie de vaporisation, autrefois nommée « chaleur latente de vaporisation », qui vaut 2256,41 kJ.kg<sup>-1</sup> (valeur déterminée d'après Haynes [85]). On peut illustrer la quantité d'énergie impliquée par la vaporisation en disant que l'enthalpie, dont « la variation est égale à la chaleur absorbée à pression constante » [86], est multipliée par 6,4 au point de vaporisation de l'eau. Il en résulte une augmentation relativement lente de la température du bois au début de l'échauffement et même une quasi-stagnation à proximité du point de vaporisation.

Si l'épaisseur de bois affecté par le séchage pendant l'incendie est estimée à environ 1 cm [87, 14], il est en revanche difficile de borner ce processus dans une certaine plage de températures. En effet on retrouve différentes valeurs dans la littérature, certainement à cause de la diversité des protocoles expérimentaux, notamment en ce qui concerne l'intensité de l'échauffement :

« After the last traces of water are removed, which requires a temperature of about 140°C... » [88]

« The thermostatic periods, at temperatures of 90 to 140°C... » [14]

« It is clear from the temperature curve at, e.g. 20 mm depth that a large proportion of vaporisation occurs above 100°C and is not completed until c. 150°C has been reached. This means

that vaporisation must be accompanied by high pressures. » [89]

« Le séchage du bois s'effectue à des températures allant de 80°C à 110°C. » [90]

« For temperatures up to ~ 70°C the moisture content remains equal. With a further increase in temperature, the moisture content rises towards its peak value around 100°C, followed by a steep decrease in moisture content with increasingly higher temperature. At temperatures above ~ 130°C, all moisture has been removed from the material. » [12]

« Between 100 and 200°C, wood becomes dehydrated and generates water vapor and other noncombustible gases including CO<sub>2</sub>, formic acid, acetic acid, and H<sub>2</sub>O. » [91]

Enfin, il convient de noter que les propriétés du bois peuvent être affectées par son échauffement avant que le processus de séchage ne soit clairement établi :

« At temperatures below 100°C, permanent reduction in strength can occur, and its magnitude depends on moisture content, heating medium, exposure period, and species. The strength degradation is probably due to depolymerization reactions (involving no carbohydrate weight loss). The little research done on chemical mechanism has found a kinetic basis (involving activation energy, preexponential factor, and order of reaction) of relating strength reduction to temperature. » [91]

## b) La pyrolyse

La pyrolyse : c'est la réaction chimique par laquelle le bois se dégrade, notamment en charbon, sous l'effet de la chaleur. En réalité se sont les principaux composants du bois, cellulose, hémicellulose, lignine, qui se dégradent chacun de manière différente [88, 92, 93]. La décomposition de cette matière est un phénomène transitoire au cours duquel les réactions endothermiques et exothermiques se succèdent. La réaction globale est rendue d'autant plus complexe qu'elle dépend de nombreux paramètres parmi lesquels on retrouve la température ainsi que la composition du bois et de l'atmosphère qui l'entoure [94]. Cette dégradation produit une grande variété de substances : différents gaz, combustibles et non-combustibles, des goudrons (liquides), ainsi que du charbon (solide). Browne [92] décrit la réaction de pyrolyse du bois en la décomposant selon différentes plages de températures :

- Zone A, en-dessous de 200°C : une couche de bois se déshydrate comme indiqué précédemment (p. 20), de la vapeur d'eau ainsi que d'autres gaz incombustibles sont émis. Une « réduction du degré de polymérisation » intervient, entre 150 et 190°C pour la cellulose [94], et les pyrolyses de la cellulose, de l'hémicellulose et de la lignine se mettent en place à partir de 160 - 180°C [95]. À ce stade la réaction est endothermique [88].
- Zone B, entre 200 et 280°C : la pyrolyse se poursuit très lentement par des réactions endothermiques qui ont pour effet de carboniser progressivement le bois et d'émettre des gaz majoritairement non combustibles (vapeur d'eau, dioxyde et monoxyde de carbone, acide acétique et méthanoïque, éthanedial, etc.). De la vapeur d'eau issue de la Zone A continue de se dégager en traversant la Zone B.
- Zone C, entre 280 et 500°C : la dégradation thermique du bois s'accélère significativement et devient exothermique, ce qui a pour effet d'augmenter sa température de manière importante. La pyrolyse est alors qualifiée comme étant « active » [92] ou « rapide » [93]. Des gaz combustibles sont émis (méthane, monoxyde de carbone, méthanol, hydrogène etc.) en plus des gaz incombustibles (dioxyde de carbone et vapeur d'eau). L'échappement de ces gaz entraîne des goudrons dont la combustion engendre l'apparition de fumées. En réalité plusieurs pyrolyses successives surviennent, les premières générant les réactifs des suivantes jusqu'à obtention des produits finaux. C'est ainsi que Goos, cité par Beall [88], relève l'implication de 213 composants chimiques différents lors de la pyrolyse du bois.

Outre cette autoproduction de réactifs, la pyrolyse produit également des catalyseurs puisque le charbon formé lors des pyrolyses primaires favorise les réactions suivantes. La structure du bois est complètement modifiée pendant cette phase au cours de laquelle il est transformé en charbon :

« Carbonization is considered complete at 400° to 600°C The fibrous structure of wood is retained despite serious changes in composition up to 300° C. Above 400°C the crystalline structure of graphite is developed. » [92]

- Zone D, au-dessus de 500°C : des réactions de pyrolyse secondaires, dont les réactifs sont les gaz et goudrons produits lors des précédentes phases, se tiennent dans un milieu constitué de charbon produit en Zone C. Elles sont particulièrement intenses et les produits de la réaction sont très combustibles. Browne donne l'exemple suivant :

« Carbon dioxide and water vapor react with carbon to form carbon monoxide, hydrogen, and formaldehyde. » [92]

Le bois étant un matériau isolant, le gradient thermique dans la direction parallèle au flux sollicitant est nécessairement très élevé en situation d'incendie. Les épaisseurs de bois concernées par ces différentes phases de la pyrolyse sont donc très faibles et difficiles à établir, si bien que les estimations en ce qui concerne l'épaisseur totale de la zone de pyrolyse varient de 5 à 10 mm [90, 96].

La pyrolyse dégrade les propriétés mécaniques du bois de telle sorte que la résistance du bois affecté, qui se transforme ultimement en charbon, peut être considérée comme nulle en analyse structurale. La connaissance de la position du front de carbonisation est donc de première importance car elle délimite le bois « intact » du bois affecté par la pyrolyse, que l'on peut qualifier plus simplement en employant le terme « carbonisé ». Cette délimitation n'est malheureusement pas facile à établir précisément et on retrouve plusieurs propositions dans la littérature :

« In this study the char front is defined as the location where the temperature is 360°C because there is still some strength left in wood until this temperature. » [95]

« The base of the char layer is at approximately 300°C, with a heated layer about 40 mm thick below the char front. » [97]

« The thermal degradation starts around 200-250°C. » [98]

« Il convient de prendre la position de la ligne de carbonisation comme identique à la position de l'isotherme 300-degrés. » [21]

« Studies have shown that the charring temperature for wood lies in the range of 280-300°C. » [99]

### c) La combustion

Il s'agit d'une réaction d'oxydoréduction très rapide au cours de laquelle les produits de la pyrolyse, c'est-à-dire le charbon et les gaz de pyrolyse, sont oxydés par l'oxygène présent dans l'air au cours d'un échange d'électrons. Le charbon subit une oxydation dite « hétérogène » qui entraîne un feu couvant (glowing / smouldering fire), tandis que les gaz de pyrolyse interviennent dans une oxydoréduction dite « homogène » car elle n'implique que des réactifs en phase gazeuse, ce qui entraîne la production de flammes (flaming fire - [100]). Browne [92] rapporte qu'entre la moitié et les deux tiers de l'énergie émise lors de la combustion est générée par l'oxydation des gaz de pyrolyse tandis que le reste est émis par celle du charbon. Cette proportion dépend de la géométrie de la pièce de bois (massivité) et des conditions extérieures (rayonnement, convection, ventilation, taux d'oxygène, présence d'autres pièces de bois brûlant à proximité...) L'énergie produite par ces réactions est supérieure à celle consommée, cet excédent d'énergie se manifeste par un dégagement

de lumière, de son et de chaleur, la réaction est donc exothermique. Il s'agit d'une réaction en chaîne auto-entretenu dans la mesure où, après un apport externe de chaleur, l'énergie produite par une réaction redox alimente les suivantes [101]. Les produits de cette réaction sont les cendres et les fumées composées de dioxyde et monoxyde de carbone, de vapeur d'eau, d'alcools, de cétones et de particules de carbone [102]. Dans le cadre d'une combustion, les réactions redox peuvent être formulées de la façon suivante (équation I.5) :



Le cas le plus simple est celui de l'oxydation du méthane par l'oxygène :  $\text{CH}_4 + 2 \text{O}_2 \longrightarrow \text{CO}_2 + 2 \text{H}_2\text{O}$ . Mais dans la réalité, le phénomène est beaucoup plus complexe puisque « la véritable réaction du méthane dans l'air implique 325 réactions et 53 espèces » [103]. Dans le cas du bois, le processus est encore plus complexe :

« Looking at wood, for example, we may have dozens of different reactants given off at one time, each undergoing a different combustion reaction with numerous steps. » [101]

Néanmoins, l'ensemble du processus de combustion peut être schématisé par le célèbre « triangle du feu » qui fait intervenir trois composantes indispensables à la combustion : un combustible (charbon et gaz de pyrolyse), un comburant (l'oxygène) et une source de chaleur. Les rôles de chacun de ces éléments peuvent être décrits de la manière suivante :

« Fuel provides the stored energy, oxygen provides the key to release the energy, and the heat provides the kick to get the chemical reaction to occur at a rate we recognize as fire. » [101]

Ce schéma peut être complété pour expliquer le maintien de la combustion et la production de flammes. On a alors recours au concept de « tétraèdre du feu », attribué à Walter M. Haessler, et qui intègre une quatrième composante : la production de radicaux libres lors d'une réaction en chaîne. Il s'agit d'une étape très brève, qui intervient lors de la réaction d'oxydoréduction, pendant laquelle les réactifs sont décomposés en fragments de molécules très instables [104]. C'est cette décomposition qui est à l'origine du dégagement d'énergie responsable de la réaction en chaîne. L'une des manières d'arrêter une combustion générant des flammes (flaming fire) consiste alors à « absorber » ces radicaux libres au moyen d'un produit chimique approprié pour stopper la réaction en chaîne [101].

De la même manière qu'il le fait pour la pyrolyse, Browne [92] décrit le processus de combustion du bois en l'échelonnant dans le domaine des températures :

- Zone A, en-dessous de 200°C : sous certaines conditions très particulières, le bois peut prendre feu à des températures très faibles. En effet, la température d'ignition du bois la plus faible jamais mesurée est de 77°C, pour des éléments en bois restés en contact pendant plusieurs années avec des tuyaux métalliques chauffés [105]. Cet exemple extrême illustre le fait qu'il est difficile d'établir des généralités en ce qui concerne l'ignition du bois tant les facteurs influençant ce phénomène sont nombreux et variés. Néanmoins, en conditions normales, il est admis que le bois intact ne peut pas prendre feu en-dessous de 200°C. En revanche l'oxydation du charbon survient dès qu'une température comprise entre 150 et 250°C est dépassée. Il est donc possible d'obtenir un feu couvant, c'est-à-dire sans flammes, dès lors que la température du bois dépasse 200°C et que le flux thermique sollicitant est suffisant [14, 93].
- Zone B, entre 200 et 280°C : l'oxydation du charbon devient exothermique, de même que la pyrolyse du bois. Cet évènement peut constituer une des définitions du point à partir duquel le bois commence à brûler par lui-même (toujours dans le cadre d'un feu couvant). La température de ce point de réaction exothermique est difficile à établir précisément car il dépend de nombreux facteurs. Browne rapporte des températures correspondant à ce point allant de 150 à 260°C [92].

- Zone C, entre 280 et 500°C : les gaz de pyrolyse deviennent combustibles dans cette plage de température et peuvent s'enflammer au contact d'une flamme pilote, la température de surface du bois est alors comprise entre 300 et 365°C [106]. La combustion de ces gaz génère alors des températures supérieures à 1100°C. Lorsque l'émission des gaz de pyrolyse est suffisamment intense, elle empêche l'oxygène présent dans l'air de rentrer en contact avec le charbon, empêchant par là même l'oxydation de ce dernier qui s'accumule progressivement. Néanmoins le charbon possède une conductivité thermique évaluée à la moitié, voire un tiers, de celle du bois. Il ralentit donc la pénétration de chaleur, issue de la combustion des gaz, qui contribue à activer la pyrolyse des couches plus profondes dans le bois. L'épaississement de la couche de charbon finit donc par diminuer l'émission des gaz de pyrolyse, ce qui permet à l'oxygène présent dans l'air d'entrer en contact avec le charbon pour réaliser sa combustion. L'oxydation du charbon est alors particulièrement importante pour des feux de relativement faible intensité [96, 107]. Pour les feux plus sévères, c'est-à-dire des feux impliquant des flux thermiques sollicitant supérieurs à 40 kW.m<sup>-2</sup>, le dégagement des gaz de pyrolyse est très important et les fissures générées par la contraction du charbon lors de sa formation semblent davantage contribuer à la récession de la surface carbonisée [18]. Le processus à l'œuvre correspond alors à un effritement généré par l'apparition de contraintes mécaniques sous l'effet des sollicitations thermiques [13, 108]. Cet équilibre thermo-chimique entre pyrolyse, combustion des gaz de pyrolyse et oxydation/effritement du charbon fait en sorte que l'épaisseur de la couche de charbon atteigne une valeur limite qui dépend notamment de la composition chimique du bois [91]. Hadvig, cité par Leikenjer Friquin [109], étudie l'effet de l'épaisseur de cette couche de charbon sur la combustion, il suggère qu'elle ne peut pas dépasser 30 mm en situation d'incendie. Les autres valeurs trouvées dans la littérature ne contredisent pas ce constat :

« The maximum wood char thickness was 3 mm for green wood and 15 mm for air-dried wood. » [110]

« The char layer grows with time in the furnace and did not exceed 2 cm for the logs tested. » [110]

« Char thickness is assumed to be less than 20 mm. » [95]

En l'absence de flamme pilote, l'émission des gaz de pyrolyse empêche l'oxygène présent dans l'air de rentrer en contact avec le charbon, ce dernier ne brûle donc pas tant que la pyrolyse n'est pas suffisamment avancée et que l'émission de gaz n'a pas ralenti. L'auto-ignition du bois survient alors entre 270 et 450°C sans générer de flamme. L'auto-inflammation des gaz de pyrolyse intervient pour des températures plus élevées (entre 430 et 750°C).

- Zone D, au-dessus de 500°C : Le charbon est porté au rouge et devient incandescent ce qui signifie que son oxydation est très active et que sa température est d'environ 600°C [105]. Il devient rouge-jaune lorsque sa température de surface passe au-dessus de 1000°C, la combustion est alors en régime établi, la carbonisation du bois et la dégradation du charbon progressent à la même vitesse [92]. Finalement, lorsque la réaction de pyrolyse primaire commence à s'épuiser, les flammes deviennent moins lumineuses et finissent par disparaître progressivement, laissant le charbon poursuivre sa combustion.

## B - Transferts de masse

Le bois est un matériau hygroscopique et poreux, il présente donc une certaine teneur en eau, qui est susceptible de varier en fonction de l'humidité relative du milieu dans lequel il est placé. L'eau peut alors exister sous trois formes.

1. L'eau libre occupe les vides intra et inter-cellulaires. En-dessous du point de saturation des fibres

(environ 30% d'humidité), elle disparaît.

2. L'eau liée est contenue dans les parois cellulaires, la variation de sa quantité est responsable des phénomènes de retrait et de gonflement du bois.
3. La vapeur d'eau occupe les pores et cavités dans le bois lorsqu'elles ne sont pas saturées d'eau liquide.

Dans le cas où l'on sèche le bois de manière contrôlée, l'eau se déplace depuis le cœur des pièces chauffées vers l'extérieur. Ces transferts de masses correspondent alors à plusieurs phénomènes : « la migration capillaire de l'eau libre, la diffusion de la vapeur d'eau au niveau des vides cellulaires et la diffusion de l'eau adsorbée au niveau des parois » [84].

Dans le cas d'un incendie, la sollicitation thermique est beaucoup plus sévère, le séchage très rapide et d'autres mécanismes se mettent en place. On peut alors tenter de les appréhender en s'inspirant de travaux portant sur les procédés de séchage rapide du bois. On voit en particulier se développer une thermomigration, autrement dit, « un transport d'humidité induit par les gradients de température » [111]. Ce transfert fait alors circuler l'eau des zones chaudes vers les zones froides, c'est-à-dire depuis la surface vers le cœur des pièces exposées au feu. Un couplage entre transfert de masse et transfert thermique se met alors en place (thermophorèse). En effet, les transferts de masse peuvent générer de la chaleur par diffusion thermique (effet Dufour), et par un phénomène de convection, dont l'intensité dépend de la porosité du bois, et qui est provoqué par un « gradient de pression de vapeur » qui génère des surpressions et dépressions à l'intérieur du bois [111]. Le transfert de masse est alors corrélé avec la température et la pression des gaz qui circulent dans le bois (figure I.15).

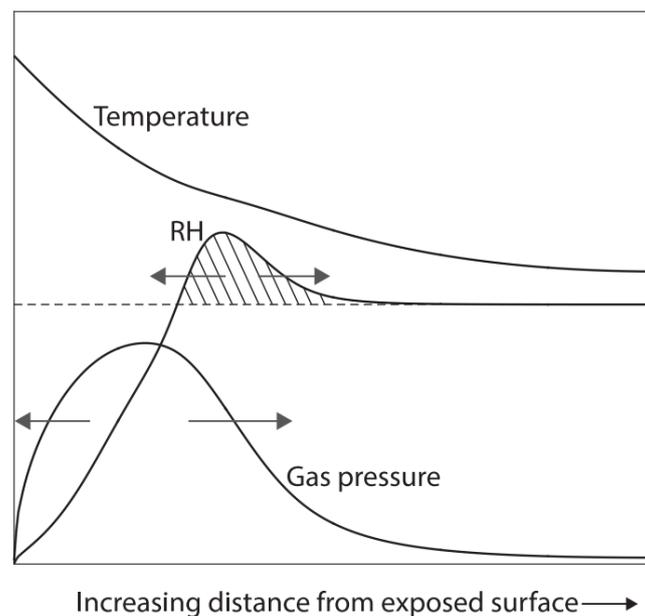


FIGURE I.15 – Schéma du mécanisme de transfert de masse au sein d'un échantillon de bois exposé au feu. « RH » signifie « humidité relative » [12].

Ce mécanisme de transfert de masse peut être observé expérimentalement de plusieurs manières en situation d'incendie. On a déjà évoqué le fait que la température du bois stagne lorsqu'il atteint 100°C, à cause de la forte enthalpie de vaporisation qui caractérise l'eau qu'il contient. Ce phénomène (figure I.16) est visible sur les courbes température-temps établies par différents auteurs [14, 89, 90, 12, 96, 13, 112, 113, 114, 115, 116, 117, 15, 38]

Samaké relève le fait que la durée de ce plateau varie notamment en fonction de la distance initiale vis-à-vis de la face exposée au feu, ce qui met en évidence l'existence de mouvements d'eau et/ou de vapeur à

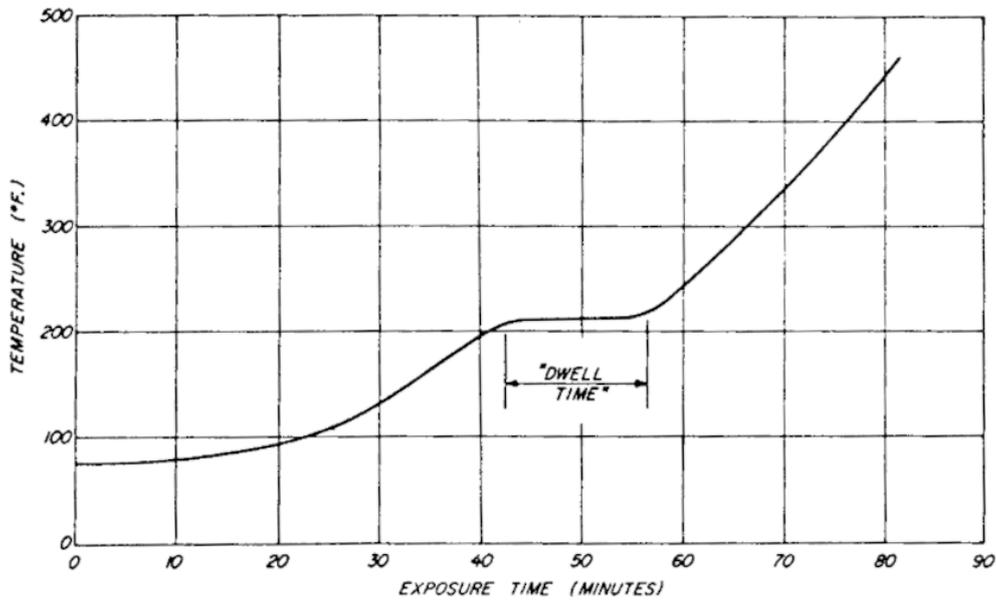


FIGURE I.16 – Mise en évidence des paliers à 100°C mesurés dans le bois exposé au feu [13].

travers le bois lors de sa combustion (transfert de masse) :

« Cette présence de l'eau dans le matériau a pour conséquence le ralentissement de l'échauffement du matériau lorsque celle-ci arrive autour de 100°C. La durée du palier est une fonction de la position à laquelle se trouve le thermocouple et également une fonction du taux d'humidité du bois. Plus l'humidité dans le bois est grande, plus le palier est important. Et plus on s'éloigne de la source de chaleur, plus la durée du palier est élevée (migration de l'eau). » [118]

White et Schaffer vont plus loin en mesurant à la fois la température du bois, mais aussi l'évolution locale de sa teneur en eau, et ce pour différentes profondeurs. Pour ce faire, ils insèrent des électrodes et des thermocouples à l'intérieur de forages pratiqués dans les poutres qu'ils testent, comme présenté à la figure I.17. La température est ainsi directement mesurée, tandis que la teneur en eau est déduite de la résistance électrique mesurée entre les électrodes. Ils parviennent alors à établir que la durée du plateau à 100°C, qu'ils nomment « période thermostatique », est directement corrélée à l'aire sous la courbe humidité-temps (figure I.18). Ils établissent que la durée de cette période est également « proportionnelle à la distance à la face exposée au feu, à la teneur en eau initiale du bois, et à la température du feu » [14].

Toute l'eau évaporée ne migre pas vers l'intérieur de la section de bois, et une certaine portion s'échappe dans le milieu extérieur. White et Schaffer parviennent à évaluer la proportion d'eau qui migre à l'intérieur de la section, qui semble dépendre de différents paramètres, et notamment de la perméabilité du bois. En effet, cette proportion varie entre 40 et 60% pour des poutres en Pin Taeda, 23% pour du douglas, et 9% pour du chêne blanc d'Amérique. Finalement, les auteurs confirment que le gradient de pression généré par l'évaporation de l'eau constitue le principal vecteur de transfert de masse :

« The major mode of moisture movement in the fire-exposed wood slab appears, therefore, to be water vapor transfer due to a total pressure gradient resulting from vaporization of water within the wood slab. As vapors penetrated into the slab, the air in the void volume of the wood became saturated and the moisture content of the cell walls increased. The increased moisture content was governed by the sorption isotherm of wood. » [14]

On peut également citer les travaux de Fredlund [89] qui vont également en ce sens. D'autres dispositifs, plus complexes et portant sur des échantillons réduits, peuvent être employés pour observer ces transferts de

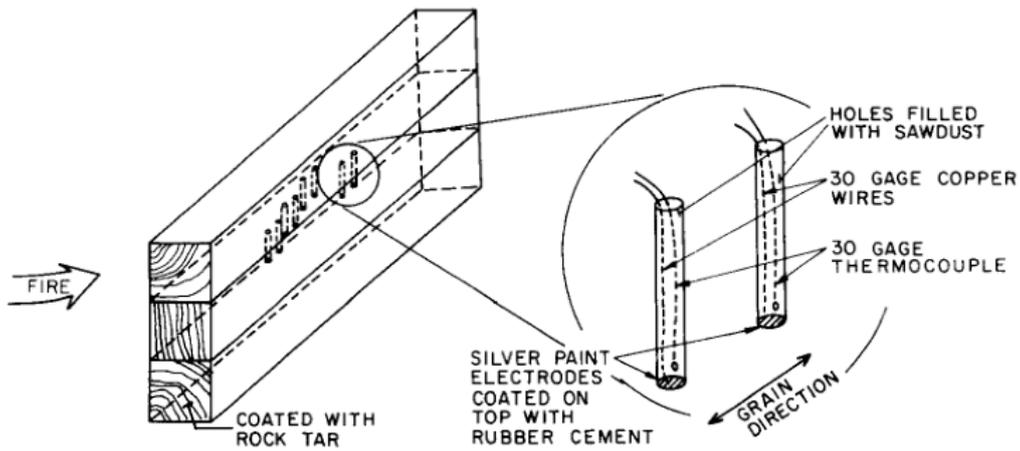
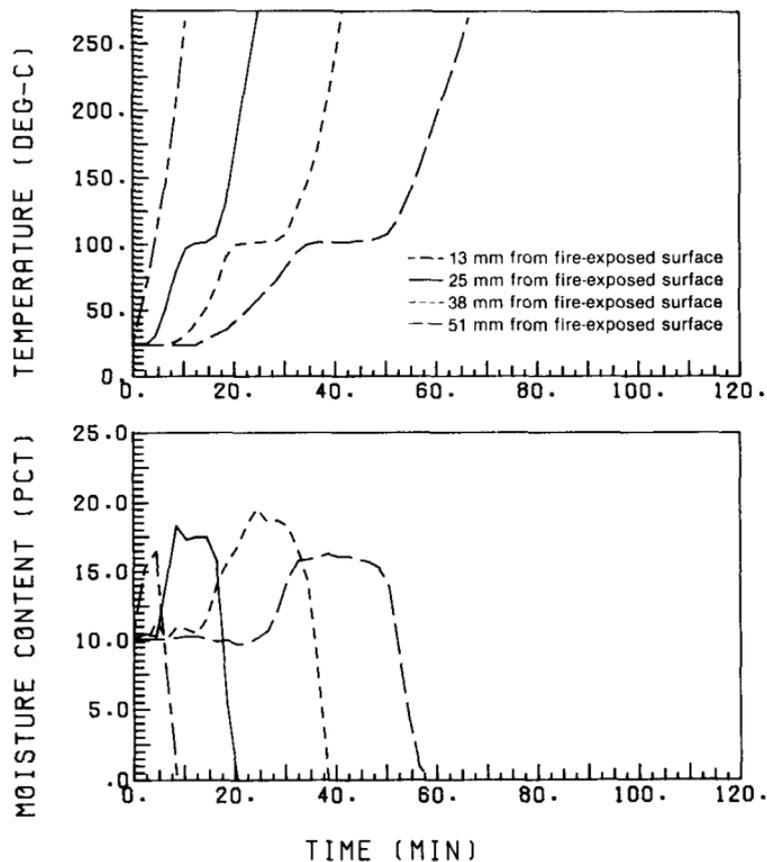


FIGURE I.17 – Mesure de la température et du taux d'humidité en différents points d'une poutre en bois [14].

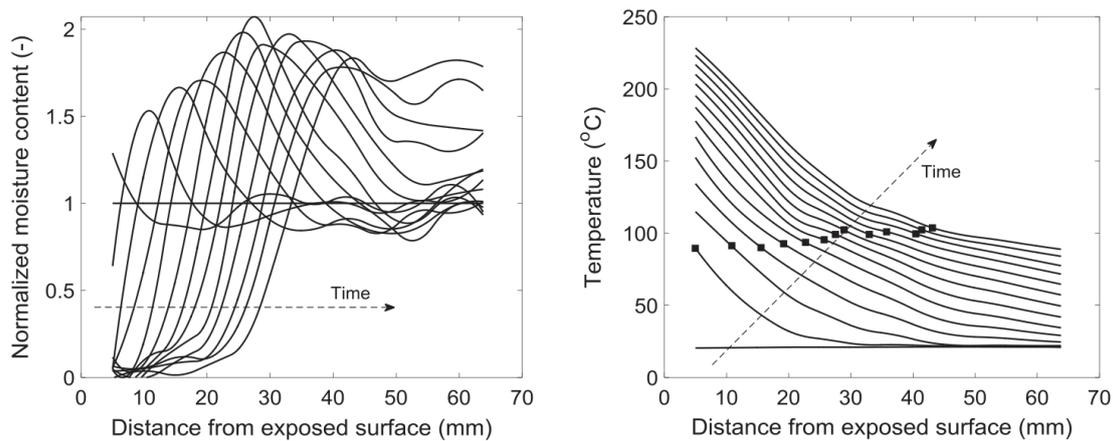


Time-temperature and time-moisture content curves of southern pine wood slab (test No.2) subjected to a more severe fire exposure than Standard E 119 (a temperature of 927 C). Slab conditioned to moisture equilibrium in 27 C, 65% RH room.

FIGURE I.18 – Exemple de résultat obtenu par White et Schaffer [14].

masse. Arends et al. [12] proposent d'utiliser une technique de mesure par résonance magnétique nucléaire (RMN) pour établir le champ hydrique à l'intérieur d'un échantillon de bois (pin) cylindrique de 70 mm de diamètre et de hauteur, exposé à une source de chaleur procurée par sept lampes halogènes présentant une puissance unitaire de 100 W. Cette technique permet notamment de relier l'évolution de l'humidité relative du bois à celle de sa température, mais aussi à sa position et à la durée d'exposition à la source de

chaleur (figure I.19). Arends et al. constatent alors que le pic d'humidité relative se manifeste systématiquement lorsque la température du bois atteint localement  $100^{\circ}\text{C}$ , et qu'elle croît jusqu'à un certain point avec la profondeur, ce qui montre qu'une grande partie de l'humidité migre à l'intérieur du bois et s'y accumule. La figure I.19 montre que ce transfert de masse permet que le taux d'humidité initial du bois soit doublé de manière locale et transitoire. Les auteurs notent néanmoins que ce comportement thermo-hydrigue dépend du flux thermique appliqué, qui est en l'occurrence beaucoup moins sévère que celui procuré par un incendie. L'intensité du transfert de masse dépend également de l'orientation de l'échantillon, car la conductivité thermique est environ deux fois plus grande dans la direction longitudinale que dans les directions transversales, de même que la perméabilité, dont l'ordre de grandeur dans la direction longitudinale est un multiple de celui qui prévaut dans les directions radiales et tangentielles, qui dépend de l'essence de bois considérée.



(a) Normalized moisture content profiles and (b) temperature profiles during one-sided heating of a pine cylinder, with its axis in the combined radial/tangential direction. The time between consecutive profiles is 10 minutes. The position of the peak in moisture content is indicated in each temperature profile with a marker.

FIGURE I.19 – Exemple de résultat obtenu par Arends et al. [12].

Dans le même ordre d'idée, Sedighi Gilani et al. [15] utilisent la neutronographie pour visualiser les transferts de masse qui se produisent à l'intérieur d'un échantillon d'épicéa de dimensions  $40 \times 40 \times 10$  mm échauffé à  $250^{\circ}\text{C}$  sur une de ses faces. Ils observent que la sollicitation thermique génère un transfert hydrique depuis la face chauffée vers l'intérieur de l'échantillon en provoquant une accumulation d'humidité qui précède un « front de séchage ». Ils parviennent à établir, par croisement avec des mesures de température, que la masse d'eau ainsi transférée est à l'état gazeux, et qu'elle migre vers la « zone d'accumulation » qui est suffisamment froide pour permettre l'absorption de cette eau. Les auteurs ne parviennent en revanche pas à dire si cette eau accumulée passe à l'état liquide ou reste à l'état gazeux, car la neutronographie ne permet pas une telle identification, et la teneur en eau reste en-dessous du point de saturation des fibres. Comme Arends et al., ils montrent que le pic d'humidité survient lorsque le bois atteint localement  $100^{\circ}\text{C}$ . Enfin, la démarche adoptée par Sedighi Gilani et al. leur permet d'établir l'évolution de la teneur en eau totale de l'échantillon au cours du temps (figure I.20). Ce résultat permet de se faire une idée de la proportion d'eau qui est transférée dans le milieu extérieur au cours de l'échauffement du bois.

Sedighi Gilani et al. [16] reproduisent ces mesures en considérant un échantillon d'épicéa de dimensions  $80 \times 60 \times 10$  mm dans lequel est inséré un boulon en acier. La neutronographie permet alors de rendre compte du champ hydrique à travers l'échantillon qui est exposé à une température de  $250^{\circ}\text{C}$  sur sa face inférieure (figure I.21). Les auteurs pointent alors le fait que le boulon constitue une perturbation importante du fait de son imperméabilité. Ils constatent en particulier que l'humidité s'accumule sur une fine couche de bois située le long de la surface du boulon qui est tournée vers la source de chaleur. Cette accumulation triple localement la teneur en eau, en la portant à 36%, c'est-à-dire au-delà du point de saturation des fibres,

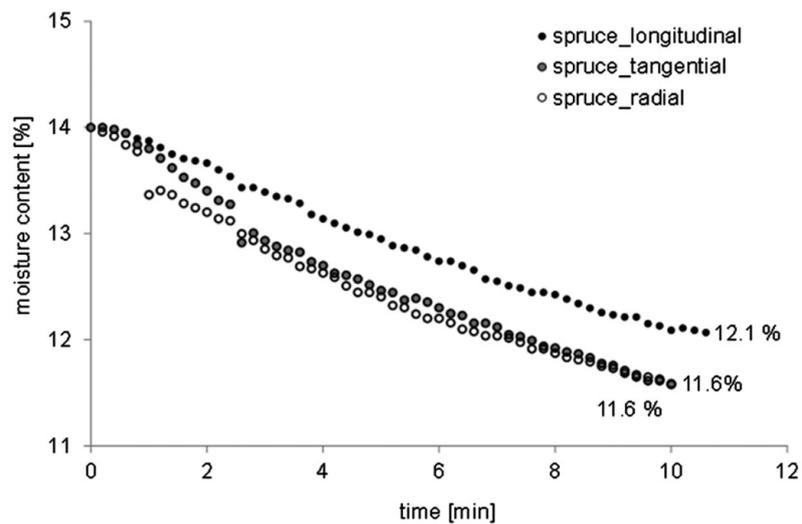


FIGURE I.20 – Évolution de la teneur en eau totale d'un échantillon d'épicéa exposé à une température de 250°C sur une de ses faces [15].

ce qui indique que l'eau est alors à l'état liquide. À l'inverse, la surface du boulon qui est dirigée à l'opposé de la face chauffée voit le bois adjacent sécher prématurément. Sedighi Gilani et al. y voient des effets négatifs, car les propriétés du bois se dégradent lorsqu'il est trop humide. Il est alors envisageable qu'une telle accumulation d'eau entraîne localement la fragilisation d'un assemblage en cas d'incendie. Cependant, si l'on sort du contexte des assemblages, on peut imaginer tirer profit de cette accumulation d'eau à l'interface acier-bois pour refroidir des pièces métalliques dont on souhaite limiter l'échauffement en cas d'incendie. Cette perspective est explorée par le biais de la simulation numérique au cours de travaux préalables à la présente thèse [119], réalisés à partir d'une étude antérieure portant sur des assemblages bois-acier-bois [120].

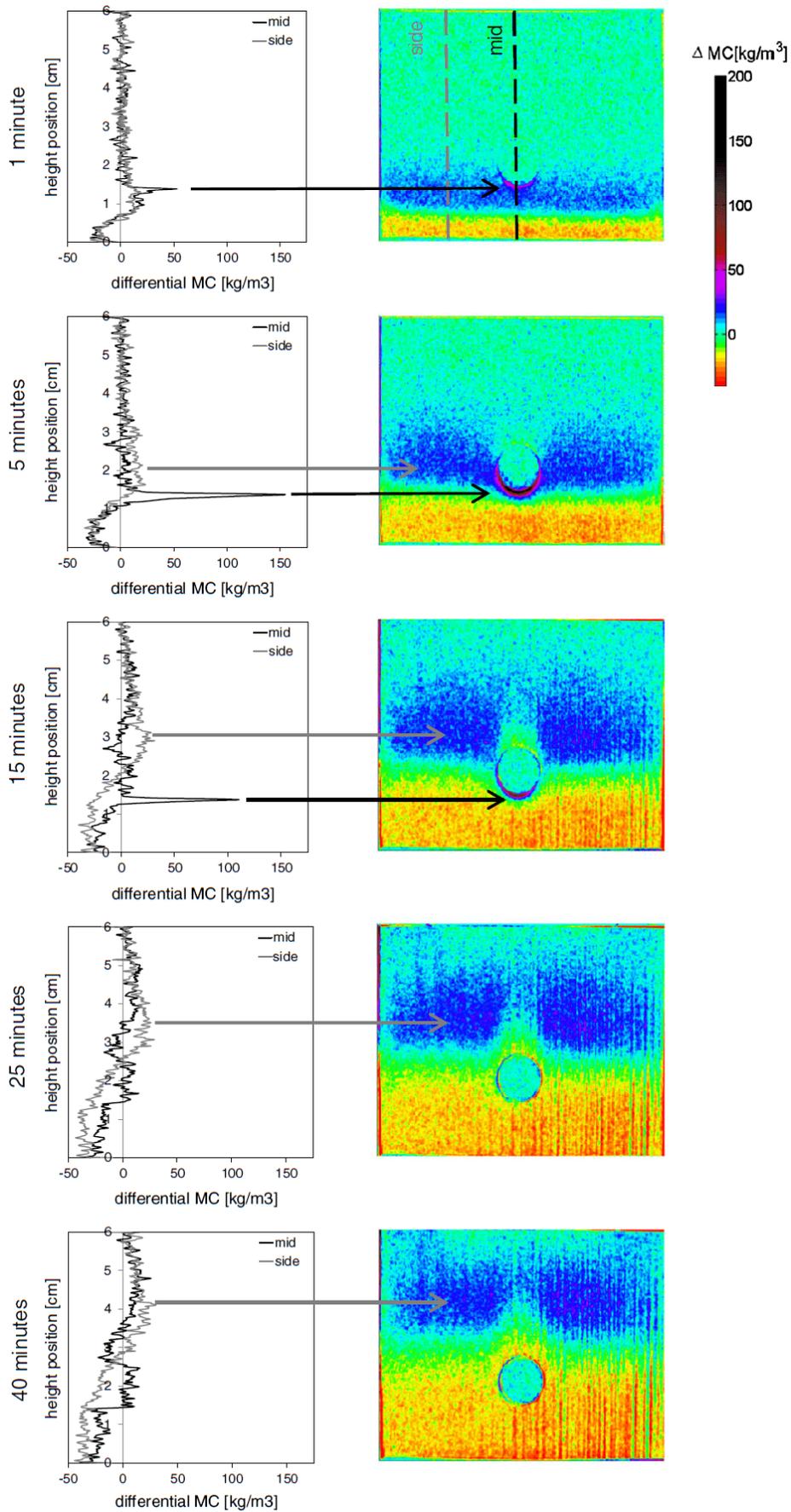


FIGURE I.21 – Accumulation d'eau au droit d'un boulon générée par les transferts de masse [16].

## C - Vitesse de combustion

La vitesse de combustion  $\beta$  constitue certainement l'indicateur le plus fiable pour l'étude du comportement du bois en situation d'incendie. En effet, de par leurs propriétés isolantes, le bois et le charbon présentent un gradient thermique très important qui rend compliquée la mesure des températures qui y règnent. Il est alors plus aisé de raisonner à partir des épaisseurs des différentes couches de bois, qui sont plus ou moins affectées par l'échauffement. En matière de résistance au feu, on s'intéresse alors à la progression de ces différentes couches pour évaluer la durée d'exposition au feu susceptible de dégrader une épaisseur de bois suffisamment importante pour conduire à la ruine de l'élément de structure considéré. Or, cette durée est facile à évaluer si l'on connaît la vitesse de combustion du bois. Cette dernière correspond à l'évolution de la position du front de carbonisation, c'est-à-dire la surface le long de laquelle la pyrolyse s'enclenche et transforme le bois en charbon, c'est pourquoi on rencontre parfois le terme « vitesse de carbonisation » en français, et que le terme le plus utilisé en anglais est « charring rate ». On considère généralement que cette surface est située à la même position que l'isotherme à 300°C [21], même si l'on a vu précédemment (p. 22) que d'autres températures sont parfois avancées dans la littérature.

La vitesse que l'on retient généralement pour les structures en bois résineux est de 0,65 mm/min [21]. Cependant cette valeur dépend de nombreux paramètres [93][65]. Leikanger Friquin [109] en réalise une synthèse et établit que les facteurs les plus influents sont :

- d'une part, les propriétés du bois, telles que la masse volumique, le taux d'humidité, l'épaisseur des pièces soumises au feu, etc. ;
- et d'autre part des facteurs externes tels que l'intensité du flux thermique sollicitant, le taux d'oxygène et la ventilation

Par ailleurs, la vitesse de combustion n'est pas constante au cours du temps. Leikanger Friquin indique qu'elle est importante au tout début de l'exposition au feu puis décroît au fil des premières minutes, à mesure que la couche de charbon superficielle, résultant de la pyrolyse, s'épaissit. En effet, il est admis que cette couche de charbon agit comme un isolant thermique entre la surface exposée au feu et le front de pyrolyse. La vitesse de combustion a ensuite tendance à se stabiliser une fois que la couche superficielle de charbon a atteint une épaisseur de l'ordre de quelques millimètres. Leikanger Friquin explique également, sans donner d'indication chiffrée, qu'elle est susceptible d'augmenter à partir du moment où la température au centre de la section commence à augmenter.

En outre, l'anisotropie du bois affecte également sa vitesse de combustion, car cette dernière est environ deux fois plus importante dans la direction longitudinale que dans les directions transversales [91].

Enfin, des essais réalisés sur des poutres exposées sur trois faces semblent montrer que la face inférieure brûle plus vite que les faces latérales [87]. Cette information est cependant à considérer avec prudence car d'autres essais semblent montrer que l'orientation de la face exposée au feu n'a pas d'importance [121].

## D - Modélisation du comportement thermique

### a) Description des différents types de modèles thermiques

Plusieurs approches peuvent être considérées pour modéliser le comportement thermique du bois en situation d'incendie. Thi [90] les classe en deux catégories :

**Les modèles thermiques « simplifiés ».** Le séchage, la pyrolyse et la combustion sont pris en compte de manière équivalente à travers l'évolution des propriétés thermiques du bois en fonction de la température. Les valeurs de masse volumique, capacité thermique massique, et de conductivité thermique, sont souvent calibrées de manière empirique de telle sorte que pour des conditions aux limites et initiales données, la simulation donne des résultats comparables aux températures mesurées expérimentalement pour ce type de conditions. Les phénomènes qui accompagnent les transforma-

tions subies par le bois lors de sa combustion, comme les transferts de masse, la récession de la surface exposée au feu, la production de chaleur ou la rétractation et la fissuration du charbon, sont également pris en compte de manière transparente, équivalente ou implicite dans ce type de modèle. C'est cette démarche qui est préconisée dans l'EN 1995-1-2 / Annexe B (informative) pour les « calculs avancés » [21]. En général, les modèles construits selon cette démarche prennent en compte les transferts thermiques suivants :

« Conduction in solids; radiation in the gas on the fire exposed and ambient side, and in voids; convection in the gas at borders between the solid material and the gas; the absorption of energy when water is vaporised by introducing a heat sink. » [17]

Le choix des valeurs retenues pour les propriétés thermiques du bois est primordial dans ce genre de modèle et constitue le principal terrain de différenciation entre les auteurs qui l'adoptent.

**Les modèles thermiques « cinétiques ».** Ce type de modèle « prend en compte les cinétiques du séchage et de la pyrolyse pour résoudre l'équation de la chaleur ». Les transferts de masse sont classiquement considérés comme un problème de diffusion régi par la loi de Fick associé à une loi de Darcy pour prendre en compte les mouvements d'eau libre et de gaz sous l'effet du gradient de pression généré dans le bois sous l'effet de son échauffement [84, 14, 89, 105, 111, 118, 122]. Il existe une grande variété de modèles disponibles que Bryden et al. classent en quatre catégories :

« The simplest of these is an energy balance in which the drying front is assumed to be infinitely thin and an energy sink at 100°C accounts for the heat of vaporization. A second method models drying of wood as an additional chemical reaction using an Arrhenius expression. A third method uses an algebraic expression for temperature as a function of moisture content to describe equilibrium moisture content in wood in an atmosphere of superheated steam. A fourth method, the diffusion model, is based on research and numerical modeling of low temperature (<200°C) drying of wood. » [122]

La cinétique de la pyrolyse, voire même l'oxydation des gaz ou d'autres réactions plus compliquées, est en général introduite par l'intermédiaire d'une loi d'Arrhenius [88, 89, 90, 91, 94, 105, 13, 122, 123]. Néanmoins la pyrolyse et la combustion du bois sont d'une extrême complexité et dépendent de multiples paramètres, il existe par conséquent des dizaines de modèles différents. Janssens en dénombre plus d'une cinquantaine pour la pyrolyse à l'époque où il écrit [124]. La plupart d'entre eux ne tiennent pas compte de la contraction et de la combustion du charbon, ni de la diffusion et de la condensation des gaz [122]. Les modèles décomposant le processus de dégradation thermique à travers une pyrolyse primaire du bois, puis plusieurs réactions thermochimiques successives, sont réputés plus performants que ceux considérant une seule réaction de pyrolyse englobante.

Thi [90] compare trois « modèles thermiques cinétiques » et un « modèle thermique simplifié ». Il conclut que la seconde approche est « plus prédictive pour le dimensionnement de la résistance au feu des structures en bois » à l'échelle 1:1, soumises à un feu normalisé. Par contre, elle est « moins prédictive comparée aux modèles thermiques cinétiques dans le cas des échantillons de petites tailles » ou pour une exposition à un feu non standard. En effet, König précise :

« It has been shown that effective thermal properties that have been verified for standard fire exposure would give incorrect results when applied to other fire scenarios such as parametric fire curves for natural fires. » [17]

Thi choisit donc d'utiliser un « modèle thermique simplifié » pour la simulation thermomécanique d'éléments de structures exposés au feu, d'autant que cette méthode est plus « pratique » à mettre en œuvre

dans la mesure où elle permet de se dispenser de l'identification de nombreux paramètres intervenant dans la combustion du bois et nécessitant des moyens importants. En outre, au regard de la littérature, le recours à des « modèles thermiques simplifiés », autrement appelés « modèles conventionnels de transfert thermique » [17], semble être indiqué pour l'étude de la résistance au feu des structures en bois tandis que les « modèles cinétiques » sont davantage utilisés pour l'étude de la réaction au feu (inflammation, auto-extinction, débit calorifique etc.). Dans le cadre des présents travaux, seuls les modèles thermiques conventionnels sont employés. L'équation de la chaleur résolue est alors la suivante (équation I.6) :

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} = k \Delta T \quad (\text{I.6})$$

Où :

$\rho$  est la masse volumique [ $\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$ ];

$c$  est la capacité thermique massique [ $\text{J} \cdot \text{K}^{-1} \cdot \text{kg}^{-1}$ ];

$k$  est la conductivité thermique [ $\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$ ];

$t$  est le temps [s];

$\Delta$  est le Laplacien;

$T$  est la température dépendante du temps et de la position dans l'espace.

On remarque notamment que le terme source vaut 0, en effet la production de chaleur générée par la combustion du bois fait partie des phénomènes pris en compte de manière équivalente à travers un choix judicieux des propriétés thermiques.

### b) Propriétés thermiques du bois

On l'a vu (p. 32), le choix de propriétés thermiques adéquates est de première importance pour la simulation de l'échauffement du bois par des modèles de transferts thermiques. La littérature consultée fait état de propositions variées quant aux valeurs à retenir pour l'évolution en fonction de la température de la masse volumique, de la capacité thermique massique et de la conductivité thermique. König fait remarquer que cette diversité considérable provient du fait que ces valeurs peuvent être établies par mesures directes, tandis que d'autres valeurs disponibles sont le résultat d'un calibrage des modèles par rapport à des résultats d'essais [17]. Certains auteurs proposent également des estimations sur la base d'une étude approfondie de la littérature scientifique [125, 89]. Qui plus est, ces propriétés thermiques sont interdépendantes et le changement d'une propriété peut être compensé par un autre. Les auteurs recensés ayant proposé une estimation d'une ou plusieurs des propriétés du bois et/ou du charbon à hautes températures sont les suivants :

- Tang et Eickner, valeurs consultées directement [126];
- Knudson et Schniewind [127], valeurs consultées par le biais de Thi [90];
- Harmathy, valeurs consultées directement [99, 128];
- Gammon [129], valeurs consultées par le biais de Thomas [130];
- Fredlund [125], valeurs consultées par le biais de Thi [90];
- Lie, valeurs consultées directement [131];
- Janssens [132], valeurs consultées par le biais de Thi [90];
- Mehaffey et al., valeurs consultées directement [133];
- Thomas, valeurs consultées directement [130];
- Clancy, valeurs consultées directement [134];
- König et Walleij, valeurs consultées directement [114];
- Frangi, valeurs consultées directement [19];
- Chung, valeurs consultées directement [135].

De manière générale, ces différents auteurs se distinguent dans leur manière de prendre en compte (ou

pas) de manière équivalente les phénomènes qui ne sont pas purement thermiques mais qui influencent les transferts de chaleur dans le bois. Ces phénomènes peuvent être thermo-physiques, comme les transports de masse, thermo-chimiques comme la pyrolyse, ou thermo-mécaniques comme la fissuration et l'effritement du charbon. Néanmoins, l'évolution des propriétés thermiques répond globalement aux schémas développés aux paragraphes suivants.

**Masse volumique.** C'est la propriété qui fait l'objet du moins de controverses. Elle peut être mesurée par analyse thermogravimétrique [126, 133]. Mehaffey et al. schématisent la diminution de la masse volumique avec l'augmentation de la température en décomposant le processus dans le domaine des températures comme suit [133].

1. Jusqu'à 200°C la perte de masse peut être principalement attribuée à « la vaporisation et la migration de l'eau libre ».
2. Entre 200 et 350°C, la pyrolyse engendre l'essentiel de la perte de masse totale en convertissant le bois en gaz et en charbon.
3. Enfin, pour les températures plus importantes, l'oxydation du charbon accompagne puis se substitue à la pyrolyse et devient la principale cause de la perte de masse.

Clancy reconstitue l'historique des pratiques successives des différents auteurs à propos de la prise en compte de l'évolution de la masse volumique avec la température :

« Tang only measured mass loss in the temperature range of 200-370°C. Thereafter, Knudson assumed that the residual percentage oven dry mass reduced linearly to 21% at 1000°C. Gammon, Mehaffrey and Thomas have followed his practice since. Fredlund (1988) adopted a minimum residual of 27%, probably on the basis of calibration of model predictions to experimental results. He did not use Tang's measurement but rather adopted reaction kinetics modeling. » [134]

Toujours d'après Clancy, Janssens [132] affine le modèle en prenant en compte le retrait du bois, la contraction du charbon et la dilatation thermique en plus de la perte de masse [134]. König a ensuite proposé une évolution intéressante en 1999 en considérant une diminution linéaire de la masse volumique jusqu'à zéro entre 800°C et 1200°C de manière à simuler la récession de la surface carbonisée [17].

**Conductivité thermique.** L'évolution de cette grandeur avec la température fait l'objet d'interprétations plus divergentes que pour la masse volumique (figure I.22). Les principales différences concernent les valeurs adoptées au-delà de 500°C. À cette température, le bois est complètement transformé en charbon, qui est réputé être isolant, c'est pourquoi certains auteurs proposent d'adopter des valeurs de conductivité thermique relativement faibles. En revanche, des fissures se développent dans le charbon lors de sa formation (figure I.23), notamment du fait du retrait généré par la pyrolyse, ce qui est susceptible de favoriser l'échauffement du bois sous-jacent par convection et radiation. Cela pousse certains auteurs, comme König ou Frangi, à considérer qu'il est alors plus judicieux de considérer une augmentation de la conductivité thermique. Par ailleurs, les transferts hydriques générés par l'échauffement du bois exercent nécessairement une influence sur les transferts de chaleur par conduction et convection qui se produisent à l'intérieur du bois. König propose d'en tenir compte de la manière suivante :

« When water is vaporised most of the vapour is transferred inwards towards cooler regions of the wood slab until it re-condenses. This energy transport can be modelled by assuming higher conductivity values for temperatures below vaporization temperature, that is about

100°C, and lower conductivity values in the following temperature interval up to about 350°C. » [17]

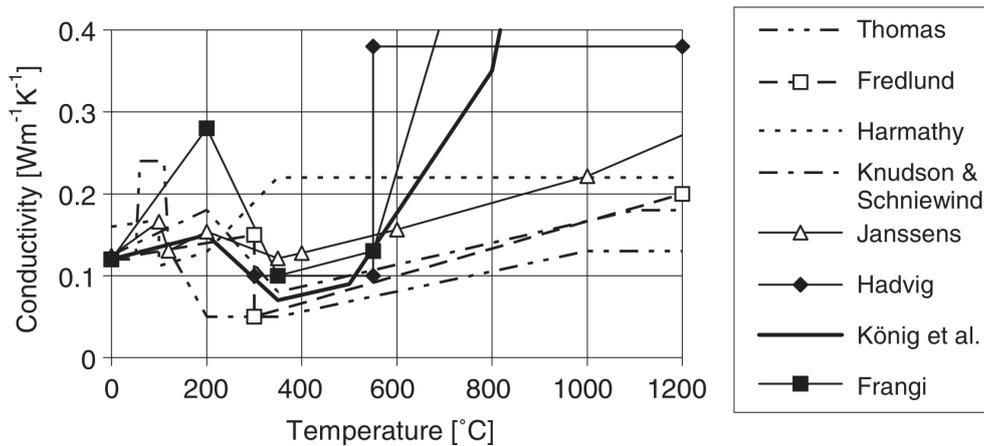


FIGURE I.22 – Différentes contributions concernant l'évolution de la conductivité thermique du bois en fonction de la température [17].

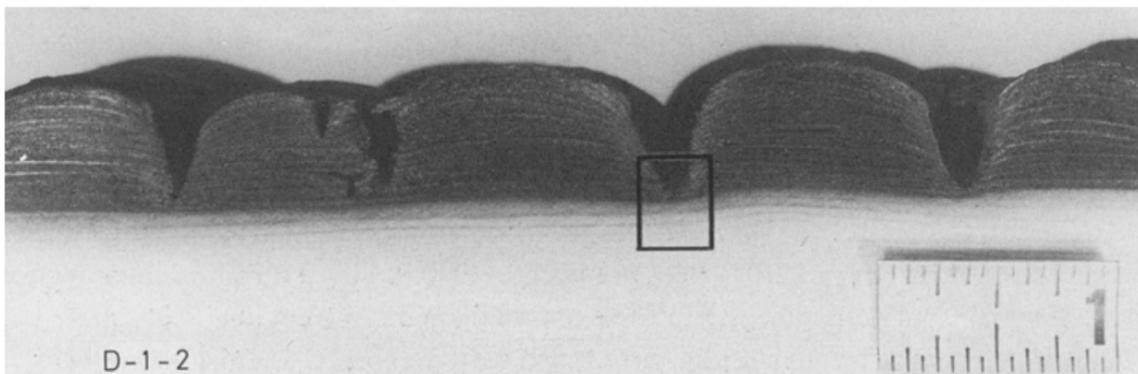


FIGURE I.23 – Fissuration du charbon lors de la combustion du bois [18].

**Capacité thermique massique.** Cette propriété fait également l'objet de débats (figure I.24) à cause de la complexité des réactions thermo-physico-chimiques qui surviennent lors du séchage, de la pyrolyse, et de la combustion du bois. L'eau libre, l'eau liée, et l'eau produite lors de la pyrolyse ont un impact particulièrement important, car on a vu (p. 20) que la capacité thermique de l'eau, ainsi que son enthalpie de vaporisation, sont particulièrement élevées. L'influence générée sur les propriétés du bois est d'autant plus difficile à établir que la sollicitation thermique provoque la mise en mouvement de cette eau, vers le milieu extérieur, mais aussi à l'intérieur du bois. Différentes approches sont adoptées pour prendre en compte ces phénomènes, ce qui génère les divergences présentées à la figure I.24 quant aux valeurs de capacité thermique massique à retenir. Une approche se distingue clairement des autres et consiste à prendre en compte un pic à 100°C très important pour simuler le fait que l'évaporation de l'eau mobilise une grande quantité de chaleur. Par ailleurs, un autre point de divergence concerne la manière de prendre en compte la pyrolyse du bois. À ce propos, König explique :

« Frangi also assumed a heat sink between 200 and 300°C in order to take into account the heat of combustion, similarly as done by Mehaffey et al. (1994). It is, however, highly disputed

whether pyrolysis is endothermic or exothermic (Roberts, 1971); therefore it is neglected by most authors. » [17]

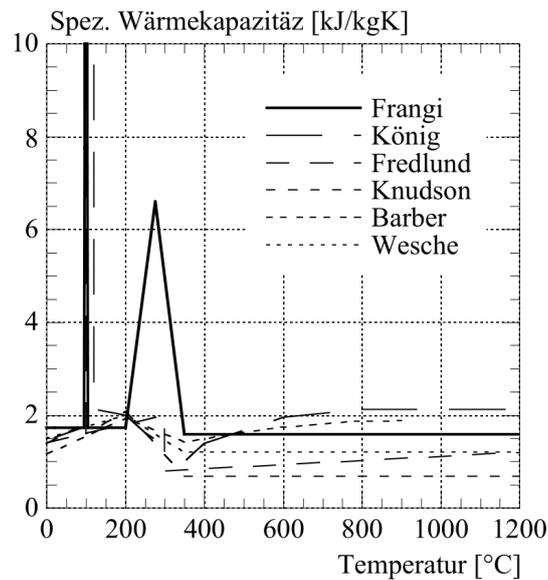


FIGURE I.24 – Différentes contributions concernant l'évolution de la conductivité thermique du bois en fonction de la température [19].

Pour la modélisation des transferts thermiques dans le bois, la plupart des auteurs choisissent d'utiliser les propriétés thermiques proposées dans l'annexe B de l'EN 1995-1-2 qui constitue la référence [21]. König [136] indique que les propriétés retenues sont alors basées sur les travaux de König et Walleij [114] en ce qui concerne la conductivité thermique et la capacité thermique massique, tandis que l'évolution de la masse volumique proposée est basée sur les résultats de Janssens [132], toutefois modifiés en modélisant la récession de la surface carbonisée par l'intégration d'une masse résiduelle nulle à 1200°C.

Pour mettre à l'épreuve cette démarche numérique, Cachim et Franssen [20] comparent deux types de résultats :

- la vitesse de combustion déterminée sur la base d'un modèle thermique numérique, en considérant les propriétés du bois proposées dans l'EN 1995-1-2, ainsi que la position du front de carbonisation comme équivalente à celle de l'isotherme à 300°C;
- la vitesse de combustion mesurée au cours d'essais portant sur des bois présentant des masses volumiques variables.

Ils montrent ainsi que la démarche numérique, et le jeu de données proposé dans l'EN 1995-1-2, permettent d'approcher avec une bonne précision les vitesses de combustion mesurées dans la réalité, tout en restant sécuritaire (figure I.25).

Néanmoins, le choix du jeu de données peut varier suivant les applications. Par exemple, Racher et al. [137], testent tour à tour les propriétés proposées par Knudson et Schniewind [127], Fredlund [125], et Janssens [132], pour constituer différentes variantes d'un modèle simulant le comportement thermomécanique d'assemblages en situation d'incendie. L'analyse de sensibilité ainsi réalisée semble alors indiquer que les paramètres proposés par Fredlund sont les plus judicieux pour ce modèle. Audebert et al. [120] poursuivent l'analyse et établissent qu'il est plus judicieux d'utiliser les valeurs de conductivité données par Janssens, et les valeurs de capacité thermique massique développées par Fredlund et Janssens. Le jeu de données adopté comporte toutefois une modification importante puisqu'un pic de chaleur spécifique égal à  $100 \text{ kJ} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$  est introduit au point de vaporisation de l'eau (100°C), pour le bois situé à une distance de moins de 3 mm

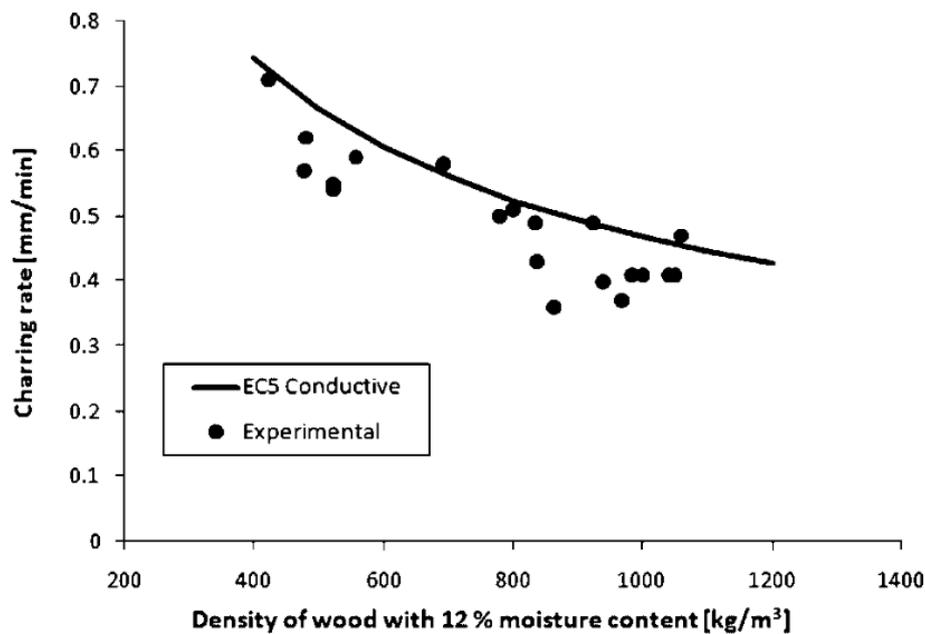


FIGURE I.25 – Vitesse de combustion du bois en fonction de sa densité : résultats d'essais et de simulations [20].

vis à vis de la plaque métallique faisant partie de l'assemblage. Cette modification permet alors de simuler l'effet des transferts de masse qui aboutissent à l'accumulation d'eau à l'interface bois-acier [120, 138].

Thi [90] teste lui aussi plusieurs modèles en considérant les mêmes jeux de données que Racher et al., ainsi que celui proposé dans l'EN 1995-1-2 [21]. Les résultats obtenus sur la base de ce dernier se distinguent particulièrement : ils présentent une moins bonne concordance essais-simulation que les autres pour des petits échantillons en LVL, tandis qu'ils se révèlent plus prédictifs pour un élément de structure de taille réelle en CLT.

Les exemples de choix plus ou moins discordants quant aux propriétés thermiques du bois en situation d'incendie pourraient être multipliés, et il paraît compliqué de trouver un jeu de données valable pour toutes les applications. On constate donc que le choix des propriétés thermiques demeure un levier important dans le développement d'un modèle de transferts thermiques dans le bois. La démarche qui consiste à considérer les phénomènes complexes qui se produisent lors de la combustion du bois par un calibrage de ses propriétés thermiques est certainement à l'origine de ces choix divergents étant donné que la nature et l'intensité de ces phénomènes peuvent varier d'une configuration à l'autre. Dès lors, de nombreux paramètres tels que la géométrie, l'interaction avec d'autres matériaux, les conditions aux limites etc. sont susceptibles d'influencer le choix des paramètres relatifs à l'évolution des propriétés thermiques du bois.

### c) Discrétisation

Werther et al. [139] simulent l'échauffement d'un élément en bois en utilisant différents codes de calcul. Ils font une étude paramétrique en faisant notamment varier la taille des éléments entre 1 et 6 mm et la durée du pas de temps entre 1 et 120 s. Ils concluent que la durée du pas de temps exerce une influence mineure sur les températures calculées tandis que la réduction de la taille des éléments exerce une influence non significative en deçà de 3 mm.

## E - Modélisation du comportement thermomécanique

L'EN 1995-1-2 propose deux modèles analytiques permettant de dimensionner et de vérifier la résistance au feu d'un élément structural en bois. Ils consistent tous les deux à cibler une certaine durée d'exposition, pour laquelle on calcule une « profondeur de carbonisation », qui présente une résistance nulle et

qui permet de déterminer la section résiduelle de l'élément considéré, qui présente une certaine résistance mécanique. Pour ce faire, on utilise des valeurs de vitesse de combustion tabulées. Il est alors possible de prendre en compte une vitesse de combustion « fictive » dont l'amplitude est augmentée pour prendre en compte les effets des arrondis en coins et des fentes. Ensuite, deux variantes sont possibles.

- Méthode de la section réduite : en plus de la « profondeur de carbonisation », on prend en compte une couche de bois de 7mm située devant le front de combustion, et qui présente une résistance considérée comme nulle. La section efficace qui subsiste est alors réputée avoir les mêmes propriétés que le bois à froid.
- Méthode des propriétés réduites : les propriétés de la section résiduelle sont considérées comme étant plus faibles que celle du bois à froid. Un coefficient qui dépend de la nature de la sollicitation considérée est alors prescrit pour calculer les valeurs de résistance adéquates. L'utilisation de cette méthode fait néanmoins l'objet de certaines conditions (bois résineux, sections rondes exposées au feu sur l'ensemble de leur périmètre, sections rectangulaires exposés sur trois ou quatre côtés).

Une méthode plus complexe, mais qui offre davantage de possibilités, consiste à recourir à la simulation numérique, notamment en employant la méthode des éléments finis. Cette démarche implique d'abord le calcul des champs thermiques à l'intérieur du solide modélisé, puis la résolution du problème mécanique, en considérant des propriétés du matériau qui varient dans le temps et dans l'espace en fonction de l'évolution des températures régnant en différents points du solide. On rappelle que le bois est un matériau isolant, ce qui signifie que la température y est très hétérogène. Cela suppose alors de réaliser un modèle thermique présentant un maillage très fin du solide modélisé, ainsi que de considérer des pas de temps réduits. Une telle finesse n'est pas forcément pertinente pour la résolution du problème mécanique, il peut alors être judicieux de considérer des discrétisations spatiales et temporelles différentes pour les calculs thermiques et mécaniques. Une stratégie répandue consiste alors à réaliser deux modèles, thermique d'une part, et mécanique d'autre part. Le modèle thermique peut alors être défini en deux dimensions si l'élément de structure considéré est exposé au feu de manière uniforme sur sa longueur, tandis que le modèle mécanique est généralement conçu en trois dimensions. On réalise alors un couplage indirect entre les deux modèles, les résultats du modèle thermique (les champs thermiques) constituant alors des données d'entrée pour le modèle mécanique. Les dégradations que subit le bois lors de sa combustion sont alors implémentées en introduisant une non-linéarité dans le modèle mécanique, qui consiste à réduire la rigidité et/ou la résistance du matériau en fonction de la température qui y règne localement et à un moment donné. L'EN 1995-1-2 propose des facteurs de réduction remplissant cette fonction, et qui dépendent de la sollicitation considérée (figure I.26).

On rappelle que le charbon possède une résistance mécanique négligeable et que l'on considère généralement qu'il se forme autour de 300°C. L'évolution des propriétés mécaniques du bois se tient donc dans une plage de température restreinte qui se traduit par une épaisseur de bois affectée également très faible étant donné les gradients thermiques importants qui se développent dans le bois en situation d'incendie. Finalement, on en vient à simuler une fine couche de bois aux propriétés dégradées qui progresse sous l'effet des sollicitations thermiques, et laisse place à une épaisseur croissante de solide dont la raideur et la résistance sont négligeables. L'intérêt de cette démarche réside notamment dans la possibilité de simuler les interactions thermomécaniques entre plusieurs pièces qui peuvent se révéler difficiles à décrire analytiquement, c'est par exemple le cas pour les assemblages ou les éléments de structure mixtes.

Le choix des facteurs de réduction à appliquer sur la raideur et la résistance du matériau en fonction de la température est crucial dans un tel modèle. Le matériau bois se révèle particulièrement complexe à cet égard puisqu'il est combustible et anisotrope. De plus, il ne réagit pas de la même façon en compression et en traction. La plupart des publications consultées se basent sur les valeurs fournies dans l'annexe B de l'EN 1995-1-2 (figure I.26) qui « tiennent compte des effets d'un fluage transitoire du bois » [21] et pour

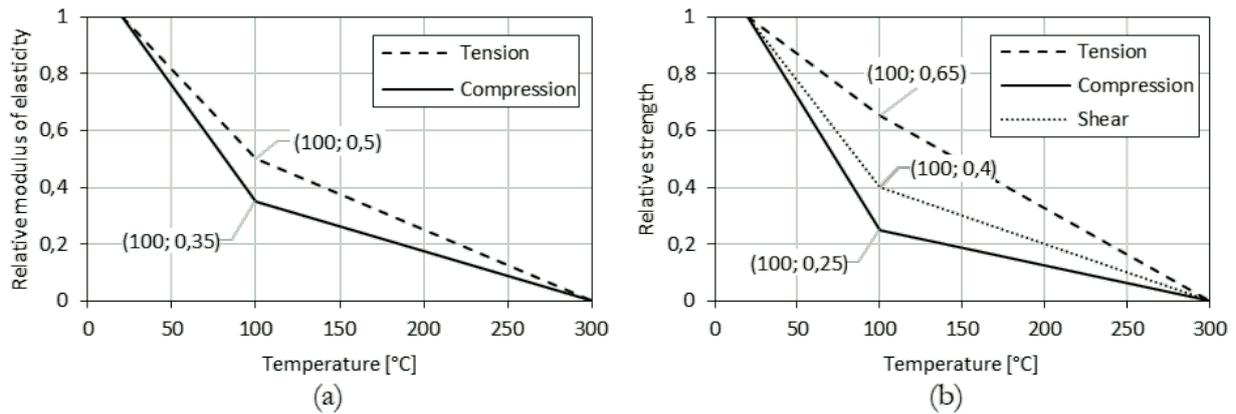


FIGURE I.26 – Effet de la température sur le module d'élasticité parallèle au fil d'un bois résineux (a). Facteur de réduction pour la résistance parallèle au fil des bois résineux (b) [21].

lesquelles il est possible de dresser les remarques suivantes :

1. les facteurs de réduction sont plus sévères en compression qu'en traction (rigidité et résistance);
2. la réduction de la résistance en cisaillement est moins sévère qu'en compression mais plus sévère qu'en tension;
3. la norme préconise d'adopter le même facteur de réduction dans les directions parallèle et perpendiculaire au fil du bois pour ce qui est des modules d'élasticité;
4. aucune proposition n'est formulée en ce qui concerne les modules de cisaillement.

On note que les remarques 1 et 4 peuvent poser problème pour la simulation de sollicitations multiaxiales ou pour les poutres fléchies : quel facteur de réduction prendre en compte dans la mesure où le solide simulé subit à la fois des contraintes de traction et de compression ? Comment traiter la question des modules de cisaillement ?

Sur la question du module de cisaillement, différentes stratégies peuvent être adoptées : un premier choix simplificateur consiste à considérer qu'il n'est pas dépendant de la température [140], une autre démarche consiste à considérer que la réduction du module de cisaillement est similaire à la réduction de la résistance en cisaillement [137]. D'autres auteurs considèrent qu'il est plus judicieux de considérer une réduction similaire à celle subie par le module d'élasticité en compression.

Concernant la problématique du comportement en traction-compression non-symétrique, la plupart des pratiques consistent à choisir l'un ou l'autre des facteurs de réduction en fonction de la sollicitation dominante affectant le composant modélisé. Quiquero et al. font par exemple remarquer qu'une poutre en bois soumise au feu sur 3 faces, du fait de la protection de la face supérieure par un plancher, est davantage impactée par une réduction de ses propriétés en traction qu'en compression, ce qui suggère qu'il est préférable de considérer les facteurs de réduction donnés en traction pour ces configurations [141].

# CHAPITRE I.III

## MIXITÉ ACIER-BOIS

---

### I.III.1 Généralités sur la mixité acier-bois

#### A - Introduction sur la mixité acier-bois

La notion de mixité recoupe des réalités extrêmement variées dans le domaine de la construction et ses définitions demeurent assez floues, même si l'on se concentre sur les matériaux les plus répandus : le béton, l'acier, et le bois. La mixité acier-béton est largement pratiquée et bien connue, elle fait même l'objet d'un ensemble de normes dédiées dans le contexte européen : l'Eurocode 4 [142]. La construction mixte bois-béton est moins répandue mais est déjà largement étudiée [143, 19], et fait l'objet d'un développement croissant, en particulier pour la réalisation des planchers. En revanche, il est beaucoup plus rare de constater l'association des matériaux bois et acier au sein d'une construction ou d'un élément structural. Il existe pourtant de nombreuses applications existantes ou émergentes ainsi que des études qui se multiplient. On propose d'en donner un aperçu le plus large possible à travers des exemples variés, avant de se concentrer sur une solution particulière.

#### a) Charpentes mixtes

À l'échelle du bâtiment, il est possible de réaliser une structure mixte constituée à la fois de membrures en acier et de membrures en bois interconnectées entre elles. Beaucoup de charpentes construites selon ce principe comportent une structure primaire, constituée de poutres et de poteaux métalliques, supportant une ossature secondaire constituée de poutres ou de solives en bois. La connexion entre les membrures en acier et en bois peut alors prendre de nombreuses formes. L'acier et le bois ne collaborent pas mécaniquement mais leur association au sein d'une même charpente permet de réaliser des structures à la fois rigides et légères. Cependant, de par l'exposition de l'acier et les faibles sections de bois mise en œuvre, elles ne présentent a priori pas une bonne résistance au feu si aucune protection rapportée n'est mise en place.

Une variante à ce système a tendance à se développer et consiste à adopter les mêmes méthodes qu'en construction mixte acier-béton, mais en remplaçant le béton par du bois lamellé croisé (CLT). Il s'agit alors de relier des poutrelles métalliques à larges ailes avec des plaques en CLT. Ces dernières peuvent alors reposer sur le dessus du profilé métallique et éventuellement collaborer mécaniquement avec l'acier au moyen de goujons ou d'autres organes d'assemblage [144, 145]. Mais une autre solution consiste à faire reposer les plaques de CLT sur la semelle inférieure du profilé métallique [146, 147], ce qui rend plus compliquée la collaboration mécanique, mais ce qui offre la possibilité d'utiliser le CLT comme protection contre le feu en cachant le profilé [148].

#### b) Poutres sous-tendues, treillis, et poutres en I

La mixité acier bois est envisageable à l'échelle de la charpente, mais aussi à l'échelle plus réduite de l'élément de structure. Les poutres sous-tendues constituent un exemple classique en la matière. Une poutre sous-tendue est un système hybride constitué d'une membrure en bois sollicitée essentiellement en compression et de câbles ou barres métalliques sollicités en traction. Les tirants en acier sont maintenus éloignés du bois par des écarteurs de natures diverses et connectés aux extrémités des membrures comprimées au moyen de dispositifs permettant une liaison articulée. Ce système très léger et efficace est envisagé au moins

depuis la fin du 19<sup>e</sup> siècle [149], notamment parce qu'il permet d'optimiser la quantité de matière utilisée, surtout si l'on considère qu'une précontrainte par post-tension peut être mise en œuvre. Il permet de franchir de grandes portées mais il est néanmoins encombrant, ce qui explique qu'il soit utilisé essentiellement pour la réalisation de ponts et passerelles, ou de toitures de bâtiments dont le volume est important. Ce système présente en revanche une résistance au feu quasi nulle à cause de l'exposition et de la faible dimension des tirants métalliques.

Les poutres sous-tendues, de par leurs caractéristiques et finalités, présentent une proximité conceptuelle avec les structures treillis. Ces dernières sont généralement constituées de deux membrures en bois reliées entre elles par des barres légères en métal de manière à obtenir un système triangulé. Ces dernières peuvent être dentelées de manière à assurer la connexion avec le bois sans recourir à d'autres organes d'assemblage. Parfois, cette âme triangulée est remplacée par une tôle reliant les deux semelles en bois, ce qui constitue ainsi une poutre en I mixte acier-bois [150]. Ces poutres permettent de constituer des planchers légers offrant de nombreuses possibilités pour le passage des réseaux ou la mise en place d'isolation. La matière est optimisée et les poutres sont très légères, ce qui facilite leur mise en œuvre. En revanche, à cause de la faible section des composants métalliques, ce type de poutre présente une résistance au feu quasi nulle si la face inférieure du plancher ne dispose pas d'une protection adéquate. Ce type de système peut être décliné en de multiples variantes plus ou moins complexes. Par exemple, une société étasunienne [151] propose un système permettant d'atteindre des portées jusqu'à 30 mètres grâce à des poutres de formes variées (droites, lenticulaires, bow string etc.), certaines atteignent de telles dimensions que l'on peut alors les apparenter à des fermes mixtes.

Tavoussi et al. [152] proposent un concept également basé sur le principe d'un treillis. Néanmoins le système proposé est plus original dans la mesure où il s'agit d'un treillis métallique enchâssé entre deux poutres en bois. Le bois et l'acier se partagent alors les charges à reprendre mais le bois a également pour fonction de maintenir latéralement le treillis métallique et d'ainsi retarder considérablement les phénomènes d'instabilité (flambage, voilement, déversement). Il permet également de protéger l'acier en cas d'incendie en retardant sa montée en température et la dégradation de ses propriétés mécaniques. Tavoussi et al. envisagent d'utiliser de tels éléments pour réaliser la structure poteaux-poutres de bâtiments de grande hauteur, ils mettent en lumière qu'une poutre construite selon ce principe est moins encombrante qu'une poutre en bois de résistance équivalente et qu'elle représente un coût matériau moins élevé qu'un profilé acier HEA équivalent.

### c) Fitch-beams

Les fitch-beams, ou fitched beams, constituent un autre exemple d'élément structural mixte acier-bois très ancien puisqu'elles sont utilisées dès le 19<sup>e</sup> siècle, notamment pour des raisons économiques au regard des prix de l'acier, mais aussi pour repousser les limites structurales de l'utilisation du bois massif en construction [149]. Il s'agit d'une plaque métallique, parfois appelée « fitch plate », placée verticalement entre deux poutres en bois. Les fitch-beams permettent donc de mettre en œuvre relativement peu d'acier, ce qui apporte des gains en termes de poids et de coût des matières premières. L'intérêt que constitue la protection de l'acier par le bois en cas d'incendie était également déjà relevé à la fin du 19<sup>e</sup> siècle, sans toutefois faire l'objet d'une quelconque règle de dimensionnement. Les fitch-beams peuvent éventuellement comprendre plusieurs plaques d'acier, elles sont typiquement assemblées par des boulons disposés en quinconce et espacés d'une longueur de l'ordre de 60 cm. À ce sujet, Wiesenfeld [153] recommande d'espacer les boulons d'une largeur égale à 40 fois l'épaisseur de la plaque métallique, sans dépasser 60 cm. Il est également possible d'assembler les différents composants par clouage pour une fabrication plus rapide [154, 155, 156, 157], ou par collage [158], ou encore par collage et clouage combinés [159]. Enfin, il est possible de recourir à des moyens d'assemblage plus complexes comme par exemple un système constitué d'un boulon et d'un

écrou prémonté permettant « une compression maximale des différentes couches de bois et d'acier sans compromettre l'intégrité du bois » [160]. La possibilité d'utiliser des vis ou broches auto-foreuses n'est pas présente dans la littérature consultée mais semble néanmoins possible au vu des capacités actuelles de ce type de vis. Il est néanmoins préférable de limiter le nombre de connecteurs mécaniques, car leur multiplication ne permet pas d'augmenter significativement la raideur ni la charge ultime de la poutre en flexion, tandis que la fissuration du bois se retrouve favorisée en deçà d'un certain espacement [154, 157]. La raideur et la charge ultime sont en revanche significativement améliorées par rapport à une poutre en bois homogène non renforcée, respectivement de 48 et 45% pour une fitch-beam assemblée par clouage [156]. En effet Destefano note : « Les pièces de bois et de métal se partagent le chargement de manière proportionnelle à leur rigidité relative » et « le bois procure une stabilité latérale à la plaque de métal en augmentant sa résistance au voilement » [161]. En revanche, on peut considérer que la quantité d'acier n'est pas optimisée en flexion car une grande partie de la matière est située proche de l'axe neutre, là où il est peu sollicité [158]. Les fitch-beams sont principalement utilisées dans les pays anglo-saxons, en rénovation et en ossature légère, où elles permettent d'atteindre de grandes portées tout en limitant les dimensions des sections. En outre, elles permettent une intégration aisée au sein d'une ossature bois en permettant les assemblages par vissage et clouage. Le principe de fonctionnement des fitch-beams est extensible aux poteaux, rendant ainsi possible la conception d'un ensemble structurel et architectural cohérent [162, 163].

#### d) Bois armé

La mise en œuvre d'éléments mixtes bois-acier au sein de structures neuves est longtemps restée rare, bien qu'elle soit plus répandue dans le domaine de la réhabilitation [164, 165, 166, 167]. Il s'agit alors d'insérer des barres d'aciers dans des éléments en bois défectueux, dans le but d'augmenter leur raideur et/ou leur résistance. Les opérations de réfection comprennent alors les opérations suivantes.

- La purge du bois endommagé.
- La réalisation d'entailles dans les éléments en bois.
- La mise en place des renforts, ceux-ci peuvent être de différentes natures : armatures ou plaques en acier, fibre de carbone, fibre de verre, etc.
- La mise en œuvre d'un adhésif, comme par exemple une résine époxy, qui assure la collaboration entre le bois et les renforts.

Bulleit [168] analyse une grande variété de solutions consistant à renforcer des éléments de construction en bois par des renforts en acier pour des construction neuves. À l'époque où il écrit, il constate que les solutions développées jusqu'ici rencontrent un succès restreint pour des raisons essentiellement économiques, puisque les éléments en bois renforcés nécessitent au moins une étape de fabrication de plus que les éléments structuraux classiques. Il juge ainsi peu probable le développement de composants mixtes sous forme de bois lamellé-collé renforcé. Mais ce type de solution suscite un regain d'intérêt assez récent, y compris dans l'industrie, puisque l'entreprise italienne Armalam [169] propose par exemple une solution pour la production de bois lamellé-collé renforcé par des barres en acier ou en fibre de carbone. Ces renforts sont insérés dans des engravures réalisées pendant le processus de fabrication des poutres en bois lamellé-collé, et sont solidarités avec le bois au moyen d'un adhésif époxy. Ce renforcement permet d'obtenir une poutre mixte possédant une plus grande rigidité et une plus grande résistance qu'un élément en bois lamellé-collé de même section. Un autre avantage réside dans le fait que ces poutres présentent un comportement « pseudo-ductile » à la rupture [165]. De tels éléments peuvent être utilisés pour des structures neuves ou en réhabilitation et présentent l'avantage de pouvoir se connecter, par le biais des armatures, à des éléments en maçonnerie [164] ou sur des platines métalliques [165]. Enfin, il faut noter que l'emploi d'adhésif n'est pas obligatoire, Hoyle [170] propose par exemple d'utiliser des plaques dentelées pour à la fois connecter deux poutres ensemble et constituer un renfort mécanique.

### e) Bois précontraint

Il est également possible de précontraindre de diverses manières des poutres ou des plaques en bois (principalement BLC, LVL et CLT). Les aciers de précontrainte peuvent prendre différentes formes : torons, câbles, barres ou encore sous forme de textile utilisés pour le renforcement de structures existantes [171]. Les aciers peuvent agir en exerçant une pression aux abouts des éléments renforcés [172, 173], ou agir sur toute leur longueur si un adhésif est employé [174, 175]. Les torons sont situés soit à l'extérieur de l'élément en bois, soit à l'intérieur. Les poutres sous-tendues précontraintes sont un exemple de précontrainte par l'extérieur, la résistance au feu est alors quasi nulle. Lorsque la précontrainte est interne, le comportement en cas d'incendie est plus intéressant [141], le composant en bois peut alors être une poutre-caisson [176] ou un élément plein entaillé lors du processus de fabrication de manière à permettre le passage des aciers [172]. La précontrainte des poutres peut être droite ou déviée de manière à optimiser la reprise du moment [177]. La précontrainte peut également jouer le rôle de système d'assemblage entre plusieurs membrures en venant les serrer les unes contre les autres [178]. Ce procédé encore peu répandu est notamment utilisé en couplage avec des dispositifs de renforcement et de dissipation de l'énergie pour la résistance au séisme [179, 180].

### f) Renfort de profilés minces (formés à froid)

On a vu (pp. 42-43) que l'association du bois et de l'acier peut répondre à une volonté de renforcer mécaniquement le bois qui est alors envisagé comme le composant principal (bois armé, bois précontraint), mais le raisonnement inverse existe également, en particulier lorsqu'il s'agit de renforcer les profilés métalliques les plus minces. Ces derniers sont produits à partir de tôles assez fines (0,45 à 15 mm) pour être pliées à froid, et font l'objet de dispositions particulières en matière de dimensionnement et de vérification [181]. Ils sont particulièrement sensibles aux phénomènes d'instabilité locale, d'où l'idée de les associer à d'autres composants pour augmenter leur raideur transversale. À cet égard, le bois se révèle être un matériau judicieux, car il est à la fois résistant, léger, et assez volumineux pour fournir un maintien latéral à ces parois métalliques de faible épaisseur qui constituent les profilés formés à froid. L'association entre les différents composants est généralement assurée par le biais de connexions mécaniques, et plus rarement par collage [182].

Par exemple, Li [183] étudie différentes poutres de trois mètres de longueur qui associent des profilés formés à froid, des planches en OSB (Oriented Strand Board - panneau de grandes particules orientées) et/ou des composants en bois massif, assemblés au moyen de vis auto-foreuses. Il montre que la capacité résistante en flexion peut être doublée et que la flèche avant apparition du déversement peut être augmentée de 88% lorsque le bois est ajouté. Dans le même ordre d'idée, Awaludin et al. [184] étudient des profilés minces en C et en Z, associés à des éléments en bois et sollicités en compression. Ils montrent que la configuration mixte en Z est la plus performante, et qu'elle permet d'atteindre une charge critique de flambement 3 fois plus importante que celle d'un profilé mince en Z pris seul (pour une longueur effective de 1.2 m). Irawati et al. [185] suggèrent que de tels composants sont deux à trois fois plus performants que des profilés en acier sans bois, ce qui pourrait par exemple permettre de constituer des fermes d'une portée de 25 m, ce qui serait impossible en considérant les mêmes profilés mais sans bois. Navaratnam et al. [186] montrent par le biais de la simulation numérique que l'association d'un profilé formé à froid avec un plancher CLT permet d'obtenir un important effet composite, puisque la capacité du système ainsi assemblé est 19% plus importante que celle correspondant à l'addition de ses composants. Les auteurs mettent en avant une solution technique à la fois résistante, légère, économe en énergie de fabrication, et compatible avec une démarche de construction modulaire. Winter et al. [187] proposent d'associer deux profilés formés à froid en forme de C avec des poutres BLC ou CLT. Les auteurs mettent en avant le fait que les profilés sont « encapsulés », ce qui permet également de protéger les parties métalliques en cas d'incendie, et que l'utilisation de profilés minces permet un montage aisé de ces éléments par clouage au pistolet pneumatique. D'autre part, la quantité d'acier mise en œuvre est faible par rapport à la quantité de bois, cette démarche paraît judicieuse

dans l'optique d'un comportement mixte « optimisé » dans le domaine élastique (reprise des charges équilibrée entre l'acier et le bois). Cette idée est travaillée et étendue dans l'optique de produire des planchers hybrides acier-bois-béton combinant renforcement mécanique [188] et protection thermique en situation d'incendie [30].

Du point de vue du bois pris comme matériau principal, l'association avec des composants en acier formés à froid peut aussi être considérée comme un moyen d'obtenir un élément hybride plus résistant et plus raide qu'un élément homogène en bois présentant des dimensions similaires. Coleman et Hurst [159] revisitent le concept de fitch-beam et proposent de renforcer une poutre en bois au moyen de deux profilés minces en forme de U. Ils testent deux modes d'assemblage : le clouage et le clouage-encollage. Par rapport à une poutre en bois non renforcée, le clouage des profilés métalliques permet une augmentation de la résistance ultime en flexion de 8 à 22% contre 22 à 37% pour le clouage-encollage. La flèche est diminuée de 30-35% pour la poutre assemblée par clouage et 40% pour la poutre clouée-encollée. Aucune influence de la densité de clouage n'est relevée. Park et Kwak [189] adoptent le même raisonnement en considérant un profilé en I de hauteur 150 mm, fabriqué à partir de composants formés à froid d'épaisseur 1,6 mm, qu'ils associent à deux poutres en bois lamellé-collé insérées entre les semelles du profilé. Par ailleurs, la face extérieure des semelles est recouverte d'une planche en bois d'épaisseur 30 mm. L'ensemble est alors connecté soit par des vis auto-foreuses traversant les semelles, soit par un adhésif époxy. Ils montrent que la connexion mécanique ne permet pas d'obtenir un comportement composite parfait mais que la connexion par collage permet en revanche de renforcer le composant en bois lamellé-collé en augmentant sa raideur et sa résistance de 52% et 94% respectivement.

#### **g) Renfort de profilés à parois épaisses (laminés ou soudés)**

Outre les profilés minces, il est possible d'associer des éléments en bois avec des profilés en acier à parois épaisses, il peut s'agir de profilés laminés à chaud ou de profilés reconstitués soudés. On va voir que l'association de ces éléments peut être réalisée pour différentes raisons : élancement, architecture, protection au feu, etc.

Les éléments hybrides de ce type les plus répandus sont des profilés en I ou en H dont les espaces inter-semelle sont comblés par des membrures en bois fixées mécaniquement à l'âme du profilé au moyen de boulons traversants. Cette association ne vise pas à atteindre des performances mécaniques améliorées mais à relier une charpente primaire en acier à une ossature secondaire en bois. Ce procédé est notamment employé dans les pays anglo-saxons [160, 190, 191]. Il existe également des exemples de bâtiments où les profilés constituant la charpente métallique sont habillés avec des éléments en bois pour des raisons strictement architecturales [192].

La possibilité d'utiliser le bois comme matériau de protection contre le feu pour des structures en acier peut paraître contre-intuitive au premier abord, étant donné la nature combustible de ce dernier. Néanmoins il s'agit également d'un matériau isolant dont la vitesse de combustion est relativement faible et bien connue (environ 0,65 mm/min pour des essences résineuses), il n'est donc pas étonnant de retrouver des traces de cette idée dès le 19<sup>e</sup> siècle :

« Fitch-plate beams also possess the advantage that wood almost entirely protects the iron, so that in case of fire the heat would not probably affect the iron until the wooden beams was badly burned. » [149]

Néanmoins l'idée n'est mise à l'épreuve qu'à partir de 1974 par Twilt et Witteveen [26]. Leurs recherches sont notamment motivées par le fait que les protections au feu projetées sur les charpentes métalliques (flocage) sont vulnérables aux dégradations et à l'usure, notamment pour les poteaux, et il peut en être de même pour des protections constituées de plaques de plâtre. D'un autre côté, l'alternative qui consiste à

protéger les profilés métalliques par de la maçonnerie ou du béton engendre la mise en place d'une quantité importante de matériaux, qui constitue alors une surcharge considérable. Les auteurs proposent donc de protéger des profilés en H par un « cladding », c'est-à-dire un encoffrement léger (4-5 kg.m<sup>-2</sup>), constitué de planches en bois d'une épaisseur variant entre 22 et 51 mm. Ils montrent que la protection est efficace en maintenant la température de l'acier à des niveaux acceptables pour la stabilité structurale du profilé, et ce pendant plusieurs dizaines de minutes, et laissent supposer que l'on peut facilement atteindre une résistance au feu de 60 min. Ce concept est de nouveau exploré au début des années 2000 par des équipes japonaises en considérant un encoffrement plus épais (50 à 60 mm) et des profilés dont l'espace entre les semelles est comblé par du bois. Ils mettent en évidence un comportement autoextinguible des poutres mixtes testées et montrent que ces dernières présentent une résistance au feu garantie de 60 min [193]. Il en résulte la construction de plusieurs bâtiments présentant une structure métallique protégée par un revêtement en bois, dont les prototypes les plus aboutis sont :

- l'hôtel de ville de Kunimi [194, 195], un bâtiment de trois étages construit en 2015 près de Fukushima au Japon;
- l'immeuble de sept étages du siège social de Flavor Life construit à Tokyo en 2017 [196, 197, 198].

Ce mode constructif est par la suite étudié en dehors du Japon, mais les développements restent relativement limités et ne permettent pas de le généraliser dans d'autres pays [30, 199, 200, 201, 202, 203].

L'idée d'associer des composants en bois avec des profilés soudés ou laminés à chaud est longtemps restée en suspens tant ces derniers sont performants sur le plan mécanique. C'est la raison pour laquelle, les recherches les plus anciennes portent principalement sur des flitch-beams, ou des configurations mixtes mettant en œuvre de faibles quantités d'acier, a priori plus intéressantes au regard des propriétés mécaniques du bois (profilés minces, bois armé, bois précontraint, etc.). Mais la perspective d'utiliser le bois comme matériau de protection contre le feu, ainsi que le regain d'intérêt de la part des architectes pour les structures mixtes et pour l'utilisation du bois [204, 205, 206], permettent de considérer plus sérieusement ces configurations reposant sur l'association mécanique du bois et de l'acier de construction. C'est ainsi que Fujita et Iwata [22] testent un profilé laminé à chaud connecté par boulonnage et/ou collage avec deux poutres en bois lamellé-collé dans lesquelles il est enchâssé. Le bois n'est alors plus considéré comme une simple protection en cas d'incendie mais également comme un composant structural à part entière. Des travaux similaires se développent par la suite, toujours en considérant des profilés laminés ou soudés utilisés pour des poutres [196, 33, 207, 23, 24, 25], des poteaux [208, 209], ou des systèmes poteaux-poutres complets [210, 211, 212, 34], qui peuvent inclure des planchers CLT [213].

## B - Terminologie

L'aperçu des possibilités techniques en matière de mixité acier-bois qui est dressé aux paragraphes précédents est certainement partiel, et on pourrait multiplier les références de manière considérable. Il permet néanmoins de montrer qu'il existe une grande quantité de solutions techniques, plus ou moins répandues, faisant intervenir les matériaux bois et acier dans le domaine de la construction et qu'il existe plusieurs termes pour nommer cette association de matériaux. On retrouve le plus souvent les termes suivants en Français : « hybride », « mixte » ou encore « composite ». En anglais les termes suivants sont fréquemment employés : « hybrid », « composite », « reinforced », « mixed », « built-up » ou « stc » qui signifie « steel-timber composite ». Les définitions de ces termes ne sont ni précises, ni figées, et leur interprétation dépend notamment de l'échelle considérée. Ainsi, un matériau composite ne recoupe pas la même réalité qu'une poutre composite. Piazza [165] décrit cette réalité en distinguant trois échelles « d'hybridation » : les « matériaux hybrides » illustrés par l'exemple du béton armé; les « éléments hybrides » dont la section comporte différents matériaux ou un même matériau sous différentes formes; et enfin les « systèmes hybrides » qui sont un assemblage de plusieurs éléments de natures différentes. Dans le contexte des éléments

de structures, comme les poutres, les différentes dénominations sont la plupart du temps interchangeable, et on retrouve dans la littérature plusieurs termes pour nommer un même objet d'étude. Néanmoins, Riola-Parada [23] qui s'exprime en anglais, propose une distinction sémantique entre les termes « hybrid » et « composite » basée sur l'analyse du comportement mécanique. Ainsi une poutre est dite composite s'il existe une connexion entre les deux matériaux permettant une « transmission du cisaillement horizontal ». Dans le cas contraire, la poutre est qualifiée d'hybride. Ainsi, si les axes neutres des composants en bois et en acier sont confondus, la poutre sera qualifiée d'hybride. En revanche, s'ils ne sont pas confondus et qu'une connexion mécanique ou par collage est établie entre les différents éléments, on considère qu'il existe « un certain degré d'action composite ». Cette terminologie est reprise par la suite et l'appellation générique « mixte » est employée pour désigner tout élément comportant à la fois du bois et de l'acier sans considération pour le comportement mécanique.

### **C - Classification des solutions mixtes acier-bois et choix des configurations étudiées**

La grande diversité des solutions pour associer l'acier et le bois au sein d'éléments mixtes rend compliqué l'établissement d'une classification à la fois globale et précise. D'autant plus que le point de vue adopté, et le contexte dans lequel on se place, peut conduire à établir des catégorisations variables [210, 214]. Riola Parada [23] propose d'établir un classement en fonction de plusieurs critères :

- éléments en acier précontraints ou non ;
- direction des pièces métalliques par rapport au fil du bois (parallèle ou perpendiculaire) ;
- acier visible ou non-visible ;
- parois métalliques verticales, horizontales, ou les deux ;
- nature de l'effort repris par les composants en acier (traction, compression, cisaillement, ou combinaisons des trois).

Il dresse ainsi un bilan lui permettant d'évaluer le potentiel de nombreuses solutions mixtes. Il juge par exemple que les stratégies consistant à cacher les composants métalliques à l'intérieur des composants en bois sont les plus pertinentes pour répondre aux problématiques liées à l'incendie et à la corrosion de l'acier. Par ailleurs, il considère que les solutions permettant de reprendre la plus grande diversité de sollicitations (compression et traction et cisaillement), sont les plus intéressantes. Le croisement de ces deux critères lui permet de dégager des configurations qui sont en théorie prometteuses. Il dresse également un inventaire du nombre de recherches et de bâtiments construits pour chacune des catégories qu'il parvient à établir. Il apparaît alors qu'au moment où il écrit, il existe peu de recherches sur les profilés métalliques encapsulés par du bois malgré leur grand potentiel. De plus, les constructions adoptant ce principe constructif prometteur sont encore peu nombreuses, Riola Parada relève quatre prototypes et on parvient à n'en recenser qu'un seul supplémentaire [197]. C'est ce constat qui le pousse à tester des profilés minces (formés à froid), ainsi que des profilés épais (profilé reconstitué soudé), enchâssés dans des poutres en bois [23].

Ce raisonnement restant globalement valable lors de la réalisation de la présente thèse, on propose de concentrer nos recherches sur ce type de configuration bien particulier. Le fort potentiel de ces profilés en I associés à des éléments en bois est par ailleurs confirmé par Nabati et al. [215] qui réalisent des tests de flexion quatre points sur des poutres mixtes de 700 mm de portée déclinées selon 14 configurations comportant des composants en bois, en acier, et/ou en polymère (CFRP), assemblés par collage. Les comparaisons qu'ils établissent permettent de souligner les excellentes propriétés des profilés en I dont l'espace entre les semelles est comblé par des éléments en bois taillés sur mesure, que ce soit en ce qui concerne la raideur, le moment résistant, la ductilité, ou l'absorption d'énergie [216, 217].

On propose cependant de ne considérer que des profilés à paroi épaisse formés par laminage à chaud

pour plusieurs raisons :

- des études préliminaires portant sur ce type de configuration font partie du patrimoine scientifique du laboratoire d'accueil (Institut Pascal);
- les tendances en matière de recherche sur les composants acier-bois se portent davantage sur les profilés formés à froid, laissant la perspective d'utiliser des profilés plus épais largement inexplorée;
- l'utilisation de profilés laminés à chaud ou soudés est traditionnellement plus répandue que celle des profilés minces formés à froid;
- de par leur massivité importante, les profilés épais présentent éventuellement un potentiel plus important que les profilés minces si l'on considère la situation d'incendie.

### I.III.2 Focus sur les éléments étudiés

Une première lecture de la littérature a permis de porter un regard très ample sur la mixité acier-bois et de dégager un type de solution dont on souhaite approfondir la compréhension du comportement en situation normale et en situation d'incendie. Il s'agit de profilés en acier laminés à chaud, que l'on associe avec des poutres en bois de manière à protéger l'acier d'une exposition directe au feu en cas d'incendie, et de façon à solliciter mécaniquement le bois pour obtenir des capacités structurales les meilleures possibles. On propose alors d'opérer une seconde lecture de la littérature pour préciser l'état des connaissances sur ce genre de configuration.

#### A - Comportement mécanique

Fujita et Iwata [22] testent des poutres mixtes acier-bois de deux mètres de portée. L'acier est un SS400 [218] présentant une limite d'élasticité de 321 MPa, et le bois est un lamellé-collé fabriqué à partir de cèdres du Japon. Les auteurs soulignent qu'il s'agit d'une essence très abondante au Japon, mais moins résistante que d'autres résineux, d'où l'idée de l'associer avec de l'acier pour la valoriser dans les structures de bâtiments. Les poutres mixtes sont composées d'un profilé en I laminé à chaud de 100 mm de hauteur, qui est enchâssé entre deux pièces de bois de largeur 60 mm et de hauteur 235 mm. Le bois vient donc complètement encapsuler le profilé métallique (figure I.27). L'acier et le bois sont connectés par différents moyens : boulons traversant l'âme, adhésif, simple contact, ou combinaisons des trois solutions précédentes.

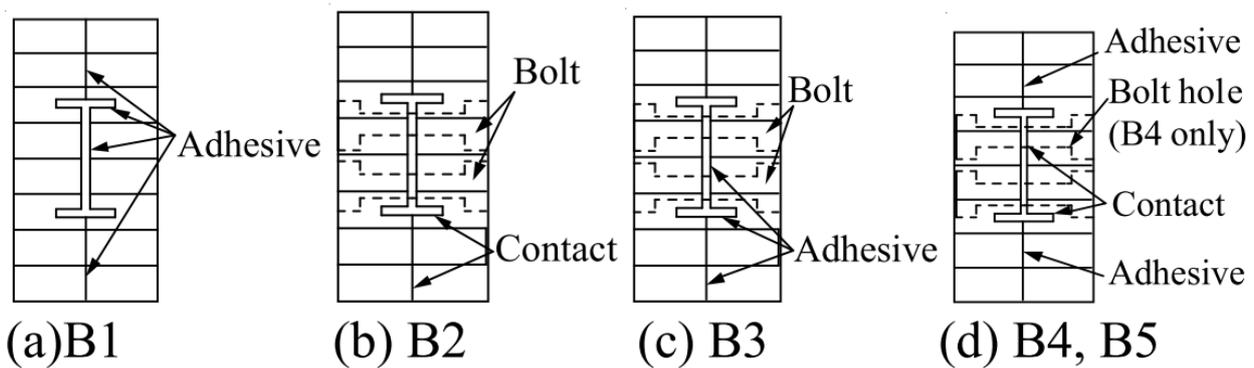
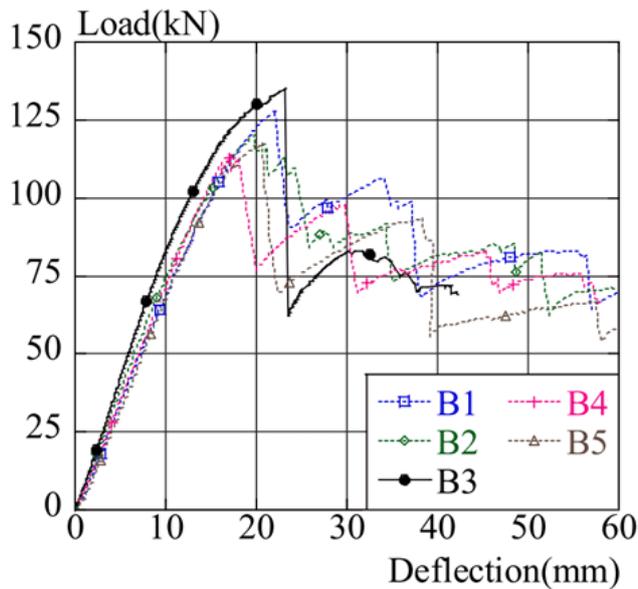


FIGURE I.27 – Associations du bois et de l'acier testées par Fujita et Iwata [22].

Les configurations boulonnées présentent deux rangées de dix boulons espacés de 200 mm et situés à 25 mm de l'axe neutre de la poutre. En plus des perçages nécessaires au passage des tiges, des entailles de profondeur 18 mm et de diamètre 40 mm sont pratiquées dans le bois de manière à permettre le vissage des boulons et des écrous. Fujita et Iwata montrent que ce façonnage des composants en bois fait en sorte de les fragiliser en favorisant nettement leur fissuration (figure I.28).



(a)



(b)

FIGURE I.28 – Résultats expérimentaux obtenus par Fujita et Iwata [22]. (a) Courbes charge-flèche. (b) Rupture d'une poutre mixte boulonnée et collée : rupture du bois en tension parallèle en fibre inférieure, fissuration au droit des percements, et écrasement au droit des points d'application des charges.

Par ailleurs, ils montrent qu'un tel boulonnage ne permet pas d'augmenter la raideur de la poutre mixte (tableau I.4). En revanche, il apparaît que l'emploi de colle en plus des boulons permet d'obtenir un gain de raideur significatif, puisqu'ils déterminent alors une raideur qui est 15% plus importante que celle obtenue lorsque l'association acier-bois est opérée par simple contact. Ce résultat doit néanmoins être considéré avec prudence étant donné que la poutre assemblée par collage uniquement présente la raideur la plus faible. En revanche, on constate nettement que plus la connexion est forte (*colle + boulons* > *colle* > *boulons* > *simple contact*), plus la charge ultime mesurée est importante (tableau I.4).

TABLEAU I.4 – Résultats expérimentaux obtenus par Fujita et Iwata [22].

Poutre	Charge max. [kN]	Résistance en flexion [MPa]	Raideur initiale [kN.m <sup>-1</sup> ]
Acier seul	40,7	380,8	2602
Bois seul percé	99,6	30,5	5363
Bois seul brut	98,1	30,4	5850
Mixte collée (B1)	128,1	38,7	7014
Mixte boulonnée (B2)	119,9	36,2	7201
Mixte boulonnée et collée (B3)	134,9	40,7	8427
Mixte contact - bois percé (B4)	114,1	34,4	7358
Mixte contact - bois brut (B5)	117,6	35,6	7267

Outre ces différences liées au mode de connexion bois-acier, Fujita et Iwata pointent des similarités que l'on retrouve pour l'ensemble des poutres mixtes :

- la ruine se caractérise par une rupture du bois en tension ;
- la capacité des poutres est réduite d'environ 40% au moment de la première rupture dans le bois,

l'ensemble des poutres mixtes testées présente la même ductilité;

- à l'inverse de la poutre « acier seul », le déversement ne survient pas pour les poutres mixtes, et le raidissement procuré par le bois ne semble pas dépendre de la nature de la connexion.

Finalement, Fujita et Iwata confrontent les performances mesurées pour les poutres mixtes aux performances théoriques obtenues par le cumul de celles mesurées pour chacun de leurs composants. Ainsi, si l'on prend en compte les mesures données aux deux premières lignes du tableau I.4, la charge maximale cumulative vaut alors 140,3 kN (40,7 + 99,6), tandis que la raideur cumulative vaut 7965 kN.m<sup>-1</sup> (2602 + 5363). Ils mettent ainsi en évidence le fait que la résistance des poutres mixtes ne dépasse pas la résistance cumulée de leurs composants. En revanche, ils soulignent que la poutre mixte boulonnée et collée présente une raideur initiale plus importante que la somme des raideurs de ses composants, mais ce constat est à tempérer dans la mesure où la raideur de toutes les autres poutres mixtes est plus faible. Il est donc difficile de dire si une action composite survient du fait de la connexion très forte entre le bois et l'acier et ils finissent par conclure que la raideur initiale ainsi que la résistance des poutres mixtes correspondent approximativement au cumul des celles de leurs composants. Au sens de Riola Parada, les résultats obtenus par Fujita et Iwata semblent montrer que les configurations qu'ils testent sont des poutres « hybrides » et non pas « composite », et ce en dépit du fort degré de connexion entre le bois et l'acier. Le fait que les axes neutres des composants en bois et en acier soient confondus semble ainsi faire en sorte que l'action composite générée par la connexion soit négligeable.

Riola Parada [23] teste des poutres mixtes de six à huit mètres de portée en flexion quatre points, en les déclinant selon dix configurations différentes, dont deux comportent un profilé reconstitué soudé (PRS), tandis que les autres sont produites à partir de profilés formés à froid. L'acier utilisé correspond à une nuance S355 dans l'ensemble des cas, tandis que les composants en bois sont lamellés-collés (GL 28h) pour neuf configurations, et lamellés-croisés (C24) dans un cas traité à part. L'auteur note que les poutres fabriquées à partir de PRS sont particulièrement difficiles à assembler en raison du poids de ces derniers et des imperfections géométriques qui les affectent (gauchissement et courbure initiale) du fait des déformations thermiques causées par le soudage. Il choisit d'étudier des poutres « hybrides » plutôt que « composites », car elles sont plus simples à assembler et a priori moins coûteuses à fabriquer, et donc potentiellement plus prometteuses. Ainsi, il ne cherche pas à obtenir d'action composite en associant le bois et l'acier, les connexions sont donc ponctuelles et localisées à hauteur de l'axe neutre des poutres mixtes. Elles prennent la forme de quatre boulons situés au droit des appuis et des points d'application des charges qui sont espacés de 2,16 m. Les boulons traversent l'âme du profilé métallique par des perçages présentant un diamètre suffisant pour éviter une transmission de cisaillement horizontal entre l'acier et le bois.

Riola Parada réalise deux campagnes d'essais qui lui donnent la possibilité d'améliorer son montage. Il montre alors que la déformation transversale du bois au niveau des appuis et des points de chargement, ainsi que la présence de jeux d'assemblage, impactent la raideur initiale de la poutre mixte en la réduisant à 90% de la raideur attendue. Il préconise alors de faire en sorte que les charges et les réactions d'appuis soient appliquées en premier lieu sur l'acier (figure I.29 - b), sans transiter par le bois, et d'utiliser des cales pour combler les jeux entre les différents composants pour assurer le transfert des charges entre eux. Il évite ainsi de reproduire le cas des essais de Fujita et Iwata [22], pour lesquels les charges sont appliquées non pas directement sur l'acier, mais sur le bois, ce qui provoque son écrasement (figure I.28 - b), ce qui peut constituer la source d'une perte de raideur et d'une certaine variabilité.

Comme Fujita et Iwata, Riola Parada observe que la ruine se manifeste systématiquement par une rupture du bois en traction longitudinale à hauteur de la fibre inférieure. Il note néanmoins que la charge ultime ne correspond pas forcément à la première rupture dans le bois, ce qui traduit une redistribution des efforts en direction de l'acier.

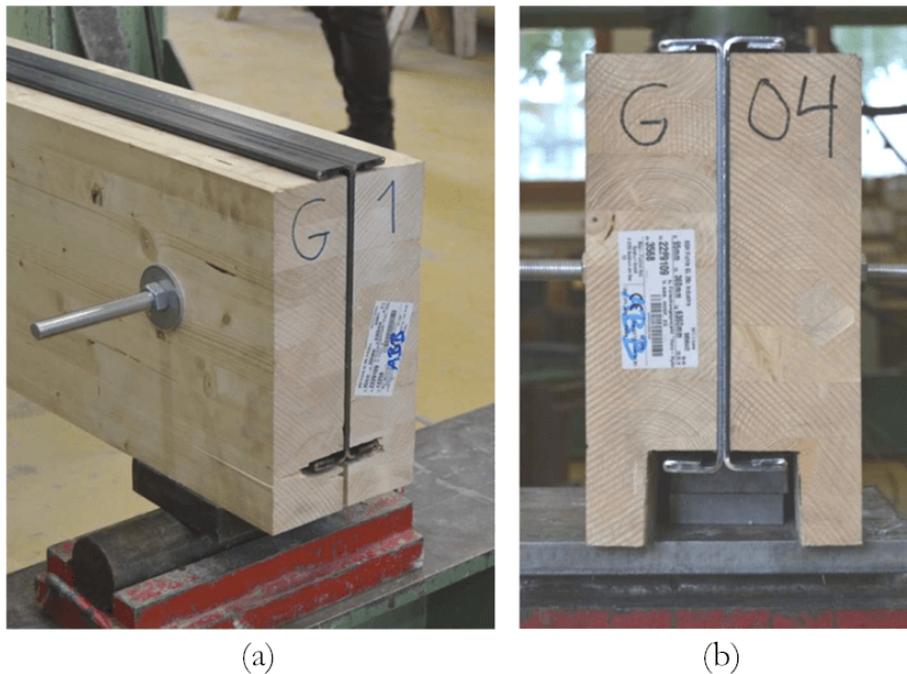


FIGURE I.29 – Appuis des poutres mixtes testées par Riola Parada [23] : la réaction d'appui peut transiter par le bois (a), ou atteindre directement l'acier (b).

La ruine se poursuit par des ruptures successives en tension des lamelles de bois et par le voilement local de la semelle supérieure des profilés formés à froid. En revanche les PRS ne présentent aucun signe de voilement. Par contre, le déversement des poutres se met en place avant que la première rupture dans le bois ne survienne, lorsque la charge atteint environ 75% de la charge maximale. L'auteur souligne ainsi la grande ductilité des poutres testées et pointe l'effet bénéfique que procure le bois vis-à-vis des phénomènes d'instabilités géométriques auxquels les profilés testés sont sensibles. Il propose une méthode de dimensionnement prenant en compte plusieurs dimensions :

1. limitation de la hauteur de section;
2. résistance au feu;
3. optimisation du comportement mécanique;
4. critère de flèche;
5. vérification au cisaillement au droit des entailles;
6. prise en compte du fluage.

Concernant le point n°3, Riola Parada se base sur une analyse élastique et propose ainsi de dimensionner les poutres mixtes de telle sorte que la rupture du bois survienne en même temps que la plastification de l'acier. Les résultats obtenus (figure I.30) évacuent alors la possibilité de plastifier partiellement l'acier.

Jurkiewicz et al. [33, 207] étudient le comportement en flexion de profilés métalliques en forme de I ou de T, fabriqués à partir de profilés IPE 160, et dont l'âme est prise en étau entre deux poutres en bois. Le profilé métallique est donc partiellement encapsulé (figure I.31). La connexion entre les profilés métalliques et le bois est assurée par des boulons traversant l'âme et des vis traversant les semelles. Les poutres hybrides ainsi constituées présentent une portée de 3,0 m et sont testées en flexion trois points. Ils montrent que la raideur en flexion des poutres mixtes est principalement gouvernée par celle des composants métalliques. De ce point de vue, les configurations testées peuvent donc être optimisées et on serait effectivement tenté de modifier les configurations testées pour y remédier.

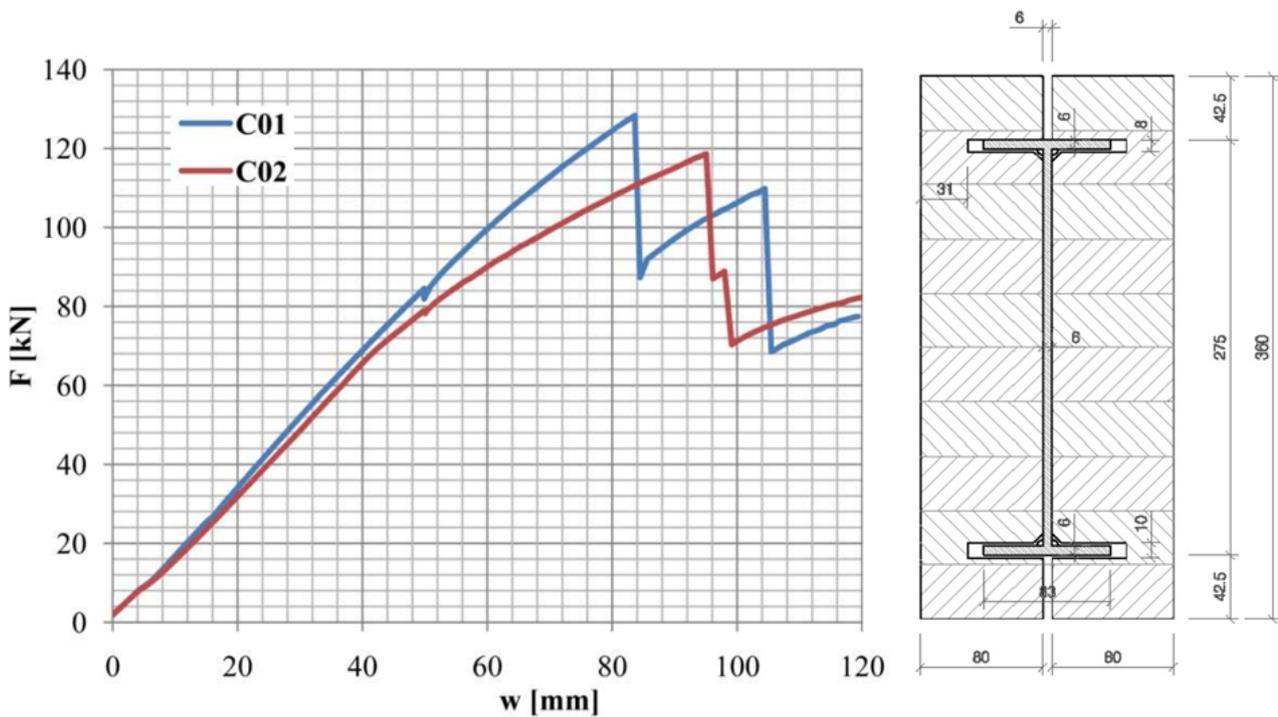


FIGURE I.30 – Exemple de courbes charge-flèche obtenues par Riola Parada [23].

1. Une première stratégie consiste à augmenter le module d'élasticité des composants en bois et/ou leurs dimensions.
2. Une alternative consiste à réduire la section des composants en acier.

Si la première solution atteint rapidement ses limites en conduisant à des poutres très volumineuses, à cause d'un rapport entre les modules d'élasticité du bois et de l'acier qui est trop important, la deuxième est en revanche plus facilement envisageable et conduit naturellement à considérer l'emploi de composants métalliques plus minces, par exemple des profilés formés à froid, comme c'est souvent le cas dans la littérature.

Cependant, Jurkiewicz et al. notent que le bois semble permettre à la poutre mixte de se déformer davantage que le profilé métallique seul. Le bois procure alors un maintien latéral au profilé, qui retarde l'apparition des phénomènes d'instabilité géométrique (voilement et déversement). La ruine du profilé est ainsi retardée, sans pour autant que la charge ultime ne soit augmentée dans le cas étudié. Là encore la ruine se caractérise par une rupture du bois en traction-cisaillement. L'acier a alors déjà commencé à plastifier sans qu'aucun signe d'instabilité locale ou globale ne soit détecté [207]. La connexion acier-bois fait également l'objet d'un intérêt particulier puisque différentes poutres sont testées en faisant varier le nombre de vis et de boulons qui sont employés pour les assembler. Cependant, les auteurs ne relèvent aucune influence du nombre de tiges d'assemblages sur la résistance de la poutre dans le domaine élastique. Ces études préliminaires sont complétées par des essais permettant de tester une variété plus grande de configurations [219], et qui consolident les résultats obtenus précédemment. Les rapports d'essais (non publiés) relatifs à cette étude constituent la base de la présente thèse [32, 220]. On donne un exemple de résultat obtenu à la figure I.31. Il constitue un cas à part puisque la ruine de la poutre mixte testée se caractérise non pas par la rupture du bois, mais par le déversement, tout comme la poutre « acier seul ».

Le même type de configuration est testé par Tsai et Le en flexion quatre points [24]. Les poutres mixtes présentent une portée de 2,4 m et sont composées d'un profilé en I en acier inoxydable de dimensions 144 x 70 x 2 mm et de poutres en cèdre de dimensions 38 x 140 mm (figure I.32). Ces configurations sont

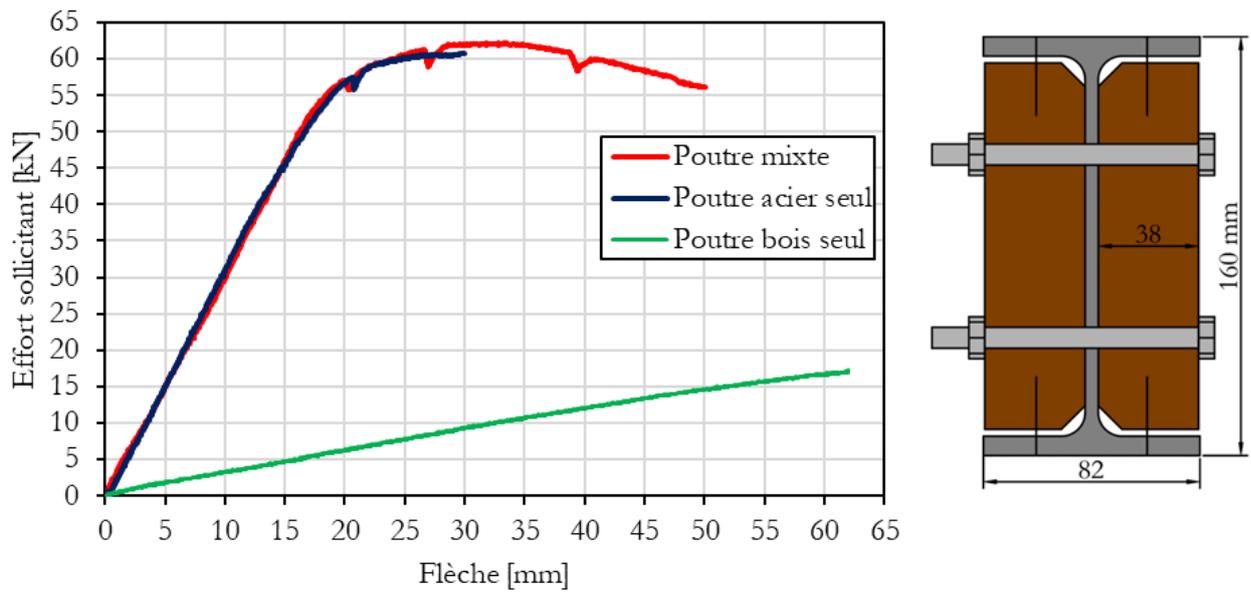


FIGURE I.31 – Exemple de résultats expérimentaux obtenus par Jurkiewicz et al. La ruine de la poutre mixte est ici causée par le déversement.

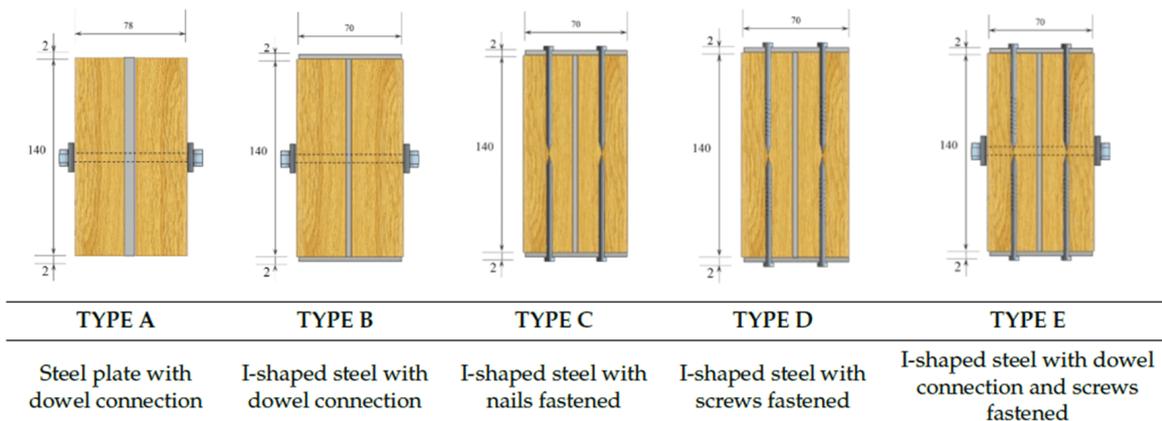


FIGURE I.32 – Configurations testées par Tsai et Le [24].

comparées à une flitch-beam comportant une plaque d'acier de 4 mm d'épaisseur (figure I.32 - type A). Diverses méthodes d'assemblage mécanique du bois et de l'acier, impliquant des boulons et/ou des vis, ou des clous, sont testées (figure I.32). Les courbes force-flèche correspondant à chacune de ces configurations sont données à la figure I.33. Outre la rupture du bois en tension, la ruine se caractérise par un voilement important des semelles supérieures qui paraît normal étant donné leur faible épaisseur.

Il en ressort que le mode de connexion entre l'acier et le bois n'a pas d'influence sur la raideur des poutres mixtes, mais il impacte en revanche leur capacité résistante. Par exemple, la comparaison des courbes B et E montre que le vissage des semelles permet d'augmenter la charge maximale de 5% par rapport au cas où la poutre mixte est simplement boulonnée. Les résultats obtenus par Tsai et Le corroborent donc ceux obtenus par Fujita et Iwata. En revanche, ils observent un voilement local très important des parois métalliques, ainsi qu'un déversement prononcé des poutres, avant que celles-ci atteignent leur capacité maximale lorsque le bois rompt en traction longitudinale. Par la suite, Le [196] explore plusieurs façons de modéliser

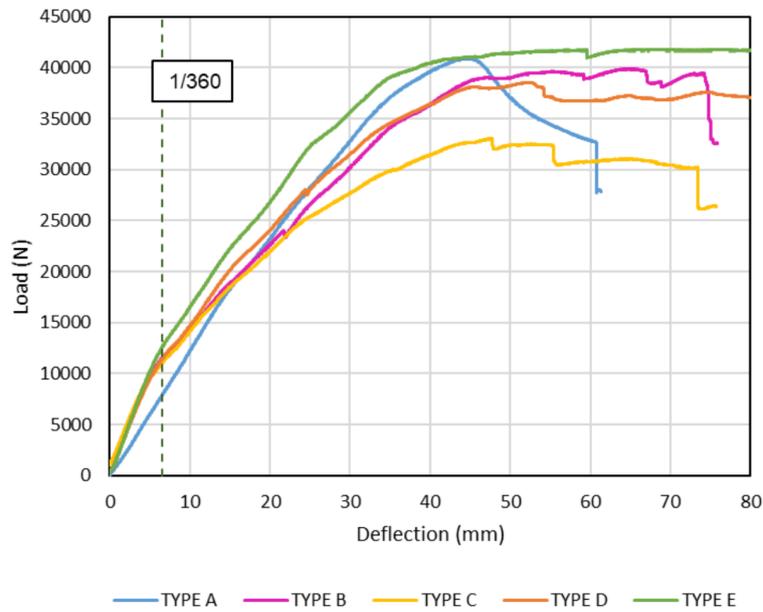


FIGURE I.33 – Résultats expérimentaux obtenus par Tsai et Le [24].

analytiquement le comportement mécanique de ces poutres mixtes. Elle finit par retenir une adaptation de la méthode gamma qui est habituellement employée pour le calcul des poutres composées en bois [221] ou pour les planchers mixtes bois-béton [31].

Duan et al. [25] réalisent des essais semblables en considérant des profilés laminés à chaud S235 dans lesquels sont insérées deux poutres en mélèze (figure I.34). Ils considèrent la possibilité d'associer l'acier et le bois massif au moyen d'un adhésif et/ou de 24 boulons répartis selon un quadrillage formant deux lignes, et ils font également varier la hauteur du profilé métallique (tableau I.5). Les poutres ainsi constituées présentent une portée de 2,8 m et sont sollicitées en flexion quatre points. La figure I.34 montre, à travers les courbes force-déflexion mesurées, que le bois permet non seulement au profilé métallique de se déformer davantage en flexion avant de déverser, mais également d'accroître sensiblement la charge ultime, ce qui n'avait pas été mis en évidence jusqu'ici. La ruine des poutres mixtes survient lorsque le bois rompt en traction longitudinale à hauteur de la fibre inférieure pour les configurations collées (L2 et L3), tandis que le bois composant la poutre comportant des boulons (L4) voit se développer des fissures au droit de ces derniers. Néanmoins, les auteurs notent que l'ancrage procuré par les boulons permet de prévenir un décollement du bois et de l'acier, ce qui permet d'atteindre une capacité résistante plus importante. Encore une fois, on constate que le mode de connexion n'a aucun effet sur la raideur initiale de la poutre mixte, mais qu'il a un impact sur sa résistance.

TABLEAU I.5 – Caractéristiques des poutres testées par Duan et al. [25].

Poutre	Connexion acier-bois	$t_f$ [mm]	$t_w$ [mm]	$H$ [mm]	$t$ [mm]	$l$ [mm]
L1	Aucune (acier seul)	8	5,5	200	0,00	3000
L2	Résine époxy	8	5,5	200	47,25	3000
L3	Résine époxy	7	5,0	150	35,00	3000
L4	Résine époxy + boulon	8	5,5	200	47,25	3000

Note :  $t_f$ ,  $t_w$ , et  $h$  sont respectivement l'épaisseur des semelles, l'épaisseur de l'âme, et la hauteur du profilé;  $t$  est l'épaisseur des pièces de bois;  $l$  est la longueur de la poutre.

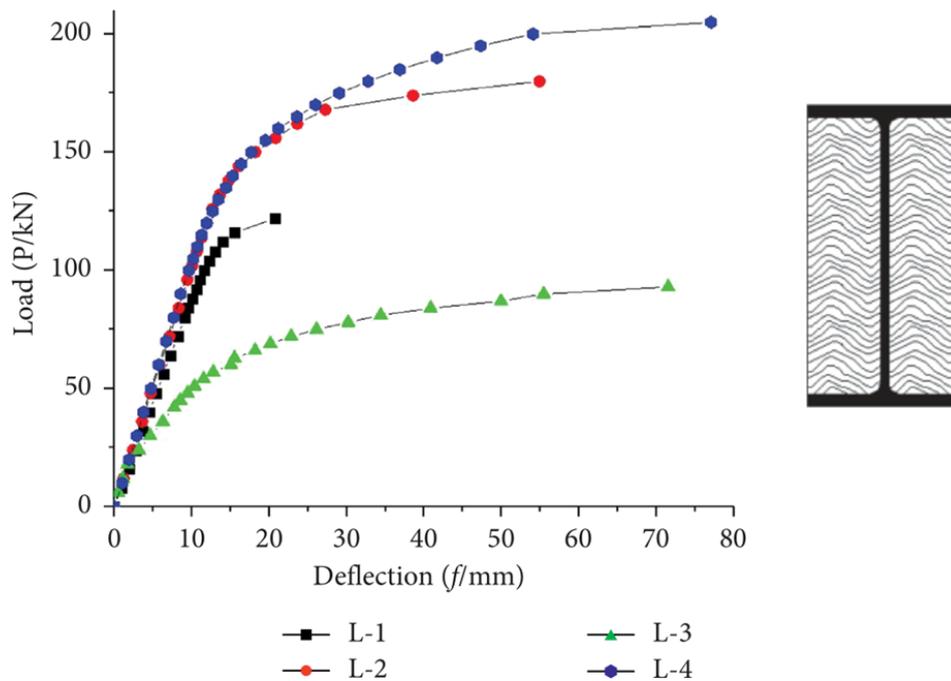


FIGURE I.34 – Courbes charge-déflexion obtenues par Duan et al. [25].

Duan et al. proposent de décrire le comportement mécanique de ce type de poutre en recourant à un modèle analytique basé sur le principe de superposition. Ainsi la raideur et le moment résistant de la poutre mixte correspondent à l'addition de ceux de leurs composants. Ils calculent ainsi une capacité résistante proche de celle mesurée mais légèrement surestimée (entre 2 et 16%). À ce titre, si l'on reprend les termes de Riola Parada [23], on peut dire que les poutres testées par Duan et al. sont des poutres « hybrides ».

## B - Comportement thermique

On a vu (p. 44) que Twilt et Witteveen [26] étudient la possibilité d'utiliser le bois comme matériau de protection contre le feu avec le souci de concevoir une solution à la fois efficace, légère et résistante. Ils cherchent également à limiter la quantité de combustible disponible, car ils craignent que la combustion du bois de protection n'entraîne un échauffement problématique de l'acier. Ils optent donc pour une solution consistant à encoffrer les profilés métalliques qu'ils souhaitent protéger en utilisant des planches les plus fines possible. Ils évaluent que les quantités de bois mises en œuvre pour les solutions retenues augmentent la durée du feu de 5 min environ. La réalisation de ces encoffrements soulève de nombreuses questions techniques et suppose des méthodes d'assemblage relativement complexes. Selon les auteurs, le fait de faire collaborer mécaniquement le profilé avec le coffrage en bois par le biais de vis passant au travers de pré-perçages réalisés dans l'acier présente plusieurs inconvénients :

- le perçage de l'acier requière un équipement spécifique rarement présent sur les chantiers (la pré-fabrication est donc préférable);
- visser « par l'intérieur » du profilé est malaisé (les vis sont sortantes de manière à ce que leur tête ne soit pas exposée au feu), surtout pour les petites sections;
- le risque de fendage du bois dû à son retrait est important compte tenu des faibles épaisseurs mises en œuvre.

Ils proposent finalement deux systèmes dont les performances thermiques sont équivalentes : l'une suppose un assemblage par vissage et l'autre par collage et « clipsage » (figure I.35). Dans les deux cas, les planches sont collées ensemble au moyen d'une résine résorcinol formaldéhyde. Enfin, les planches sont

positionnées en fonction de l'orientation des cernes de croissance du bois qui les composent. En effet, le séchage du bois génère nécessairement un retrait qui a pour effet de déformer les planches. Les montages présentés à la figure I.35 font en sorte que cette déformation comprime les joints collés.

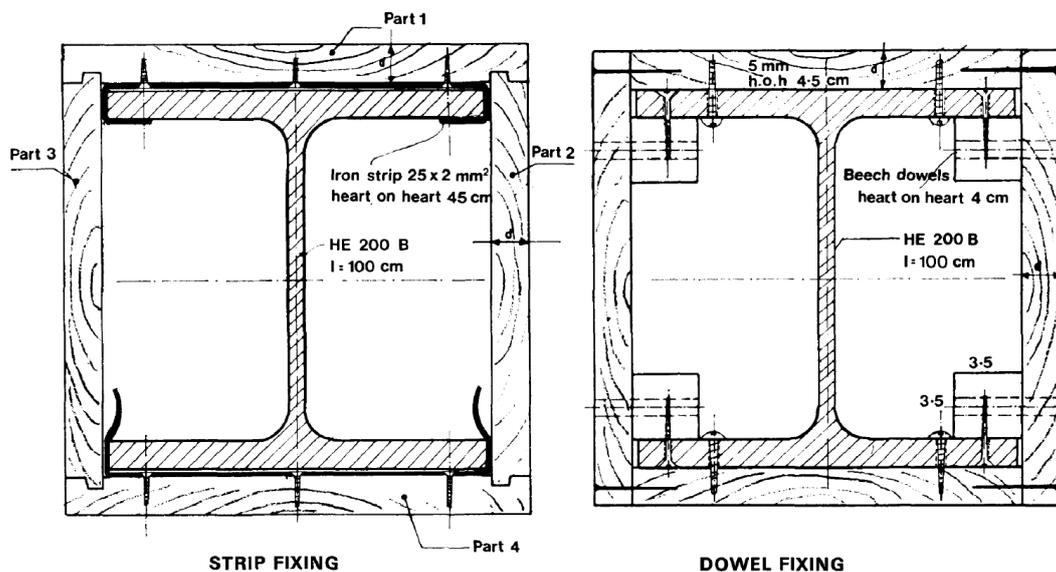


FIGURE I.35 – Configurations testées par Twilt et Witteveen [26]. Épaisseurs de bois testées ( $d$ ): 22 et 27 mm.

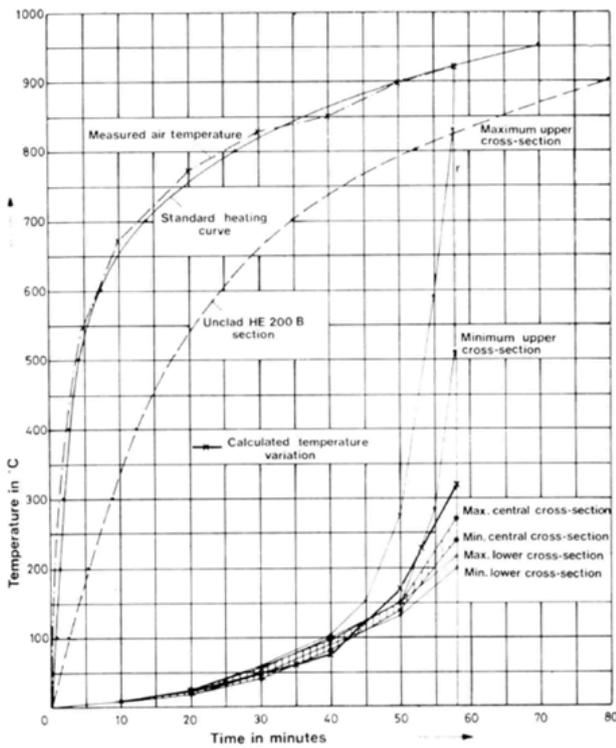
Les poteaux ainsi constitués sont exposés au feu normalisé, selon une courbe d'échauffement correspondant à la norme ISO 834, et la température de l'acier est mesurée en différents points. Twilt et Witteveen testent de nombreuses éprouvettes non-chargées ainsi que deux poteaux chargés mécaniquement dont l'épaisseur du bois de protection est de 28 mm (figure I.36). Ils montrent expérimentalement que cette protection, bien que combustible, influence fortement la résistance au feu des profilés métalliques en la portant à une durée comprise entre 50 et 60 min. Ils notent que le profilé encoffré chauffe de manière hétérogène en raison de percements locaux de la protection sous l'effet de la combustion.

Pour évaluer la performance structurale du système proposé, les auteurs procèdent comme suit :

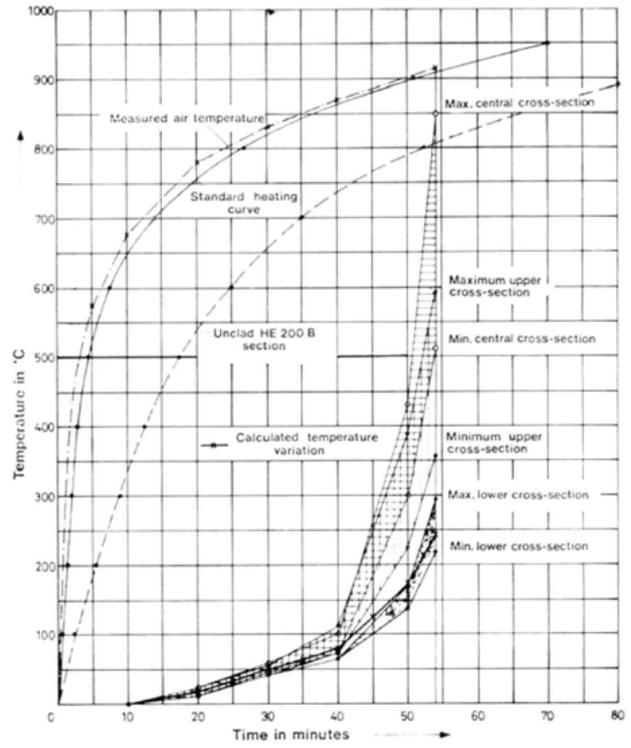
- calcul d'une température uniforme de l'acier, qui dépend notamment du facteur de massiveté du profilé;
- détermination de la durée d'exposition au feu nécessaire pour atteindre la température critique.

Pour contrebalancer l'hypothèse simplificatrice selon laquelle la température de l'acier est uniforme à travers le profilé, Twilt et Witteveen proposent de retenir une température critique égale à 200°C, qui est volontairement faible pour prendre en compte le fort gradient thermique dans l'acier de manière sécuritaire. Les auteurs concluent en fournissant un abaque reproduit à la figure I.37, qui donne une estimation de la résistance au feu en fonction de l'épaisseur des planches de protection et du facteur de massiveté du profilé métallique. On constate alors qu'un encoffrement constitué de planches en bois résineux de 27 à 40 mm d'épaisseur est suffisant pour procurer au profilé métallique une résistance au feu d'environ une heure.

Malgré la forte contribution qu'elles constituent, les propositions de Twilt et Witteveen ne semblent pas être reprises dans les années qui suivent leur publication (1974). Il faut attendre le début des années 2000 pour que réémerge, au Japon, l'idée d'utiliser le bois comme matériau de protection contre le feu pour des structures métalliques. Cependant, les configurations envisagées mettent en œuvre des volumes de bois beaucoup plus importants, car plutôt que des encoffrements creux, on voit se développer des solutions consistant à remplir de bois les espaces inoccupés par l'acier au sein de la section mixte. Le souci de Twilt et Witteveen de limiter la quantité de bois mise en œuvre pour réduire la charge calorifique disponible pour

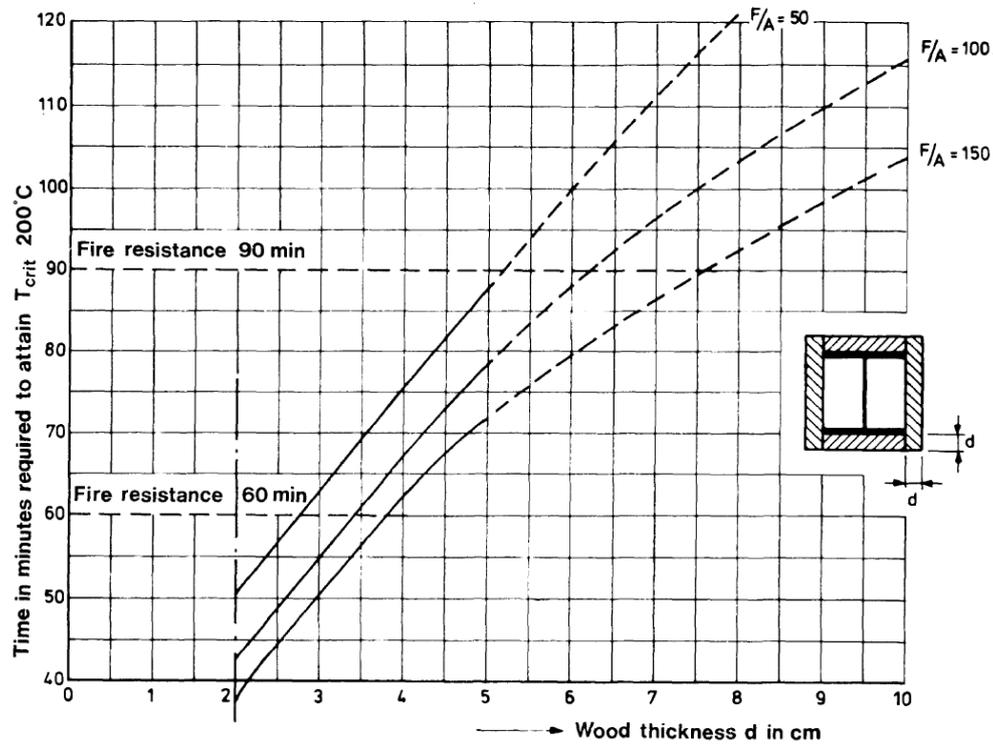


Essai 1



Essai 2

FIGURE I.36 – Résultats obtenus par Twilt et Witteveen pour un poteau HE 200 B chargé mécaniquement et protégé du feu par 28 mm de bois [26].



Design graph for determining the necessary cladding thickness for steel.

FIGURE I.37 – Abaque de dimensionnement proposé par Twilt et Witteveen [26].

le développement de l'incendie n'est donc pas partagé.

Par exemple, Uesugi et al. [27] testent deux poutres et un poteau de 2 m de long, tous trois constitués d'un profilé en I laminé à chaud de dimensions 100 x 100 x 5/7 mm, protégé du feu par 50 mm de bois lamellé-collé fabriqué à partir de cèdre du Japon. La poutre n°1 et le poteau voient l'espace entre les semelles du profilé métallique être occupé par du bois, tandis que la poutre 2 est creuse, la protection en bois prend alors la forme d'un caisson. L'acier et le bois sont assemblés au moyen d'une résine époxy qui n'est pas résistante au feu. Pour la poutre n°2, les auteurs précisent que les quatre planches constituant le caisson comportent des joints à feuillure, et qu'elles sont assemblées par quatre vis de 90 mm de long, dont les têtes sont noyées à 25 mm de profondeur dans le bois au moyen de bouchons en bois. Les éléments testés ne sont pas chargés mécaniquement et sont exposés au feu normalisé (ISO 834) pendant une heure, puis laissés dans le four d'essai, « sans apport d'air », pendant trois heures. Ils constatent alors que la température de l'acier augmente après l'exposition au feu, du fait de la combustion du bois qui se poursuit lors de la phase de refroidissement. Si l'acier ne dépasse pas les 200°C dans le cas de la poutre n°1 (figure I.38), elle dépasse en revanche la limite de 450°C choisie par Uesugi et al. dans le cas de la poutre n°2 (figure I.39). Ce résultat semble alors montrer que les configurations creuses sont moins efficaces que les configurations pleines, et que la quantité de combustible mise en jeu constitue un paramètre moins important que la possibilité de voir se mettre en œuvre une ventilation favorable à la combustion du fait de la géométrie de la section. Uesugi et al. ont du mal à mesurer la température à l'intérieur du bois et soupçonnent le dispositif de mesure de rendre compte d'un échauffement prématuré (figure I.38). Il n'est donc pas possible de tirer d'enseignement clair à ce sujet. En revanche ils remarquent que la température au droit des joints à feuillure augmente très rapidement (figure I.39). Ils supposent alors que le retrait du bois provoque une ouverture des joints qui favorise localement sa combustion. Enfin, ils expliquent que la couche de bois carbonisée joue un rôle prépondérant dans l'action isolante de la protection testée, et ils évoquent le fait que l'eau contenue dans le bois a un impact bénéfique sur la température de l'acier en se condensant sur ce dernier. En effet, la figure I.39 montre des courbes de température présentant un plateau à 100°C qui révèle cette action de l'humidité contenue dans le bois.

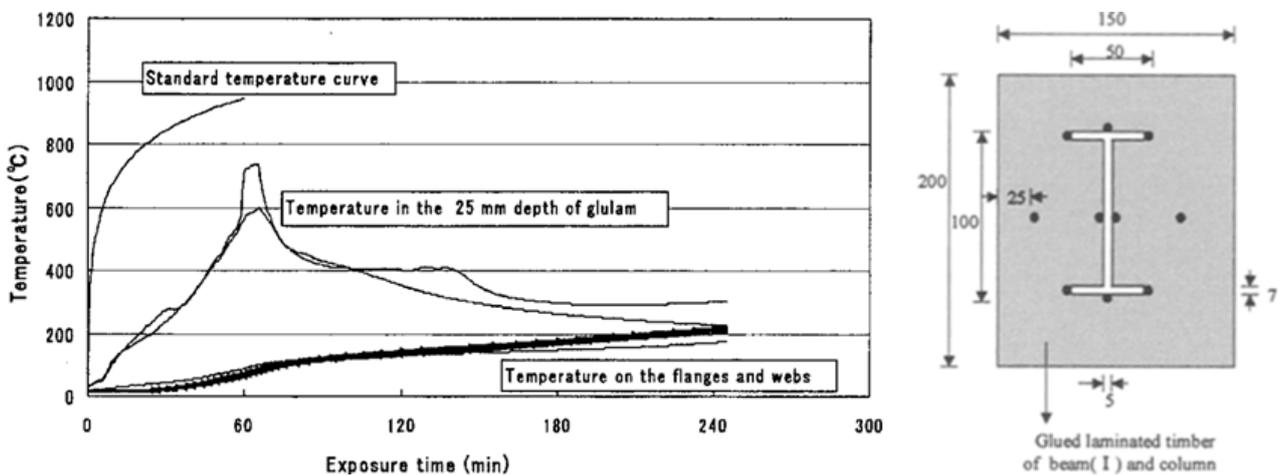


FIGURE I.38 – Résultats obtenus par Uesugi et al. pour une configuration acier-bois pleine [27].

Masuda et al. [28] reproduit ce type d'essai mais en considérant une poutre chargée mécaniquement. Ils testent un profilé en H de dimension 400 x 200 x 8/13 mm encoffré par des éléments en bois d'épaisseur 60 mm et dont l'espace inter-semelle est comblé par du bois lamellé-collé (douglas). La poutre mixte ainsi constituée mesure 6 m de long, elle est sollicitée en flexion quatre points et exposée au feu sur trois de ses faces (latérales et inférieure), selon un échauffement ISO 834 qui dure une heure. La poutre est ensuite

laissée à refroidir pendant 3 heures tandis que le chargement mécanique est maintenu. La charge appliquée est de 203 kN, la température maximum mesurée dans le profilé est de 116°C (figure I.40), et la flèche mesurée ne dépasse pas 7,4 mm. Ils prouvent ainsi que des profilés laminés à chaud protégés par du bois peuvent présenter une résistance au feu R60.

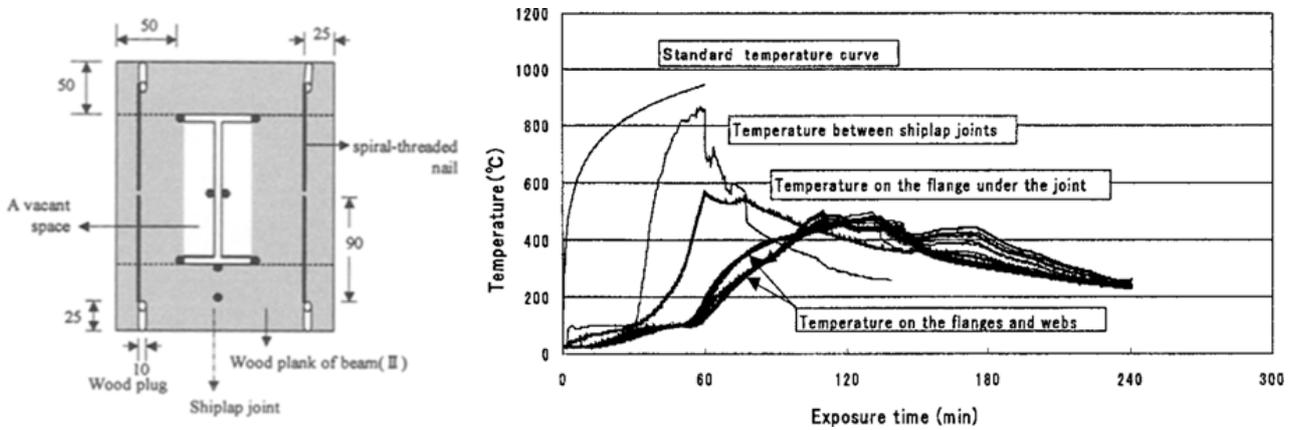


FIGURE I.39 – Résultats obtenus par Uesugi et al. pour une configuration acier-bois creuse [27].

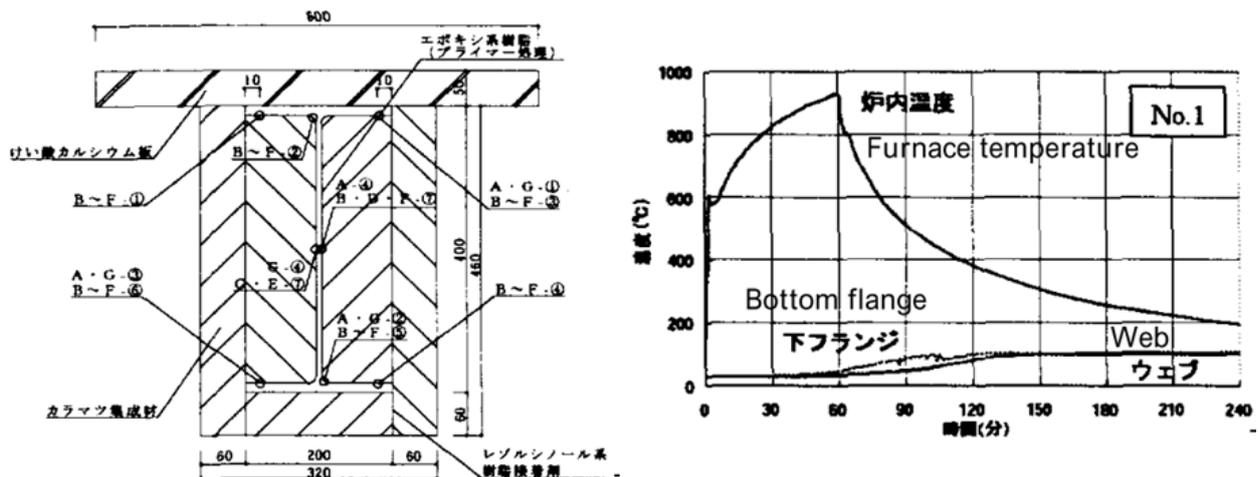


FIGURE I.40 – Essai au feu sur une poutre acier-bois réalisé par Masuda et al. [28].

Shiraiwa et al. [29] adoptent les mêmes types de configuration et de protocole pour tester des poteaux exposés au feu sur leurs quatre faces. Le poteau A mesure 1000 mm, il est constitué d'un profilé de dimensions 300 x 300 x 10/15 mm, et n'est pas chargé. Le poteau B mesure 3000 mm, est sollicité en compression simple par une charge d'environ 1200 kN, et comporte un profilé de dimensions 250 x 250 x 9/14. La température maximum mesurée dans le profilé du poteau A atteint 130°C contre 162°C pour le poteau B. À la fin de l'essai, Shiraiwa et al. constatent que la combustion s'est arrêtée d'elle-même et qu'il reste une couche de bois recouvrant l'acier, mais une petite partie de ce dernier est mise à nu du fait de la combustion plus rapide du bois dans les coins. Néanmoins, ce phénomène n'a pas contribué à augmenter significativement la température de l'acier lors de ces essais. On remarque que la section résiduelle de bois n'a pas la même allure pour le poteau A et le poteau B (figure I.41).

Sakamoto et al. [193] font le bilan de ces essais au feu et indiquent que les configurations testées, qui présentent des épaisseurs de bois d'au moins 60 mm, ont une résistance au feu garantie d'une heure. Ils soulignent le fait que les poutres et poteaux testés présentent un comportement « autoextinguible » [193, 194], « sans risque de ré-ignition ou de progression de la carbonisation » [193]. En effet, on constate qu'à l'issue

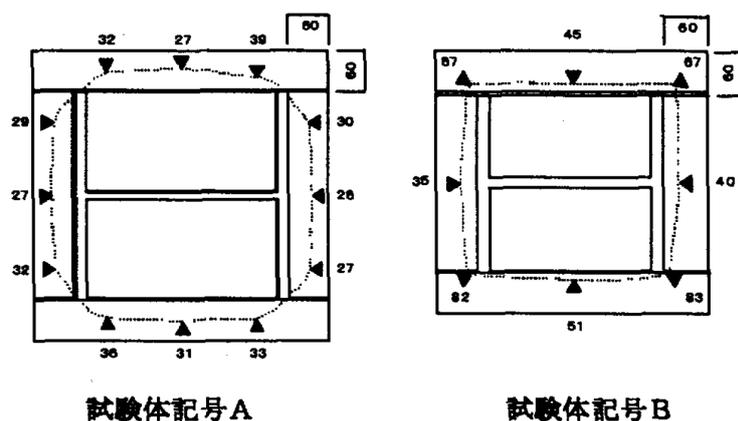


FIGURE I.41 – Sections résiduelles de poteaux acier-bois testés au feu par Shiraiwa et al. [29].

de l'exposition au feu, la température de l'acier ne remonte pas, et reste aux alentours de 100°C pendant plusieurs heures (figure I.40). Cela suggère que la combustion du bois est arrêtée ou trop faible pour induire une augmentation de la température de l'acier. Par ailleurs, les éléments testés se révèlent capables de supporter les charges appliquées pendant et après l'exposition au feu.

Jang et al. [199] étudient la résistance au feu de poteaux de 3,5 m de hauteur, similaires à ceux testés par Shiraiwa et al., mais qui ne sont pas chargés mécaniquement. Ils testent également une configuration similaire à celles testées par Twilt et Witteveen, sauf que le caisson en bois est doublé d'une couche interne incombustible constituée de plaques de plâtre de 15 mm d'épaisseur. Dans les deux cas, les planches exposées au feu sont composées de bois lamellé-collé (mélèze) présentant une épaisseur de 60 mm, et les différents composants - bois acier et plâtre - sont connectés par une résine résorcinol formaldéhyde qui est résistante au feu. Au bout d'une heure d'exposition au feu ISO 834, le profilé métallique au sein de la configuration creuse comportant du plâtre atteint 172°C au maximum, tandis qu'il ne dépasse pas les 51°C pour la configuration pleine comportant uniquement du bois. Dans les deux cas, les températures mesurées ne sont pas de nature à compromettre la stabilité structurale de l'acier ainsi protégé, et la résistance au feu R60 est effectivement confirmée, mais on constate que les configurations pleines sont potentiellement plus performantes, et ce en dépit de l'utilisation de plâtre pour la protection en forme de caisson. Ce constat, bien qu'insuffisamment consolidé, semble alors remettre en cause la démarche adoptée par Twilt et Witteveen qui consiste à mettre en œuvre le moins de bois possible pour limiter la charge calorifique des locaux comportant les poteaux mixtes acier-bois proposés. Enfin Jang et al. soulignent que le bois et le plâtre agissent non seulement comme des éléments isolants, mais que l'humidité qu'il contiennent agit activement sur la température du profilé métallique.

Enfin, Riola Parada et al. [30] testent des profilés formés à froid enchâssés entre deux poutres en bois lamellé-collé (GL24) et associés à une table de compression en béton armé. L'épaisseur de bois recouvrant le profilé métallique vaut alors au minimum 50 mm, et les deux éprouvettes ainsi constituées sont soumises au feu normalisé (ISO 834) pendant 90 min sans chargement mécanique. Cette durée d'exposition est plus importante que celle qui est considérée dans les études réalisées jusqu'ici, alors que l'épaisseur de bois de protection est comparable. Cela permet d'explorer plus finement les limites d'une telle configuration. En effet, Riola Parada et al. mesurent des températures de l'ordre de 500°C dans l'acier après 83 min d'exposition au feu normalisé (figure I.42). Les auteurs considèrent que cette température est significative dans la mesure où elle implique une division par deux des capacités mécaniques de l'acier.

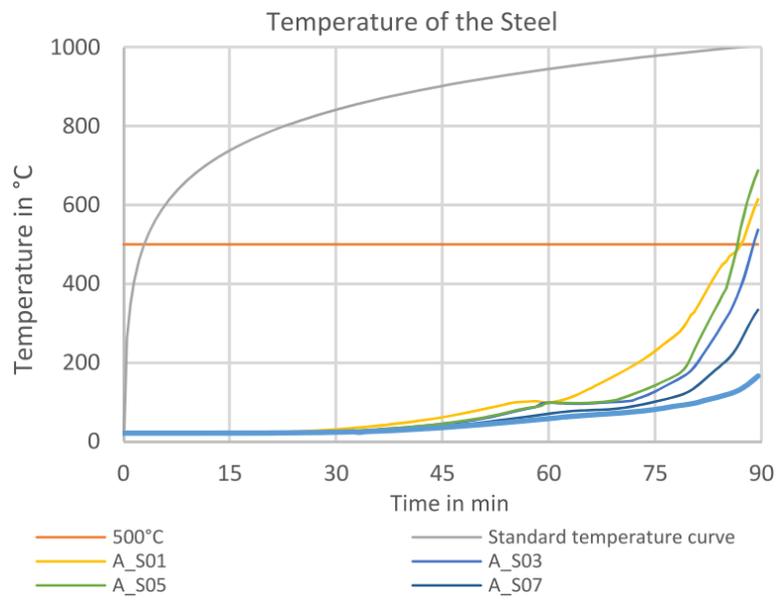


FIGURE I.42 – *Température d'un profilé métallique protégé par 50 mm de bois lamellé-collé [30].*

# CHAPITRE I.IV

## BILAN SUR LA REVUE DE LITTÉRATURE

---

La revue de littérature réalisée permet de comprendre la nature des matériaux bois et acier, d'abord à travers des généralités, puis en portant le focus sur le comportement mécanique en situation normale et en situation d'incendie. À ce titre, on a procédé à une description des propriétés thermiques et mécaniques des matériaux, et même hygroscopiques en ce qui concerne le bois. Dans tous les cas, on attache une importance particulière aux considérations associées à la simulation numérique, dans la perspective de pouvoir utiliser ces informations pour nos propres travaux.

En ce qui concerne l'acier, outre une description du comportement mécanique, on pointe l'effet des contraintes résiduelles sur le comportement des profilés laminés à chauds sollicités en flexion. On explique ensuite en quoi consiste la situation d'incendie, avant de montrer que le taux de chargement qu'elle implique peut varier de manière importante. Toutefois, on note qu'il est la plupart du temps inférieur à 0,5 et que la prise en compte des propriétés réelles du matériau, plutôt que les valeurs de calcul, peut faire en sorte qu'il soit encore plus bas. Enfin, on présente des modèles analytiques d'échauffement et de calcul de la résistance au feu, avant d'aborder des points importants en matière de simulation numérique, en particulier la dilatation thermique et l'implémentation de la loi de comportement à travers des facteurs de réduction des propriétés mécaniques.

Le développement réalisé pour le bois est plus important car il s'agit d'un matériau plus complexe, notamment en raison de son anisotropie et de son hétérogénéité. Par ailleurs, on expose en détail le processus de combustion du bois, ce qui permet de mieux appréhender l'évolution de ses propriétés thermiques aux températures élevées, mais aussi certains aspects de la simulation numérique, ainsi que les notions de transfert de masse et de dégradation mécanique développées par la suite. On pointe alors le fait que les transferts hydriques peuvent jouer un rôle actif dans la réduction de l'échauffement d'un composant métallique enchâssé dans une pièce de bois, elle-même exposée au feu.

La revue de littérature permet de montrer qu'il existe une grande variété de solutions techniques en matière de mixité acier-bois. Après un aperçu global, on dégage des configurations de poutres qui présentent a priori un fort potentiel en situation normale et en situation d'incendie. On choisit alors de s'intéresser à des profilés en acier laminés à chaud enchâssés dans des poutres en bois qui forment une protection contre le feu. On montre en particulier que des durées de résistance au feu supérieures à une heure peuvent ainsi être atteintes.

Sur le plan mécanique, on reprend à notre compte la distinction entre « poutre composite » et « poutre hybride », la première bénéficiant d'un effet composite du fait de la transmission du cisaillement horizontal entre l'acier et le bois, et la deuxième consistant à superposer les capacités des composants de la poutre mixte, sans gain de raideur ou de résistance du fait de leur association. Les résultats présentés montrent qu'il est difficile de générer un effet composite pour une section mixte bi-symétrique, et que la recherche du raidissement de la connexion acier-bois par des moyens mécaniques a plutôt tendance à fragiliser les composants en bois qui constituent la poutre mixte. En revanche, il apparaît que l'insertion de poutres en bois entre les semelles d'un profilé métallique permet de constituer une poutre très peu sensible au déversement et potentiellement très résistante.

Dans les parties suivantes, on cherche à contribuer à la compréhension du comportement de ces poutres mixtes, notamment en réalisant des essais au feu avec chargement jusqu'à la ruine, ce qui n'a pas été réalisé jusqu'ici. Des essais mécaniques à froid et des essais au feu sans chargement sont aussi réalisés pour compléter l'analyse. Enfin, on propose de conjuguer l'approche expérimentale à la simulation numérique, ce qui constitue un apport nouveau pour ce type de poutres mixtes.

L'analyse est décomposée comme suit : comportement mécanique, comportement thermique, comportement thermomécanique. On commence naturellement par s'intéresser au comportement à froid.

**PARTIE II :**  
**ANALYSE DU COMPORTEMENT MÉCANIQUE**  
**DES POUTRES MIXTES ACIER-BOIS**

# CHAPITRE II.1

## APPROCHE ANALYTIQUE

On cherche d'abord à appréhender le comportement mécanique des poutres mixtes étudiées à travers une démarche analytique pour en comprendre les mécanismes de base. On propose, dans un premier temps, de considérer la méthode gamma qui est classiquement utilisée pour le dimensionnement des poutres composées en bois (figure II.1) ou des planchers mixtes bois-béton [221, 31].

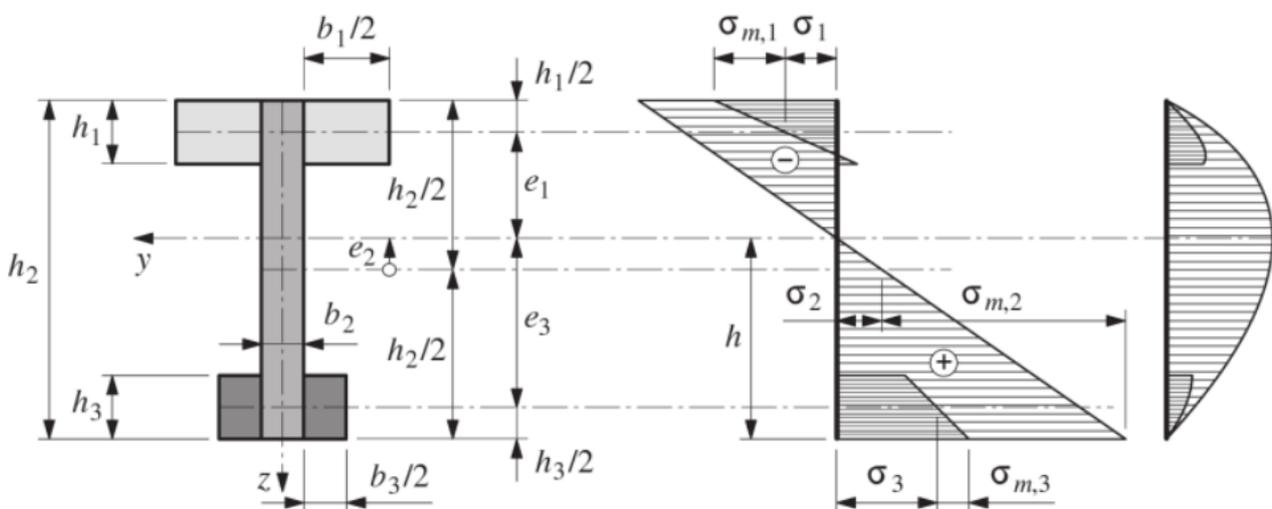


FIGURE II.1 – Contraintes normales  $\sigma$  et flux de cisaillement pour une section composée de trois éléments [31].

### II.1.1 Présentation de la méthode gamma

Cette méthode consiste à transformer la section mixte en section homogène équivalente au moyen d'un coefficient d'équivalence portant sur les propriétés des matériaux en présence, et en considérant aussi un facteur de glissement qui permet de prendre en compte la semi-rigidité de la liaison entre les composants de la section.

Le coefficient d'équivalence  $n$  correspond au rapport des modules d'élasticité des deux matériaux  $E_a$  et  $E_b$ , respectivement pour l'acier et le bois. Si le matériau bois est pris pour référence alors le coefficient d'équivalence est formulé comme suit (équation II.1).

$$n = \frac{E_a}{E_b} \quad (\text{II.1})$$

Le facteur de glissement  $\gamma$  est une grandeur sans dimension qui représente le degré de rigidité de la liaison entre le bois et l'acier. Si l'acier et le bois sont connectés au moyen d'organes d'assemblage de type tige, alors  $\gamma$  peut être exprimé comme suit (équation II.2) :

$$\gamma = \frac{1}{1 + \frac{\pi^2}{L^2} \cdot \frac{E_b \cdot A_b}{k}} \quad (\text{II.2})$$

Où :

$E_b$  est le module d'élasticité du bois;

$A_b$  est l'aire de la section des composants en bois;

$L$  est la portée de la poutre mixte;

$k$  est le module de glissement (ou de rigidité) de la connexion acier bois [N.mm<sup>-2</sup>].

Le module de glissement  $k$  peut être évalué au moyen de formules semi-empiriques que l'on peut par exemple trouver dans l'EN 1995-1-1 [221]. Il est exprimé comme le quotient de la déformation spécifique  $K$  et de l'espacement moyen  $s$  en millimètres entre les connecteurs :  $k = K/s$  [31].  $K$  dépend de la masse volumique moyenne  $\rho_m$  du bois considéré, du diamètre  $d$  de l'organe d'assemblage et de la nature des éléments que l'on connecte. Par exemple, dans le cas d'un assemblage acier-bois par boulonnage, l'EN1995-1-1 propose de retenir  $K_{ser}$ , pour les états limites de service, et  $K_u$ , pour les états limites ultimes, exprimés comme suit (équation II.3).

$$K_{ser} = 2,0 \times \frac{\rho_m^{1,5} d}{23} \quad K_u = \frac{2}{3} K_{ser} \quad (\text{II.3})$$

Une fois que le coefficient d'équivalence  $n$  et le facteur de glissement  $\gamma$  sont établis, il est possible de calculer les propriétés équivalentes de la section mixte.

La méthode gamma résulte de « l'intégration des équations différentielles relatives à l'équilibre » [31], elle est développée sur la base des hypothèses listées ci-après.

- « Le système statique correspond à une poutre simple sur deux appuis. » [31].
- « La loi de comportement des éléments est élastique linéaire pour chaque composant ainsi que pour les moyens d'assemblage mécaniques (connecteurs). » [31].
- « La loi de conservation des sections planes ou loi de Bernoulli – les sections droites initialement planes et perpendiculaires à l'axe le restent dans la configuration déformée – est valable pour chaque élément constituant la section composée. Par contre, pour la section composée complète, la théorie des poutres n'est pas applicable en raison des glissements des assemblages. » [31].
- « La déformation due à l'effort tranchant est négligeable. » [31].
- « Le module de glissement de la connexion  $k$  (rigidité) est constant le long de la poutre [...]; par conséquent la liaison est supposée continue, la section et la rigidité des connecteurs métalliques à l'interface étant constantes sur la longueur de l'élément. » [31].
- La méthode gamma est développée en considérant une distribution sinusoïdale des charges transversales. Si elle se révèle adaptée pour des systèmes sollicités par des charges linéiques, il faut en revanche faire preuve de prudence lorsque l'on considère des charges ponctuelles.

**Aire effective.** Puisqu'il a été choisi d'aborder la mixité par une section homogénéisée en bois, le coefficient d'équivalence  $n$  doit s'appliquer aux grandeurs relatives à l'acier. De la même manière, comme il est considéré que c'est le bois qui glisse sur l'acier, le facteur de glissement  $\gamma$  doit s'appliquer aux grandeurs relatives au bois. L'aire effective de la section mixte est donc exprimée comme suit (équation II.4) [31].

$$A_{eff} = nA_a + \gamma A_b \quad (\text{II.4})$$

**Centre de gravité effectif.** Le centre de gravité  $z_{g,eff}$  de la section mixte correspond à son axe neutre élastique. Il se calcule en faisant la moyenne des centres de gravité des différents éléments en bois et en acier qui constituent la poutre, pondérés par l'aire de ces éléments. Ce calcul doit également prendre en compte

le coefficient d'équivalence  $n$  et le facteur de glissement  $\gamma$ , qui s'appliquent respectivement aux grandeurs relatives à l'acier et au bois. Il est exprimé comme suit (équation II.5) [31].

$$z_{g,eff} = \frac{nA_a z_{g,a} + \gamma A_b z_{g,b}}{A_{eff}} \quad (\text{II.5})$$

On précise que l'on choisit par la suite de repérer le centre de gravité par rapport à la fibre supérieure de la poutre mixte.

**Moment quadratique effectif.** Le moment quadratique de la section mixte est calculé à partir des inerties des sections de bois et d'acier, ramenées au centre de gravité effectif de la section mixte par le théorème de Huygens. Il est donc nécessaire de connaître les excentrement  $e_a$  et  $e_b$  entre les centres de gravité des composants de la poutre mixte et le centre de gravité effectif  $z_{g,eff}$ .

L'excentrement entre le centre de gravité de la section constituée de bois et celui de la section mixte s'exprime de la manière suivante (équation II.6) :

$$e_b = |z_{g,b} - z_{g,eff}| \quad (\text{II.6})$$

De même, l'excentrement entre le centre de gravité de la section constituée d'acier et celui de la section mixte s'exprime de la manière suivante (équation II.7) :

$$e_a = |z_{g,a} - z_{g,eff}| \quad (\text{II.7})$$

Là encore, il est nécessaire de prendre en compte le coefficient d'équivalence  $n$  pour l'acier et le facteur de glissement  $\gamma$  pour le bois. Le moment quadratique effectif de la section mixte peut alors être exprimé comme suit (équation II.8) [31] :

$$I_{eff} = nI_a + I_b + nA_a e_a^2 + \gamma A_b e_b^2 \quad (\text{II.8})$$

**Rigidité effective.** Une manière de définir la rigidité effective  $B_{eff}$  de la section mixte consiste à dire qu'elle correspond à la somme des rigidités  $B_a$  et  $B_b$  de ses composants en acier et en bois, à laquelle on ajoute la rigidité  $B_s$  apportée par la liaison (équation II.9) :

$$B_{eff} = B_a + B_b + B_s \quad (\text{II.9})$$

Les rigidités des composants en acier d'une part, et en bois d'autre part, sont exprimées comme suit (équation II.10) :

$$B_a = E_a I_a \quad B_b = E_b I_b \quad (\text{II.10})$$

La rigidité de la liaison correspond au module de Steiner  $B_s$ , intégrant le facteur de glissement  $\gamma$  [31]. Il est fonction du bras de levier interne  $e_a + e_b$  entre les différents éléments constitutifs de la poutre mixte. Il s'exprime comme suit (équation II.11) [31] :

$$B_s = \frac{E_a A_a \gamma E_b A_b}{E_a A_a + \gamma E_b A_b} (e_a + e_b)^2 \quad (\text{II.11})$$

On note que si les axes neutres du bois et de l'acier sont confondus, alors les excentrement  $e_a$  et  $e_b$  sont nuls, et par conséquent  $B_s$  aussi. Pour ces configurations présentant une symétrie par rapport à l'axe de flexion, la valeur du facteur de glissement  $\gamma$  n'a alors en théorie plus aucune importance. On en revient alors au fonctionnement d'une poutre « hybride », tel que définie par Riola Parada [23], dont le comportement mécanique se caractérise par la superposition des réactions de ses composants (figure II.2). Ces derniers se partagent alors le chargement en fonction de leur raideur relative.

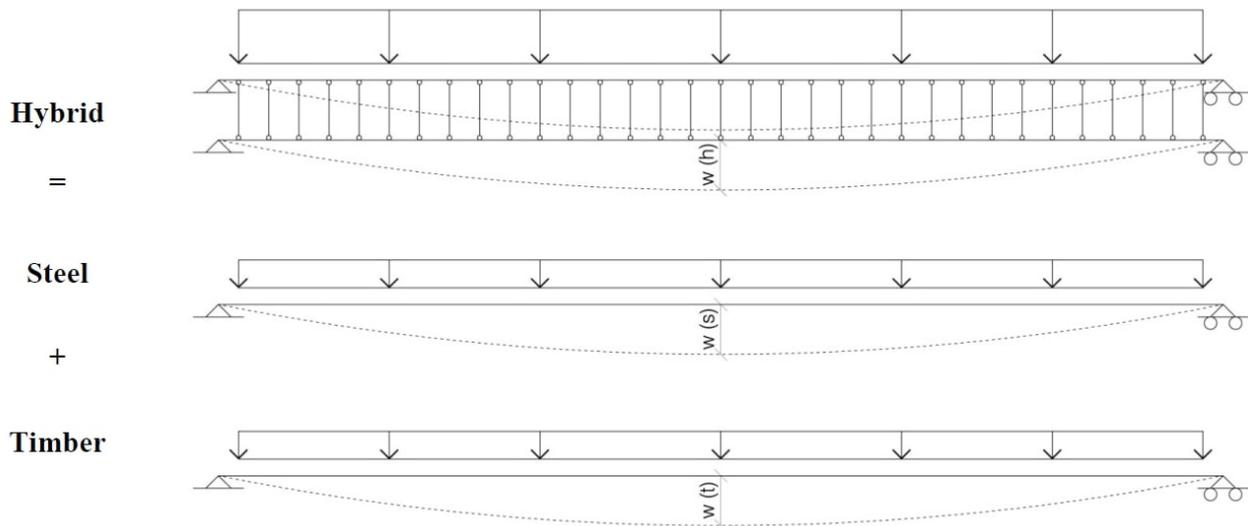


FIGURE II.2 – Comportement théorique d'une poutre hybride sans transmission du cisaillement horizontal [23].

## II.1.2 Application du modèle sur les poutres testées par Jurkiewicz et al.

On propose d'appliquer la méthode gamma en considérant des essais mécaniques réalisés par Jurkiewicz et al. [33, 207, 219]. On cherche ainsi à établir si le modèle analytique proposé parvient à rendre compte du comportement des poutres mixtes dans le domaine élastique-linéaire. On souhaite également se rendre compte de la répartition des charges entre les différents composants des poutres mixtes étudiées. Les poutres testées par Jurkiewicz et al. sont fabriquées à partir de profilés IPE 160 de nuance S275 auxquels sont associées des pièces de bois massif taillées sur mesure (figure II.3 et figure II.6). La nature et la classe de résistance du bois utilisé ne sont cependant pas connues avec précision. Pour les besoins du calcul, on considère dans un premier temps que le bois utilisé est équivalent à un C24 [222]. Le bois et l'acier sont connectés par un nombre variable de boulons traversant l'âme du profilé et de vis traversant les semelles. Les différents essais réalisés ne permettent pas de mettre en évidence une influence du nombre de connecteurs utilisés sur la raideur des poutres mixtes [33]. Ces dernières présentent une portée de 3,0 mètres et sont sollicitées en flexion trois points. Contrairement aux essais que l'on a réalisés, le dispositif ne prévoit pas de maintien latéral des poutres pour empêcher le déversement.

### A - Configurations bisymétriques

On commence par s'intéresser à des configurations bisymétriques en I, correspondant à des profilés standards IPE 160 dans lesquels sont emboîtées deux poutres en bois qui viennent ainsi se plaquer de part et d'autre de l'âme et occuper le vide situé entre les semelles du profilé (figure II.3). On a vu à l'équation II.11

que ce type de configuration constitue un cas particulier dans la mesure où les axes neutres élastiques des composants en bois et en acier sont confondus. Dès lors, la rigidité de la liaison acier-bois n'a en théorie aucun impact sur le comportement de la poutre mixte.

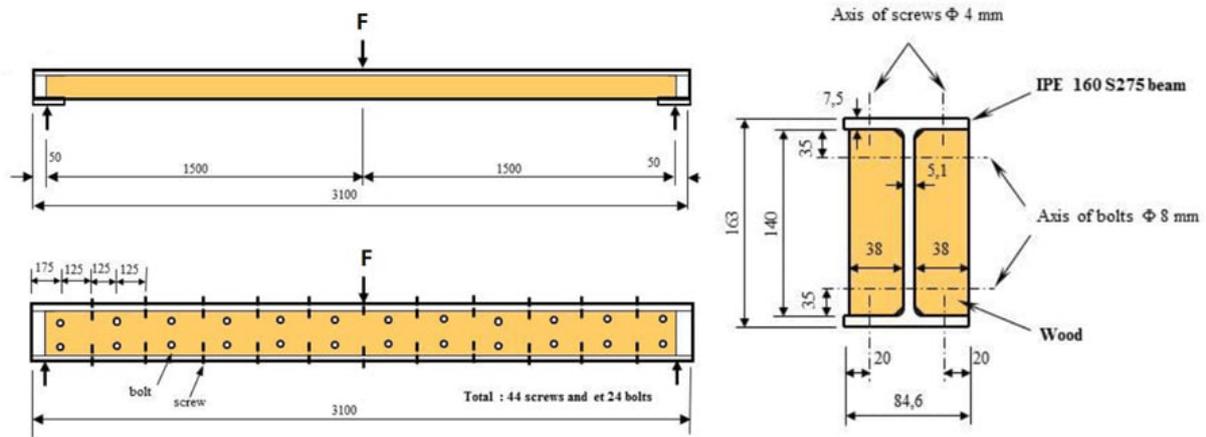


FIGURE II.3 – Poutre mixte bisymétrique testée par Jurkiewicz et al. [32].

Les valeurs utilisées pour le calcul de la rigidité effective de la poutre mixte sont données au tableau II.1, tandis que les résultats obtenus sont donnés au tableau II.2. On note que le bois participe très peu à la reprise des efforts, à cause de sa faible rigidité, et que c'est l'acier qui gouverne essentiellement le comportement de la poutre mixte en flexion. Les résultats obtenus par le calcul corroborent les résultats expérimentaux établis par Jurkiewicz et al., aussi bien qualitativement que quantitativement.

TABLEAU II.1 – Propriétés des composants d'une poutre bisymétrique testée par Jurkiewicz et al.

Grandeur	Valeur
Module d'élasticité de l'acier $E_a$ [MPa]	210 000
Module d'élasticité du bois $E_b$ [MPa]	11 000
Moment quadratique du profilé $I_a$ [cm <sup>4</sup> ]	807,43
Moment quadratique des poutres en bois $I_b$ [cm <sup>4</sup> ]	1737,86

TABLEAU II.2 – Raideurs en flexion calculées pour une poutre bisymétrique testée par Jurkiewicz et al.

Composant	Raideur absolue [kN.m <sup>2</sup> ]	Raideur relative [%]
Poutre mixte ( $B_{eff}$ )	1886,77	100,0
Profilé métallique ( $B_a$ )	1695,61	89,9
Poutres en bois ( $B_b$ )	191,17	10,1
Connexion ( $B_s$ )	0,00	0,0

Pour la poutre étudiée, la connexion entre l'acier et le bois ne permet pas d'obtenir de gain de rigidité car les axes neutres du bois et de l'acier sont confondus. De plus, la raideur apportée par le bois est relativement faible comparée à celle du profilé métallique. Si l'on souhaite obtenir un comportement pour lequel les charges sont réparties sur le bois et l'acier de manière plus équitable, alors on peut d'abord envisager d'augmenter l'épaisseur des composants en bois. La figure II.4, présente un test de sensibilité qui explore cette option. Elle permet de constater qu'il serait nécessaire d'augmenter cette épaisseur de manière très

importante, de telle sorte que la poutre serait alors plus large que haute. Un moyen plus efficace d'arriver au même résultat consiste à réduire l'épaisseur des semelles du profilé (figure II.5), ou bien leur largeur, et potentiellement la réduire à zéro pour obtenir une fitch-beam.

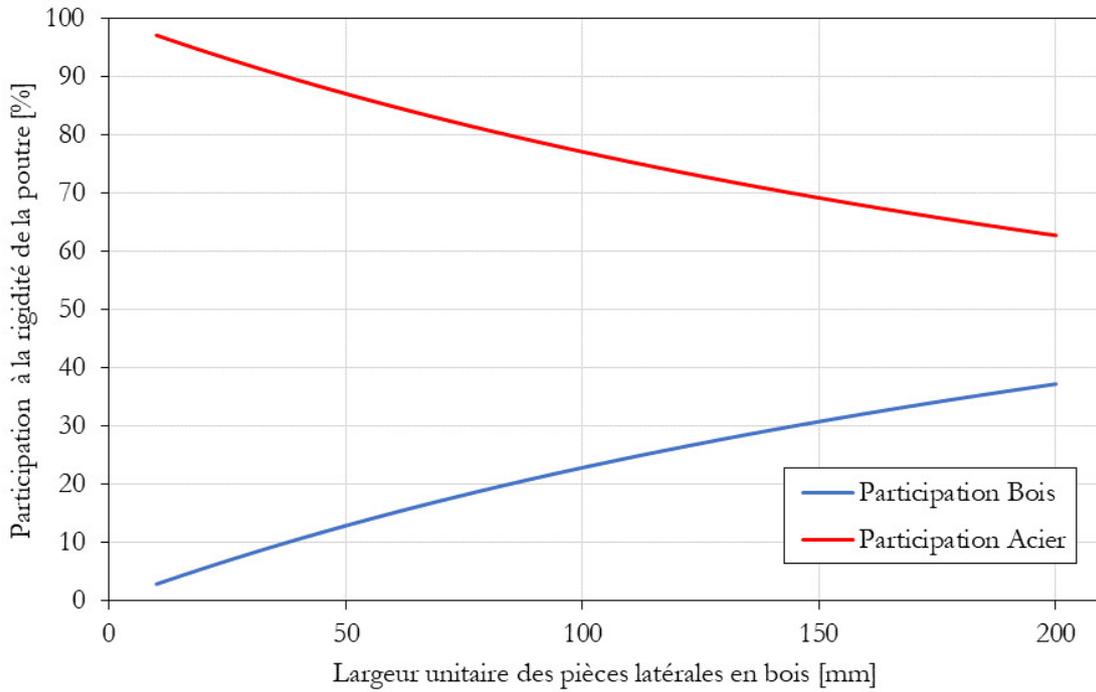


FIGURE II.4 – Poutre bisymétrique testée par Jurkiewicz et al. (IPE 160) - effet de la variation d'épaisseur des composants en bois sur la répartition du chargement.

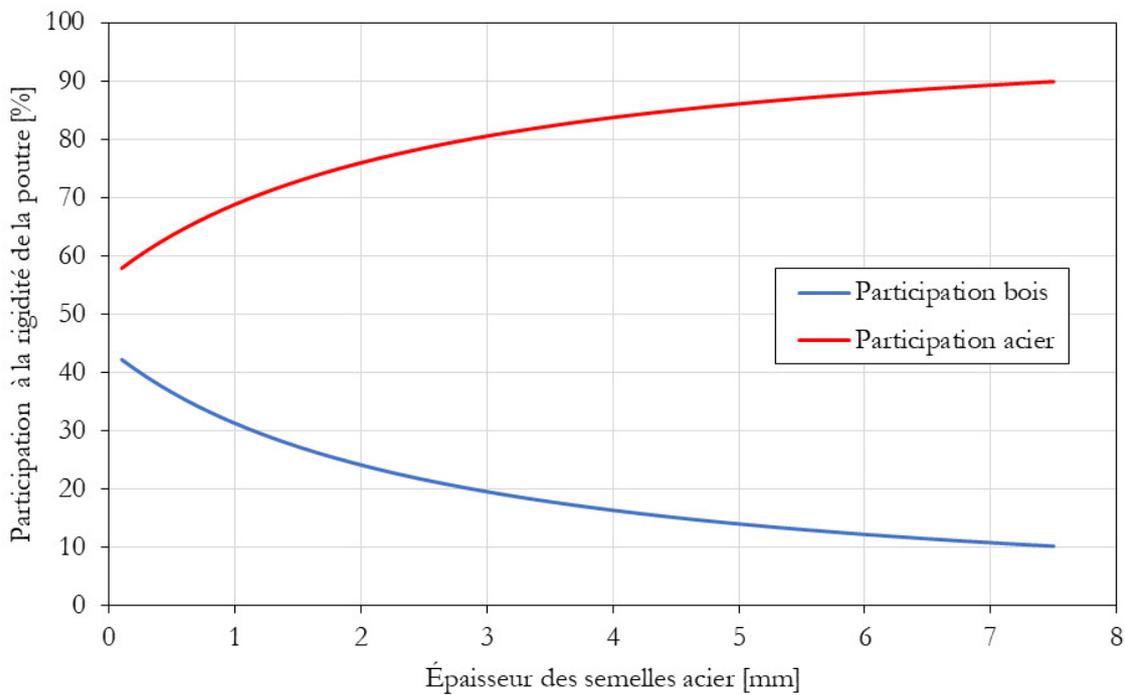


FIGURE II.5 – Poutre bisymétrique testée par Jurkiewicz et al. (IPE 160) - effet de la variation d'épaisseur des semelles du profilé sur la répartition du chargement.

## B - Configurations non-bisymétriques

On propose de reproduire l'analyse pour une configuration non-bisymétrique composée d'un IPE 160 dont on a scié la semelle inférieure et sur lequel sont boulonnés et vissés deux madriers en bois (figure II.6). Ce type de poutre est a priori plus intéressant dans la mesure où les axes neutres de l'acier et du bois ne sont pas confondus. Le cisaillement horizontal des organes d'assemblage est tel que l'on s'attend à observer un effet composite et donc des gains de rigidité apportés par cette connexion. À ce titre, il convient de préciser que les boulons utilisés présentent un diamètre de 8 mm et un espacement moyen de 62,5 mm.

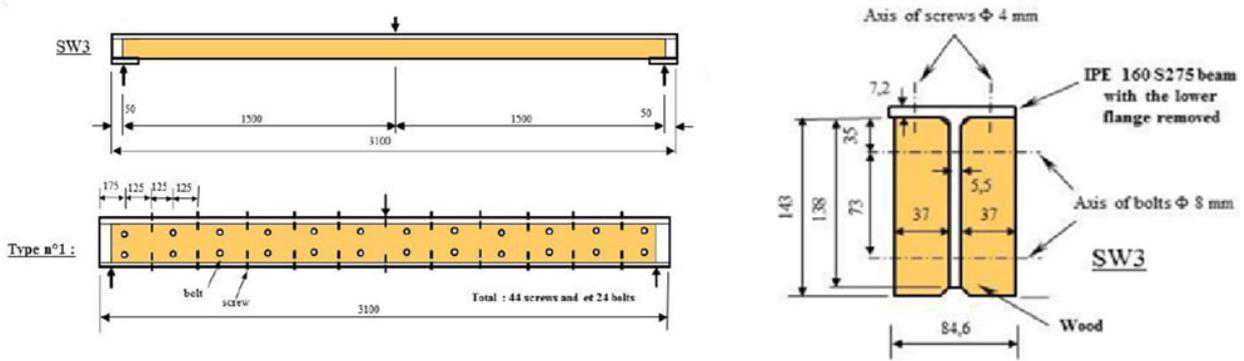


FIGURE II.6 – Poutre mixte non-bisymétrique (en T) testée par Jurkiewicz et al. [33].

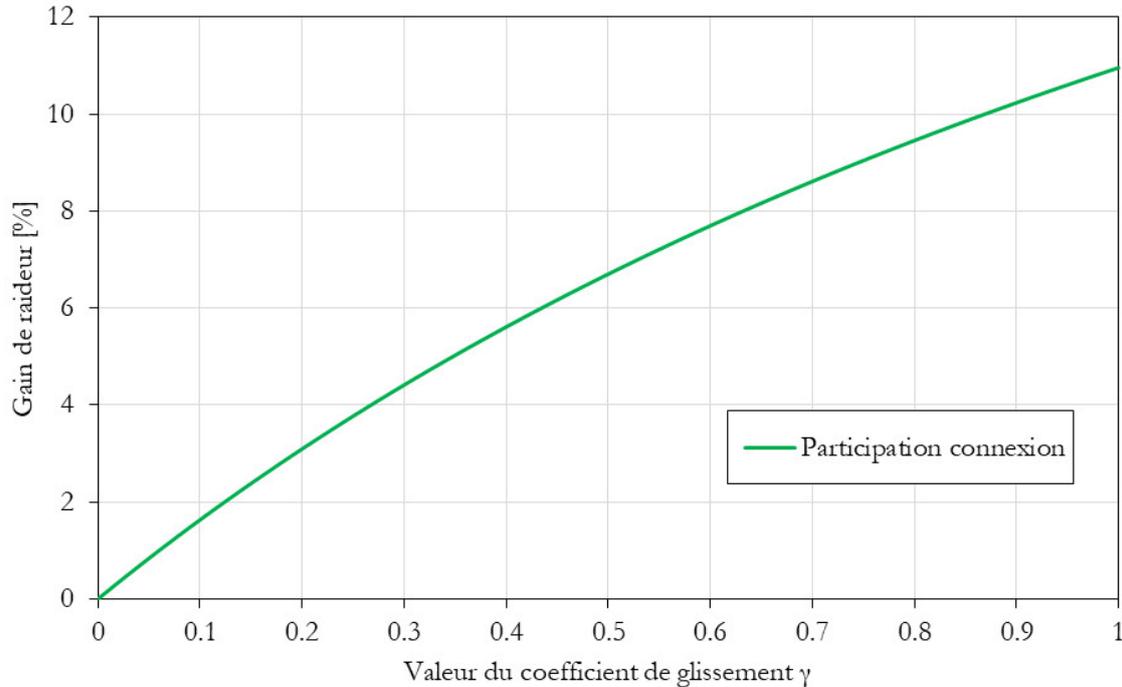
Les valeurs des principaux paramètres du modèle analytique sont données au tableau II.3, et on fait apparaître les résultats obtenus au tableau II.4. On note d'abord que la répartition des charges entre l'acier et le bois peut être vue comme plus intéressante que celle que l'on obtient pour une section bisymétrique (tableau II.2). Par ailleurs, cette répartition correspond bien aux résultats expérimentaux présentés par Jurkiewicz et al. [32]. Enfin, on note que la connexion acier-bois permet d'obtenir un comportement composite en augmentant la raideur de la poutre d'environ 6%. On pourrait envisager d'augmenter ce gain en rigidifiant la connexion, par collage ou ajout d'autres connecteurs, ce qui revient à augmenter le facteur de glissement  $\gamma$  comme le montre la figure II.7. Ce gain est cependant limité, bien que l'on puisse également l'accroître en augmentant l'excentrement des composants par rapport au centre de gravité effectif. Il convient néanmoins de s'assurer que ces modifications n'entraînent pas la rupture du bois car on a vu dans la revue de littérature que ce type de configuration est très sensible aux concentrations de contraintes qui se manifestent au droit des organes d'assemblage [154, 22, 32]. La recherche d'un gain de raideur important peut alors favoriser la rupture prématurée du bois composant la poutre mixte.

TABLEAU II.3 – Propriétés des composants d'une poutre non-bisymétrique testée par Jurkiewicz et al.

Grandeur	Valeur
Module d'élasticité de l'acier $E_a$ [MPa]	210 000
Module d'élasticité du bois $E_b$ [MPa]	11 000
Moment quadratique du profilé $I_a$ [cm <sup>4</sup> ]	299,99
Moment quadratique des poutres en bois $I_b$ [cm <sup>4</sup> ]	1803,26
Excentrement de l'acier $e_a$ [mm]	4,5
Excentrement du bois $e_b$ [mm]	3,5
Facteur de glissement $\gamma$ (ELS)	0,46

TABLEAU II.4 – Raideurs en flexion calculées pour une poutre non-bisymétrique testée par Jurkiewicz et al.

Composant	Raideur absolue [kN.m <sup>2</sup> ]	Raideur relative [%]
Poutre mixte ( $B_{eff}$ )	884,12	100,0
Profilé métallique ( $B_a$ )	629,99	71,3
Poutres en bois ( $B_b$ )	198,36	22,4
Connexion ( $B_s$ )	55,77	6,3

FIGURE II.7 – Poutre non-bisymétrique testée par Jurkiewicz et al. - effet de la variation du facteur de glissement  $\gamma$  sur le gain de raideur.

### C - Bilan sur la méthode gamma

On a vu que la méthode gamma peut être mobilisée pour calculer la répartition des charges au sein des poutres mixtes que l'on étudie. Elle permet de mettre en évidence le gain de raideur apporté par la connexion acier-bois dans le cas des sections non-bisymétriques, par exemple un profilé en « T » associé à deux poutres en bois latérales. En revanche, cet effet composite est théoriquement inexistant pour les poutres mixtes bisymétriques dont les composants partagent le même axe neutre. On peut utiliser cette méthode pour calculer les contraintes et déformations à l'intérieur de la poutre mixte mais on reste néanmoins limité au cas des déformations élastiques-linéaires. Le recours à une approche plus complexe est nécessaire pour décrire complètement le comportement mécanique des poutres mixtes, y compris lorsque l'acier commence à plastifier. Pour ce faire, on propose de recourir à des essais et à la simulation numérique.

# CHAPITRE II.II

## ESSAIS DE FLEXION À FROID

### II.II.1 Configurations testées

Des essais de flexion quatre points sont réalisés sur des poutres de longueur 4,6 m à l'Institut Pascal (plateforme MSGC) de Clermont-Ferrand. Ils permettent d'étudier le comportement mécanique de poutres mixtes acier-bois en considérant les configurations présentées à la figure II.8.

On teste d'abord les configurations mixtes, puis les composants qui les constituent, de façon à mettre en évidence la contribution mécanique de chacun d'entre eux, ainsi que leur collaboration mécanique. De plus, il est plus intéressant de tester exactement les mêmes configurations à froid et à chaud pour une analyse pertinente, c'est pourquoi le choix des configurations testées à froid intègre des considérations relatives à la situation d'incendie. Ainsi, on usine par exemple le bois de façon à recouvrir correctement les différentes parties du profilé, pour le protéger du feu complètement ou partiellement. On cherche par ailleurs à limiter le nombre de connecteurs ainsi que l'exposition de leur tête métallique car ils peuvent constituer un vecteur d'échauffement du profilé [117]. On revient plus en détail sur ces choix techniques dans les paragraphes suivants et dans la partie consacrée au comportement thermomécanique des configurations mixtes, mais on souligne ici qu'ils ont une incidence directe sur le comportement mécanique des poutres testées.

On en vient finalement à tester deux configurations mixtes (AB<sub>1</sub> et AB<sub>2</sub>), les deux configurations « bois seul » (B<sub>1</sub> et B<sub>2</sub>) qui leur sont associées, et la configuration « acier seul » (A) qui est commune aux deux configurations mixtes, puisque ces dernières sont fabriquées à partir des mêmes profilés métalliques. La figure II.8 fournit une représentation des sections droites des cinq configurations testées en donnant un aperçu de leurs dimensions. On précise que le bois lamellé-collé est signalé par des hachures irrégulières qui représentent, de manière schématique, l'orientation aléatoire des cernes de croissance du bois constituant les lamelles.

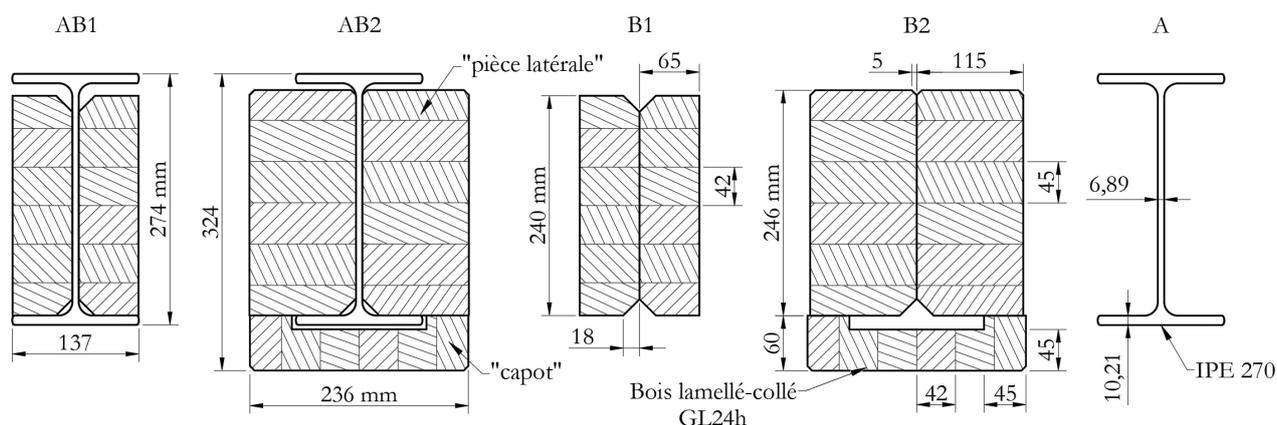


FIGURE II.8 – Configurations testées.

Les éléments en acier utilisés sont des profilés formés à chaud standards IPE 270, c'est-à-dire des poutrelles en I à ailes parallèles (profil européen), de hauteur nominale égale à 270 mm [223, 224]. La nuance d'acier utilisée pour la fabrication de ces profilés est classée S275, l'acier présente donc une limite d'élasticité

nominale de 275 MPa. D'autre part, le bois utilisé correspond à une essence résineuse (épicéa) et présente une classe de résistance correspondant à un bois GL24h, c'est-à-dire un bois lamellé-collé présentant une résistance en flexion égale à 24 MPa. Il est dit « homogène », par opposition à « panaché », car il est constitué de lamelles appartenant toutes à la même classe de résistance. On note que l'épaisseur des lamelles de bois n'est pas la même pour tous les composants, puisque les pièces latérales de forte épaisseur constituant les configurations AB2 et B2 comportent des lamelles d'épaisseur 45 mm, contre 42 pour les autres composants. Les dimensions précises des sections de l'ensemble des composants sont mesurées au pied à coulisse (de précision supérieure ou égale à 0,02 mm), et sont reportées sous forme de valeurs moyennes dans les Tableaux II.5 à II.7, et à la figure II.9.

TABLEAU II.5 – Dimensions des profilés métalliques.

Libellé dimension	Dimension nominale [224] [mm]	Dimension moyenne mesurée [mm]	Nombre de mesures	Tolérance [225] [mm]
Hauteur totale ( $h$ )	270,0	273,78	21	-2,0 +4,0
Largeur des ailes ( $b$ )	135,0	136,99	38	-2,0 +4,0
Épaisseur des ailes ( $t_f$ )	10,2	10,21	94	-1,5 +2,5
Épaisseur de l'âme ( $t_w$ )	6,6	6,89	24	-0,7 +0,7
Rayon des congés de raccordement ( $r$ ) [226]	15,0			

TABLEAU II.6 – Configuration B1 et AB1 - dimensions des pièces latérales en bois.

Dimension	Dimension moyenne mesurée [mm]	Nombre de mesures
Hauteur ( $h$ )	239,65	22
Largeur ( $b$ )	65,04	9
Chanfreins 45° ( $c$ )	17,56	16

TABLEAU II.7 – Configuration B2 et AB2 - dimensions des pièces latérales en bois.

Dimension	Dimension moyenne mesurée [mm]	Nombre de mesures
Hauteur ( $h$ )	245,89	30
Largeur ( $b$ )	115,29	38
Grand chanfrein 45° ( $c_g$ )	18,42	12
Petit chanfrein 45° ( $c_g$ )	5,36	14

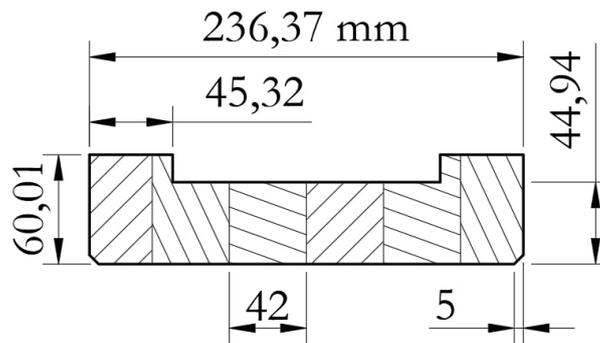


FIGURE II.9 – Configuration AB2 - dimensions de la pièce inférieure désignée sous le terme « capot ».

Outre ces caractéristiques globales, il convient de préciser la manière dont sont assemblées les poutres mixtes et d'expliquer les choix réalisés, ainsi que les termes adoptés pour les qualifier. On commence par une description globale des 2 configurations mixtes étudiées (AB1 et AB2 sur la figure II.8) pour ensuite développer certains détails particulièrement importants.

- La première configuration, AB1 (Acier-Bois n°1), est constituée d'un profilé en acier dont les volumes situés entre les semelles sont occupés par des poutres en bois lamellé-collé sciées sur mesure, avec des chanfreins faisant face aux congés de raccordement permettant d'assurer un bon contact de l'âme métallique avec le bois. On dénomme ce type de configuration en parlant de « profilés partiellement encapsulés », ou de « profilés partiellement protégés » si l'on considère la situation d'incendie.
- La deuxième configuration, AB2 (Acier-Bois n°2), comporte des poutres en bois plus larges, ainsi qu'une pièce conçue pour protéger la semelle inférieure en cas d'incendie que l'on nomme « capot ». Cette dernière est usinée de manière à protéger intégralement la semelle inférieure, c'est-à-dire à la fois sa face inférieure et ses extrémités. On désigne régulièrement cette configuration en la qualifiant de « complètement protégée ». On note que cette configuration ne constitue qu'une des nombreuses solutions envisageables pour protéger la semelle inférieure. Une des principales alternatives, au vu de la littérature consultée, consiste à usiner deux pièces de bois placées face à face, de façon à permettre d'y enchâsser un profilé métallique qui se retrouve alors complètement protégé. Ce sont finalement des contraintes de mises en œuvre rencontrées par les fournisseurs qui aboutissent au choix technique présenté à la figure II.8.

Un point commun aux deux configurations mixtes testées réside dans le fait que les faces supérieures des profilés ne sont pas recouvertes de bois. En effet, on considère que le plancher que soutiennent hypothétiquement les poutres mixtes assure une protection contre l'exposition au feu. C'est en particulier le cas au cours des essais thermomécaniques réalisés, qui rendent nécessaire la constitution d'un plancher isolant formant le couvercle du four d'essai, qu'il est plus simple de faire reposer directement sur la poutre testée. En outre, on souhaite appliquer les charges directement sur le profilé métallique, sans faire transiter les efforts à travers du bois sollicité en compression perpendiculaire aux fibres, dont l'écrasement complique l'analyse des résultats [22, 23].

En ce qui concerne les profilés métalliques, on note qu'ils sont recouverts d'une couche de peinture d'épaisseur inconnue mais jugée négligeable. D'autre part, on admet que la rectitude imparfaite des parois mesurées peut générer un biais lors de la mesure des dimensions de la section droite, ou participer à la variabilité des mesures. Néanmoins, on attribue l'essentiel des écarts entre les dimensions nominales et mesurées (tableau II.5) au mode de fabrication des profilés, le laminage à chaud, dont la précision de façonnage limitée implique de considérer une certaine tolérance quant aux dimensions des sections droites. Cet aspect n'est pas anodin dans la mesure où la variation d'une dimension de quelques millimètres - ici c'est en particulier

le cas concernant la hauteur des profilés (tableau II.5) – peut engendrer des difficultés lors de l'assemblage des différentes pièces. Il est ainsi extrêmement difficile d'assembler une poutre mixte parfaitement ajustée, surtout lorsque plusieurs fournisseurs sont impliqués, comme dans le cas présent. Mais en l'occurrence, ce genre de problématique est contourné en prévoyant des jeux d'assemblage qui prennent la forme d'un espace entre la semelle supérieure et la face supérieure des pièces latérales en bois, ainsi qu'un jeu entre le capot et la semelle inférieure pour la configuration AB<sub>2</sub> (figure II.8).

Par ailleurs le retrait et le gonflement du bois peuvent aussi constituer une problématique sérieuse lorsque la poutre mixte est soumise à des variations d'humidité dans l'air ambiant. Une confrontation à ces problématiques a notamment été vécue lors d'essais antérieurs portant sur des tronçons de poutres mixtes mesurant 1 mètre de longueur (essais thermiques). Ici, le problème se pose d'autant plus que la longueur des poutres est de 4,6 mètres, dès lors, la moindre irrégularité géométrique (flèche, contre-flèche, gauchissement, etc.) peut causer de grandes difficultés pour l'assemblage.

L'existence de jeux entre les composants des poutres mixtes facilite donc leur fabrication, mais en contrepartie, elle empêche la transmission directe des efforts par contact entre le profilé et les poutres en bois. Une première solution consiste alors à connecter le bois et l'acier par des organes d'assemblage de type tige : boulons, broches, vis etc. Ces derniers peuvent alors transmettre des efforts en étant sollicités en cisaillement, ils peuvent traverser l'âme et/ou les semelles du profilé et de nombreuses configurations sont possibles. Néanmoins, la revue de littérature permet de montrer qu'un tel mode de connexion a tendance à générer des concentrations de contrainte du fait du perçage du bois et de l'action des organes d'assemblage. On peut alors risquer une rupture prématurée du bois, surtout si le nombre de connecteurs est élevé et qu'ils se retrouvent trop rapprochés les uns des autres. Par ailleurs, on a déjà évoqué le fait que la présence des organes d'assemblage est susceptible de générer des ponts thermiques favorisant l'échauffement du profilé métallique en cas d'incendie. Finalement on verra dans cette partie que lorsque les axes neutres des composants en bois et en acier sont confondus, comme c'est quasiment le cas pour les configurations AB<sub>1</sub> et AB<sub>2</sub> (figure II.8), alors la recherche d'une connexion très raide est peu pertinente. Il est en revanche indispensable d'assurer un transfert des charges de l'acier vers le bois pour solliciter ce dernier mécaniquement. Il est alors proposé d'assurer le contact entre la semelle supérieure et les pièces en bois latérales en comblant le jeu d'assemblage au droit des points d'application des charges par des cales métalliques comme illustré à la figure II.10. Un vissage des différentes pièces est néanmoins opéré pour maintenir une certaine cohésion, mais aussi pour faciliter et sécuriser la manutention des poutres. Quatre vis de longueur 100 mm et de diamètre 6 mm, équiréparties le long de la poutre selon un entraxe de 1433 mm, et traversant l'âme du profilé à mi-hauteur, à travers des perçages de diamètre 20 mm, assure le maintien des pièces latérales sans toutefois jouer un rôle mécanique (figure II.10). L'ensemble de ces dispositions fait alors en sorte qu'aucun transfert de charge par cisaillement de ces vis ne puisse survenir. Par ailleurs, ce mode d'assemblage permet de limiter les concentrations de contraintes dans le bois et les perturbations thermiques générées par la présence des vis en situation d'incendie. On prend d'ailleurs soin de cacher la tête de vis par un bouchon en bois afin de retarder son exposition au feu lors des essais thermomécaniques. La même logique est adoptée pour fixer le capot à la semelle inférieure du profilé pour la configuration AB<sub>2</sub>, mais un nombre plus important de vis est mis en place de manière à bien le maintenir et pour fermer le joint entre lui et les pièces latérales en bois sur toute la longueur de la poutre (figure II.10). On met donc en place 20 vis de longueur 70 mm et de diamètre, 10 à gauche et 10 à droite, à travers des percements de 14 mm de diamètre et selon un entraxe de 478 mm le long de la poutre. On note que tous les profilés testés, même dans le cas de la configuration A (acier seul), sont percés de la même manière, de telle sorte qu'ils soient tous comparables. Dans le cas de la configuration AB<sub>2</sub>, le capot ne joue a priori aucun rôle mécanique étant donné le jeu qui le sépare de la semelle inférieure, mais aussi la dimension des percements qui sont pratiqués dans cette dernière.

Si la description des problématiques propres à la situation d'incendie est indispensable pour expliquer

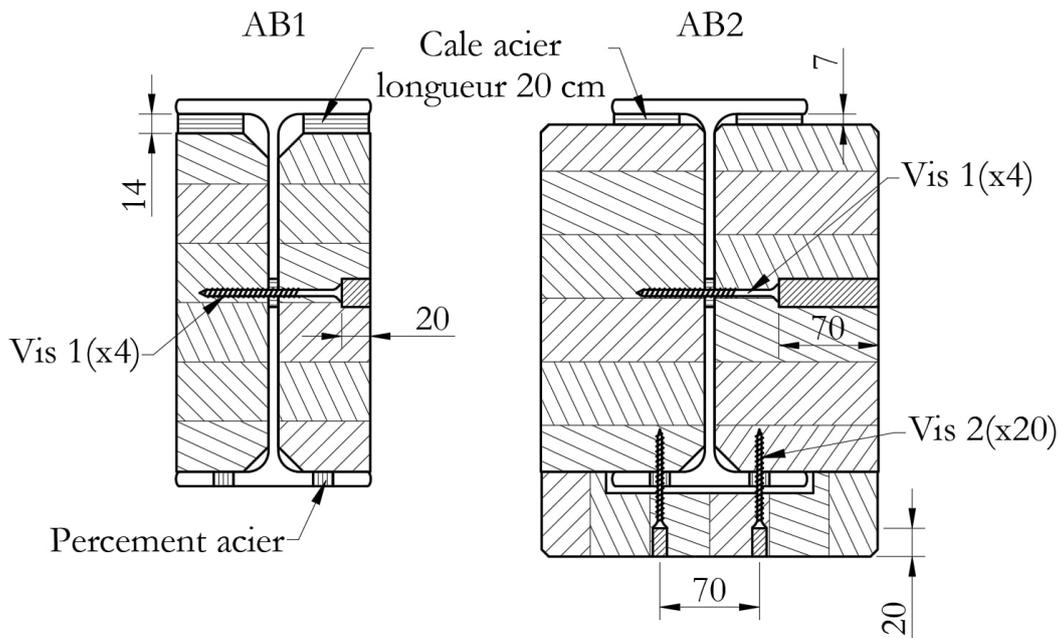


FIGURE II.10 – Assemblage des poutres mixtes.

la conception des éprouvettes testées, on cesse d'en faire mention dans le reste de cette partie consacrée au comportement mécanique à froid des poutres mixtes.

La nature de ce dernier peut d'ailleurs être devinée sur la base des enseignements tirés de la revue de la littérature. On peut par exemple qualifier a priori ce comportement en utilisant le terme « hybride », au sens de Riola Parada [23], par opposition au terme « composite ». En effet, les composants en acier et en bois présentent des axes neutres quasi confondus et les connecteurs ne permettent pas une transmission du cisaillement horizontal. Dès lors, le comportement attendu pour la poutre mixte répond à un principe de superposition, en considérant un partage des charges proportionnel à la raideur de chaque composant, du moins dans le domaine élastique-linéaire.

## II.II.2 Montage des essais à froid

Les poutres sont de portées 4,3 m et testées en flexion quatre points en adoptant un montage schématisé à la figure II.II. Les charges sont générées par l'action d'un vérin fixé sur un bâti qui transmet ses charges jusqu'à la face supérieure des poutres par l'intermédiaire d'un chevrete de répartition, puis par deux capteurs de force reposant chacun sur une plaque de répartition. Le vérin est piloté en déplacement selon une vitesse qui varie entre 4 et 8 mm/min.

Treize essais sont réalisés au total : un essai pour la configuration A et trois essais pour chaque configuration comportant du bois. Pour chacun de ces essais, les déplacements suivants sont mesurés au moyen de capteurs appropriés :

- $d_{F1}$  et  $d_{F2}$ , les déplacements verticaux au droit des points de chargement;
- $w$ , la flèche, c'est-à-dire le déplacement vertical à mi-travée;
- $d_{A1}$  et  $d_{A2}$  les déplacements verticaux au droit des appuis;
- $d_h$  le déplacement horizontal à mi-travée.

En outre, deux jauges de déformation sont disposées sur les semelles supérieures des profilés testés.

Des dispositions sont prises pour limiter au maximum le déversement des poutres. En effet, chacune d'elles est maintenue latéralement au niveau des appuis et en deux points situés aussi proches de la mi-travée

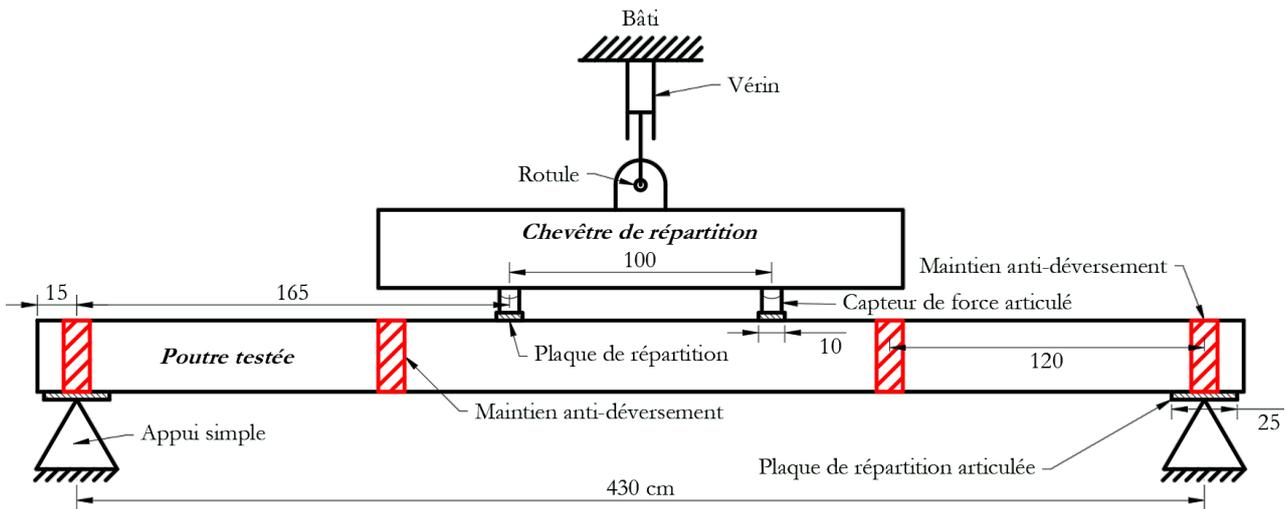


FIGURE II.II – Schéma du montage adopté pour les essais en flexion quatre points.

que la structure du portique de chargement le permet, c'est-à-dire à une distance d'environ 0,95 m vis-à-vis de la mi-portée, ou autrement dit à 1,2 m des axes des appuis. Ce maintien latéral se matérialise par des bâtis en acier, des cales en bois et des plaques en téflon pour permettre le glissement de la poutre (figure II.12).

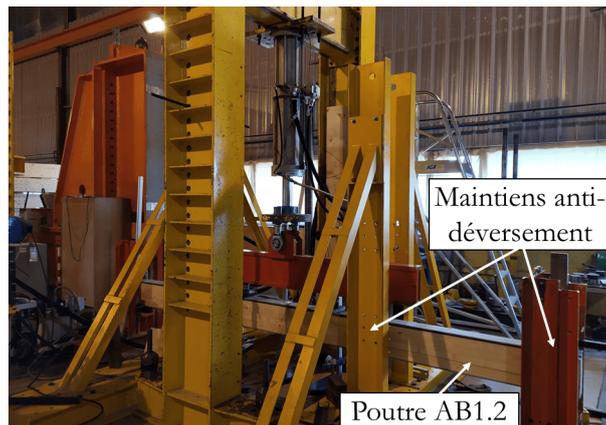


FIGURE II.12 – Vue globale du montage pour les essais de flexion à froid.

Les poutres reposent sur des appuis articulés présentés en détail à la figure II.13. Ils sont constitués d'une plaque de répartition en acier soudée à un rond qui permet sa rotation par rapport au bâti lorsque la poutre se déforme en flexion. De cette manière, la réaction d'appui est répartie sur toute la largeur de la poutre et toute la longueur de la plaque d'appui. On précise que pour la configuration AB<sub>2</sub>, les extrémités du capot sont découpées sur une longueur d'environ 35 cm de telle sorte que les réactions d'appuis atteignent directement la semelle inférieure du profilé métallique par un contact « acier-acier » (figure II.13). On procède de même pour B<sub>2</sub>, de telle sorte que les pièces latérales en bois rentrent en contact « bois-acier » avec l'appui sans écraser le capot. Pour être complet, on précise que la poutre testée est libre de glisser le long de la plaque de répartition.

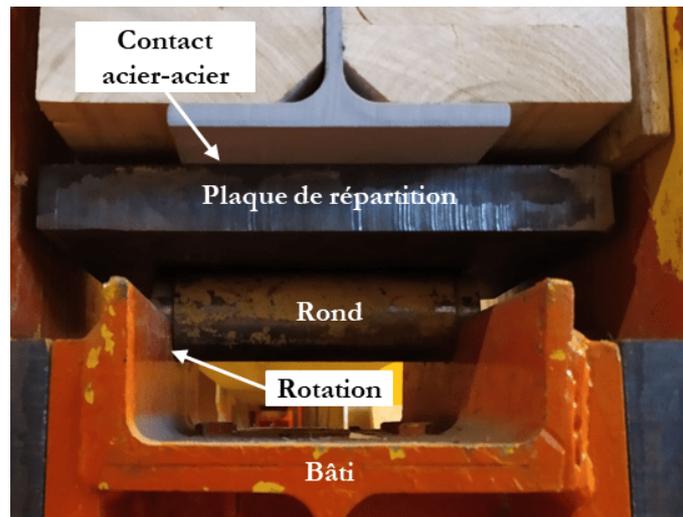


FIGURE II.13 – Poutre AB2.3 - vue d'un appui pour les essais de flexion à froid.

### II.II.3 Résultats mesurés

#### A - Courbes force-déplacement

La manière la plus évidente de rendre compte du comportement global en flexion des poutres testées consiste à tracer les courbes illustrant l'évolution du chargement en fonction de la flèche mesurée, c'est-à-dire le déplacement vertical mesuré à mi-travée. On note qu'il est difficile d'obtenir un chargement strictement symétrique, car on mesure une différence entre les efforts  $F_1$  et  $F_2$  mesurés au droit de chacun des deux points de chargement. On met ainsi en évidence un ratio entre  $F_1$  et  $F_2$  qui varie entre 0,92 et 0,98 lorsque la charge ultime est atteinte. La raison précise de cette dissymétrie du chargement n'est pas identifiée avec certitude, mais l'hypothèse la plus vraisemblable correspond à un alignement imparfait des appuis, de la poutre, du vérin, et du chevêtre de répartition. En effet, un essai exploratoire semble montrer qu'un décalage de l'ordre du centimètre suffit pour observer cette dissymétrie. Finalement, pour faciliter la lecture des résultats, on choisit de considérer une charge correspondant à la moyenne des efforts  $F_1$  et  $F_2$ , c'est-à-dire la moitié de l'effort délivré par le vérin.

Les courbes force-déplacement obtenues pour l'ensemble des essais sont présentées à travers deux graphiques. Le premier regroupe les courbes charge-flèche intéressantes pour comprendre le comportement de la configuration mixte AB1 (figure II.14) tandis que le second se focalise sur les résultats concernant AB2 (figure II.15). On rappelle que trois essais sont réalisés pour chacune des configurations mixtes, on nomme donc les courbes correspondantes en les indexant de 1 à 3 (p. ex. AB1.1, AB1.2, AB1.3). Il en va de même pour les courbes obtenues pour la configuration « bois seul » associée à la configuration mixte considérée (p. ex. B1.1, B1.2, B1.3). Ces deux graphiques ont pour point commun de faire apparaître la courbe charge-flèche obtenue pour la poutre « acier seul » A, pour laquelle un seul essai est réalisé, et qui compose chacune des deux configurations mixtes testées. Enfin les courbes A+B (courbes noires) sont des courbes théoriques qui sont exploitées dans un second temps.

On peut d'abord noter que les courbes obtenues pour différents essais portant sur une même configuration sont très cohérentes entre elles, mis à part pour la poutre B2.2 qui se révèle beaucoup moins résistante que les deux autres spécimens similaires (figure II.15). Ce comportement singulier est dû à un joint d'aboutage défectueux situé en fibre inférieure et à proximité de la mi-travée (figure II.16). Un tel défaut a fatalement une grande incidence sur le comportement global de la poutre, on choisit donc d'écarter ce spécimen et de ne plus le prendre en considération dans le reste de l'analyse.

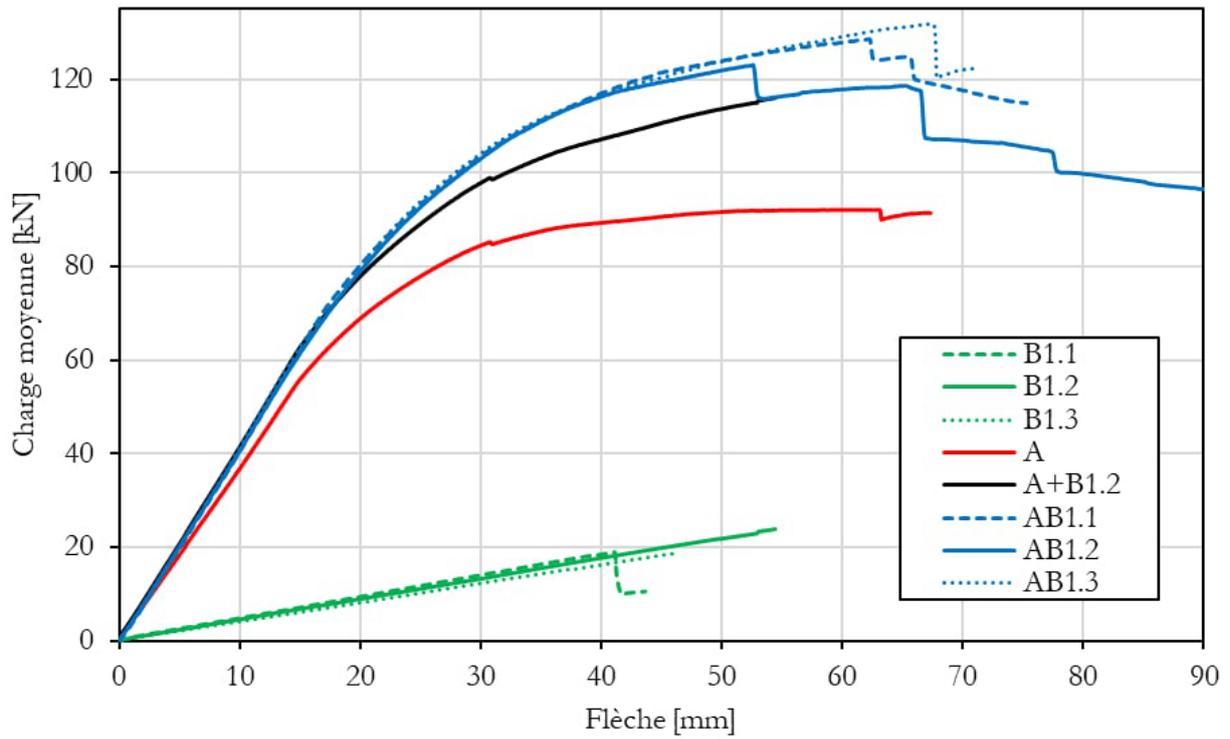


FIGURE II.14 – Courbes charges-flèche obtenues pour la configuration AB1 et ses composants.

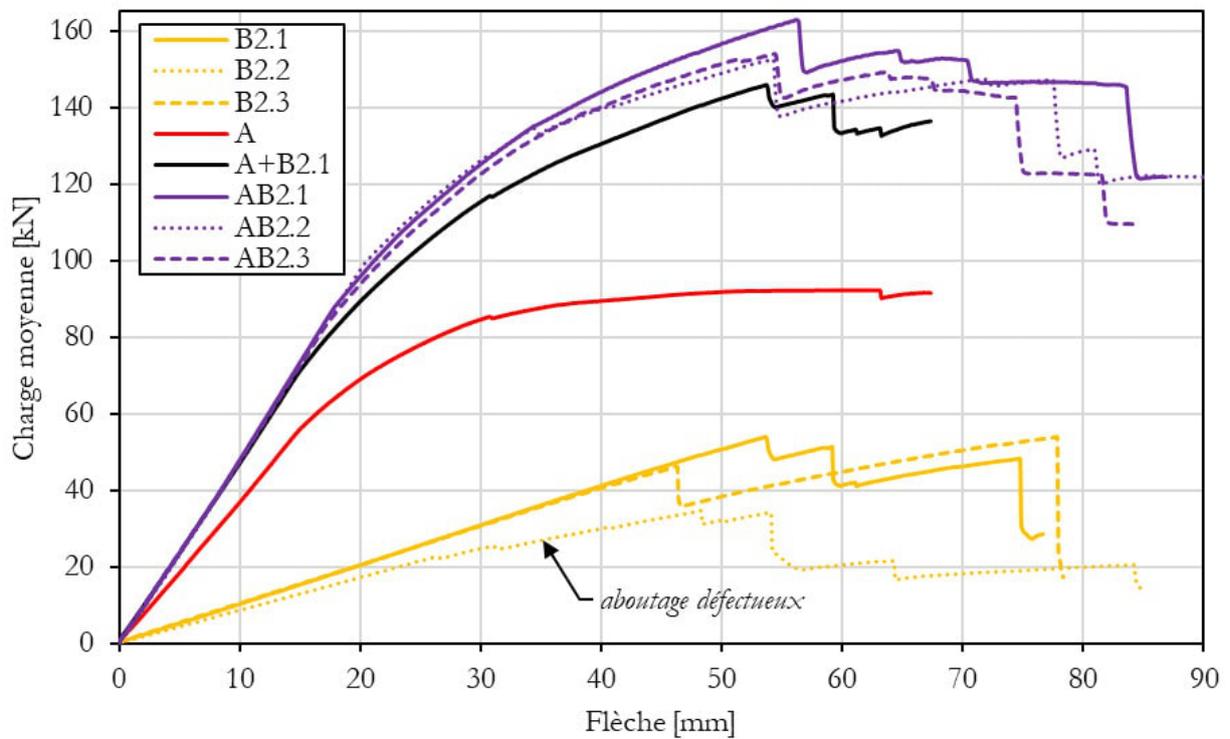


FIGURE II.15 – Courbes charges-flèche obtenues pour la configuration AB2 et ses composants.



FIGURE II.16 – Poutre B2.2 aboutage défectueux (avant l'essai).

Ensuite, on peut décrire les courbes obtenues de manière synthétique, comme suit.

- Le profilé métallique (configuration A) présente une courbe charge-flèche qui se décompose en trois parties :
  1. comportement élastique-linéaire : la courbe charge-flèche suit d'abord une évolution linéaire, selon une pente constante valant  $3,68 \text{ kN}\cdot\text{mm}^{-1}$  ;
  2. plastification : à partir des valeurs de charge et de flèche valant respectivement  $56 \text{ kN}$  et  $14 \text{ mm}$  environ, la courbe s'incurve ;
  3. palier plastique : la courbe atteint une asymptote horizontale autour de  $90 \text{ kN}$ , la pente de la courbe charge-flèche devient alors quasi nulle lorsque la flèche dépasse  $50 \text{ mm}$  environ, jusqu'à ce que la ruine survienne par déversement aux alentours de  $63 \text{ mm}$  de flèche.
- Les poutres en bois présentent des courbes charge-flèche qui évoluent linéairement, selon une pente valant en moyenne  $0,43 \text{ kN}\cdot\text{mm}^{-1}$  pour la configuration B1, contre  $1,01 \text{ kN}\cdot\text{mm}^{-1}$  pour B2, et ce jusqu'à la rupture qui survient entre  $18,5$  et  $24 \text{ kN}$  pour les poutres B1, et entre  $46$  et  $54 \text{ kN}$  pour la configuration B2. Les flèches correspondant à ces charges sont comprises dans des intervalles allant de  $41,2$  à  $54,5 \text{ mm}$  pour B1, contre  $46,2$  à  $53,8 \text{ mm}$  pour B2. Dans tous les cas, on observe un comportement élastique-fragile en flexion.
- Comme pour la configuration A, les poutres mixtes présentent des courbes qui peuvent être divisées en trois phases :
  1. comportement élastique-linéaire : la relation charge flèche est d'abord linéaire jusqu'à une valeur de flèche valant environ  $16 \text{ mm}$  ;
  2. plastification : la pente de la courbe diminue ensuite progressivement et s'incurve jusqu'à un point difficile à déterminer ;
  3. tronçon affine : la pente de la courbe se stabilise à nouveau selon un angle qui, contrairement à la configuration A, reste non-nul mais largement inférieur à celui de la pente initiale. La progression de la courbe charge-flèche se poursuit ensuite linéairement jusqu'à la ruine de la poutre qui est provoquée par la rupture du bois en traction longitudinale. Cette rupture survient pour une charge autour de  $128 \text{ kN}$ , contre  $157 \text{ kN}$  pour AB2, et pour des flèches correspondantes valant respectivement  $61$  et  $55 \text{ mm}$ .

Le comportement des poutres est ensuite analysé plus finement dans les paragraphes suivants.

## B - Focus sur la ruine

La ruine des poutres comportant du bois (types B et AB) se manifeste par une chute brutale de la capacité portante correspondant à la rupture du bois. On note qu'après la première rupture, la charge supportée peut éventuellement repartir à la hausse à la faveur d'une redistribution des efforts dans le bois sain, mais sans dépasser la valeur maximale atteinte jusque-là, car des ruptures secondaires la font diminuer par bonds successifs, à mesure qu'une portion de plus en plus importante du bois se retrouve rompue. On remarque que la poutre B2.3 constitue une exception à ce comportement majoritaire dans la mesure où la charge à la deuxième rupture est plus importante qu'à la première. En outre, on note que pour les poutres de type B1, la rupture est si soudaine et brutale que l'on ne peut observer ce phénomène de redistribution des efforts. Finalement, les courbes et la description globale que l'on a pu en faire montrent que les poutres rompent pour des valeurs de flèche comprises dans une fourchette assez large, ce qui est une conséquence d'une variabilité importante, inhérente au matériau bois.

Si la charge ultime du profilé métallique pris seul correspond nécessairement à la charge maximale qui lui est appliquée au cours de l'essai, il est en revanche plus délicat de définir la charge ultime des poutres composées uniquement de bois, puisque l'on a vu au paragraphe précédent qu'elles pouvaient atteindre leur capacité maximale après une première rupture partielle (poutre B2.3). Dans ce cas, il paraît alors plus raisonnable de la définir comme la charge à la première rupture.

La notion de charge ultime étant clairement définie, il est alors possible de comparer les valeurs obtenues pour chacune des poutres testées, ainsi que les valeurs de flèches correspondantes (tableau II.8). Il peut être observé que la flèche moyenne à la première rupture des configurations AB1 est 28% plus importante que pour les configurations B1. Cet écart apparaît plus faible pour les configurations AB2 et B2 et vaut environ 10%. L'association de l'acier avec le bois semble donc faire en sorte que ce dernier puisse supporter une déformation plus importante avant de rompre.

TABLEAU II.8 – Charges et flèches à la ruine.

Poutre	Charge à la première rupture [kN]	Flèche correspondante [mm]
AB1.1	128,6	62,3
AB1.2	123,2	52,6
AB1.3	131,7	67,1
AB2.1	162,9	56,4
AB2.2	152,5	54,3
AB2.3	154,0	54,5
B1.1	19,1	41,2
B1.2	24,0	54,5
B1.3	18,6	46,1
B2.1	54,1	53,8
B2.2	34,9	49,0
B2.3	46,1	46,2
A	92,3	61,0

Le tableau II.8 peut également être mobilisé pour mettre en évidence le renfort que constitue le bois vis-à-vis du profilé métallique. En effet, la charge ultime atteinte par la configuration AB1 est en moyenne 38% plus importante que celle du profilé métallique pris seul, tandis que ce gain atteint 70% lorsque l'on considère la configuration AB2.

### C - Principe de superposition

Outre la résistance des poutres, les courbes obtenues permettent de commenter leur raideur. On constate d'abord que les valeurs obtenues pour des poutres partageant les mêmes configurations sont très cohérentes (figure II.14, figure II.15, tableau II.9). On précise que ces valeurs sont obtenues en considérant les tronçons de courbes compris entre 10% et 40% de la charge ultime.

TABLEAU II.9 – Raideur initiale des poutres testées.

Poutre	Raideur initiale [kN.mm <sup>-1</sup> ]
AB1.1	4,17
AB1.2	4,15
AB1.3	4,25
AB2.1	4,92
AB2.2	4,89
AB2.3	4,81
B1.1	0,46
B1.2	0,44
B1.3	0,40
B2.1	1,02
B2.2	0,86
B2.3	1,00
A	3,68

Par ailleurs, le tracé des courbes A+B1.2 (figure II.14) et A+B2.1 (figure II.15), obtenues par superposition, montre que la raideur des poutres mixtes équivaut logiquement à la somme des raideurs des composants qui les constituent du fait de leurs centres de gravité quasiment confondus. Le tableau II.10 permet de préciser ce constat et montre que l'écart entre les raideurs AB (mixte) et les raideurs A+B (superposition) est inférieure à 4% en moyenne. On confirme donc que le comportement des poutres mixtes dans le domaine élastique-linéaire répond bien au principe de superposition. Dès lors, on peut dire que chaque composant reprend une partie de la charge totale à hauteur de sa raideur relative. Une autre manière de voir les résultats présentés au tableau II.10 consiste à énoncer le fait que l'ajout de bois permet une rigidification en flexion du profilé métallique qui est significative, puisque les poutres AB1 sont en moyenne 14% plus raides que les poutres A, tandis que la configuration AB2 permet d'augmenter la raideur du profilé métallique de 32%.

TABLEAU II.10 – Comparaison des raideurs initiales moyennes.

Configuration	A	B1	AB1	A+B1	B2	AB2	A+B2
Raideur initiale moyenne [kN.mm <sup>-1</sup> ]	3,68	0,43	4,19	4,11	1,01	4,87	4,69

Par ailleurs, l'analyse plus précise des courbes obtenues pour les poutres mixtes montre aussi qu'elles cessent de se déformer de manière linéaire pour une valeur de flèche proche de celle que l'on relève pour la configuration A (tableau II.11). On détermine cette limite en traçant le taux d'accroissement de la fonction reliant la flèche mesurée et la charge imposée, en fonction de la flèche. On précise que ces résultats présentés à la figure II.17 sont lissés pour une meilleure lecture et correspondent à des moyennes mobiles sur 10 à 20 mesures.

Par la suite, on s'intéresse au comportement au-delà du domaine élastique-linéaire, car on a vu (p. 80) qu'à la différence de la poutre métallique seule, les poutres mixtes présentent une pente post-élastique non-

TABLEAU II.II – Comparaison des limites du domaine élastique linéaire.

Poutre	AB1.1	AB1.2	AB1.3	AB2.1	AB2.2	AB2.3	A
Flèche limite d'élasticité [mm]	17	12	13	18	17	19	14

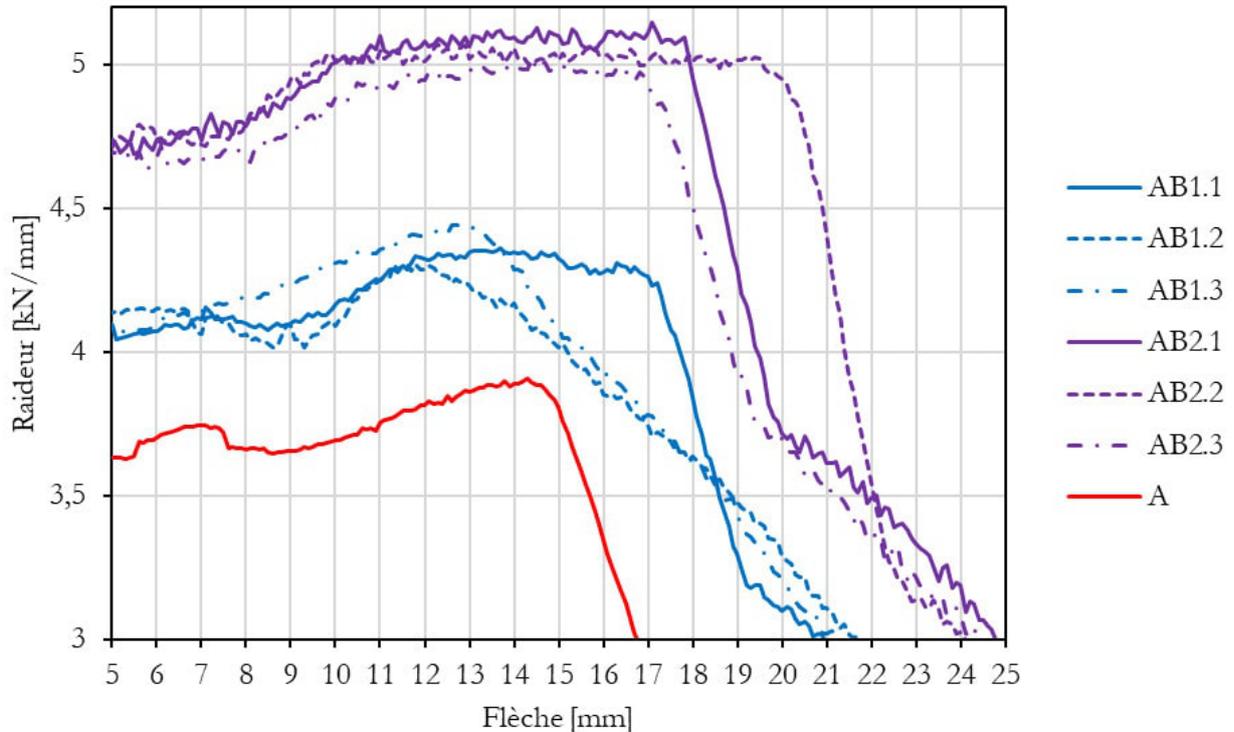


FIGURE II.17 – Recherche des valeurs de flèche correspondant à la limite du domaine élastique-linéaire.

nulle. On évalue cette dernière pour chacune des poutres mixtes en considérant un tronçon de courbe dont la borne supérieure correspond à la flèche à la rupture, tandis qu'une flèche fixée 10 mm en-dessous de cette valeur constitue la borne inférieure. Cette analyse est délicate car il est difficile de dégager un tronçon de courbe dont la pente est strictement constante en dehors du domaine élastique (à part pour la configuration A). Néanmoins l'intervalle de 10 mm choisi permet de dégager un tronçon dont la rectitude paraît raisonnable au vu des Figures II.14 et II.15. Le tableau II.12 rend compte des valeurs ainsi obtenues et permet notamment de confirmer que la pente de la poutre A est quasi nulle. Il permet également d'évaluer la variabilité de la pente des courbes charges-flèche obtenues sur le tronçon choisi.

TABLEAU II.12 – Comparaison des pentes charge-flèche avant la rupture.

Poutre		AB1.1	AB1.2	AB1.3	AB2.1	AB2.2	AB2.3	A
Pente charge-flèche avant rupture	[kN.mm <sup>-1</sup> ]	0,36	0,50	0,41	1,04	0,89	0,84	0,04
Borne supérieure	[mm]	62,3	52,6	67,1	56,4	54,3	54,5	61,0
	[kN]	128,6	123,2	131,7	162,9	152,5	154,0	92,3
Borne inférieure	[mm]	52,3	42,6	57,1	46,4	44,3	44,5	51,0
	[kN]	125,0	118,2	127,7	152,5	143,7	145,7	92,0

Si le tableau II.12 permet d'exposer la méthode adoptée pour analyser le comportement des poutres mixtes peu avant leur rupture, le tableau II.13 permet lui d'exploiter ces résultats en les confrontant à ceux obtenus pour les poutres « bois seul », dont la pente de la courbe charge flèche à la rupture correspond à leur raideur initiale, étant donné leur comportement élastique-fragile. On se rend alors compte que la pente des courbes AB, peu avant la rupture, correspondent assez bien à la pente des courbes B (tableau II.13). On peut alors dire que sur le tronçon considéré, la pente d'une courbe AB correspond à la somme de la pente de la courbe A, qui vaut approximativement zéro, et celle d'une courbe B.

TABLEAU II.13 – *Analyse des pentes des courbes charge-flèche.*

Configurations	Pente à la rupture des poutres AB ( <i>moy.</i> – $\sigma$ ) [kN.mm <sup>-1</sup> ]	Pente élastique des poutres B ( <i>moy.</i> – $\sigma$ ) [kN.mm <sup>-1</sup> ]
AB <sub>1</sub> comparée à B <sub>1</sub>	0,42 – 0,07	0,43 – 0,03
AB <sub>2</sub> comparée à B <sub>2</sub>	0,92 – 0,11	1,01 – 0,01

Note : moy. et  $\sigma$  signifient respectivement « moyenne » et « écart-type ».

## D - Comportement composite

L'examen des courbes A+B, obtenues par superposition des courbes mesurées pour les composants en acier et en bois pris séparément (Figures II.14 et II.15 – courbes noires), montre qu'une association par superposition ne permet pas de rendre compte du comportement mécanique des poutres mixtes (AB) dès lors que l'acier commence à plastifier. En effet, les charges mesurées lors des essais sur les poutres AB dépassent alors celles dont rendent compte les courbes A+B. De plus on note que les valeurs de charges ultimes données précédemment au tableau II.8 sont une autre manière de constater ce même phénomène. En effet il est possible de constater l'inégalité entre la résistance des poutres AB d'une part, et la somme des charges ultimes A+B d'autre part. On a alors affaire à un « effet composite » a priori inattendu, car on rappelle que :

- les composants partagent quasiment le même centre de gravité;
- les poutres étudiées sont démunies de tout dispositif capable de transférer un quelconque effort de cisaillement horizontal entre les différents composants.

De manière plus précise, on peut dire que les Figures II.14 et II.15 permettent de constater que le rayon de courbure du tronçon de courbe charge-flèche correspondant à la plastification du profilé métallique au sein des poutres mixtes (AB) est plus grand que celui obtenu par superposition (A+B).

Il paraît difficile d'expliquer intuitivement ce phénomène et la littérature consultée ne le met pas en évidence ni ne fournit d'éléments permettant de l'expliquer (p. ex. [183, 23, 32]). En effet, la plupart des études expérimentales réalisées ne comportent pas de spécimen constitué uniquement de bois ou d'acier permettant une comparaison de leur comportement avec celui des poutres mixtes. D'autre part, il peut arriver que les poutres soient conçues pour rompre avant que l'acier ne commence à plastifier [23]. Dans certains cas, on retrouve des résultats qui vont à l'encontre de ceux présentés ici. Fujita et Iwata [22] testent par exemple des poutres très similaires à la configuration AB<sub>2</sub>, ainsi que leurs éléments constitutifs pris séparément. La section testée est cependant plus petite, de même que la portée qui est de deux mètres. Les poutres sont testées en flexion quatre points, et différentes manières de connecter l'acier avec le bois sont testées : collage, boulonnage, ou simple contact. Les résultats qu'ils obtiennent tendent plutôt à montrer que le comportement mécanique des poutres mixtes qu'ils étudient est moins performant que celui obtenu par superposition des capacités de leur composants pris séparément (figure II.18).

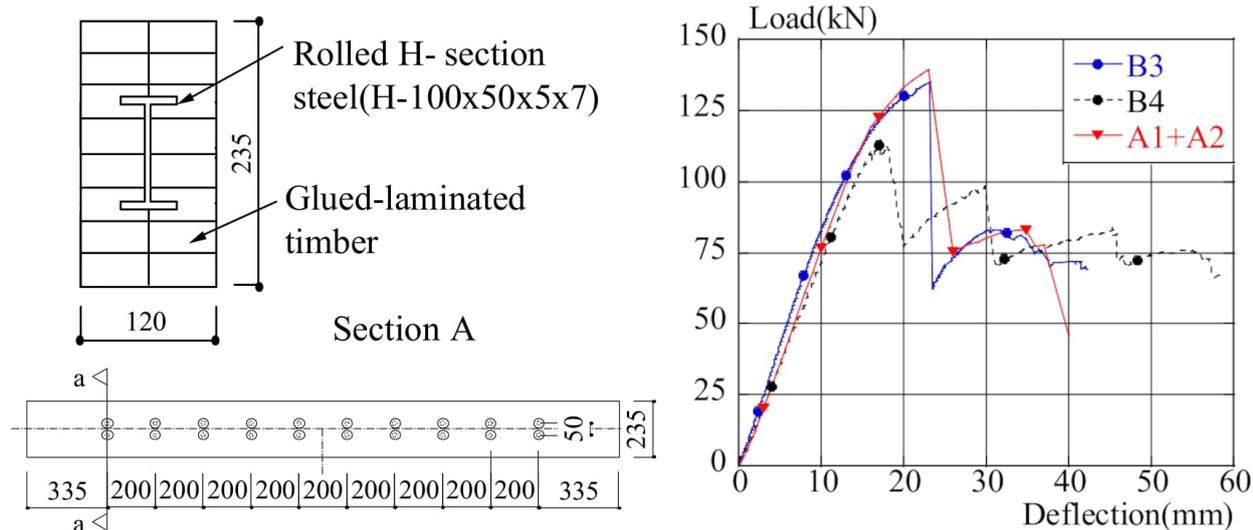


FIGURE II.18 – Courbes charges-flèche pour une poutre mixte et ses composants obtenues par Fujita et Iwata [22].  $A_1$  = poutre « acier seul »,  $A_2$  = poutre « bois seul »,  $B_3$  = poutre mixte assemblée par collage,  $B_4$  = poutre mixte assemblée par simple mise en contact du bois et de l'acier.

On parvient cependant à trouver des courbes qui semblent confirmer nos propres observations dans la thèse d'Okoshi [34], disponible uniquement en japonais. Il poursuit les travaux exposés par Fujita et Iwata, il teste le même type de configuration avec la même portée (deux mètres), mais avec un profilé métallique différent : plus haut, plus large, mais moins épais. Les résultats présentés par Okoshi permettent de construire la figure II.19 par décalquage et compilation de plusieurs figures présentes dans sa thèse. Il ressort notamment que les poutres mixtes testées, pour cette configuration, présentent des capacités de chargement et de déformation plus importantes que celles obtenues par superposition des courbes mesurées pour leurs éléments constitutifs.

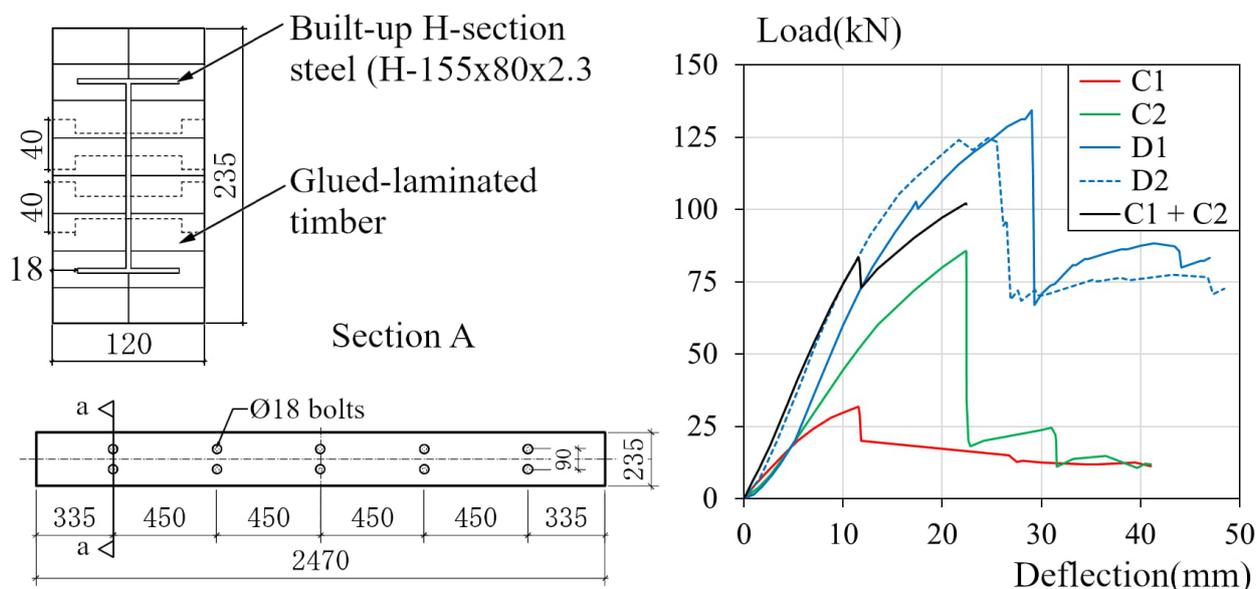


FIGURE II.19 – Courbes charges-flèche pour une poutre mixte et ses composants obtenues par Okoshi [34].  $C_1$  = poutre « acier seul »,  $C_2$  = poutre « bois seul »,  $D_1$  = poutre mixte assemblée par collage,  $D_2$  = poutre mixte assemblée par boulonnage.

On note cependant qu'Okoshi teste des profilés reconstitués soudés particulièrement fins et donc sensibles aux phénomènes d'instabilité. Or, il mesure un déplacement hors-plan important pour ce type de profilé pris seul, tandis que le déversement global est quasi nul lorsqu'il l'associe à du bois (figure II.20). Le comportement du profilé mixte est alors relativement clair : les composants en bois et en acier se partagent le chargement de manière proportionnelle à leur raideur respective, tandis que le profilé est rendu moins instable par le maintien procuré par le bois, ce qui permet de solliciter davantage le profilé dans le domaine plastique et d'augmenter le chargement appliqué sur la poutre mixte, jusqu'à ce que le bois cède.

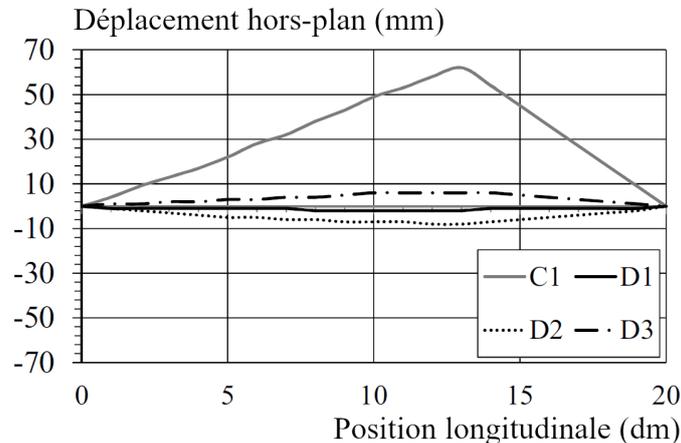


FIGURE II.20 – Déplacements hors plan mesurés par Okoshi [34].  $C_1$  = poutre « acier seul »,  $D_1$  = poutre mixte assemblée par collage,  $D_2$  = poutre mixte assemblée par boulonnage,  $D_3$  = poutre mixte assemblée par boulonnage et collage.

Dans notre cas, les poutres mixtes sont constituées de profilés laminés à chaud plutôt épais, présentant une section de classe I au sens de l'EN 1993-1-1 [60], et donc peu sensibles aux instabilités. De plus, le dispositif d'essai permet de limiter grandement le déversement global par le biais de maintiens latéraux. Le renfort du profilé par le bois contre le déversement ne peut donc pas être invoqué pour expliquer l'effet composite observé. Selon toute hypothèse, un autre phénomène, non identifié, est a priori responsable du comportement composite observé en dehors du domaine élastique-linéaire. On se propose de poursuivre la description des essais réalisés, et de leurs résultats, mais aussi de recourir à la simulation numérique, pour tenter d'investiguer plus avant ce phénomène non-anticipé.

## II.II.4 Ruine des poutres

On a vu (p. 81) que le commentaire des courbes charge-déplacement (Figures II.14 et II.15) permet de mettre en évidence une ruine des poutres mixtes causée par rupture du bois. On propose à présent d'examiner les faciès de ruptures de manière à décrire le processus de ruine plus précisément. Une attention particulière est portée sur les différences que l'on peut déceler entre les poutres « bois seul » et les poutres mixtes.

### A - Rupture des poutres « bois seul »

Le bois pris seul rompt de façon soudaine et brutale avec de grands déplacements (figure II.21), il est donc difficile d'identifier précisément la dynamique de la rupture. Néanmoins il semble que la ruine survienne à la faveur d'une rupture en traction longitudinale, initiée en fibre inférieure, préférentiellement mais pas obligatoirement au droit d'un défaut comme un nœud. Il s'avère que la rupture peut également survenir au niveau d'un joint d'aboutage ce qui n'est pas attendu a priori (figure II.23). Dès que la rupture se manifeste, des fissures diagonales apparaissent et se propagent instantanément de telle sorte qu'une large part

de la poutre se retrouve sévèrement endommagée (figure II.21). L'importance du cisaillement longitudinal dans le processus de rupture reste difficile à établir, même si le sciage des poutres de plus grosse section fait apparaître un endommagement le long d'un cerne de croissance qui semble pouvoir lui être attribué (figure II.22). Néanmoins, on ne distingue aucune trace de rupture ou d'endommagement à proximité des appuis, que ce soit par cisaillement longitudinal ou compression perpendiculaire au fil du bois. On ajoute que pour les poutres B<sub>1</sub>, aucune trace d'enfoncement du bois à proximité des points de chargement n'est visible. De la même manière, aucune manifestation de la plastification du bois en compression n'est relevée pour ces poutres « bois seul » de largeur relativement faible. En revanche, pour une des poutres B<sub>2</sub>, on parvient à discerner des traces infimes d'enfoncement et de plastification du bois (figure II.24).

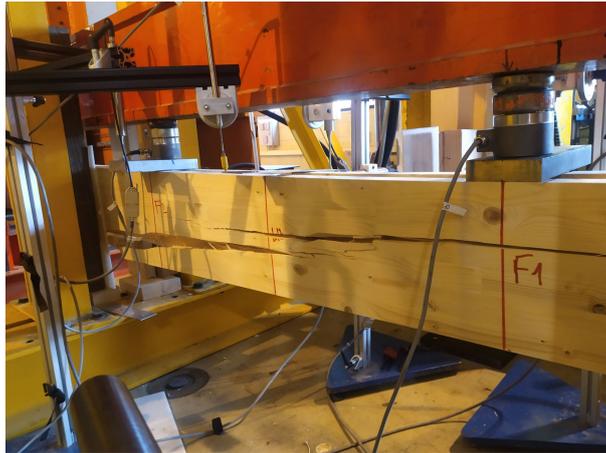


FIGURE II.21 – Poutre B<sub>1.1</sub> - rupture en flexion (traction parallèle au fil et éventuellement cisaillement longitudinal).



FIGURE II.22 – Poutre B<sub>2.3</sub> - mise en évidence après le sciage d'une rupture le long d'un cerne de croissance vraisemblablement provoquée par le cisaillement longitudinal.

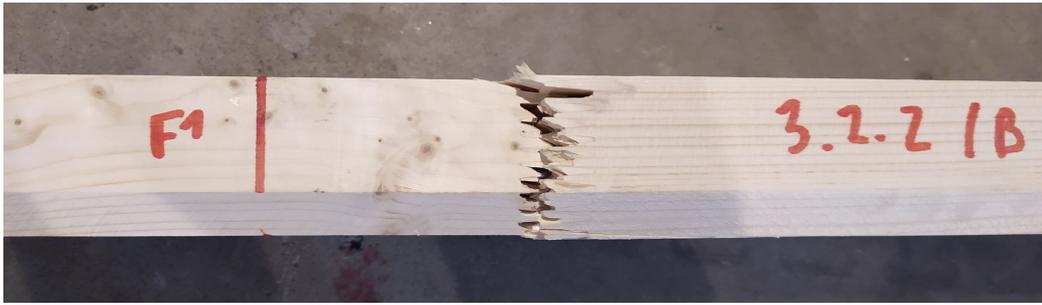


FIGURE II.23 – Poutre B1.2 - rupture au droit d'un joint d'aboutage.



FIGURE II.24 – Enfoncement infime du bois et légère trace de plastification en compression à proximité du point de chargement.

## B - Rupture du bois pour les poutres mixtes

En ce qui concerne les poutres mixtes, la rupture du bois survient tout aussi soudainement que pour les poutres « bois seul », néanmoins elle se révèle moins sévère et moins brutale, avec des déplacements moins importants puisque ceux-ci sont limités par la présence du profilé métallique qui confine les éléments en bois et agit dans une certaine mesure comme une frette, c'est-à-dire un renfort externe exerçant une pression sur un élément interne qui est dit « fretté », en l'occurrence le bois. Comme pour les poutres « bois seul », l'endommagement des poutres mixtes semble être initié par une rupture en traction longitudinale (figure II.25) survenant préférentiellement au droit des nœuds, ou par désolidarisation d'un joint d'aboutage dans certains cas (figure II.26). La progression des fissures est néanmoins beaucoup moins importante que pour une poutre « bois seul » du fait de la contrainte en déplacement apportée par la semelle inférieure du profilé. Malgré l'absence d'endommagement visible au droit des appuis, la contribution du cisaillement longitudinal est plus claire que pour les poutres « bois seul » puisqu'il est possible de distinguer des fissures horizontales et le glissement de différentes couches de bois les unes sur les autres (figure II.27). Le sciage des poutres mixtes, constituées d'éléments en bois les plus larges, montre de nouveau des dislocations de lamelles de bois le long de cernes de croissance, vraisemblablement provoquées par des contraintes de cisaillement longitudinal (figure II.28). On peut donc dire qu'une rupture en cisaillement accompagne la rupture en traction. La plastification du bois en zone comprimée se révèle plus facile à détecter pour les poutres mixtes que pour les poutres « bois seul » (figure II.29). Dans un cas on relève un début de rupture du bois en compression longitudinale causé par la présence d'un nœud (figure II.30). Finalement, pour une des poutres mixtes, on détecte un léger enfoncement du bois au droit des cales transférant les charges de la

semelle supérieure du profilé vers le bois (figure II.31). Il est néanmoins possible d'attribuer cet enfoncement au montage dans la mesure où cette cale en acier est insérée en force entre la semelle supérieure et le bois.



FIGURE II.25 – Poutre ABI.1 - rupture en traction parallèle au fil.



FIGURE II.26 – Poutre ABI.3 - rupture par désolidarisation d'un joint d'aboutage.

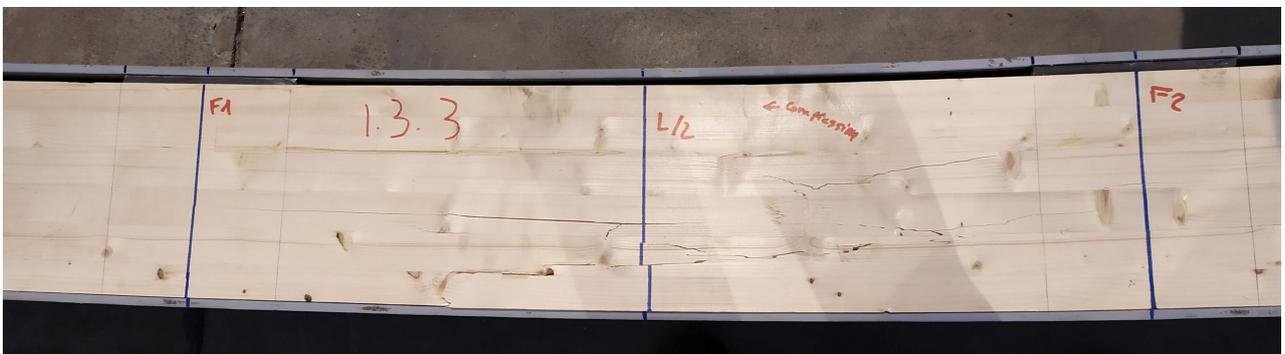


FIGURE II.27 – Poutre ABI.3 - rupture en traction longitudinale et cisaillement.



FIGURE II.28 – Poutre AB2.1 - rupture le long d'un cerne de croissance vraisemblablement provoquée par le cisaillement longitudinal et mise en évidence après sciage.



FIGURE II.29 – Poutre AB1.2 - plastification du bois en zone comprimée à proximité du point d'application des charges.



FIGURE II.30 – Poutre AB1.1 - rupture du bois en compression longitudinale au droit d'un nœud.



FIGURE II.31 – Poutre AB1.1 - enfoncement du bois au droit de la plaque transférant les charges de la semelle supérieure du profilé vers le bois.

Finalement on peut caractériser la rupture du bois composant les poutres mixtes en disant qu'il rompt en traction longitudinale dans la zone de moment constant, c'est-à-dire entre les deux points d'application des charges. Cette rupture primaire génère instantanément des ruptures secondaires en cisaillement, tandis que se tient une plastification du bois en compression longitudinale au niveau des fibres supérieures. La figure II.32 donne un aperçu récapitulatif de l'ensemble de ces phénomènes qui sont prépondérants lors de la ruine de la poutre mixte.

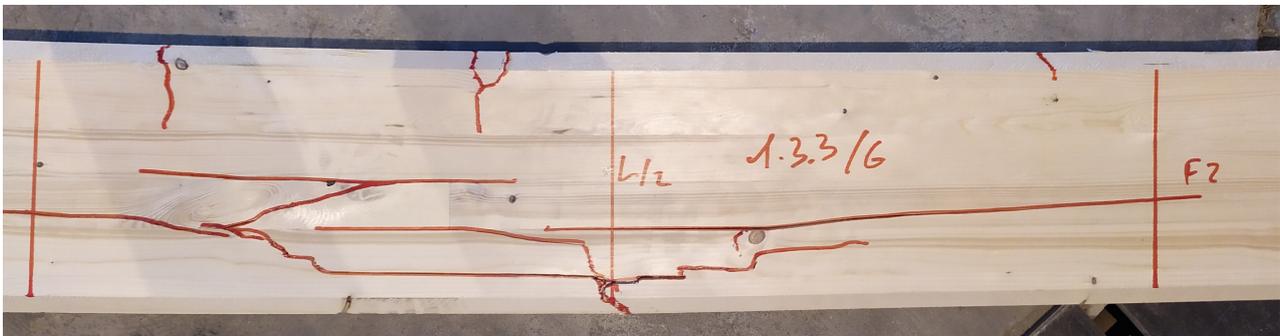


FIGURE II.32 – Poutre AB1.3 - mise en évidence des principaux mécanismes de ruine des composants en bois.

### C - Déplacements hors plan

Lors des essais, les profilés métalliques sont maintenus latéralement et ponctuellement, de manière à limiter leur déversement. Néanmoins le déversement finit par se manifester, et devient visible à l'œil nu, lorsque la déformation du profilé devient trop importante (figure II.33). Cette instabilité ne peut pas être qualifiée de globale dans la mesure où le dispositif adopté fait en sorte qu'elles apparaissent dans une zone comprise entre les deux points de chargement, tandis que les autres parties de la poutre restent apparemment rectilignes. Ainsi, la partie en déversement correspond à la zone plastifiée subissant le moment fléchissant maximal.



FIGURE II.33 – Poutre AB1.1 - déversement du profilé métallique.

Le déplacement horizontal à mi-travée est mesuré de manière à tenter de quantifier ce déversement. Cette mesure demeure néanmoins imparfaite car elle ne permet pas à elle seule de qualifier et de quantifier très précisément le déversement. Par exemple, elle ne permet pas de détecter un déversement en mode 2, c'est-à-dire avec une ondulation de la semelle supérieure présentant deux ventres. Une autre limite potentielle réside dans le fait que l'instrumentation n'est pas effectuée de la même manière pour les poutres mixtes et pour la poutre « acier seul » (Figures II.34 et II.35).

Cela étant dit, les mesures montrent que le déplacement horizontal à mi-travée est beaucoup moins significatif pour les poutres mixtes que pour la poutre « acier seul » (figure II.36). Ce résultat laisse supposer que le bois, tel qu'il est mis en œuvre pour les configurations étudiées, constitue un renfort efficace vis-à-vis des phénomènes d'instabilité affectant le profilé métallique, conformément aux observations et hypothèses formulées par ailleurs [22, 33, 210, 227]. Dans les conditions des essais effectués, le déversement de l'acier semble jouer un rôle relativement faible dans le processus de ruine des poutres mixtes acier-bois.



FIGURE II.34 – Poutre A - mesure du déplacement horizontal à mi-travée.



FIGURE II.35 – Poutre ABI.1 - mesure du déplacement horizontal à mi-travée.

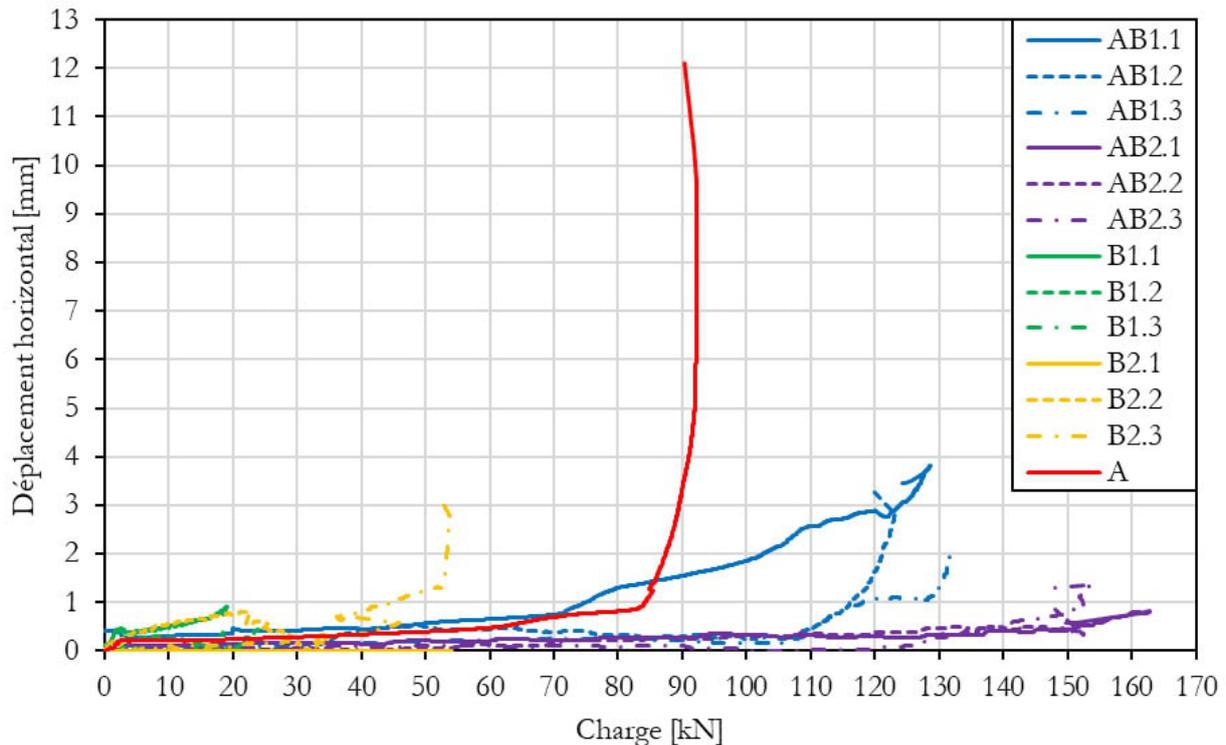


FIGURE II.36 – Déplacement horizontal à mi-travée en fonction de la charge appliquée.

#### D - Bilan sur la ruine des poutres mixtes

Les observations réalisées lors des essais de flexion conduisent à décrire la ruine des poutres mixtes acier-bois, dans les conditions spécifiques de ces essais, de la façon suivante :

- les poutres mixtes atteignent leur capacité maximale à la rupture du bois en traction longitudinale en fibre inférieure;
- cette rupture en traction s'accompagne d'un développement des sollicitations en cisaillement qui influent grandement sur l'endommagement du bois, bien que le cisaillement longitudinal ne soit pas à l'origine de la rupture étant donné qu'aucune fissure n'est détectée au droit des appuis;
- la plastification du bois en compression longitudinale survient avant et/ou pendant la rupture, en particulier à proximité des cales exerçant une pression sur la face supérieure des composants en bois;
- l'écrasement transversal du bois est inexistant au droit des appuis et négligeable voire inexistant au niveau des points d'application des charges;
- les instabilités géométriques affectant le profilé métallique sont de faible intensité du fait du maintien latéral assuré par le dispositif d'essai et le renforcement de la raideur en torsion procuré par le bois;
- la semelle inférieure contraint les déplacements du bois et empêche les grands déplacements générés lors de la rupture. La progression des fissures est alors amoindrie ce qui fait que la perte de capacité des poutres mixtes est moins intense que celle des poutres « bois seul ».

Concernant ce dernier point, on souligne de nouveau que la rupture du bois survient pour une flèche comprise entre 52 et 67 mm pour les poutres mixtes tandis qu'elle vaut 41 à 54 mm pour les poutres « bois seul ». Ce résultat peut conduire à formuler l'hypothèse selon laquelle la présence du profilé métallique a pour effet d'augmenter la valeur des contraintes admissibles pour le bois. Pour expliquer cela, on mobilise le concept de frettage qui peut revêtir des sens différents selon le contexte dans lequel on se place.

- Dans le domaine de la construction bois, le frettage est une opération qui consiste à insérer des vis

dans le bois de manière à le renforcer en compliquant l'ouverture et la propagation des fissures. On cherche en général à renforcer le bois vis-à-vis des sollicitations de traction perpendiculaires au fil du bois [228].

- Le terme « frettage » peut également se comprendre dans un sens plus générique qui désigne le renforcement d'un élément fretté par une contrainte extérieure exercée par une frette. Par exemple dans le cas d'un tonneau les éléments frettés sont les lattes contenant le liquide tandis que la frette est constituée par les anneaux métalliques qui maintiennent l'ensemble. Ce principe est repris en mécanique générale et en génie civil, notamment pour le renforcement des poteaux en béton armé vis-à-vis de l'éclatement [229].

Cette distinction étant établie, on peut dire que le phénomène observé lors des essais relève plutôt de la seconde définition et on peut supposer que le frettage du bois par l'acier est responsable de l'effet composite mis en évidence. Ce point particulier doit néanmoins faire l'objet d'investigations plus précises et on propose de recourir à la simulation numérique pour tenter d'aller plus loin.

# CHAPITRE II.III

## CARACTÉRISATION DES MATÉRIAUX

Le recours à la simulation numérique, ou même à un modèle analytique, suppose de bien maîtriser le jeu de données utilisé, et de s'assurer de la bonne cohérence de ce dernier avec la réalité. C'est particulièrement le cas pour les propriétés des matériaux, que l'on détermine en s'appuyant sur des essais de caractérisation. Pour l'acier, matériau isotrope, les caractéristiques à déterminer sont relativement peu nombreuses et peuvent être déterminées par des essais de traction. En revanche, pour le bois, matériau anisotrope qui présente une grande variabilité, il est nécessaire d'effectuer un grand nombre d'essais de natures différentes.

### II.III.1 L'acier

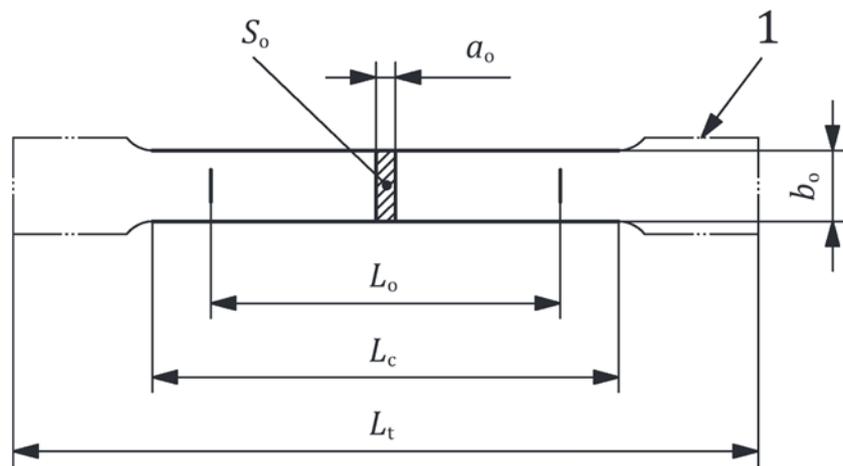
La loi de comportement mécanique caractérisant l'acier qui constitue les poutres étudiées est déterminée par sept essais de traction sur des éprouvettes prélevées dans un des profilés laminés à chaud testés lors des essais de flexion. Ces derniers proviennent tous du même lot, et sont composés d'acier S275, qui présente les caractéristiques nominales suivantes :  $f_y = 275$  MPa,  $F_u = 340$  MPa [230]. La figure II.37 et le tableau II.14 donnent les dimensions et les principales caractéristiques des éprouvettes testées en traction. Les prélèvements sont effectués près des appuis, c'est-à-dire dans une zone peu sollicitée lors du fléchissement des profilés. Les essais sont réalisés à la plateforme MSGC de l'Institut Pascal sur une machine Zwick Roell présentant une capacité de chargement de 200 kN. Les efforts et déplacements sont appliqués par l'intermédiaire de deux blocs-mâchoires qui viennent serrer chacune des extrémités de l'éprouvette, au niveau des têtes d'amarrage. L'effort appliqué pendant l'essai de traction est mesuré par un capteur de force intégré, tandis que l'allongement de la zone calibrée est mesuré sans contact par le biais d'un extensomètre vidéo. Ces mesures permettent de déterminer la relation entre les contraintes et les déformations pour l'acier testé, et *in fine*, les caractéristiques que l'on utilise pour le modéliser.

TABLEAU II.14 – Dimensions et caractéristiques des éprouvettes prélevées.

Éprouvette	$a_0$ [mm]	$b_0$ [mm]	$L_t$ [mm]	$L_0$ [mm]	Zone prélevée	Direction du prélèvement
1	6,76	20,2	210	66,0	Âme	Longitudinale
2	6,96	20,3	210	67,0	Âme	Longitudinale
3	6,80	20,2	210	66,2	Âme	Transversale
4	10,27	20,3	210	≈ 80	Semelle inf.	Longitudinale
5	9,75	20,3	210	≈ 80	Semelle inf.	Longitudinale
6	10,10	20,3	210	≈ 80	Semelle sup.	Longitudinale
7	10,20	20,3	210	≈ 80	Semelle sup.	Longitudinale

Note 1 : La direction du prélèvement donne la direction de l'axe longitudinal de l'éprouvette par rapport à celui de la poutre dans laquelle elle est prélevée, c'est-à-dire par rapport à la direction du laminage.

Note 2 :  $a_0$ ,  $b_0$ ,  $L_t$  et  $L_0$  sont explicités à la figure II.37.


**Légende**

- $a_0$  épaisseur initiale d'une éprouvette plate ou épaisseur de paroi d'un tube
- $b_0$  largeur initiale de la longueur calibrée d'une éprouvette plate
- $L_c$  longueur calibrée
- $L_0$  longueur initiale entre repères
- $L_t$  longueur totale de l'éprouvette
- $L_u$  longueur ultime entre repères après rupture
- $S_0$  aire initiale de la section transversale de la longueur calibrée
- 1 têtes d'amarrage

FIGURE II.37 – Géométrie des éprouvettes à section rectangulaire prélevées pour la caractérisation de l'acier [35].

La norme EN ISO 6892-1 [35] préconise de prendre  $L_0 = 5,65\sqrt{S_0}$ . Pour les quatre éprouvettes prélevées dans les semelles du profilé, cette relation n'est pas compatible avec le champ de mesure de la caméra, qui est limité à 80 mm environ.

La limite d'élasticité de l'acier est déterminée à partir des courbes contrainte-déformation obtenues (figure II.38), en identifiant les limites d'écoulement plastique supérieure ( $R_{eH}$ ) et inférieure ( $R_{eL}$ ), telles que définies dans l'EN ISO 6892-1. On prend finalement  $f_y$  comme la moyenne des contraintes comprises entre ces deux limites. Les sept essais permettent d'établir une limite d'élasticité moyenne égale à 310,7 MPa, et une contrainte ultime moyenne qui vaut 450,4 MPa (tableau II.15). La variabilité est relativement faible, car les valeurs mesurées oscillent autour des valeurs moyennes selon une amplitude allant de -2 à +3%.

TABLEAU II.15 – Limite d'élasticité et contrainte ultime de l'acier testé.

Éprouvette	$f_y$ [MPa]	$f_u$ [MPa]	$R_{eH}$ [MPa]	$R_{eL}$ [MPa]	Bornes du palier d'écoulement plastique
1	321,2	449,0	327,3	311,9	entre 0,27 et 2,41 % d'allongement
2	310,2	443,3	319,3	305,1	entre 0,31 et 2,16 % d'allongement
3	313,8	446,1	328,5	311,0	entre 0,22 et 2,41 % d'allongement
4	305,5	455,1	307,4	306,6	entre 0,71 et 2,11 % d'allongement
5	305,8	451,2	302,9	309,1	entre 0,24 et 1,75 % d'allongement
6	307,5	451,4	319,6	303,2	entre 0,27 et 2,24 % d'allongement
7	311,1	457,1	319,4	308,2	entre 0,13 et 2,06 % d'allongement
Moyenne	310,7	450,4	317,8	307,9	
Écart-type	5,5	4,8	9,5	3,1	

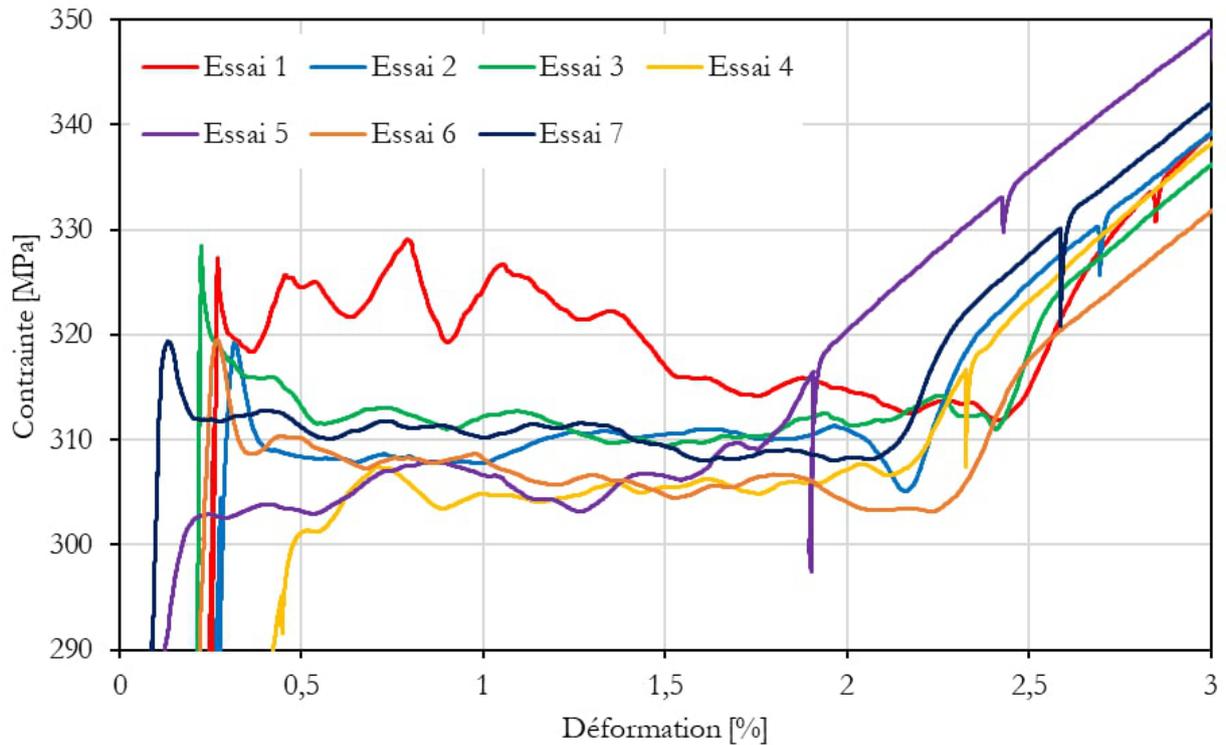


FIGURE II.38 – Écoulement plastique de l'acier.

En revanche, les essais de traction ne permettent pas de déterminer le module d'élasticité de l'acier. En effet, on peut d'abord souligner le fait que les pentes élastiques observées sur les courbes contrainte-déformation sont très différentes les unes des autres. D'autre part, des non-linéarités importantes, attribuées au calage des jeux affectant le dispositif de chargement, sont observées au début des essais. Enfin, on observe des discontinuités qui se manifestent par des petites chutes de contrainte qui donnent une courbe en zigzag dans le domaine élastique (figure II.39). Ces discontinuités sont attribuées à des pertes d'adhérence momentanées permettant à l'éprouvette de glisser par rapport aux mors auto-serrant. Les résultats de ces essais de traction ne sont donc pas exploités pour déterminer le module d'élasticité de l'acier. Par ailleurs, l'EN ISO 6892-1 formule la remarque suivante :

« L'essai de traction n'est pas la meilleure méthode pour déterminer des valeurs fiables du module d'élasticité, et d'autres méthodes alternatives, par exemple l'excitation par impulsions ou ultrasons, sont préférables. » [35]

Une autre approche peut néanmoins être adoptée pour tenter d'évaluer le module d'Young de l'acier utilisé. Elle consiste à le déduire d'après un essai de flexion à l'échelle réelle sur un profilé, en appliquant la théorie des poutres. En effet, en connaissant le moment quadratique  $I$  de la poutre de portée  $L$  testée en flexion quatre points, la force  $F$  appliquée à chaque point de chargement, la flèche  $w$  induite à mi-longueur, ainsi que la distance  $a$  entre un point de chargement et l'appui le plus proche, il est aisé de déterminer le module d'élasticité  $E$  en utilisant l'équation II.12, disponible dans les formulaires des poutres usuels.

$$w = \frac{Fa(3L^2 - 4a^2)}{24EI} \quad (\text{II.12})$$

L'essai de flexion permet de tracer la courbe représentant l'évolution de  $w$  en fonction de  $F$ . On propose d'exploiter la partie strictement linéaire de cette courbe en considérant un intervalle situé entre 10% et 40%

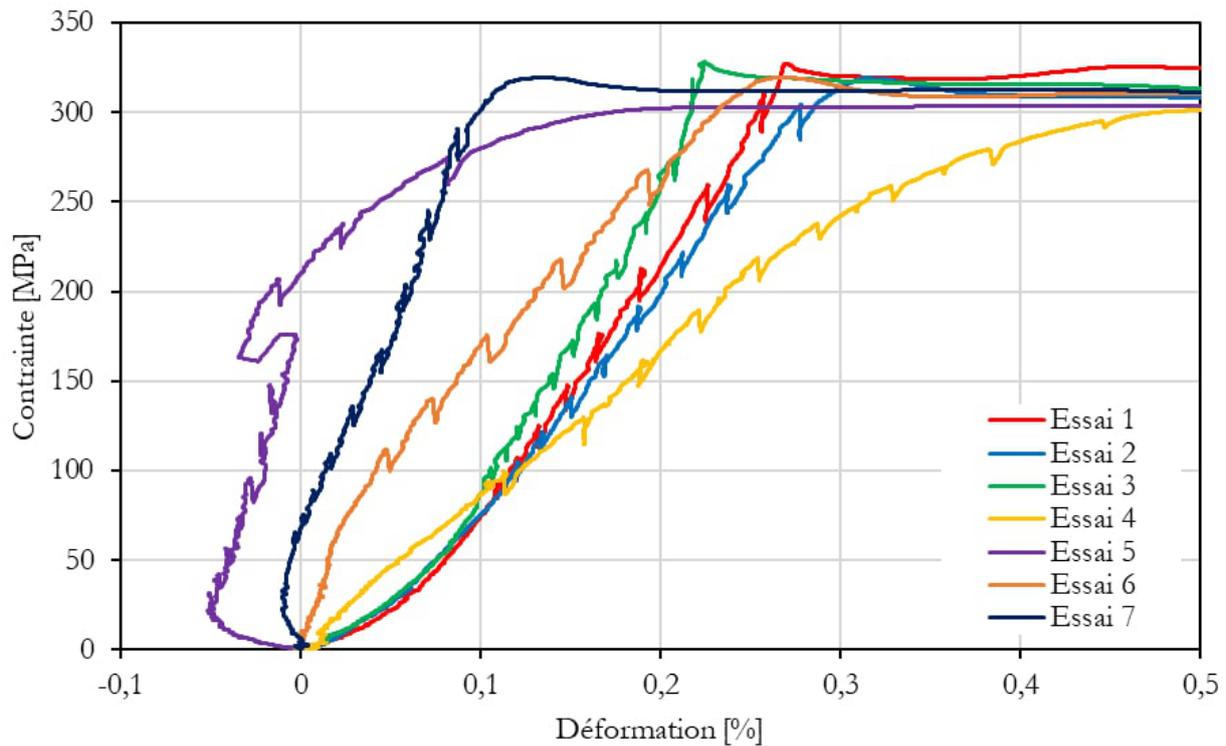


FIGURE II.39 – Essais de traction sur l'acier, focus sur le domaine élastique-linéaire.

de la charge ultime, de manière à déterminer un module d'élasticité valide. Pour rappel, on considère généralement que le module d'Young de l'acier vaut 210 Gigapascals en construction métallique [60]. Il convient alors d'évaluer les résultats obtenus par rapport à cette référence. On note toutefois que la démarche proposée ne permet pas de prendre en compte les déformations dues au cisaillement, et qu'elle suppose de connaître le moment quadratique du profilé testé. Ce dernier point peut poser problème dans la mesure où l'on ne connaît pas les dimensions des congés de raccordement avec précision, puisque l'on connaît seulement leur rayon nominal (15 mm). Les autres dimensions du profilé sont en revanche mesurées avec précision. On propose finalement d'évaluer le module d'élasticité de l'acier testé en déterminant une fourchette de valeurs basée sur différentes hypothèses quant à la géométrie de la section (tableau II.16). Il apparaît alors envisageable que l'acier présente un module d'élasticité inférieur à 210 GPa.

TABLEAU II.16 – Évaluation du module d'élasticité de l'acier.

Section	Congé de raccordement	Module d'élasticité [MPa]
Section brute nominale	Oui	194 799
Section brute mesurée	Oui	184 861
Section brute mesurée	Non	194 616

## II.III.2 Le bois

La caractérisation mécanique du matériau bois est plus complexe que celle de l'acier, notamment du fait de son anisotropie. Elle nécessite de réaliser des essais variés. Ici, on s'intéresse au comportement de poutres en flexion, les caractéristiques essentielles sont donc la rigidité longitudinale et la résistance en flexion. Mais on cherche également à établir le module d'élasticité dans les directions perpendiculaires au fil du bois, dans l'optique de modéliser le bois comme un matériau orthotrope. En effet, il est difficile d'établir ce module sur

la base des données présentes dans la littérature tant celles-ci varient d'une source à l'autre, certainement en raison de la grande variabilité des propriétés mécaniques du bois. Qui plus est, les propriétés du bois sont généralement données dans un repère cylindrique, les caractéristiques dans le plan transversal étant formulées dans un repère radial-tangentiel. Or, on souhaite pouvoir modéliser les poutres testées dans un repère cartésien et ainsi homogénéiser les caractéristiques données dans les directions radiales et tangentielles. Il est alors utile d'effectuer des essais de caractérisation pour obtenir les données qui correspondent aux poutres testées. En revanche, ce travail de caractérisation n'est pas effectué pour le cisaillement, car, d'une part, la distinction entre les propriétés radiales et tangentielles est moins intense pour le cisaillement que pour la rigidité axiale. En effet, d'après Guitard [41], on a :

$$\frac{G_{LR}}{G_{LT}} \approx 1,16 \quad \text{et} \quad \frac{E_R}{E_T} \approx 1,60$$

D'autre part, les références bibliographiques à disposition sont jugées satisfaisantes pour opérer un choix suffisamment documenté pour le cisaillement.

Les essais de caractérisation sont réalisés en prenant la norme EN 408 pour principale référence [36]. Des échantillons de bois sont prélevés dans les parties non-endommagées des poutres déjà testées en flexion. Le bois testé est donc classé comme du GL24h, c'est-à-dire du bois lamellé-collé homogène (par opposition à du bois lamellé-collé panaché) présentant une valeur nominale de résistance caractéristique à la flexion égale à 24 MPa [222]. Il s'agit vraisemblablement d'épicéa. Ces échantillons permettent de réaliser des essais en compression longitudinale et transversale, ainsi qu'en flexion. Ces essais sont réalisés sur une machine Zwick Roell (la même que pour la caractérisation de l'acier) présentant une capacité de chargement de 200 kN. L'ensemble des essais réalisés sur cette machine reposent sur une mesure des efforts par des capteurs de force intégrés et une mesure des déplacements par extensométrie optique entre deux traits tracés directement sur les éprouvettes. Cette méthode de mesure des déplacements présente l'avantage d'être très précise et permet d'enchaîner rapidement les essais. On peut néanmoins tempérer ses mérites car elle repose sur l'observation d'une seule face de l'éprouvette testée, restant ainsi aveugle à des mouvements hors plans inattendus.

Outre ces essais portant sur des échantillons réduits, on opère également une déduction des propriétés du bois en flexion à partir des essais à l'échelle réelle (poutres de 4,6 m de long). Ces derniers permettent de mettre en évidence un effet d'échelle et se révèlent plus concluants que les essais de flexion et de compression longitudinale réalisés sur de petits échantillons. On présente néanmoins ces derniers en annexe. On détaille également les résultats obtenus grâce aux essais de compression transversale sur éprouvettes réduites car ils fournissent des données que l'on ne peut pas déduire des essais de flexion réalisés à l'échelle réelle.

## A - Compression transversale sur échantillons

Le module d'élasticité transversal du bois lamellé-collé est établi par des essais en compression transversale sur des échantillons de bois présentant les dimensions spécifiées au tableau II.17 et choisies conformément aux critères proposés dans l'EN 408. Les éprouvettes testées sont composées de 5 lamelles chacune et sont au nombre de 26. En comparaison avec d'autres essais de caractérisation du bois, ces dimensions sont relativement élevées. Bien qu'aucune confirmation explicite ne soit trouvée dans la littérature consultée, il s'agit vraisemblablement de solliciter un volume représentatif de manière à obtenir des propriétés homogènes valables. En effet, on rappelle que le bois lamellé-collé est constitué d'un ensemble de lamelles qui sont assemblées entre elles par collage, et dont les cernes du bois qui les constituent sont orientées de manière aléatoire. Or, l'arrangement des cernes exerce une influence non négligeable sur la rigidité du bois sollicité en compression transversale, puisque le module d'élasticité est plus important dans la direction radiale que dans la direction tangentielle [231]. Le bois lamellé-collé ne peut donc être considéré comme un matériau homogène qu'à partir d'une certaine échelle.

TABLEAU II.17 – Dimensions des éprouvettes testées en compression transversale.

Hauteur [mm]	Largeur [mm]	Longueur [mm] (sens du fil)
200	115	217

Une autre spécificité de ce type d'essai réside dans la difficulté à définir la résistance en compression transversale désignée  $F_{c,90,max}$ . Or, la méthode de détermination du module d'élasticité transversal en compression  $E_{c,90}$  repose en partie sur la valeur retenue pour cette résistance. La définition de  $F_{c,90,max}$  a évolué au cours du temps et ne fait toujours pas consensus puisque l'on retrouve par exemple des différences majeures entre l'EN 408 et l'ASTM D143 [232], comme le montre de manière schématique la figure II.40 pour le bois massif.

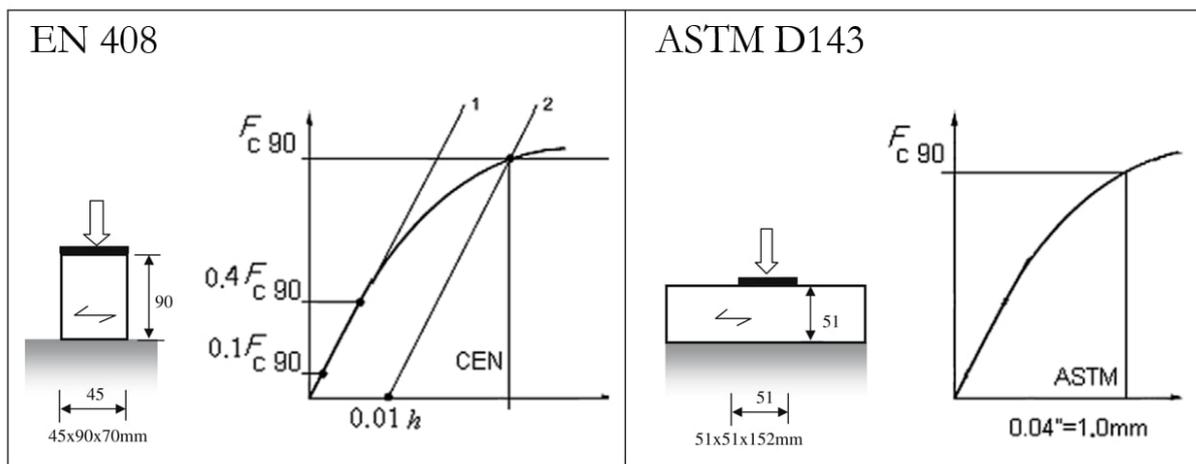


FIGURE II.40 – Différentes normes pour les essais de compression transversale sur bois massif.

D'une part, la démarche nord-américaine repose sur la compression transversale d'une portion de poutre, et  $F_{c,90,max}$  est définie comme la charge correspondant à une valeur donnée d'écrasement. Ce type d'essai vise à correspondre à une situation particulière mais néanmoins fréquente en construction, et donne des valeurs de résistance élevées dans la mesure où la largeur efficace contribuant à la résistance en compression dépasse l'empreinte de la platine de chargement. D'autre part, la démarche européenne repose sur la compression d'un bloc dont deux faces opposées sont sollicitées en compression sur l'intégralité de leur surface. La charge maximale est considérée atteinte lorsque les déformations irréversibles atteignent 1 %, le procédé itératif suivant est proposé pour la déterminer :

« Estimer une valeur pour la charge  $F_{c,90,max}$  en utilisant les résultats d'essai, tracer la courbe force/flèche [...]. Calculer  $0,1F_{c,90,max}$  et  $0,4F_{c,90,max}$  et déterminer où ces deux valeurs interceptent la courbe force/déplacement. Tracer la ligne droite 1 passant par ces deux points [...]. Tracer la ligne 2 ayant son origine en  $F = 0$  parallèlement à la ligne 1 et à une distance de celle-ci équivalente à un déplacement de  $0,01h_0$ , [c'est-à-dire  $0,01 \times 0,6 \times h$ , soit 0,6% de la hauteur totale de l'éprouvette]. L'intersection de la droite 2 avec la courbe des résultats d'essai est  $F_{c,90,max}$ . Si la valeur de  $F_{c,90,max}$ , telle que déterminée, se trouve dans un intervalle de 5% de  $F_{c,90,max,est}$ , alors cette valeur peut être utilisée pour déterminer la résistance à la compression; sinon, répéter la procédure jusqu'à ce qu'une valeur de  $F_{c,90,max}$  soit obtenue dans cet intervalle. » [36]

Leijten [232] souligne qu'il s'agit davantage d'un critère posant une limite en déformation plutôt qu'un critère définissant la ruine de l'élément en bois en situation réelle. Les valeurs de résistance en compression transversale établies selon l'EN 408 sont donc plutôt conservatrices. En effet, les configurations testées selon l'EN 408 ne correspondent pas aux configurations rencontrées en construction, où des déformations importantes peuvent être atteintes. La démarche consiste plutôt à établir une valeur de base qui est ensuite pondérée, par un facteur  $k_{c,90}$  allant de 1 à 4, de manière à correspondre à des situations réelles particulières [221, 233]. Quoi qu'il en soit, ces deux définitions engendrent des valeurs très différentes pour  $F_{c,90,max}$ , puisque, pour un même bois, l'ASTM D143 peut conduire à déterminer une résistance en compression transversale 2,5 fois plus importante que celle établie en adoptant la démarche proposée dans l'EN 408 [232]. On choisit finalement d'adopter la démarche développée dans l'EN 408, par cohérence avec les autres essais, tout en gardant à l'esprit les implications qu'elle entraîne et qui sont mises en évidence par comparaison avec la démarche nord-américaine.

Une fois que  $F_{c,90,max}$  est établie pour un essai, il est possible de déterminer  $E_{c,90}$ , le module d'élasticité transversal en compression, à partir du même essai. Comme pour les autres types d'essais, la norme EN 408 propose d'analyser la courbe charge-déplacement obtenue en ne considérant que le tronçon compris entre 10 et 40% de  $F_{c,90,max}$ . Cette démarche se révèle particulièrement judicieuse dans le cas des présents essais étant donné qu'une non-linéarité systématique est constatée au tout début de l'essai (figure II.41).

Des investigations sont menées pour comprendre la cause de cette non-linéarité et on étudie en particulier l'impact des jeux affectant le dispositif de chargement. Pour ce faire, un essai de compression à vide est réalisé de manière à mesurer le déplacement dû à la déformation globale du système que constituent les blocs mâchoires et les platines de répartition qui accueillent les éprouvettes testées. Les résultats de cet essai permettent de corriger l'écrasement global de chacune des éprouvettes testées en faisant la différence entre le déplacement de la tête de chargement et le déplacement causé par la déformation des mors. Néanmoins, le déplacement ainsi obtenu continue de présenter les mêmes inflexions en tout début d'essai (figure II.41). La raison précise de cette perturbation n'est donc pas clairement identifiée mais on peut penser qu'elle est liée à un calage de l'éprouvette au cours de la mise en charge. Quoi qu'il en soit, les charges  $F$  et les déplacements  $w$  mesurés demeurent tout à fait exploitables puisque l'on prend soin de considérer uniquement le tronçon strictement linéaire des courbes charge-écrasement obtenues.

On rappelle que l'écrasement  $w$  correspond à la différence entre la distance  $L$  qui sépare deux points donnés à un moment quelconque de l'essai et  $h_0$  leur espacement initial :  $w = L - h_0$ . Ainsi, si l'on connaît la largeur  $b$  de l'éprouvette testée,  $\ell$  sa longueur, ainsi que la distance initiale  $h_0$  entre les repères servant à mesurer l'écrasement, alors il est possible d'exprimer  $E_{c,90}$ , d'une manière qui équivaut à formuler le taux d'accroissement de la fonction linéaire qui relie les contraintes et les déformations (équation II.13).

$$E_{c,90} = \frac{(F_{40} - F_{10})h_0}{(w_{40} - w_{10})b\ell} \quad (\text{II.13})$$

Cet essai permet également d'évaluer  $f_{c,90}$ , la résistance du bois en compression transversale. On est naturellement conduit à l'exprimer de la façon suivante (équation II.14) :

$$f_{c,90} = \frac{F_{c,90,max}}{b\ell} \quad (\text{II.14})$$

Enfin, cet essai est l'occasion de comparer deux méthodes de mesure de l'écrasement représentées ci-dessous. La première est strictement conforme à l'EN 408 et se caractérise par le fait que la distance initiale entre les points de mesure vaut 60% de la hauteur totale de l'éprouvette, c'est-à-dire :  $h_0 = 120mm$ . L'évolution de cette distance de référence est directement mesurée par extensométrie optique. La deuxième

méthode est plus simple et donc moins rigoureuse, mais demeure intéressante puisque l'on retrouve des mentions de cette pratique dans la littérature [231, 233, 232]. Elle consiste à mesurer l'écrasement à partir du déplacement de la tête de chargement, en considérant donc la hauteur totale de l'éprouvette comme longueur de référence, c'est-à-dire :  $h_0 = 200\text{ mm}$ . Dans ce cas, le déplacement mesuré est corrigé de la déformation du dispositif de chargement. Les résultats obtenus font état de différences significatives entre les deux méthodes, tel que l'illustre la figure II.41.

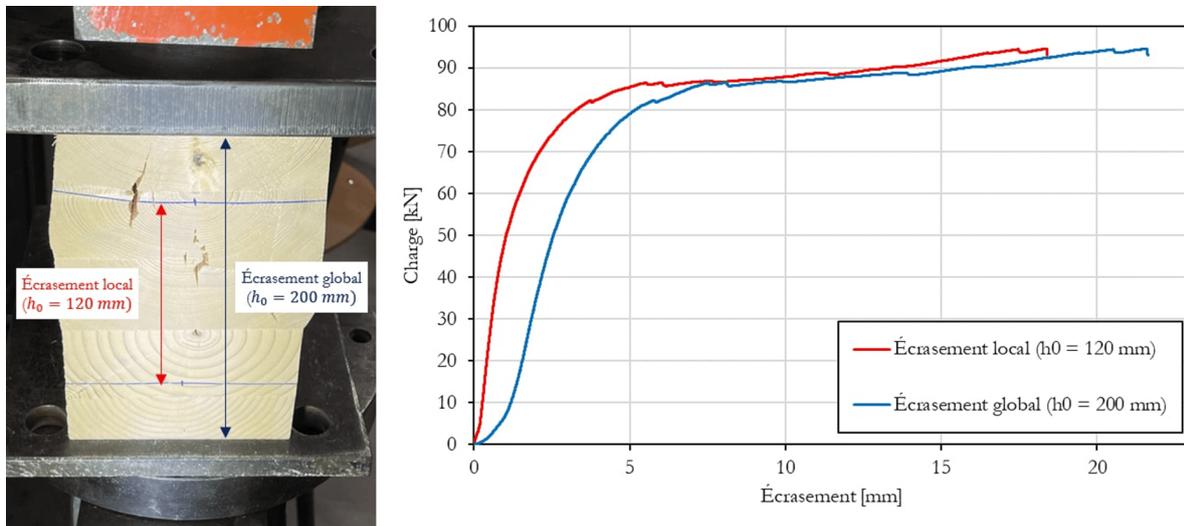


FIGURE II.41 – Influence de différentes méthodes de mesure de l'écrasement transversal sur les résultats.

On remarque d'abord que les courbes charge-écrasement apparaissent sensiblement différentes. En effet, leur comparaison permet de souligner que la méthode simplifiée engendre une non-linéarité en début de chargement particulièrement importante. De plus, la courbe est beaucoup moins raide dans le domaine élastique que dans le cas d'une courbe obtenue par une méthode respectant les dispositions proposées dans l'EN 408. Les résultats présentés au tableau II.18 montrent que cet écart de raideur a un impact sensible mais modéré sur la détermination de  $F_{c,90,max}$ , tel que définie dans l'EN 408, et par conséquent sur la résistance  $f_{c,90}$ . En revanche, l'impact de la méthode de mesure sur le module d'élasticité  $E_{c,90}$  est beaucoup plus important. Ainsi, si la démarche proposée dans l'EN 408 est prise comme référence, l'adoption d'une méthode de mesure simplifiée conduit à sous-estimer  $E_{c,90}$  de 35% en moyenne (écart-type = 14%), tandis que la surestimation de  $f_{c,90}$  est de l'ordre de 10% (écart-type = 4%). Ces observations recourent les résultats expérimentaux obtenus par Hoffmeyer et al. qui testent des échantillons en bois lamellé-collé, mais aussi en bois massif [231]. Dans la mesure où les deux démarches donnent des résultats très différents, du moins en ce qui concerne le module d'élasticité  $E_{c,90}$ , et compte tenu de l'analyse effectuée, on choisit d'appliquer les dispositions préconisées par l'EN 408 concernant la mesure de l'écrasement ( $h_0 = 120$ ). On considère donc que les valeurs moyennes à retenir pour le module d'élasticité et la résistance en compression transversale sont respectivement 400 et 3,23 MPa.

Ces résultats peuvent être mis en perspective par une comparaison avec les valeurs normatives données dans l'EN 14080 [222]. Pour un bois lamellé-collé de classe GL24h, la norme préconise de considérer un module d'élasticité transversal moyen  $E_{90,g,moyen}$  égal à 300 MPa, et une résistance caractéristique en compression perpendiculaire au fil  $f_{c,90,g,k}$  valant 2,5 MPa. D'une part, on peut dire que le module d'élasticité moyen déterminé lors des essais est cohérent, quoique relativement important, par rapport à la norme. D'autre part, la valeur minimale mesurée pour la résistance en compression transversale peut être considérée comme proche de la valeur caractéristique normative. Par ailleurs, les mesures réalisées sont cohérentes avec les valeurs trouvées dans la littérature [231, 232].

TABLEAU II.18 – Propriétés mécaniques du bois en compression transversale.

Propriété	Moyenne [MPa]	Maximum [MPa]	Minimum [MPa]	Écart-type [MPa]
$E_{c,90}$ ( $h_0 = 120$ mm – méthode EN 408)	400	593	242	82
$E_{c,90}$ ( $h_0 = 200$ mm – méthode simplifiée)	248	321	201	29
$f_{c,90}$ ( $h_0 = 120$ mm – méthode EN 408)	3,23	4,08	2,73	0,34
$f_{c,90}$ ( $h_0 = 200$ mm – méthode simplifiée)	3,51	4,32	2,94	0,35

On complète la description des essais de compression transversale en indiquant que le mécanisme de rupture est conforme aux observations d'Hoffmeyer et al. [231] et demeure le même pour toutes les éprouvettes testées (figure II.42). La ruine se manifeste par une fissuration orientée verticalement, c'est-à-dire parallèlement à la direction de chargement, généralement avant que  $F_{c,90max}$  ne soit atteinte, et qui a tendance à se développer à proximité du milieu de la section droite, ce qui traduit l'action d'une tension perpendiculaire au fil du bois [231]. La récurrence de ce schéma global de fissurations peut éventuellement être perturbée par la présence de nœuds ainsi que par l'orientation aléatoire des cernes de croissance qui peuvent entraîner la déviation des fissures. On note également que la surface libre des lamelles est amenée à prendre une forme bombée lorsque des niveaux importants de chargement et de déformation sont atteints. En revanche, la ligne de jonction entre les lamelles semble subir une déformation latérale moins importante du fait de la rigidification apportée par le collage.



FIGURE II.42 – Rupture d'une éprouvette sollicitée en compression transversale.

## B - Flexion sur poutres taille réelle

Les essais de flexion réalisés sur les poutres taille réelle ne respectent pas toutes les dispositions préconisées par l'EN 408, mais ils se révèlent plus pertinents pour déterminer les propriétés du bois utilisé, car ils présentent une échelle appropriée pour l'analyse mécanique que l'on souhaite effectuer. On rappelle que deux configurations différentes sont testées en flexion quatre points (B<sub>1</sub> et B<sub>2</sub>), et que trois essais sont réalisés pour chacune d'entre elles. Dans tous les cas, la poutre testée est constituée de deux membrures similaires juxtaposées, sans connexion entre elles. Ce montage correspond à celui adopté pour les poutres mixtes, mais sans le profilé métallique. La portée des poutres testées vaut 4,3 m, l'entraxe entre les points d'application des charges est de 1,0 m, et les conditions d'appui et de chargement sont les mêmes dans tous les cas. On rappelle également qu'un dispositif assure le maintien latéral des poutres et empêche ainsi leur déversement. En définitive, les deux configurations se différencient uniquement par la dimension de leur section droite (figure II.43). Les configurations B<sub>1</sub> et B<sub>2</sub> comportent des chanfreins qui sont nécessaires à leur assemblage avec un profilé métallique pour former des poutres mixtes. Ces chanfreins sont pris en compte dans le calcul des propriétés des sections qui intervient dans la caractérisation du comportement en flexion.

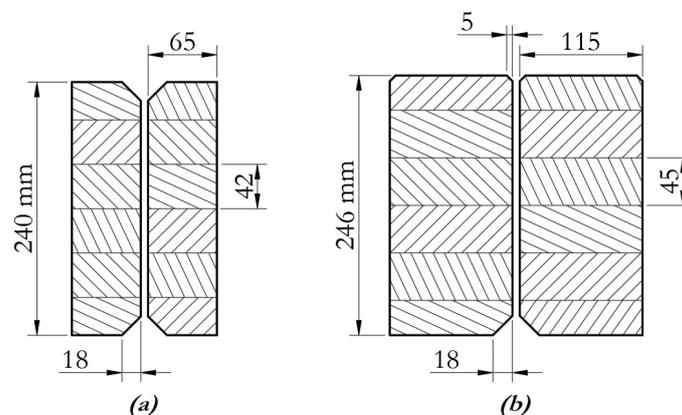


FIGURE II.43 – Poutres considérées à l'échelle réelle : (a) configuration B<sub>1</sub>, (b) configuration B<sub>2</sub>.

La détermination du module d'élasticité repose d'une part sur la mesure de la charge appliquée et d'autre part sur la mesure de la flèche. L'EN 408 propose deux notions différentes relatives à cette mesure de déplacement : la flèche globale  $w_g$  et la flèche locale  $w_l$ . La première constitue simplement une mesure du déplacement vertical à mi-travée, tandis que la deuxième consiste à mesurer le déplacement de trois points alignés longitudinalement, situés dans la zone de moment constant, c'est-à-dire entre les points de chargement, et dont les positions relatives font l'objet d'exigences normatives (figure II.44). Dans le cadre des essais de flexion portant sur les configurations B<sub>1</sub> et B<sub>2</sub>, on considère les déplacements mesurés à mi-travée et au droit des points d'application des charges.

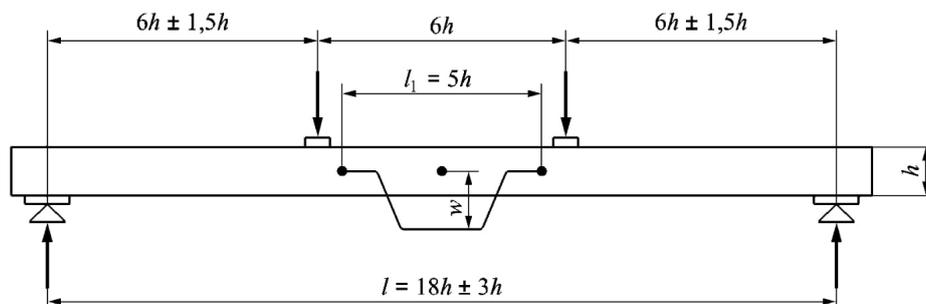


FIGURE II.44 – Mesure de la flèche locale lors d'un essai de flexion quatre points selon l'EN 408 [36].

Ces mesures permettent d'abord de déterminer le module d'élasticité en flexion. Les deux mesures de déplacement conduisent à déterminer un module local  $E_{m,l}$  et un module global  $E_{m,g}$  pour lesquels l'EN 408 propose les formulations suivantes (Équations II.15 et II.16) :

$$E_{m,l} = \frac{a\ell_1^2(F_2 - F_1)}{16I(w_{l,2} - w_{l,1})} \quad (\text{II.15})$$

$$E_{m,g} = \frac{3a\ell^2 - 4a^3}{2bh^2\left(2\frac{w_{g,2}-w_{g,1}}{F_{g,2}-F_1} - \frac{6a}{5Gbh}\right)} \quad (\text{II.16})$$

Où :

$a$  (= 1650 mm) est la distance entre un point de chargement et l'appui le plus proche;

$\ell$  (= 4300 mm) est la portée en flexion;

$\ell_1$  (= 1000 mm) est la longueur de référence pour la mesure de  $w_l$  et le calcul de  $E_{m,l}$ ;

$I$  [mm<sup>4</sup>] est le moment quadratique de la section droite;

$h$  [mm] est la hauteur de la section droite;

$b$  [mm] (=  $12I/h^3$ ) est la largeur de la section droite;

$G$  [MPa] est le module de cisaillement longitudinal;

$w_l$  [mm] est flèche locale mesurée;

$w_g$  [mm] est flèche globale mesurée;

$F$  [N] est l'effort total appliqué.

Le calcul repose alors sur la détermination des accroissements de la charge et du déplacement dans un intervalle pour lequel la relation entre ces grandeurs est linéaire. Ce domaine est pris comme l'intervalle compris entre 10 et 40% de la charge ultime, d'où les grandeurs  $F_1$ ,  $F_2$ ,  $w_{l,1}$ ,  $w_{l,2}$ ,  $w_{g,1}$ , et  $w_{g,2}$ . De plus, on précise que l'expression donnée pour le calcul de  $E_{m,g}$  permet de prendre en compte les déformations dues au cisaillement. Le module d'élasticité global en flexion pure  $E_{m,g,1}$  peut être obtenu en considérant  $G$  comme infini. Sinon, dans le cas où la valeur réelle de  $G$  n'est pas connue, ce qui est le cas pour cette campagne d'essais, l'EN 408 suggère de la prendre égale à 650 MPa pour déterminer le module tenant compte du cisaillement, que l'on nomme  $E_{m,g,2}$ .

Par ailleurs, on détermine la résistance en flexion  $f_m$ , qui correspond à la contrainte normale maximale induite par la charge  $F$ . Si l'on connaît la largeur  $b$  de la section, sa hauteur  $h$ , ainsi que la distance  $a$  entre un point de chargement et l'appui le plus proche, alors on peut exprimer la résistance en flexion comme suit (équation II.17) :

$$f_m = \frac{3Fa}{bh^2} \quad (\text{II.17})$$

Les résultats relatifs à la rigidité et à la résistance du bois sont donnés au tableau II.19. Ils montrent que le module d'élasticité varie sensiblement en fonction de la démarche adoptée pour le déterminer. On fixe alors une référence en rappelant que la valeur moyenne du module d'élasticité longitudinal pour un bois lamellé-collé GL24h vaut 11500 MPa d'après l'EN 14080 [222]. Il apparaît que les poutres testées présentent des caractéristiques différenciées selon leur type (B1 ou B2). En effet, la variabilité est particulièrement faible si l'on procède à cette classification. On note toutefois l'exception que constitue la poutre B2.2, puisque l'on rappelle que celle-ci comporte un défaut au droit d'un joint d'aboutage situé en fibre tendue. Cette poutre n'est donc pas prise en compte pour le calcul des propriétés moyennes de la configuration B2, qui ne repose donc que sur 2 essais, contre 3 pour la configuration B1. Finalement, il ressort en particulier que les poutres de type B1 possèdent des propriétés moins bonnes que les poutres B2, et en deçà des valeurs nominales pour un bois GL24h. Par ailleurs, on remarque que les modules d'élasticité locaux  $E_{m,l}$  sont plutôt variables et

parfois incohérents vis-à-vis des autres valeurs obtenues et/ou de la valeur de référence (11500 MPa). En revanche, on peut dire que les valeurs trouvées pour  $E_{m,g,1}$  et  $E_{m,g,2}$  sont cohérentes entre elles.

En ce qui concerne la résistance en flexion, on peut qualifier les valeurs trouvées de pertinentes étant donné que la valeur caractéristique de référence vaut 24 MPa [222]. La dispersion des valeurs mesurées est plus importante que pour les modules d'élasticité globaux mais paraît normale pour du bois. Enfin, on note que la résistance des poutres B1 apparaît relativement faible vis-à-vis de la valeur caractéristique de référence. En effet, malgré le faible nombre d'essais qui rend délicate l'analyse statistique, on détermine un fractile à 5% égal à 22,2 MPa pour les poutres de type B1 (contre 29,7 pour les poutres B2.1 et B2.3).

TABLEAU II.19 – Propriétés des poutres taille réelle en flexion.

Poutre	$E_{m,g,1}$ [Mpa]	$E_{m,g,2}$ [Mpa]	$E_{m,l}$ [Mpa]	$f_m$ [Mpa]
B1.1	10 026	10 429	16 008	27,1
B1.2	9736	10 115	8666	34,1
B1.3	8738	9042	10 796	26,4
B2.1	11 138	11 663	15 102	39,3
B2.2	9416	9789	11 779	16,4
B2.3	10 956	11 464	13 405	33,6
Moyenne B1	9500	9862	11 823	29,2
Moyenne B2*	11 047	11 564	14 254	36,5
Coefficient variation B1	7,1 %	7,4 %	31,9 %	14,6 %
Coefficient variation B2*	1,2 %	1,2 %	8,4 %	11,2 %

\*Hors B2.2.

Finalement, on met en perspective ces propriétés déduites des essais à l'échelle réelle en donnant les résultats obtenus pour des essais de flexion et de compression longitudinale réalisés sur des échantillons réduits (tableau II.20). Un développement complet de ces essais est donné en annexe.

TABLEAU II.20 – Résumé des propriétés déterminées par le biais d'essais sur échantillons réduits sollicités en flexion et en compression longitudinale.

Propriété mesurée	Moyenne [MPa]	Coefficient de variation [%]	Nombre d'essais valides
Compression longitudinale - $E_{c,0}$	11 689	27	31
Flexion - $E_{m,g,1}$ ( $G = \infty$ )	8855	18	32
Flexion - $E_{m,g,2}$ ( $G = 650$ MPa)	9298	18	32
Flexion - $E_{m,l}$	10 196	20	32
Compression longitudinale - $f_c, 0$	35,0	18	31
Flexion - $f_m$	49,0	27	32

# CHAPITRE II.IV

## DÉVELOPPEMENT D'UN MODÈLE NUMÉRIQUE

---

### II.IV.1 Démarche adoptée

La bonne connaissance de la géométrie des configurations testées, du chargement et des propriétés des matériaux permet d'envisager une simulation numérique des poutres mixtes acier-bois testées en flexion simple. L'enjeu est d'utiliser la simulation numérique pour tenter de comprendre les phénomènes observés lors des essais, et en particulier les phénomènes non-linéaires qui sont difficiles à appréhender analytiquement. On procède d'abord à une description de la construction du modèle qui est employé par la suite pour réaliser des tests de sensibilité sur différents paramètres.

Il s'agit ici de simuler le comportement mécanique global des poutres testées, qui est principalement caractérisé par la relation entre les charges qui leur sont appliquées et la déflexion induite. Cette dernière est ici quantifiée par le déplacement vertical à mi-travée (plus simplement nommé « flèche »). On cherche en particulier à simuler un comportement qui rend compte de la capacité résistante des poutres modélisées, ainsi que de leur raideur initiale (dans le domaine élastique-linéaire).

On utilise la simulation numérique par la méthode des éléments finis en 3 dimensions qui se révèle utile pour représenter finement les interactions entre les différents composants de la poutre mixte, ainsi que pour procéder au couplage avec un modèle thermique (ces aspects seraient plus compliqués à mettre en œuvre pour un modèle poutre). Le couplage thermomécanique est également facilité si la discrétisation spatiale est réalisée au moyen d'éléments volumiques, par opposition à des éléments coques qui peuvent aussi être utilisés pour une analyse structurale portant sur des profilés métalliques. Enfin, dans la mesure où tous les moyens disponibles sont employés pour limiter au maximum les déplacements hors-plan lors des essais, par le biais des maintiens anti-déversement, on considère les phénomènes d'instabilités géométriques concomitants à ces déplacements hors-plan comme négligeables pour l'analyse numérique. Le voilement des parois et le déversement des poutres n'ont donc pas lieu d'intervenir dans la simulation, et on étudie alors un problème de flexion pure dans le plan vertical. Dès lors, il devient possible d'exploiter plusieurs conditions de symétrie pour alléger le modèle. Les configurations simulées sont celles présentées dans la partie consacrée aux essais de flexion (section II.II.1). On note cependant que pour les configurations AB<sub>2</sub> et B<sub>2</sub>, on ne modélise pas le capot (la pièce de bois recouvrant la semelle inférieure), car celui-ci est connecté aux autres composants de telle sorte qu'il ne joue pas de rôle mécanique.

Enfin, on précise que la simulation est développée par le biais du logiciel commercial MSC Marc 2014.2.0 et de Mentat, l'interface graphique qui lui est associée [4]. Cette solution est choisie car elle a fait ses preuves pour la simulation d'assemblages acier-bois, développée lors de précédentes thèses [138, 234].

### II.IV.2 Géométrie

Premièrement, le fait de postuler que les phénomènes d'instabilité géométrique peuvent être ignorés et que la poutre testée est sollicitée en flexion pure, fait en sorte que l'on peut se contenter de simuler seulement un quart de la poutre, grâce à l'intersection de deux plans de symétrie verticaux : l'un est longitudinal et coupe la section droite en deux tandis que l'autre est transversal et passe par la mi-portée.

Deuxièmement, on a vu que les nombreuses mesures réalisées lors des essais permettent de connaître pré-

cisément les géométries à modéliser (tableaux II.5 à II.7). Pour autant, la représentation correcte des poutres étudiées n'est pas évidente, car il est possible de représenter la section modélisée de manière plus ou moins complexe et des petites modifications géométriques peuvent avoir de grandes répercussions sur le comportement mécanique global. En effet, le développement du modèle révèle la nécessité d'étudier l'influence des paramètres géométriques suivants concernant le profilé métallique : dimensions de la section droite, congés de raccordement, et percements (tableau II.21).

TABLEAU II.21 – Configuration A – choix des paramètres géométriques ( $E = 210\text{GPa}$ ).

Résultat	Dimensions section	Congés de raccordement	Percements semelle inférieure	Raideur [kN.mm <sup>-1</sup> ]	Charge max. [kN]
Essai poutre A	Réelles	Congés arrondis	Avec	3,68	92,29
Simulation 1	Mesurées	Pas de congé	Avec	3,86	89,93
Simulation 2	Mesurées	Pas de congé	Sans	3,88	92,93
Simulation 3	Nominales	Congés arrondis	Sans	3,89	94,01
Simulation 4	Mesurées	Congés triangulaires	Avec	4,05	94,74
Simulation 5	Mesurées	Congés arrondis	Avec	4,07	95,22
Simulation 6	Mesurées	Congés arrondis	Sans	4,01	97,93

Au vu des résultats du tableau II.21 et des écarts entre dimensions nominales et mesurées (tableau II.5), on choisit finalement de ne modéliser ni les congés de raccordement, ni les 20 percements qui traversent la semelle inférieure, et de prendre en compte les dimensions mesurées lors des essais (tableau II.21 - Simulation 2).

Pour le bois, la question se pose de prendre en compte ou non les chanfreins qui permettent une bonne mise en contact des différents composants (section II.II.1), car ils ont effectivement un effet sur les résultats de simulation. Par exemple, ne pas tenir compte des chanfreins de 18 mm de côté pratiqués dans les poutres B<sub>1</sub>, tout en conservant leur largeur et leur longueur inchangées, conduit à des valeurs de raideur et de résistance augmentées à hauteur de 5,7%. En revanche, pour la configuration B<sub>2</sub>, on peut évidemment négliger les chanfreins de 5 mm de côté, car cela implique une surestimation de la raideur et de la résistance de l'ordre de 0,2 et 1,7% respectivement. On choisit donc de simuler l'ensemble des chanfreins de 18 mm de côté.

### II.IV.3 Maillage

La simulation numérique par la méthode des éléments finis suppose d'utiliser un type d'élément adapté au problème modélisé. En l'occurrence, on étudie des poutres en flexion, l'utilisation d'éléments parallélépipédiques quadratiques constitue alors le choix le plus judicieux car ceux-ci peuvent eux-mêmes se déformer en flexion, à l'inverse des éléments linéaires (figure II.45). On choisit donc de recourir à des éléments quadratiques en forme d'hexaèdres à 20 nœuds (hex20) : un nœud à chaque sommet et un au milieu de chaque arête (figure II.46).

Dans la mesure où l'on dispose de résultats expérimentaux, il est possible d'opérer une analyse de sensibilité sur la densité du maillage en mesurant l'écart entre les résultats d'essais et de simulation. On montre ainsi que la densification du maillage dans la direction longitudinale cesse d'être pertinente à partir du moment où la longueur des éléments atteint environ 25 centimètres si l'on utilise des éléments quadratiques (figure II.45). Néanmoins, il est généralement conseillé de ne pas utiliser des éléments trop élancés : un ratio de 1 pour 10 constitue une limite à ne pas dépasser [4]. On choisit finalement de conserver des éléments quadratiques d'une longueur variant entre 2 et 5 centimètres.

La même analyse de sensibilité réalisée dans la direction transversale montre que la densification du

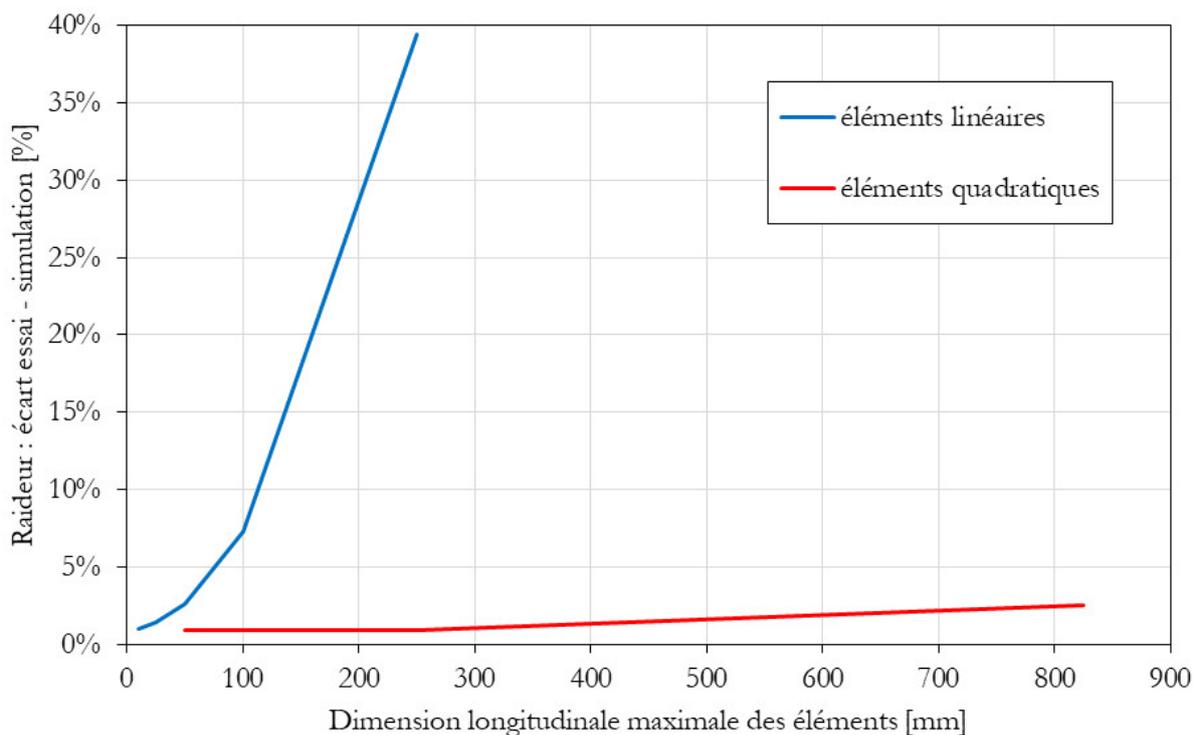


FIGURE II.45 – Configuration B1 - sensibilité du modèle à la dimension longitudinale des éléments.

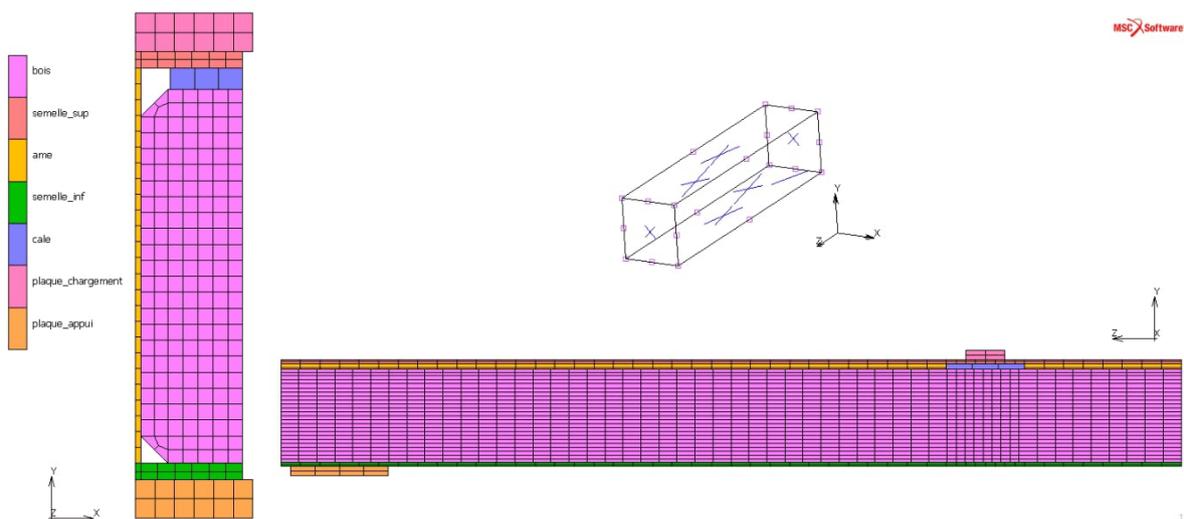


FIGURE II.46 – Configuration AB1 - maillage.

maillage de la section droite n'a pas d'influence significative sur le comportement global de la poutre simulée. Le tableau II.22 permet de s'en rendre compte en donnant les écarts essais-simulation pour la raideur et la charge maximale obtenues pour le profilé métallique pris seul, et pour des maillages de finesse variable (on obtient le même type de résultat pour une poutre bois). On choisit finalement des éléments de 1 cm de côté environ, de manière à pouvoir simuler correctement les chanfreins, et de telle sorte que le maillage soit plutôt uniforme (figure II.46).

En résumé, on peut dire que les éléments quadratiques utilisés sont des hexaèdres à 20 nœuds présentant une longueur maximale de 50 mm et une section de 10 x 10 mm environ. Le maillage peut éventuellement être affiné au droit du point d'application des charges de manière à mieux capter les gradients de déforma-

TABLEAU II.22 – Configuration A - sensibilité du modèle à la dimension transversale des éléments ( $E = 210\text{GPa}$ ).

Résultat	Écart raideur [%]	Écart charge max [%]
Essai poutre A	0,00	0,00
Simulation éléments 65,0 mm	+3,12	-2,65
Simulation éléments 32,5 mm	+3,09	-2,67
Simulation éléments 21,6 mm	+3,08	-2,65
Simulation éléments 16,3 mm	+3,07	-2,65
Simulation éléments 9,3 mm	+3,07	-2,65

tion dans cette zone d'intérêt.

## II.IV.4 Matériaux

### A - L'acier

L'acier de construction est un matériau bien connu, il est clairement établi qu'il faut le considérer comme un matériau isotrope homogène, du moins dans le présent champ d'étude. De la même manière, il est couramment admis que sa masse volumique  $\rho$  est de  $7850\text{ kg.m}^{-3}$ , que son coefficient de poisson  $\nu$  vaut 0,3, et que son module d'élasticité  $E$  vaut  $210\text{ GPa}$  [60]. Les essais de caractérisation réalisés ne permettent pas d'obtenir des valeurs plus précises (cf. chapitre II.III - p. 98).

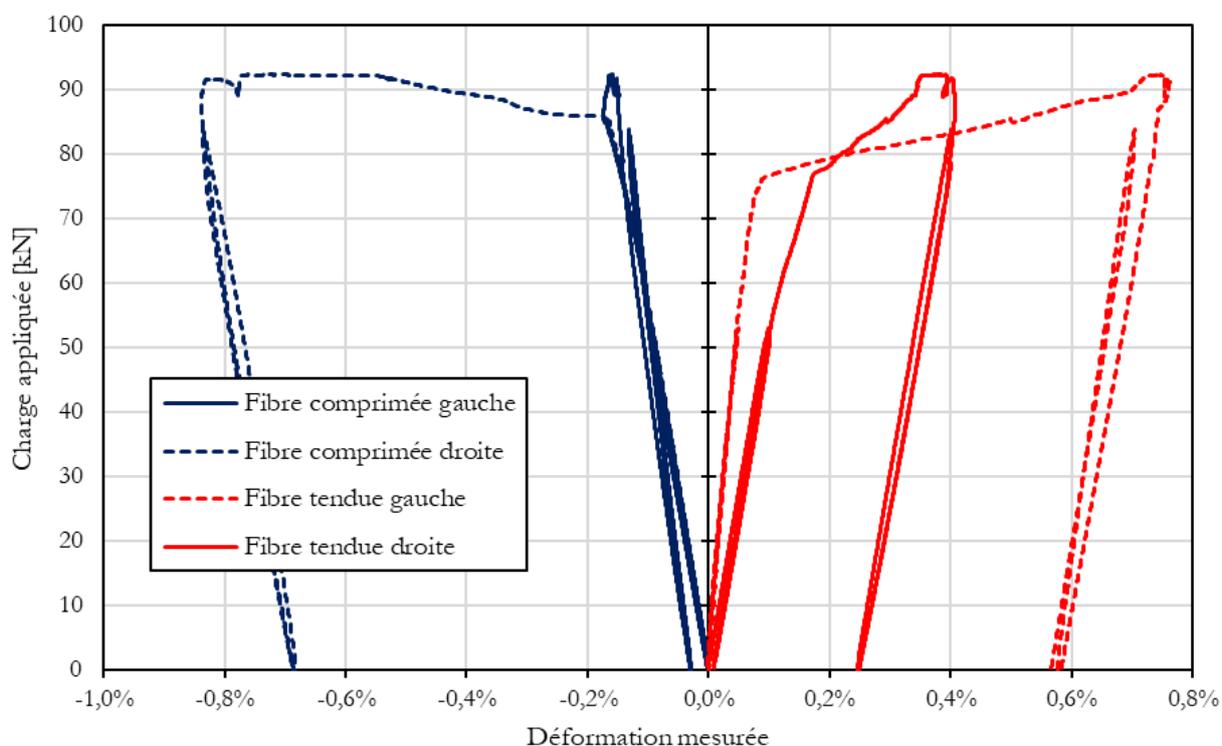


FIGURE II.47 – Poutre A - déformations mesurées lors de l'essai de flexion sur la poutre « acier seul ».

Il existe plusieurs stratégies pour représenter les non-linéarités du matériau. Dans le cas présent, la prise en compte du domaine plastique par une loi de comportement élastique parfaitement plastique, c'est-à-dire

par une courbe contrainte-déformation bilinéaire sans écrouissage, se révèle suffisante dans la mesure où les déformations dans l'acier ne dépassent pas 2%, c'est-à-dire la limite du palier plastique que l'on a mesurée lors des essais de caractérisation (figure II.47). Ces mêmes essais permettent d'établir une limite d'élasticité qui vaut 310 MPa (tableau II.15). Cette limite est associée à un critère de limite d'élasticité de von Mises (équation I.1). Enfin, le choix d'un modèle d'écrouissage importe peu dans la mesure où le chargement appliqué n'est pas cyclique.

## B - Le bois

### a) Comportement élastique

La simulation du matériau bois est plus complexe pour toutes les raisons que l'on évoque dans la revue de littérature (section I.II.1), et surtout en raison de son caractère anisotrope (sous-section C). Deux démarches sont envisagées pour modéliser son comportement élastique-linéaire :

1. On considère que le problème de flexion pure posé relève d'une sollicitation uniaxiale parallèle au sens du fil, les autres sollicitations étant négligeables. On peut alors simplifier la définition du matériau en le considérant comme isotrope et en considérant ses propriétés dans la direction qui surdétermine le problème, c'est-à-dire dans la direction longitudinale. Le comportement élastique du matériau est alors caractérisé par le module d'élasticité longitudinal  $E$  et un coefficient de Poisson  $\nu$ . La matrice de rigidité s'écrit de la façon suivante en considérant la notation de Voigt (équation II.18) :

$$\begin{Bmatrix} \epsilon_{11} \\ \epsilon_{22} \\ \epsilon_{33} \\ 2\epsilon_{23} \\ 2\epsilon_{31} \\ 2\epsilon_{12} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E} & -\frac{\nu}{E} & -\frac{\nu}{E} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu}{E} & \frac{1}{E} & -\frac{\nu}{E} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu}{E} & -\frac{\nu}{E} & \frac{1}{E} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{2(1+\nu)}{E} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{2(1+\nu)}{E} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{2(1+\nu)}{E} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \sigma_{23} \\ \sigma_{31} \\ \sigma_{12} \end{Bmatrix} \quad (\text{II.18})$$

2. On prend en compte l'anisotropie du matériau en considérant qu'il ne répond pas de la même façon selon que l'on le sollicite parallèlement ou perpendiculairement à la direction des fibres qui le constituent. Le comportement élastique du matériau est alors caractérisé par les six constantes linéairement indépendantes qui suivent :

- le module d'élasticité longitudinal  $E_L$  ;
- le module d'élasticité transversal  $E_T$  ;
- le module de cisaillement longitudinal, autrement appelé « cisaillement horizontal »,  $G_{LT}$  ;
- le module de cisaillement transversal, que l'on appelle aussi « cisaillement roulant »,  $G_{TT}$  ;
- le coefficient de Poisson longitudinal-transversal  $\nu_{LT}$  ;
- le coefficient de Poisson transversal-transversal  $\nu_{TT}$  ;

La matrice de rigidité s'écrit alors de la façon suivante (équation II.19) :

$$\begin{Bmatrix} \epsilon_{11} \\ \epsilon_{22} \\ \epsilon_{33} \\ 2\epsilon_{23} \\ 2\epsilon_{31} \\ 2\epsilon_{12} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_T} & -\frac{\nu_{TT}}{E_T} & -\frac{\nu_{LT}}{E_T} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu_{TT}}{E_T} & \frac{1}{E_T} & -\frac{\nu_{LT}}{E_T} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu_{LT}}{E_T} & -\frac{\nu_{LT}}{E_T} & \frac{1}{E_L} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{LT}} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{LT}} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{TT}} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \sigma_{23} \\ \sigma_{31} \\ \sigma_{12} \end{Bmatrix} \quad (\text{II.19})$$

On note qu'un matériau présentant une telle matrice de rigidité ne peut pas être qualifié d'isotrope transverse stricto sensu étant donné que la composante 6-6, qui correspond au cisaillement transversal, est linéai-

rement indépendante des autres [80]. En revanche, on peut utiliser les termes « tétragonal » ou « quadratique » pour qualifier la structure de cette matrice [79]. On choisit finalement de désigner le matériau ainsi simulé en disant qu'il est « anisotrope quadratique ».

Quelle que soit la démarche adoptée, les valeurs correspondant à chacune de ces constantes élastiques sont choisies sur la base des essais de caractérisation, ou quand ils ne sont pas disponibles, dans la littérature. On explique ces choix dans les paragraphes suivants.

Il existe relativement peu de sources proposant des valeurs fiables pour ce qui est des propriétés élastiques du bois. Si le Wood Handbook [9] constitue une ressource incontournable, on choisit plutôt de se fier à l'ouvrage de Guitard qui est une référence dans la littérature francophone sur le sujet [41]. Il propose des valeurs de référence pour des bois résineux de masse volumique égale à  $450 \text{ kg.m}^{-3}$ , ce qui correspond au bois employé lors des essais réalisés. Guitard propose notamment de retenir une valeur de  $83,6 \text{ MPa}$  pour le cisaillement roulant  $G_{TT}$ . Les autres grandeurs sont plus difficiles à établir car elles sont données dans un repère cylindrique pour tenir compte de l'orientation des cernes de croissance. Le bois est alors caractérisé selon les directions longitudinale  $l$ , radiale  $r$  et tangentielle  $t$ . Guitard donne ainsi :

$$G_{lr} = 862 \text{ MPa} \quad \text{et} \quad G_{lt} = 745 \text{ MPa}$$

Mais Davalos montre la validité de la démarche qui consiste à amalgamer ces deux valeurs en les moyennant, de manière à obtenir une valeur de cisaillement longitudinal  $G_{LT}$  homogénéisée pour une section en bois lamellé-collé présentant des cernes de croissance orientés de façon aléatoire [10]. L'application de cette démarche amène à établir une valeur de  $803,5 \text{ MPa}$  pour  $G_{LT}$ . On propose de suivre la même méthode pour les coefficients de Poisson. L'équation II.20 permet ainsi de déterminer des coefficients de Poisson transversal-transversal ( $\nu_{TT}$ ) et transversal-longitudinal ( $\nu_{TL}$ ) qui valent tous les deux  $0,41$ .

$$\nu_{TT} = \frac{\nu_{rt} + \nu_{tr}}{2} \quad \text{et} \quad \nu_{TL} = \frac{\nu_{rl} + \nu_{tl}}{2} \quad (\text{II.20})$$

Les modules d'élasticité sont déterminés à partir des essais de caractérisation. Ces derniers permettent d'établir clairement que le module d'élasticité transversal  $E_T$  vaut  $400 \text{ MPa}$  (tableau II.18), mais il est en revanche plus compliqué de choisir une valeur pour le module longitudinal  $E_L$ . En effet, on a vu que les différents essais conduisent à retenir un intervalle de valeurs comprises entre  $885$  et  $11689 \text{ MPa}$  (tableau II.20). On finit par procéder à un arbitrage en testant les différentes valeurs dans nos modèles, et en comparant la raideur des poutres simulée avec celle mesurée lors des essais (tableaux II.23 et II.24). On constate que les valeurs qui conviennent le mieux sont celles qui sont tirées des essais à échelle réelle, en particulier la valeur  $E_{m,g,1}$  qui est déterminée à partir de la mesure de la flèche globale et sans prise en compte des déformations dues au cisaillement. Ainsi, pour chaque configuration simulée, on retient la valeur du module d'Young longitudinal déterminée à partir des essais associés. On a donc  $E_L = 9500 \text{ MPa}$  pour les configurations AB1 et B1, mais  $E_L = 11047 \text{ MPa}$  pour AB2 et B2. Finalement, le tableau II.25 récapitule les valeurs choisies pour chacun des paramètres gouvernant le comportement élastique des composants en bois testés.

TABLEAU II.23 – Configuration B1 - raideur simulée (modèle bois isotrope).

Résultat	Raideur [kN.mm <sup>-1</sup> ]	Écart raideur [%]
Moyenne essais	0,43	0,0
Simulation $E_L = 8855$ MPa	0,40	-6,2
Simulation $E_L = 9500$ MPa	0,43	+0,7
Simulation $E_L = 9998$ MPa	0,46	+5,9
Simulation $E_L = 11500$ MPa	0,53	+21,8

TABLEAU II.24 – Configuration B2 – raideur simulée (modèle bois anisotrope quadratique).

Résultat	Raideur [kN.mm <sup>-1</sup> ]	Écart raideur [%]
Moyenne essais (hors B2.2)	1,01	0,0
Simulation $E_L = 10500$ MPa	0,93	-7,4
Simulation $E_L = 11047$ MPa	0,98	-2,9
Simulation $E_L = 11556$ MPa	1,02	+1,4

TABLEAU II.25 – Constantes d'élasticité retenues pour le bois.

Constante d'élasticité	Valeur retenue	Source
$E_L$ [MPa]	9500 <sup>1</sup>	Essais de flexion échelle réelle
	11 047 <sup>2</sup>	
$E_T$ [MPa]	400	Essais de compression transversale sur échantillons réduits.
$\nu_{LT}$	0,41	[41]
$\nu_{TT}$	0,41	[41]
$G_{LT}$ [MPa]	804	[41, 10]
$G_{TT}$ [MPa]	84	[41]

<sup>1</sup> Pour les configurations AB1 et B1.

<sup>2</sup> Pour les configurations AB2 et B2.

Une fois que les propriétés du matériau sont établies, il s'agit de les implémenter dans le modèle. Une première solution consiste à calculer les termes de la matrice de rigidité « à la main » et à les renseigner un par un dans le code de calcul. Une solution plus commode consiste à utiliser des modèles de matériaux préétablis : Marc 2014.2.0 permet de définir un matériau qui est soit isotrope, soit orthotrope.

Dans le premier cas, le comportement élastique du matériau est défini par deux grandeurs linéairement indépendantes : le module d'Young, que l'on prend égal à 9500 ou 11047 MPa selon la configuration considérée, et le coefficient de Poisson, que l'on choisit égal à 0,41.

Dans le cas d'un matériau orthotrope, le comportement élastique du matériau est gouverné par 12 paramètres dont 9 sont linéairement indépendants. On choisit chacun de ces paramètres de telle sorte que la matrice de rigidité générée corresponde à celle d'un matériau anisotrope quadratique (tableau II.26).

Par ailleurs, les relations entre les propriétés élastiques permettent de déduire les trois autres coefficients de Poisson qui caractérisent le matériau (tableau II.27), bien qu'ils ne soient pas définis de façon explicite dans le modèle.

TABLEAU II.26 – Constantes d'élasticité implémentées dans le modèle orthotrope.

Constante d'élasticité	Valeur
Module d'élasticité $E_{xx}$ [MPa]	400
Module d'élasticité $E_{yy}$ [MPa]	400
Module d'élasticité $E_{zz}$ [MPa]	9500 <sup>1</sup> 11 047 <sup>2</sup>
Module de cisaillement $G_{xy}$ [MPa]	84
Module de cisaillement $G_{yz}$ [MPa]	804
Module de cisaillement $G_{zx}$ [MPa]	804
Coefficient de Poisson $\nu_{xy}$	0,41
Coefficient de Poisson $\nu_{yz}$	0,017 <sup>1</sup> 0,015 <sup>2</sup>
Coefficient de Poisson $\nu_{zx}$	0,41

<sup>1</sup> Pour les configurations AB1 et B1.

<sup>2</sup> Pour les configurations AB2 et B2.

TABLEAU II.27 – Coefficients de Poisson pris en compte implicitement dans le modèle orthotrope.

Coefficient de Poisson	Valeur
$\nu_{yx}$	0,41
$\nu_{zy}$	0,41
$\nu_{xz}$	0,017 <sup>1</sup> 0,015 <sup>2</sup>

<sup>1</sup> Pour les configurations AB1 et B1.

<sup>2</sup> Pour les configurations AB2 et B2.

Une fois que les paramètres du modèle sont bien déterminés, il est possible de comparer les deux variantes et de mesurer l'effet d'une prise en compte d'un matériau anisotrope quadratique plutôt qu'isotrope (tableau II.28). On constate alors que les résultats obtenus présentent un écart non significatif et que les deux variantes du modèle sont valides pour rendre compte du comportement élastique global des poutres testées. On relève néanmoins le fait que la simulation du bois comme un matériau isotrope engendre un comportement plus raide que si on le considère comme un matériau anisotrope quadratique. Dans la mesure où l'on souhaite simuler le comportement non linéaire du bois, on choisit finalement de privilégier l'utilisation du modèle orthotrope.

TABLEAU II.28 – Configuration B1 – raideur simulée ( $E_L = 9500$  MPa).

Résultat	Raideur [kN.mm <sup>-1</sup> ]	Écart raideur [%]
Moyenne essais	0,43	0,00
Simulation bois anisotrope quadratique	0,42	-2,39
Simulation bois isotrope	0,43	+0,05

### b) Plasticité

Le critère de plasticité retenu est le critère de Hill qui est largement utilisé pour la simulation du comportement mécanique du bois [138, 90, 235]. Ce critère est particulièrement adapté pour un matériau orthotrope car il permet de distinguer plusieurs limites d'élasticité en fonction de la direction des sollicitations : trois limites en traction-compression et trois en cisaillement. La contrainte équivalente est alors exprimée comme à l'équation II.21, avec les coefficients  $a_i$  qui dépendent des limites d'élasticité dans chacune des directions [4] :

$$(\sigma_e = [a_1(\sigma_x - \sigma_y)^2 + a_2(\sigma_y - \sigma_z)^2 + a_3(\sigma_z - \sigma_x)^2 + 3a_4\tau_{zx}^2 + 3a_5\tau_{yz}^2 + 3a_6\tau_{xy}^2]^{\frac{1}{2}})/\sqrt{2} \quad (\text{II.21})$$

Par simplicité, l'écoulement plastique modélisé se caractérise par une absence d'écrouissage. Le matériau peut donc être qualifié d'élastique parfaitement plastique et peut être caractérisé par une courbe contrainte-déformation bilinéaire sans écrouissage.

On utilise ce critère pré-implémenté dans Marc 2014.2.0 pour simuler les déformations plastiques en zone comprimée pour les configurations B2, AB1 et AB2. De plus, la prise en compte de l'écoulement plastique du bois en compression se révèle nécessaire pour la stabilité du modèle.

### c) Rupture

On opère une simulation de la rupture du bois gouvernée par un critère d'Hoffman pré-implémenté dans Marc 2014.2.0 [4]. Le critère d'Hoffman sert à délimiter un état admissible dans l'espace des contraintes. L'enveloppe de ces contraintes admissibles est définie comme suit (équation II.22) :

$$C_1(\sigma_2 - \sigma_3)^2 + C_2(\sigma_3 - \sigma_1)^2 + C_3(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + C_4\sigma_1 + C_5\sigma_2 + C_6\sigma_3 + C_7\sigma_{23}^2 + C_8\sigma_{13}^2 + C_9\sigma_{12}^2 = 1 \quad (\text{II.22})$$

Avec :

$$\begin{aligned} C_1 &= \frac{1}{2} \left( \frac{1}{Z_t Z_c} + \frac{1}{Y_t Y_c} - \frac{1}{X_t X_c} \right) & C_4 &= \frac{1}{X_t} - \frac{1}{X_c} & C_7 &= \frac{1}{S_{23}^2} \\ C_2 &= \frac{1}{2} \left( \frac{1}{X_t X_c} + \frac{1}{Z_t Z_c} - \frac{1}{Y_t Y_c} \right) & C_5 &= \frac{1}{Y_t} - \frac{1}{Y_c} & C_8 &= \frac{1}{S_{13}^2} \\ C_3 &= \frac{1}{2} \left( \frac{1}{X_t X_c} + \frac{1}{Y_t Y_c} - \frac{1}{Z_t Z_c} \right) & C_6 &= \frac{1}{Z_t} - \frac{1}{Z_c} & C_9 &= \frac{1}{S_{12}^2} \end{aligned}$$

$X_t, Y_t$  et  $Z_t$  les résistance en tension dans les directions  $x, y$  et  $z$

$X_c, Y_c$  et  $Z_c$  les résistance en compression dans les directions  $x, y$  et  $z$

$S_{ij}$  la résistance en cisaillement dans le plan  $(ij)$

Ce critère se révèle adapté pour modéliser le comportement du bois comme matériau orthotrope dans la mesure où il correspond « essentiellement au critère de Hill modifié pour permettre une différenciation des contraintes admissibles en tension et en compression » [4]. Il se révèle également plus simple d'utilisation que d'autres critères utilisés pour modéliser le bois et disponibles dans Marc 2014.2, comme le critère de Tsai-Wu qui nécessite l'identification de coefficients d'interactions supplémentaires. D'autre part, il convient de noter que ce critère est relativement souple comme le souligne Toussaint [228] qui reprend Kasal et Leichti [77] :

« D'après Kasal et Leichti, le principal problème de ce critère est le manque de contraintes sur les coefficients, ce qui amène à une surface de charge ouverte et donc à des résistances infinies. » [228]

Cette possibilité d'implémenter des « surfaces de charges ouvertes » se révèle utile pour la simulation, car la ruine des poutres que l'on teste se caractérise essentiellement par une rupture en traction longitudinale. Grâce aux essais de flexion à l'échelle réelle, on détermine une contrainte limite pour ce type de sollicitation égale à 29 MPa pour les poutres B1 contre 36 MPa pour la configuration B2, en considérant un comportement élastique-fragile. Pour les autres sollicitations, on considère une contrainte limite très grande, par exemple 100 MPa, de manière à créer une surface de charge quasi ouverte. Quelques variantes du modèle montrent que la prise en compte de contraintes limites réalistes pour les sollicitations transversales et en cisaillement n'a effectivement aucun effet sur le comportement global de la poutre.

La rupture se traduit par une dégradation soudaine de la rigidité du matériau, modélisée par une diminution importante des modules d'élasticité et de cisaillement, jusqu'à une valeur résiduelle que l'on fixe entre 5 et 10 % de la rigidité initiale. Il est observé qu'en deçà, le modèle a du mal à converger selon les conditions aux limites que l'on considère. On parle de « softening » ou d'adoucissement pour qualifier ce comportement.

On précise que le fait d'implémenter un écoulement plastique dans la direction longitudinale a pour effet de permettre au modèle de converger pendant et après la rupture. On fixe une limite d'élasticité égale à la limite de rupture en tension, de manière à ce que la plastification du bois en compression survienne en même temps que la rupture. De cette manière, on parvient à simuler la rupture fragile des poutres et on permet au modèle de converger en limitant la valeur que les contraintes peuvent atteindre dans la partie de la poutre restée intacte, c'est-à-dire la partie supérieure de la section droite.

## II.IV.5 Conditions aux limites

### A - Symétrie

Les conditions d'essais permettent d'exploiter des plans de symétrie qui, si l'on applique les bonnes conditions aux limites, font en sorte de réduire les coûts de calcul par une modélisation du quart de la poutre simulée (figure II.46). Le premier plan de symétrie est parallèle à la section droite et coupe la poutre à mi-portée : les conditions de symétrie appliquées dans ce plan correspondent à un blocage des déplacements horizontaux longitudinaux, ainsi qu'à des rotations selon l'axe fort. Le deuxième plan de symétrie passe par la mi-largeur et coupe la section droite en deux : les nœuds compris dans ce plan voient leur déplacement bloqué dans la direction horizontale perpendiculaire à l'axe longitudinal de la poutre.

### B - Chargement et réaction d'appui

Le chargement correspond à un déplacement vertical à vitesse constante, que l'on prend égal à 8 mm/min, c'est-à-dire la vitesse la plus élevée pratiquée lors des essais, qui reste néanmoins conforme à un chargement quasi statique. La réaction d'appui est simplement modélisée par un blocage des déplacements selon la direction verticale.

Si l'on applique ces efforts, ou ces déplacements, directement sur les nœuds appartenant à la poutre et aux axes sur lesquels ils sont appliqués, alors on génère une concentration de contrainte qui risque de fausser les résultats du modèle, d'abord localement, puis globalement. En réalité, lors des essais, les charges sont appliquées par l'intermédiaire de plaques en acier exerçant une pression sur une aire donnée des faces de la poutre testée. En effet, le chargement et la réaction d'appui sont appliqués sur une surface correspondant à la largeur de la poutre multipliée par la longueur des plaques de répartition, respectivement 100 et 250 mm pour la plaque de chargement et la plaque d'appui. De plus, ces plaques sont munies de systèmes rotulés qui leur permettent de suivre la courbure de la poutre tout au long du chargement. Dès lors, on constate qu'il est impossible d'appliquer des efforts externes directement sur les nœuds appartenant à la poutre. On choisit donc de simuler explicitement les plaques de répartition et d'appliquer les efforts externes sur les nœuds qui sont situés sur les axes de chargement et d'appuis. Pour éviter de déformer les plaques de répartition sous

l'effet de la concentration de contrainte ainsi générée, on leur affecte une rigidité extrême (de l'ordre de  $10^{14}$  MPa). La transmission des efforts de ces plaques vers la poutre testée est ensuite modélisée par une des deux méthodes détaillées dans les paragraphes suivants.

### C - Modèle d'interactions par contact

Les interactions entre les différents solides constituant le modèle sont de trois types :

1. collage rigide entre l'âme et les semelles;
2. contact avec friction négligeable entre les pièces en acier et celles en bois;
3. contact avec friction relativement faible entre le profilé métallique et les plaques de chargement et d'appui.

La décomposition du profilé en trois éléments permet de préciser plus facilement la description du contact entre les différentes pièces. On considère en particulier que l'âme du profilé et le bois n'interagissent pas. La figure II.48, qui présente la table de contact implémentée pour la simulation de la configuration AB<sub>1</sub>, résume les interactions entre les différents solides composant les poutres modélisées.

Figure II.48 shows the 'Contact Table Properties' dialog box. The 'Name' field is 'ttable1' and the 'View Mode' is 'Entry Matrix'. The table below shows the contact configuration between seven bodies.

		Second							
First	Body Name	Body Type	1	2	3	4	5	6	7
1	bois	Meshed (Deformable)				T	T		
2	semelle_sup	Meshed (Deformable)			G		T	T	
3	ame	Meshed (Deformable)		G		G			
4	semelle_inf	Meshed (Deformable)	T		G				T
5	cale	Meshed (Deformable)	T	T					
6	plaque_chargement	Meshed (Deformable)		T					
7	plaque_appui	Meshed (Deformable)				T			

Buttons at the bottom: Add/Replace Entries, Full Default Contact, Touching, Glued, OK.

FIGURE II.48 – Configuration AB<sub>1</sub> - table de contact décrivant les interactions entre les différents solides (G = « Glued » c.-à-d. collage rigide, T = « Touching » c.-à-d. contact avec friction).

Le choix du coefficient de frottement  $\mu$  entre la poutre simulée et les plaques d'appui et de chargement est important, car il possède une influence non-négligeable sur la charge maximale que peut supporter la poutre simulée, et sur sa raideur (figure II.49 et tableau II.29). On le détermine par un calibrage du modèle basé sur les résultats d'essais. Finalement on retient  $\mu = 0,1$  lorsque les plaques de chargement sont en contact avec un profilé métallique, et  $\mu = 0,01$  (frottement négligeable) pour le contact acier-bois.

Le contact par frottement est appliqué par l'intermédiaire d'une loi de Coulomb bilinéaire (figure II.50) appliquée sur le maillage selon la méthode « node-to-segment » [4]. La contrainte limite de friction est laissée par défaut quasi infiniment grande ( $1 \times 10^{20}$  Pa) de telle sorte que la loi de frottement est en fait linéaire.

TABLEAU II.29 – Configuration A - effet du coefficient de frottement acier-acier sur le comportement de la poutre simulée.

Résultat	Raideur [kN.mm <sup>-1</sup> ]	Charge max. [kN]	Écart raideur [%]	Écart charge max. [%]
Essai poutre A	3,68	92,29	0,0	0,0
Simulation $\mu = 0,0$	3,82	91,00	+3,8	-1,4
Simulation $\mu = 0,1$	3,88	92,93	+5,6	+0,7
Simulation $\mu = 0,2$ [236]	3,95	94,96	+7,5	+2,9

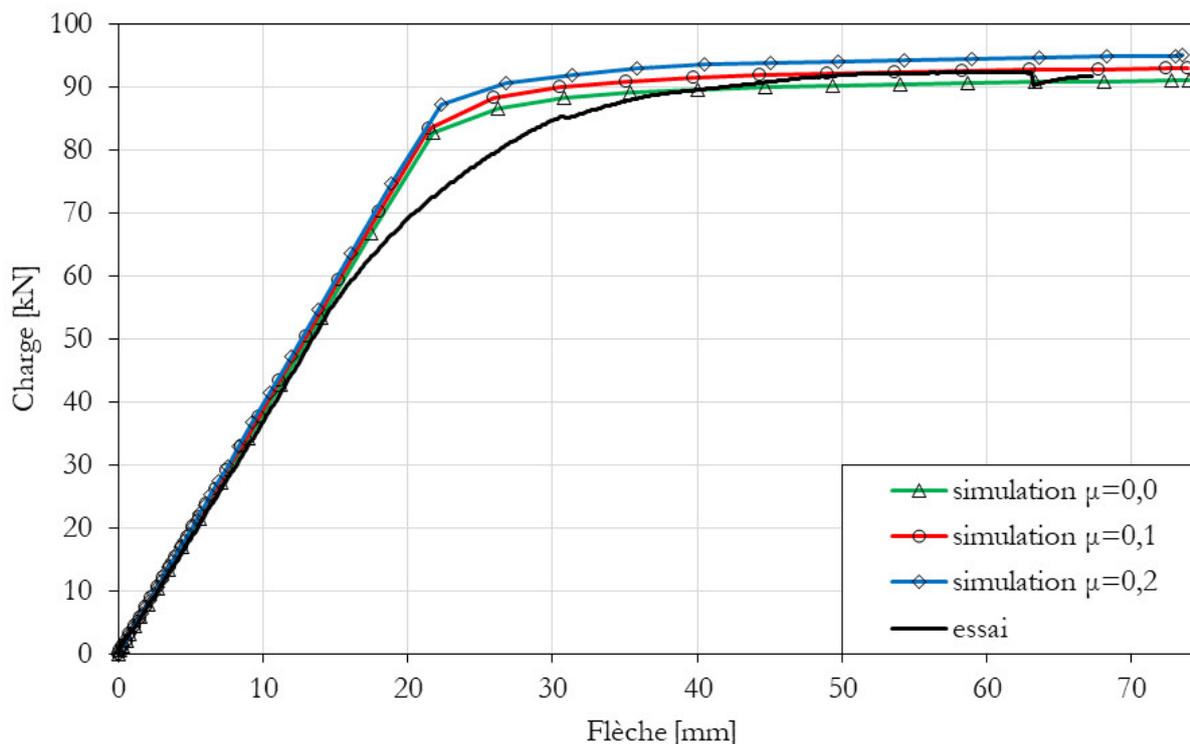


FIGURE II.49 – Configuration A - Effet du coefficient de frottement acier-acier sur le comportement de la poutre simulée.

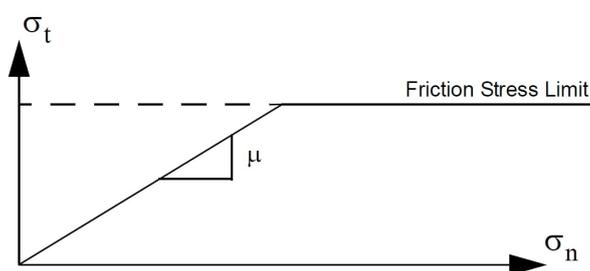


FIGURE II.50 – Loi de Coulomb bilinéaire utilisée pour modéliser la friction [4].

## D - Modèle d'interactions par liens rigides

Le modèle d'interactions par contact nécessite un temps de calcul relativement important. Un modèle alternatif, moins précis mais nécessitant un temps de calcul réduit, est développé dans l'optique de réaliser

des tests de sensibilité.

La simulation du contact entre les différentes pièces assemblées est responsable de la plus grande part du temps de calcul; il s'agit donc de simplifier cette composante du modèle. Les contacts sont donc remplacés par des liens rigides entre les nœuds situés aux interfaces des différentes pièces (figure II.51). Ainsi, les interactions entre le bois et l'acier d'une part, et entre l'acier et les plaques de chargement d'autre part, sont simulées au moyen de liens rigides. Ces derniers font en sorte que le déplacement vertical d'un nœud appartenant au solide A, et situé sur l'interface avec le solide B, conditionne le déplacement vertical du nœud qui lui fait face et qui appartient au solide B. Les limites de cette simplification sont les suivantes :

- pas de prise en compte du frottement entre les deux solides;
- pas de séparation possible des deux surfaces en contact : des contraintes de traction transversale qui n'existent pas dans la réalité peuvent alors se développer à proximité de l'interface entre le bois et la semelle inférieure;
- lors du glissement des solides (bois, acier et plaques de répartition) les uns sur les autres, survenant dans la réalité du fait du fléchissement de la poutre, la position relative des nœuds aux interfaces varie de telle sorte qu'ils sont conduits à perdre leur alignement. Cette évolution de la position relative des nœuds les uns par rapport aux autres n'est pas prise en compte lorsque l'on emploie des liens rigides, ce qui constitue une approximation.

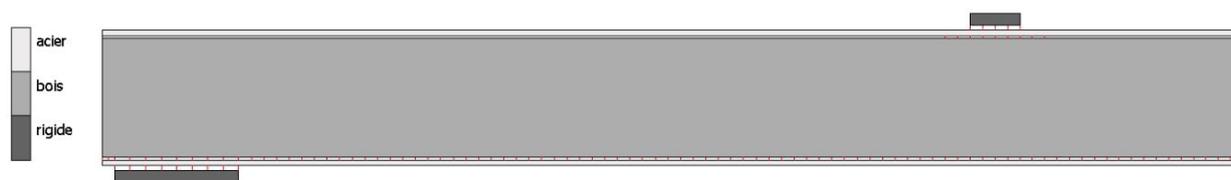


FIGURE II.51 – *Modèle d'interaction simplifié avec liens rigides dans la direction verticale (traits rouges).*

## CHAPITRE II.V

# RÉSULTATS DE SIMULATION NUMÉRIQUE – TESTS DE SENSIBILITÉ

### II.v.1 Modèle initial

On propose, dans un premier temps, de revenir sur chacune des configurations testées (figure II.52) pour constater les écarts entre les résultats d'essais et ceux tirés du modèle présenté précédemment (chapitre II.IV). On propose ensuite de faire un bilan pour en tirer les principaux enseignements. Sur la question particulière des interactions entre les différents solides modélisés, on précise que les résultats présentés correspondent au modèle d'interactions par contact.

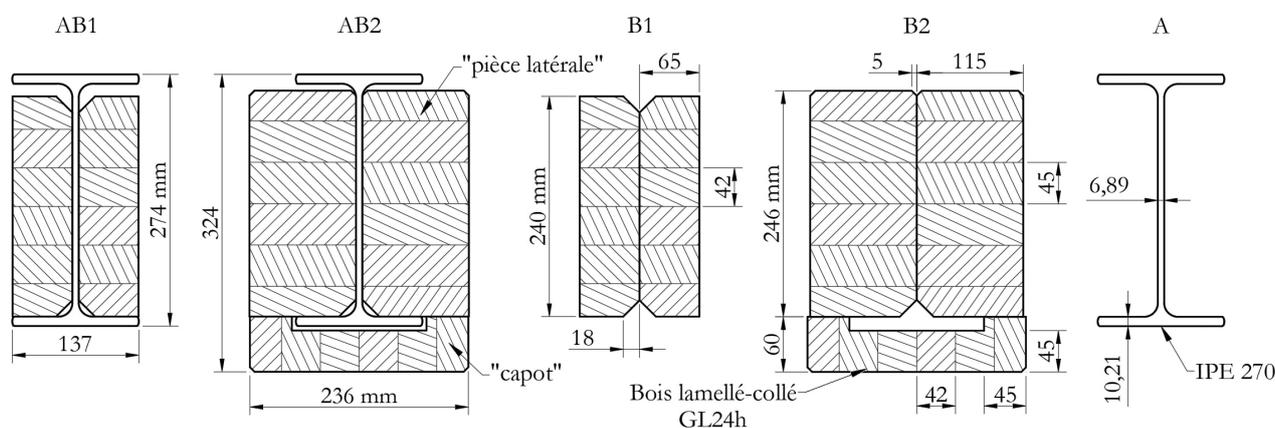


FIGURE II.52 – Rappel des configurations étudiées.

### A - Configuration A

On s'intéresse d'abord au comportement en flexion du profilé IPE 270 pris seul. On rappelle que l'on considère les dimensions de section mesurées lors des essais et que l'on simplifie la géométrie en ne modélisant ni les congés, ni les percements. L'acier est modélisé avec un module d'Young égal à 210 GPa, un coefficient de Poisson valant 0,3, et une limite d'élasticité égale à 310 MPa, en considérant une loi de comportement élastique parfaitement plastique. Le coefficient de frottement acier-acier, considéré pour modéliser le contact entre le profilé et les plaques de chargement et d'appuis, vaut 0,1.

La relation entre la charge et la flèche obtenue pour la poutre ainsi simulée est présentée en figure II.53 et comparée à la courbe mesurée expérimentalement. On constate que le comportement global de la poutre est reproduit de manière assez fidèle, car la charge ultime simulée est très proche de celle mesurée pendant les essais, et la raideur initiale de la poutre est correctement reproduite (tableau II.30). En revanche, le modèle présente une déviation plus importante avec la courbe expérimentale dans la phase de plastification de la poutre, comprise entre 15 et 50 mm de flèche. En dehors de l'intervalle pour lequel les déformations sont parfaitement élastiques, et celui où elles sont parfaitement plastiques, la simulation rend compte d'une résistance de la poutre simulée supérieure aux mesures (figure II.53). Outre les idéalizations inhérentes au

modèle - pas de déformation initiale, pas d'instabilité géométrique, loi de comportement simplifiée, etc. - l'influence des contraintes résiduelles peut être invoquée pour expliquer cette différence entre le comportement observé expérimentalement et celui qui est simulé :

« Les contraintes résiduelles provoquent une augmentation de la déformation spécifique de certaines fibres, voire une plastification prématurée de certaines d'entre elles. Pour une section fléchie, cela a pour effet d'augmenter sa courbure [...]. Ces contraintes résiduelles ne modifient cependant pas la valeur du moment plastique qui est atteint lorsque la distribution des contraintes est birectangulaire et la courbure très grande. » [5]

La prise en compte de ce phénomène que sont les contraintes résiduelles nécessiterait de complexifier le modèle de manière plus ou moins importante. Or, on cherche davantage à comparer une configuration mixte à des configurations composées d'un seul matériau, plutôt qu'à simuler un comportement transitoire parfaitement conforme à la réalité. Par ailleurs on ne simule pas la ruine par déversement du profilé.

TABLEAU II.30 – Configuration A - raideur et résistance simulées.

Résultat	Raideur [kN.mm <sup>-1</sup> ]	Charge ultime [kN]	Écart raideur [%]	Écart charge ultime [%]
Essai	3,68	92,3	0,0	0,0
Simulation	3,88	92,9	+5,6	+0,7

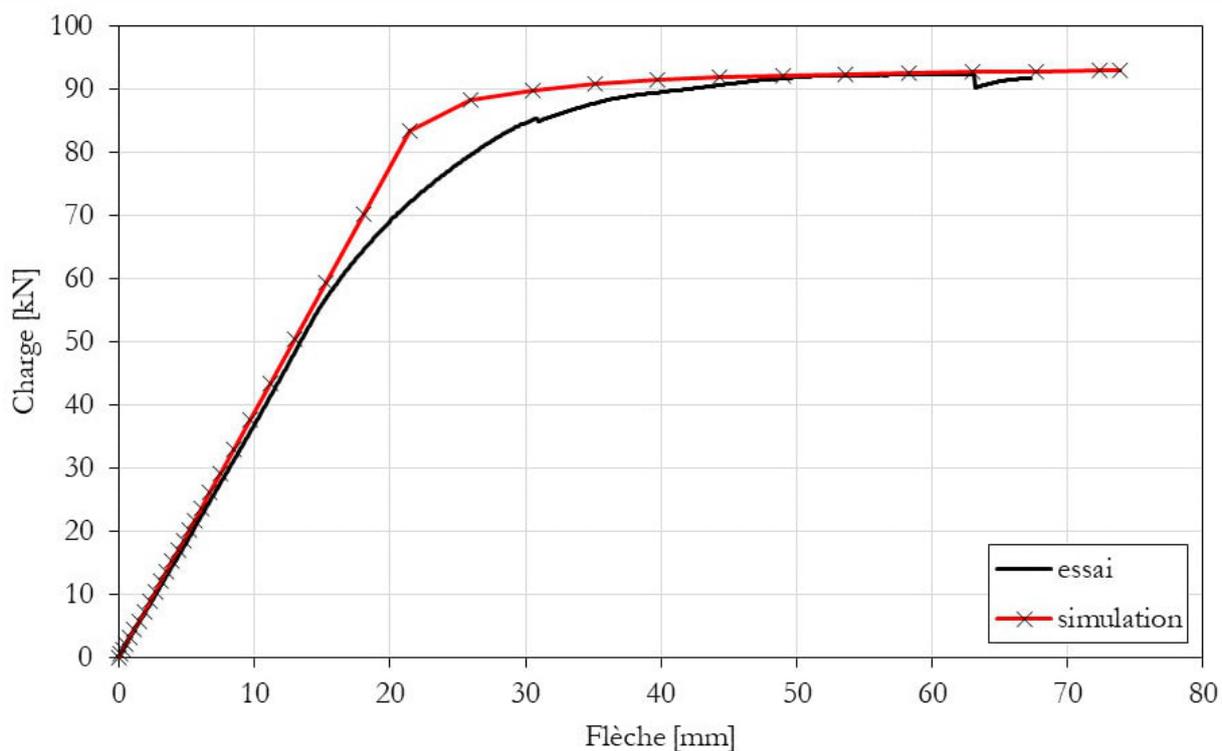


FIGURE II.53 – Configuration A - comportement simulé.

## B - Configuration B<sub>I</sub>

Après avoir analysé les résultats obtenus pour la simulation de l'acier pris seul, on procède de même pour le bois en commençant par rappeler les paramètres du modèle. La géométrie modélisée correspond aux dimensions de la section droite mesurées lors des essais (tableau II.6), avec une représentation explicite des chanfreins (18 mm, 45°). Les propriétés du matériau retenues dans le modèle sont rappelées au tableau II.31.

Pour les sollicitations non spécifiées, on considère une résistance et une élasticité infinies. Le frottement du bois sur les plaques de chargement et d'appuis est négligeable, on considère alors un coefficient de frottement de l'ordre de 0,01.

TABLEAU II.31 – Configuration B<sub>I</sub> - paramètres matériau.

Grandeur	Valeur
Module d'élasticité $E_{xx}$ [MPa]	400
Module d'élasticité $E_{yy}$ [MPa]	400
Module d'élasticité $E_{zz}$ [MPa]	9500
Module de cisaillement $G_{xy}$ [MPa]	84
Module de cisaillement $G_{yz}$ [MPa]	804
Module de cisaillement $G_{zx}$ [MPa]	804
Coefficient de Poisson $\nu_{xy}$	0,41
Coefficient de Poisson $\nu_{yz}$	0,017
Coefficient de Poisson $\nu_{zx}$	0,41
Résistance en traction longitudinale $f_{ut,0}$ [MPa]	29
Limite d'élasticité en compression longitudinale $f_{yc,0}$ [MPa]	29

Ces paramètres permettent d'obtenir la courbe charge-flèche présentée à la figure II.54, et les valeurs de raideur et de résistance associées sont exposées au tableau II.32. On constate alors que ces résultats correspondent aux mesures d'essais. La raideur simulée est quasiment égale à la raideur mesurée. En outre, la démarche adoptée pour modéliser la rupture fragile du bois se révèle tout à fait appropriée pour modéliser la ruine en flexion des poutres testées.

TABLEAU II.32 – Configuration B<sub>I</sub> - raideur et résistance simulées.

Résultat	Raideur [kN.mm <sup>-1</sup> ]	Charge ultime [kN]	Écart raideur [%]	Écart charge ultime [%]
Moyenne essais	0,433	20,5	0,0	0,0
Simulation	0,428	20,8	-1,1	+1,5

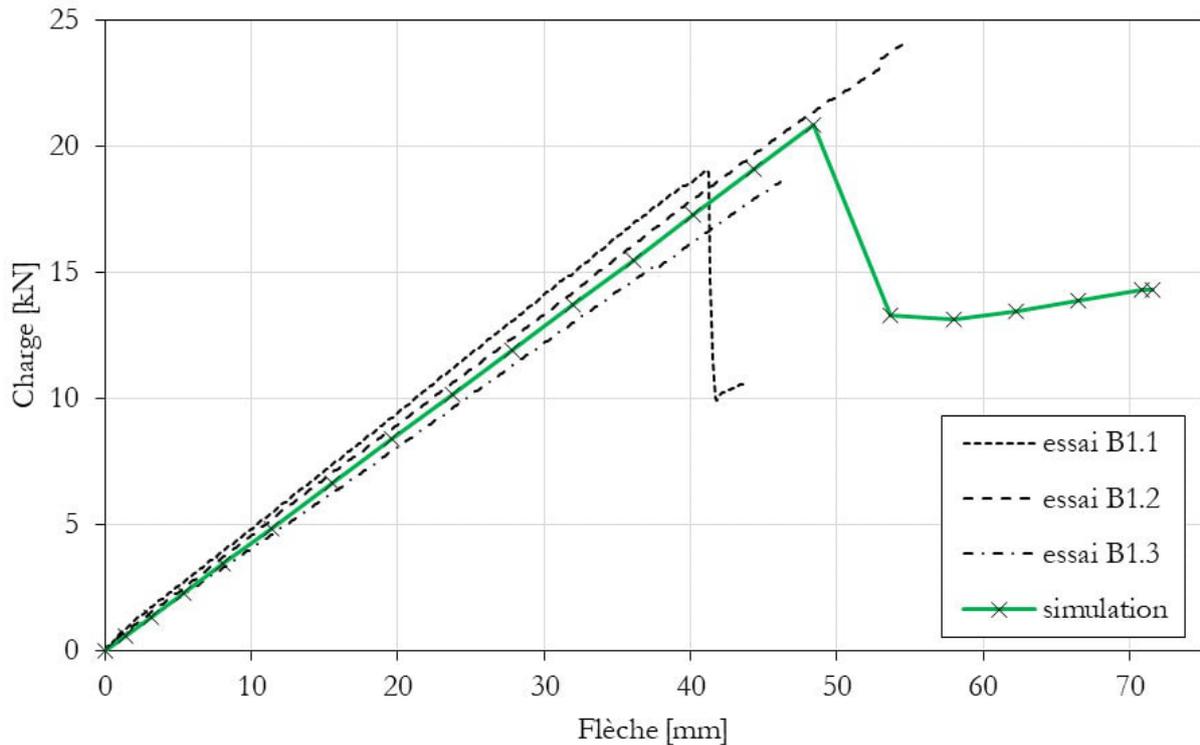


FIGURE II.54 – Configuration B1 - comportement simulé.

### C - Configuration B2

La simulation de la configuration B2 est similaire à celle des poutres B1, seule la géométrie et quelques paramètres matériau changent. Concernant la géométrie, les chanfreins de dimension 18 mm sont modélisés, tandis que les petits chanfreins de dimension 5 mm sont négligés. Par ailleurs, la pièce que l'on nomme « capot » n'est pas modélisée car sa connexion avec le reste de la poutre mixte ne permet pas de la solliciter mécaniquement. En outre, on rappelle que les essais de caractérisation mettent en évidence une distinction assez nette entre les propriétés respectives du bois pour les configurations B1 et B2 (tableau II.19). À ce titre, on porte une attention particulière au module d'élasticité  $E_{zz}$  et à la résistance en traction longitudinale  $f_{ut,0}$  spécifiées au tableau II.34. Enfin, le coefficient de Poisson  $\nu_{yz}$  est adapté en conséquence, de manière à conserver une matrice de rigidité quadratique. Les résultats de cette simulation sont présentés à la figure II.55, et les valeurs de raideur et de résistance sont indiquées au tableau II.33. On constate à nouveau que la correspondance avec les résultats d'essais est satisfaisante.

TABLEAU II.33 – Configuration B2 - raideur et résistance simulées.

Résultat	Raideur [kN.mm <sup>-1</sup> ]	Charge ultime [kN]	Écart raideur [%]	Écart charge ultime [%]
Moyenne essais*	1,01	50,0	0,0	0,0
Simulation	0,98	50,4	-2,8	+0,8

\* Hors poutre B2.2.

TABLEAU II.34 – Configuration B2 - paramètres matériau.

Grandeur	Valeur
Module d'élasticité $E_{xx}$ [MPa]	400
Module d'élasticité $E_{yy}$ [MPa]	400
Module d'élasticité $E_{zz}$ [MPa]	11 047
Module de cisaillement $G_{xy}$ [MPa]	84
Module de cisaillement $G_{yz}$ [MPa]	804
Module de cisaillement $G_{zx}$ [MPa]	804
Coefficient de Poisson $\nu_{xy}$	0,41
Coefficient de Poisson $\nu_{yz}$	0,015
Coefficient de Poisson $\nu_{zx}$	0,41
Résistance en traction longitudinale $f_{ut,0}$ [MPa]	36
Limite d'élasticité en compression longitudinale $f_{yc,0}$ [MPa]	36

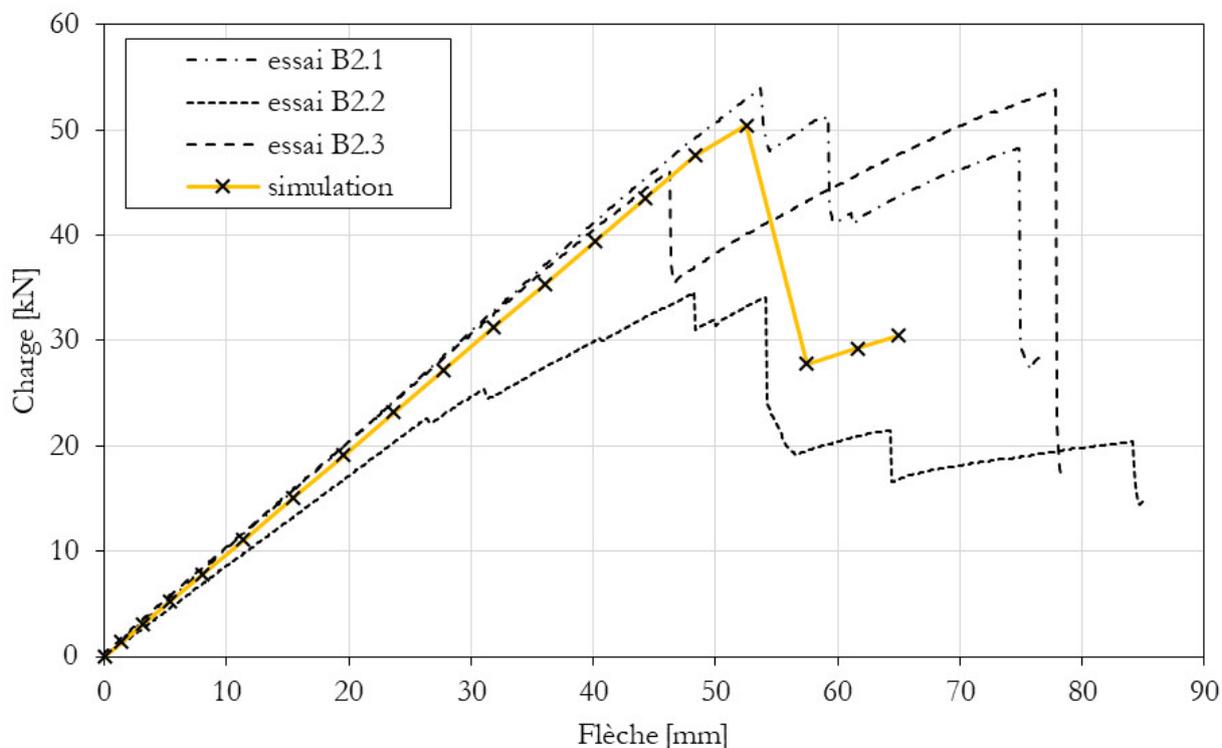


FIGURE II.55 – Configuration B2 - comportement simulé.

## D - Configuration AB1

L'analyse des résultats de simulation obtenus pour les configurations A, B1, et B2, montre que l'on parvient à simuler le comportement de chacun des composants constituant les poutres mixtes avec une précision satisfaisante. La simulation de ces dernières revient à agréger ces composants au sein d'un même modèle et à gérer les interactions entre eux.

On a vu (pp. 117 - 119) qu'il existait plusieurs façons de modéliser ces interactions, de manière plus ou moins simplifiée. On propose ici de présenter les résultats obtenus à partir des modèles les plus complets, c'est-à-dire ceux qui simulent le contact avec frottement entre les différents composants (cf. p. 117). On

considère alors que les plaques de chargement et d'appui sollicitent le profilé métallique par l'intermédiaire d'un contact avec frottement, en considérant un coefficient de frottement acier-acier égal à 0,1. Le profilé métallique et les poutres en bois se partagent ensuite le chargement par le biais d'une interaction par contact avec frottement des semelles métalliques et du bois, en prenant en compte un coefficient de frottement acier-bois valant 0,01. On rappelle que l'on simplifie le modèle en négligeant le frottement entre l'âme du profilé et le bois, qui ne présentent aucune interaction dans le modèle.

Hormis ces interactions entre l'acier et le bois, les paramètres relatifs à la géométrie et aux matériaux sont identiques à ceux spécifiés pour les configurations A et B1. On obtient alors la courbe charge-déplacement donnée à la figure II.56. On constate alors que l'on parvient à simuler correctement le comportement élastique-linéaire de la poutre mixte. L'hypothèse d'une superposition des comportements mécaniques des différents composants pris isolément pour former celui de la poutre mixte est alors vérifiée dans le domaine élastique. En effet, la raideur de la poutre mixte déduite de la simulation est proche de la moyenne des raideurs mesurées au cours des essais (tableau II.35).

TABLEAU II.35 – Configuration AB1 - raideur et résistance simulées.

Résultat	Raideur [kN.mm <sup>-1</sup> ]	Charge ultime [kN]	Écart raideur [%]	Écart charge ultime [%]
Moyenne essais	4,19	127,81	0,0	0,0
Simulation	4,31	111,98	+3,0	-12,4

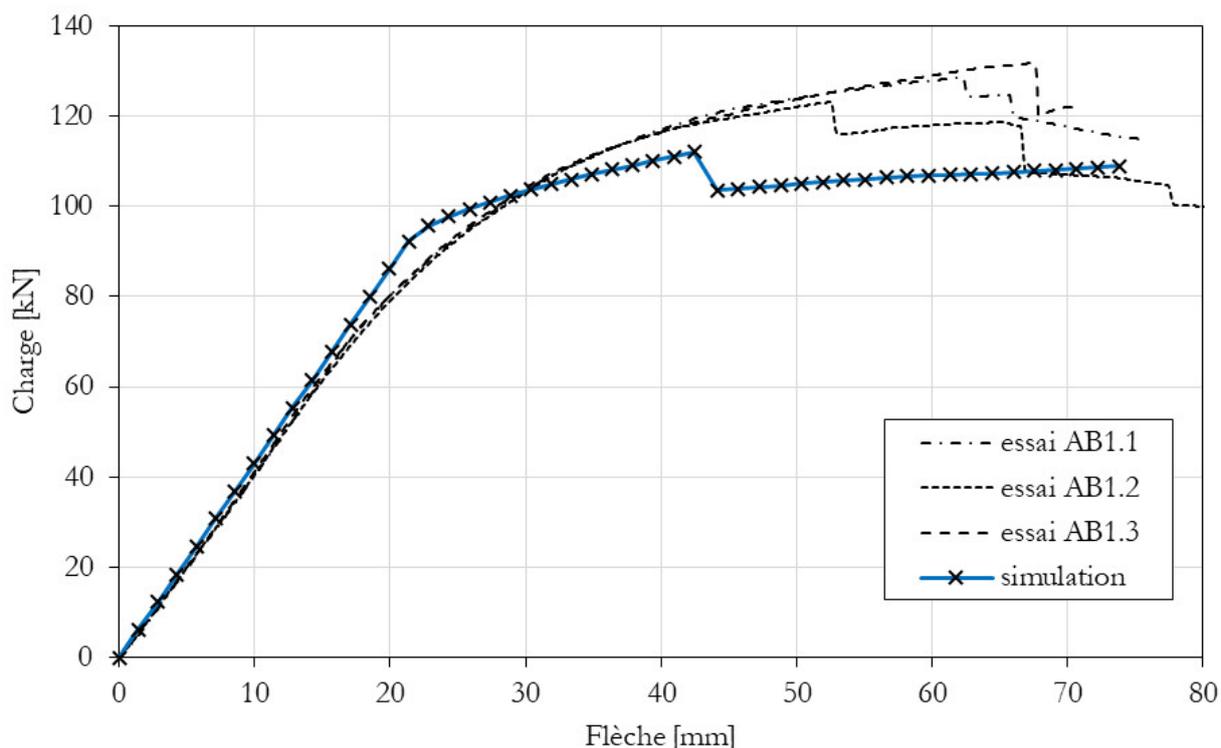


FIGURE II.56 – Configuration AB1 - comportement simulé.

En revanche, en dehors du domaine élastique, le modèle continue de rendre compte de cette superposition et ne permet pas de simuler le phénomène composite observé expérimentalement (cf. p. 84). Les remarques concernant l'idéalisation du comportement de l'acier (p. 120), en particulier le fait de ne pas simuler les contraintes résiduelles, restent valables pour la configuration mixte AB1. Enfin, la résistance du

bois prise en compte dans le modèle ( $f_{ut,0} = 29$  MPa) ne permet pas d’atteindre les niveaux de chargement et de flèche mesurés lors des essais : la ruine de la poutre simulée apparaît donc prématurée (tableau II.35). Cette valeur de résistance permettait pourtant de simuler la rupture de la poutre bois seule (B1) de manière satisfaisante (figure II.54).

On peut ici conclure que la simulation ne permet pas de reproduire avec précision le comportement mécanique mesuré pour la configuration mixte AB1. Si les paramètres utilisés permettent de simuler correctement le comportement des configurations A et B1, c’est-à-dire les composants de la poutre mixte AB1 pris isolément, leur simple superposition dans la modélisation de la configuration AB1 ne permet pas d’obtenir un résultat satisfaisant.

### E - Configuration AB2

La configuration mixte AB2 est modélisée de la même manière qu’AB1, en considérant notamment les mêmes coefficients de frottement, mais en prenant en compte les paramètres relatifs à la configuration B2 pour la modélisation des éléments en bois. Les résultats obtenus sont donnés à la figure II.57 et au tableau II.36. Les mêmes commentaires que ceux formulés précédemment pour la configuration AB1 peuvent être reproduits.

TABLEAU II.36 – Configuration AB2 - raideur et résistance simulées.

Résultat	Raideur [kN.mm <sup>-1</sup> ]	Charge ultime [kN]	Écart raideur [%]	Écart charge ultime [%]
Moyenne essais	4,87	156,42	0,0	0,0
Simulation	4,87	137,73	0,0	-12,0

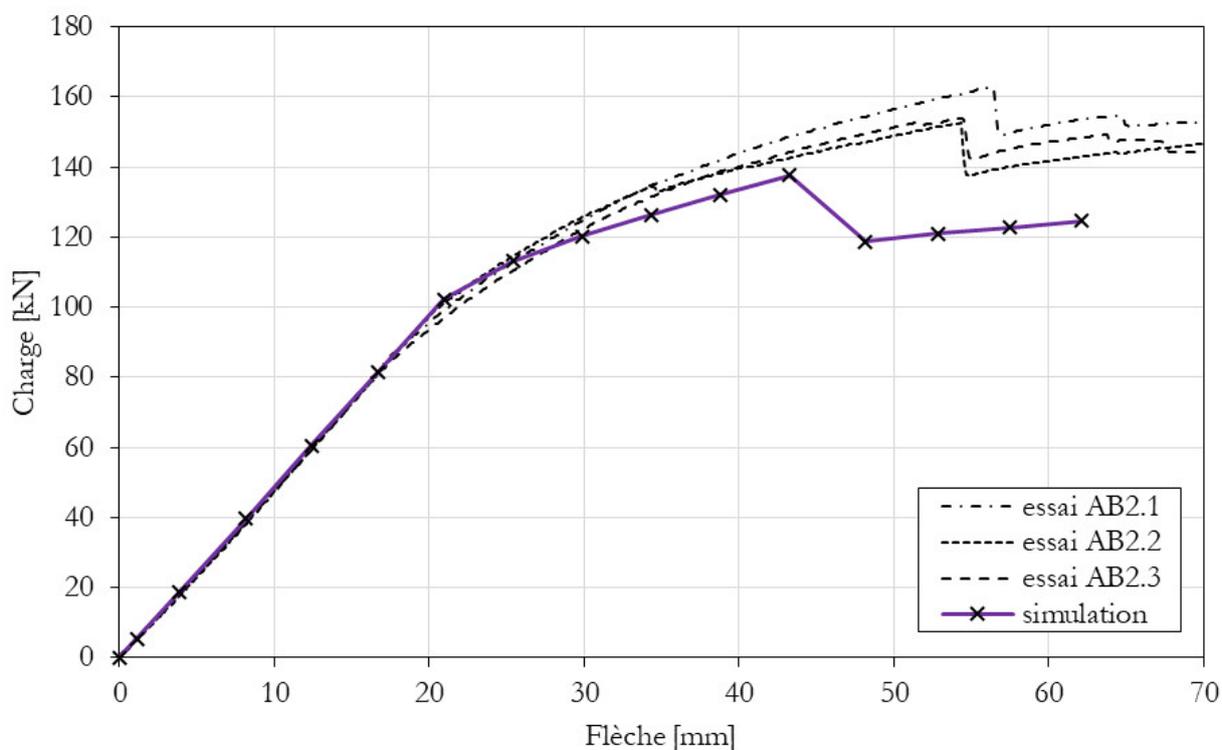


FIGURE II.57 – Configuration AB2 - comportement simulé.

## F - Bilan sur le modèle initial

À l'issue du développement du modèle MEF mécanique à froid, on peut dire que les configurations A, B<sub>1</sub> et B<sub>2</sub> sont modélisées de manière satisfaisante. En revanche, pour les configurations mixtes (AB<sub>1</sub> et AB<sub>2</sub>), l'effet composite en dehors du domaine élastique linéaire que l'on observe expérimentalement (figures II.14 et II.15) n'est pas mis en évidence par la simulation. Les remarques suivantes permettent de préciser la problématique posée par ce constat.

- Pour les poutres mixtes, les raideurs simulées et mesurées correspondent, on modélise donc le comportement élastique-linéaire de façon satisfaisante.
- Les courbes charge-flèche issues de la simulation rendent compte d'une forme de superposition des comportements de leurs composants. On obtient schématiquement  $AB_1 = A + B_1$  et  $AB_2 = A + B_2$ . Or, ce n'est pas ce que l'on observe expérimentalement en dehors du domaine élastique linéaire.
- Un examen plus précis montre qu'un décalage se met en place à la sortie du domaine élastique, on peut le décrire synthétiquement en disant que la courbure de plastification de la courbe charge-flèche simulée est moins ample que celle qui est obtenue expérimentalement. Ainsi, les poutres simulées reprennent une charge moins importante que les poutres testées.
- Au-delà d'un certain point, qui semble correspondre au palier plastique de l'acier, la pente des courbes mesurées se stabilise de telle sorte que la relation entre la charge et la flèche puisse être approximée par une fonction affine. Or, on a vu que le taux d'accroissement de cette fonction correspond à la raideur des composants en bois (tableau II.13). La simulation permet de rendre compte du même comportement mais en décalé, c'est-à-dire en sous-estimant la charge supportée par la poutre mixte. On obtient alors des courbes simulées et mesurées qui sont parallèles sur ce tronçon précédant la rupture du bois.
- Finalement, on constate que les valeurs retenues pour la résistance du bois sont cohérentes pour la simulation des poutres « bois seul », mais qu'elles entraînent une ruine simulée des poutres mixtes qui survient pour une valeur de flèche trop faible par rapport à celle qui est mesurée lors des essais.

On propose alors deux hypothèses pour expliquer ces phénomènes :

1. La connexion entre l'acier et le bois permet d'accumuler des gains de rigidité lors de la plastification de l'acier. En l'absence de colle ou d'organes d'assemblages capables de transférer des contraintes de cisaillement horizontal, on ne s'attend pas à ce qu'une telle connexion soit possible, si ce n'est par frottement.
2. Les propriétés du bois se voient améliorées par l'association avec un profilé métallique. En effet, la façon la plus évidente de retarder la ruine des poutres mixtes simulées semble consister à augmenter la résistance en traction longitudinale du bois qui les compose.

On propose de tester ces hypothèses en jouant sur les paramètres du modèle. Premièrement, on cherche à mettre à l'épreuve l'hypothèse 1 en modifiant l'interaction entre l'acier et le bois au sein du modèle. Deuxièmement, on réalise une analyse de sensibilité sur les paramètres régissant les propriétés du bois que l'on simule. Finalement, on propose de renouveler cette analyse de sensibilité, mais sur les propriétés de l'acier.

### II.v.2 Frottement acier-bois

Pour mettre à l'épreuve l'hypothèse selon laquelle l'effet composite observé lors des essais est dû au frottement entre l'acier et le bois, on propose de modéliser et de comparer différentes interactions entre l'acier et le bois au sein de la configuration AB<sub>1</sub>. Les paramètres liés à la géométrie et aux matériaux sont les mêmes que ceux utilisés dans le modèle initial, si ce n'est que la rupture du bois n'est pas simulée, de façon à isoler la question de l'interaction acier-bois et à favoriser la lecture des résultats.

On teste donc les paramètres suivants :

- coefficient de frottement entre l'acier et le bois égal à 0,01 (modèle initial);
- coefficient de frottement entre l'acier et le bois égal à 0,4, comme proposé par Yang et al. [236];
- collage du bois avec la semelle inférieure du profilé;
- collage du bois avec la semelle inférieure et l'âme du profilé.

La simulation du collage fait en sorte que les faces en contact se déforment de manière identique et que les contraintes soient transmises d'un solide à l'autre comme s'il y avait continuité du maillage. Les résultats obtenus sont donnés à la figure II.58, qui ne représente que la partie non-linéaire de la courbe charge-flèche.

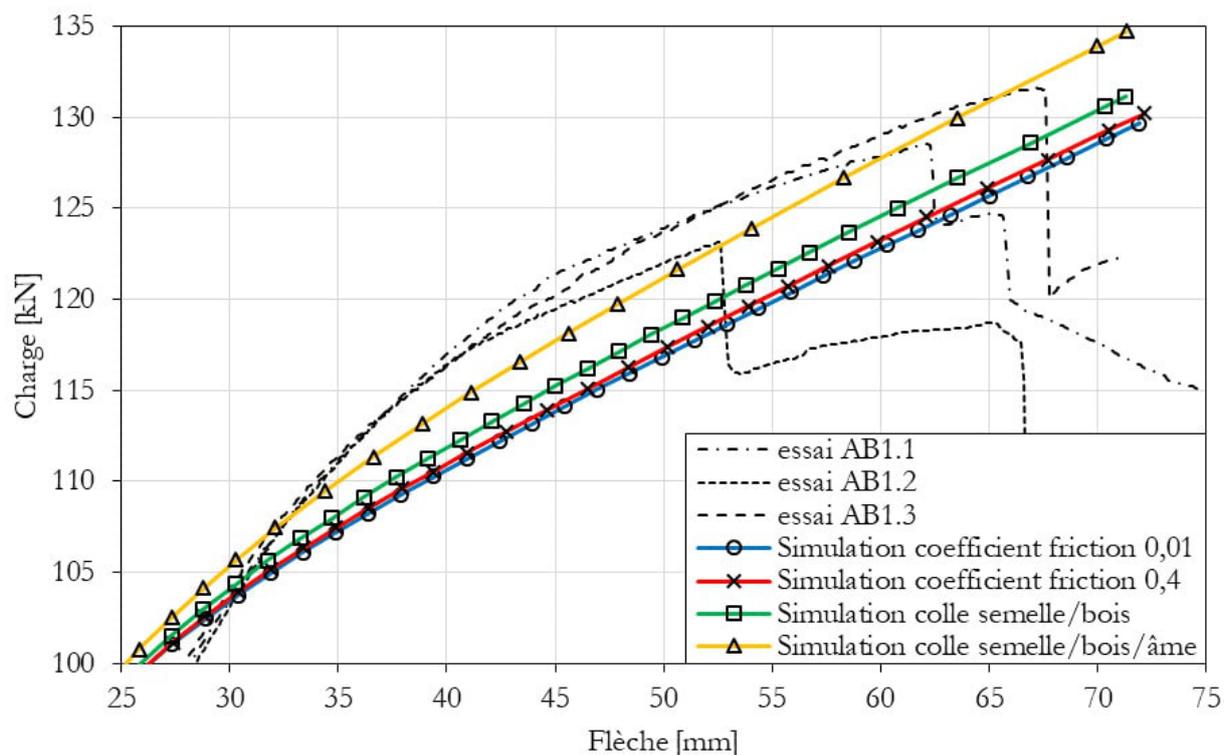


FIGURE II.58 – Configuration AB1 - influence de l'interaction acier-bois simulée sur le comportement en flexion.

On constate d'abord que la modification de la valeur du coefficient de friction entre l'acier et le bois n'exerce pratiquement aucune influence. Seule la modélisation d'un collage rigide entre l'acier et le bois permet d'observer un effet tangible sur les résultats. Cette interaction permet de rigidifier significativement la section, ce qui a pour effet d'augmenter la pente de la courbe charge-flèche, mais insuffisamment pour atteindre les niveaux de chargement atteints lors des essais. L'augmentation du degré de connexion entre le bois et l'acier ne permet donc pas de simuler l'effet composite recherché. L'hypothèse selon laquelle ce dernier serait généré par les forces de frottement entre l'acier et le bois est invalidée. On teste donc la seconde hypothèse qui consiste à améliorer les propriétés mécaniques du bois.

### II.v.3 Propriétés du bois

#### A - Résistance

On a vu que les valeurs de résistance du bois qui fonctionnent pour modéliser sa rupture lorsqu'il est pris seul ne sont pas adaptées à la simulation des poutres mixtes testées (sous-section D). La démarche proposée

consiste à augmenter cette valeur de résistance jusqu'à ce que la simulation rende compte d'une rupture de la poutre mixte qui soit conforme à celle mesurée. On arrive alors à établir une valeur de résistance du bois de l'ordre de 45 MPa qui convient pour la simulation des poutres mixtes, ce qui implique une augmentation de la résistance d'environ 50% pour la configuration AB1 et 25% pour la configuration AB2.

Cette démarche permet d'améliorer la correspondance des résultats de simulation et d'essais, mais reste insuffisante pour affirmer que ce renforcement du bois correspond à un phénomène réel. S'il est courant de renforcer un élément structural en bois par un frettage interne, il n'est pas dit qu'un frettage externe permette de parvenir au même résultat. On rappelle que le terme « frettage » recouvre plusieurs sens, c'est pourquoi on utilise les qualificatifs « interne » et « externe » pour les différencier.

- Le frettage « interne » consiste à renforcer un élément structural en bois en y insérant des vis pour empêcher l'apparition et la propagation de fissures [228, 237].
- Le frettage « externe » consiste à renforcer une pièce quelconque par des frettes externes qui exerce une pression sur celle-ci. C'est par exemple le cas des armatures de frettage qui sont utilisées pour renforcer les poteaux en béton armé [229].

Les résultats d'essais et de simulation semblent montrer que le bois qui constitue les poutres mixtes est renforcé par frettage externe, mais d'autres essais sont nécessaires pour confirmer cette observation. À ce stade, il est possible de modéliser correctement la rupture des poutres mixtes en renforçant la résistance du bois en traction.

Les figures II.59 et II.60 illustrent le comportement global des poutres AB1 et AB2, avant et après le renforcement du bois. Pour ces modèles, la limite d'élasticité de l'acier est fixée à 310 MPa, et le module d'élasticité longitudinal du bois vaut 9500 et 11047 MPa respectivement pour AB1 et AB2. Ces figures permettent de montrer que le renforcement du bois permet effectivement de retarder la ruine de la poutre mixte, mais reste sans effet sur le chargement repris lorsque l'acier commence à plastifier. La problématique de l'effet composite subsiste donc.

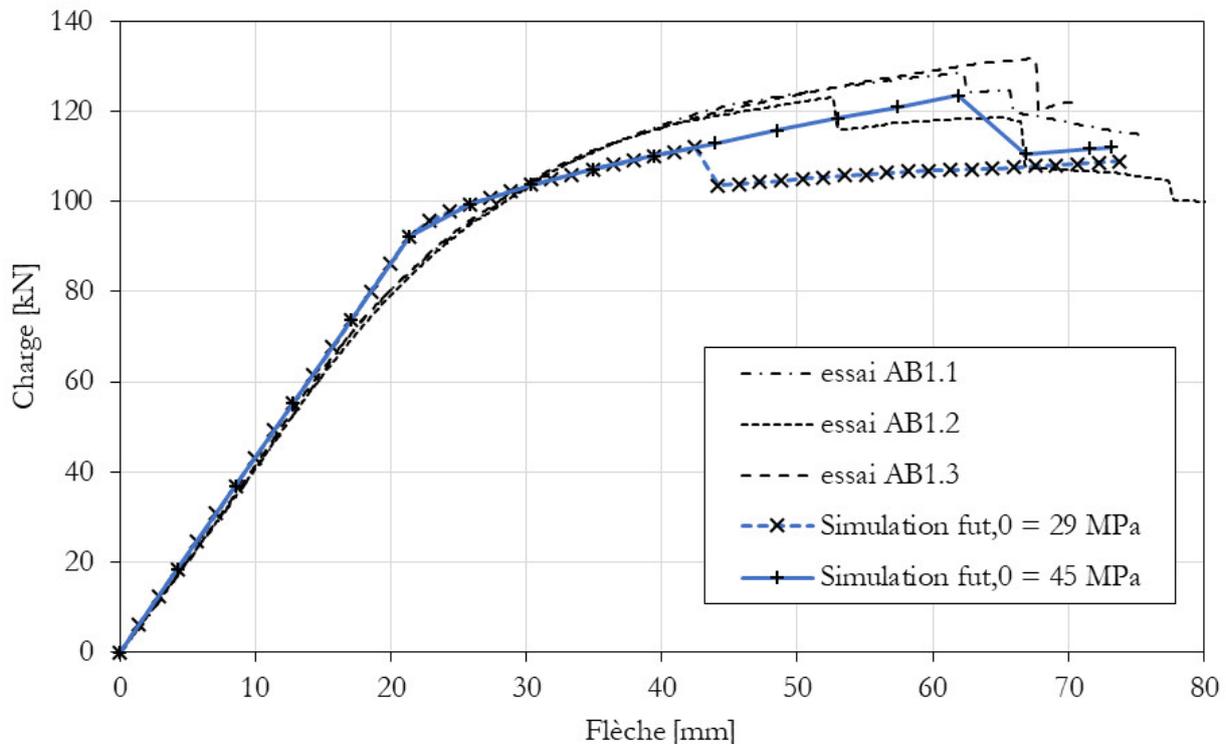


FIGURE II.59 – Configuration AB1 - sensibilité du modèle à la résistance du bois en tension longitudinale.

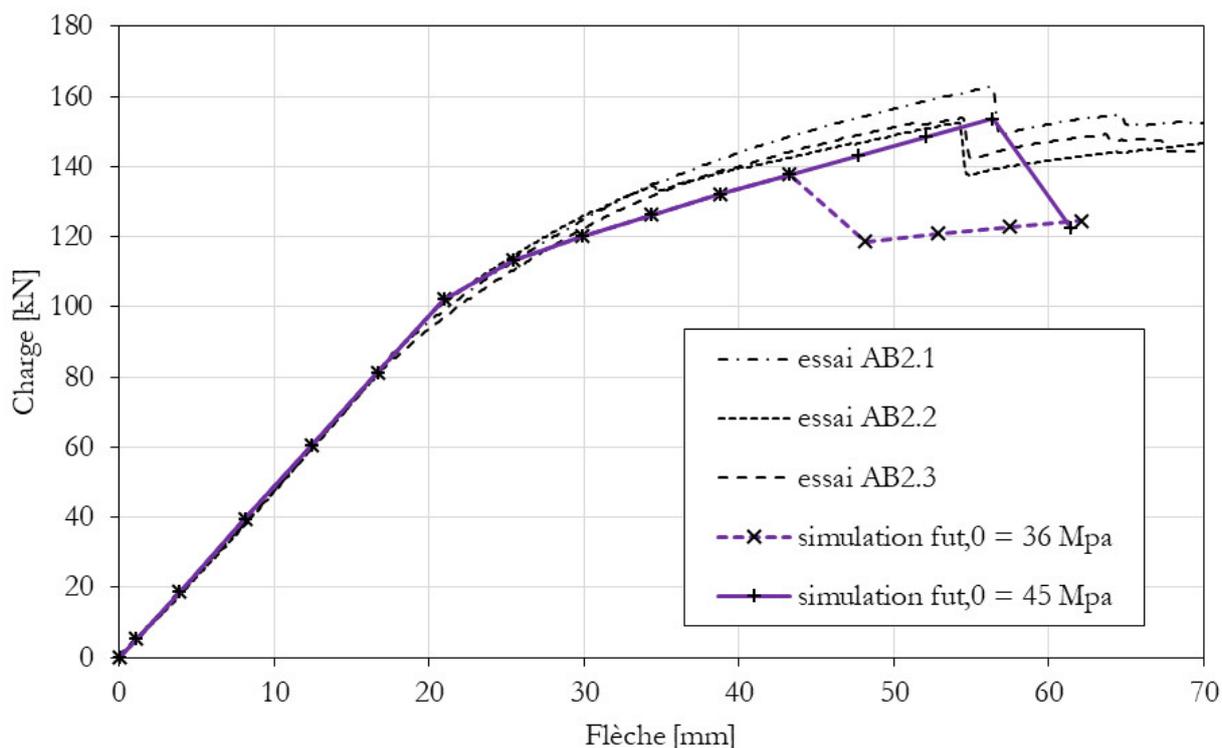


FIGURE II.60 – Configuration AB2 - sensibilité du modèle à la résistance du bois en tension longitudinale.

## B - Module d'élasticité

En plus du renforcement du bois opéré par un frettage externe, on propose également d'étudier la sensibilité du modèle vis-à-vis de la rigidité du matériau bois. Étant donné que l'on considère une poutre en flexion pure, le problème est surdéterminé par les sollicitations axiales longitudinales et donc par le module d'élasticité dans cette même direction. La démarche proposée consiste donc à augmenter ce dernier jusqu'à ce que l'on soit en mesure d'atteindre les valeurs de chargement mesurées lors des essais. En ce qui concerne les autres constantes élastiques, si les coefficients de Poisson demeurent inchangés pour les différentes variantes du modèle, on augmente en revanche le module d'élasticité transversal, ainsi que les modules de cisaillement, dans les mêmes proportions que le module d'élasticité longitudinal. Finalement, on s'affranchit de la question de la plastification et de la rupture du bois en considérant une limite d'élasticité et une résistance infinie.

Le résultat obtenu en appliquant cette démarche pour la configuration AB1 est proposé à la figure II.61. Cette dernière montre que l'on parvient à « compenser » l'effet composite en portant le module d'élasticité longitudinal à 13000 MPa, c'est-à-dire en l'augmentant de 36%. On constate néanmoins que la bonne correspondance essais-simulation n'est que ponctuelle, car on finit par dépasser les charges atteintes lors des essais (au-delà de 50 mm de flèche). On pourrait alors envisager d'introduire la plastification du bois dans le modèle pour corriger ce dépassement. Cette démarche pourrait être justifiée par le fait que l'on observe des traces de plastification en compression lors des essais (figure II.29), bien que l'on ne sache pas si leur apparition précède ou non la rupture. Néanmoins, on ne développe pas l'idée plus avant car on comprend mal comment le frettage externe pourrait générer une telle rigidification du bois. Bien que la simulation ouvre des pistes de réflexion intéressantes, qui nécessiteraient des investigations plus avancées, la question du renforcement du bois par frettage externe reste à ce stade une hypothèse exigeant des travaux expérimentaux supplémentaires.

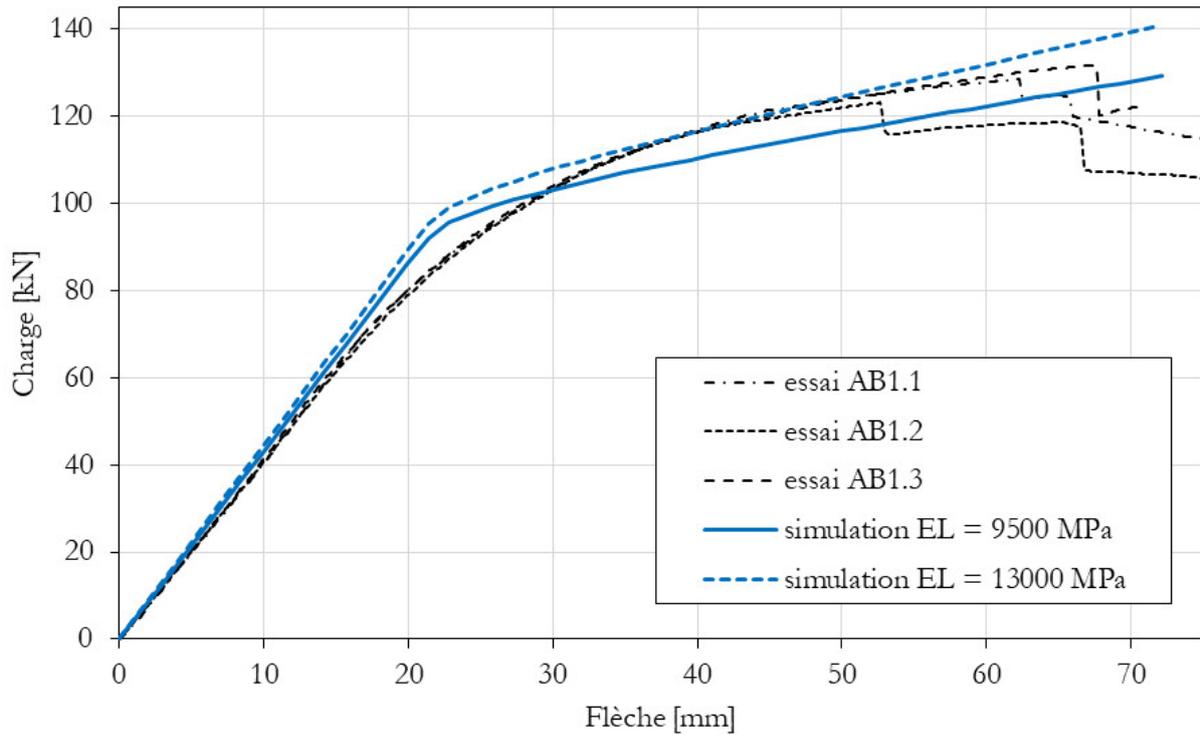


FIGURE II.61 – Configuration AB1 - sensibilité du modèle au module d'Young longitudinal du bois.

## II.v.4 Propriétés de l'acier

Outre les interactions acier-bois et les propriétés choisies pour modéliser le matériau bois, il est possible de jouer sur les paramètres relatifs au matériau acier pour tenter de reproduire par la simulation l'effet composite recherché. Il apparaît vain de chercher à simuler ce comportement en augmentant le module d'élasticité. En effet, le phénomène composite qui nous intéresse survient lors de la plastification de l'acier qui est régie non pas par le module d'Young  $E$ , mais par la limite d'élasticité  $f_y$ . En revanche, il est possible de faire varier cette dernière dans le but d'augmenter la charge supportée en dehors du domaine élastique pour une flèche donnée. La démarche proposée consiste donc à augmenter  $f_y$  jusqu'à ce que la courbe charge-flèche obtenue grâce au modèle rende compte d'une plastification de l'acier impliquant des valeurs de chargement conformes à celles mesurées lors des essais. On propose de faire fi de la plastification et de la rupture du bois pour faciliter l'étude du paramètre  $f_y$  et favoriser la lecture des résultats.

Le test de sensibilité mené sur le paramètre  $f_y$  permet de montrer que l'adoption d'une limite d'élasticité égale à 332 MPa se révèle judicieuse pour obtenir des courbes charge-flèche simulées proches de celles qui sont obtenues expérimentalement (figures II.62 et II.63). On rappelle que les sept essais de caractérisation, menés sur des éprouvettes sollicitées en traction, permettent d'établir que cette grandeur évolue en réalité entre 306 et 321 MPa et vaut 310,7 MPa en moyenne (tableau II.15). On constate donc que l'on parvient à simuler l'effet composite recherché en augmentant la limite d'élasticité d'environ 7%, ce qui constitue un écart raisonnable.

Sur cette base, la question de la variabilité du matériau acier comme étant à l'origine du phénomène observé se pose, d'autant plus que les essais de caractérisation sont réalisés à partir d'échantillons prélevés sur un seul et même profilé, ce qui peut constituer un biais expérimental. Cependant, chaque poutre mixte est répliquée trois fois, et les résultats présentés jusqu'ici montrent que les courbes obtenues à partir de ces trois essais sont très cohérentes entre elles et présentent des écarts très faibles les unes avec les autres dans la

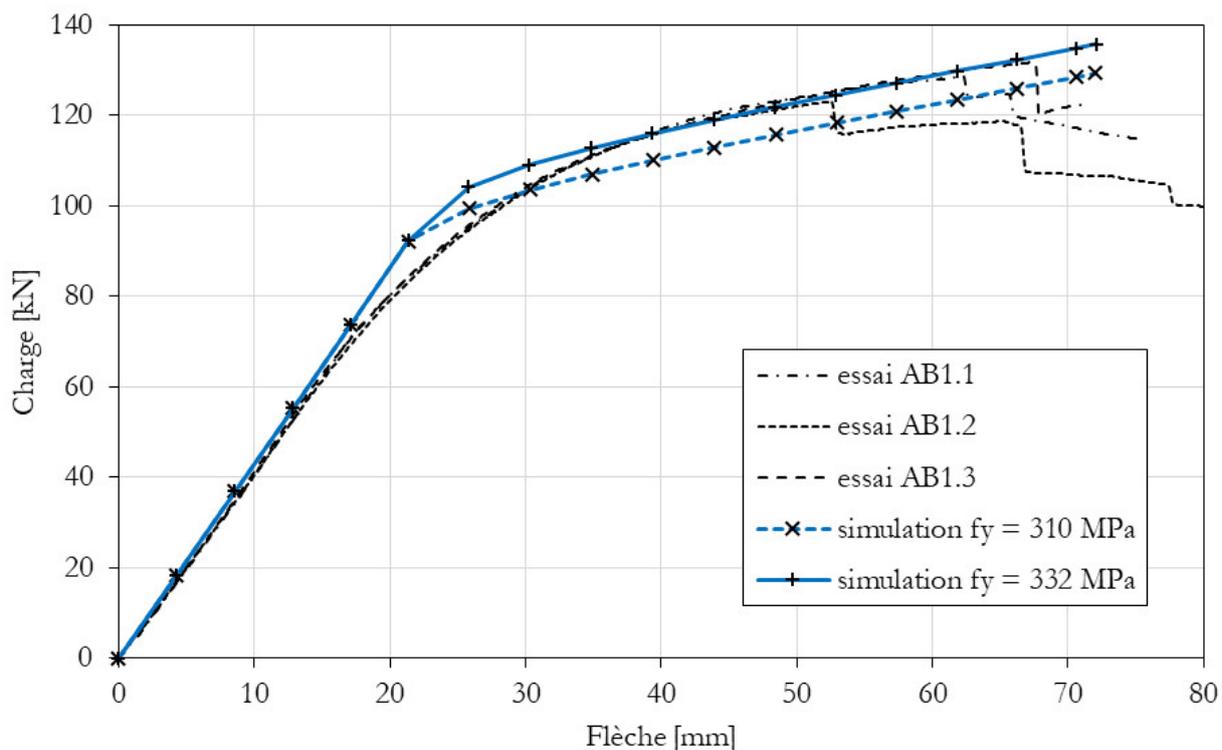


FIGURE II.62 – Configuration AB1 - sensibilité du modèle à la limite d'élasticité de l'acier.

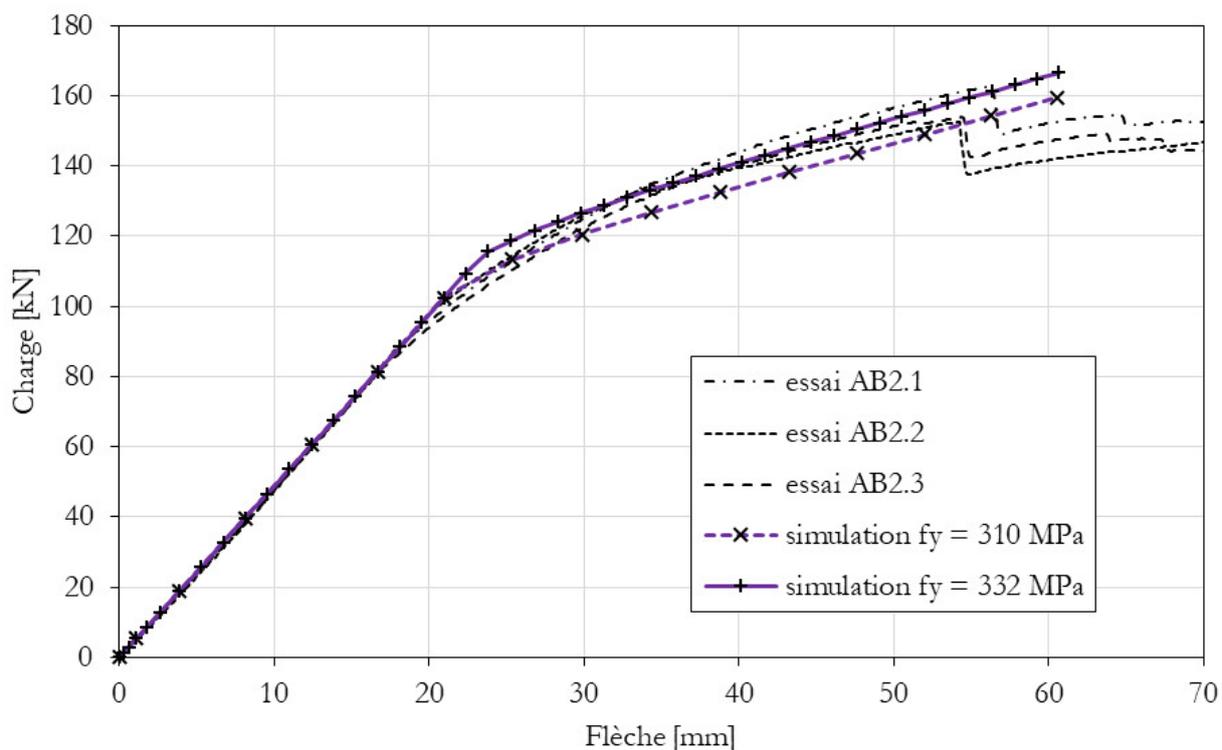


FIGURE II.63 – Configuration AB2 - sensibilité du modèle à la limite d'élasticité de l'acier.

phase de plastification de l'acier (entre 15 et 40 mm de flèche). Ces écarts peuvent éventuellement se creuser lorsque la flèche augmente et que la sollicitation du bois prend de l'importance (au-delà de 40 mm). Or, le bois est un matériau présentant une variabilité très forte, ce qui explique vraisemblablement ces écarts que

l'on décrit. Dès lors, la variabilité du matériau acier peut difficilement expliquer l'effet composite observé, précisément parce que les essais répliqués à trois reprises présentent des résultats très peu variables dans l'intervalle de flèche où l'on constate l'apparition du phénomène (entre 15 et 40 mm).

Il paraît donc difficile d'envisager que l'association du bois et de l'acier, telle qu'elle est réalisée, et dans les conditions de chargement que l'on applique, puisse engendrer une augmentation de la limite d'élasticité de l'acier, puisqu'il s'agit d'un paramètre inhérent au matériau. Pourtant, il semble que le raidissement du profilé, causé par l'action, ou la réaction, du bois situé entre ses semelles, ait un effet direct sur la manière dont il plastifie. Cette question mérite son propre développement et d'autres recherches sont nécessaires pour identifier clairement les phénomènes physiques reliés aux effets que l'on met en évidence par le biais de la simulation numérique.

## II.v.5 Bilan sur le modèle mécanique à froid

L'analyse des résultats d'essais permet de mettre en évidence un comportement des poutres mixtes sollicitées en flexion pure qui peut être décomposé en trois phases que l'on rappelle et que l'on précise ci-après.

1. Comportement élastique linéaire (entre 0 et 15 mm de flèche) : le comportement de la poutre mixte répond à un principe de superposition de ses composants qui se partagent le chargement en fonction de leur raideur respective. La charge reprise évolue proportionnellement à la flèche imposée.
2. Plastification de l'acier (entre 15 et 40 mm de flèche) : le comportement ne répond plus au principe de superposition qui prévalait jusqu'ici. On constate l'apparition d'un effet dit « composite » qui se traduit par une capacité de la poutre mixte supérieure à la somme de celles de ses composants. La charge évolue de plus en plus lentement par rapport à la flèche, de telle sorte que la courbe charge flèche prend une forme parabolique.
3. Tronçon affine (au-delà de 40 mm de flèche) : désormais l'acier cesse quasiment de reprendre des efforts supplémentaires. Seul l'accroissement de la sollicitation du bois permet à la poutre mixte de reprendre davantage de charge. La pente de la courbe charge-flèche se stabilise et correspond alors à celle que l'on relève pour les composants en bois pris isolément. La relation entre la charge et la flèche correspond alors à une fonction affine et la capacité de la poutre composite demeure supérieure à la somme de celles de ses composants. Cet état perdure jusqu'à la ruine qui est provoquée par la rupture du bois en tension. On constate que cette rupture survient pour une flèche plus importante que celle qui engendre la ruine des poutres constituées uniquement de bois.

On a vu que l'on ne parvient pas à simuler ce comportement si l'on considère les propriétés que l'on détermine expérimentalement et qui fonctionnent par ailleurs très bien pour la simulation des composants homogènes pris isolément (modèle initial). On ne parvient à simuler le comportement observé pour les poutres mixtes qu'en manipulant les paramètres relatifs aux propriétés des matériaux (modèle final) :

- D'une part, on augmente la résistance du bois en traction longitudinale de 25 à 50% selon la configuration considérée. On émet l'hypothèse que ce renfort est procuré par un frettage externe opéré par le profilé métallique. Les travaux relatifs au renforcement du bois par post-tension [177], frettage interne [228, 237], ou frettage externe [215, 238] constituent des bases intéressantes pour approfondir cette hypothèse.
- D'autre part, on augmente la limite d'élasticité de l'acier de 7% environ. Au vu des résultats d'essais très cohérents, on rejette a priori l'hypothèse selon laquelle cet écart de 7% serait dû à la variabilité du matériau acier. En revanche, on propose de considérer que le raidissement du profilé opéré par le bois situé entre ses semelles agit activement sur sa plastification. À ce titre, la mobilisation d'études portant sur des poutres métalliques en I munies de raidisseurs [239] pourrait permettre de mieux

expliquer le phénomène. Par ailleurs, les études portant sur l'écrasement de profilés creux en acier remplis avec du bois pourraient constituer une piste intéressante [216].

Ces modifications des paramètres relatifs aux matériaux permettent d'établir un modèle « final » qui procure une meilleure correspondance essai-simulation que le modèle initial (figures II.64 et II.65). On a vu (sections II.v.3 et II.v.4) qu'il demeure néanmoins délicat d'affirmer que ces renforcements des matériaux correspondent effectivement à des phénomènes physiques qui se manifestent lors de la déformation des poutres mixtes.

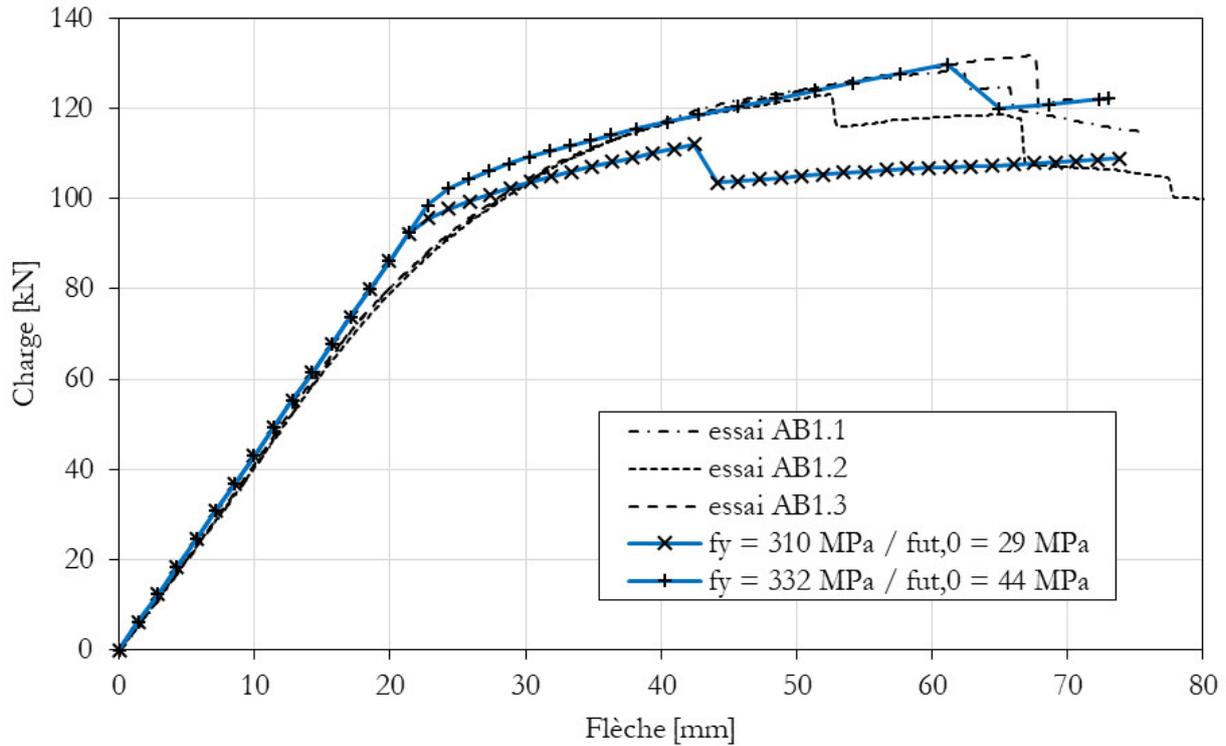


FIGURE II.64 – Configuration AB1 - modèle initial versus modèle final.

L'explication des phénomènes physiques conduisant d'une part, à l'augmentation de la résistance du bois, et d'autre part, au comportement composite que l'on observe lors de la plastification de l'acier, reste donc une question ouverte à ce stade. L'analyse des résultats d'essais a néanmoins permis de mettre en évidence ces problématiques, tandis que la simulation numérique a permis d'ouvrir certaines pistes de réflexion qui restent à approfondir.

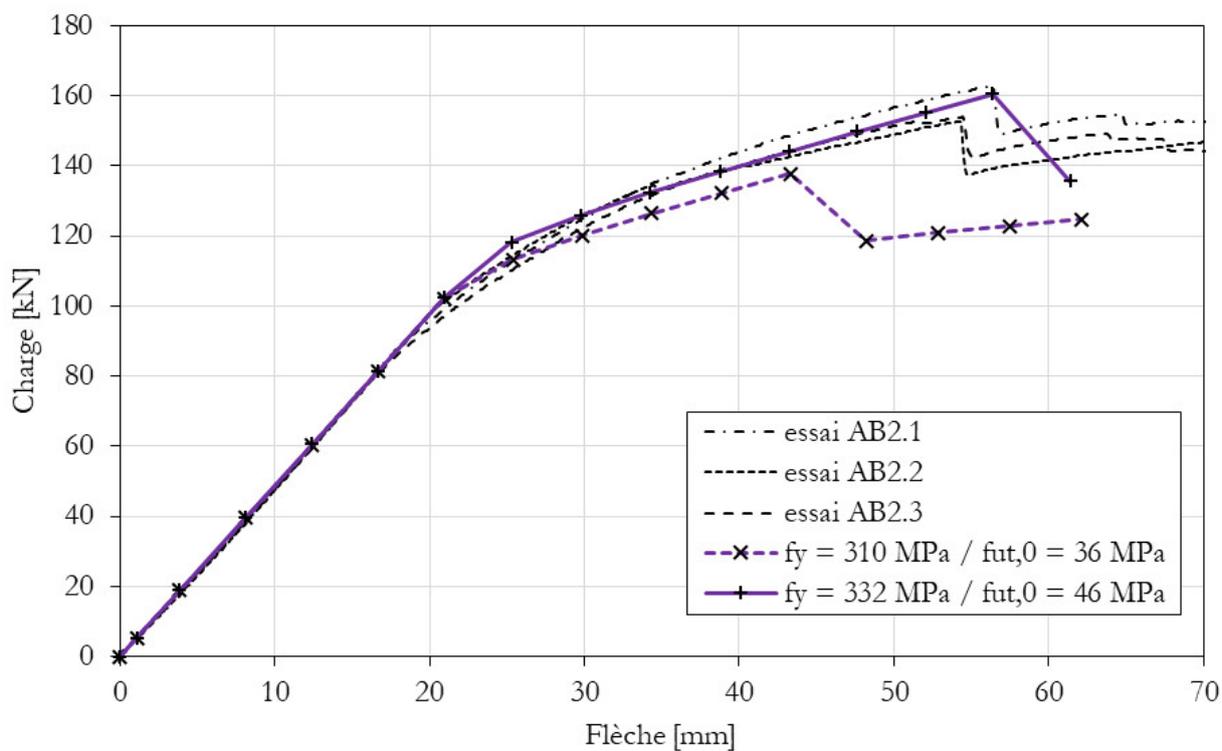


FIGURE II.65 – Configuration AB2 - modèle initial versus modèle final.

## CHAPITRE II.VI

# BILAN SUR L'ANALYSE MÉCANIQUE À FROID

---

Le comportement mécanique élastique-linéaire à froid des poutres mixtes acier-bois que l'on étudie peut être modélisé selon une approche analytique, par l'intermédiaire de la méthode gamma. Cette approche rend compte du fait que les configurations mixtes dont les composants partagent le même axe-neutre présentent un comportement « hybride », qui correspond à la superposition des comportements des différents éléments constitutifs pris isolément. En revanche, les configurations mixtes non-bisymétriques présentent un comportement « composite », car elles bénéficient d'un gain de raideur engendré par l'excentricité des axes neutres des différents composants, et par la connexion acier-bois. L'exemple étudié présente ainsi un gain de raideur évalué à 6,3%, qui peut être augmenté par un accroissement de l'excentricité des composants, ou une intensification de la raideur de la connexion. Cette démarche peut cependant engendrer une rupture prématurée du bois (voir p. ex. figure I.28).

Des essais de flexion quatre points à froid portant sur deux configurations mixtes, ainsi que sur leurs composants en acier et en bois pris isolément, permettent de confirmer ce modèle analytique dans le domaine élastique. On partage également les observations décrites dans d'autres études en mesurant un déplacement hors-plan beaucoup plus faible pour les poutres mixtes que pour un profilé métallique pris seul, et en mettant en évidence une ruine provoquée par la rupture du bois en traction longitudinale en fibre inférieure. On note que la rupture du bois est moins sévère et plus tardive lorsqu'il est associé avec un profilé métallique.

En revanche, un effet composite inattendu est observé lorsque le profilé métallique commence à plastifier : la capacité des poutres mixtes dépasse alors celle obtenue par superposition des capacités de leurs composants. Les configurations testées ne permettent pourtant aucune transmission du cisaillement horizontal entre les composants en bois et en acier, qui partagent le même axe neutre.

Un modèle numérique employant la méthode des éléments finis est développé pour simuler et comprendre ce phénomène, et on recourt à des essais de caractérisation pour établir les propriétés mécaniques des matériaux simulés. On parvient finalement à obtenir une concordance essais-simulation satisfaisante par l'augmentation de la résistance du bois en traction longitudinale (+25% à +50%), et par l'accroissement de la limite d'élasticité de l'acier (+7%). Des travaux supplémentaires sont nécessaires pour comprendre les phénomènes physiques qui sous-tendent cet effet composite que l'on simule par l'augmentation des propriétés des matériaux.

**PARTIE III :**  
**ANALYSE DU COMPORTEMENT THERMIQUE**  
**DES POUTRES MIXTES ACIER-BOIS**

# CHAPITRE III.1

## ESSAIS THERMIQUES

---

### III.1.1 Présentation des essais

Les essais menés au CSTB (Champs-sur-Marne) lors du premier semestre 2020 portent sur l'étude du comportement thermique de poutres mixtes acier-bois non-chargées mécaniquement. L'objectif principal de cette étude expérimentale consiste à établir dans quelle mesure le bois peut constituer une protection au feu pour des éléments en acier. Au total, 18 configurations différentes sont testées. On les réplique de manière à obtenir deux éprouvettes identiques pour chaque configuration, à l'exception de trois d'entre elles. Au total, 33 éprouvettes sont testées. L'analyse repose sur des observations visuelles et la mesure de températures sur l'acier et dans le bois. La mesure des températures dans le bois présente des problématiques spécifiques et fait l'objet d'une analyse séparée (chapitre III.III), on s'intéresse donc en premier lieu aux températures mesurées pour les composants en acier.

Les résultats expérimentaux présentés dans les paragraphes suivants sont issus de l'essai CSTB n°1 du 29/04/2020 et de l'essai CSTB n°2 du 30/06/2020 au cours desquels on teste respectivement 18 et 15 éprouvettes de 800 mm de longueur en les soumettant à un feu normalisé ISO 834 pendant 34 et 68 min, ce qui correspond à des températures moyennes maximales dans l'enceinte du four valant 910°C lors du premier essai et 1015°C lors du second.

Les éprouvettes testées sont fabriquées à partir de plats en acier ou de profilés standard IPE 120, IPE 300 ou HEA 140, pré-perçés aux extrémités, puis connectés par vissage avec des éléments en bois, arrangés de sorte que l'acier se retrouve partiellement ou complètement protégé du feu (figure III.1). Au total, on teste 18 configurations différentes :

- les configurations D, F, G, H, J, L, N, O et Q sont testées lors de l'essai n°1 et sont toutes dédoublées (18 éprouvettes);
- les configurations A, B, C, E, K, I, M, P et R sont testées lors de l'essai n°2 et sont toutes dédoublées à l'exception de A, B et C (15 éprouvettes).

On précise que l'on cherche à limiter les jeux d'assemblage en procédant au serrage des pièces lors de la fabrication des éprouvettes, par l'utilisation de serre-joints. Le four utilisé présente une surface au sol de 3,0 x 4,0 m (figure III.2), et les poutres sont suspendues aux dalles constituant le couvercle du four d'essai, par le biais de tiges filetées soudées sur les composants métalliques. Elles sont disposées de façon à exposer les éprouvettes A, B et C sur trois faces (la face supérieure étant protégée par une dalle), et toutes les autres sur quatre faces, tandis que leurs extrémités sont protégées par un isolant minéral qui recouvre également les têtes de vis.

À la fin de l'exposition au feu ISO, on ne procède pas à l'extinction des éprouvettes, car on souhaite observer la manière dont le bois continue de brûler ou non en phase de refroidissement. On souhaite également vérifier si la seule combustion du bois constituant les éprouvettes engendre une augmentation des températures des composants métalliques telle que leur intégrité structurale se trouverait menacée en situation réelle. Une partie des éprouvettes est retirée du four après l'exposition au feu tandis que les autres refroidissent à l'intérieur. De cette façon, on teste deux conditions de refroidissement très différentes qui

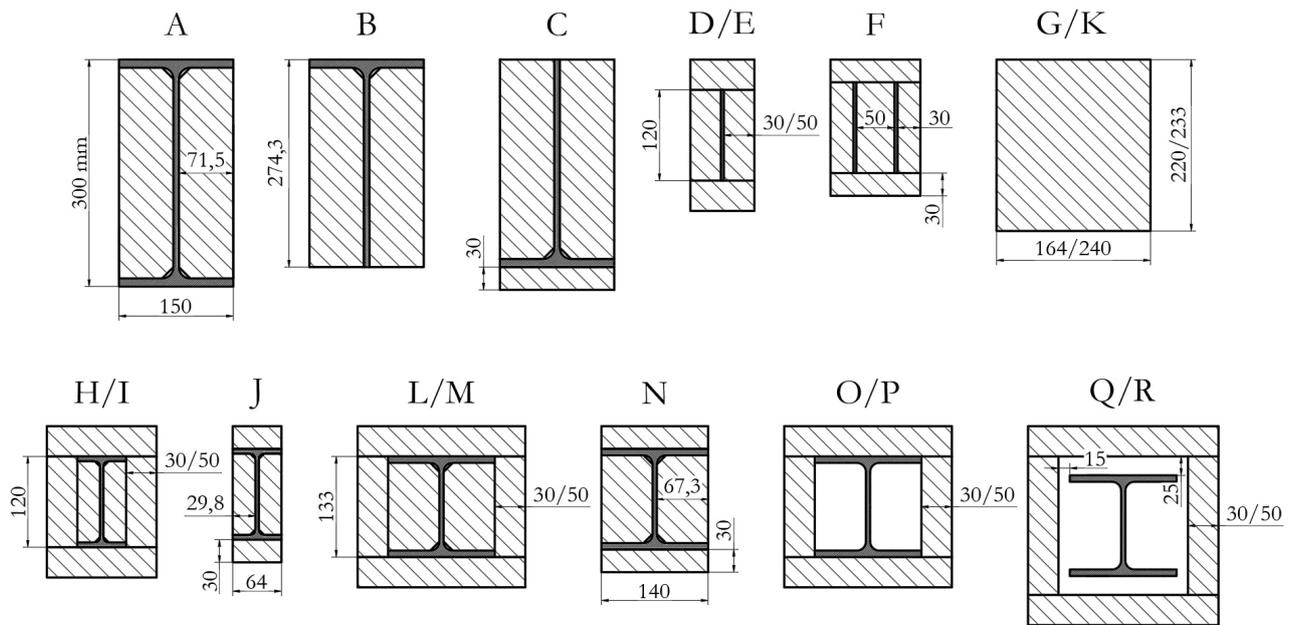


FIGURE III.1 – Configurations testées.



FIGURE III.2 – Four d'essais.

permettent de nuancer les observations et de ne pas s'exposer à un biais expérimental. En effet, les éprouvettes sorties du four sont exposées à un environnement relativement frais mais largement ventilé, tandis qu'au contraire, celles qui sont laissées dans le four, que l'on referme, sont soumises à un environnement plus chaud et moins bien ventilé. On précise que ces dernières sont soumises d'une part à des sollicitations thermiques résiduelles générées par les parois réfractaires du four, et d'autre part, à une ventilation modérée générée artificiellement pour refroidir le four pendant plusieurs heures. On remarque que cette démarche présente l'inconvénient de ne pas permettre l'évaluation de la vitesse de combustion du bois composant les éprouvettes, puisque cela nécessiterait de procéder à leur extinction dès l'arrêt du four, puis à la mesure des sections de bois résiduelles.

Pour plus de commodité, les configurations sont analysées en les rassemblant selon leurs similitudes de manière à constituer des « familles » qui correspondent à la nature des composants en acier qui les constituent (tableau III.1). Par ailleurs, on décompose l'analyse en considérant d'abord la phase d'exposition au feu, puis la phase de refroidissement.

TABLEAU III.1 – *Types de configurations testées.*

Configurations	Composant en acier	Nombre éprouvettes
A B C	IPE 300	3 (indexées A - B - C)
D E F	Plat acier 120 x 4 mm	6 (indexées de D1 à F2)
H I J	IPE 120	6 (indexées de H1 à J2)
L M N O P Q R	HEA 140	14 (indexées de L1 à R2)
G K	Bois uniquement	4 (indexées de G1 à K2)

### III.1.2 Propriétés du bois

Le comportement thermique du bois en situation d'incendie est principalement impacté par sa masse volumique et sa teneur en eau. L'analyse thermique des configurations testées requiert donc de connaître ces propriétés avec précision. Le bois utilisé provient de deux fournisseurs différents, en raison de difficultés d'approvisionnement. Lors de l'essai n°1, les poutres indexées avec le chiffre 2 (L2, M2, N2 etc.) sont constituées de bois massif d'essence résineuse stocké dans des conditions non contrôlées avant d'être réceptionné puis séché. Cela fait en sorte que ce bois présente un taux d'humidité important, mais aussi des imperfections géométriques (gauchissement et variations dimensionnelles dues au retrait) qui génèrent des jeux d'assemblage excessifs pour certaines éprouvettes. Ce désagrément touche également certaines éprouvettes testées lors de l'essai n°2. En revanche les éprouvettes A, B, et C, ainsi que toutes les éprouvettes indexées avec le chiffre 1 (D1, E1, F1 etc.) sont constituées de bois lamellé-collé épicea GL28h présentant un taux d'humidité optimal et des dimensions très bien contrôlées.

Les taux d'humidité sur masse sèche des bois utilisés sont déterminés conformément à l'EN 13183-1 [42], en procédant à la dessiccation de quelques échantillons (tableau III.2). On remarque que l'humidité du bois massif reste plutôt élevée au cours du premier essai, tandis que la différence avec le bois lamellé-collé devient négligeable pour le deuxième. Les ordres de grandeur ainsi obtenus sont corroborés par 113 mesures à l'humidimètre à pointes réalisées au cours du mois de juin 2020 (figure III.3).

Le tableau III.2 montre que les masses volumiques du bois massif et du bois lamellé collé sont équivalentes et correspondent aux valeurs classiquement trouvées pour des essences résineuses. En effet, pour l'essai 2, on mesure directement une masse volumique initiale moyenne proche de  $450 \text{ kg.m}^{-3}$ , tandis que les mesures des masses volumiques anhydres réalisées au cours des essais n°1 et 2 permettent de déterminer une masse volumique initiale de  $470 \text{ kg.m}^{-3}$  (en considérant un taux d'humidité moyen égal à 11,3%).

Enfin, on note que la variabilité du taux d'humidité est similaire à celle de la masse volumique, car on trouve un coefficient de variation de l'ordre de 10% dans tous les cas, ce qui est logique étant donné que la masse volumique est en partie corrélée à la teneur en eau.

TABLEAU III.2 – Taux d'humidité sur masse sèche du bois massif et du bois lamellé-collé déterminés par dessiccation, conformément à l'EN 13183-1 [42].

Résultat	Essai n°1 bois massif	Essai n°1 bois lamellé-collé	Essai n°2 bois massif	Essai n°2 bois lamellé-collé
Masse volumique initiale [kg.m <sup>-3</sup> ] (moyenne / écart-type)			448 / 40,4	455 / 43,2
Masse volumique anhydre [kg.m <sup>-3</sup> ] (moyenne / écart-type)	407 / 50,4	409 / 53,3	423 / 39,5	430 / 42,5
Taux d'humidité sur masse sèche [%] (moyenne / écart-type)	12,8 / 0,7	11,3 / 0,4	11,3 / 0,6	10,7 / 0,3
Nombre mesures	3	2	8	7

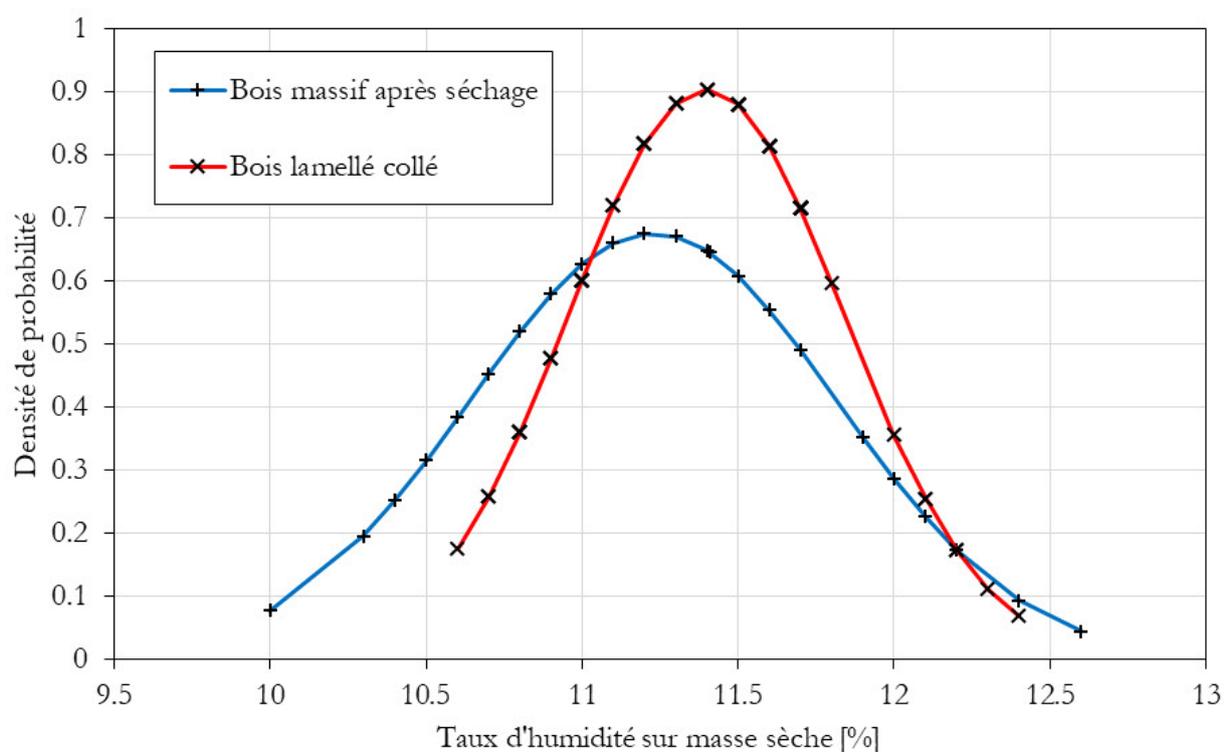


FIGURE III.3 – Taux d'humidité sur masse sèche du bois massif et du bois lamellé-collé mesurés à l'humidimètre à pointes avant l'essai n°2.

### III.1.3 Reproduction des conditions d'incendie et de refroidissement

Le four d'essai utilisé reproduit un échauffement conforme à un feu normalisé ISO 834 par l'intermédiaire de huit brûleurs à gaz. La température dans l'enceinte du four est mesurée au moyen de six pyromètres à plaque (figure III.4) lors de l'essai n°1, puis neuf pour l'essai n°2. Ces instruments de mesure sont conformes à la description donnée dans l'EN 1363-1 : « les thermocouples de four doivent être des pyromètres à plaque constitués d'une structure de tôle pliée en alliage de nickel, sur laquelle est fixé un thermocouple [résistant à la chaleur d'un diamètre nominal de 1 mm à 3 mm], et d'un [tampon isolant inorganique] » [61].



FIGURE III.4 – Essai 2 – pyromètre à plaque employé pour établir la température de l’environnement des éprouvettes B et C.

Les températures mesurées dans le four pendant l’exposition au feu sont présentées aux figures III.5 et III.6 pour les deux essais réalisés. On remarque en premier lieu que la température du four est inférieure à la température normalisée au début de l’échauffement, puisqu’elle la dépasse avant de se stabiliser et d’atteindre la température ciblée à partir de 5-10 min. Ce schéma est normal car il est très difficile d’obtenir une augmentation logarithmique de la température du four. C’est pourquoi on procède à une compensation en dépassant momentanément la température ciblée, de façon à ce que l’aire sous la courbe mesurée soit égale à celle obtenue sous la courbe normalisée. Au-delà de 10 min, on est en mesure d’atteindre la température ciblée en respectant une tolérance de  $\pm 100\text{ }^{\circ}\text{C}$  [61].

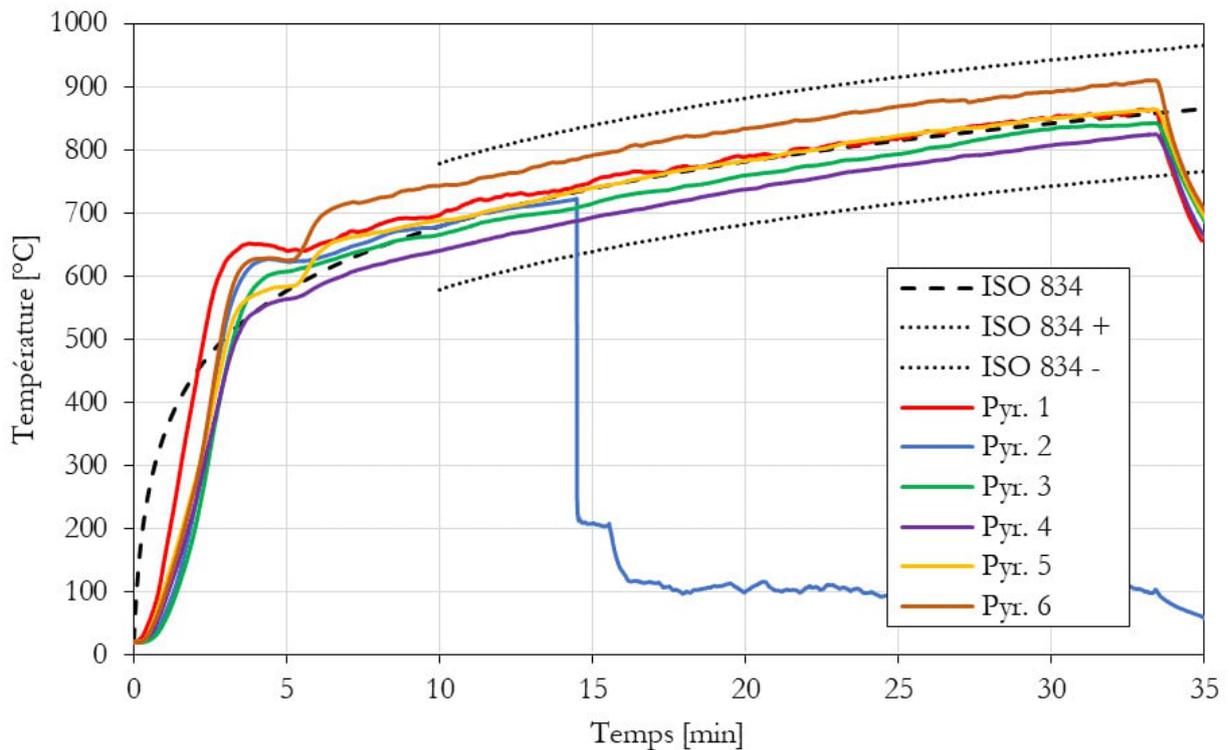


FIGURE III.5 – Essai 1 - température du four pendant la phase d’exposition au feu des éprouvettes.

La figure III.5 montre que le pyromètre n°2 tombe en panne lors de l’essai n°1 tandis c’est le pyromètre n°1 qui présente une défaillance momentanée lors de l’essai 2 (figure III.6). On constate que les températures mesurées sont globalement conformes à la courbe température-temps normalisée et aux tolérances fixées par l’EN 1365-1.

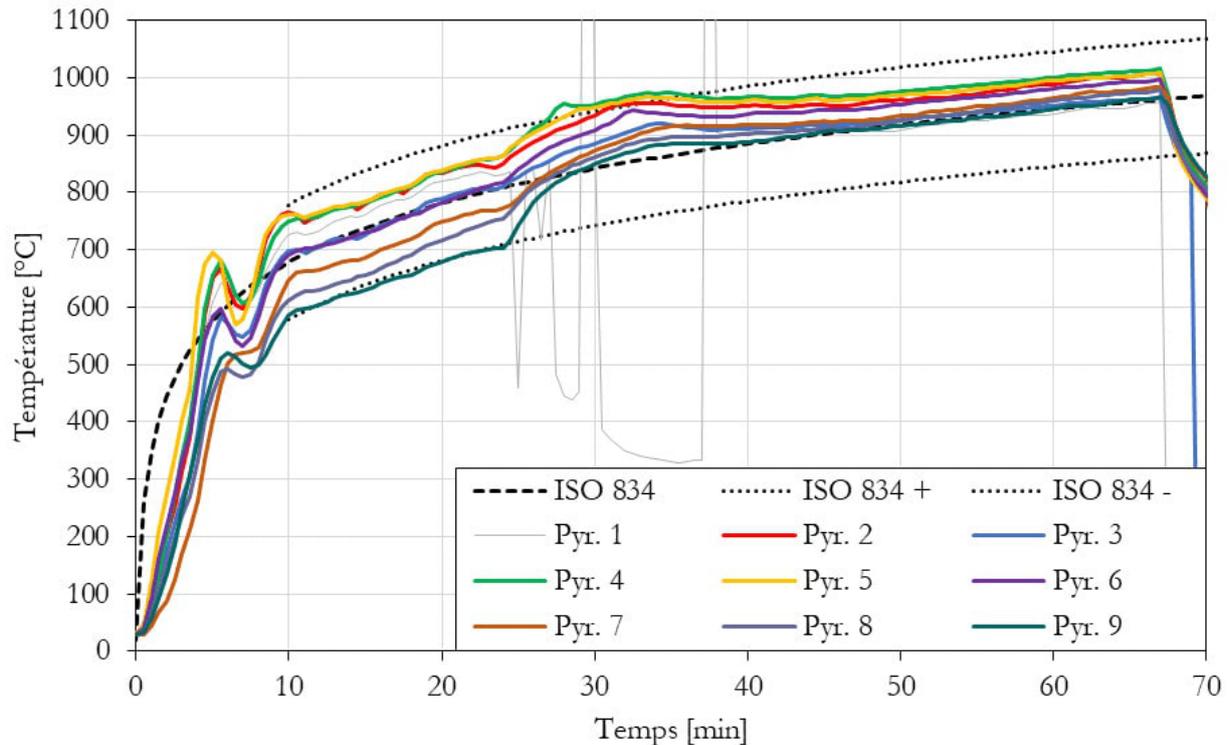


FIGURE III.6 – Essai 2 - température du four pendant la phase d'exposition au feu des éprouvettes.

Lors des essais, deux types de conditions de refroidissement différentes sont étudiées. L'utilisation d'un pont roulant permet de manipuler les trois dalles qui forment le couvercle du four de manière relativement aisée pour ouvrir ou fermer le four, et déplacer les dalles comme on le souhaite (figure III.2). Les éprouvettes indexées avec le chiffre 1 (L1, M1, N1 etc.) sont suspendues à la dalle numérotée 1, tandis que les répliques numérotés 2 (L2, M2, N2 etc.) sont accrochés à la dalle 2. Lors de l'essai n°2, les poutres A, B et C sont placées sous une dalle que l'on nomme « dalle 3 ». La répartition des éprouvettes dans le four d'essai est donnée aux figures III.7 et III.8. Pour l'essai n°1, on ne dispose que d'un plan de principe, mais pour l'essai n°2, les emplacements des éprouvettes sont relevés précisément.

À la fin de l'exposition au feu, on laisse les dalles 1 et 3 immobiles, tandis que la dalle 2 est déplacée et posée sur des tréteaux, de telle sorte que les poutres qui y sont suspendues refroidissent à l'air libre, dans le hall d'essai. Les conditions de ventilation sont néanmoins difficiles à maîtriser et la circulation de l'air à l'intérieur du hall peut attiser la combustion du bois en apportant de l'oxygène. Néanmoins, les éprouvettes placées sous la dalle 2 sont soumises à un refroidissement plus brutal que celles qui sont laissées dans le four (figure III.9), ce qui n'est pas favorable à la combustion. On précise que l'on pose une autre dalle à la place de la dalle 2 de manière à refermer le four. Celui-ci est ensuite artificiellement ventilé de façon modérée et de manière à faire baisser progressivement sa température.

On précise que lors de l'essai n°1, on dispose des plaques de plâtre autour de la dalle 2 pour tenter de mieux maîtriser les conditions de refroidissement. Cette démarche se révèle être vaine dans la mesure où elle génère des appels d'air très localisés qui, pour certaines éprouvettes, amplifient le phénomène que l'on cherche à éviter.

Les conditions de refroidissement des éprouvettes sont donc très variables et les résultats obtenus ne se limitent pas à une situation particulière. On utilise les pyromètres à plaque pour mesurer la température de l'air autour des éprouvettes lors de leur refroidissement, pendant six heures, ce qui permet d'apprécier les conditions de refroidissement pour chacune d'elles (figure III.9).

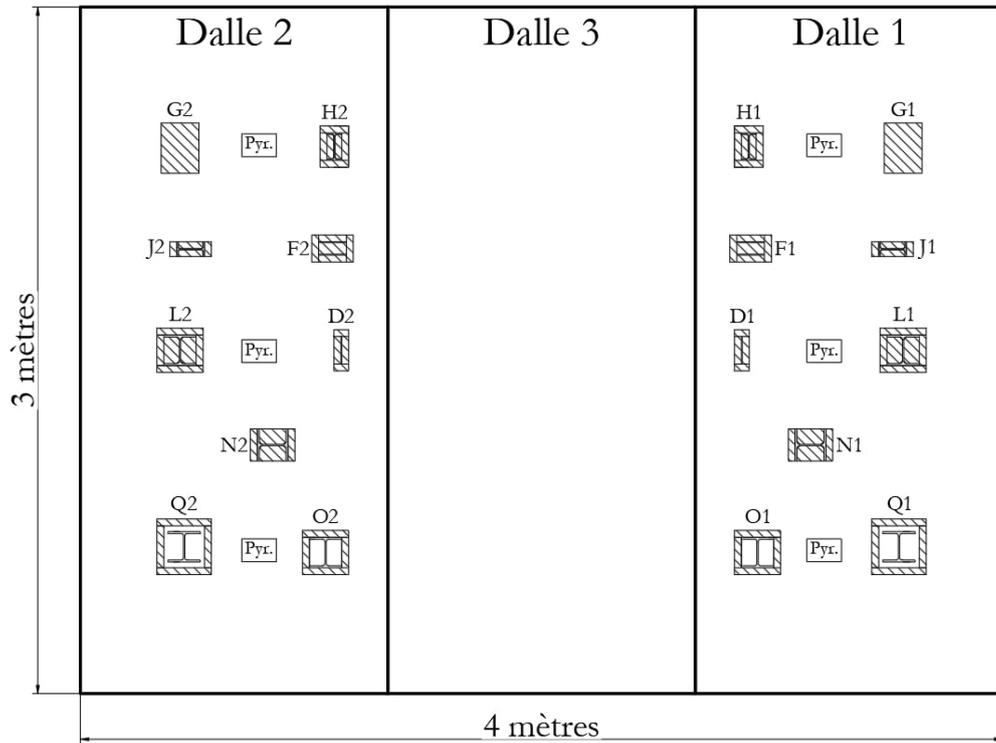


FIGURE III.7 – Essai 1 - répartition approximative des éprouvettes et des pyromètres à plaque (Pyr.) dans le four d'essai (vue de dessus).

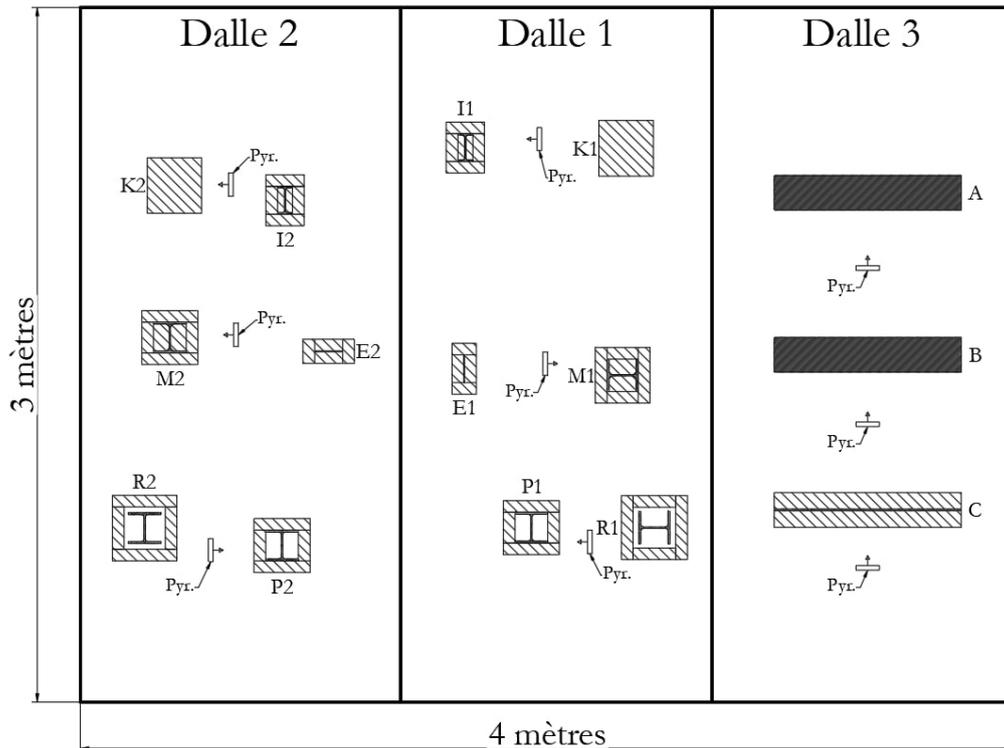


FIGURE III.8 – Essai 2 - répartition des éprouvettes et des pyromètres à plaque (Pyr.) dans le four d'essai (vue de dessus).

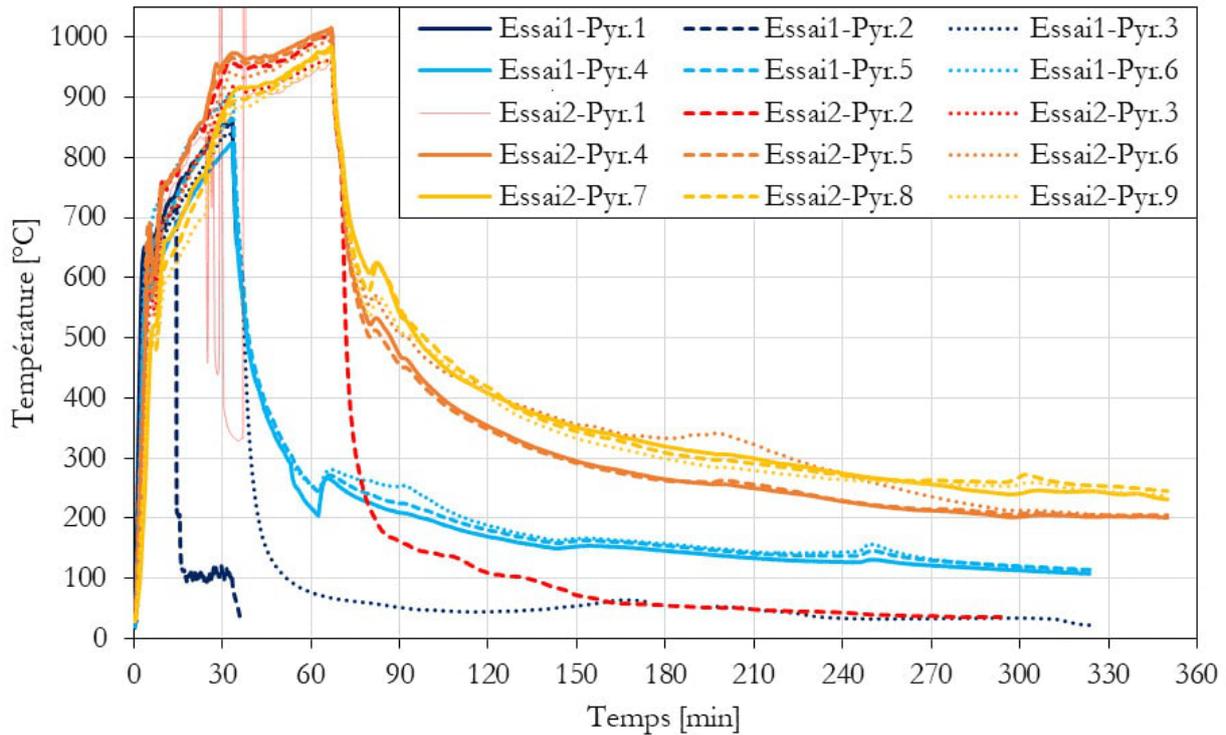


FIGURE III.9 – Essais 1 et 2 - Températures mesurées par les pyromètres à plaque (Pyr.) pendant le refroidissement. (Essai 1 : Pyr. 1 à 3 sous la dalle 2, Pyr. 4 à 6 sous la dalle 1. Essai 2 : Pyr. 1 à 3 sous la dalle 2, Pyr. 4 à 6 sous la dalle 3, Pyr. 7 à 9 sous la dalle 1).

### III.I.4 Mesures

Des thermocouples type K à tête « pastille » (figure III.10) sont employés pour les mesures sur l'acier. Les fils sont isolés au moyen d'une soie de verre résistante jusqu'à 400°C et transitent à l'intérieur des éprouvettes grâce à des entailles pratiquées dans le bois. La tête des thermocouples est ensuite maintenue en place par du ruban adhésif aluminium, puis par les éléments en bois eux-mêmes, dont les entailles sont ajustées de sorte à ce que la pastille soit plaquée contre l'acier. Les mesures réalisées ne laissent pas apparaître d'évolution singulière de la température au-delà de 400°C, les courbes de température mesurées sont donc considérées dans leur intégralité, en dépit du fait qu'elles dépassent la température maximale théorique que peuvent supporter les gaines de thermocouples. Seule une mesure nécessite de faire transiter les fils du thermocouple à travers le feu, on emploie alors un thermocouple blindé capable de supporter ces conditions.

On choisit de présenter l'ensemble des mesures effectuées sans les nettoyer, de façon à rendre compte d'un maximum d'informations. Les mesures problématiques sont alors commentées au cas par cas, d'autant plus que ces anomalies sont la plupart du temps ponctuelles. Certaines mesures présentent par exemple des diminutions suspectes mais ponctuelles de la température de l'acier pendant l'exposition au feu (figure III.11). Il est alors difficile d'établir si ces baisses de températures sont justifiées par des phénomènes physiques tangibles (par exemple par l'action de l'eau contenue dans le bois) ou si elles relèvent de problèmes affectant les capteurs. Néanmoins, leur prise en compte ne remet pas en cause les conclusions de l'analyse.



FIGURE III.IO – Essai 2 - éprouvette P2 - thermocouples « pastille » n°3 et 17 utilisés pour la mesure de la température de l'acier.

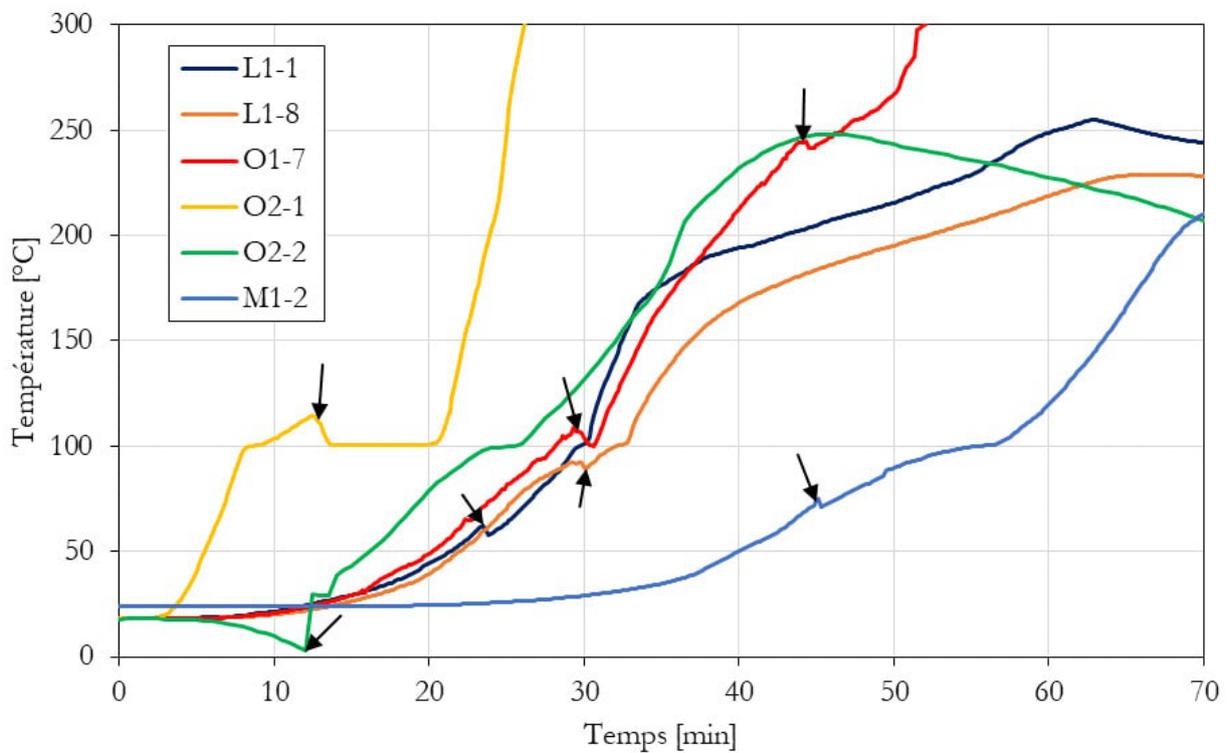


FIGURE III.II – Exemples d'anomalies ponctuelles affectant les mesures enregistrées.

### III.1.5 Résultats d'essais thermiques

#### A - Configurations G et K (bois uniquement)

Outre les configurations mixtes acier-bois, on teste deux configurations constituées uniquement de bois (figure III.12). L'objectif consiste alors à tenter d'établir l'influence des profilés métalliques sur les transferts hydriques qui se tiennent dans le bois, notamment par l'analyse de la durée des paliers à 100°C susceptibles d'être détectés sur les courbes température-temps que l'on enregistre. Cependant, la mesure de la température dans le bois comporte des problématiques que l'on traite dans une partie qui y est consacrée (chapitre III.III).

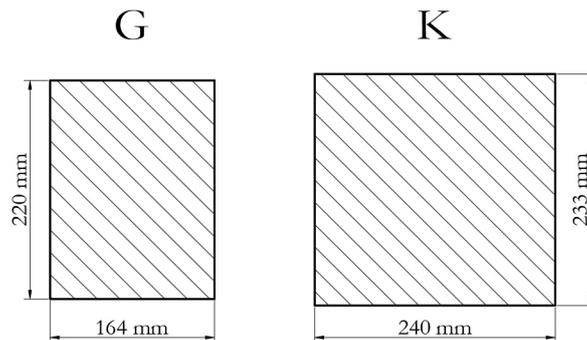


FIGURE III.12 – Essais 1 et 2 - configurations G et K (bois seul).

Ces éprouvettes se révèlent toutefois utiles pour observer le comportement du bois durant la phase de refroidissement, qu'il est intéressant de commenter avant d'étudier les configurations mixtes. On remarque par exemple que le bois a tendance à brûler de manière plus complète lorsqu'on laisse les éprouvettes dans le four, puisque K1 est complètement consommé et que G1 est sévèrement dégradé avec une section résiduelle mesurant environ 70 x 110 mm (figure III.13). On note que la combustion peut continuer ou reprendre plusieurs heures après l'arrêt du four : pour K1, on enregistre par exemple des températures importantes (jusqu'à 680°C) dans un intervalle de temps compris entre 7 et 16 heures à compter du début de l'essai. À l'inverse, on observe une combustion moins sévère du bois qui constitue les éprouvettes qui refroidissent à l'air libre (figure III.13 – G2 et K2).



FIGURE III.13 – Essais 1 et 2 - restes des poutres constituées uniquement de bois.

## B - Configurations L - R (HEA 140)

### a) Exposition au feu

Les éprouvettes fabriquées à partir de poutrelles à larges ailes HEA 140 sont schématisées à la figure III.14. Cette dernière donne également la localisation des mesures de température sur le profilé métallique, la section instrumentée étant située au centre de l'éprouvette. Les mesures sont identifiées par trois caractères :

- une lettre majuscule désigne la configuration considérée;
- un premier chiffre donne le numéro de l'éprouvette (1 ou 2);
- un second chiffre donne le numéro du thermocouple utilisé pour effectuer la mesure.

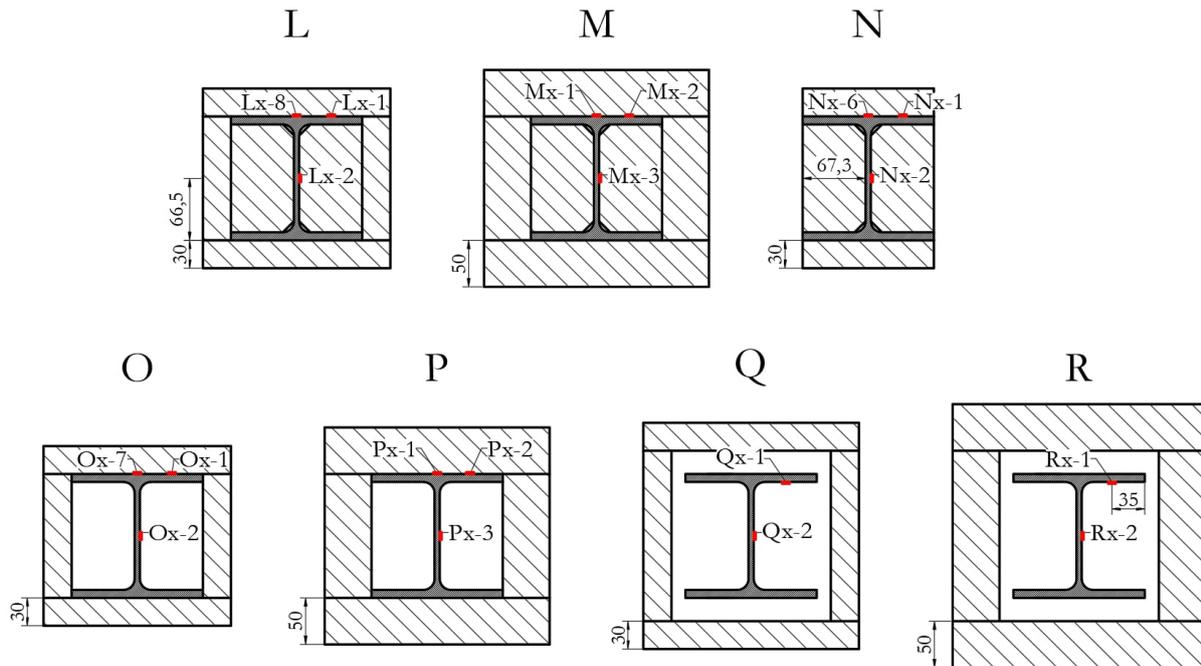


FIGURE III.14 – Essais 1 et 2 - instrumentation des profilés HEA 140  
(*x* prend la valeur 1 ou 2, p. ex. *Lx-8* donne *L1-8* et *L2-8*).

Les configurations L et M sont dites « pleines » et sont constituées d'un HEA 140 dans lequel on emboîte des pièces de bois sur mesure. On note que les dimensions des composants et les tolérances de fabrication sont telles qu'il est nécessaire d'enfoncer les pièces de bois en force entre les semelles du profilé, à l'aide d'une masse. Les pièces en acier et en bois sont donc particulièrement bien ajustées (figure III.15 – a). Ce premier ensemble est ensuite « coffré » entre quatre planches destinées à protéger les semelles du profilé vis-à-vis du feu. Les configurations O, P, Q, et R sont dites « creuses » et sont constituées d'un IPE 140 encoffré par 4 planches en bois destinées à le protéger du feu. Les espaces inter-semelles sont laissés vides, et dans le cas des configurations Q et R, il existe également un espace entre les parois des semelles et les planches protectrices, du fait de l'utilisation de clips pour l'assemblage (figure III.15 – b). Enfin, les configurations « partiellement exposées » sont constituées d'un HEA 140 dont les espaces inter-semelles sont comblés avec des pièces de bois sur mesure insérées en force, et dont les semelles sont recouvertes d'une planche de 30 mm d'épaisseur. Ainsi, seule une petite quantité d'acier, correspondant à l'extrémité des semelles, est exposée au feu (figure III.14 – N). On dira donc que la configuration N est « partiellement exposée » tandis que les autres sont « totalement protégées », sachant que toutes les éprouvettes sont exposées au feu sur quatre faces. Dans tous les cas, les planches d'encoffrement présentent une épaisseur de 30 mm au premier essai (exposition au feu ISO pendant 34 min) et 50 mm au second (exposition au feu ISO pendant 68 min).

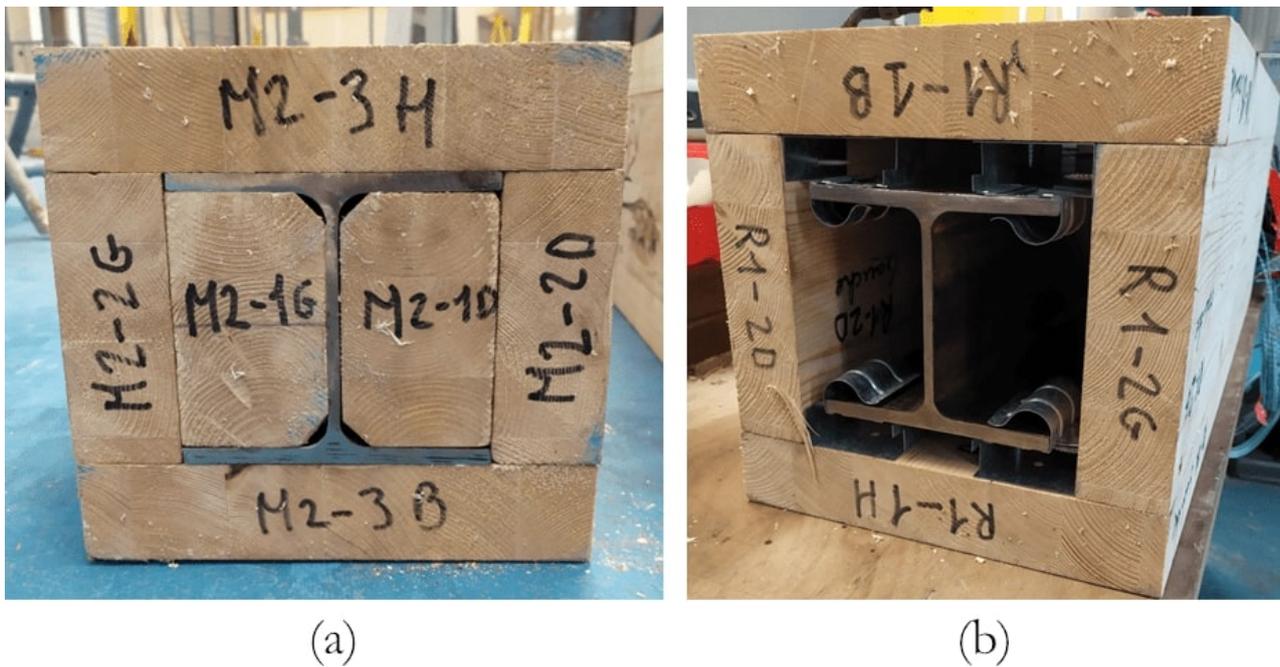


FIGURE III.15 – Essai 2 - éprouvette M2 (a) – éprouvette R1 (b).

Les figures III.16 et III.17 rendent compte de l'échauffement de l'acier au cours de l'exposition au feu. On constate d'abord que certaines mesures donnent des courbes aberrantes, de manière ponctuelle ou globale. Ainsi, les mesures pour l'éprouvette O2, ainsi que les mesures M2-1 et M2-2 ne paraissent pas fiables et ne doivent pas être prises en considération. Cela étant dit, on remarque que les configurations totalement protégées (toutes sauf la configuration N) présentent une température de l'acier qui reste en-dessous de 250°C pendant toute la période d'exposition au feu, pour l'essai 1 (figure III.16), comme pour l'essai 2 (figure III.17). Cela signifie que les propriétés mécaniques de l'acier restent peu affectées, car le module d'élasticité n'est alors diminué que de 15%, tandis que la limite d'élasticité efficace demeure inchangée [7]. La protection par un encoffrement en bois est donc efficace pour protéger l'acier pendant la période d'exposition au feu.

Ces résultats suggèrent que les profilés en acier totalement protégés par du bois permettent d'atteindre une capacité de résistance au feu au moins égale à R30 pour des planches d'encoffrement d'épaisseur 30 mm et supérieure à R60 pour des planches de 50 mm. En revanche, pour la configuration N, dont la tranche des semelles est exposée, on relève un échauffement plutôt rapide de l'acier jusqu'à 600°C pour les semelles et 380°C pour l'âme (figure III.16). Or, à 600°C l'acier au carbone présente un module d'Young et une limite d'élasticité efficace qui valent respectivement 31 et 47% de leur valeur à 20°C. Contrairement aux éprouvettes totalement protégées, les configurations partiellement exposées présentent donc une dégradation significative des propriétés mécaniques de l'acier pendant la période d'exposition au feu. Malgré la faible quantité d'acier exposée au feu, il est beaucoup plus délicat d'assurer qu'une capacité de résistance au feu R30 soit atteinte. En outre, on remarque que les configurations complètement protégées permettent un gain de résistance très important au regard de la faible quantité de bois supplémentaire (l'équivalent de deux planches 200 x 30 mm). Dès lors, l'économie de matière qu'implique la configuration N n'apparaît pas comme pertinente.

Ensuite, on remarque que le comportement des poutres « pleines » (L et M) varie. La température de L2 est quasiment uniforme, tandis que ce n'est pas le cas pour les éprouvettes L1 et M1 qui présentent un écart entre les températures de l'âme et de la semelle de l'ordre de 50 à 80°C à la fin de l'exposition au feu. Pour L1, un gradient thermique dans la largeur de la semelle se manifeste à partir de 29 min environ. Ces écarts

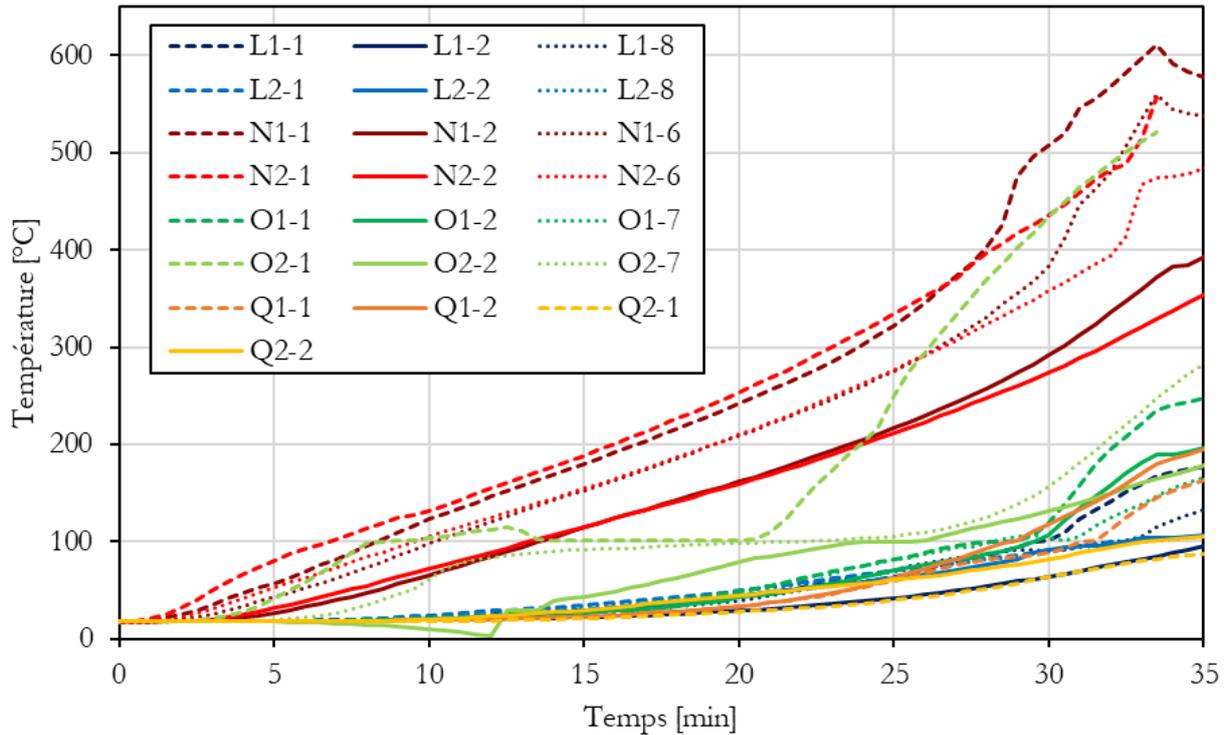


FIGURE III.16 – Essai 1 - configurations L, N, O, et Q - évolution de la température de l'acier au cours de l'exposition au feu.

de températures au sein du profilé sont certes modérés, mais on remarque qu'ils deviennent significatifs de manière assez tardive, ce qui laisse supposer que c'est la combustion du bois et la mise à nu de l'acier, a priori au droit des joints d'assemblage, qui entraîne l'apparition de ces gradients thermiques. Pour M2 des problèmes de mesure sont constatés et il n'est pas possible de faire d'observation sur ce point.

En ce qui concerne les configurations « creuses » (O à R), la figure III.17 met en évidence la remarquable uniformité de la température de l'acier. C'est moins le cas pour les configurations testées lors de l'essai 1 (figure III.16), probablement en raison de la fermeture initiale des joints moins bien contrôlée, mais aussi vraisemblablement à cause de la plus faible épaisseur des planches qui se consomment plus vite, se déforment davantage, ce qui favorise selon toute vraisemblance l'ouverture des joints et l'exposition de l'acier au feu à cet endroit.

De manière opposée, les mesures réalisées sur les éprouvettes partiellement exposées (N) mettent en évidence un champ thermique très hétérogène dans l'acier. D'une part, il existe un gradient thermique relativement important dans la largeur de la semelle puisque l'écart de température entre le milieu et le bord de la semelle peut aller jusqu'à 128 °C à 29,5 min pour N1. D'autre part, l'écart de température entre le bord de la semelle et l'âme peut atteindre 237 °C pour N1 à la fin de l'exposition au feu.

Enfin, on identifie un plateau à 100 °C sur les courbes obtenues à partir des mesures de température effectuées sur les HEA 140 qui composent les configurations totalement protégées (toutes sauf N). Ce plateau correspond nécessairement au phénomène de vaporisation de l'eau contenue dans le bois dont on observe l'effet bénéfique sur la température de l'acier. On remarque que le plateau à 100 °C est d'autant plus long que l'épaisseur des planches d'encoffrement est importante. Pour les configurations « pleines » (M et L), on observe que l'influence de l'eau contenue dans le bois est moins importante pour la température des semelles que pour celle de l'âme (plateau plus court). Cela s'explique vraisemblablement par le fait que la semelle chauffe par l'intermédiaire du bois qui la recouvre, tandis que l'âme chauffe par conduction de la

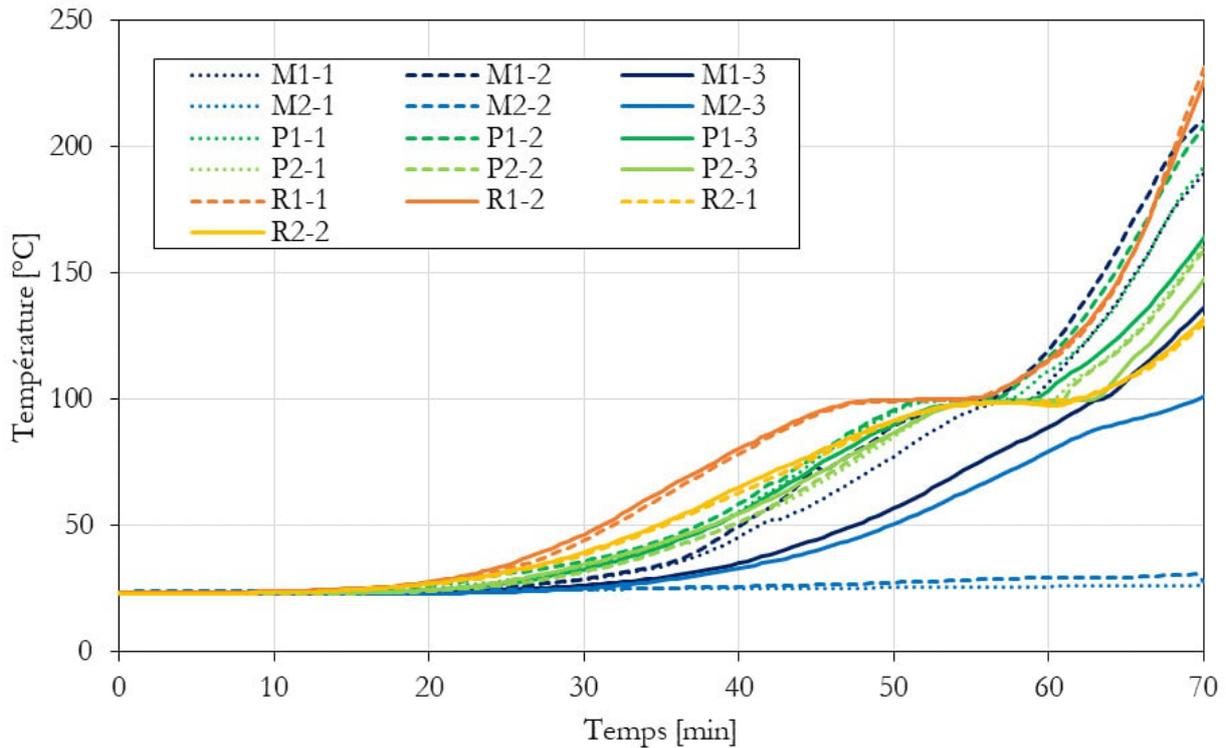


FIGURE III.17 – Essai 2 - configurations M, P, et R - évolution de la température de l'acier au cours de l'exposition au feu.

chaleur depuis la semelle, le flux thermique qui sollicite l'âme est alors moins sensible aux propriétés thermophysiques du bois. En ce qui concerne les configurations « creuses » (O à R), le plateau est particulièrement long (plus que pour les configurations « pleines »). Lorsque des planches d'épaisseur 50 mm sont utilisées (figure III.17), l'effet est particulièrement significatif puisque la température de l'acier est maintenue à 100°C pendant environ 10 min. On remarque donc que le contact de l'acier avec le bois n'est pas nécessaire pour que l'eau contenue dans ce dernier agisse sur la température du premier. L'échauffement du bois semble alors provoquer un dégagement de vapeur dans l'air confiné à l'intérieur du coffrage, permettant ainsi de maintenir la température de l'acier à 100°C. On précise que les mesures portant sur l'éprouvette O<sub>2</sub> ne sont pas prises en compte. En effet, elles semblent présenter une anomalie de ce point de vue avec un plateau excessivement long. Finalement, il est possible de constater l'absence de plateau à 100°C sur les courbes de température relevées pour la configuration partiellement exposée (N). En effet, il semble alors que ce soit le profilé métallique qui chauffe le bois adjacent et non l'inverse, les transferts hydriques ne se font donc pas en direction de l'acier, et le profilé métallique ne bénéficie pas du refroidissement procuré par l'eau contenue dans le bois.

## b) Refroidissement

Avant tout commentaire sur les résultats à proprement parler, on souligne d'emblée que les mesures réalisées ne permettent pas d'établir de corrélation entre la façon dont la combustion du bois se tient après l'exposition au feu et sa teneur en eau initiale, ou l'environnement dans lequel il est placé lors de la phase de refroidissement. En revanche, on remarque que la géométrie des sections testées a un impact sur la manière dont le bois brûle pendant et après l'exposition au feu (figures III.18 à III.21).

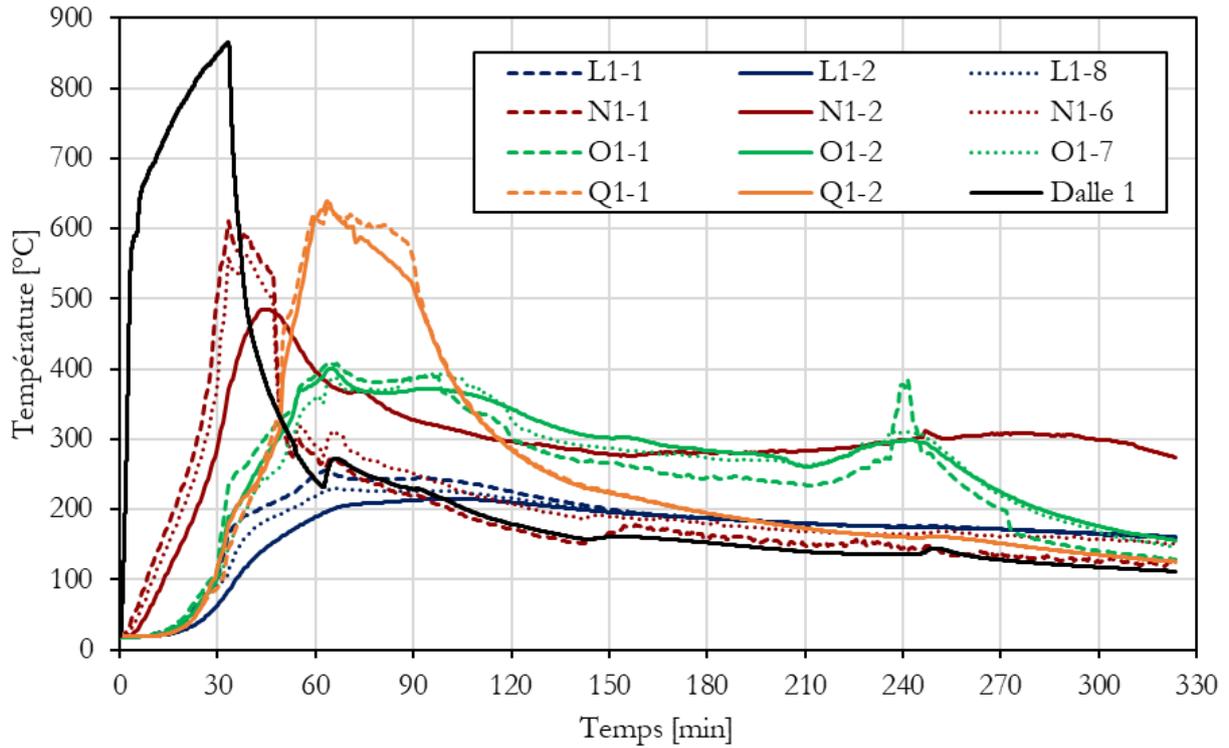


FIGURE III.18 – Essai 1 - configurations L, N, O, et Q - évolution de la température de l'acier après l'exposition au feu - refroidissement dans le four.

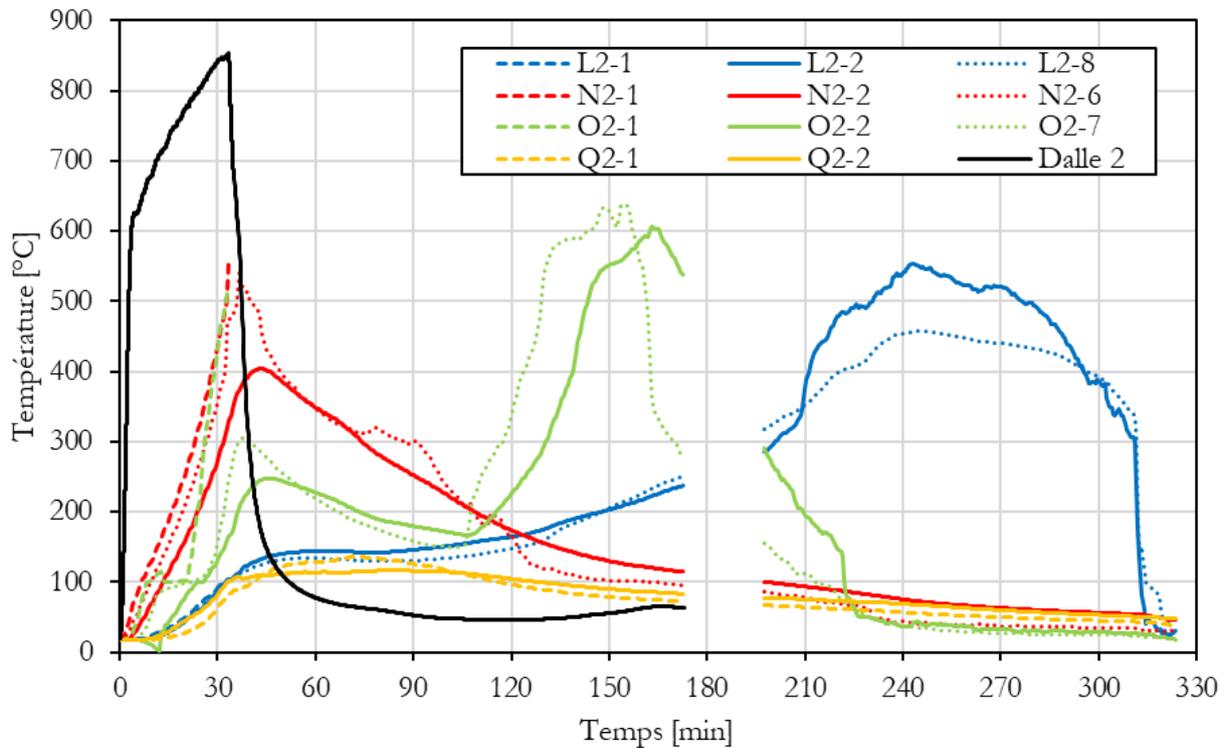


FIGURE III.19 – Essai 1 - configurations L, N, O, et Q - évolution de la température de l'acier après l'exposition au feu - refroidissement à l'extérieur du four.

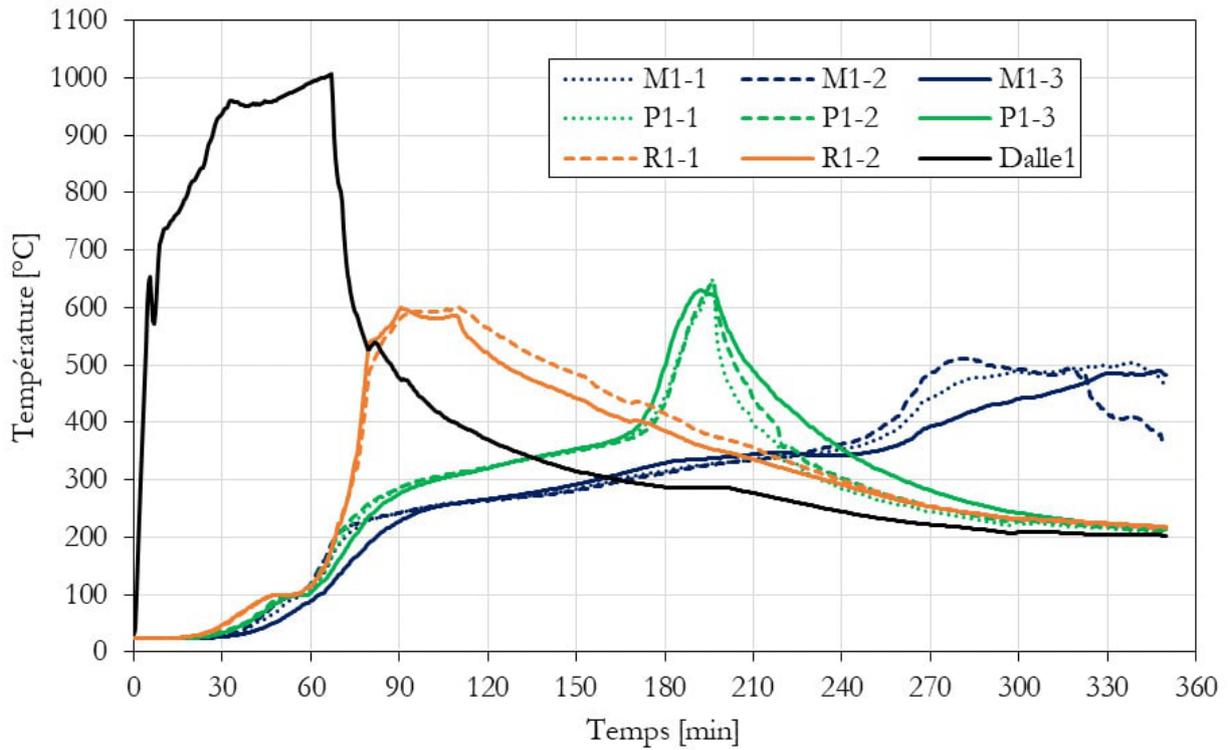


FIGURE III.20 – Essai 2 - configurations M, P, et R - évolution de la température de l'acier après l'exposition au feu - refroidissement dans le four.

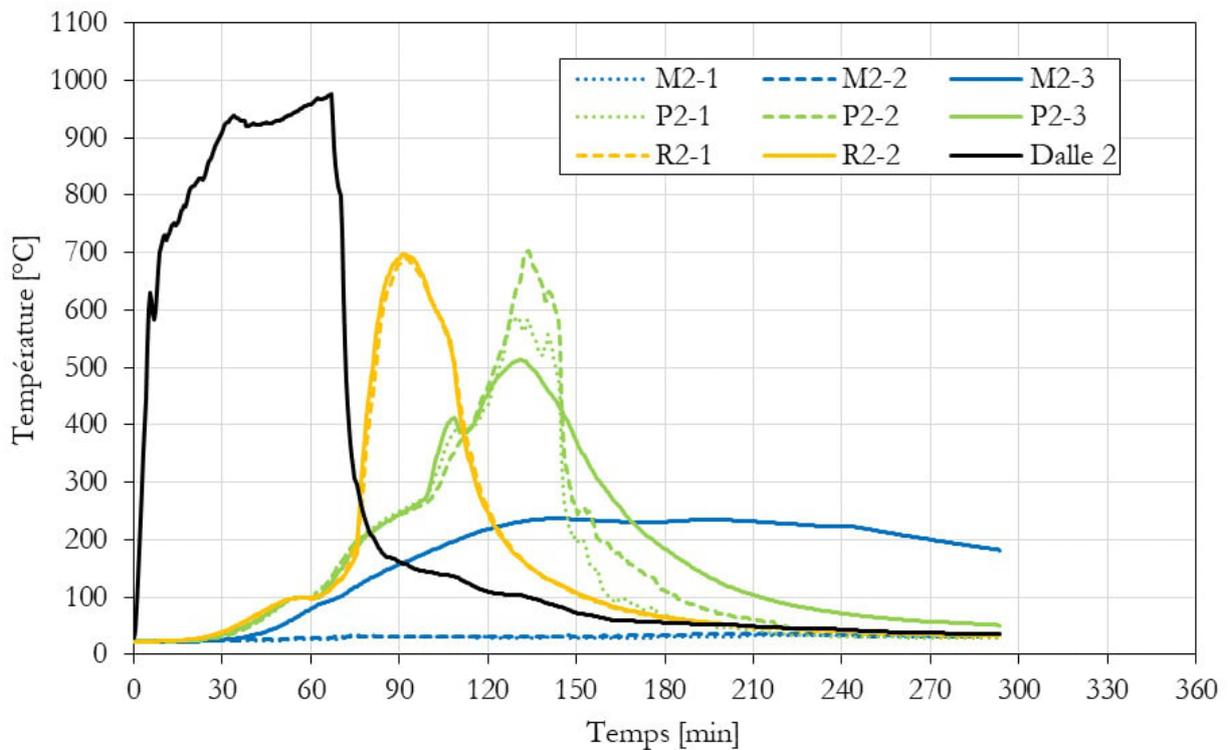


FIGURE III.21 – Essai 2 - configurations M, P, et R - évolution de la température de l'acier après l'exposition au feu - refroidissement à l'extérieur du four.

Premièrement, en ce qui concerne les configurations « pleines » (L et M), les figures III.18 à III.21 montrent que l'évolution de la température de l'acier après l'exposition au feu varie d'une éprouvette à l'autre. Si l'échauffement de l'acier semble se poursuivre après l'exposition au feu pour l'ensemble des éprouvettes « pleines » du fait de la combustion du bois résiduel, l'ampleur du phénomène varie. En effet, pour L1 (figure III.18) et M2 (figure III.21), la température de l'acier ne dépasse pas 250 °C et diminue lentement 30 à 60 min après la fin de l'exposition au feu. Ces deux configurations présentent du bois intact après l'essai (figures III.22 et III.23), contrairement à L2 et M1, pour lesquelles le bois brûle complètement. La combustion du bois engendre alors une augmentation sévère de la température de l'acier, qui culmine à 550°C dans l'âme pour L2 (figure III.19), et à 510°C dans la semelle pour M1 (figure III.20), environ 4 heures après la fin de l'exposition au feu. De telles températures sont significatives puisqu'à 550°C, la limite d'élasticité est diminuée de 37,5% et le module d'élasticité de 54,5% [7]. À ce titre, on constate que la nature combustible du bois implique un comportement thermique beaucoup plus critique en phase de refroidissement que pendant l'exposition au feu. La montée en température de l'acier à des niveaux significatifs n'en demeure pas moins retardée de plusieurs heures.

Aucune corrélation avec les paramètres susceptibles d'affecter le comportement thermique des éprouvettes ne peut être établie. En effet, L2 et M2 sont composées de bois initialement plus humide que L1 et M1, les premières sont sorties du four après l'exposition au feu tandis que les deuxièmes sont laissées à refroidir dans le four. Enfin, l'épaisseur des planches d'encoffrement est de 30 mm pour L1 et L2 et 50 mm pour M1 et M2. Le phénomène d'échauffement de l'acier après l'exposition au feu, à cause de la poursuite ou la reprise de la combustion du bois, peut donc être considéré comme imprévisible pour les poutres « pleines ».



FIGURE III.22 – Essai 1 - éprouvette M2 – bois résiduel après les phases d'exposition au feu puis de refroidissement.

Deuxièmement, pour les configurations « creuses » (O à R), les figures III.18 à III.21 montrent que la température de l'acier continue d'augmenter après l'exposition au feu sous l'effet de la combustion du bois résiduel, pour l'ensemble des éprouvettes à l'exception de Q2 (figure III.19). On constate ainsi la reprise ou la poursuite de la combustion du bois pour 7 éprouvettes sur 8. Cela amène la température de l'acier à des niveaux critiques, c'est-à-dire jusqu'à 700°C (figure III.21), plus ou moins rapidement. La faible épaisseur du bois résiduel ainsi que la structure très aérée de ces configurations favorisent une combustion sévère (figure III.24). En effet, une ventilation très importante se met en place, lorsque la circulation de l'air extérieur à travers le caisson est permise à la faveur des ouvertures des joints générées par la combustion du bois. On note que pour R2 et P2, cet effet « cheminée » est provoqué artificiellement à la suite d'une intervention visant à retirer l'isolant placé aux extrémités des éprouvettes. En effet, il est observé que le bois préservé par l'isolant thermique incombustible pendant l'exposition au feu a tendance à brûler lors de la période de



FIGURE III.23 – Essai 1 - éprouvette L1 - bois résiduel après les phases d'exposition au feu puis de refroidissement.

refroidissement, ce qui introduit un biais dans l'expérimentation. Néanmoins, cette intervention n'est pas décisive dans la mesure où un échauffement très sévère est également observé pour les autres configurations, à l'exception de O1 dont les températures restent en-dessous de 400°C (figure III.18) et Q2 qui ne dépasse pas 140°C et dont l'intégrité du bois après l'essai se révèle être exceptionnelle (figure III.25).



FIGURE III.24 – Essai 1 - éprouvette O2 - la combustion du bois résiduel porte l'acier au rouge pendant la phase de refroidissement.

Enfin, les éprouvettes partiellement exposées (N1 et N2) réagissent différemment lors de la période suivant l'exposition au feu (figures III.18 et III.19) : N1 refroidit dans le four et son bois se consume complètement tandis que pour N2, qui refroidit à l'extérieur, la combustion est incomplète (figure III.26). Cette



FIGURE III.25 – Essai 1 - éprouvette Q2 – bois résiduel après les phases d'exposition au feu puis de refroidissement.

différence se manifeste par le fait que l'âme de N1 se maintient à une température proche de 300°C pendant plusieurs heures contrairement à N2. Cela peut éventuellement s'expliquer par une humidité plus importante du bois composant N2 (mesurée 20% à l'humidimètre le 11/03/2020). Néanmoins, les deux profilés partiellement protégés atteignent leur température maximale pendant la période d'exposition au feu et aucun pic de température n'est observé pendant la phase de refroidissement, contrairement aux configurations « totalement protégées » dont l'échauffement sévère peut intervenir plusieurs heures après l'exposition au feu. Les configurations partiellement encapsulées ont donc tendance à refroidir plus ou moins rapidement dès l'arrêt de l'exposition au feu.



FIGURE III.26 – Essai 1 - éprouvette N2 – bois résiduel après les phases d'exposition au feu puis de refroidissement.

## C - Configurations H - J (IPE 120)

### a) Exposition au feu

Les éprouvettes fabriquées à partir de profilés standards IPE 120 sont schématisées à la figure III.27. Les trois configurations testées consistent à emboîter des pièces de bois de dimensions 110 x 30 mm dans les profilés en « I ». L'ensemble ainsi constitué est ensuite protégé par un encoffrement réalisé avec des planches d'épaisseur 30 et 50 mm pour les configurations H et J respectivement, qui sont dites « totalement protégées ». Pour la configuration J, l'encoffrement est incomplet et laisse apparaître l'extrémité des semelles. Cette configuration est donc partiellement exposée au feu. Les configurations H et J sont exposées au feu ISO pendant 34 min, contre 68 min pour la configuration I. Toutes les éprouvettes sont disposées verticalement de façon à les exposer au feu sur 4 faces.

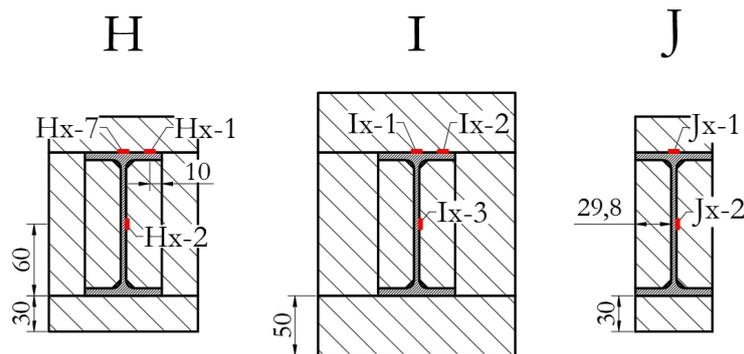


FIGURE III.27 – Essais 1 et 2 - instrumentation des profilés IPE 120 ( $x$  prend la valeur 1 ou 2, p. ex.  $Hx-7$  donne  $H1-7$  et  $H2-7$ ).

On note que les éprouvettes  $H_2$ ,  $I_2$  et  $J_2$  présentent des jeux d'assemblage très importants (jusqu'à 8 mm) du fait du retrait du bois lors du séchage (figure III.28). Une tentative est effectuée pour combler ces jeux avec des lamelles de bois, mais on observe néanmoins qu'ils favorisent l'échauffement de l'acier.

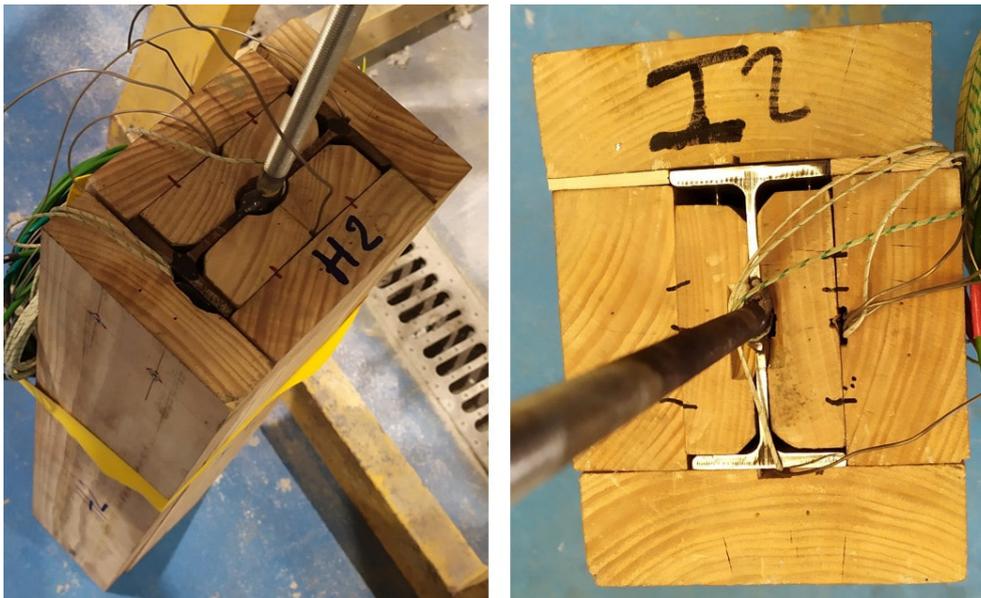


FIGURE III.28 – Essais 1 et 2 - éprouvette  $H_2$  et  $I_2$  - jeux d'assemblage jusqu'à 8 mm dus au retrait du bois.

En effet, on constate qu'à l'inverse des configurations basées sur des profilés HEA, dont on a dit qu'elles étaient parfaitement ajustées, les profilés IPE 120 constituant les configurations totalement protégées (H et I) voient leur température dépasser largement les 200°C lors de l'exposition au feu (figures III.29 et III.30). L'impact des jeux d'assemblage est tel que l'éprouvette H2 voit la température de sa semelle atteindre des niveaux comparables à celle des éprouvettes partiellement exposées (N1 et N2) au bout de 20 min. On note que cette augmentation rapide de la température des profilés peut également s'expliquer par la faiblesse des sections de bois qui les protègent. En effet, la combustion d'une membrure en bois est d'autant plus rapide que sa massivité est faible. On constate par exemple que l'intégralité de la planche recouvrant la semelle de l'éprouvette H2 est consumée au bout de 32 min. Au-delà, les mesures H2-1 et H2-7 rendent compte de la température du four (figure III.29).

Malgré cet échauffement relativement rapide des IPE 120, on constate que la température de l'acier demeure inférieure à 600°C pendant 30 min lors de l'essai 1 et inférieure à 400°C pendant 60 min au cours de l'essai 2. Il existe donc une protection thermique significative de l'acier apportée par le bois, même si le montage est imparfait.

Par ailleurs, comme pour les profilés HEA, on constate que l'eau contenue dans le bois a un impact sensible sur la température des semelles des profilés complètement protégés, tandis que les courbes obtenues pour le profilé partiellement exposé ne présentent aucun plateau à 100°C.

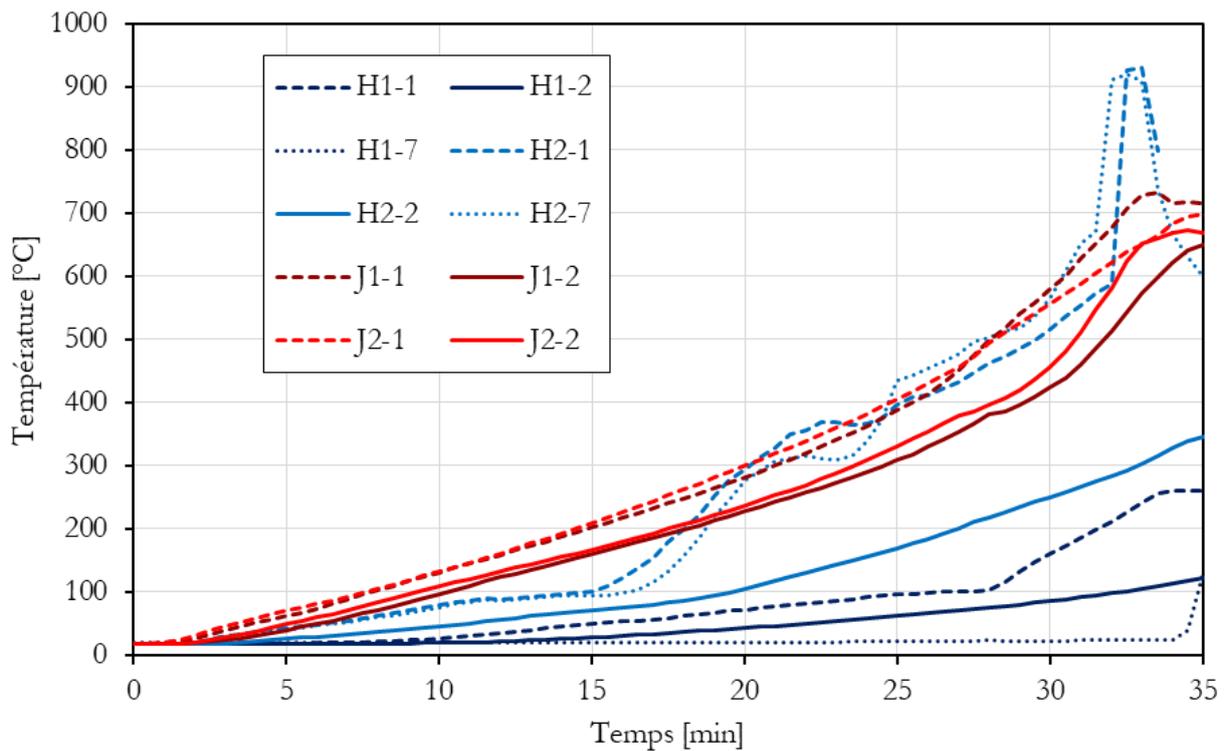


FIGURE III.29 – Essai 1 - configurations H et J - évolution de la température de l'acier au cours de l'exposition au feu.

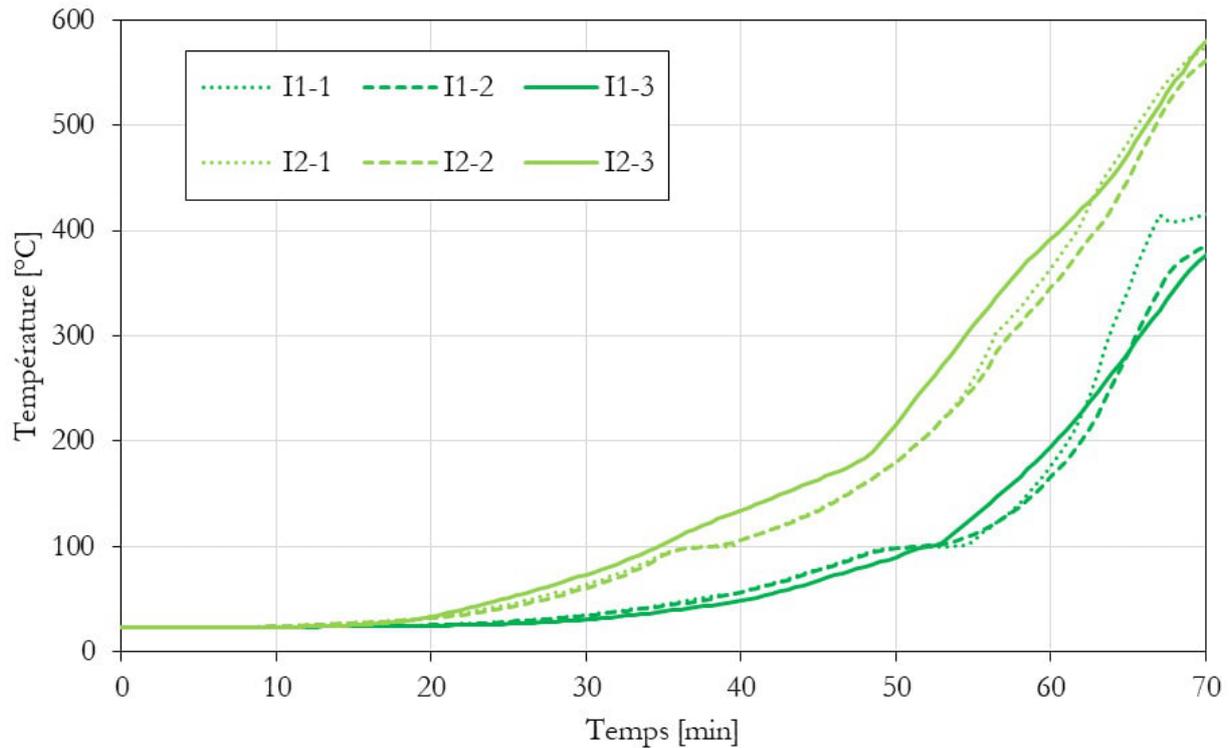


FIGURE III.30 – Essai 2, configuration I - évolution de la température de l'acier au cours de l'exposition au feu.

## b) Refroidissement

Outre la phase d'exposition au feu, on s'intéresse également à la phase de refroidissement, au cours de laquelle il n'existe plus de flux thermique sollicitant externe, mais où la combustion du bois génère une source interne de chaleur. On précise d'abord que l'ensemble des éprouvettes de type H, I, et J, voient le bois qui les constitue être complètement consumé à l'issue de cette phase de refroidissement. Ensuite, les figures III.31 et III.32 permettent de constater que l'acier constituant les éprouvettes partiellement exposées (configuration J) atteint son pic de température à la fin de l'exposition au feu, puis qu'il refroidit de la même manière que l'environnement qui l'entoure. En effet, à l'issue de l'exposition au feu, l'intégralité du bois qui constitue les éprouvettes J a déjà brûlé et il ne subsiste qu'un résidu constitué de charbon et de braises qui s'effondre rapidement (figure III.33). À l'inverse, les configurations H et I poursuivent leur combustion après l'exposition au feu (figure III.34) et la température de l'acier atteint rapidement un maximum (figures III.31 et III.32). Cette combustion a des incidences variées sur la température de l'acier : H1 ne dépasse pas 300 °C, la température maximale reste largement en deçà des températures atteintes lors de l'exposition au feu, tandis que les âmes de I1 et I2 atteignent respectivement 591 et 725 °C. Au vu de ces températures, on peut dire que trois configurations totalement protégées sur quatre présentent des températures menaçant l'intégrité structurale de l'IPE 120 pendant, ou juste après l'exposition au feu. À l'inverse une éprouvette sur quatre n'atteint jamais une température problématique.

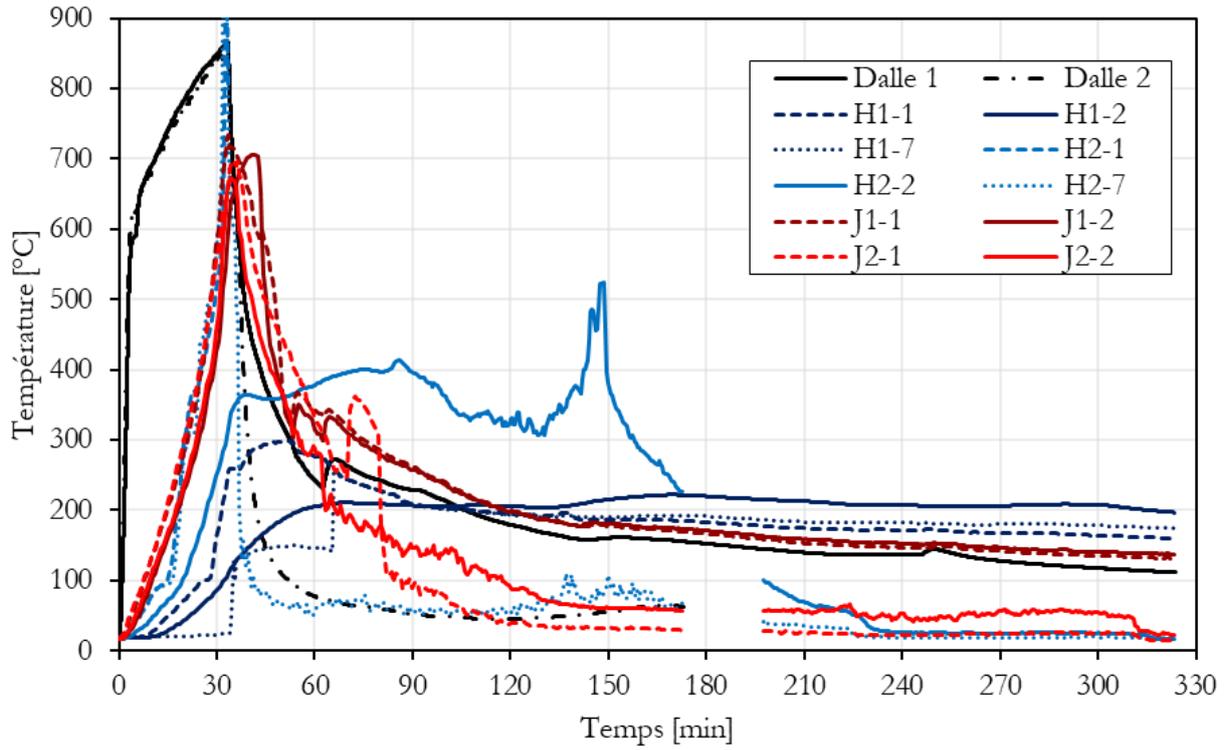


FIGURE III.31 – Essai 1 - configurations H et J - évolution de la température de l'acier après l'exposition au feu.

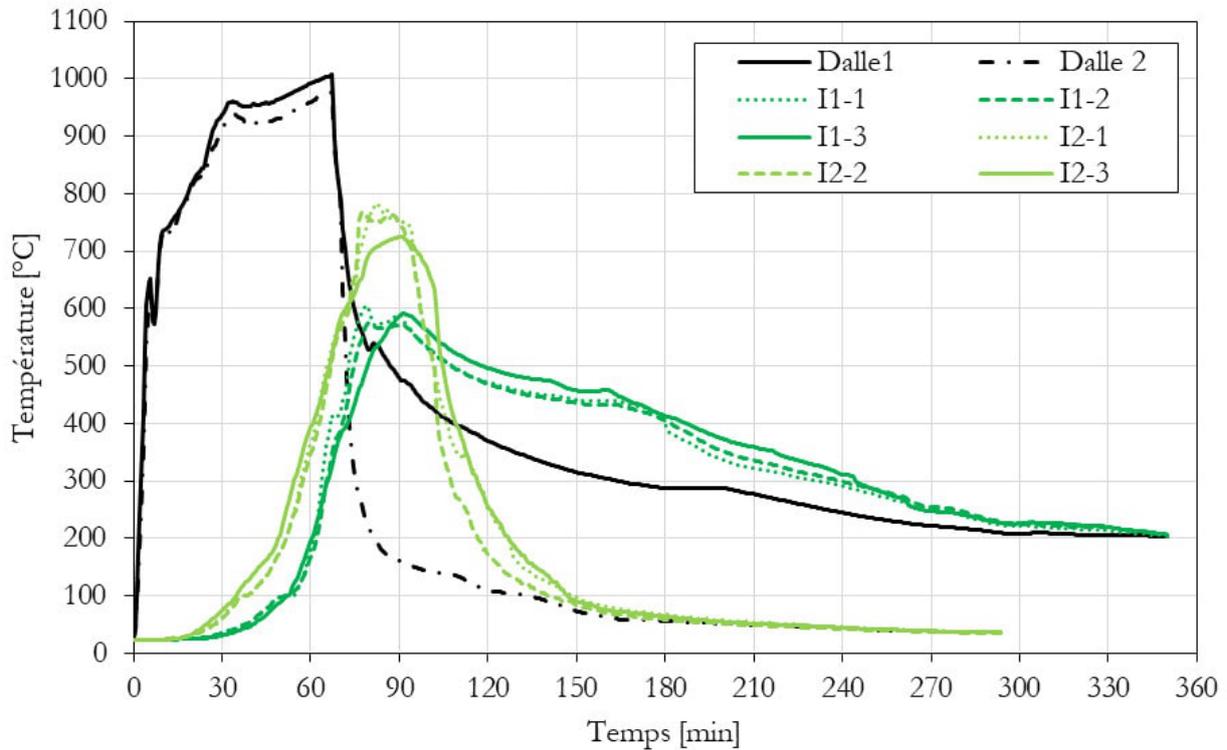


FIGURE III.32 – Essai 2 - configuration I - évolution de la température de l'acier après l'exposition au feu.

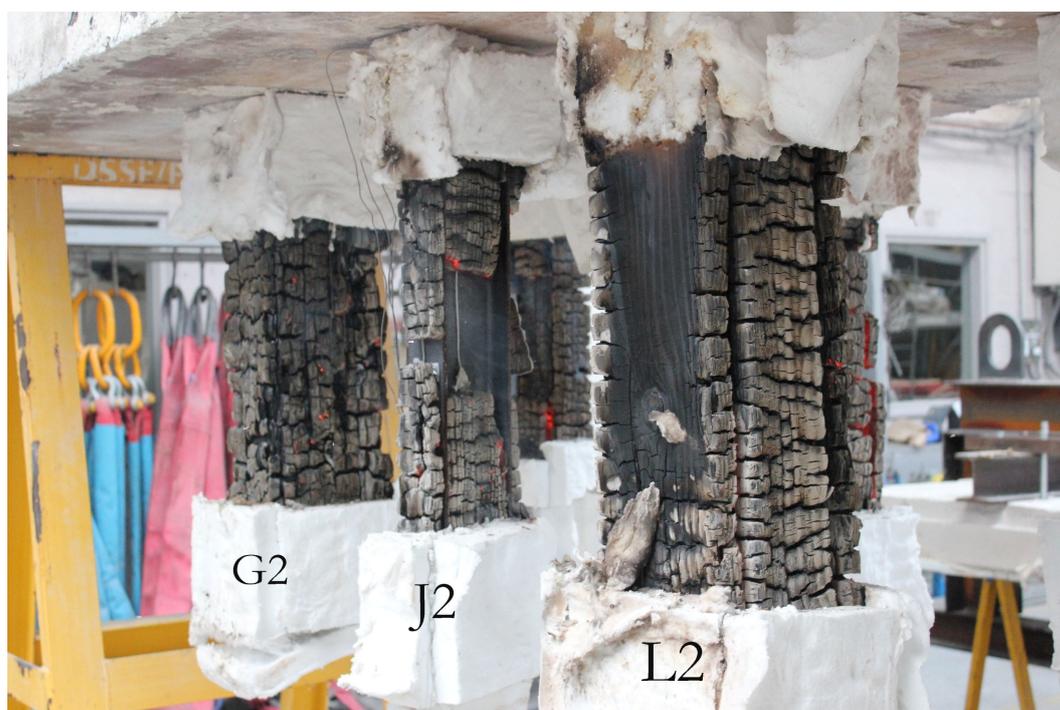


FIGURE III.33 – Essai 1 - bois de l'éprouvette J2 presque entièrement consumé à l'issue de l'exposition au feu.



FIGURE III.34 – Essai 2 - poursuite de combustion avec flamme de l'éprouvette I2 juste après la fin de l'exposition au feu.

## D - Configurations A - C (IPE 300)

### a) Exposition au feu

Les sections des poutres mixtes produites à partir de profilés IPE 300 sont données à la figure III.35. Les trois poutres sont disposées horizontalement et exposées au feu sur trois faces, car la face supérieure est protégée par la dalle n°3 à laquelle sont suspendues les éprouvettes (figure III.36). On précise qu'une faible couche d'isolant sépare la dalle de la face supérieure des poutres, de façon à limiter le plus possible les échanges thermiques par conduction. Ces poutres sont testées lors de l'essai thermique n°2, elles sont donc exposées au feu normalisé (ISO 834) pendant 68 min, puis maintenues dans le four jusqu'à ce que le bois soit totalement consumé ou que la combustion s'arrête d'elle-même. Une seule éprouvette est testée pour chaque configuration. On note que l'acier constituant ces poutres est partiellement exposé au feu dans les trois cas.

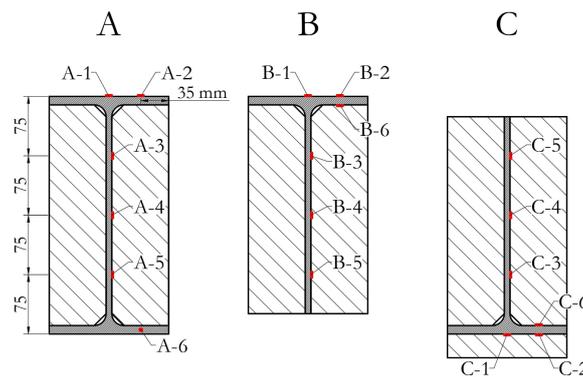


FIGURE III.35 – Essai 2 - instrumentation des profilés IPE 300.

L'éprouvette A est constituée d'un profilé IPE 300 dans lequel sont enchâssées deux poutres en bois lamellé-collé, façonnées sur mesure. On note en particulier que la semelle inférieure, ainsi que les extrémités de la semelle supérieure, sont exposées au feu. L'éprouvette B est similaire, sauf que la semelle inférieure est découpée, c'est donc l'extrémité de l'âme, ainsi que les extrémités de la semelle supérieure, qui sont exposées au feu. Enfin, l'éprouvette C est fabriquée à partir d'un IPE 300 dont la semelle supérieure est découpée. L'IPE est protégé du feu par deux pièces latérales en bois lamellé-collé, et une planche d'épaisseur 30 mm, qui est vissée contre la face inférieure de la semelle de façon à ce que seules les extrémités de cette dernière se retrouvent exposées au feu.



FIGURE III.36 – Essai 2 - dalle 3 avant l'exposition au feu.

On souligne que la mesure A1-6 est la seule réalisée sur l'acier depuis l'extérieur de l'éprouvette, ce qui fait que le thermocouple se retrouve exposé au feu sur une certaine longueur (figure III.36). On réalise alors la mesure au moyen d'un thermocouple isolé à blindage inconel 600, résistant jusqu'à 1150°C [240]. Chaque profilé est instrumenté en six points, ce qui représente 18 mesures de température au total. On propose alors de décomposer l'analyse en trois parties.

**Température de la semelle supérieure** La figure III.37 montre que les échauffements des semelles A et B sont quasiment identiques. Seule la mesure A-2 se détache des autres mais elle présente vraisemblablement un problème car il n'existe a priori aucune raison logique pour que la température A-2 soit inférieure à A-1. Bien que la surface d'acier exposée initialement soit minimale, sa température atteint 500°C au bout d'une heure, ce qui correspond à une réduction du module d'Young et de la limite d'élasticité efficace respectivement de 40% et de 22% [7]. Enfin, on remarque l'absence de plateau à 100°C, ce qui présuppose que l'eau contenue dans le bois n'exerce aucune influence sur la température de la semelle supérieure, étant donné que celle-ci est échauffée directement par rayonnement et par convection sur son extrémité.

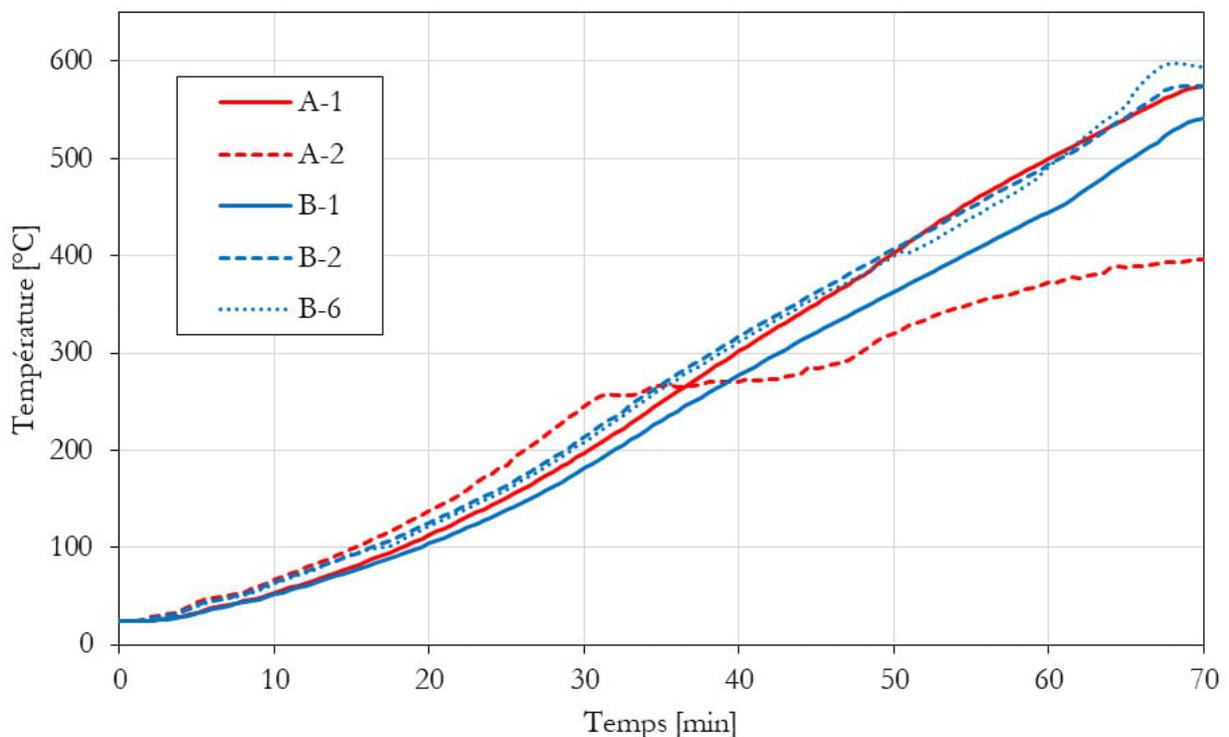


FIGURE III.37 – Essai 2 - éprouvettes A et B - évolution de la température des semelles supérieures.

**Température de l'âme** La figure III.38 montre d'abord qu'il existe un gradient thermique important dans l'âme des trois profilés étudiés. En effet, les écarts entre les mesures 3 et 5 valent respectivement 225, 327, et 275 °C pour les poutres A, B et C. Le gradient thermique est particulièrement important dans la partie inférieure de l'âme, tandis qu'il reste faible voire négligeable dans la partie supérieure.

Par ailleurs, la comparaison des mesures A-5 et C-3, toutes deux situées en partie inférieure de l'âme, montre que la protection de la semelle par du bois, y compris partielle, y compris avec une planche relativement fine (30 mm), est très efficace pour diminuer l'échauffement de l'acier, puisqu'il existe un écart de 243 °C entre ces deux températures à la fin de l'exposition au feu (68 min).

En ce qui concerne la poutre B, sa surface d'acier exposée au feu très restreinte, du fait qu'elle ne possède

pas de semelle inférieure, ne la prémunit pas contre une augmentation de la température de son âme. En effet, on constate que la température B-5 dépasse A-5 au bout de 56 min d'exposition au feu. Or, on rappelle que le profilé A possède une semelle inférieure exposée au feu, on s'attend donc à ce qu'il soit celui qui chauffe le plus intensément. Il semble donc que la combustion des pièces de bois composant la poutre B engendre une exposition croissante de l'extrémité de l'âme, de sorte que l'absence de semelle inférieure ne présente plus d'intérêt au-delà d'une certaine durée.

Enfin, on remarque également l'absence de plateau à 100°C, ce qui indique qu'il n'existe pas d'accumulation d'eau contre l'âme du profilé. En effet, l'exposition partielle du profilé génère l'échauffement du bois qui le jouxte, ce qui induit un flux hydrique qui s'éloigne de l'acier.

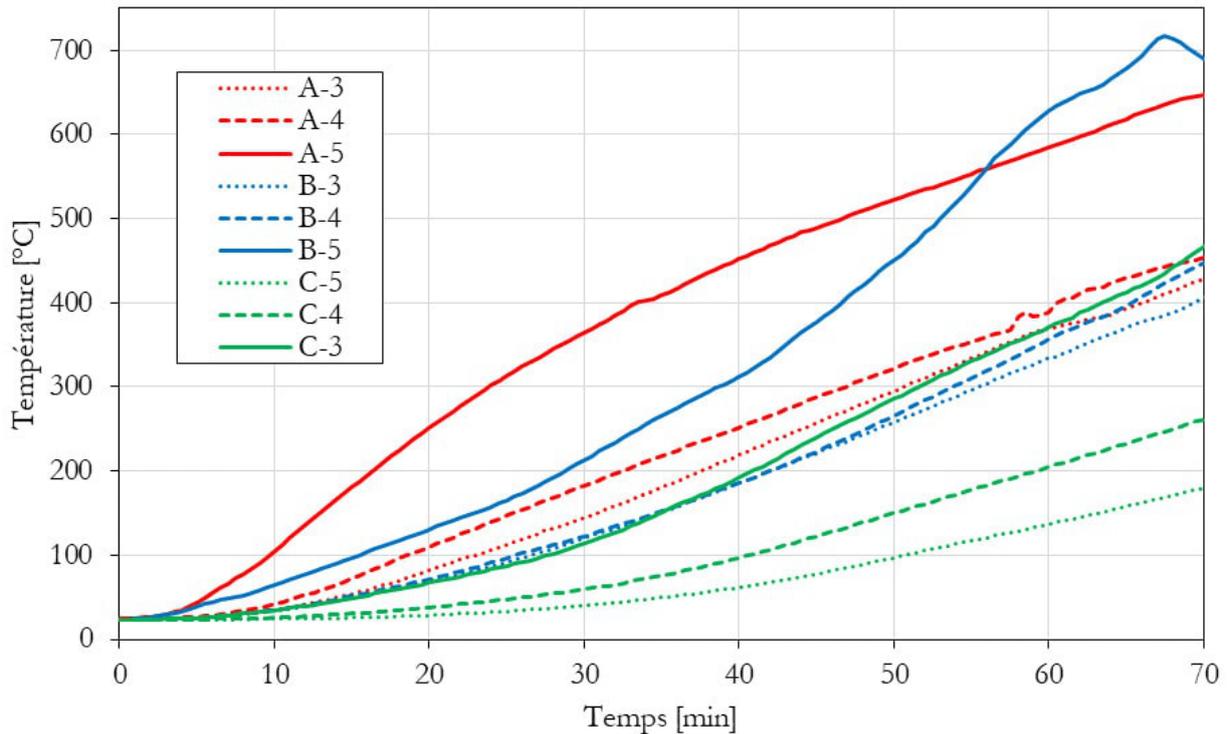


FIGURE III.38 – Essai 2 - éprouvettes A, B et C - évolution de la température des âmes.

**Température de la semelle inférieure** La figure III.39 montre que la protection partielle de la semelle inférieure par un élément en bois de seulement 30 mm d'épaisseur permet de ralentir significativement l'échauffement de celle-ci. En effet, A-6 atteint par exemple 700°C au bout de 24 min, contre 53 min pour C-6. Autrement dit, la résistance au feu est probablement doublée. En revanche, la montée en température accélère brusquement, aussitôt que la protection de la semelle est complètement brûlée, en l'occurrence aux alentours de 49 min. Enfin, on constate encore une fois que les courbes d'échauffement de l'acier ne présentent pas de plateau à 100°C ni pour A ni pour C.

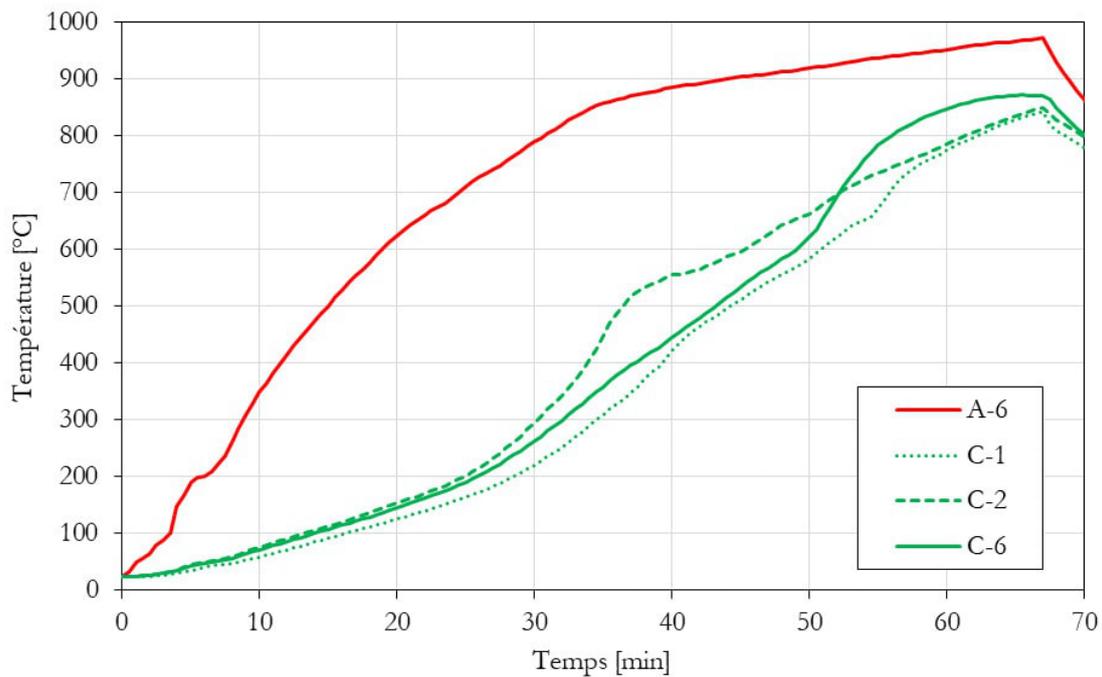


FIGURE III.39 – Essai 2 - éprouvettes A et C - évolution de la température des semelles inférieures.

## b) Refroidissement

Avant de s'intéresser aux mesures de température de l'acier constituant les éprouvettes étudiées, on rappelle que ces dernières ne sont pas dédoublées, on ne peut par conséquent pas tester différentes conditions pour la phase de refroidissement. On précise donc qu'à l'issue de l'exposition au feu, les éprouvettes A, B et C sont laissées dans le four, qui est maintenu fermé et ventilé artificiellement pour lui permettre de refroidir progressivement. Les éprouvettes sont donc exposées aux sollicitations thermiques produites par les parois réfractaires du four et soumises à une ventilation modérée.

On constate à l'ouverture du four, le lendemain de l'essai n°2, que la totalité du bois constituant les poutres a brûlé. La combustion du bois a donc continué longtemps après l'exposition. La figure III.40 montre en effet que la température de l'âme des profilés continue d'augmenter plus ou moins rapidement après la fin de l'exposition au feu. C'est ainsi que la température C-5 passe de 171 à 444°C en 233 min, tandis que A-4 passe de 445 à 570°C en 27 min. On note néanmoins que ce n'est pas la combustion du bois lors de la phase de refroidissement qui est critique pour ces configurations. En effet, les températures atteintes dans l'âme des profilés du fait de la combustion du bois sont beaucoup plus faibles que les températures atteintes dans la semelle inférieure pour A et C, et dans le bas de l'âme pour B, du fait de l'exposition partielle de l'acier au feu. On note en particulier l'absence de pic de température lors de la phase de refroidissement, même si des reprises de combustion peuvent être déduites des inflexions que présentent les courbes de température (figure III.40). Cela fait en sorte que l'on est davantage poussé à considérer que la combustion se poursuit par un feu couvant, ou du moins par une combustion de faible intensité, que par une combustion vive avec flammes. Il n'en demeure pas moins que la température des profilés peut rester relativement importante pendant longtemps et que les dynamiques de refroidissement diffèrent d'un profilé à l'autre. Par exemple, A et B présentent une similitude en ce sens que leur durée de refroidissement est d'environ 5 heures alors qu'elle est plutôt de 8 heures pour C. En effet, la température de l'âme de C reste entre 400 et 300°C pendant environ 5 heures sous l'effet de la combustion du bois, tandis que sa semelle refroidit presque instantanément. Enfin, on note que pour A aussi, les semelles refroidissent plus vite que l'âme.

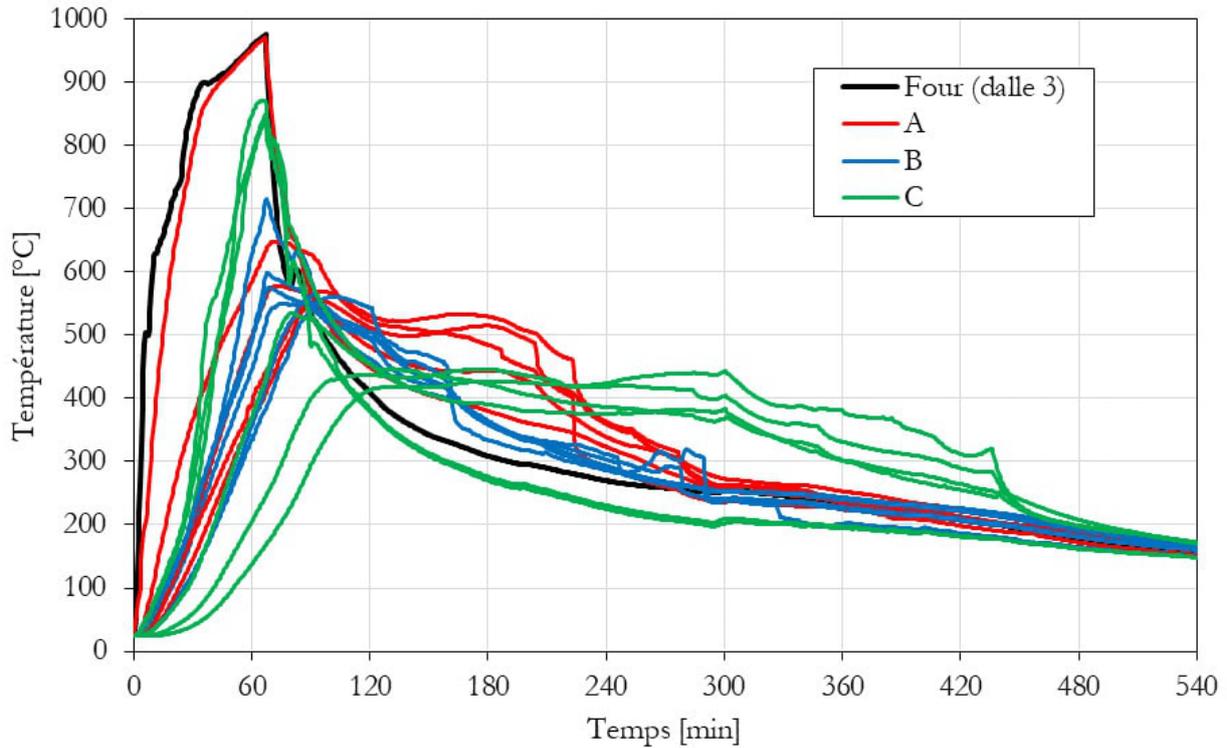


FIGURE III.40 – Essai 2 - éprouvettes A, B et C - évolution de la température de l'acier après l'exposition au feu.

### E - Configurations D - F (plats en acier)

#### a) Exposition au feu

La figure III.41 donne une représentation de la section des configurations fabriquées à partir de plats en acier. Les configurations D et E consistent à encapsuler un plat métallique entre 4 planches d'épaisseur 30 ou 50 mm. Elles sont initialement conçues comme des géométries simples, censées faciliter l'analyse thermique en permettant une modélisation du problème en 1D. La configuration F consiste à enchâsser une planche d'épaisseur 50 mm entre deux plats métalliques, puis à protéger ce sous-ensemble avec des planches d'épaisseur 30 mm. On souhaite voir si la pièce centrale et les plats métalliques peuvent interagir sur le plan thermo-hydrigue de façon à ce que leur échauffement soit ralenti. La figure III.41 donne également la localisation des points de mesure de la température pour l'acier.

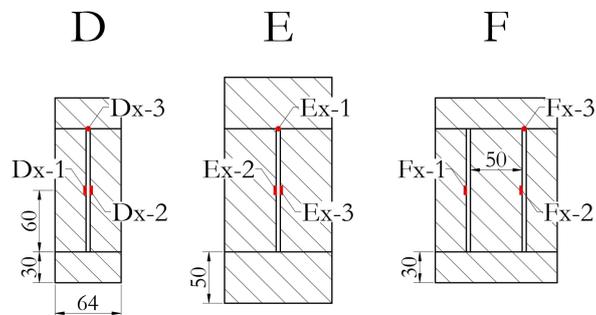


FIGURE III.41 – Essais 1 et 2 - instrumentation des plats en acier ( $x$  prend la valeur 1 ou 2; p. ex.  $Dx-1$  donne  $D1-1$  et  $D2-1$ ).

Ces configurations se révèlent finalement être les moins évidentes à commenter car on constate des comportements variables d'une éprouvette à l'autre. Premièrement, le gauchissement d'une partie des composants en bois, du fait de mauvaises conditions de stockage, fait en sorte que les éprouvettes D<sub>2</sub>, E<sub>2</sub>, et F<sub>2</sub>, présentent des joints d'assemblage qui sont ponctuellement ouverts. Par ailleurs, on constate que ces joints d'assemblage ont de toute façon une forte influence sur l'échauffement de l'acier. En effet, les mesures effectuées au droit des joints font état de températures qui augmentent relativement rapidement et de façon irrégulière (figure III.42), il apparaît évident que les courbes obtenues ne rendent pas compte de la température de l'acier, mais plutôt de celle des gaz chauds qui pénètrent le joint.

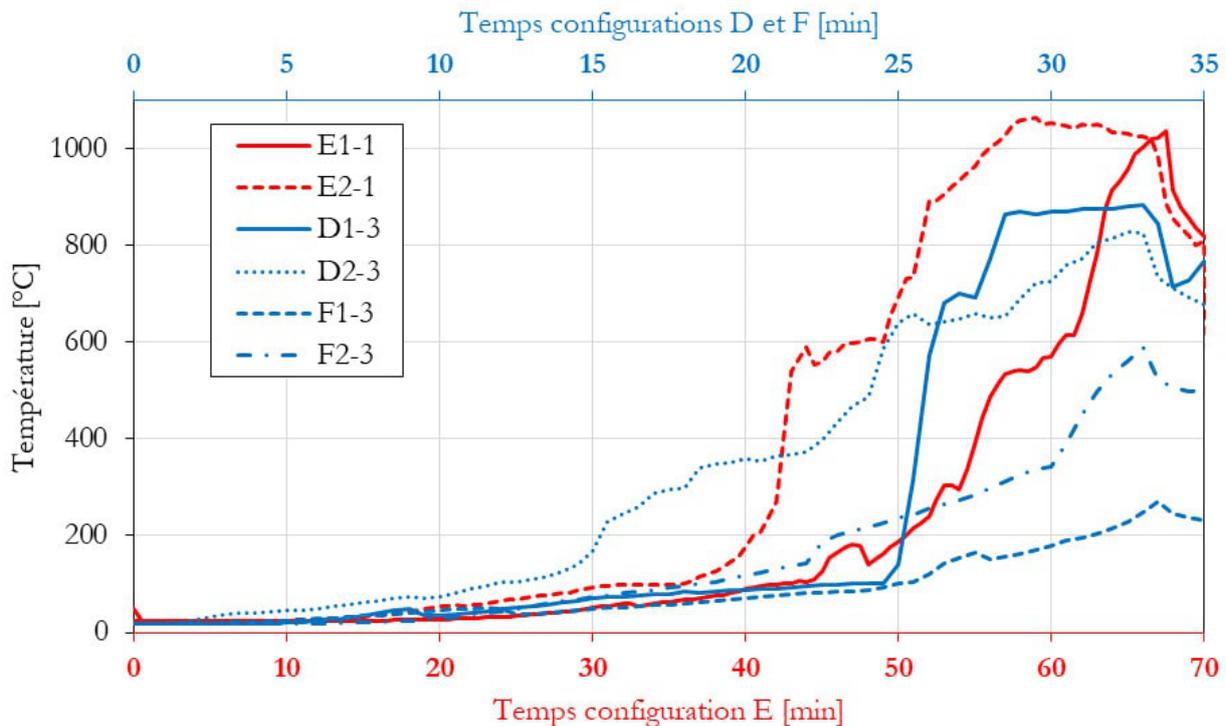


FIGURE III.42 – Essai 1 et 2 - configurations D à F - évolution de la température au droit des joints d'assemblage au cours de l'exposition au feu.

D'autre part, on constate que l'augmentation des températures mesurées loin des joints d'assemblage est beaucoup plus régulière (figures III.43 et III.44). Ces dernières montrent que l'acier s'échauffe d'abord lentement jusqu'à un palier à 100°C auquel succède une augmentation rapide de la température. Ce palier traduit l'action de l'eau contenue dans le bois qui migre et s'accumule contre l'acier sous l'effet du gradient hydro-thermique généré par les conditions d'incendie. Cette eau nécessite une grande quantité de chaleur pour être transformée en vapeur, ce qui a pour effet de maintenir la température de l'acier proche de 100°C jusqu'à la fin du processus de vaporisation et d'évacuation de l'eau. On s'attend à ce que la durée du palier croisse avec l'épaisseur de la pièce de bois de protection, mais on ne parvient pas à établir clairement cette corrélation à partir des mesures à disposition.

Par ailleurs, on note que l'augmentation de la température de l'acier est importante et rapide par rapport à celle constatée pour les HEA 140 totalement protégés. On explique cette différence de comportement par l'ouverture des joints qui affecte vraisemblablement les éprouvettes D, E et F, mais aussi par la faible massivité des pièces de bois qui protègent l'acier. En effet, de par leur largeur réduite, ces pièces présentent un ratio de surface exposée au feu par rapport au volume qui est plutôt faible, ce qui favorise la combustion. En ce sens, les configurations D, E et F présentent une similitude avec les configurations construites à partir

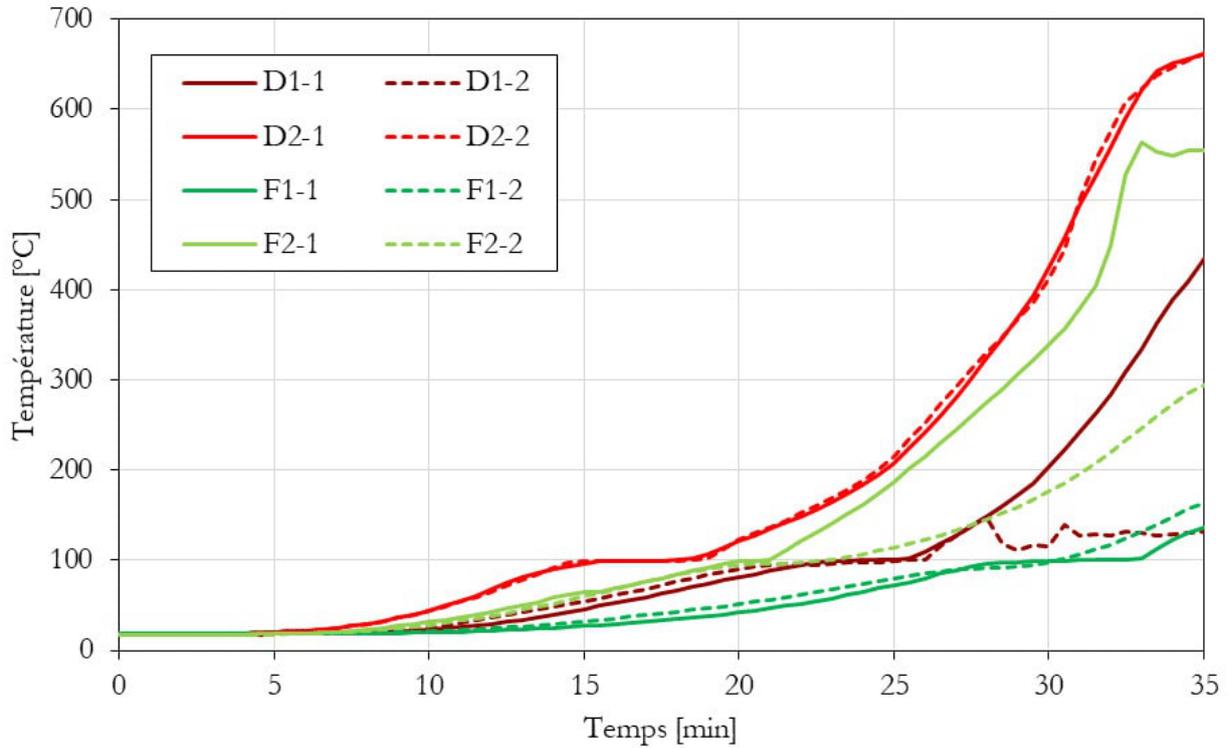


FIGURE III.43 – Essai 1 - configuration D et F - évolution de la température de l'acier au cours de l'exposition au feu.

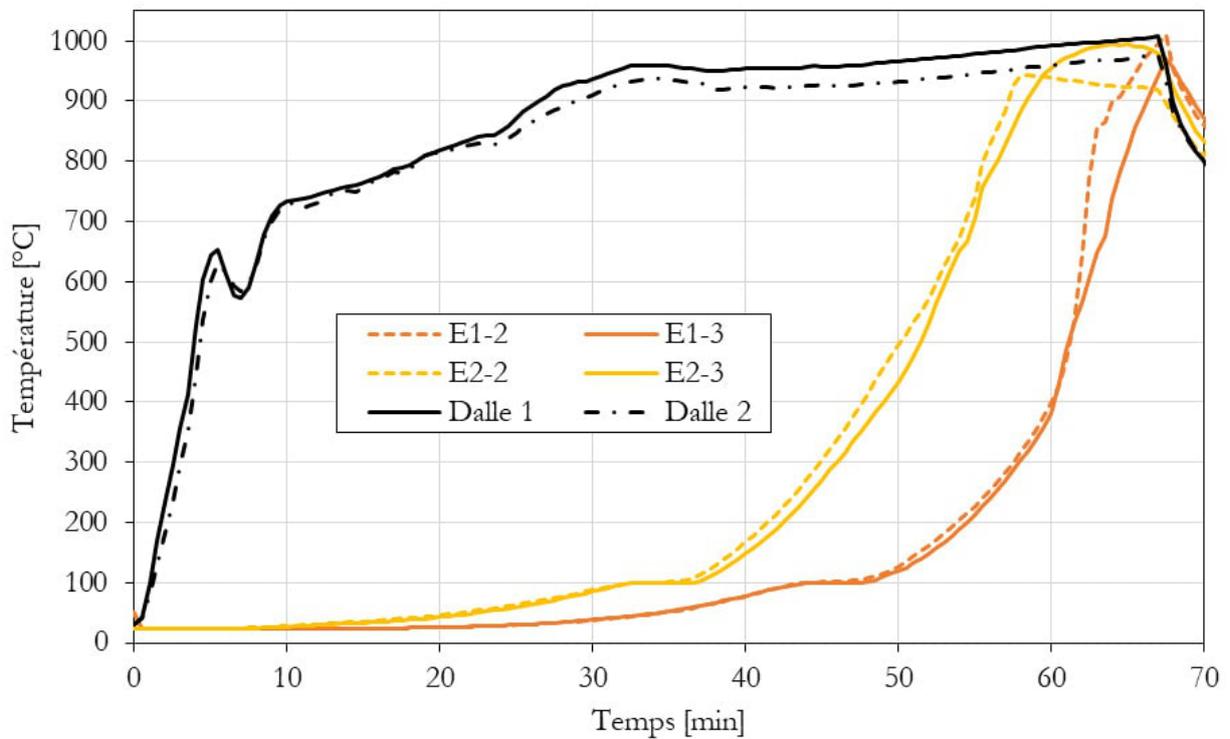


FIGURE III.44 – Essai 2 - configuration E - évolution de la température de l'acier au cours de l'exposition au feu.

d'IPE 120. Dans les deux cas, la faible dimension des éléments en bois favorise leur combustion et donc l'échauffement de l'acier. Néanmoins, les plats métalliques demeurent en-dessous de 700 °C pendant toute la durée d'exposition au feu lors de l'essai 1 (configurations D et F). Lors du deuxième essai, cette température est atteinte au bout de 62 min pour E1 et 53 min pour E2. La protection au feu procurée par le bois à l'acier reste donc très efficace.

Finalement, les résultats ne permettent pas de conclure que F1 et F2 présentent un comportement spécifique du fait de la superposition de plusieurs couches de bois et d'acier. En effet, les mesures rendent compte d'une évolution de la température de l'acier qui est similaire à celle constatée pour les configurations D et E avec des valeurs de température qui peuvent être comparables.

### b) Refroidissement

On a vu que l'augmentation relativement rapide de la température de l'acier est liée à une combustion rapide du bois qui le protège pour les configurations considérées. Lorsque l'exposition au feu cesse, il reste donc très peu de bois à brûler, voire pas du tout (figure III.45). C'est en particulier le cas pour les éprouvettes E qui refroidissent très vite (figure III.46). En revanche les éprouvettes D conservent une couche de bois intact qui continue à brûler jusqu'à sa dégradation complète, ce qui a pour effet d'échauffer les plats en acier au début de la période de refroidissement. Les températures atteintes peuvent alors menacer leur intégrité structurale. L'éprouvette D2 atteint par exemple 785°C environ 6 min après l'arrêt du four (figure III.47), le module d'Young et la limite d'élasticité valent alors respectivement 10 et 13% de leur valeur à 20°C. De la même manière, les plats en acier constituant les éprouvettes F1 et F2 voient leur température s'élever plus tardivement, ou se maintenir plus longtemps, sous l'effet de la combustion du bois situé entre les deux plaques en acier.

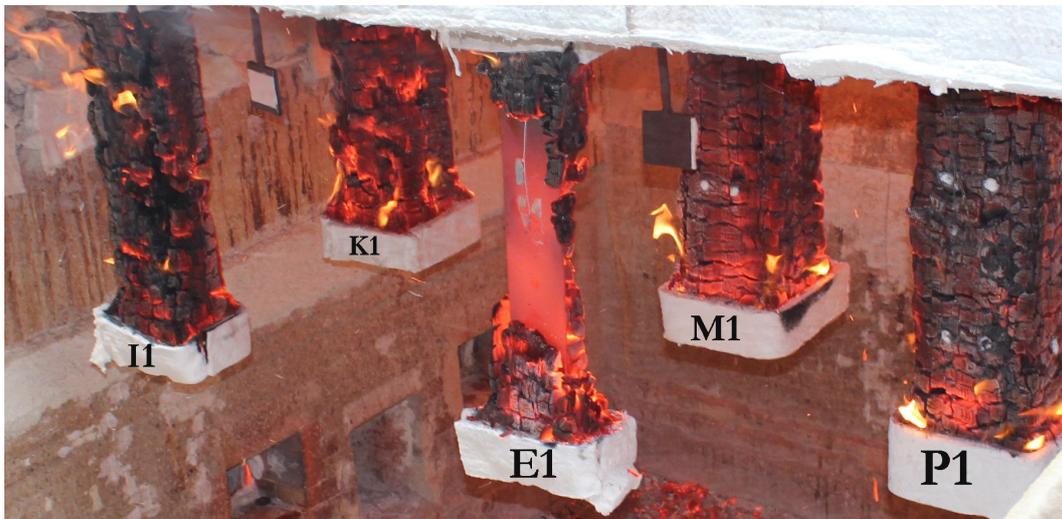


FIGURE III.45 – Essai 2 - éprouvette E1 - l'éprouvette est totalement consumée à l'ouverture du four, juste après l'exposition au feu.

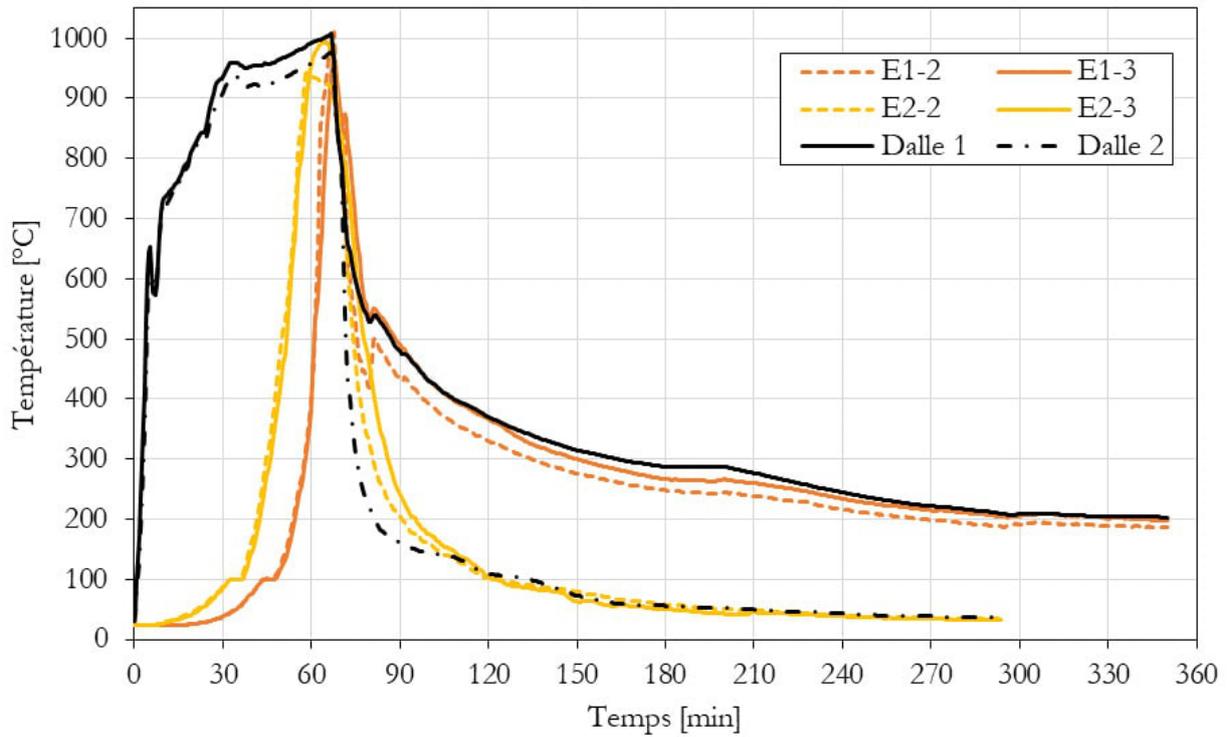


FIGURE III.46 – Essai 2 - configuration E - évolution de la température de l'acier après l'exposition au feu.

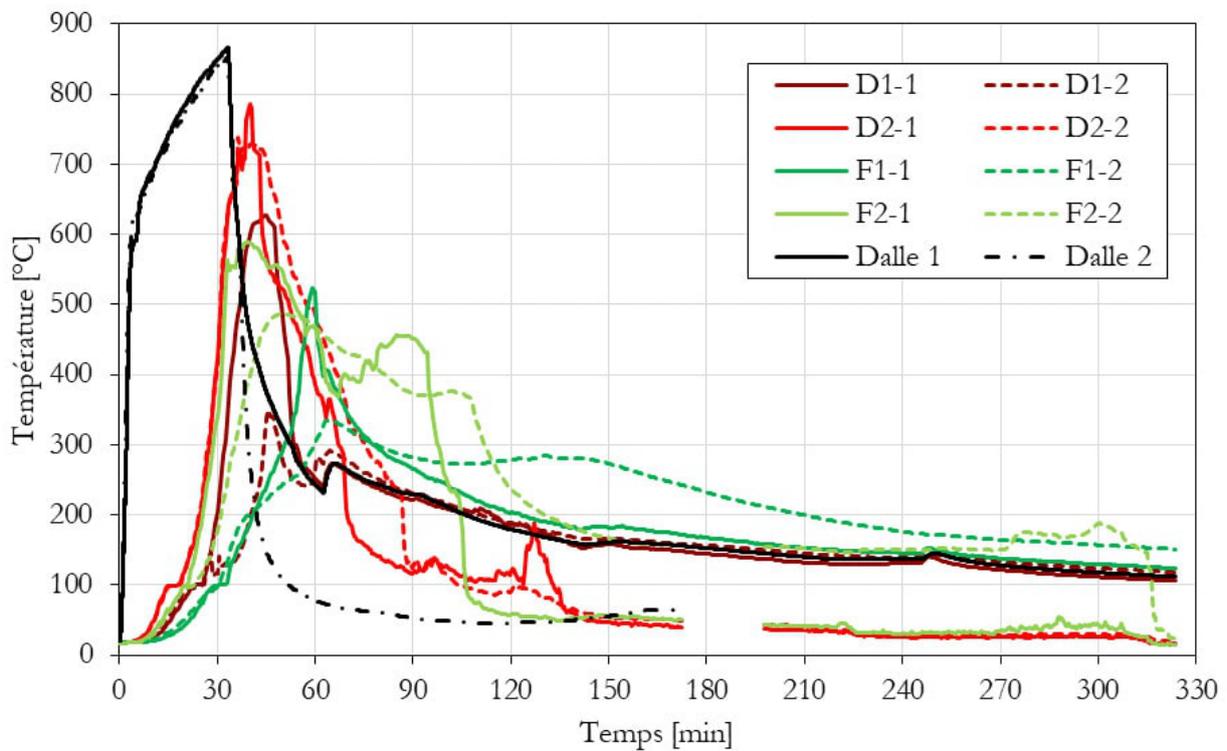


FIGURE III.47 – Essai 1 - configurations D et F - évolution de la température de l'acier après l'exposition au feu.

# CHAPITRE III.II

## SIMULATION NUMÉRIQUE

---

### III.II.1 Matériaux

Les propriétés des matériaux qui nous intéressent pour la résolution d'un modèle de transfert thermique par conduction sont la masse volumique, la conductivité thermique, et la capacité thermique massique (chaleur spécifique). Dans la mesure où l'on étudie un système transitoire, il convient de prendre en compte leur évolution en fonction de la température. Le choix des propriétés thermo-physiques des matériaux est d'autant plus sensible que ces dernières permettent de traiter implicitement des phénomènes qui ne relèvent pas uniquement de la thermique. Pour le matériau bois, un choix judicieux des paramètres permet de tenir compte indirectement des transferts hydriques générés par sa combustion, ou encore des effets de la fissuration du charbon. Cette dépendance des propriétés du matériau à la température du solide modélisé en un point donné est une source de non-linéarité qui requiert une discrétisation temporelle. De même, le caractère isolant du bois nécessite une discrétisation spatiale afin d'appréhender les forts gradients thermiques qui s'y manifestent.

Afin d'appréhender toute la complexité des phénomènes thermiques se produisant dans les éléments mixtes étudiés, une approche par la simulation numérique est retenue. À ce titre, la méthode des éléments finis se révèle être une méthode appropriée. Outre la conduction de la chaleur, le modèle utilisé doit intégrer aussi la simulation des transferts thermiques par rayonnement. Cela suppose de connaître l'émissivité du solide modélisé qui varie en fonction du matériau considéré. Ce type de transfert thermique ayant lieu aux frontières des solides modélisés, on propose de traiter cet aspect dans une partie dédiée aux conditions aux limites. Dans les paragraphes suivants, on commente l'évolution des propriétés relatives à la conduction thermique.

#### A - Acier

L'acier est un matériau dont les propriétés sont bien connues. L'EN 1993-1-2 propose de considérer que sa masse volumique, que l'on admet égale à  $7850 \text{ kg.m}^{-3}$ , ne varie pas au cours de son échauffement. En revanche, sa capacité thermique massique, ainsi que sa conductivité thermique, varient avec une intensité dont rend compte la figure III.48.

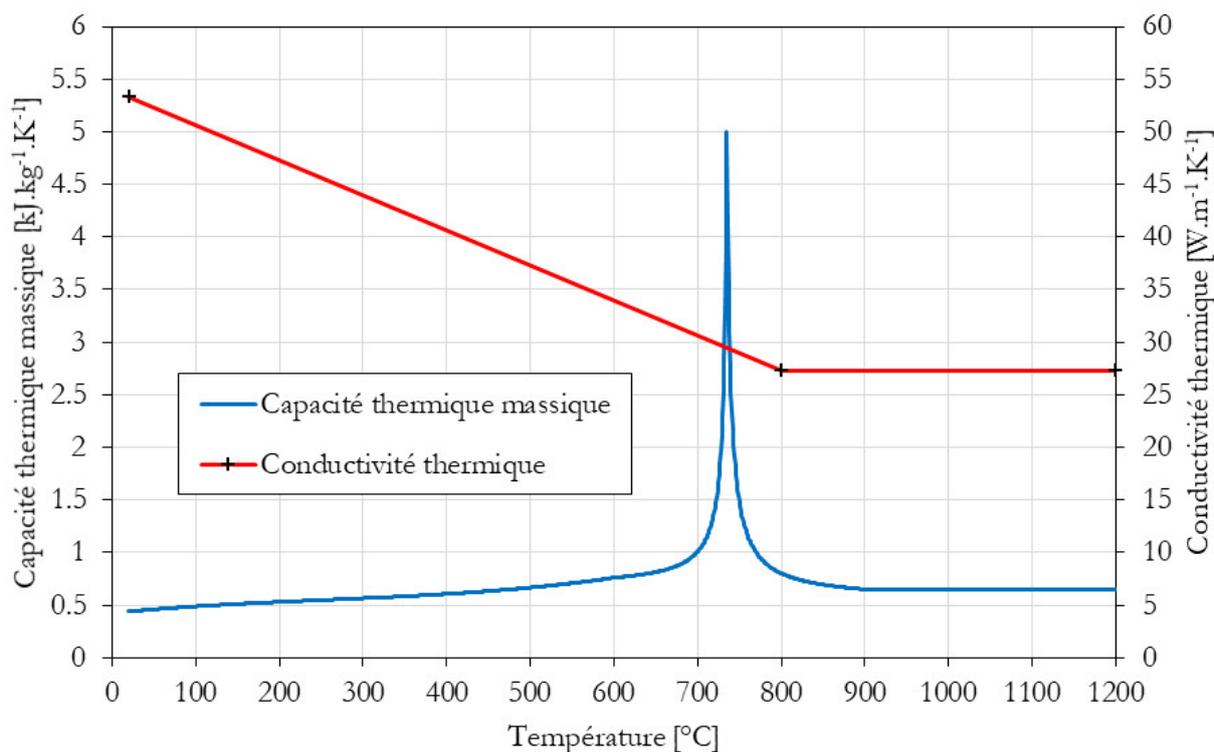


FIGURE III.48 – Évolution de la capacité thermique massique et de la conductivité thermique de l'acier en fonction de sa température [7].

## B - Bois

Les propriétés du matériau bois sont choisies à partir des mesures réalisées lors des essais n°1 et 2. On a vu (section III.I.2) que les deux types de bois utilisés pour la confection des éprouvettes, bois massif et bois lamellé-collé, présentent des propriétés semblables, bien que le bois massif ait subi des variations de teneur en eau. Au vu des résultats d'essais, on choisit de retenir les propriétés suivantes :

- une masse volumique initiale égale à  $450 \text{ kg.m}^{-3}$  ;
- un taux d'humidité sur masse sèche valant 11% ;
- une masse volumique anhydre égale à  $405 \text{ kg.m}^{-3} \left( \frac{450}{1+0,11} \right)$ .

On a vu qu'il existe plusieurs jeux de données disponibles pour ce qui est des propriétés thermiques du bois en situation d'incendie (section I.II.2 - sous-section b). La plupart d'entre elles correspondent à des propriétés équivalentes permettant de prendre en compte implicitement les effets de la combustion du bois. On propose d'adopter les propriétés thermiques indiquées dans l'Annexe B de l'EN1995-1-2 [21] qui sont présentées aux figures III.49 et III.50.

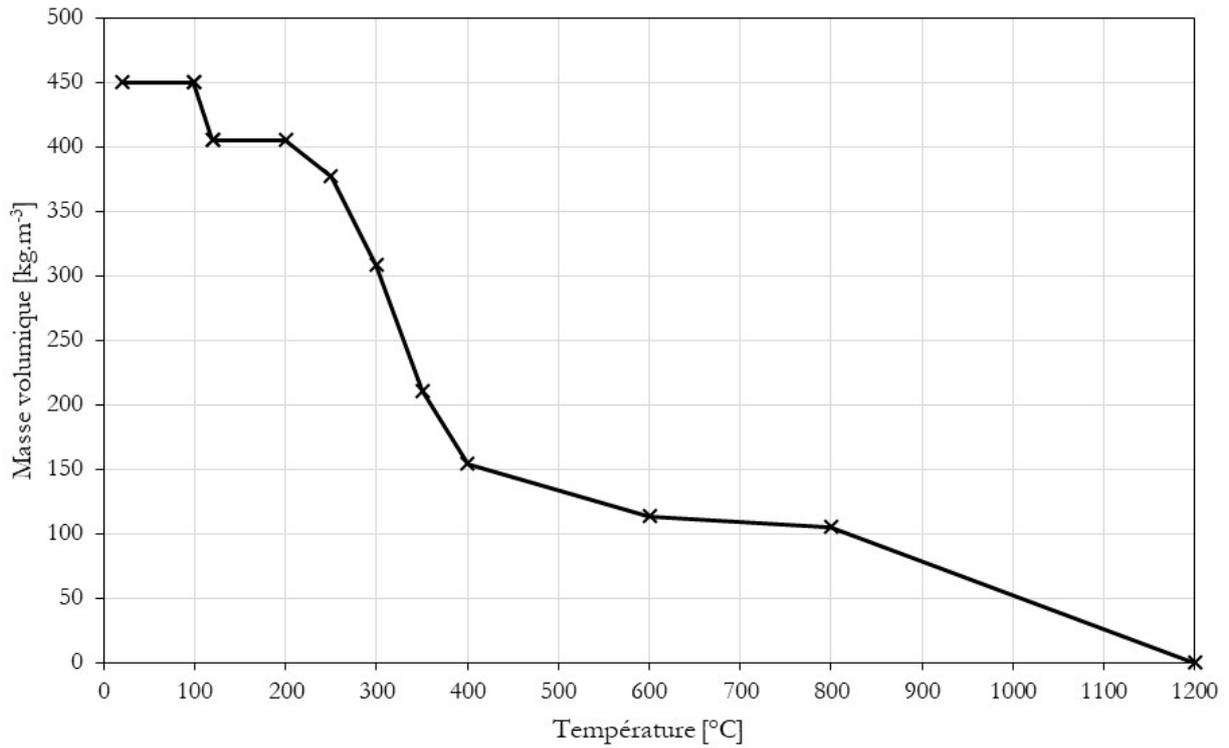


FIGURE III.49 – Évolution de la masse volumique du bois en fonction de sa température [21].

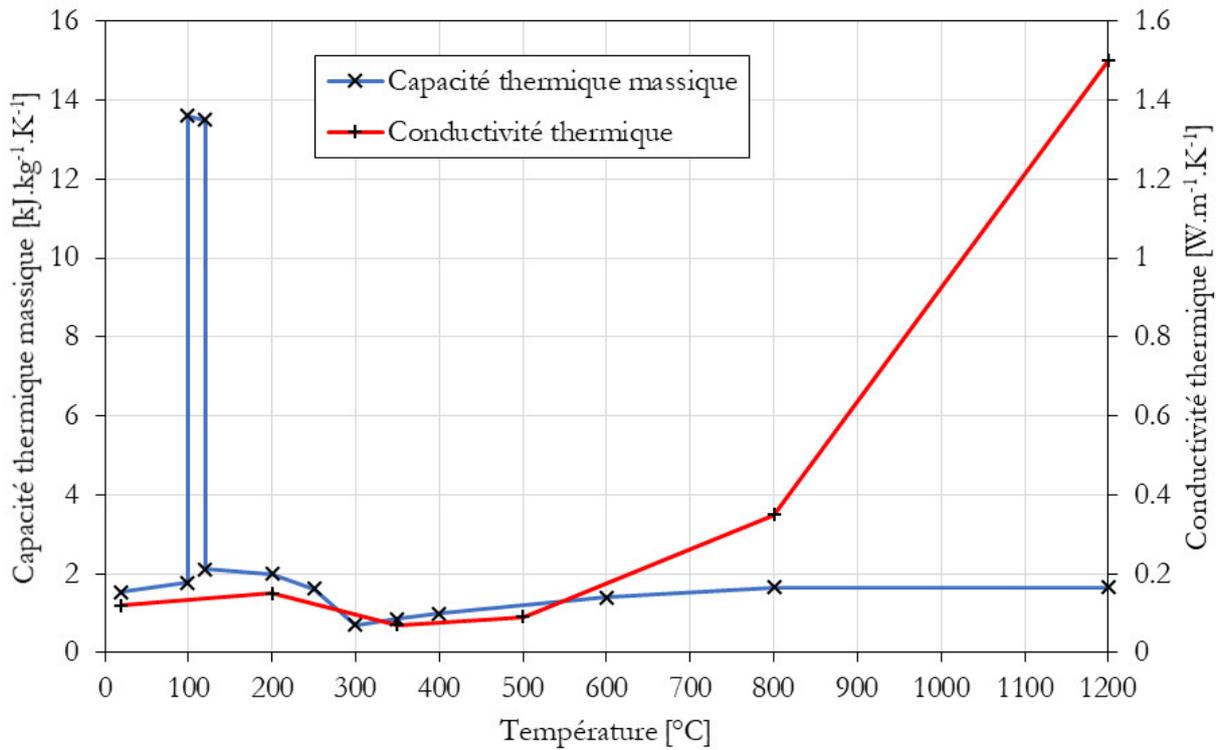


FIGURE III.50 – Évolution de la capacité thermique massique et de la conductivité thermique du bois en fonction de sa température [21].

## C - Inconel 600

Pour notre étude, il est utile de connaître les propriétés de l'inconel 600, qui est l'alliage métallique qui constitue le blindage des thermocouples utilisés pour instrumenter le bois. Sa masse volumique vaut  $8470 \text{ kg.m}^{-3}$  et ses propriétés thermiques sont données à la figure III.51.

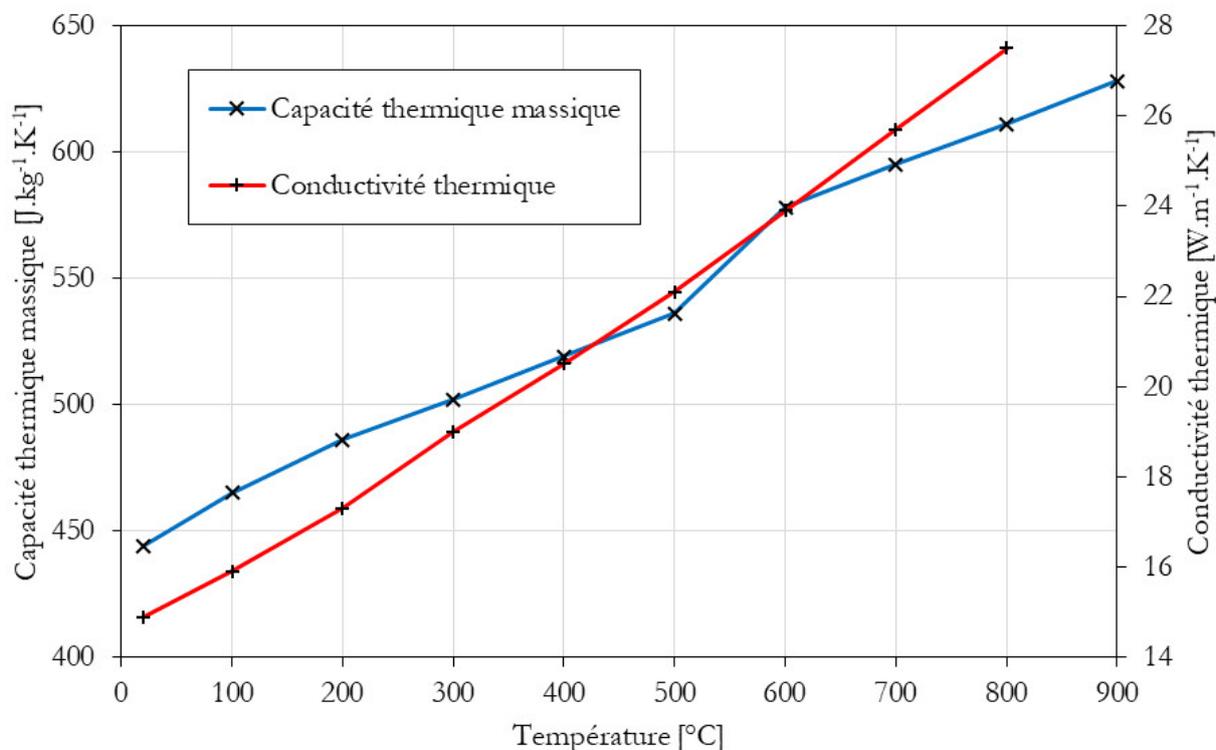


FIGURE III.51 – Évolution de la capacité thermique massique et de la conductivité thermique de l'inconel 600 en fonction de sa température [37].

### III.II.2 Géométrie et maillage

On souhaite établir le champ thermique dans la section des poutres étudiées, dès lors, une simulation en deux dimensions est suffisante. Par ailleurs, de la même manière que pour la simulation du comportement mécanique, il convient d'exploiter les plans de symétrie afin d'optimiser le coût calcul. Ainsi, on ne représente que le quart de la section pour les configurations exposées sur trois faces. Les bordures du domaine correspondant aux plans de symétrie se voient alors définies comme étant adiabatiques (figure III.52 - M). Pour les configurations dont la face supérieure est protégée par une dalle, il n'existe pas de symétrie verticale pour le champ thermique et la modélisation de la moitié de la section est alors nécessaire (figure III.52 - A).

La figure III.52 montre également que le profilé en acier est modélisé en tenant compte des congés de raccordement entre l'âme et les semelles, et que les chanfreins pratiqués dans les pièces de bois sont aussi pris en compte. Cela génère des vides au sein de la section, qui sont simulés par des cavités dont on précise le fonctionnement dans la partie dédiée aux conditions aux limites. On précise que les configurations creuses sont simulées de la même manière (figure III.53). Cette démarche permet de simuler fidèlement les volumes mis en jeu dans la configuration étudiée et d'éviter toute approximation due à la géométrie. En revanche, les interfaces acier/bois et bois/bois sont modélisées par une continuité du maillage qui suppose de négliger les résistances de contact.

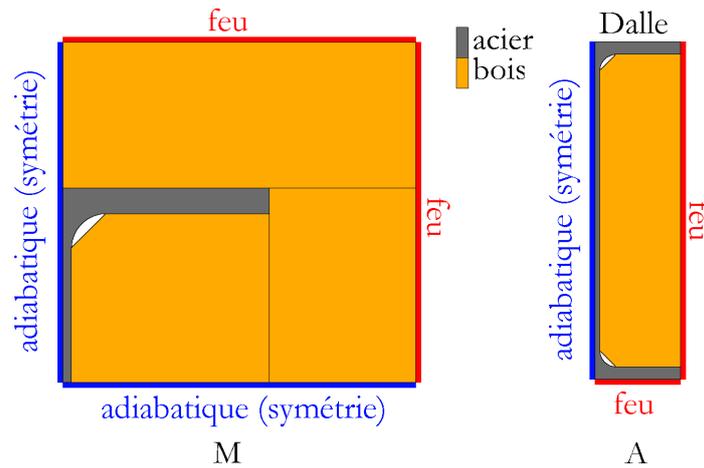


FIGURE III.52 – Essai n°2 - modélisation des configurations A et M.

De la même manière que pour le modèle mécanique, les éléments utilisés sont quadratiques. Il s'agit de quadrilatères à 8 nœuds. On peut également être amené à utiliser des éléments triangulaires à 6 nœuds de manière à faciliter le maillage des congés de raccordement ou des chanfreins (figure III.53).

Finalement, il convient d'établir un maillage suffisamment fin pour modéliser fidèlement le comportement thermique des configurations étudiées. À cet égard, la simulation en 2D est favorable dans la mesure où elle permet de mettre en œuvre des maillages de densité élevée sans entraîner des temps de calcul prohibitifs. Le maillage des solides en bois constitue sans aucun doute le point critique concernant cet aspect, dans la mesure où le caractère isolant de ce matériau entraîne inévitablement des gradients thermiques très importants qui nécessitent un maillage assez dense. À l'inverse, la forte diffusivité de l'acier permet l'utilisation d'éléments de plus grande taille. Une analyse de sensibilité montre que des éléments de 2.15 mm de côté permettent de modéliser les transferts thermiques par conduction dans le bois de manière satisfaisante. On note qu'il serait possible de considérer un maillage non-uniforme permettant un maillage moins dense dans les zones de faible intérêt, mais le processus de construction du maillage est alors plus compliqué et le gain de temps de calcul n'est pas significatif. Finalement, on s'en tient donc à un maillage quasi uniforme composé d'éléments de 2 mm de côté environ.

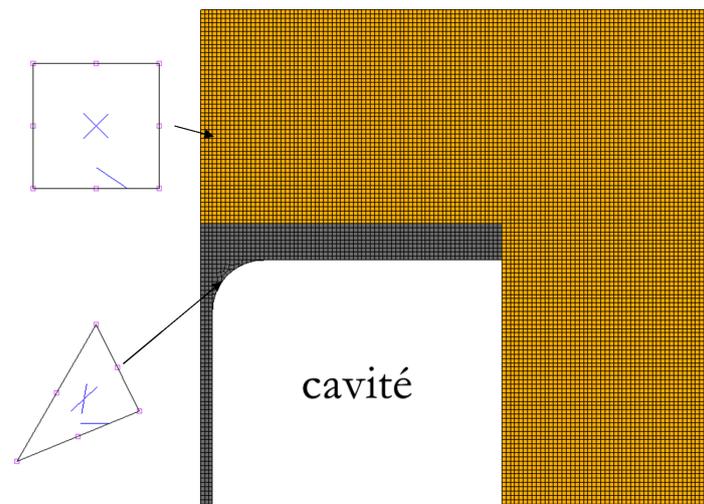


FIGURE III.53 – Essai n°2 - maillage de la configuration P.

### III.II.3 Discrétisation temporelle

La discrétisation temporelle constitue un aspect important de la simulation numérique, notamment en ce qui concerne le traitement des non-linéarités. Le paramètre le plus important concernant cette discrétisation est la valeur du pas de temps, que l'on considère constante par commodité. Comme pour la discrétisation spatiale, on procède à une analyse de sensibilité pour choisir un pas de temps approprié, c'est-à-dire un pas de temps permettant de réaliser des calculs à la fois rapides et précis. On établit ainsi qu'il faut maintenir sa durée aussi proche que possible d'une seconde et qu'il n'est pas raisonnable de dépasser dix secondes.

### III.II.4 Conditions initiales et conditions aux limites

La température initiale appliquée à tous les nœuds du modèle correspond à la température moyenne mesurée lors des essais : elle est comprise entre 18 et 24 °C lors des essais n°1 et 2. On implémente ensuite une montée en température de l'environnement des solides simulés qui est strictement conforme à celle mesurée par les pyromètres pendant les essais. L'échauffement des éprouvettes est causé par le rayonnement et la convection générés par la combustion des gaz. Les paramètres relatifs à ces transferts thermiques implémentés dans le modèle suivent les propositions formulées dans les Eurocodes à propos du feu normalisé [7, 2I, 24I], c'est-à-dire :

- coefficient de convection thermique :  $H = 25 \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$  ;
- coefficient d'émissivité du bois :  $\epsilon_b = 0,8$  ;
- coefficient d'émissivité de l'acier :  $\epsilon_a = 0,7$  (on prendra la même valeur pour l'inconel).

Ces conditions sont imposées sur l'ensemble des faces dont on souhaite modéliser l'exposition au feu. Le flux thermique sollicitant  $q$  peut alors être exprimé selon l'équation III.1. L'ensemble des frontières du corps modélisé, qui ne sont pas affectées par ses conditions, sont adiabatiques.

$$q = H(T_s - T_\infty) + \epsilon\sigma(T_s^4 - T_\infty^4) \quad (\text{III.1})$$

Où :

- $q$  [ $\text{W.m}^{-2}$ ] est le flux thermique sollicitant (inconnu) ;
- $H$  [ $\text{W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$ ] est le coefficient de convection ;
- $T_s$  [K] est la température de la surface exposée au feu (inconnue) ;
- $T_\infty$  [K] est la température de l'environnement ;
- $\epsilon$  est l'émissivité (0,7 pour l'acier, 0,8 pour le bois) ;
- $\sigma$  ( $= 5.670\,51 \times 10^{-8} \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-4}$ ) est la constante de Stefan-Boltzmann.

Pour les configurations creuses, on modélise les transferts thermiques par rayonnement entre les différentes faces constituant la cavité, du bois vers l'acier et inversement, au moyen d'une procédure disponible dans Marc 2014.2.0 : « view factor calculation by pixel based modified hemi-cube method » [4]. Elle consiste à calculer un facteur de vue  $F_{12}$  entre deux faces d'éléments, numérotées 1 et 2, et qui appartiennent à une même cavité. Cela permet d'établir un flux radiatif  $q_{12}$  de la face 1 vers la face 2 qui est exprimé selon l'équation III.2.

$$q_{12} = \sigma F_{12}(T_1^4 - T_2^4) \quad (\text{III.2})$$

En revanche, on néglige les transferts par convection qui peuvent se produire au sein de la cavité. Par ailleurs, pour les configurations dont la face supérieure est protégée par une couche d'isolant, puis par une dalle en béton, on néglige les transferts thermiques par conduction qui existent entre la semelle et la dalle. La réalisation de variantes du modèle prenant en compte ces transferts permet de vérifier la validité de cette simplification.

### III.II.5 Application du modèle

#### A - Choix des éprouvettes étudiées

Si la prise en compte de l'ensemble des configurations testées lors des essais n°1 et 2 fait sens pour l'analyse des résultats expérimentaux, les points cités ci-après montrent qu'elle n'est en revanche pas forcément pertinente pour la présentation des résultats obtenus par simulation numérique.

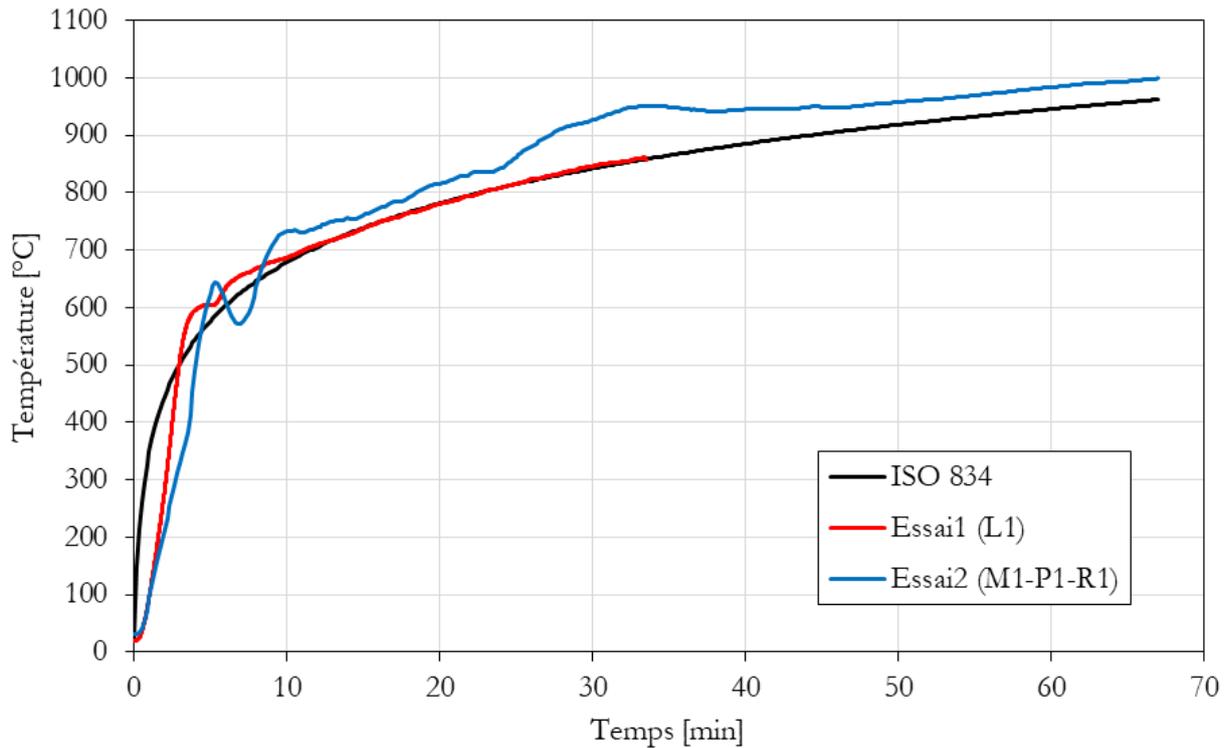
- La mesure des températures dans le bois fait l'objet d'un chapitre à part (chapitre III.III), on se cantonne dans un premier temps au commentaire des températures mesurées sur les pièces en acier, il n'est donc pas utile de considérer ici les configurations G et K qui comportent uniquement du bois.
- Les configurations A, B et C sont exposées au feu sur trois faces, tout comme les configurations AB<sub>1</sub> et AB<sub>2</sub>, qui leur ressemblent beaucoup, et qui sont testées lors des essais mécaniques à froid et en situation d'incendie. La simulation numérique du comportement thermique de ces configurations bénéficie d'un développement détaillé dans la partie consacrée au comportement thermomécanique des poutres mixtes qu'il n'est pas nécessaire d'anticiper ni de répéter ici.
- Les configurations C, J et N ont pour point commun de présenter des composants en acier partiellement protégés mais dont la surface d'acier exposée au feu est initialement peu importante. Néanmoins, cette surface est amenée à augmenter sous l'effet de la combustion des pièces protectrices en bois. Cette considération fait également l'objet d'un développement détaillé dans la partie consacrée au comportement thermomécanique de la configuration AB<sub>2</sub>, qui se révèle plus intéressante en raison d'une exposition au feu plus longue.
- Les configurations D, E, F, H, I, et J, constituées de plats métalliques et d'IPE 120, donnent des résultats que l'on retrouve pour d'autres configurations en ce qui concerne la simulation numérique, et qui ne présentent pas de spécificité qui mériterait une considération particulière.
- En revanche les configurations L, M, O, P, Q, et R, sont constituées d'IPE 140 totalement protégés, et présentent la particularité d'être soit pleines (L et M), soit creuses (O à R). À ce titre, elles constituent un ensemble singulier, intéressant pour l'analyse. Ces dernières comportent des planches présentant une épaisseur valant soit 30 mm, soit 50 mm. On procède d'abord à la comparaison de L et M pour avoir un aperçu des effets qu'engendre cette différence d'épaisseur. Les mêmes observations pouvant être faites pour les configurations creuses, on choisit ensuite de présenter uniquement les résultats obtenus pour les configurations P et R qui sont composées de planches de 50 mm d'épaisseur.
- La plupart des éprouvettes sont dédoublées pour sécuriser les mesures et observer le refroidissement dans deux environnements différents. De plus, les éprouvettes indexées avec le chiffre 2 (p. ex. L<sub>2</sub>) comportent des composants en bois massif présentant une humidité initiale plutôt importante et variable, qui engendre des imperfections géométriques pendant le séchage (gauchissement, jeux et.). Bien que ce paramètre ne semble finalement pas impacter les configurations considérées, on choisit de présenter uniquement les résultats concernant les éprouvettes indexées avec le chiffre 1, qui sont composées exclusivement de bois lamellé-collé présentant un taux d'humidité stable et aucun défaut géométrique.

Finalement, on se focalise sur les résultats concernant la simulation du comportement thermique des éprouvettes suivantes : L<sub>1</sub>, M<sub>1</sub>, P<sub>1</sub>, et R<sub>1</sub>. Les températures simulées sont comparées aux températures mesurées et les résultats obtenus pour les autres configurations sont donnés en annexe.

#### B - Spécificités relatives aux éprouvettes choisies

Outre les informations présentées dans le chapitre consacré à l'analyse des résultats d'essais (chapitre III.I), et dans la présentation globale du modèle thermique (sections III.II.1 à III.II.4), il convient d'explicitier quelques spécificités associées à la simulation des éprouvettes choisies afin d'appréhender correctement les résultats qui en sont issus.

Premièrement, on a vu (section III.I.3) que la température du four mesurée par les pyromètres lors des essais n°1 et 2 évolue autour des températures préconisées pour un feu normalisé, sans y être strictement égale. L'évolution de  $T_{\infty}$ , la température de l'environnement, est donc implémentée en considérant les températures mesurées plutôt que la courbe température-temps normalisée, comme présenté à la figure III.54.


 FIGURE III.54 – Évolution de  $T_{\infty}$  considérée dans le modèle.

Deuxièmement, la figure III.55 rappelle la géométrie et la localisation des mesures pour les éprouvettes considérées, qui sont toutes fabriquées à partir d'un profilé HEA 140.

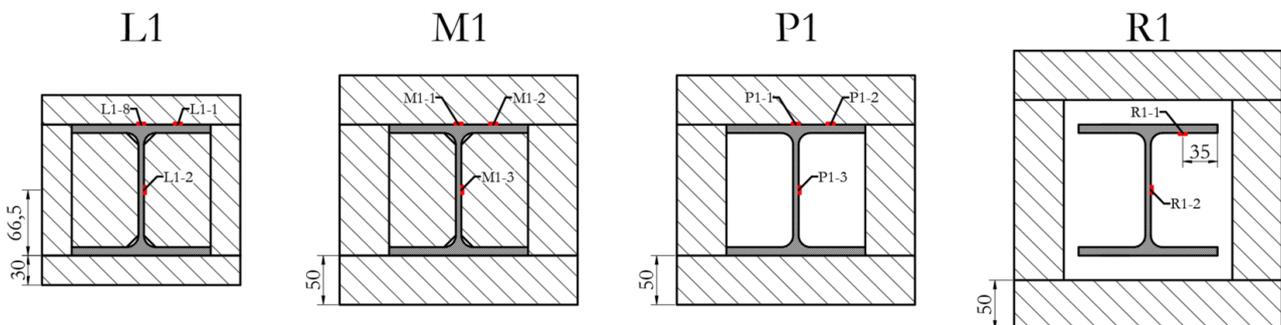


FIGURE III.55 – Configurations modélisées.

### C - Éprouvettes pleines (L1 et M1)

La figure III.56 compare les températures mesurées et simulées pour l'acier constituant l'éprouvette M1. On constate d'abord qu'elles ne dépassent pas les 200°C. À cette température, l'acier présente un module d'Young et une limite d'élasticité qui valent respectivement 90 et 100% de leur valeur à 20°C. Si la simulation numérique rend bien compte de cet état global, elle a néanmoins tendance à légèrement sous-estimer la température de l'acier sauf lorsque celle-ci atteint 100°C. Cette observation est à mettre en relation avec le fait que la simulation ne rend pas compte du palier de température qui est observé à 100°C. En effet, pour simuler ce plateau il faudrait tenir compte des transferts hydriques qui se produisent dans le bois lorsqu'il est chauffé, et des accumulations d'eau ainsi générées contre les parois métalliques [16]. En termes de simulation, cela peut se traduire par la définition de plusieurs matériaux pour la modélisation du bois, en affectant un pic de chaleur spécifique particulièrement important au bois situé proche de l'acier, comme le proposent Audebert et al. [120]. Néanmoins, on constate que les propriétés proposées dans l'EN 1995-1-2,

qui sont adoptées dans le modèle présenté, permettent de prédire l'évolution des températures au-delà de 100°C avec une précision satisfaisante. Le plateau à 100°C est alors pris en compte de manière implicite, à travers les propriétés proposées dans l'EN 1995-1-2, qui ont pour effet de retarder l'augmentation des températures inférieures à 100°C.

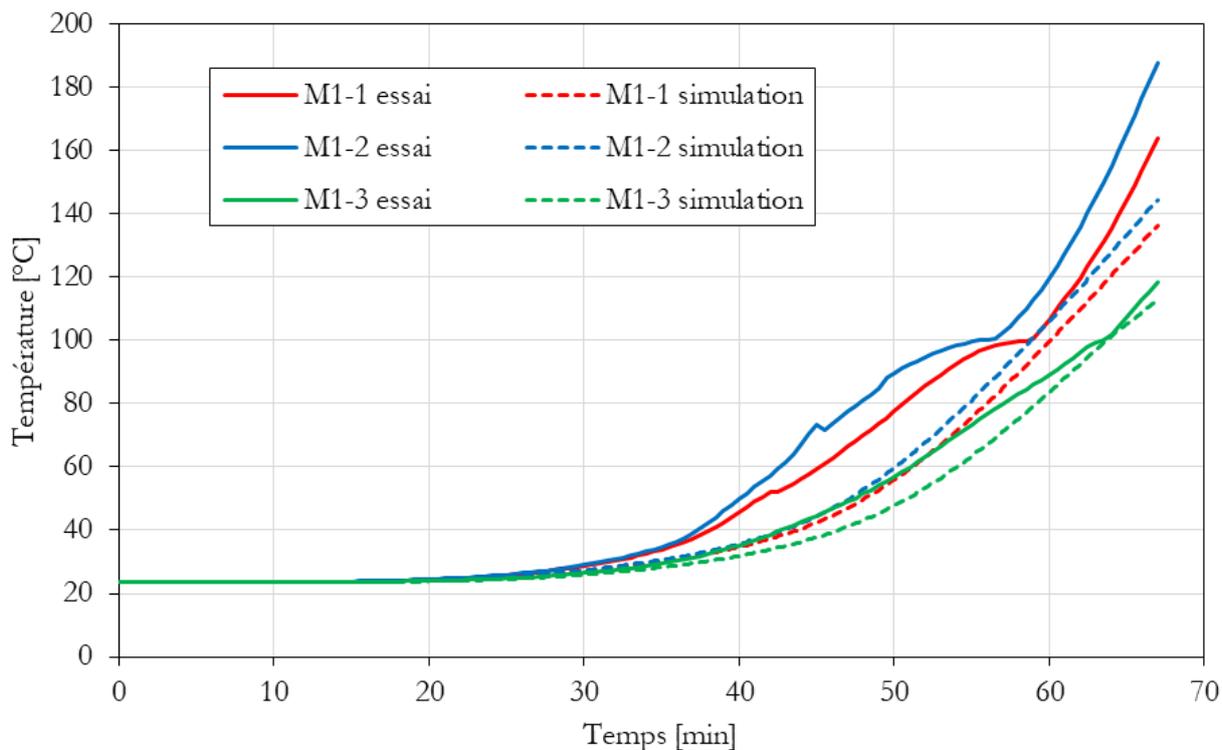


FIGURE III.56 – Essai n°2 - éprouvettes M1 - températures mesurées et simulées pour l'acier.

Pour l'éprouvette L1, on constate à des écarts essai-simulation plus importants (figure III.57) que l'on attribue à la faible épaisseur des planches constituant L1, qui favorise leur combustion, ainsi que leur déformation pendant le processus de séchage. Ainsi, les joints entre les différentes pièces de bois se retrouvent plus rapidement ouverts dans le cas L1, ce qui permet aux gaz chauds de pénétrer à l'intérieur de la section et d'échauffer l'acier directement. Par ailleurs, il est possible que la vapeur, qui a pour effet d'interrompre l'échauffement de l'acier, puisse s'évacuer plus facilement par les interstices ainsi créés. Le transfert hydrique se retrouve alors perturbé puisque dans une section massive en bois, cette portion d'eau n'est pas supposée s'échapper dans le milieu environnant. Le pic de chaleur spécifique implémenté dans le modèle, calibré à l'origine pour des structures constituées uniquement de bois [114, 136], n'est alors plus adapté car il ne prend pas en considération cette perte de vapeur. Il est difficile de confirmer cette hypothèse ou de décrire les phénomènes à l'œuvre avec précision et certitude, mais on perçoit que l'étanchéité de la protection bois est un enjeu majeur pour la production de poutres acier-bois les plus performantes possibles en situation d'incendie. On note d'ailleurs que cette préoccupation pour l'étanchéité de la protection est déjà présente dans la conception des poutres testées par Twilt et Witteveen [26], bien qu'elle ne soit pas clairement mise en évidence dans leurs résultats. En effet, on a vu (p. 55) que les auteurs vont jusqu'à considérer l'orientation des cernes de croissances du bois pour faire en sorte d'éviter que le retrait génère des déformations susceptibles d'ouvrir les joints entre les différents composants du caisson protecteur. Cette critique portant sur l'étanchéité des joints d'assemblage bois-bois ou acier-bois peut être étendue aux autres configurations pour expliquer une grande partie des écarts entre les températures simulées et mesurées.

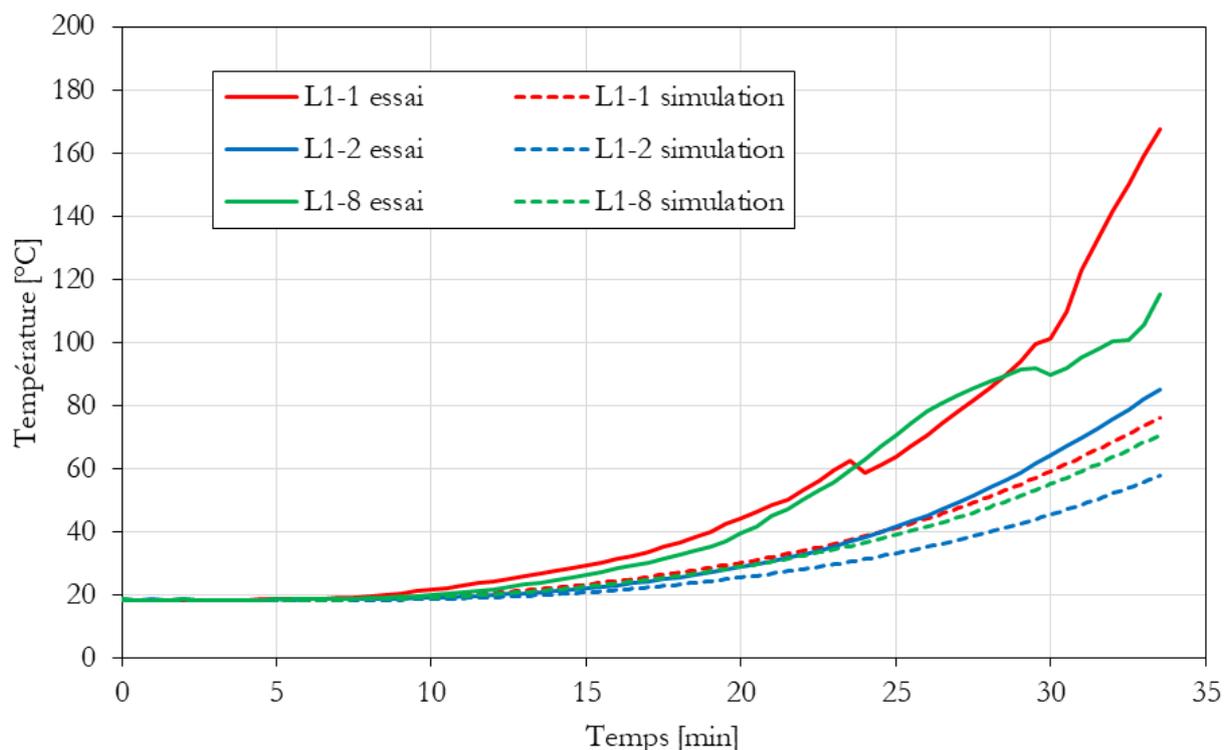


FIGURE III.57 – Essai n°1 - éprouvettes L1 - températures mesurées et simulées pour l'acier.

## D - Éprouvettes creuses (P<sub>I</sub> et R<sub>I</sub>)

Contrairement aux éprouvettes pleines, l'échauffement du profilé HEA 140 constituant les éprouvettes creuses ne se produit pas uniquement par conduction, voire il se produit sans conduction (éprouvette R<sub>I</sub>). Une partie des transferts thermiques se font par rayonnement depuis la surface interne du caisson en bois vers le profilé métallique, tandis qu'une autre partie résulte de la convection de l'air confiné dans ce caisson. Si le modèle employé permet de simuler le transfert thermique par rayonnement, il néglige en revanche le transfert par convection. Les figures III.58 et III.59 montrent que cette hypothèse donne une température de l'acier simulée largement sous-estimée (en-dessous des 100°C). On remarque que cet écart est plus grand pour le profilé R<sub>I</sub>, chauffé uniquement par rayonnement dans le modèle, que pour le profilé P<sub>I</sub>, qui s'échauffe aussi par conduction thermique. Comme pour la poutre M<sub>I</sub>, les courbes température-temps simulées pour P<sub>I</sub> et R<sub>I</sub> montrent un rattrapage de la courbe mesurée à la sortie du palier à 100°C, puis le modèle a ensuite tendance à légèrement surestimer la température de l'acier. On peut donc formuler l'hypothèse selon laquelle l'échauffement de l'acier jusqu'à 100°C se fait essentiellement par convection de l'air piégé dans le caisson, d'autant plus qu'il est chargé de la vapeur issue de l'échauffement du bois. Au-delà de 100°C, c'est le rayonnement qui est principalement responsable de l'échauffement.

On remarque à nouveau que la température de l'acier ne dépasse pas les 200°C au cours des 67 min d'exposition des éprouvettes au feu normalisé, et que le modèle rend bien compte de cet état de fait.

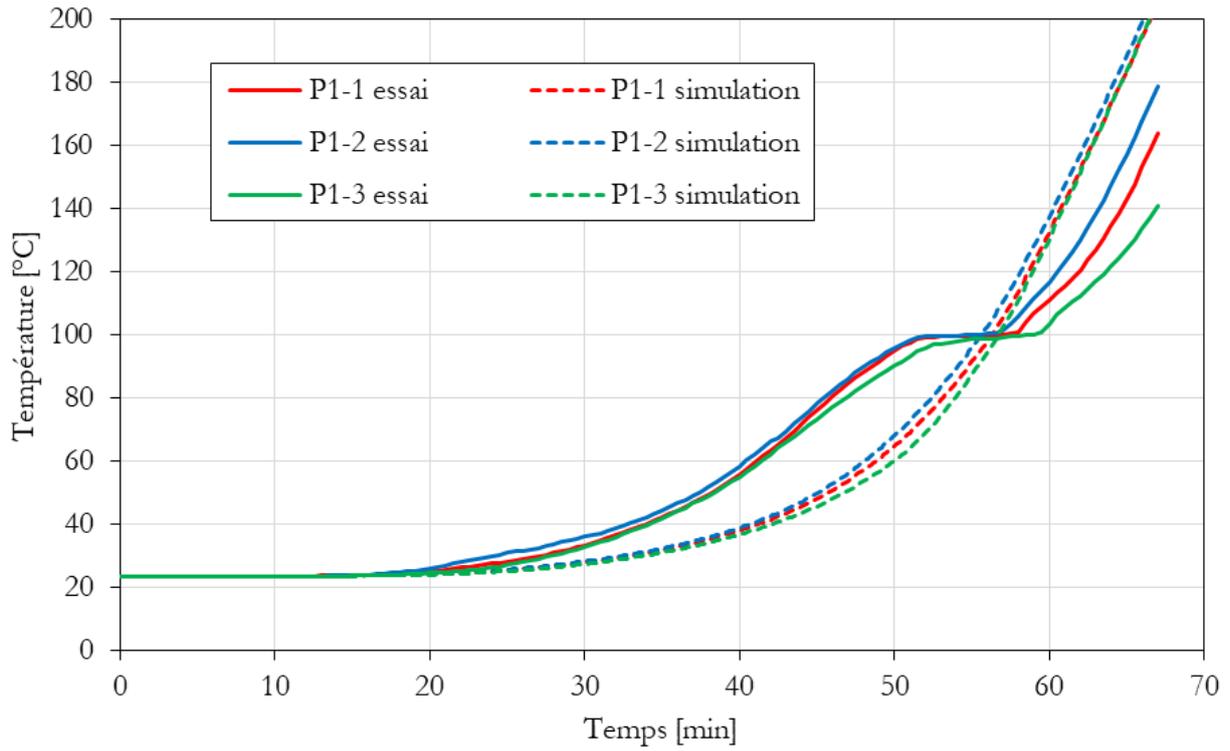


FIGURE III.58 – Essai n°2 - éprouvettes P1 - températures mesurées et simulées pour l'acier.

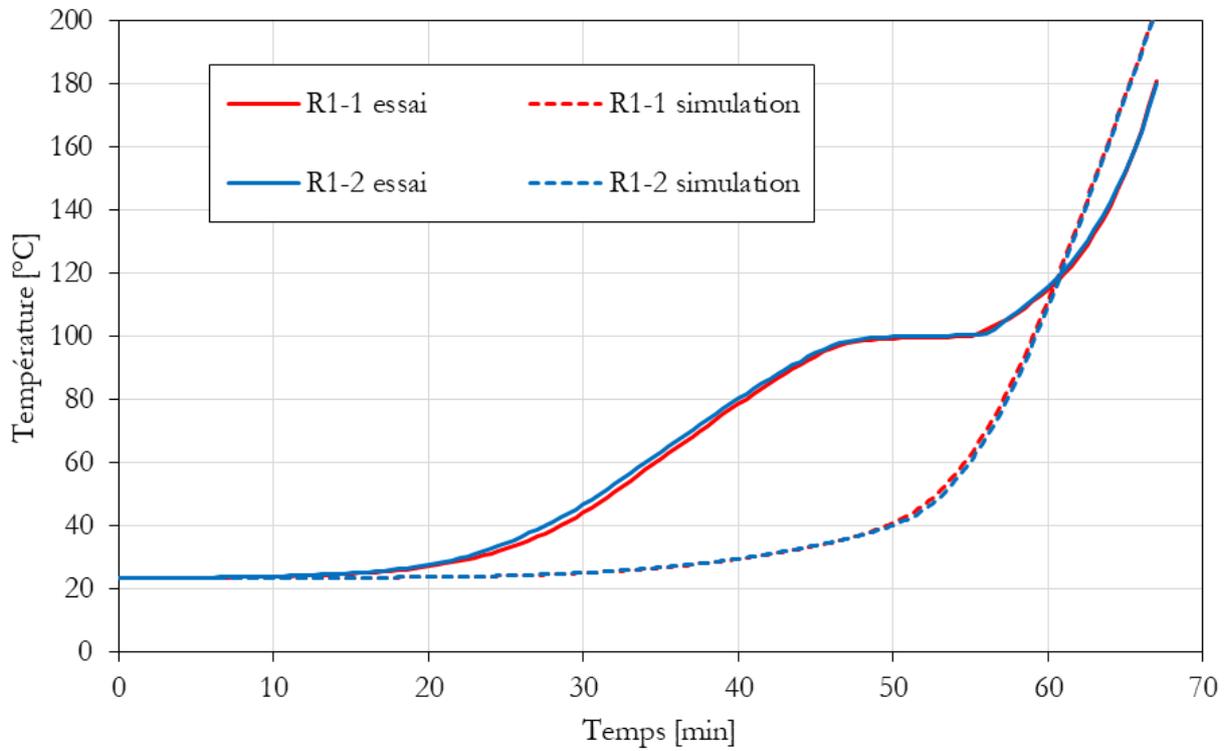


FIGURE III.59 – Essai n°2 - éprouvettes R1 - températures mesurées et simulées pour l'acier.

# CHAPITRE III.III

## MESURE DE LA TEMPÉRATURE DANS LE BOIS

### III.III.1 Mise en évidence de la problématique

La comparaison des résultats d'essais et de simulation voit se poser la problématique de la mesure de la température dans le bois. En effet, si les écarts essais-simulation se révèlent raisonnables pour ce qui est de la température de l'acier, ils sont en revanche considérables en ce qui concerne la température du bois. On le montre par exemple avec la figure III.60 qui présente les résultats obtenus pour l'éprouvette A testée lors de l'essai n°2. Elle permet de constater des écarts de plusieurs centaines de degrés entre les températures simulées et mesurées, ces dernières étant largement inférieures aux premières. On ne présente pas les résultats obtenus pour les autres éprouvettes car on aboutit systématiquement au même constat. L'exemple présenté à la figure III.60 est donc représentatif de l'ensemble des éprouvettes testées lors des essais CSTB n°1 et n°2.

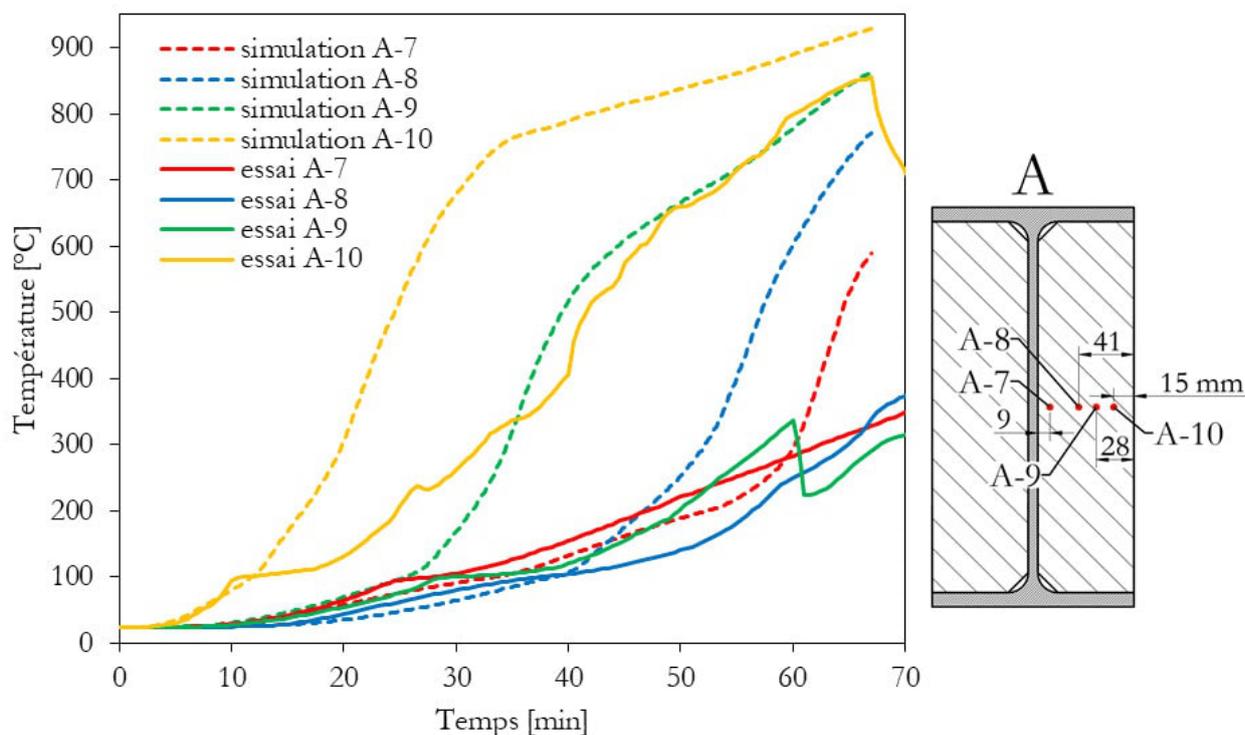


FIGURE III.60 – Essai n°2 - éprouvette A - comparaison des températures du bois (simulations, et mesures).

Face à ce résultat, il convient en premier lieu d'interroger la validité des mesures en s'intéressant d'abord à la méthode d'instrumentation. On précise donc que la plupart des thermocouples utilisés sont de type K, ils comportent une isolation minérale à base d'oxyde de magnésium et un blindage composé d'inconel 600, un alliage métallique résistant aux environnements agressifs jusqu'à 920°C. L'arrangement exact de ce complexe n'est pas connu précisément, mais on sait que la sonde mesure 1,5 mm de diamètre.

Le mode d'instrumentation par défaut, choisi pour des raisons pratiques, consiste à insérer ces thermocouples dans des trous réalisés avec un foret de diamètre 3 mm et de longueur 100 mm, monté sur une perceuse à colonne. Chacun

de ces thermocouples est maintenu par des agrafes et par un bouchon en bois le plus long possible (réalisé à partir de cure-dents ou d'allumettes), enfoncé en force dans le forage, de manière à entraîner la sonde par frottement latéral et à plaquer sa tête au fond du forage, dans le but d'assurer un bon contact de la soudure chaude du thermocouple avec le bois. Quand c'est possible, le câble transite par l'intérieur de l'éprouvette pour rejoindre l'extérieur du four. Cette instrumentation est supposée avoir un impact moins fort sur la mesure que lorsque le thermocouple transite à travers le feu. Pour ce faire, l'intérieur des composants en bois est entaillé longitudinalement de manière à faire transiter les thermocouples le long de l'interface acier-bois sans être écrasés, ce qui permet du même coup d'assurer un bon contact entre l'acier et le bois, sans aucun jeu entre les différentes pièces (figure III.61).

La plupart des thermocouples sont par conséquent orientés parallèlement au flux thermique sollicitant, ou autrement dit, perpendiculairement aux surfaces isothermes, et donnent sur un environnement froid (figure III.62 - TC⊥F). Or, il est possible d'adopter d'autres modes d'instrumentation pour le bois :

- thermocouples orientés perpendiculairement aux isothermes et donnant sur un environnement chaud (figure III.62 - TC⊥C);
- ou thermocouples orientés parallèlement aux isothermes (figure III.62 - TC||)

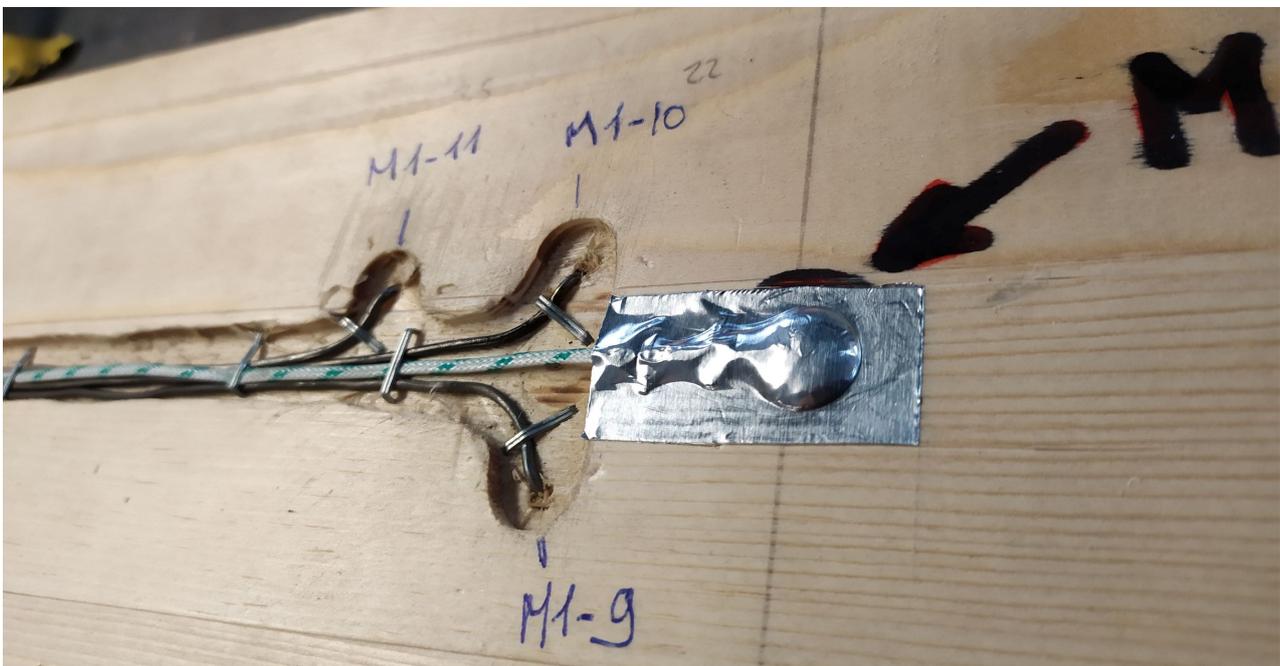


FIGURE III.61 – Essai n°2 - éprouvette M - exemple d'instrumentation pour la mesure des températures du bois (MI-9, MI-10 et MI-11 sont des thermocouples isolés à blindage inconel, M est un thermocouple à tête « pastille »).

L'instrumentation TC⊥C est généralement la plus utilisée car c'est la plus commode. En effet, on observe que dans la pratique les thermocouples sont généralement installés de la manière suivante pour les structures en bois :

- implantation selon une direction facilitant la mise en œuvre;
- utilisation de thermocouples isolés en soie de verre (résistance nominale jusqu'à 400°C) lorsque les fils cheminent à l'abri du feu;
- utilisation de thermocouples isolés et blindés (résistance nominale jusqu'à 920°C) lorsqu'il est plus aisé de les faire cheminer à travers le feu;
- insertion des trous de diamètre le plus ajusté possible, permettant néanmoins une insertion aisée de la sonde jusqu'au fond du forage;
- encollage du thermocouple si la profondeur du forage ne permet pas un bon maintien du TC.

Dans le cadre des essais CSTB n°1 et 2, la majorité des thermocouples sont implantés selon la méthode TC⊥F, car

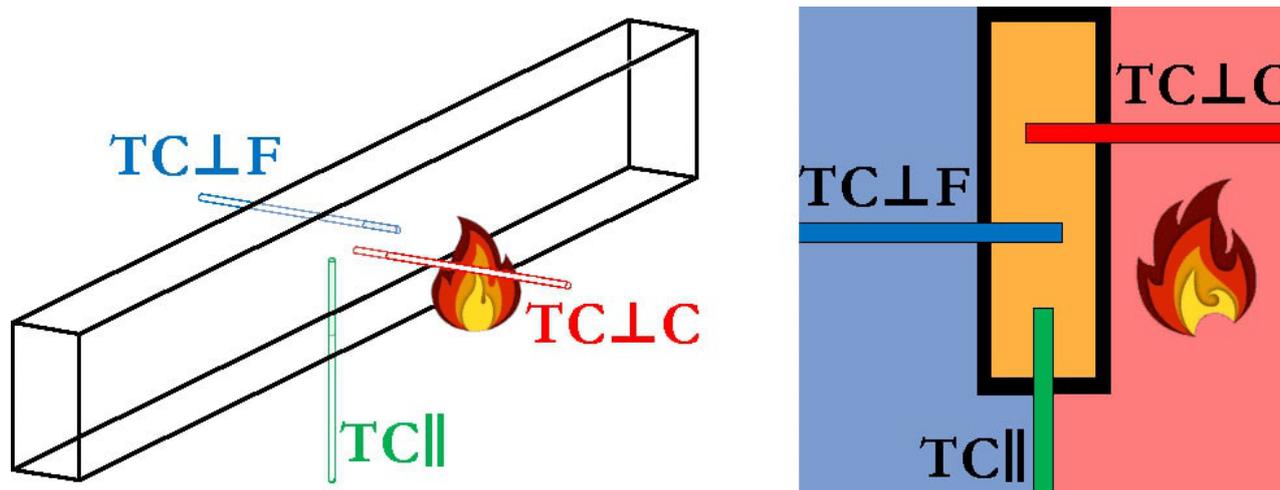


FIGURE III.62 – Trois possibilités de disposition des thermocouples dans les composants en bois testés.

la plupart des éprouvettes le permettent, et on pressent qu'elle sera moins perturbée par la sollicitation thermique. On teste cette hypothèse en mettant en œuvre les trois méthodes d'instrumentation schématisées à la figure III.62 lors de l'essai CSTB n°2, pour les éprouvettes E1, P1, P2, R1, et R2. Par ailleurs, d'autres paramètres tels que le diamètre du forage ou l'encollage des sondes thermiques sont testés.

Avant de procéder à l'analyse des résultats d'essais et de simulation, on propose de compléter la revue de littérature en considérant ce sujet particulier.

### III.III.2 Recherches bibliographiques ciblées

Premièrement, on trouve certaines spécifications dans des normes d'essais qui donnent des indications sur la méthode d'instrumentation à adopter. Par exemple, la norme EN1363-1 [242] intitulée « Essais de résistance au feu - Partie 1 : exigences générales », donne les indications suivantes dans son Annexe C (informative) intitulée « Généralités sur les thermocouples » :

« Il convient de faire cheminer, autant que possible, les fils des soudures le long d'une isotherme, sur une distance d'au moins 50 mm, puis de les faire sortir de l'éprouvette d'essai de façon à ne pas les exposer à des températures supérieures à celle de la soudure chaude. » [242]

Par ailleurs, l'EN 13381-7 [243], intitulée « Méthodes d'essai pour déterminer la contribution à la résistance au feu des éléments de construction - Partie 7 : protection appliquée aux éléments en bois », donne des spécifications utiles pour la mesure des températures internes du bois au moyen de thermocouples « isolés en soie de verre » dans son Annexe D (normative), intitulée « Fixation des thermocouples sur les éléments en bois et les assemblages à ossature bois et cheminement des câbles » :

« Les fils des thermocouples internes doivent être insérés dans des trous forés d'une profondeur maximale de 20 mm et d'un diamètre maximal de 1,75 mm. » [243]

« Les thermocouples internes doivent être disposés à une distance d'au moins 20 mm de tout défaut. » [243]

« Un effort doit être fourni, dans la mesure du possible, pour s'assurer que le fil de la jonction chaude suit un trajet jusqu'à la jonction froide qui ne l'expose pas à une température supérieure à celle de la jonction chaude. Les fils doivent être acheminés derrière le matériau de protection contre l'incendie et sortir du four sans passer dans l'environnement du four. » [243]

« Il convient de prendre les fils partant des jonctions sur une isotherme d'une distance d'au moins 50 mm. » [243]

« Les thermocouples internes sont situés le long de la ligne centrale des poutres instrumentées. Il convient que la distance entre les thermocouples adjacents soit au moins égale à 20 mm afin de prévenir toute influence sur les mesures de température. » [243]

On note d'abord que ces normes insistent sur la nécessité de ne pas exposer les fils des thermocouples « à une température supérieure à celle de la jonction chaude », mais rien n'est spécifié pour le cas d'une température inférieure à celle de la soudure chaude. Par ailleurs, l'examen de ces normes montre qu'une instrumentation en faisant cheminer les thermocouples parallèlement aux isothermes est judicieuse. Ces préconisations se révèlent néanmoins très difficiles à respecter pour des structures en bois de taille réelle, ce qui explique qu'elles soient souvent ignorées. Dès lors, certains auteurs proposent de creuser la question pour établir des mesures valables.

Par exemple, Ranger et al. [244] placent 10 thermocouples à l'intérieur d'un mur en bois lamellé-cloué exposé à un feu normalisé suivant la norme CAN/ULC-S101. Deux méthodes d'instrumentation sont testées et font en particulier varier l'orientation des thermocouples vis-à-vis du flux thermique sollicitant. Si l'on reprend la convention de notation établie à la figure III.62, on peut dire que trois mesures TC|| sont comparées à 6 mesures TC⊥F. Les résultats qu'ils obtiennent ne permettent pas de conclure sur l'influence que l'orientation des thermocouples exerce sur la température mesurée. Dagenais et al. enrichissent cette étude en testant 9 échantillons de bois lamellé-croisé de dimensions 914 x 914 x 175 mm, exposés au feu normalisé CAN/ULC-S101, et instrumentés avec des thermocouples parallèles ou perpendiculaires aux isothermes [245]. Ils font remarquer que l'instrumentation TC|| est impossible à mettre en œuvre si les composants testés ne sont pas fabriqués en laboratoire. Par ailleurs, ils font remarquer que la mesure des températures dans le bois est utile essentiellement pour déterminer la vitesse de combustion et qu'à ce titre, la mesure des températures au-delà de 300°C n'est pas pertinente. Pour 6 échantillons sur 9, ils constatent que les TC|| atteignent 300°C plus rapidement que les TC⊥F, tandis que l'inverse est observé pour une éprouvette. Pour les deux échantillons restants, la méthode d'instrumentation n'influence pas la vitesse de combustion déduite des mesures de température. Dagenais et al. arrivent alors à une conclusion selon laquelle l'orientation des thermocouples n'a pas d'importance pour déterminer la vitesse de combustion du bois :

« The results suggest that the thermocouple placement method has little to no impact on the temperature measurements related to evaluating charring rates in wood elements. Caution should however be given to ensure that pilot holes are properly drilled (depth and straightness), the tip of the thermocouples is properly placed at its intended position and the pilot holes are properly sealed to prevent localized air flow. » [245]

Fahrni et al. [112] ne partagent pas cette conclusion, ils effectuent des tests à l'échelle du mètre sur des éléments en CLT soumis au feu ISO 834. Ils utilisent diverses méthodes d'instrumentation de manière à faire varier plusieurs facteurs susceptibles d'avoir un impact sur la mesure. Il en ressort notamment que la configuration de la soudure chaude, exposée, blindée ou isolée, n'a pas d'influence significative sur la mesure. En revanche la direction des thermocouples par rapport à la face exposée revêt une importance de premier ordre. En effet les TC||, insérés pendant le processus de fabrication du CLT, mesurent des températures beaucoup plus importantes que les TC⊥F, insérés dans des forages. La vitesse de combustion déduite des températures mesurées par ces derniers, est jugée invraisemblablement faible (entre 0,21 et 0,50 mm/min). Il est observé que la vitesse de combustion est plus faible à 6 mm de profondeur depuis la face exposée qu'à 30 mm. Pour les TC||, c'est l'inverse (0,82 mm/min à 6 mm ; 0,62 mm/min à 30 mm). Les auteurs mettent en avant le phénomène de pont thermique qui affecte les TC⊥F pour expliquer le fait que ceux-ci sous-estiment la température. Dès lors, c'est l'implantation TC||, sur une distance d'au moins 50 mm qui est privilégiée. Cette distance est choisie sur la base des préconisations de l'EN 1363-1 [242].

Fahrni et al. [113] vont plus loin en affirmant que l'installation de TC⊥F affecte non seulement la mesure de la température mais aussi la carbonisation du bois en ralentissant physiquement l'échauffement de ce dernier par un effet de pont thermique qui a pour effet de drainer la chaleur. Les auteurs utilisent le terme « cooling effect ». Ils expliquent que ce phénomène est particulièrement marqué lorsque de nombreux TC sont présents dans une même région. Ils suggèrent de revoir à la hausse l'écart minimal de 20 mm entre chaque TC qui est usuellement préconisé et pratiqué [243]. Enfin, les auteurs sont conscients qu'une installation TC⊥ est plus aisée qu'une installation TC|| qui est parfois impossible. Néanmoins, ils estiment qu'il est impossible d'établir un facteur de correction systématique des

mesures perpendiculaires aux isothermes, en raison du caractère transitoire du problème et des nombreux paramètres variables qui l'influencent (exposition au feu, propriétés du bois, nombre et espacement des TC, etc.).

Ces conclusions sont partagées par Terrei et al. [38] qui considèrent une autre échelle en réalisant des tests au calorimètre à cône sur des éprouvettes de petites dimensions (50 x 100 x 100 mm) soumises à des flux thermiques constants. Ils comparent, d'une part, les vitesses de combustions déduites des températures mesurées, et d'autre part, celles qui sont mesurées directement par chronométrage et mesure de l'épaisseur de la couche de charbon. La température est mesurée en différents points situés à une profondeur variant entre 2 et 40 mm. Deux instrumentations sont comparées : TC  $\parallel \varnothing 0.1$  mm versus TC  $\perp F \varnothing 1$  mm. Il est montré qu'il existe des écarts jusqu'à 400°C entre les mesures relevées par les thermocouples parallèles aux isothermes et celles retournées par les sondes orientées parallèlement à ces dernières. Selon Terrei et al. ces écarts sont expliqués par le pont thermique constitué par le thermocouple, bien plus significatif lorsque celui-ci est de diamètre élevé et lorsqu'il est inséré perpendiculairement aux isothermes. La simulation réalisée permet de percevoir qualitativement ce phénomène mais ne permet pas de mettre en lumière des résultats quantitatifs. Finalement, les TC  $\parallel \varnothing 0.1$  mm rendent compte d'une vitesse de combustion déduite très proche, quoique légèrement surestimée, de celle mesurée directement (figure III.63). Au contraire, la vitesse de combustion déduite des mesures TC  $\perp F \varnothing 1$  mm, est sous-estimée. D'après Terrei et al., la bonne façon de mesurer la température consiste donc à insérer des TC  $\parallel$  les plus fins possible, ce qui demande une grande préparation en amont des essais.

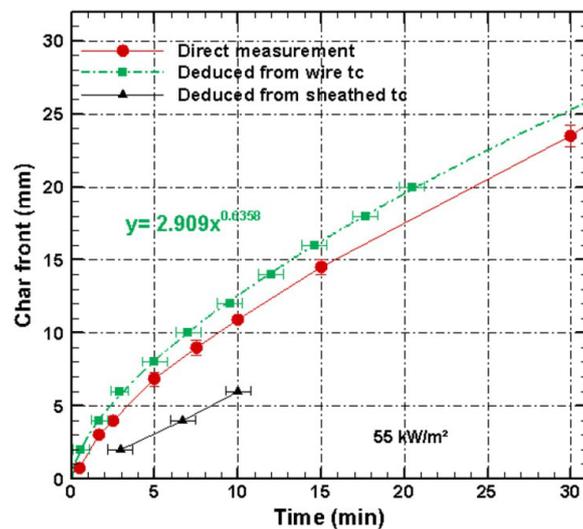


FIGURE III.63 – Position du front de carbonisation en fonction du temps. Sheathed tc = TC  $\perp F \varnothing 1$  mm; wire tc = TC  $\parallel \varnothing 0.1$  mm [38].

En guise d'alternative à cette méthode d'instrumentation dont la mise en œuvre est complexe, Beck [246] étudie la possibilité de corriger les températures mesurées par des thermocouples perpendiculaires aux isothermes insérés dans des matériaux isolants. Pope et al. [39] reprennent l'idée et l'adaptent aux spécificités du bambou lamellé-collé en utilisant une approche couplée expérimentale et numérique (figure III.64). Les auteurs mettent en évidence une évolution de l'erreur de mesure qui évolue avec le temps d'exposition au flux radiatif selon une tendance logarithmique, ainsi qu'une erreur augmentant linéairement avec la profondeur. Les températures corrigées qu'ils parviennent finalement à obtenir sont proches des températures mesurées par les TC  $\parallel$ . On précise que la méthode de correction proposée est basée sur un modèle limité au cas restrictif du bambou laminé exposé à une densité de flux thermique sollicitant comprise entre 5 et 10 kW.m<sup>-2</sup> constant, ce qui ne conduit pas à son inflammation. La correction et la simulation donnent par conséquent des résultats divergents au-delà de 300°C. Les auteurs évacuent cette considération en indiquant que les températures mesurées au-delà de 300°C ne sont pas pertinentes pour évaluer la dégradation structurelle du bambou. Cependant, ils notent qu'une correction « assez bonne » est observée pour des températures inférieures à 300°C lorsque cette approche est étendue à des flux de chaleur plus élevés. La correction proposée par Pope et al. est spécifique à leur expérience, mais leur approche se révèle prometteuse dans la mesure où elle peut être reproduite

dans d'autres cas qui nécessiteraient un modèle spécifique avec une définition appropriée des paramètres tels que la géométrie, les matériaux ou les conditions aux limites.

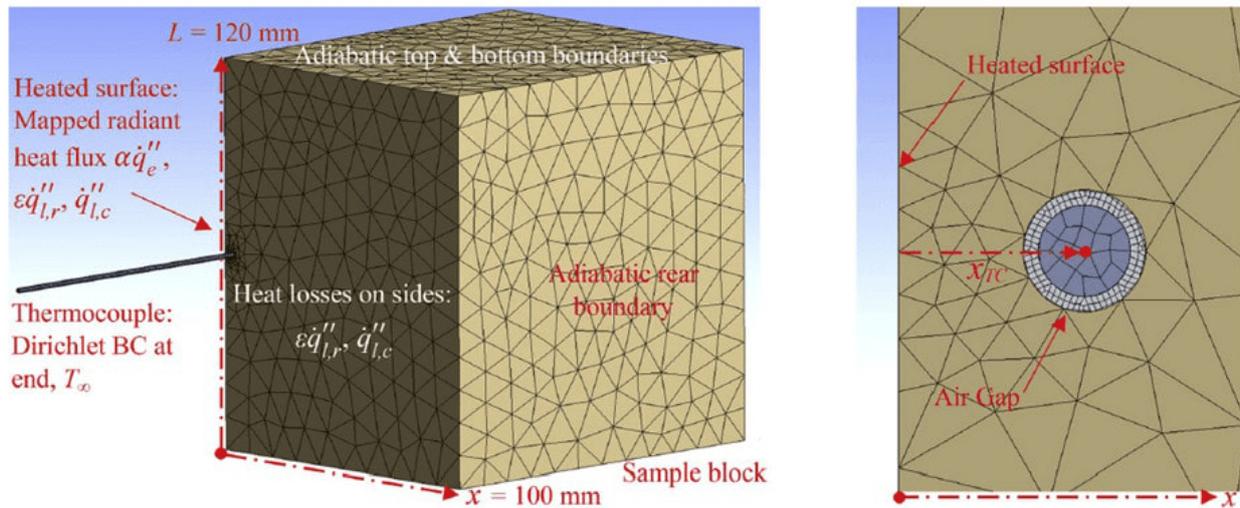


FIGURE III.64 – Maillage 3D d'un échantillon de bambou instrumenté [39].

En résumé on peut dire qu'il est établi depuis longtemps que la mesure correcte des températures à l'intérieur d'un corps isolant doit se faire par l'intermédiaire de thermocouples orientés parallèlement aux isothermes, ou autrement dit, perpendiculairement au flux thermique sollicitant [246]. Néanmoins, dans le contexte des structures en bois, cela suppose de procéder à l'instrumentation dès la fabrication des pièces de bois, sans compter le fait que le processus de production se retrouve considérablement complexifié, bien souvent au point de rendre une telle instrumentation impossible dans la pratique. Face à cette difficulté, certains auteurs considèrent explicitement ou non que l'approximation entraînée par une autre méthode d'instrumentation est négligeable, tandis que d'autres proposent de corriger après coup les mesures enregistrées par des thermocouples perpendiculaires aux isothermes [246, 39].

On constate donc que la question de la mesure de la température dans le bois fait l'objet de discussions. On propose d'étudier les températures mesurées dans le bois au cours de l'essai CSTB n°2 pour établir nos propres conclusions et tenter de contribuer aux discussions sur cette question. Pour ce faire, on recourt à la fois à l'analyse des résultats d'essais et à la simulation. Il convient alors d'indiquer les spécificités du modèle employé pour cette analyse.

### III.III.3 Modèle thermique

Le recours à la simulation numérique est envisagé pour compléter l'analyse qui peut être faite à partir des résultats d'essais. En effet, ces derniers rendent compte de températures ponctuelles obtenues au moyen d'appareils de mesure susceptibles d'influencer le phénomène mesuré. À l'inverse, la simulation numérique permet d'obtenir un champ de températures complet du corps étudié, et permet de s'affranchir de la perturbation que constitue l'appareil de mesure, ou au contraire de la simuler explicitement.

Chacune des 15 configurations testées lors de l'essai n°2 présente des particularités susceptibles d'influencer la mesure des températures dans le bois, or on souhaite analyser l'influence locale et systématique de la présence d'un thermocouple sur la température mesurée. Il est donc choisi de modéliser l'environnement direct du thermocouple, c'est-à-dire uniquement le bois situé dans un rayon de 50 mm autour de celui-ci. Ce rayon est choisi sur la base des préconisations de l'EN 13381-7 – Annexe D : « il convient de prendre les fils partant des jonctions sur une isotherme d'une distance d'au moins 50 mm » [243].

Afin de rester dans un cadre englobant, rejetant les particularités de chaque configuration, on envisage d'abord de reprendre la démarche proposée par Reszka et al. [116] en modélisant le problème sous la forme d'un solide semi-infini soumis à un flux thermique unidirectionnel (figure III.65). Ce système constitue une simplification des configurations considérées et se matérialise sous la forme d'une « paroi d'épaisseur suffisamment grande pour que la perturbation

appliquée sur une face ne soit pas ressentie par l'autre face » [40].

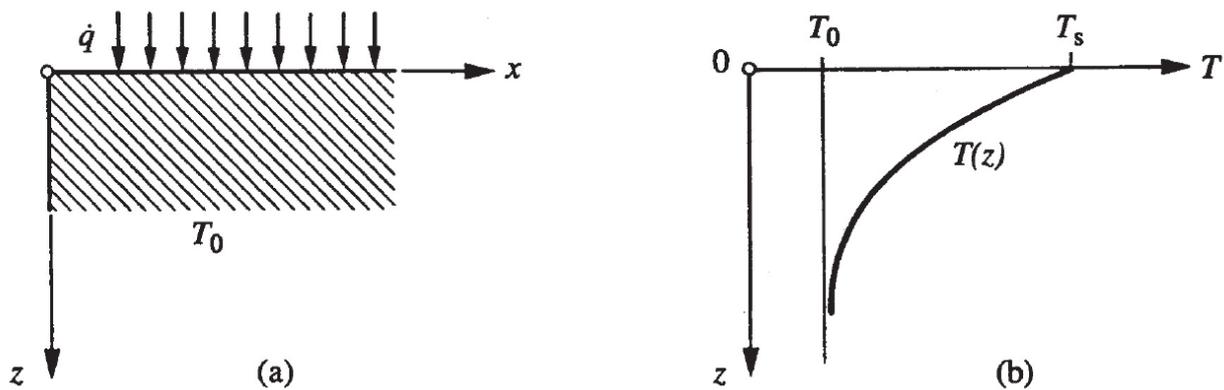


FIGURE III.65 – Propagation de la chaleur dans un corps semi-infini :  
(a) flux de chaleur; (b) température [40].

Néanmoins, la plupart des pièces de bois constituant les éprouvettes testées lors de l'essai CSTB n°2 présentent une épaisseur de 50 mm, et on verra que les mesures les plus profondes rendent compte d'effets de bord non négligeables. La simulation d'un solide de 50 mm d'épaisseur serait donc plus à même de rendre compte du comportement thermique de la majorité des éprouvettes testées. En effet, une rapide comparaison de modèles, que l'on ne présente pas en détail, permet de constater que les températures obtenues pour un solide fini de 50 mm d'épaisseur se différencient de celles obtenues pour un solide semi-infini à partir d'une distance vis-à-vis de la face exposée au feu qui est égale à environ 35 mm, sachant que l'on considère que le solide est en bois et soumis au feu ISO 834 sur une de ses faces. Autrement dit, les effets de bord se manifestent sur une épaisseur de 15 mm pour la plupart des configurations étudiées. On choisit finalement de ne pas négliger ces effets de bord et d'opter pour la simulation d'un solide fini représentatif des éprouvettes testées.

Dans la mesure où l'on s'intéresse à un phénomène local autour du thermocouple, il est possible de considérer que le flux thermique sollicitant est unidirectionnel. Dès lors, il est possible d'adopter un modèle axisymétrique, du moins pour les configurations sans thermocouple ou avec un thermocouple orienté perpendiculairement aux isothermes ( $TC \perp F$  et  $TC \perp C$ ). Le modèle revient donc à modéliser un cylindre en bois de rayon 50 mm et de longueur 50 mm soumis à un feu ISO 834 pendant 68 min (la durée de l'essai) sur une de ses bases, tandis que toutes les autres faces de ce cylindre demeurent adiabatiques (figure III.66). Le nombre raisonnable de nœuds nécessaires pour établir ce modèle, moins de 5000, rend possible la prise en compte d'un pas de temps constant d'une durée d'une seconde, ce qui est idéal pour le problème simulé. On teste d'abord une configuration sans « aucun thermocouple » qui constitue la référence, puis on modélise un thermocouple sous la forme d'un cylindre de rayon 0,75 mm, ce qui correspond strictement au diamètre des sondes utilisées lors des essais, et de longueur fixée arbitrairement à 250 mm. On précise que des variantes du modèle montrent que cette longueur n'a aucune incidence vu les propriétés thermiques implémentées pour les thermocouples et les conditions aux limites modélisées (résultats strictement identiques pour les longueurs 250 et 3000 mm). On modélise ainsi six thermocouples, trois pour les  $TC \perp C$ , trois pour les  $TC \perp F$ , correspondant aux mesures réalisées à des distances initiales vis-à-vis de la face exposée au feu qui valent 15, 28, et 41 mm.

En revanche, la simulation des thermocouples implantés parallèlement aux isothermes ( $TC \parallel$ ) nécessite la modélisation d'un solide en trois dimensions mesurant 100 mm de longueur, 50 mm de hauteur, et 50 mm d'épaisseur. Le nombre de nœuds passe alors à 200 000, on augmente alors la durée du pas de temps à 10 secondes pour limiter les temps de calcul. Une des faces mesurant 100 x 50 mm est exposée au feu ISO 834 pendant 68 min, tandis que les autres demeurent adiabatiques. Là encore, on teste d'abord une configuration sans « aucun thermocouple », puis on modélise une sonde de diamètre 1,5 mm insérée longitudinalement jusqu'à la mi-longueur (figure III.67). On réplique ce modèle pour chacune des trois profondeurs instrumentées : 15, 28, et 41 mm.

La modélisation du thermocouple est rendue plus aisée par certaines hypothèses simplificatrices, comme par exemple

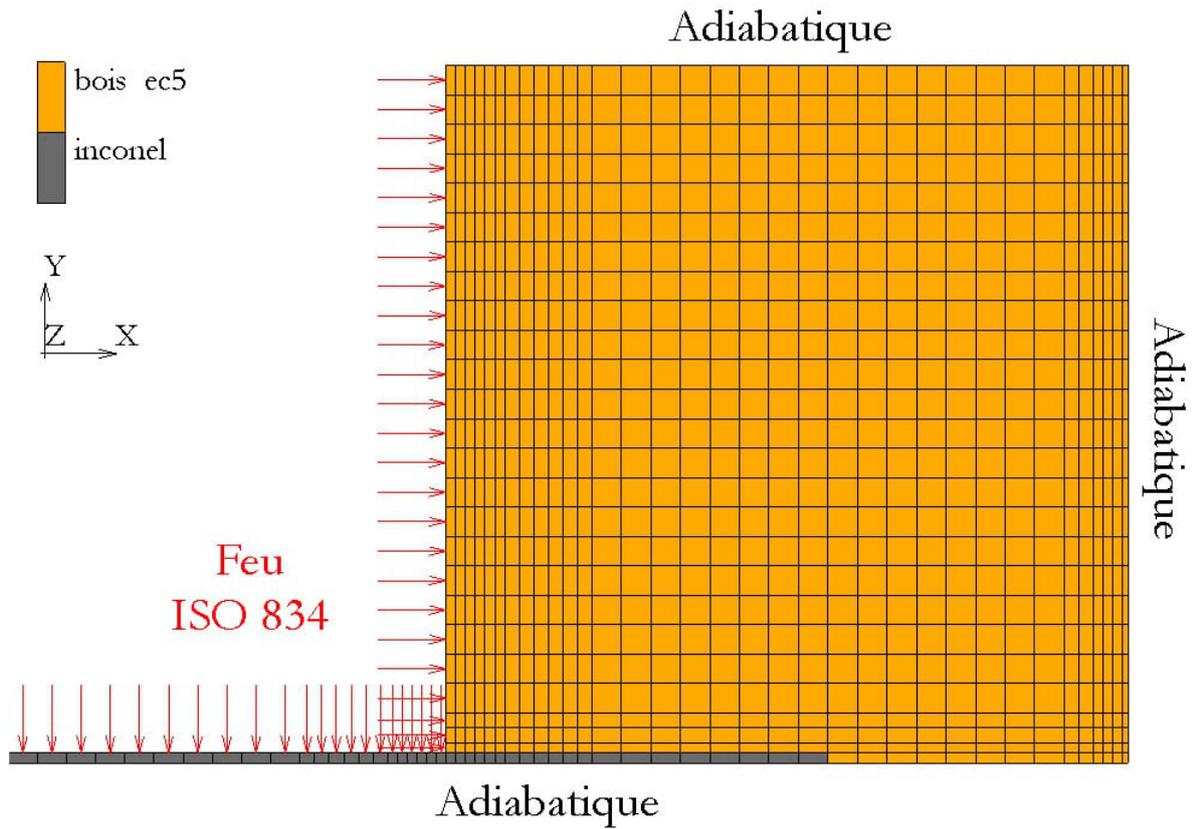


FIGURE III.66 – Modèle axisymétrique (selon X) d'un thermocouple transitant par le feu et implanté perpendiculairement aux isothermes à 28 mm de profondeur dans un solide en bois d'épaisseur 50 mm.

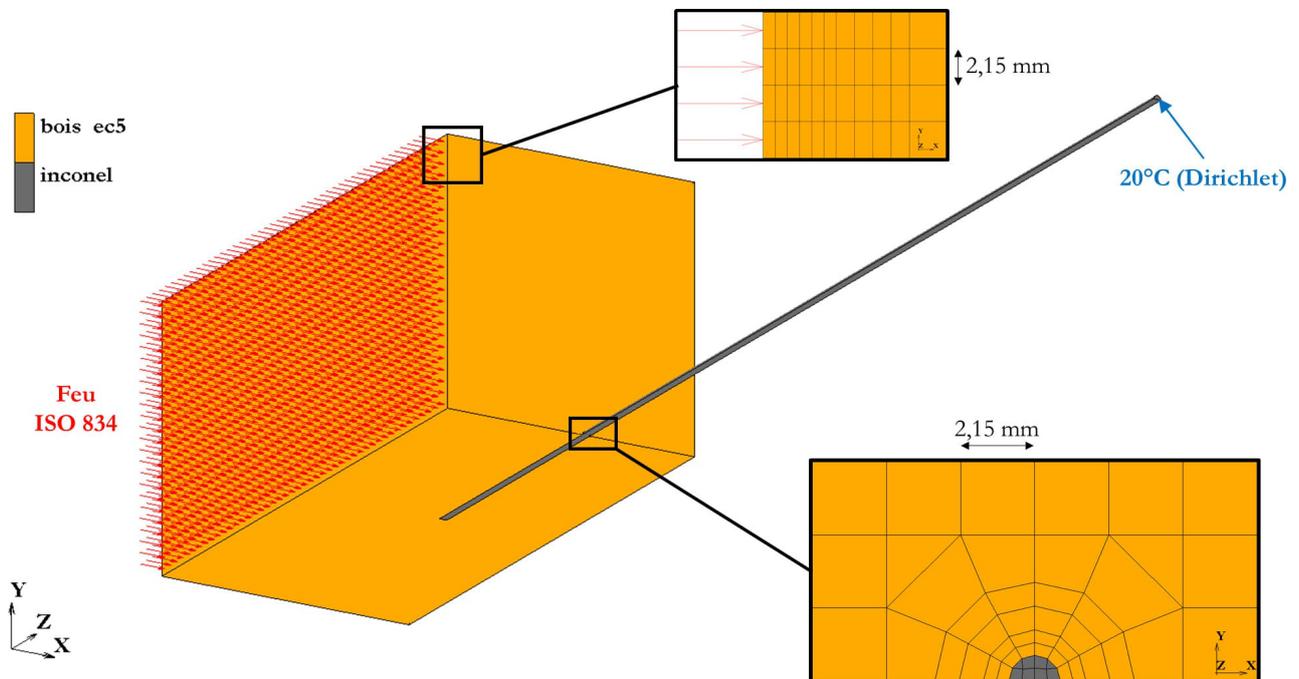


FIGURE III.67 – Modèle 3D d'un thermocouple implanté parallèlement aux isothermes à 28 mm de profondeur dans un solide en bois d'épaisseur 50 mm.

le fait que l'extrémité arrondie des sondes thermiques ne soit pas représentée. De plus, la structure complexe des sondes, composée des fils métalliques constituant le thermocouple à proprement parler, d'un isolant minéral (oxyde de magnésium) et d'un blindage inconel 600, n'est pas connue précisément. On la simplifie donc en considérant un cylindre homogène composé d'inconel 600, c'est-à-dire l'alliage métallique composant le blindage des thermocouples. Enfin, le contact entre l'extrémité du thermocouple et le bois est supposé parfait et les interfaces entre les différents matériaux sont caractérisées par une continuité du maillage et donc une continuité thermique sans résistance de contact.

Par ailleurs, dans le cadre de l'essai CSTB n°2, les forages pratiqués dans le bois pour l'insertion des TC ont un diamètre de 3 mm. Le diamètre des TC étant de 1,5 mm, cela implique la présence d'air dans le milieu étudié. Se pose alors la question de la prise en compte ou non de cet air dans le modèle. On teste donc une variante pour laquelle l'air est modélisé comme le propose Pope et al., c'est-à-dire comme un corps assurant le transfert thermique par conduction. On emploie pour ce faire les valeurs de conductivité, masse volumique, et capacité thermique massique, proposées par Incropera et al. [247] et on modélise une couche d'air uniforme d'une épaisseur de 0,75 mm séparant l'inconel et le bois. D'autre part, Fahrni et al. montrent que l'on peut négliger les transferts thermiques par convection dans un espace aussi restreint, et on choisit dans un premier temps de négliger les transferts par rayonnement. Le modèle concurrent consiste à négliger l'influence de cette fine couche d'air, ce qui suppose une continuité directe entre l'inconel et le bois. Le volume précédemment occupé par l'air est donc à présent occupé par du bois, tandis que tous les autres paramètres sont pris égaux par ailleurs. On ne présente pas en détail les résultats obtenus, mais en résumé, on indique que dans le cas  $TC_{||}$ , la différence entre les deux variantes du modèle est négligeable (moins de 3°C); pour les  $TC_{\perp F}$ , l'écart de température peut aller jusqu'à 35°C; enfin, pour les  $TC_{\perp C}$ , il peut atteindre 65°C. On constate alors que la variante pour laquelle on néglige la présence de l'air donne de meilleures correspondances avec les résultats d'essai. On explique cela par le fait que l'air possède des propriétés isolantes, par l'absence de simulation des transferts par rayonnement, et par l'idéalisation géométrique qui consiste à considérer que le thermocouple ne touche jamais le bois, à part à son extrémité. On choisit finalement d'opter pour le modèle présentant une continuité du maillage entre le bois et l'inconel, car même s'il ne modélise pas toute la complexité du système étudié, il permet d'obtenir des résultats satisfaisants de manière relativement simple.

Les conditions aux limites appliquées sont les mêmes que celles données pour la modélisation des éprouvettes entières, si ce n'est que l'on considère la courbe ISO 834 plutôt que les courbes de température mesurées par les pyromètres. Faute d'information plus précise, on considère que l'inconel possède la même émissivité que l'acier (0,7). Ces conditions sont appliquées sur l'ensemble des faces dont on souhaite modéliser l'exposition au feu, y compris sur le cylindre modélisant les thermocouples  $TC_{\perp C}$ . Pour les thermocouples  $TC_{\perp F}$  et  $TC_{||}$ , on simule le fait qu'ils rejoignent l'extérieur du four sans transiter à travers le feu en imposant une température de 20°C directement sur les nœuds constituant l'extrémité froide du thermocouple (condition de Dirichlet). L'ensemble des frontières des corps modélisés qui ne sont pas affectées par ces conditions sont considérées adiabatiques.

### III.III.4 Températures dans le bois

Après l'explication des spécificités du modèle employé, il convient de faire quelques remarques concernant les mesures effectuées lors de l'essai CSTB n°2 pour mieux comprendre l'analyse des résultats. On précise ainsi que les 15 éprouvettes testées se voient instrumentées de manière à mesurer la température du bois à trois profondeurs différentes au moins : 15, 28, et 41 mm. Le terme « profondeur » renvoie ici à la distance initiale entre le point de mesure considéré et la face exposée au feu la plus proche.

On rappelle que le but premier de l'essai n'est pas d'étudier l'instrumentation du bois mais d'étudier le comportement thermique des poutres acier-bois. Par conséquent, les configurations testées et l'instrumentation déployée ne sont pas forcément optimisées pour une analyse relative aux mesures dans le bois. Néanmoins, on souhaite profiter des possibilités offertes par les configurations testées pour étudier du même coup la problématique de l'instrumentation du bois.

L'instrumentation est déclinée de sorte à étudier plusieurs paramètres : l'encollage des thermocouples, le diamètre des forages ou l'orientation des thermocouples. Les mesures réalisées permettent d'établir que l'utilisation de colle pour maintenir les thermocouples n'a strictement aucun effet sur les mesures de température, et que l'influence du

diamètre des forages est nulle pour les thermocouples orientés perpendiculairement aux isothermes. Ces aspects ne sont pas développés ici, car on souhaite s'intéresser plus en détail à l'influence qu'exerce l'orientation des thermocouples sur la mesure. Cette orientation est définie par rapport aux isothermes, qui sont elles-mêmes orientées perpendiculairement au flux thermique sollicitant. Pour ce faire, on se base sur les résultats de simulation, ainsi que sur 100 mesures de températures dans le bois dont :

- 24 mesures de type TC $\perp$ C;
- 51 mesures de type TC $\perp$ F;
- 25 mesures de type TC $\parallel$ .

Parmi ces 100 mesures, certaines présentent des singularités qui sont généralement ponctuelles. Les courbes de température singulières se caractérisent par :

- un pic brutal (figure III.68 - K2-6);
- des oscillations (figure III.68 - K2-7);
- une diminution plus ou moins brutale de la température (figure III.68 - A-9 / M2-8).

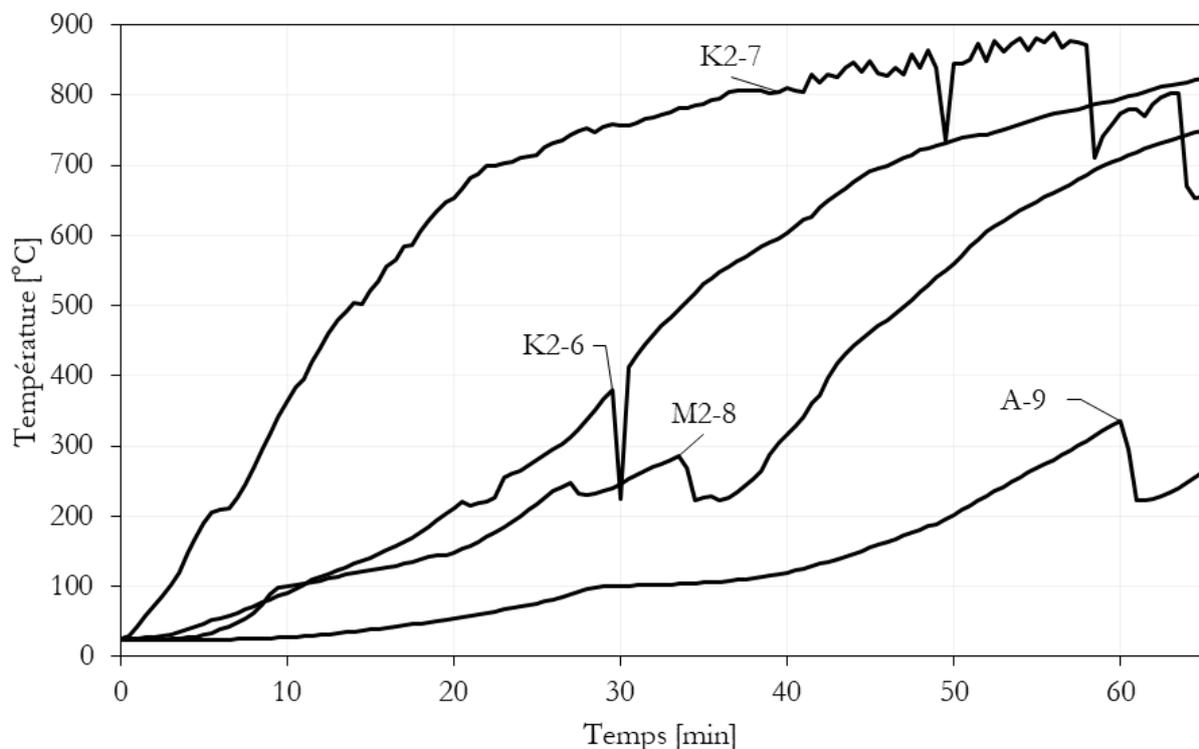


FIGURE III.68 – Exemples de courbes de température avec singularités.

Il est difficile d'établir si ce type de singularité très fréquent procède d'un phénomène physique ou d'une anomalie de la mesure. On retrouve ce type de singularité pour des courbes de température mesurées à moins de 40 mm de profondeur par Fahrni et al. [112, 113] qui testent des éléments de structures à l'échelle du mètre. En revanche, on ne retrouve pas ce phénomène chez d'autres auteurs qui testent de petits échantillons dans un cône calorimétrique [116, 38, 39].

On choisit finalement de conserver l'ensemble des courbes de température mesurées et de les analyser telles quelles, de manière à rendre compte d'un maximum d'informations. La purge des courbes présentant les singularités tel qu'illustré à la figure III.68 est de toute façon sans effet sur les conclusions qui peuvent être tirées. En revanche, on classe les mesures en fonction de la profondeur pour faciliter l'analyse. On considère donc tour à tour :

- 18 mesures à 15 mm de profondeur (figure III.69);
- 53 mesures à 28 mm de profondeur (figure III.70);
- 29 mesures à 41 mm de profondeur (figure III.71).

Plutôt que de rendre compte de manière exhaustive du comportement particulier de chacune des éprouvettes, ce qui serait très long et peu pertinent, on cherche davantage à identifier des tendances globales permettant de tirer des conclusions valables d'une manière la plus universelle possible. Les 100 mesures présentées aux figures III.69 à III.71 ne sont donc pas identifiées individuellement mais rassemblées selon des catégories présentant les mêmes caractéristiques. On constate alors que les TC $\perp$ C enregistrent une augmentation très rapide de la température jusqu'à des niveaux très importants, avec une absence de plateau à 100°C, tandis que les TC $\perp$ F présentent une augmentation lente de la température jusqu'à des valeurs plus modestes, avec un plateau à 100°C très marqué, dont la longueur semble augmenter avec la profondeur. Les deux méthodes rendent compte de températures très différentes avec des écarts pouvant atteindre plusieurs centaines de degrés par moment et qui diminuent avec l'augmentation de la profondeur. Les températures enregistrées par les TC $\parallel$  sont comprises entre ces deux extrêmes. Dans un premier temps, la température augmente de la même manière que celle mesurée par un TC $\perp$ F, néanmoins, la sortie du plateau à 100°C se manifeste plus tôt, avec une inflexion plus importante.

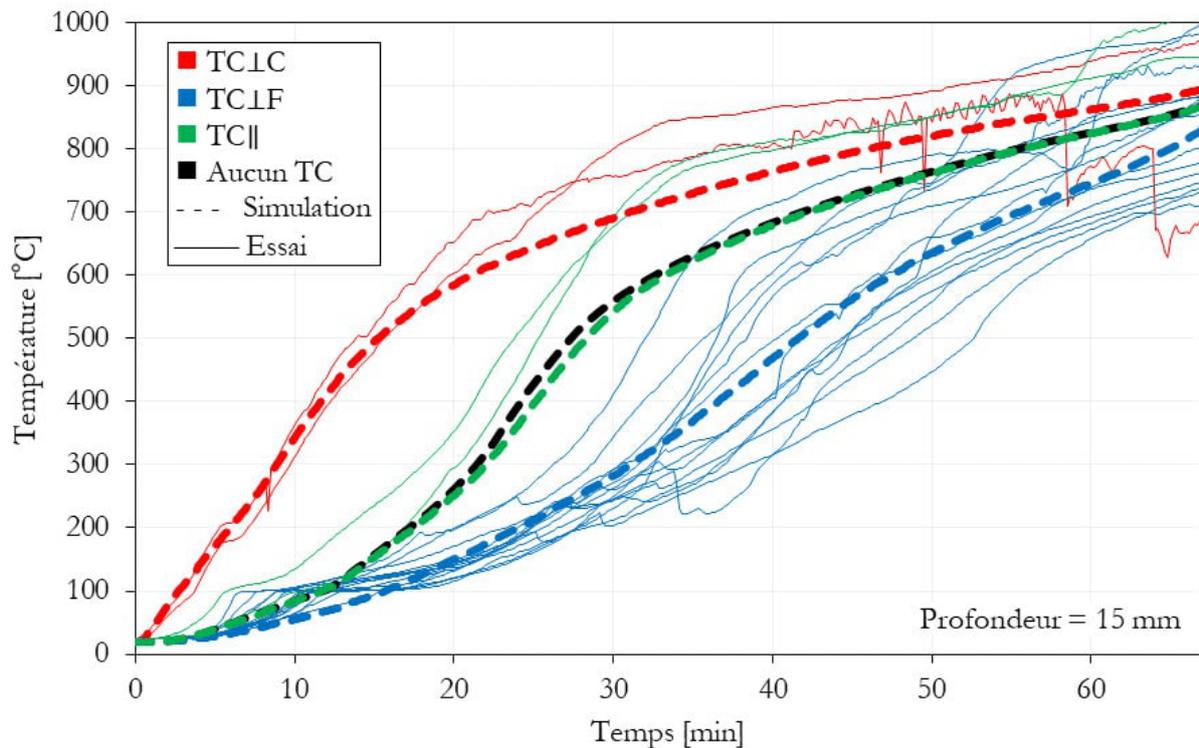


FIGURE III.69 – Essai n°2 - températures mesurées à 15 mm de profondeur dans le bois et comparaison avec la simulation.

Ensuite, il convient de noter la grande dispersion des mesures qui sont pourtant comprises dans la même catégorie. En effet, on constate que les courbes de température agrégées sur les figures III.69, III.70 et III.71 constituent des surfaces qui semblent s'élargir à mesure que la profondeur de la mesure augmente, et ce, quel que soit le type de mesure considéré. Les observations visuelles effectuées lors de l'essai et pendant sa préparation permettent d'expliquer une part de cette variabilité car certaines éprouvettes présentent des défauts ou des spécificités géométriques qui rendent logique la singularité des mesures que l'on y effectue. Par exemple, on a vu (pp. 158 et 167) que les configurations E et I mettent en œuvre des composants en bois de faible massivité, ce qui engendre une combustion particulièrement rapide et un échauffement prématuré de l'éprouvette. Par ailleurs, les éprouvettes E2 et I2 comportent des défauts qui font en sorte que les jeux d'assemblage sont particulièrement importants, ce qui favorise grandement la combustion et l'échauffement. Or, ce sont systématiquement ces éprouvettes qui donnent les températures les plus chaudes pour les mesures TC $\perp$ F et TC $\parallel$ , ce qui est particulièrement visible à 41 mm de profondeur (figure III.71), puisque toutes les températures au-dessus de 500°C concernent ces configurations particulières. Néanmoins, même lorsqu'on retire les configurations E et I de l'étude, on constate que la variabilité demeure importante et croissante avec la profondeur.

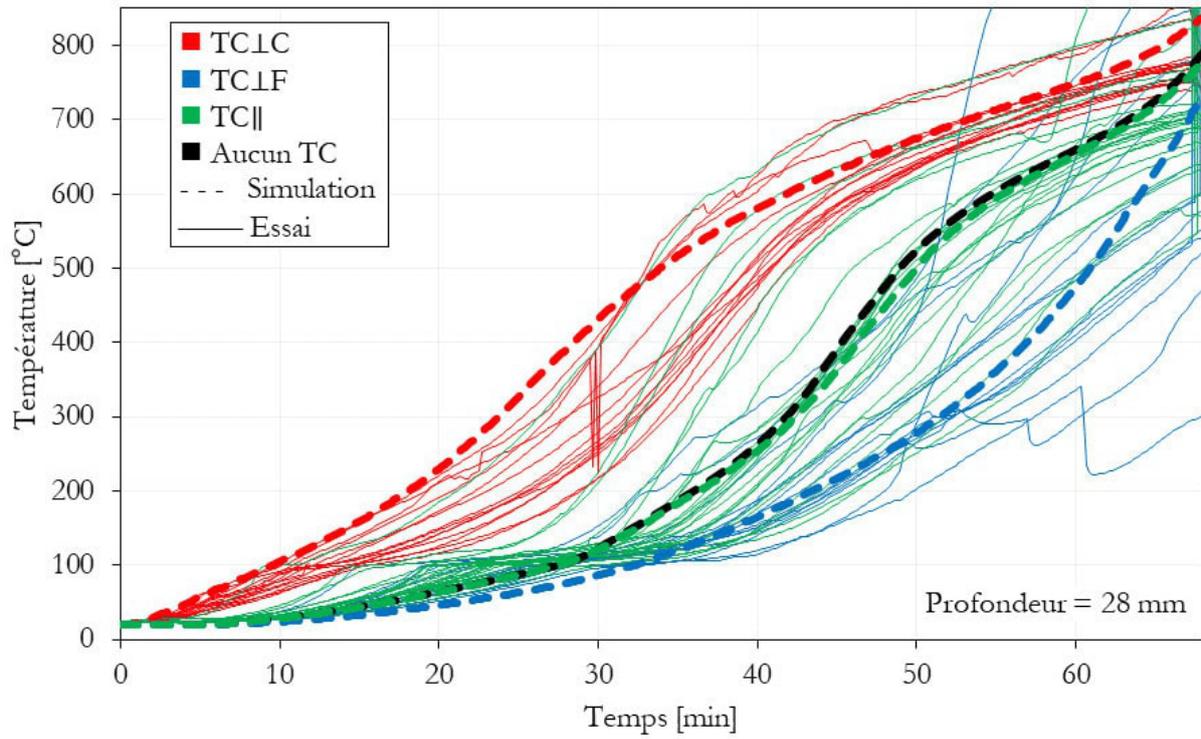


FIGURE III.70 – Essai n°2 - températures mesurées à 28 mm de profondeur dans le bois et comparaison avec la simulation.

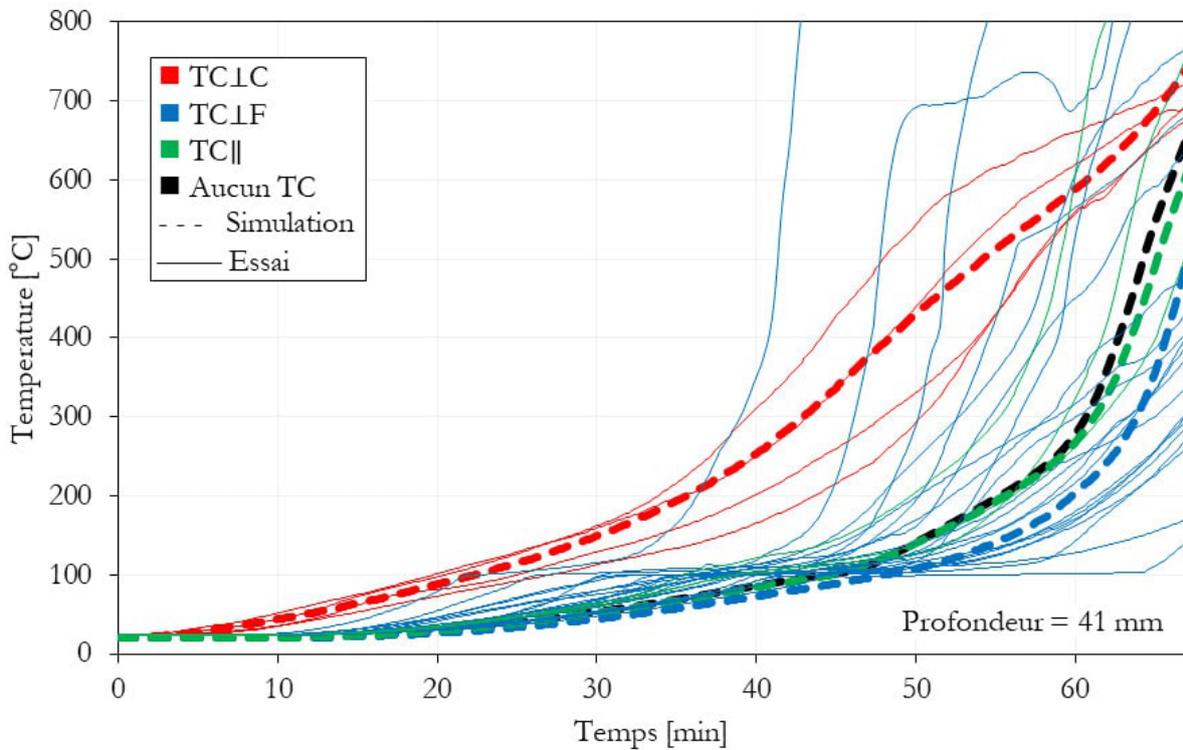


FIGURE III.71 – Essai n°2 - températures mesurées à 41 mm de profondeur dans le bois et comparaison avec la simulation.

En ce qui concerne les résultats de simulation, on observe d'abord que l'on parvient à modéliser la perturbation thermique engendrée par la présence du thermocouple de manière satisfaisante, et ce quel que soit le type d'instrumentation considéré. On note toutefois que pour les mesures parallèles aux isothermes situées à 15 et 41 mm de profondeur (figures III.69 et III.71), les températures modélisées sont inférieures aux températures mesurées. Cet écart est logique et provient du fait que les mesures en question sont réalisées sur l'éprouvette E1 dont on a dit qu'elle présentait une géométrie favorable à un échauffement rapide. On remarque également que la correspondance essais-simulation n'est pas parfaite pour les mesures de type TC⊥C à 28 mm de profondeur (figure III.70). Néanmoins la correspondance essais-simulation reste globalement bonne puisque les courbes température-temps obtenues par simulation correspondent aux domaines dessinés par les courbes tirées des mesures expérimentales. Cette validation du modèle thermique permet de pousser plus loin l'exploitation des résultats de simulation.

La simulation montre à travers les figures III.69, III.70 et III.71, que les TC|| sont ceux qui perturbent le moins la mesure, tandis que les instrumentations TC⊥C et TC⊥F perturbent largement la température à l'emplacement du point de mesure. Le tableau III.3 donne une évaluation quantitative de l'erreur systématique qui peut être atteinte pour chacune des trois méthodes d'instrumentation simulées.

TABLEAU III.3 – Simulation d'un solide en bois de 50 mm d'épaisseur.  
Influence de la mesure sur la température mesurée.

Type d'instrumentation	Écart maximum avec la configuration sans aucun thermocouple
TC   15 mm	-32 °C ( -8 %) à 24,7 min
TC   28 mm	-30 °C ( -7 %) à 45,5 min
TC   41 mm	-59 °C ( -11 %) à 64,5 min
TC⊥C 15 mm	+340 °C (+170 %) à 17,2 min
TC⊥C 28 mm	+330 °C (+159 %) à 36,5 min
TC⊥C 41 mm	+321 °C (+138 %) à 57,8 min
TC⊥F 15 mm	-278 °C ( -49 %) à 30,7 min
TC⊥F 28 mm	-254 °C ( -45 %) à 52,2 min
TC⊥F 41 mm	-191 °C ( -35 %) à 65,0 min

Outre ces résultats obtenus pour des points particuliers, la simulation permet l'examen des champs thermiques à proximité des thermocouples. Par exemple, la figure III.72 illustre la perturbation du champ thermique engendrée par la présence d'un TC⊥F. On constate une distorsion importante des isothermes à proximité de la tête du thermocouple. Cette distorsion engendre une zone relativement froide à proximité immédiate de la tête de la sonde. La distorsion des isothermes est particulièrement prononcée à l'extrémité du thermocouple, à l'interface entre l'inconel et le bois. On propose l'hypothèse selon laquelle cette distorsion s'explique par le rapport des capacités thermiques volumiques des deux matériaux. En effet, on a  $\rho c_{bois} \ll \rho c_{inconel}$ , sauf à 100 °C. Il en ressort qu'il faut globalement beaucoup plus d'énergie pour augmenter la température d'un certain volume d'inconel que pour échauffer le même volume de bois. La diffusion de la chaleur dans le thermocouple implique donc une accumulation d'énergie à l'interface bois-inconel qui vient localement ralentir la diffusion de la chaleur et la progression des isothermes. Il en résulte un ralentissement de l'échauffement du bois à proximité du point de mesure, causé non pas par un phénomène de pont thermique [113], mais par l'inclusion d'un corps nécessitant beaucoup d'énergie thermique pour s'échauffer. En revanche, on remarque que pour les isothermes 200 °C et 100 °C (figure III.72), la forte conductivité thermique de l'inconel devient déterminante et favorise la diffusion de la chaleur le long du thermocouple et dans le bois adjacent.

D'autre part, la figure III.73 illustre la perturbation du champ thermique engendrée par la présence d'un TC⊥C. On constate une distorsion importante des isothermes à proximité de la tête de la sonde, à l'interface entre l'inconel et le bois, qui engendre une zone relativement chaude à proximité immédiate de celle-ci. On propose d'expliquer cette distorsion par le rapport des conductivités thermiques des deux matériaux. En effet, on a  $k_{inconel} \gg k_{bois}$ , le thermocouple conduit donc rapidement la chaleur jusqu'à sa tête, ce qui a pour effet d'échauffer le bois adjacent de

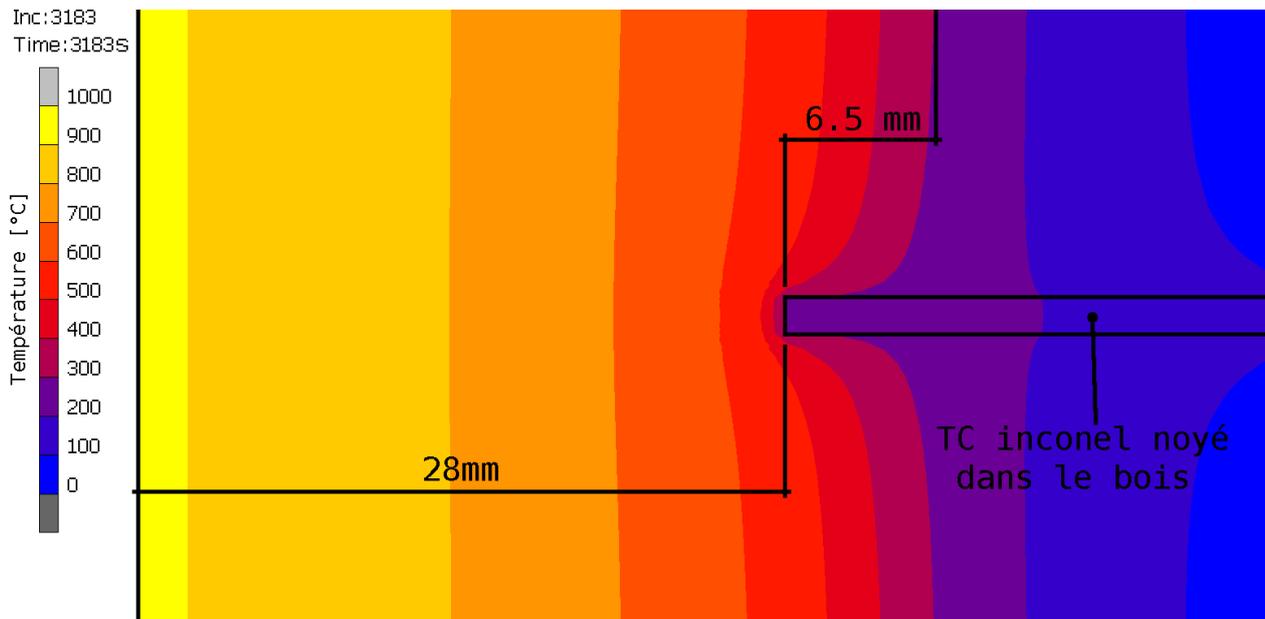


FIGURE III.72 – Perturbation thermique générée par un  $TC \perp F$  inséré à 28 mm de profondeur dans un solide en bois d'épaisseur 50 mm exposé au feu ISO 834 pendant 3183 secondes - coupe dans le plan parallèle au flux de chaleur et à l'axe du thermocouple.

manière prématurée. Le passage d'un milieu conducteur à un milieu isolant provoque alors cette forte distorsion des isothermes. L'hypothèse d'un pont thermique venant perturber le champ des températures à proximité du point de mesure est donc validée dans le cas  $TC \perp C$ . Par ailleurs, on remarque que les isothermes 700 et 800°C (figure III.73) font apparaître le fait que  $\rho c_{\text{bois}} \ll \rho c_{\text{inconel}}$ . La forte conductivité thermique de l'inconel ne devient déterminante qu'à partir de l'isotherme 600°C, déclenchant ainsi le phénomène de pont thermique.

Enfin, la figure III.74 illustre la perturbation du champ thermique engendrée par la présence d'un  $TC \parallel$ . La simulation numérique permet de rendre compte d'une légère perturbation thermique, complètement transparente d'un point de vue expérimental, à une distance de 1,5 mm de l'axe des TC, ce qui correspond à l'interface bois-inconel et le passage d'un milieu à un autre. Le champ thermique dans le plan parallèle au flux thermique sollicitant est donc à peine perturbé par la présence du thermocouple, ce qui explique que ce type d'instrumentation fournisse les meilleures mesures.

En revanche, la figure III.75 montre les perturbations thermiques causées par l'instrumentation  $TC \parallel$  dans le plan perpendiculaire au flux de chaleur. Ces perturbations sont perceptibles, mais elles ne sont pas suffisamment importantes pour induire des effets significatifs sur les températures au point de mesure. Néanmoins, les champs thermiques présentés à la figure III.75 suggèrent que la longueur de pénétration des capteurs est importante : une longueur de 50 mm, comme l'exige la norme EN 13381-7 [243], conduit à mesurer une température de 295°C au lieu de 300, tandis qu'une longueur de 24 mm entraîne une erreur trois fois plus importante. Ainsi, l'instrumentation  $TC \parallel$  semble être efficace pour effectuer une mesure thermique correcte dans le bois à l'aide de thermocouples, mais la longueur de pénétration doit être maximisée tout en assurant un positionnement précis de la soudure chaude.

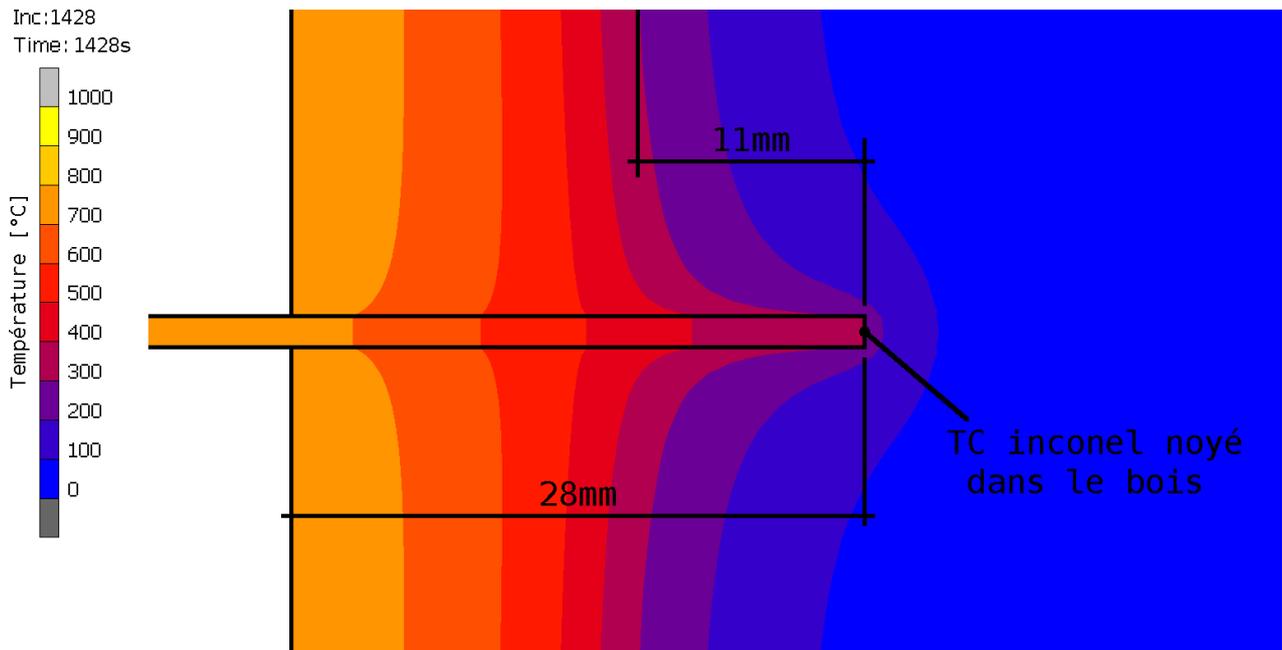


FIGURE III.73 – Perturbation thermique générée par un TC $\perp$ C inséré à 28 mm de profondeur dans un solide en bois d'épaisseur 50 mm exposé au feu ISO 834 pendant 1428 secondes - coupe dans le plan parallèle au flux de chaleur et à l'axe du thermocouple.

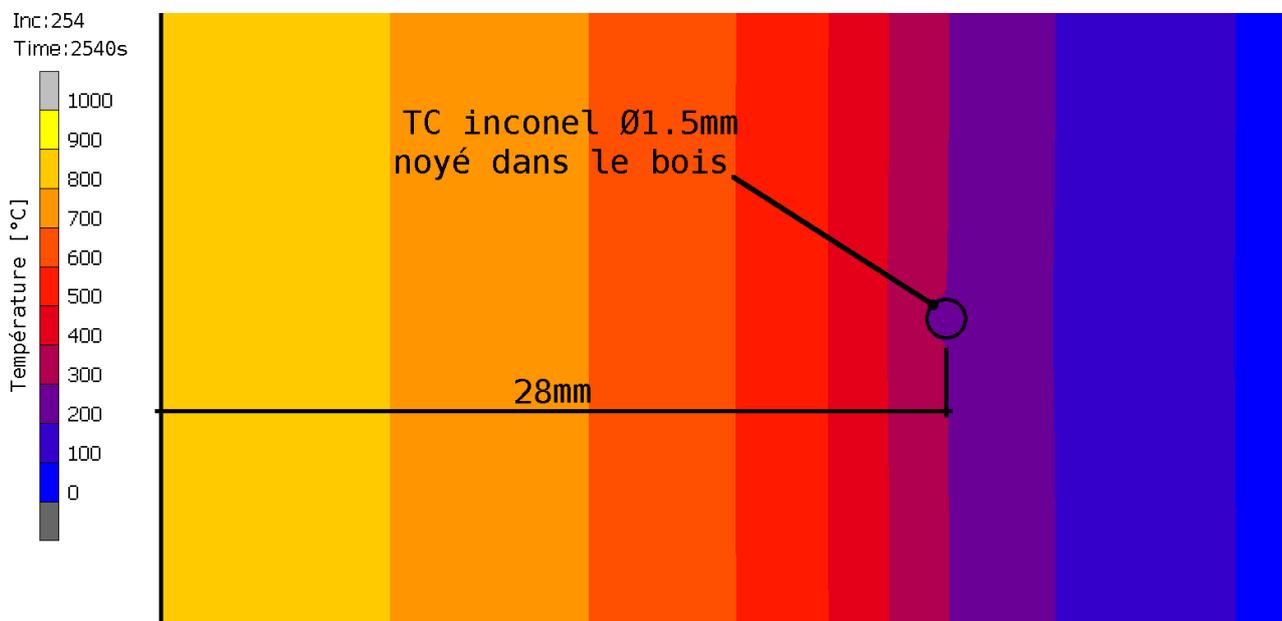


FIGURE III.74 – Perturbation thermique générée par un TC $\parallel$  inséré à 28 mm de profondeur dans un solide en bois d'épaisseur 50 mm exposé au feu ISO 834 pendant 2540 secondes - coupe dans le plan parallèle au flux de chaleur et perpendiculaire à l'axe du thermocouple.

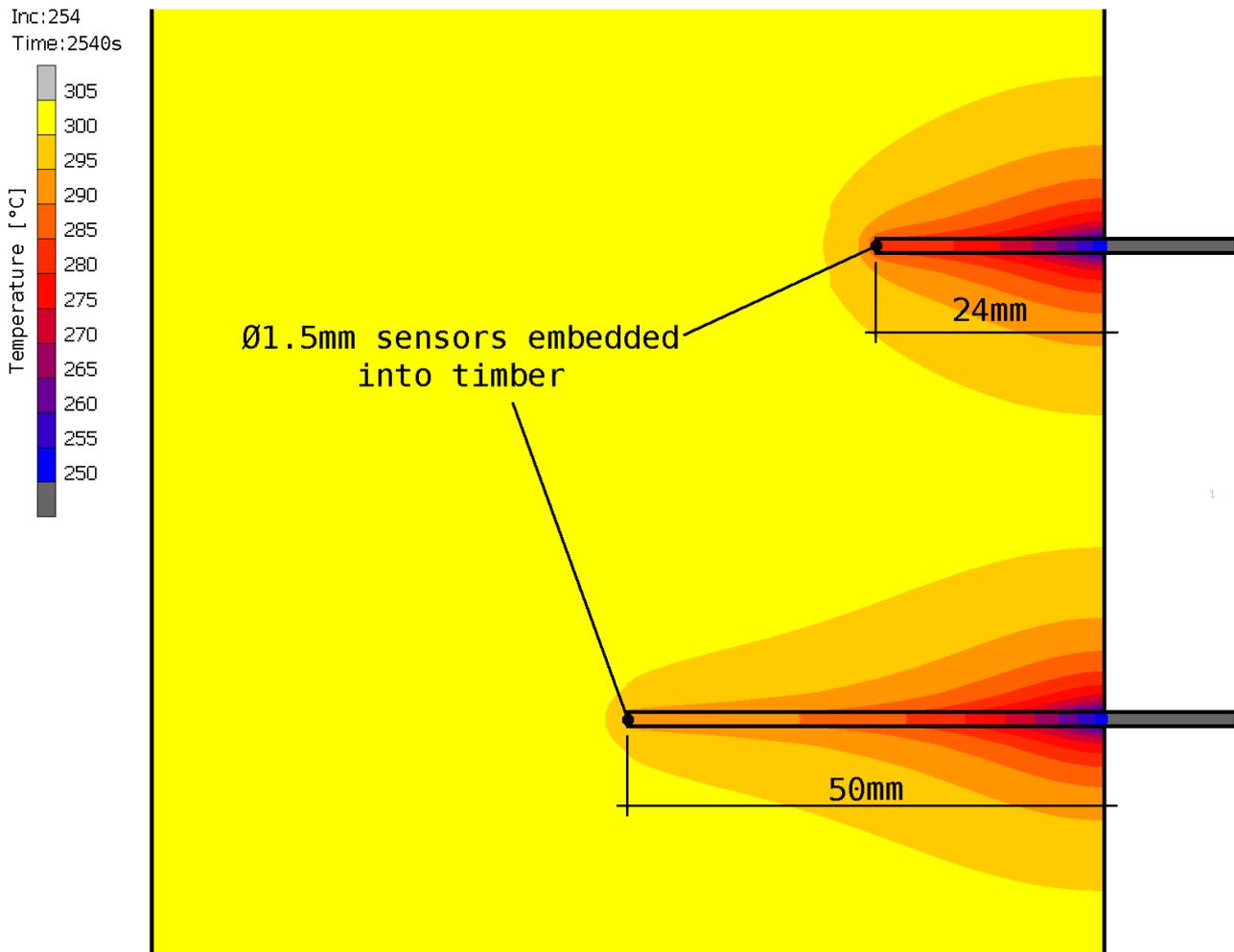


FIGURE III.75 – Perturbation thermique générée par un TC inséré à 28 mm de profondeur dans un solide en bois d'épaisseur 50 mm exposé au feu ISO 834 pendant 2540 secondes - coupe dans le plan perpendiculaire au flux de chaleur et parallèle à l'axe du thermocouple.

### III.III.5 Vitesse de combustion

Il est souvent souligné que la mesure de température dans le bois est surtout utile pour déterminer sa vitesse de combustion. Or, on a vu (p. 31) qu'il est classiquement considéré que le front de carbonisation du bois correspond à la surface isotherme à 300°C. Dès lors, on considère souvent que les températures mesurées au-delà de 300°C ne sont pas pertinentes, voire pas fiables, car le thermocouple se trouve alors dans le charbon, où les conditions peuvent être chaotiques au vu des aléas générés par sa fissuration et les réactions de pyrolyse et de combustion qui s'y tiennent. Il paraît donc important de compléter l'analyse thermique effectuée en s'intéressant à cette valeur spécifique de température. On rappelle que la volonté d'observer le comportement thermique des éprouvettes lors de la phase de refroidissement implique que la mesure directe de la vitesse de combustion n'est pas possible, car elle nécessiterait l'extinction des éprouvettes dès l'arrêt du four d'essai. On se cantonne donc à exploiter les températures mesurées et simulées en considérant une température de carbonisation égale à 300°C. Dès lors, le terme « vitesse de combustion » employé par la suite exprime une grandeur théorique déterminée indirectement plutôt qu'une grandeur physique mesurée de façon directe. L'étude de cette grandeur est également utile dans la mesure où elle constitue la propriété du bois la mieux connue et la plus pertinente pour l'étude du comportement des structures en bois en situation d'incendie. Pour les essences de bois résineuses correspondant à celles utilisées lors des essais, l'EN1995-1-2 [21] propose de retenir une valeur de vitesse de combustion égale à 0,65 mm/min (pour une carbonisation unidimensionnelle). On retient donc cette valeur comme une référence permettant d'évaluer les mesures réalisées.

Le tableau III.4 synthétise les valeurs de vitesse de combustion déduites des durées mesurées ou calculées qui sont nécessaires pour que le point considéré atteigne 300°C. On le complète par la figure III.76 de manière à rendre compte des résultats d'essais de manière plus exhaustive. On remarque d'abord que la correspondance essais-simulation est plutôt bonne et permet de valider la démarche de modélisation. On constate ensuite que la simulation du bois sans thermocouple, rend compte de vitesses de combustion tout à fait réalistes. Il en va de même pour les mesures TC||, bien que les valeurs obtenues à 15 et 41 mm de profondeur soient plutôt élevées. Cependant, chacune de ces valeurs repose sur un seul thermocouple implanté dans l'éprouvette E1 dont on a vu (p. 167) que les propriétés géométriques favorisent la combustion du bois. En revanche, les températures mesurées pour les TC⊥C donnent des valeurs de vitesse de combustion beaucoup trop élevées pour être crédibles, notamment à 15 mm de profondeur où elles sont 2,5 fois plus élevées que la valeur de référence. Enfin, les mesures TC⊥F amènent à déterminer une vitesse de combustion très faible à 15 mm de profondeur, mais qui augmente ensuite jusqu'à atteindre des valeurs plus réalistes pour une profondeur de 41 mm. figure III.76 montre également que la dispersion des mesures augmente avec la profondeur de la mesure. La simulation numérique permet de rendre compte de la même évolution de la vitesse de combustion qui se révèle ne pas être conforme avec la théorie. En effet, la vitesse de combustion a plutôt tendance à être importante au tout début de l'exposition au feu, puis à diminuer légèrement au fil des premières minutes d'exposition, à mesure que la couche de charbon superficielle résultant de la pyrolyse s'épaissit. Il est alors admis que cette couche de charbon agit comme un isolant thermique entre la surface exposée au feu et le front de pyrolyse. La vitesse de combustion a ensuite tendance à se stabiliser une fois que la couche superficielle de charbon a atteint une épaisseur de l'ordre de quelques mm. Finalement la vitesse de combustion est susceptible d'augmenter lorsque la section de bois résiduelle passe en-dessous d'un certain seuil [109].

TABLEAU III.4 – Vitesses de combustion du bois  $\beta$  déduites des durées simulées ou mesurées à 300°C.

Type d'instrumentation	$\beta$ essai [mm/ min] (moy. / $\sigma$ / n <sup>bre</sup> )	$\beta$ simulation [mm/ min]
Aucun TC 15 mm	-	0,70
Aucun TC 28 mm	-	0,67
Aucun TC 41 mm	-	0,68
TC   15 mm	0,74 / - / 1	0,68
TC   28 mm	0,67 / 0,06 / 15	0,66
TC   41 mm	0,74 / - / 1	0,67
TC⊥F 15 mm	0,46 / 0,05 / 14	0,48
TC⊥F 28 mm	0,58 / 0,06 / 15	0,54
TC⊥F 41 mm	0,72 / 0,12 / 17	0,64
TC⊥C 15 mm	1,64 / 0,13 / 2	1,69
TC⊥C 28 mm	0,93 / 0,09 / 14	1,18
TC⊥C 41 mm	0,91 / 0,10 / 4	0,96

Note : moy.,  $\sigma$  et n<sup>bre</sup> signifient respectivement « valeur moyenne », « écart-type » et « nombre de mesures ».

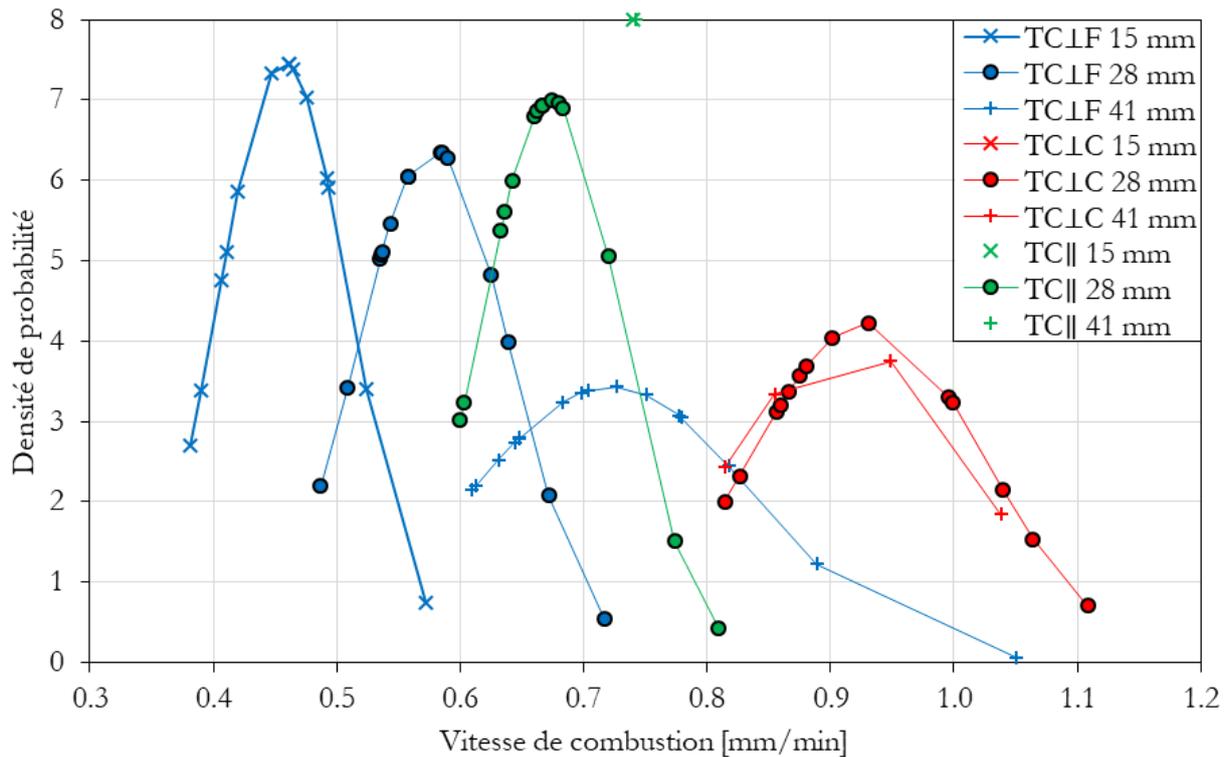


FIGURE III.76 – Vitesses de combustion du bois déterminées à partir des mesures de températures réalisées lors de l'essai n°2.

### III.III.6 Focus sur les thermocouples insérés parallèlement aux isothermes

L'analyse de la littérature, des températures mesurées et simulées, ainsi que des vitesses de combustion que l'on en déduit, semble bel et bien converger vers la conclusion selon laquelle seule une instrumentation de type TC|| serait valable pour mesurer la température à l'intérieur du bois. Cependant on a aussi vu que l'installation des thermocouples selon une direction parallèle aux isothermes pose des problèmes pratiques qui peuvent rendre cette solution impossible. On propose de porter le focus sur les mesures TC|| réalisées pour tenter d'identifier des dispositions susceptibles de faciliter leur installation.

On commence par envisager d'insérer le TC|| dans des forages réalisés longitudinalement, ou autrement dit, parallèlement au fil du bois. Le protocole suivant est alors adopté : la pièce de bois à forer est d'abord serrée entre deux poutres massives en bois, au moyen de serre-joints, de manière à constituer un ensemble stable; l'aplomb est ensuite ajusté au moyen d'un niveau à bulles; des pré-trous d'environ 80 mm de profondeur sont réalisés avec un foret de diamètre 3 mm et longueur 100 mm monté sur une perceuse à colonne; finalement, les forages sont prolongés jusqu'à atteindre une profondeur de 240 mm, pour ce faire, on emploie un foret de 250 mm de long et 3 mm de diamètre monté sur une perceuse à main. On cherche ainsi à pratiquer un forage le plus long et le plus fin possible de manière à atteindre une section la plus proche possible du milieu de l'éprouvette en partant d'une de ses extrémités. La grande flexibilité du foret utilisé, due à son élancement important, fait en sorte que l'on anticipe un mauvais positionnement de la tête du capteur thermique inséré dans le forage ainsi pratiqué, on reproduit donc l'opération avec un foret de diamètre 6 mm, plus épais et donc plus raide. Néanmoins, la figure III.77 montre que la dispersion des mesures est très importante quelle que soit l'épaisseur du foret utilisé. Outre la flexibilité et malgré le soin avec lequel on règle l'aplomb des forages, on explique cette variabilité par un mauvais positionnement de la tête du thermocouple causé par la grande difficulté à réaliser un forage strictement parallèle à la surface exposée sur une telle longueur. En effet, pour un forage de 240 mm, un défaut d'aplomb présentant un angle de 1° génère une erreur d'implantation de la tête

de la sonde qui peut aller jusqu'à 4,2 mm. Or, une telle erreur sur le positionnement du capteur est intolérable pour un matériau isolant comme le bois. Par ailleurs, si l'adoption d'un diamètre de forage plus élevée permet potentiellement d'assurer une plus grande raideur du foret, et donc une meilleure rectitude, on note en revanche que plus le diamètre du forage est élevé, plus la tête du thermocouple est susceptible de se déplacer dans l'épaisseur de l'élément mesuré, ce qui est également générateur d'incertitude quant à la position réelle de la mesure. On préconise donc d'utiliser des forets les plus fins possible, tout en adoptant une profondeur de forage raisonnable, que l'on évalue par la pratique à 100 mm environ. Dès lors, on constate que le forage du bois parallèlement à son fil pour insérer des TC est impossible pour des échantillons à l'échelle du mètre ou plus.

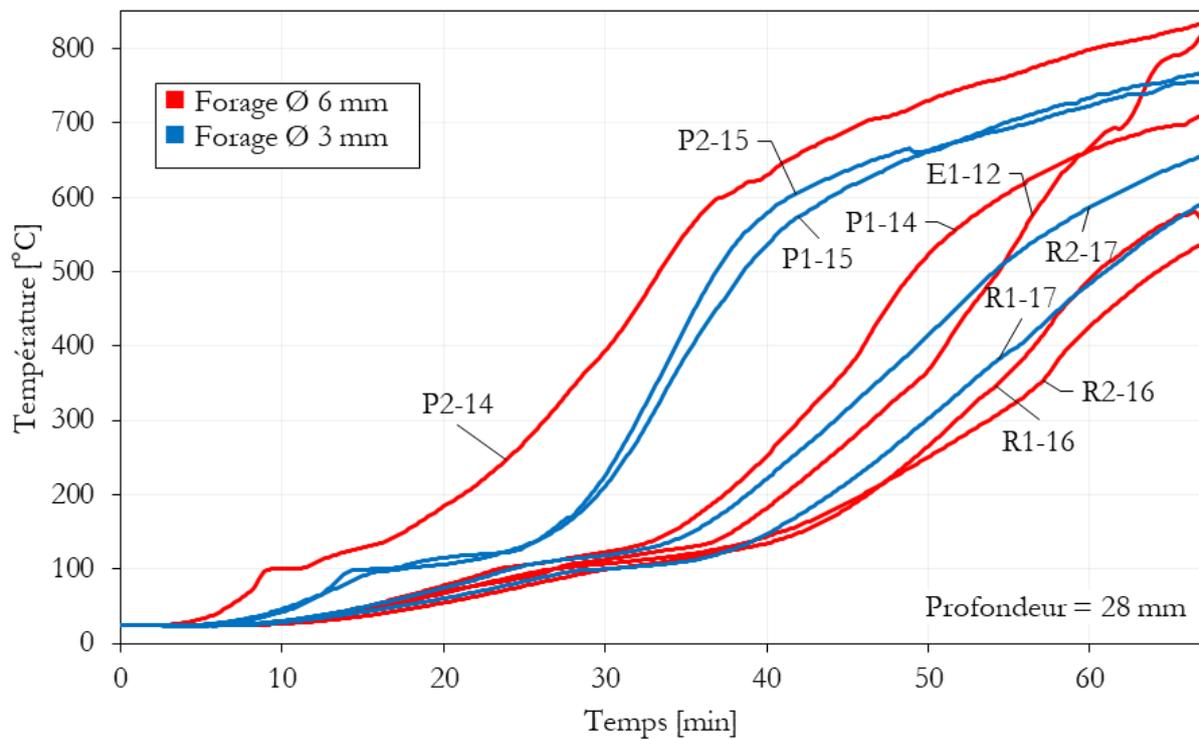


FIGURE III.77 – Essai n°2 - éprouvettes EI, PI, P2, RI, et R2 - évolution de la température mesurée à 28 mm de profondeur dans le bois, au moyen de thermocouples insérés parallèlement au fil dans des trous de 240 mm de profondeur et de diamètre variable.

Une deuxième solution consiste à insérer les thermocouples dans des forages transversaux, en l'occurrence perpendiculaires au fil du bois, tout en faisant en sorte qu'ils se retrouvent parallèles aux isothermes, comme présenté à la figure III.78. Les configurations testées permettent soit de faire sortir les thermocouples dans le feu (figure III.78 - Px-13 et Rx-15), soit de les faire transiter par l'intérieur de l'éprouvette de façon à les faire sortir du four à l'abri du feu (figure III.78 - Px-11 et Rx-12). Cette deuxième solution nécessite de pratiquer des petites entailles dans la pièce instrumentée, de manière à aménager un passage jusqu'au centre de l'éprouvette.

La figure III.79 montre qu'une telle instrumentation génère des mesures peu dispersées, surtout si on les compare avec celles obtenues en recourant à des forages longitudinaux (figure III.77). En effet, l'instrumentation présentée à la figure III.78 implique des forages de profondeur raisonnable (inférieure à 100 mm), qui permettent un placement précis de la soudure chaude du thermocouple par rapport à la face exposée au feu la plus proche. Finalement, dans les conditions présentées à la figure III.78, on remarque que la température mesurée n'est pas corrélée à la température de l'environnement par lequel transitent les fils du capteur. Autrement dit, les capteurs transitant à travers le feu n'enregistrent pas forcément une température supérieure à celle mesurée par ceux qui rejoignent l'extérieur du four à l'abri du feu. Ainsi, on note que si la profondeur du forage est assez importante vis-à-vis de la distance initiale du point de mesure par rapport à la face exposée la plus proche, ici un forage de 95 mm pour une mesure à 28 mm de

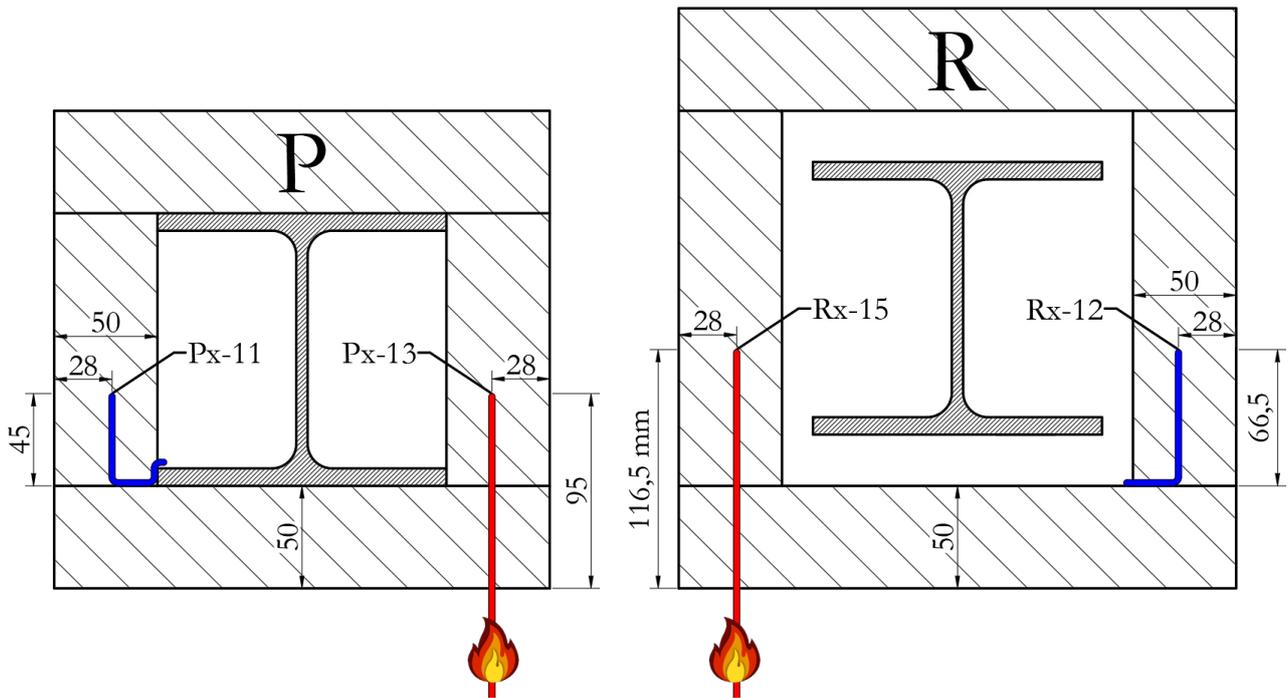


FIGURE III.78 – Essai n°2 - configurations P et R - deux solutions d'instrumentation possibles pour des TC|| insérés dans des forages transversaux de diamètre 3 mm

(x prend la valeur 1 ou 2, p. ex. Px-11 équivaut à P1-11 et P2-11).

profondeur (figure III.78 - Px-13), alors la mesure n'est pas perturbée par la présence du thermocouple qui transite à travers le feu. On en conclut que la méthode d'instrumentation présentée à la figure III.78 est valable pour une mesure correcte des températures dans le bois.

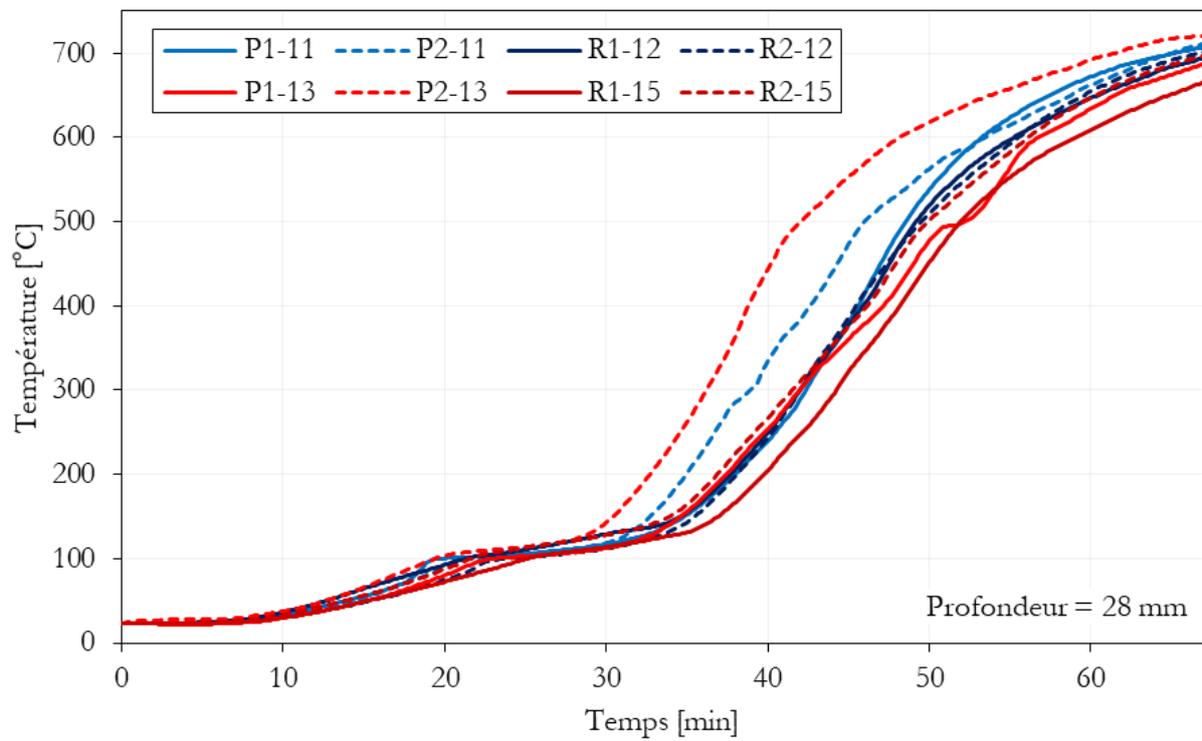


FIGURE III.79 – Essai n°2 - configurations P et R - évolution de la température du bois à 28 mm de profondeur mesurée par des TC|| insérés dans des forages transversaux de diamètre 3 mm.

# CHAPITRE III.IV

## MODÈLE ANALYTIQUE

### III.IV.1 Introduction au calcul analytique

On a vu que la simulation numérique permet de modéliser le comportement thermique des configurations mixtes acier-bois étudiées de manière assez fine et présente en particulier les avantages suivants :

1. modélisation d'une géométrie complexe;
2. prise en compte de la combustion du bois à travers l'évolution de ses propriétés thermiques.

Il semble a priori qu'il soit beaucoup plus compliqué pour un modèle analytique de remplir ces fonctions. Le deuxième point est particulièrement problématique dans la mesure où il introduit une non-linéarité complexe à prendre en compte. En effet, du fait de leur caractère isolant, le bois et le charbon génèrent des gradients thermiques importants lorsqu'ils sont chauffés dans des conditions d'incendie (figure III.80). La dépendance des propriétés du matériau à la température fait alors en sorte que l'on se retrouve avec ce qui correspond à un composant multicouche qui évolue en continu. On a vu (chapitre III.II) que la simulation numérique par la méthode des éléments finis permet de modéliser cette complexité et de reproduire assez précisément les températures mesurées, mais il n'est pas sûr qu'un modèle analytique y parvienne. Un tel modèle permettrait pourtant de calculer rapidement l'échauffement de l'acier en mettant en œuvre des moyens très simples, ce qui serait appréciable pour réaliser un dimensionnement ou une vérification. On propose donc d'explorer la possibilité de déterminer analytiquement la température de l'acier au sein de la section mixte acier-bois.

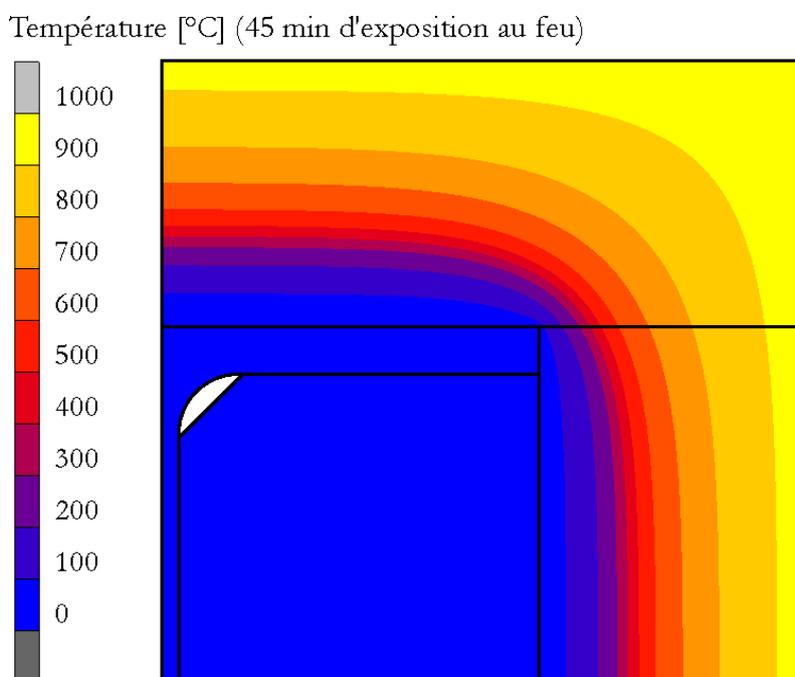


FIGURE III.80 – Essai n°2 - éprouvette MI - simulation du champ thermique.

Pour ce faire, on recourt à la démarche proposée dans l'Eurocode 3 partie 1-2 [7], initialement conçue pour des protections par des plaques de plâtre ou par un enduit projeté par exemple. Elle repose en grande partie sur le fac-

teur de massivité de la section, c'est-à-dire le ratio entre la surface linéique du matériau de protection exposée au feu et la section d'acier protégé. Il s'agit d'un calcul incrémental capable de prendre en compte la variation de la chaleur spécifique de l'acier, ainsi que l'évolution non linéaire de la température de l'environnement. En revanche, cette démarche suppose de considérer des propriétés thermiques constantes pour le matériau de protection contre le feu, ce qui constitue une problématique centrale et une limite importante dans le cas du bois. Elle suppose aussi de considérer que l'épaisseur de la protection contre le feu demeure constante, ce qui n'est pas le cas d'un matériau combustible comme le bois. La démarche proposée ici consiste à adapter cette méthode au cas du bois en tentant de surpasser ces apparentes contradictions.

On choisit de considérer les configurations O à R (figure III.81), qui sont composées de profilés HEA 140 encoffrés dans des caissons en bois, car leur géométrie correspond à celle traitée par la méthode proposée dans l'EN 1993-1-2, c'est-à-dire un profilé métallique en I protégé par un caisson exposé au feu sur 4 faces. Deux épaisseurs de caissons sont ainsi considérées : 30 et 50 mm.

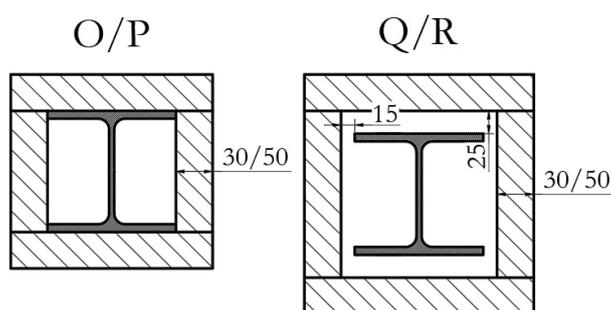


FIGURE III.81 – Configurations testées considérées pour l'évaluation de l'approche analytique.

### III.IV.2 Combustion du bois

On essaye d'abord d'intégrer la dégradation de la protection au cours du temps en simulant la réduction de l'épaisseur du caisson sous l'effet de la combustion du bois. On étudie alors la possibilité d'implémenter une vitesse de combustion variable puisque la revue de littérature et la simulation numérique montrent qu'elle évolue non seulement en fonction de l'intensité de la sollicitation thermique mais aussi en fonction de l'épaisseur de bois intact. La figure III.82 montre dans quelle mesure la vitesse de combustion évolue pour une des éprouvettes testées et simulées dans le cadre de l'essai n°2. Elle est produite en considérant une température de carbonisation du bois égale à 300°C.

On finit par rejeter cette démarche, car elle rend le calcul complexe. On choisit alors de considérer une vitesse de combustion constante que l'on prend égale à 0,65 mm/min en s'appuyant sur les propositions de l'EN 1995-1-2 [21]. Cette simplification du paramètre « vitesse de combustion » facilite grandement le calcul, tout en fournissant des résultats quasi similaires.

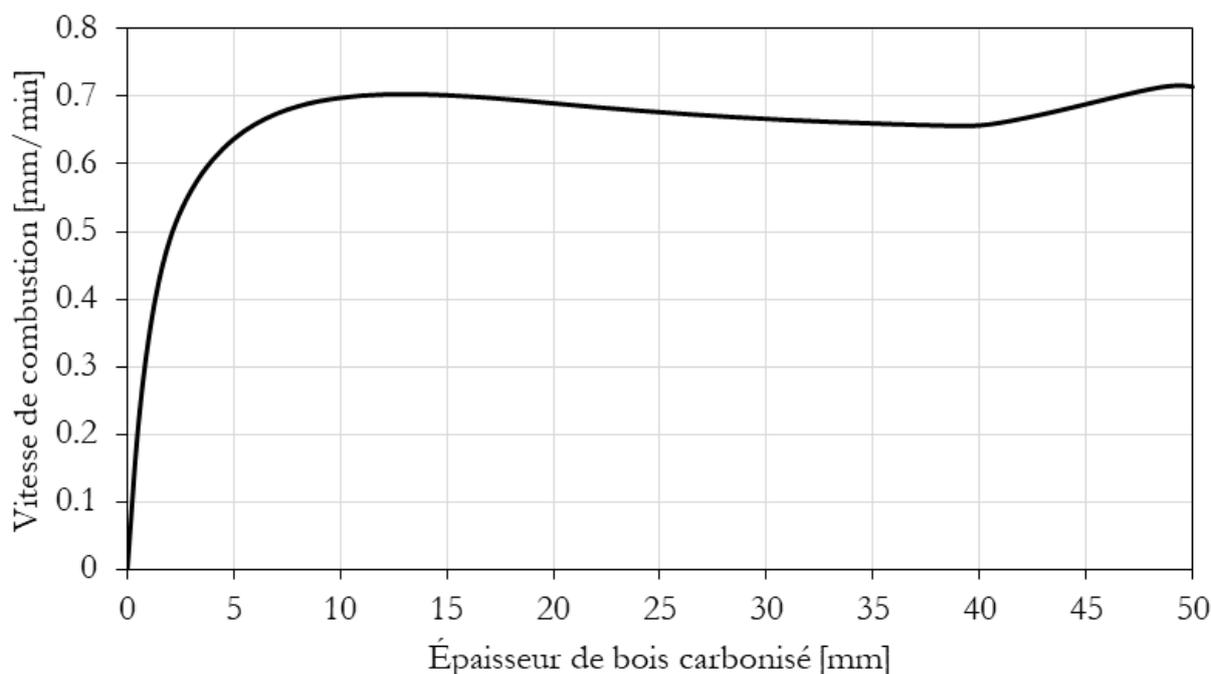


FIGURE III.82 – Simulation numérique de l'essai n°2 - éprouvette R1.  
Évolution de la vitesse de combustion du bois.

### III.IV.3 Choix des propriétés thermiques pour le bois

On se base sur les propriétés fournies par l'EN 1995-1-2 / Annexe B [21]. Les propriétés du bois varient en fonction de sa température, on peut donc voir le caisson en bois comme un isolant multicouche composé de matériaux différents. Néanmoins, les formules fournies par l'EN 1993-1-2 pour calculer l'échauffement de l'acier ne permettent pas de prendre en compte ce phénomène transitoire [7]. Il faut donc choisir des propriétés constantes pour le bois. On fait l'hypothèse que le bois agit comme un isolant dans la plage 0 à 300°C. Au-delà de 300°C, le bois est considéré comme du charbon qui s'oxyde, se fissure, s'effrite et chute. On choisit donc de manière conservatrice de négliger la protection apportée par le charbon. On choisit de considérer les propriétés moyennes du bois dans la plage 20-300°C. Pour réaliser cette moyenne, on calcule d'abord par interpolation linéaire les propriétés du bois, à partir des tableaux proposés par l'EN1995-1-2 / Annexe B, pour toutes les températures comprises entre 20 et 300°C en considérant un pas de 0,1°C. On fait ensuite la moyenne sur toutes ces valeurs. On obtient ainsi une masse volumique égale à la masse volumique anhydre ( $430\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$  dans notre cas), une conductivité de  $0.1308\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$  et une capacité thermique massique de  $2.6\text{kJ}\cdot\text{kg}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$ .

### III.IV.4 Ignition du bois

Le bois ne se dégrade pas immédiatement après l'allumage du four. Il faut un certain temps pour que la combustion s'initie. Autrement dit, il faut que les gaz atteignent une certaine température, que l'on nomme « température d'ignition » pour que le bois se mette à brûler avec une flamme. Les simulations numériques montrent que pour un bois dont les propriétés sont celles proposées par l'EN1995-1-2 / Annexe B, soumis à un feu ISO, avec des conditions de rayonnement et de convection proposées par l'EN1991-1-2 (émissivité = 0,7, coefficient de convection =  $25\text{W}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{K}^{-1}$ ), la surface exposée au feu atteint 300°C lorsque la température des gaz est comprise entre 440 et 445°C. Cette température est plutôt conservatrice car on a vu dans la revue de littérature (p. 24) qu'une surface en bois doit être portée à une température comprise entre 280 et 500°C pour s'enflammer au contact d'une flamme pilote. Et en effet, lors de l'essai n°2 de 2020 (caisson de 50mm), on relève la présence de flammes sur toutes les éprouvettes à partir de 9 min, la température des gaz est alors de 678°C. Par ailleurs, on observe qu'en augmentant cette dernière jusqu'à 750°C, on

obtient des courbes d'échauffement de l'acier calculées plus proches de celles mesurées. Cette valeur de 750°C, paraît relativement haute et implique une réduction de l'épaisseur plutôt tardive puisque le four atteint cette température au bout de 13 min lors de l'essai 2, et 16 min si l'on considère la courbe ISO 834. Néanmoins, on peut interpréter cette température comme une valeur équivalente ou efficace qui permet de prendre en compte la formation de la couche de charbon, avant que celle-ci ne commence à se dégrader et à se fissurer à la même vitesse que l'avancée du front de pyrolyse. Plutôt qu'une « température d'ignition » on peut alors parler d'une « température de récession » pour désigner la température des gaz à partir de laquelle on peut considérer que l'épaisseur du caisson commence à diminuer.

### III.IV.5 Plateau à 100°C

On a déjà vu (section I.II.2 - sous-section B) qu'il est clair que le plateau à 100°C observé sur les courbes température-temps expérimentales est dû à l'eau initialement présente dans le bois. Ce plateau est particulièrement marqué pour les configurations caisson avec 50 mm de bois (configurations P et R) et moins clair pour les caissons de 30 mm d'épaisseur (configurations O et Q). Il est vraisemblable que ce plateau soit dû à une atmosphère saturée en vapeur qui se retrouve alors piégée dans le caisson, ce qui a pour effet de maintenir la température de l'acier autour de 100°C tant que le caisson reste suffisamment étanche. Ainsi, le plateau n'est pas seulement dû à la vaporisation de l'eau mais également au confinement de la vapeur. Lorsque le caisson est suffisamment endommagé, notamment dans les coins, la vapeur est libre de sortir du caisson et la température augmente de nouveau et plus rapidement que précédemment (sous l'effet de la température extérieure qui atteint des niveaux beaucoup plus importants que précédemment et de l'éventuelle pénétration de gaz chauds dans le caisson). L'EN 1993-1-2 suggère qu'il convient de prendre en compte les effets de l'eau contenue dans le matériau de protection contre le feu :

« Pour les matériaux humides de protection contre le feu, le calcul de l'augmentation de la température de l'acier  $\Delta_a$  peut être modifié pour prendre en compte un délai dans l'élévation de la température de l'acier lorsqu'elle atteint 100 °C. » [7]

Une manière simple de prendre en compte l'effet de cette eau est de placer un pic de chaleur spécifique à 100°C sur la courbe reliant la capacité thermique massique de l'acier à sa température. Le calibrage de ce paramètre sur les résultats d'essais montre que la valeur de ce pic devrait être :

- de l'ordre de 45 kJ.kg<sup>-1</sup>.K<sup>-1</sup> pour le caisson de 50 mm;
- de l'ordre de 5 kJ.kg<sup>-1</sup>.K<sup>-1</sup> pour le caisson de 30 mm.

Il est difficile d'établir une relation entre l'épaisseur du caisson et la valeur du pic de chaleur spécifique considéré car des paramètres tels que l'étanchéité du caisson peuvent intervenir.

### III.IV.6 Résultats

Les résultats du calcul sont donnés aux figures III.83 et III.84, tandis que les principaux paramètres du calcul sont résumés aux tableaux III.5 et III.6. On précise également que les calculs sont réalisés en considérant une augmentation de la température des gaz qui est conforme à la courbe ISO 834.

Les figures III.83 et III.84 permettent de constater que l'on parvient à reproduire l'évolution des températures par le calcul, même si les hypothèses adoptées pour le construire sont très simplificatrices. Il convient néanmoins de garder à l'esprit que ces résultats sont obtenus en calibrant les paramètres du calcul en fonction des résultats d'essai, il est donc nécessaire de reproduire l'expérience pour d'autres essais pour pouvoir confirmer la validité de la démarche adoptée. Il serait en particulier nécessaire d'effectuer d'autres essais sur ce type de configuration pour mettre en relation l'épaisseur du bois de protection avec la durée du plateau à 100°C observé expérimentalement, et donc la valeur du pic de chaleur spécifique à 100°C à prendre en compte. Cependant la démarche qui consiste à modéliser la combustion du bois par une réduction de son épaisseur plutôt que par une modification de ses propriétés thermiques semble permettre de modéliser efficacement l'accroissement de la température de l'acier qu'il protège.

Si l'application d'une méthode de calcul simplifiée semble pouvoir être envisageable pour les configurations étudiées ici, elle semble en revanche plus complexe à mettre en application pour les autres configurations testées lors des essais 1 et 2, puisque l'on a vu que la température pouvait être très hétérogène à l'intérieur des profilés métalliques

(section III.I.5). Dès lors, la simulation numérique reste incontournable pour les configurations présentant des géométries plus complexes.

TABLEAU III.5 – Paramètres communs à toutes les configurations considérées pour le calcul analytique.

Grandeur	Valeur
Vitesse de combustion du bois [mm/min]	0,65
Température de récession [°C]	750
Masse volumique du bois [kg.m <sup>-3</sup> ]	430
Capacité thermique massique du bois [J.kg <sup>-1</sup> .K <sup>-1</sup> ]	2600
Conductivité thermique du bois [W.m <sup>-1</sup> .K <sup>-1</sup> ]	0,1308
Facteur de massiveté [m <sup>-1</sup> ]	174

TABLEAU III.6 – Paramètres spécifiques.

Grandeur	Valeur configurations	
	O et Q	P et R
Épaisseur initiale de bois [mm]	30	50
Capacité thermique massique de l'acier à 100°C [J.kg <sup>-1</sup> .K <sup>-1</sup> ]	5000	45 000

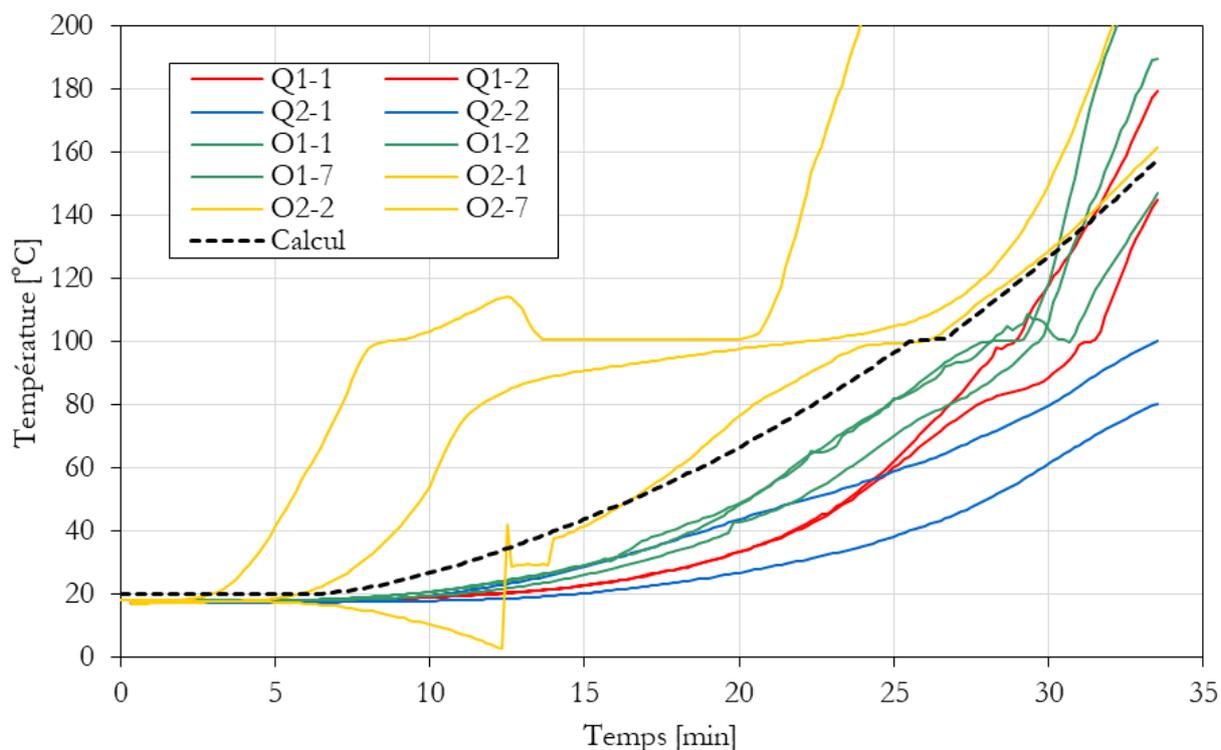


FIGURE III.83 – Essai n°1 - configurations O et Q - calcul de l'échauffement d'un HEA 140 protégé par un caisson en bois de 30 mm d'épaisseur (mesures et calcul analytique).

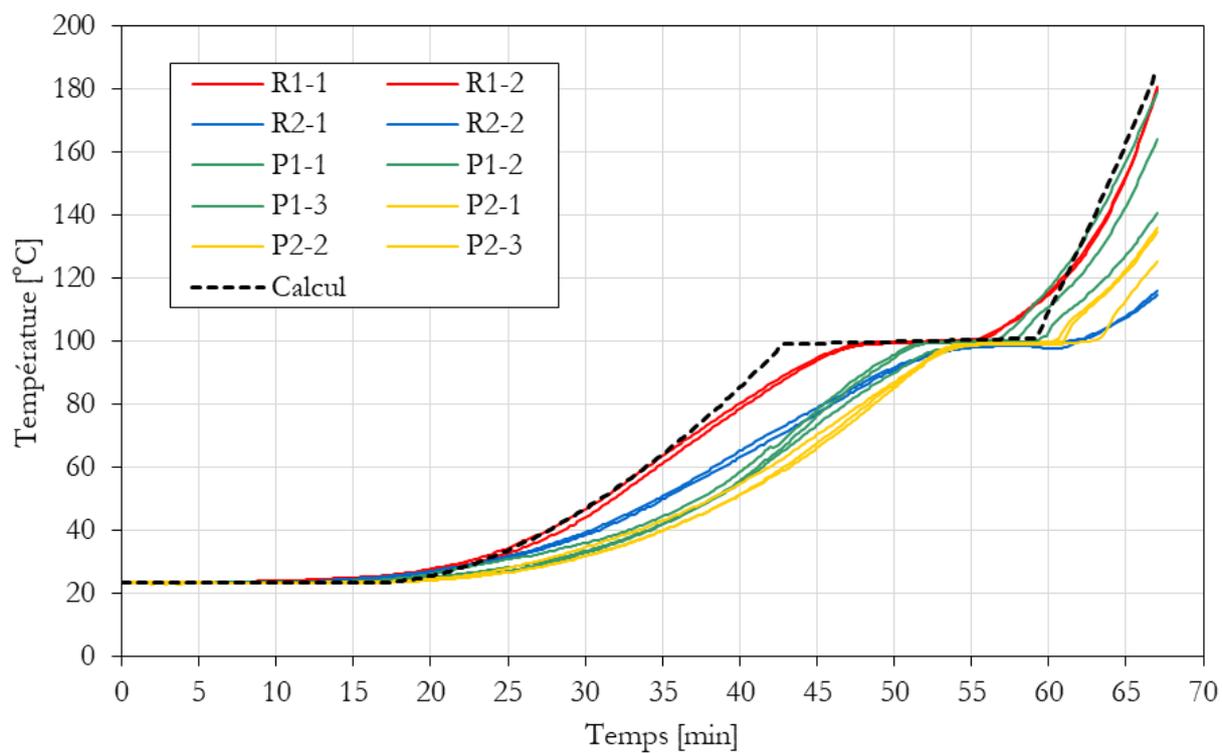


FIGURE III.84 – Essai n°2 – configurations P et R – calcul de l'échauffement d'un HEA 140 protégé par un caisson en bois de 50 mm d'épaisseur (mesures et calcul analytique).

## CHAPITRE III.v

# BILAN SUR L'ANALYSE THERMIQUE

---

L'analyse thermique repose sur deux essais au feu au cours desquels 33 éprouvettes à l'échelle du mètre sont testées. Ils permettent d'établir dans quelle mesure le bois d'essences résineuses ( $\rho \approx 450 \text{ kg.m}^{-3}$ ) peut être utilisé comme matériau de protection contre le feu. Les configurations les plus performantes, celles pour lesquelles l'acier est complètement recouvert par du bois, permettent de maintenir la température de l'acier à des niveaux négligeables ( $< 250^\circ\text{C}$ ) pendant plus de 70 min, si une épaisseur de bois de 50 mm est considérée. Ce résultat contribue à affiner l'évaluation de la résistance au feu de ce type de configurations, puisque la plupart des références consultées (section I.III.2 - sous-section B) portent sur des durées d'exposition plus courtes (en général 60 min), et/ou des épaisseurs de bois plus importantes (jusqu'à 60 mm).

Ces essais permettent également d'observer le comportement thermique de profilés métalliques partiellement protégés. Le champ thermique qui s'y développe est très hétérogène pour les sections les plus grandes, et la protection par le bois présente une efficacité variable selon la surface d'acier laissée exposée au feu. Il apparaît que le fait de recouvrir une surface d'acier avec du bois, même partiellement, y compris en considérant une faible épaisseur (30 mm), a un fort impact sur la température de l'acier. Dès lors il apparaît judicieux de protéger complètement le profilé métallique considéré, pour bénéficier d'une résistance au feu la plus grande possible.

En outre, le comportement des éléments mixtes acier-bois testés est observé après l'exposition au feu, lors de la phase de refroidissement. La poursuite ou la reprise de combustion est fréquemment observée, parfois plusieurs heures après l'exposition au feu. Certaines éprouvettes voient le bois qui les constitue être complètement consumé, tandis que d'autres conservent une section de bois intact. Il apparaît que les sections creuses favorisent la combustion du bois en permettant une circulation de comburant en leur sein. Cette combustion intense, qui se produit le plus souvent peu après la fin de l'exposition au feu, chauffe alors la pièce d'acier jusqu'à des températures susceptibles de compromettre sa résistance mécanique. Il semble alors plus judicieux de remplir les sections avec du bois, car on observe que la combustion n'entraîne pas nécessairement un échauffement significatif de l'acier dans ce cas. De plus, si ce dernier survient, il se manifeste plusieurs heures après la fin de l'exposition au feu (3 à 4 heures).

La simulation numérique est employée pour enrichir l'analyse thermique. On recourt à un modèle de transfert thermique conventionnel (MEF 2D) en considérant les propriétés des matériaux telles que proposées dans l'EN 1993-1-2 et l'EN 1995-1-2. L'analyse des écarts essais-simulation portant sur la température de l'acier permet de mettre en évidence la problématique de l'étanchéité des joints d'assemblage.

Les mêmes essais conjugués à des modèles de transfert thermique conventionnels axisymétriques et en 3D permettent de tester différentes méthodes d'instrumentation du bois pour la mesure de sa température. On met en évidence des écarts très importants entre les températures mesurées selon différentes manières, et on dégage une méthode satisfaisante qui consiste à insérer des thermocouples dans des forages réalisés selon une direction perpendiculaire au flux thermique, en conformité avec la littérature.

Finalement, une méthode analytique est proposée pour calculer l'échauffement de profilés protégés par des caissons en bois.

**PARTIE IV :**  
**ANALYSE DU COMPORTEMENT**  
**THERMOMÉCANIQUE DES POUTRES MIXTES**  
**ACIER-BOIS**

# CHAPITRE IV.1

## ANALYSE THERMIQUE

---

### IV.1.1 Présentation des essais

Les enseignements tirés des essais CSTB n°1 et 2 sont mis à profit lors des essais CSTB n° 3 et 4 réalisés les 7 et 13 juillet 2021. Ces essais portent sur les configurations AB1 et AB2 testées lors des essais mécaniques à froid. Pour chaque essai, on teste une poutre de longueur 4,6 mètres chargée mécaniquement (AB1-CM et AB2-CM) ainsi qu'une poutre non-chargée d'un mètre de longueur (AB1-NC et AB2-NC). Les poutres sont exposées à un feu normalisé ISO 834, conformément à l'EN 1363-1, jusqu'à ce que la ruine de la poutre chargée soit atteinte, ce qui correspond à des durées d'exposition de 29 min pour la configuration partiellement exposée AB1, et de 87 min pour la configuration totalement protégée AB2. Une dalle en béton cellulaire armé, composée de sept blocs posés le long de la poutre, ainsi qu'une fine couche d'isolant à base de fibres minérales (environ 1 centimètre), viennent protéger la face supérieure des poutres, de telle sorte que celles-ci se retrouvent exposées au feu sur trois faces (latérales et inférieure). On procède à l'extinction des poutres dès leur sortie du four, c'est-à-dire 5 à 10 min après l'arrêt de l'exposition au feu, de manière à pouvoir analyser la façon dont le bois a brûlé pendant l'exposition au feu. L'instrumentation des profilés métalliques est strictement similaire à celle présentée pour les essais n°1 et 2 et consiste à maintenir des thermocouples à tête « pastille » plaqués contre l'acier au moyen d'un ruban adhésif et d'engravesures sur mesure pratiquées dans les pièces en bois. Comme pour les essais n°1 et 2, l'instrumentation de ces dernières se fait au moyen de capteurs de diamètre 1,5 mm constitués d'un thermocouple de type K, d'une isolation à base d'oxyde de magnésium, et d'un blindage en inconel 600. Ces thermocouples sont insérés dans des forages de diamètre 3 mm et de profondeur 80 mm réalisés au moyen d'une perceuse à colonne mobile initialement conçue pour la construction métallique (figure IV.1). Cet outil permet de réaliser des forages perpendiculaires à la surface sur laquelle il repose, et donc parallèles à la surface exposée au feu la plus proche, c'est-à-dire parallèles aux isothermes. On réalise ainsi une instrumentation de type TC|| en différents points situés à des profondeurs variables dans le bois (que l'on précisera par la suite).

Enfin, on précise que trois sections ou demi-sections sont instrumentées pour les poutres de longueur égale à 4,6 mètres et chargées mécaniquement : la première est située entre l'extrémité numérotée 1 et le point d'application des charges le plus proche, la deuxième est située à proximité d'un point d'application des charges, tandis que la troisième est située proche de la mi-portée. D'autre part, les poutres d'un mètre de longueur, non-chargées, sont instrumentées au droit de deux sections différentes. On respecte un espacement minimum de trois centimètres entre les différents thermocouples de manière à éviter que les thermocouples dans le bois perturbent trop le champ thermique ambiant [113]. On ne procède donc pas à l'instrumentation de sections droites à proprement parler mais plutôt de tronçons de poutre présentant une certaine longueur. Le tableau IV.1 fournit des informations plus précises quant aux tronçons instrumentés. Au total, ces deux essais permettent d'effectuer 84 mesures de température sur l'acier, et 134 dans le bois.

TABLEAU IV.1 – Localisation et nombre des mesures le long des poutres testées.

Tronçon instrumenté	Distance à l'extrémité n°1 de la poutre [cm]			N <sup>bre</sup> de thermo-couples sur l'acier	N <sup>bre</sup> de thermo-couples dans le bois
AB1-CM-1	90	à	101 (moy.= 96)	8	12
AB1-CM-2	190	à	205 (moy.= 197)	8	6
AB1-CM-3	240	à	253 (moy.= 247)	8	12
AB2-CM-1	83	à	105 (moy.= 90)	10	12
AB2-CM-2	188	à	202 (moy.= 195)	8	12
AB2-CM-3	238	à	252 (moy.= 245)	10	22
AB1-NC-1	30	à	41 (moy.= 37)	8	12
AB1-NC-2	55	à	66 (moy.= 62)	8	12
AB2-NC-1	28	à	53 (moy.= 37)	8	12
AB2-NC-2	53	à	78 (moy.= 62)	8	22



FIGURE IV.1 – Essais n°3 et 4 - Perceuse employée pour réaliser les forages nécessaires à l'instrumentation TC|| des composants en bois.

## IV.1.2 Propriétés du bois

Le bois utilisé pour les essais thermomécaniques provient du même lot que celui employé lors des essais mécaniques à froid réalisés dans la même période. Il s'agit donc d'une essence résineuse, probablement de l'épicéa, présentant une classe de résistance GL 24h, censée présenter une masse volumique moyenne égale à  $420 \text{ kg}\cdot\text{m}^{-3}$  d'après l'EN 14080 [222]. On cherche à vérifier cette valeur en mesurant et en pesant 23 composants en bois (poutres et planches) et 17 échantillons lors des essais mécaniques à froid et pendant les essais thermomécaniques. On précise que les échantillons présentent des dimensions qui varient entre 38 et 300 mm, et des volumes allant de  $346$  à  $1796 \text{ cm}^3$ . Le tableau IV.2 récapitule les résultats obtenus, qui se révèlent être proches de la valeur proposée par l'EN 14080.

La masse volumique est établie par le pesage de composants de taille réelle. On relève que les valeurs les plus faibles sont systématiquement relevées pour les « capots », c'est-à-dire les pièces en bois qui recouvrent la semelle inférieure des profilés métalliques (figure IV.2). Si on traite de façon séparée les « capots » et les « pièces latérales », on trouve des valeurs de masse volumique moyenne significativement différentes, présentant un écart relatif de 7% (tableau IV.2). Par ailleurs, on note que l'ensemble des échantillons sont prélevés dans les capots, car une découpe est de toute façon nécessaire pour mettre en contact la semelle inférieure des poutres AB2 avec les appuis, de manière à éviter l'écrasement du bois. Cela explique vraisemblablement pourquoi la masse volumique moyenne mesurée par pesage des

TABLEAU IV.2 – *Masse volumique initiale mesurée pour les constituants en bois des configurations AB1 et AB2.*

Bois considéré	Masse volumique [kg.m <sup>-3</sup> ] (moy. / CV / n <sup>bre</sup> )		
Échantillons	427	/ 9.4 %	/ 17
Capot et pièces latérales	444	/ 4.8 %	/ 23
Pièces latérales	451	/ 4.0 %	/ 18
Capot	418	/ 1.2 %	/ 5

Note : moy., CV et n<sup>bre</sup> signifient respectivement « valeur moyenne », « coefficient de variation » et « nombre de mesures ».

capots est proche de celle mesurée à partir des échantillons, même si la variabilité est importante pour ces derniers. On retient finalement les valeurs 451 et 418 kg.m<sup>-3</sup>, respectivement pour les pièces latérales et les capots. Enfin, on note que la mesure et le pesage des 17 échantillons après leur dessiccation, conduit à établir une masse volumique anhydre moyenne égale à 398 kg.m<sup>-3</sup> (coefficient de variation égal à 9,9%).

FIGURE IV.2 – *Essai n°4 – composition de la configuration AB2.*

Outre la masse volumique anhydre, la dessiccation des échantillons permet également la mesure du taux d'humidité sur masse sèche  $H$  que l'on peut exprimer en fonction de la masse humide  $m_h$  et sèche  $m_s$  comme suit (équation IV.1) :

$$H = \frac{m_h - m_s}{m_s} \quad (\text{IV.1})$$

On précise que  $m_h$  correspond à la masse initiale de l'échantillon considéré, tandis que  $m_s$  constitue la masse du même échantillon complètement débarrassé de l'eau qu'il contenait initialement. Pour ce faire, on le place dans une étuve à 105 °C jusqu'à ce que sa masse ne varie plus entre deux pesées successives, signe que l'intégralité de l'eau qu'il contenait s'est vaporisée sous l'effet de la chaleur. On détermine ainsi le taux d'humidité pour 27 échantillons, en s'aidant des indications proposées par l'EN 13183-1. Ces mesures sont réalisées au cours de trois séries d'essais qui se tiennent pendant la préparation et la réalisation des essais mécaniques à froid à Clermont-Ferrand, et thermomécaniques à Champs-sur-Marne, entre juin et août 2021. Les trois séries rendent compte de taux d'humidité strictement similaires, on peut donc dire que l'humidité ne varie pas pendant la période d'essais, ni pendant le transport. De la même manière que pour la détermination de la masse volumique anhydre, ces échantillons sont prélevés dans les chutes issues de la découpe des « capots » lors de l'assemblage des poutres AB2. Or, on a vu au tableau IV.2 que la masse volumique de ces composants est systématiquement plus faible que celle des autres pièces de bois, et il en

va peut-être de même pour le taux d'humidité, ce qui constituerait alors un biais expérimental. On recourt donc à une autre technique de mesure, non destructive, en employant un humidimètre à induction électromagnétique qui permet une mesure plus profonde qu'un humidimètre à électrodes. Cet appareil permet de mesurer l'humidité en différents points des poutres taille réelle, aussi bien sur les « capots » que sur les « pièces latérales ». Les 70 mesures réalisées rendent alors compte de résultats certes plus dispersées, mais dont la moyenne correspond à la valeur trouvée en employant la méthode de détermination du taux d'humidité par dessiccation (tableau IV.3). On retient donc un taux d'humidité égal à 13,2% quelle que soit la pièce de bois considérée.

TABLEAU IV.3 – *Teneur en eau du bois constituant les poutres AB1 et AB2.*

Technique de mesure	Taux d'humidité sur masse sèche (moy. / CV / n <sup>bre</sup> )		
Dessiccation d'échantillons	13,2 %	/	2,1 % / 27
Humidimètre à induction	13,1 %	/	8,7 % / 70

Finalement, la détermination de la teneur en humidité  $H$  du bois, ainsi que de sa masse volumique initiale  $\rho_h$ , permet de déterminer sa masse volumique anhydre  $\rho_a$  (équation IV.2), qui est une grandeur utile pour la modélisation dans la mesure où l'EN 1995-1-2 donne l'évolution de la masse volumique du bois en fonction de cette dernière [21].

$$\rho_a = \frac{\rho_h}{1 + H} \quad (IV.2)$$

On trouve ainsi les masses volumiques anhydres indiquées au tableau IV.4, dans lequel on rappelle la valeur moyenne obtenue par pesage et mesure de 17 échantillons passés à l'étuve.

TABLEAU IV.4 – *Masse volumique anhydre mesurée ou déterminée pour les constituants en bois des configurations AB1 et AB2.*

Bois considéré	Masse volumique anhydre moyenne [kg.m <sup>-3</sup> ]
Échantillons	398
Pièces latérales	398
Capot	369

### IV.1.3 Généralités sur la simulation numérique

La simulation des essais n°3 et 4 est réalisée conformément à la démarche présentée dans la partie consacrée au modèle thermique, on rappelle en bref les points les plus importants :

- simulation du comportement thermique de l'acier conforme à l'EN 1993-1-2;
- simulation du comportement thermique du bois conforme à l'EN 1995-1-2;
- continuité du maillage aux interfaces (résistance thermique de contact négligée);
- simulation des transferts thermiques par convection et rayonnement conforme à l'EN 1991-1-2, en considérant un feu normalisé;
- modélisation des congés de raccordement entre l'âme et les semelles en considérant leur rayon nominal (15 mm);
- modélisation des cavités entre les congés de raccordement et les chanfreins et des transferts thermiques par rayonnement qui s'y tiennent.

En revanche les deux points spécifiques suivants sont à considérer pour la simulation des configurations AB<sub>1</sub> et AB<sub>2</sub>.

1. Lors des essais 3 et 4, les températures mesurées dans le four présentent une évolution très proche de la courbe ISO 834 préconisée dans le cas d'un feu normalisé. Deux variantes du modèle sont réalisées en considérant tour à tour l'échauffement mesuré et théorique. Les résultats montrent que les deux versions conduisent à des écarts de 4°C au maximum en ce qui concerne les températures simulées dans l'acier. On utilise donc indifféremment les températures de l'environnement mesurées et théoriques.
2. La surface supérieure de la semelle supérieure est considérée comme adiabatique, on néglige ainsi les transferts thermiques entre la dalle en béton cellulaire et le profilé métallique. Une variante du modèle est testée pour vérifier la validité du choix adopté. Elle consiste à simuler les échanges entre le profilé et la dalle en béton cellulaire, par l'intermédiaire d'une couche d'isolant d'un centimètre d'épaisseur, comme c'est le cas en réalité. On modélise par ailleurs les échanges thermiques par convection et par rayonnement de la dalle avec le four, et les échanges par convection avec le milieu extérieur pour lequel on considère une température ambiante égale à 20°C. Pour construire cette variante du modèle, on considère les propriétés données par Othuman Mydin et Wang [248] pour la simulation de la dalle en béton cellulaire, tout en s'inspirant du modèle développé par Suntharalingam et al. [249]. Pour l'isolant, on considère les propriétés données par le fournisseur [250]. Finalement, cette variante révèle des résultats qui ne sont pas significativement différents de ceux obtenus en négligeant les échanges entre la dalle et la poutre testée, puisque l'on constate des écarts de température dans la semelle supérieure de 7°C au maximum.

### IV.1.4 Configuration AB<sub>1</sub>

La configuration AB<sub>1</sub> constitue l'objet de l'essai au feu n°3. Lors de cet essai, la température du four est mesurée au moyen de 6 pyromètres (Pyr.), répartis autour de l'éprouvette chargée mécaniquement (AB<sub>1</sub>-CM) et situés à une distance d'environ 10 centimètres des faces latérales et de la face inférieure. La figure IV.3 montre que les températures mesurées au cours de cet essai suivent très fidèlement la courbe de température préconisée pour un feu normalisé.

On rappelle que l'éprouvette chargée mécaniquement (AB<sub>1</sub>-CM) est instrumentée au droit de trois sections, tandis que l'éprouvette non-chargée (AB<sub>1</sub>-NC) l'est sur deux sections. Dans tous les cas, la configuration AB<sub>1</sub> est instrumentée conformément à la figure IV.4. Seule la section AB<sub>1</sub>-CM-2 se voit retirer les thermocouples numérotés de 4 à 6 et de 10 à 12 pour des questions de disponibilité du matériel de mesure. Enfin, étant donné le grand nombre de mesures (94), on propose de segmenter l'analyse en considérant d'abord la température de l'acier, puis la température du bois.

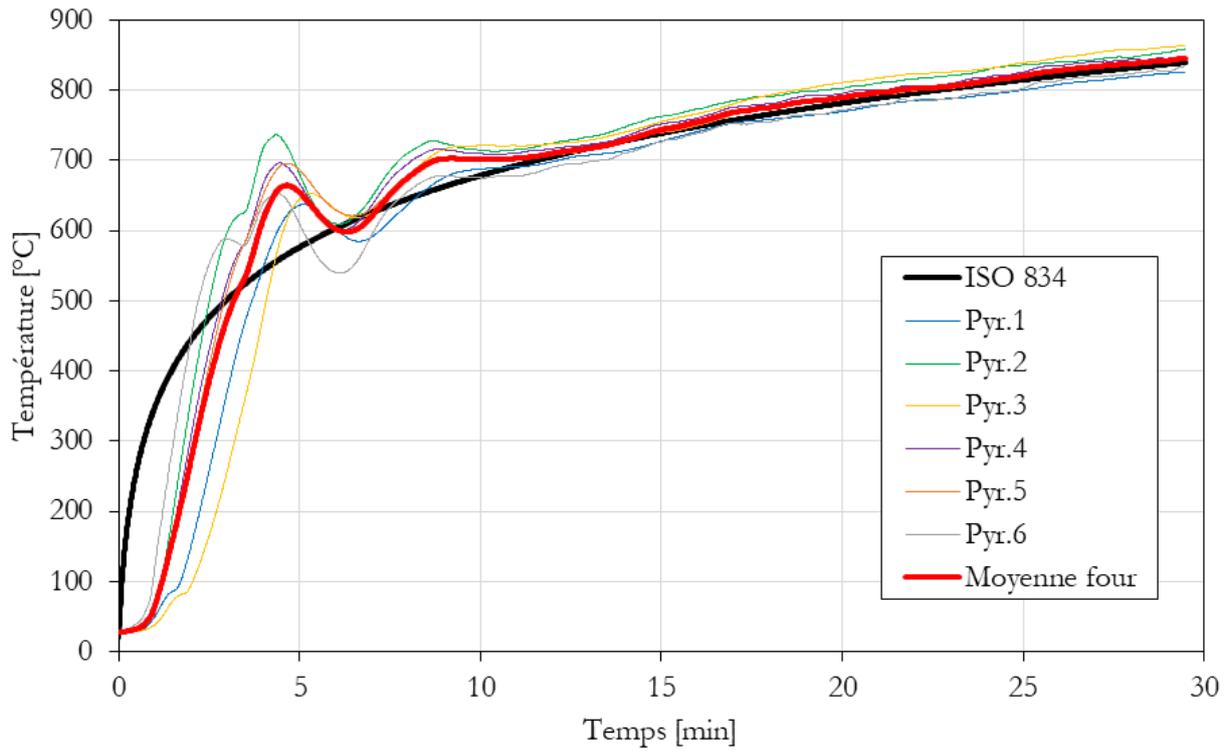


FIGURE IV.3 – Essai n°3 - mesure de la température à l'intérieur du four.

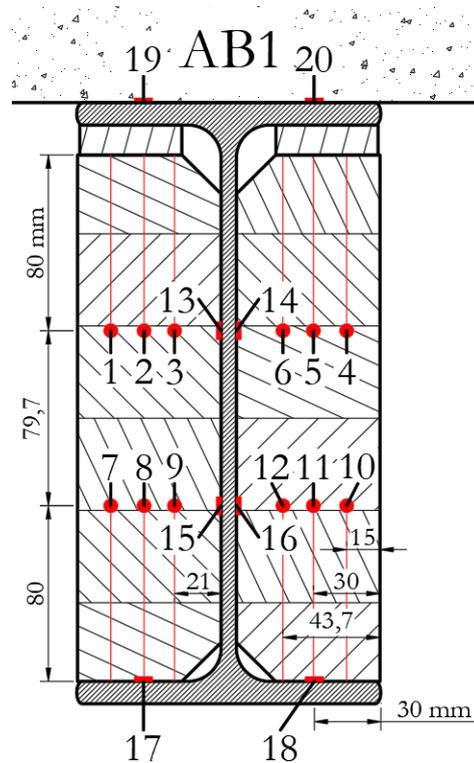


FIGURE IV.4 – Essai n°3 - instrumentation de la configuration AB1.

## A - Température du profilé en acier

La figure IV.6 et le tableau IV.5 montrent sans surprise que la température de la semelle exposée au feu (mesures 17 et 18) constitue un aspect critique pour la configuration AB1. En effet, elle augmente jusqu'à des niveaux qui engendrent une diminution importante des propriétés mécaniques de l'acier. Ils permettent également de constater que l'appartenance d'un capteur à une section ou une autre (figure IV.5) exerce une influence faible mais sensible sur la température mesurée. On note en particulier que la température mesurée pour la poutre chargée mécaniquement (AB1-CM) est plus importante que celle de la poutre non-chargée (AB1-NC), puisque des écarts pouvant aller jusqu'à 65°C (tableau IV.5) sont constatés pour la semelle. Par ailleurs, on mesure également un écart pouvant aller jusqu'à 50°C entre les températures mesurées à mi-portée de la poutre chargée (AB1-CM-3) et celles mesurées pour les sections plus éloignées du milieu de la poutre (tableau IV.5). Cette analyse n'est pas reproduite en détail pour les autres mesures mais on indique que ces comparaisons sont également valables pour la température de l'âme. On montre ainsi que le chargement mécanique a un effet sur la température du profilé. L'explication qui paraît la plus vraisemblable consiste à dire que le chargement provoque une déformation des composants qui favorise l'ouverture d'interstices de quelques mm entre le bois et la semelle inférieure, en particulier à mi-portée. Ce jeu est alors suffisant pour permettre aux gaz chauds d'entrer en contact avec une portion de la face supérieure de la semelle, accélérant ainsi son échauffement.

TABLEAU IV.5 – Essai n°3 – température de la semelle inférieure du profilé après 29 min d'exposition au feu.

Mesure	Section AB1-CM-1	Section AB1-CM-2	Section AB1-CM-3	Section AB1-NC-1	Section AB1-NC-2
Mesure 17 [°C]	689,5	720,5	729,3	662,4	683,3
Mesure 18 [°C]	699,5	705,1	749,8	684,2	684,6

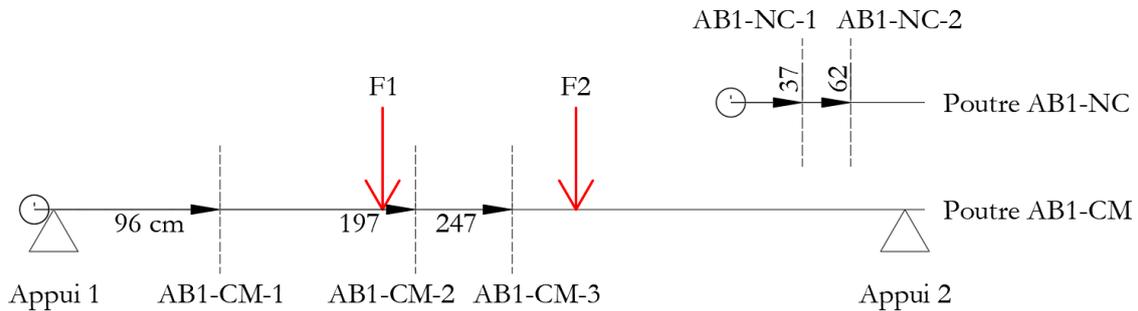


FIGURE IV.5 – Essai n°3 – position des sections instrumentées.

La figure IV.7 montre l'ensemble des résultats de mesure sur le profilé métallique. Pour faciliter la lecture des résultats, on ne distingue pas les mesures en fonction de la section à laquelle le thermocouple correspondant appartient. La figure IV.7 montre ainsi que la température de l'âme (mesures 13 à 16), ainsi que celle de la semelle supérieure (mesures 19 et 20), restent faibles, c'est-à-dire en-dessous de 350°C. Ce résultat n'est pas forcément intuitif étant donné la grande conductivité de l'acier et l'exposition partielle de la semelle supérieure. La protection partielle apportée par le bois génère donc un champ thermique très hétérogène dans le profilé métallique, ce qui permet de prendre la mesure de l'intérêt de la simulation par la méthode des éléments finis pour ce type de configuration.

On constate également que l'eau contenue dans le bois a un effet sur la température de l'âme, puisque des paliers à 100°C, d'une durée de 2 à 3 min, peuvent être repérés sur les courbes de température enregistrées pour les mesures 13 à 16. C'est d'abord la partie basse de l'âme (mesures 15 et 16) qui bénéficie de cet effet thermo-hydrigue entre 6 et 10 min après le début de l'exposition au feu, puis la partie haute entre 15 et 20 min (mesures 13 et 14).

La simulation rend globalement bien compte de la distribution de la température dans le profilé métallique. Il est toutefois possible de faire les remarques suivantes, en considérant la poutre non chargée (AB1-NC).

- Mesures 13 et 14 : la correspondance essai-simulation est quasi parfaite avec des écarts oscillants entre 10 et

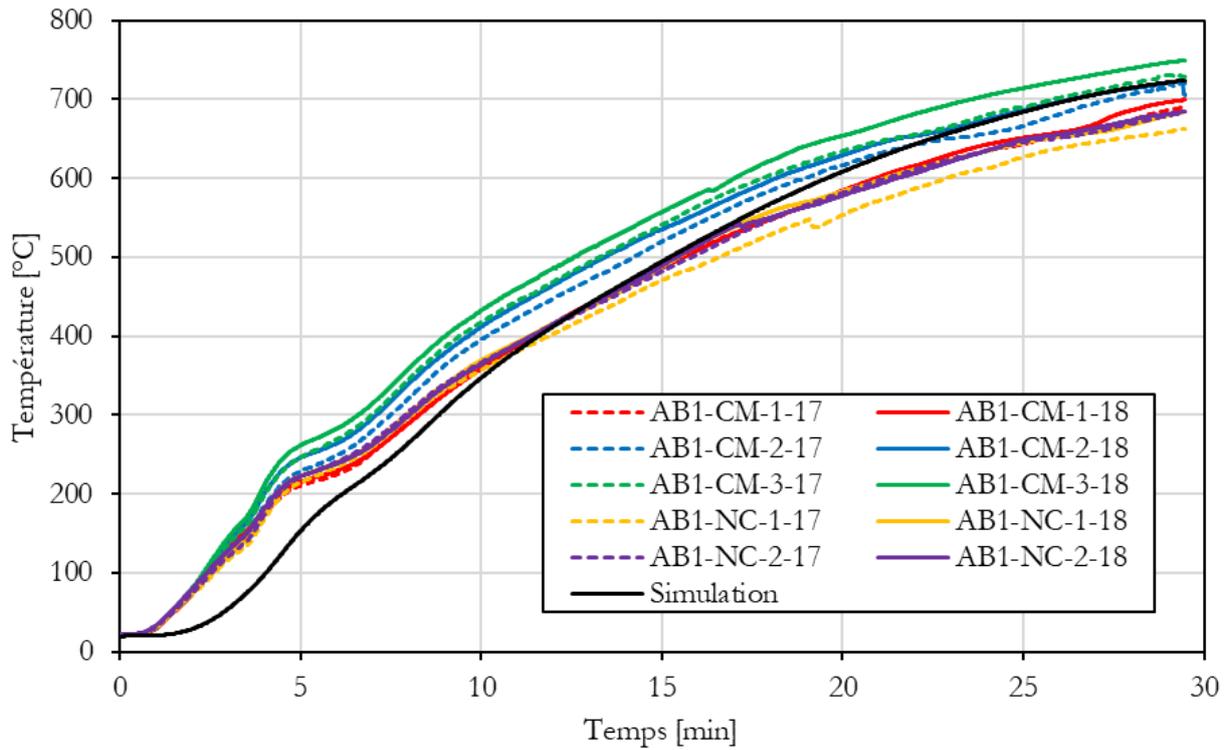


FIGURE IV.6 – Essai n°3 - températures mesurées et simulées sur la semelle inférieure du profilé métallique.

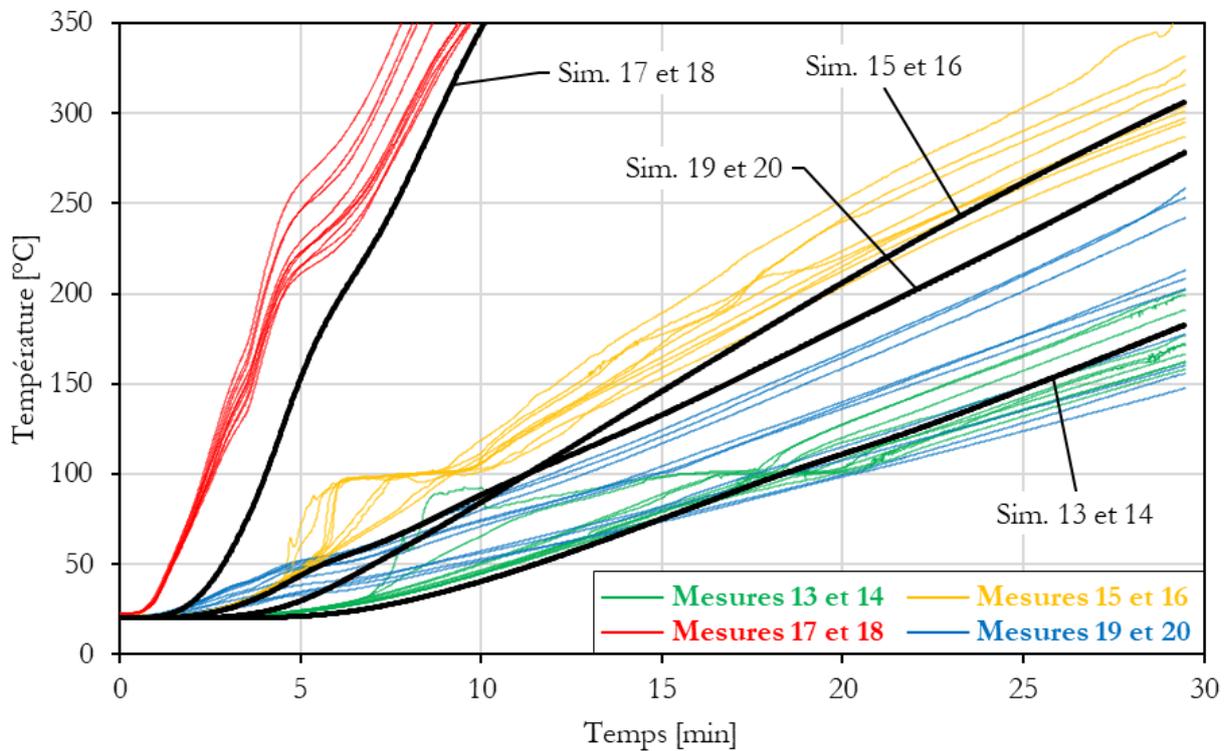


FIGURE IV.7 – Essai n°3 - températures mesurées et simulées sur le profilé métallique. Focus sur les parties les plus froides (Sim. = Simulation).

20°C. Les points 13 et 14 sont ceux qui sont les plus éloignés de la source de chaleur et les mieux protégés par le bois. Plus que les autres, ils sont donc sensibles aux transferts de chaleur par conduction dans le matériau bois qui les protège. La bonne correspondance essai-simulation obtenue pour ces points constitue un premier résultat en faveur des propriétés choisies pour modéliser le bois. Autrement dit, le choix de simuler le bois conformément aux propositions formulées dans l'EN 1995-1-2 n'est pas remis en cause par les résultats obtenus concernant la température de l'acier, qui ont plutôt tendance à valider cette démarche. Par ailleurs, bien que le modèle ne rende pas formellement compte du plateau à 100°C observé expérimentalement, cela ne l'empêche pas de simuler correctement les températures constatées expérimentalement si l'on observe la globalité de leur progression. En effet, on verra à travers l'analyse des températures simulées dans le bois que ce plateau à 100°C est pris en compte de manière implicite.

- Mesures 19 et 20 : le modèle surestime grandement la température de la semelle supérieure (jusqu'à + 120 °C). Cela peut provenir du fait que l'on considère que la surface supérieure de la semelle est adiabatique, ce qui favorise a priori l'accumulation de chaleur. Toutefois, une autre explication réside dans les conditions incertaines qui règnent dans le coin formé par la jonction de la poutre et de la dalle, notamment en matière de convection. Quoiqu'il en soit les températures mesurées comme simulées ne dépassent pas les 300°C, dès lors il n'est pas essentiel de rechercher une correspondance exacte entre les essais et la simulation, puisqu'à cette température, l'acier conserve encore de bonnes propriétés mécaniques (son module d'élasticité vaut alors 80% de sa valeur à 20°C).
- Mesures 17 et 18 : l'évolution simulée de la température dans la semelle inférieure marque un retard par rapport à l'évolution enregistrée expérimentalement, on sous-estime ainsi la température (jusqu'à -80°C) pendant les dix premières minutes. Pourtant le modèle tient compte de la température moyenne mesurée dans le four plutôt que d'une évolution théorique de la température (Figure 194). Mais on a déjà expliqué que la phase d'échauffement intense au cours des dix premières minutes de l'essai ne suit pas formellement la courbe de feu normalisée, on cherche plutôt à faire en sorte que les aires sous les courbes température-temps correspondent (EN 1363-1). On comprend donc que pendant cette durée, les conditions associées aux transferts thermiques par convection peuvent être sévères et variables, tandis que les conditions modélisées sont idéalisées, dans la mesure où le coefficient de transfert de chaleur par convection thermique est pris constant pendant toute la durée de l'essai et égal à 25 W.m<sup>-2</sup>.K<sup>-1</sup>. On remarque d'ailleurs qu'au-delà de 10 min d'exposition au feu, la correspondance essai-simulation s'améliore, et que l'on a même plutôt tendance à surestimer la température de l'acier dans le cas de la poutre non chargée (jusqu'à +60°C au bout de 30 min). On constate donc que c'est lorsque la température de l'acier devient significative (plus de 400°C) que le modèle offre une simulation très proche de la réalité mesurée.
- Mesures 15 et 16 : l'écart constaté pour la semelle inférieure se répercute sur la température simulée dans la partie inférieure de l'âme, puisque cette dernière peut être sous-estimée jusqu'à -45 °C pendant les dix premières minutes, puis surestimée jusqu'à +20°C à la fin de l'exposition au feu (toujours pour la poutre non chargée). Une fois encore, le palier à 100°C n'apparaît pas sur la courbe simulée mais on verra, à travers l'analyse des résultats obtenus pour le bois, que l'action de l'eau qu'il contient est bien prise en compte indirectement.

Les observations chiffrées que l'on donne ici se rapportent à la configuration non-chargée, cependant les mécanismes décrits restent valables pour la poutre chargée mécaniquement, même si les écarts essai-simulation s'accroissent du fait de l'accélération de l'échauffement de l'acier causée par un phénomène d'ouverture du joint acier-bois sous l'effet du chargement (la figure IV.8 permet d'en prendre la mesure en prenant l'exemple de la semelle inférieure). La simulation de ce phénomène n'étant pas effectuée, à cause de sa complexité, il est logique de constater une approximation plus forte en ce qui concerne la poutre chargée.

En dépit des approximations locales que l'on a détaillées, on peut dire que le modèle employé permet de connaître globalement la température qui règne dans l'acier, notamment lorsque la température de celui-ci devient significative dans le cadre d'une étude de la résistance au feu du profilé métallique partiellement protégé par des composants en bois. On s'attend donc à ce que ce modèle thermique se révèle efficace pour prévoir la ruine de la poutre ABi en situation d'incendie.

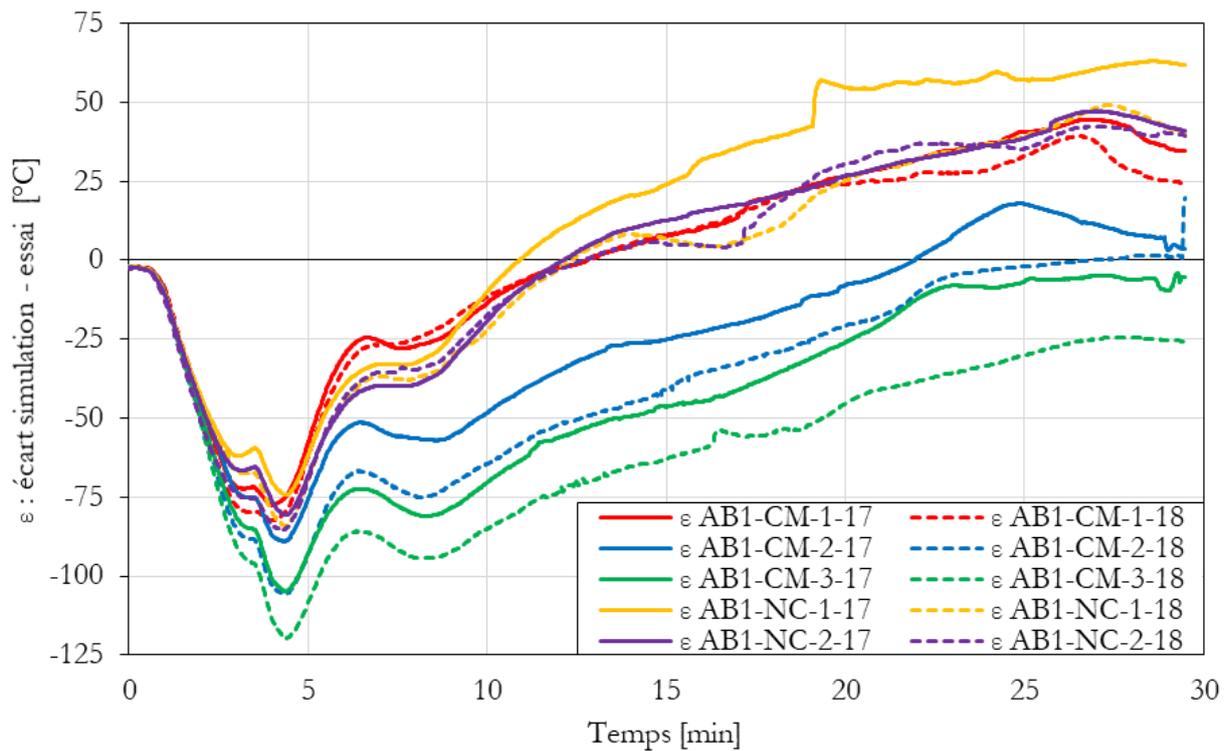


FIGURE IV.8 – Essai n°3 - écarts simulation - essai constatés pour la semelle inférieure.

## B - Température dans les pièces en bois

Outre la température de l'acier, qui supporte la majorité des charges appliquées sur la poutre, il peut être intéressant de connaître la température dans le bois afin d'évaluer sa vitesse de combustion ainsi que sa capacité à reprendre une partie des charges.

La figure IV.4 montre bien que l'on a pris soin de disposer les thermocouples selon une direction parallèle aux isothermes et perpendiculaire au flux thermique sollicitant. Au vu des conclusions tirées de la partie consacrée à la mesure de la température dans le bois (chapitre III.III), on s'attend donc à ce que les températures mesurées soient valides et fiables, ce qui permet a priori une comparaison sereine des résultats d'essai et de simulation. En effet, si l'on considère les mesures de température réalisées à une distance initiale de la face exposée égale à 15 mm, ainsi qu'un front de combustion correspondant à l'isotherme à 300°C, alors la vitesse de combustion déduite des mesures vaut en moyenne 0,654 mm/min (figure IV.9). Or cette vitesse correspond à celle à laquelle on s'attend, puisque l'on considère un bois résineux lamellé-collé (EN 1995-1-2). En revanche, les autres mesures ne permettent pas d'évaluer la vitesse de combustion pour la bonne raison qu'elles sont situées à des profondeurs pour lesquelles le bois n'a pas le temps de brûler pendant la durée de l'essai (30 mm et 43,7 mm). On note que les températures simulées dans le bois font en sorte que la vitesse de combustion déduite de la position de l'isotherme à 300°C soit sécuritaire, puisqu'elle vaut en moyenne 0,739 mm/min à 15 mm de profondeur, c'est-à-dire 13,0% de plus que la vitesse déduite des mesures (figure IV.9).

La figure IV.10 permet de préciser ce constat et de dégager deux domaines décrits ci-après, et échelonnés en considérant les températures mesurées.

- Entre 20 et 100°C (entre 0 et 12 min), les températures simulées sont inférieures aux températures mesurées, le modèle ne rend pas compte du plateau à 100°C, mais la courbe température-temps simulée rejoint les courbes mesurées à la sortie de ce plateau.
- Au-delà de 100°C le modèle surestime légèrement la température du bois, sans toutefois sortir de la surface dessinée par les courbes température-temps mesurées par les TC||. Cela explique la vitesse de combustion plutôt élevée déduite des températures simulées.

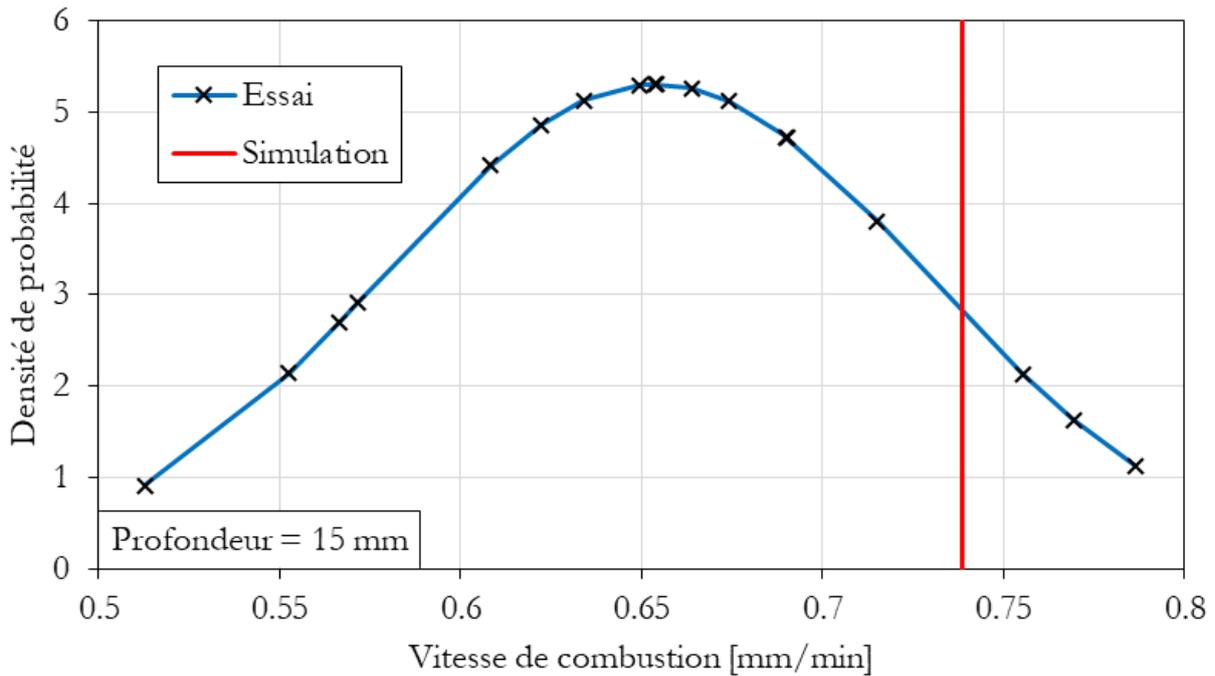


FIGURE IV.9 – Essai n°3 - vitesse de combustion à 15 mm de profondeur déterminée à partir de la position de l'isotherme à 300°C (les valeurs déterminées à partir des résultats d'essai présentent un coefficient de variation égal à 11,5%).

En effet, bien qu'une certaine dispersion des mesures soit constatée, les températures mesurées permettent de dégager un schéma global décrivant l'augmentation de la température du bois. Ainsi, on constate une augmentation de la température jusqu'à 100°C, une stagnation plus ou moins longue en fonction de la quantité d'eau mise en jeu, et une reprise de l'augmentation avec une variabilité croissante.

Si l'on repère assez bien le début du palier à 100°C, il est en revanche délicat d'établir une fin bien définie à ce plateau et donc sa durée. Si l'on considère un palier pour lequel la température reste strictement constante, alors on constate que cette durée varie de manière importante entre quelques secondes et 3 min environ. Quoi qu'il en soit, on repère systématiquement une inflexion à 100°C. Le modèle ne rend pas compte de la complexité de ce phénomène thermo-hydrrique mais on constate en revanche qu'il le simule de manière implicite, car le pic de capacité thermique massique à 100°C que l'on implémente fait en sorte que la fin du palier à 100°C est atteinte pour une durée à peu près correcte, en l'occurrence 12 min environ (figure IV.10).

Enfin, la figure IV.10 permet de constater que le bois situé à 15 mm de profondeur, dans la partie basse de la poutre (mesures 7 et 10) a tendance à s'échauffer plus vite que dans la partie haute (mesures 1 et 4).

Les remarques faites pour la température du bois à 15 mm de profondeur sont également valables pour une profondeur de 30 mm (figure IV.11), ou 43,7 mm (figure IV.12). En effet, on retrouve une tendance à simuler des températures sous-estimées en-dessous de 100°C et à retrouver des températures légèrement plus élevées en partie basse qu'en partie haute. On constate que cet effet est beaucoup plus marqué pour le bois situé proche de l'âme du profilé (mesure à 43,7 mm de profondeur), que pour le bois qui est plus éloigné de l'acier. D'ailleurs, les températures simulées rendent compte d'une différence haut-bas négligeable pour les mesures situées à 15 mm et 30 mm de profondeur, en revanche pour les mesures les plus proches de l'âme (21 mm), dont la profondeur est de 43,7 mm, l'échauffement de l'acier exerce une influence directe sur la température du bois et on constate une différenciation entre le haut et le bas de la section de bois.

La figure IV.13 permet de visualiser l'influence que l'échauffement de l'acier exerce sur la température et la combustion du bois. On constate effectivement que l'échauffement de la semelle inférieure génère la combustion du bois sur

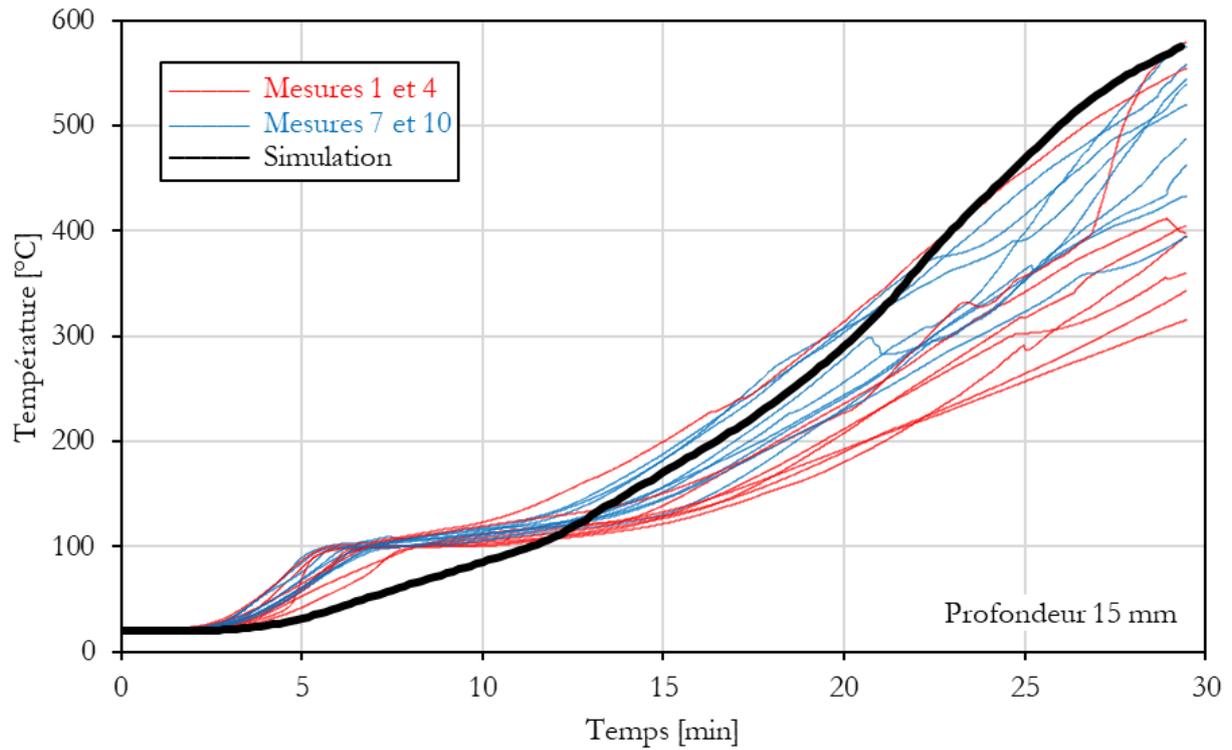


FIGURE IV.10 – Essai n°3 - températures mesurées et simulées à 15 mm de profondeur dans le bois.

trois faces en partie basse : la face exposée au feu, la face en contact avec la semelle, et la face en contact avec l'âme. En revanche, le bois en partie haute n'est pas affecté par l'échauffement de la semelle supérieure, qui reste trop faible pour pouvoir entraîner la combustion du bois.

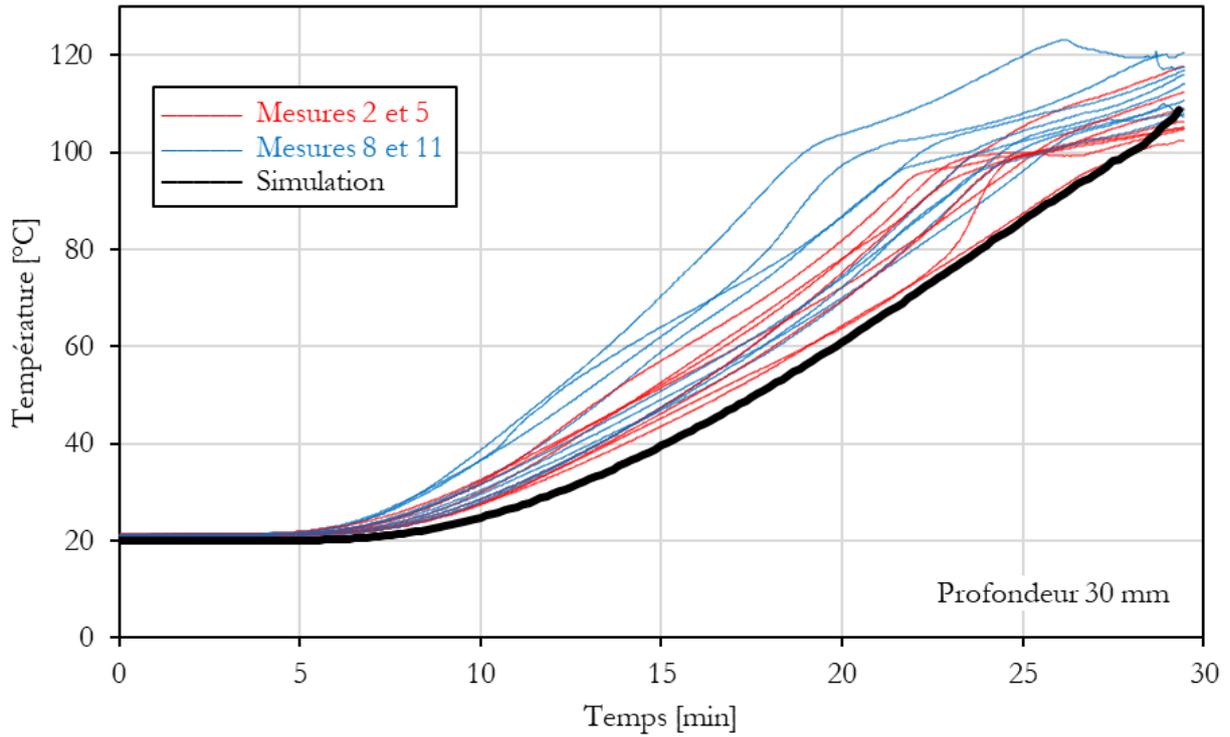


FIGURE IV.II – Essai n°3 - températures mesurées et simulées à 30 mm de profondeur dans le bois.

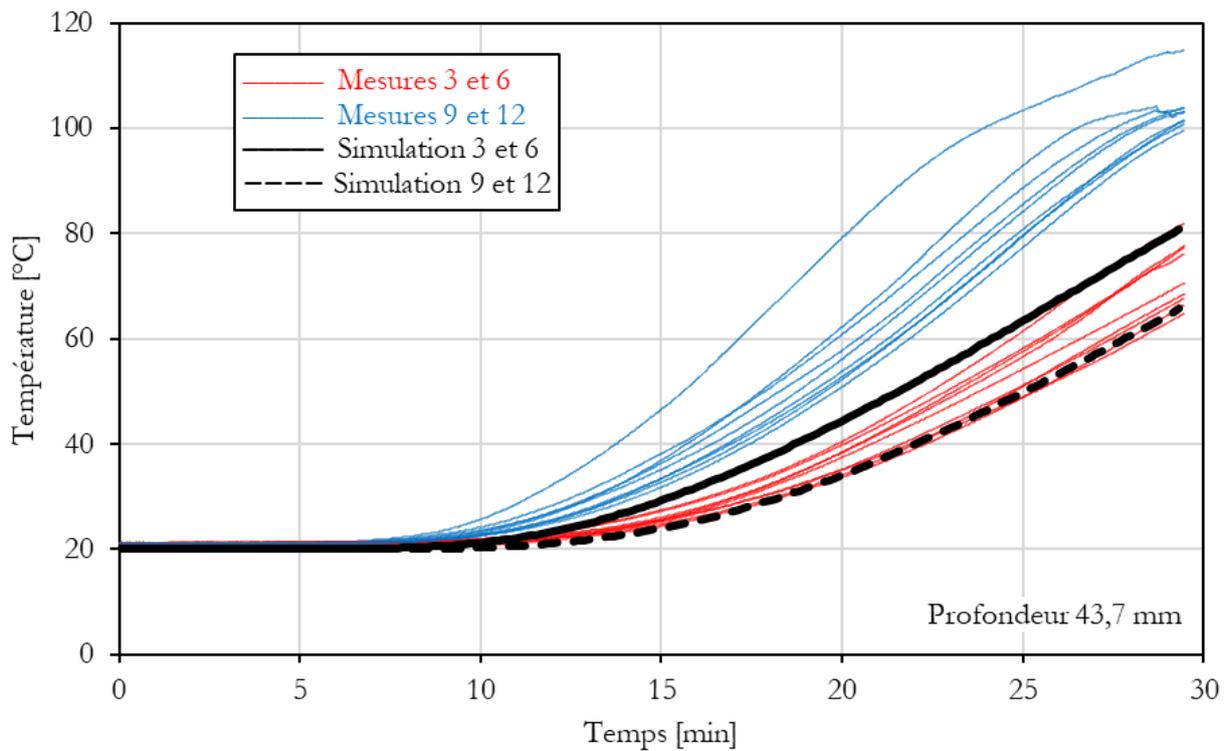


FIGURE IV.I2 – Essai n°3 - températures mesurées et simulées dans le bois à 21 mm de l'âme du profilé métallique (43,7 mm de profondeur dans le bois).

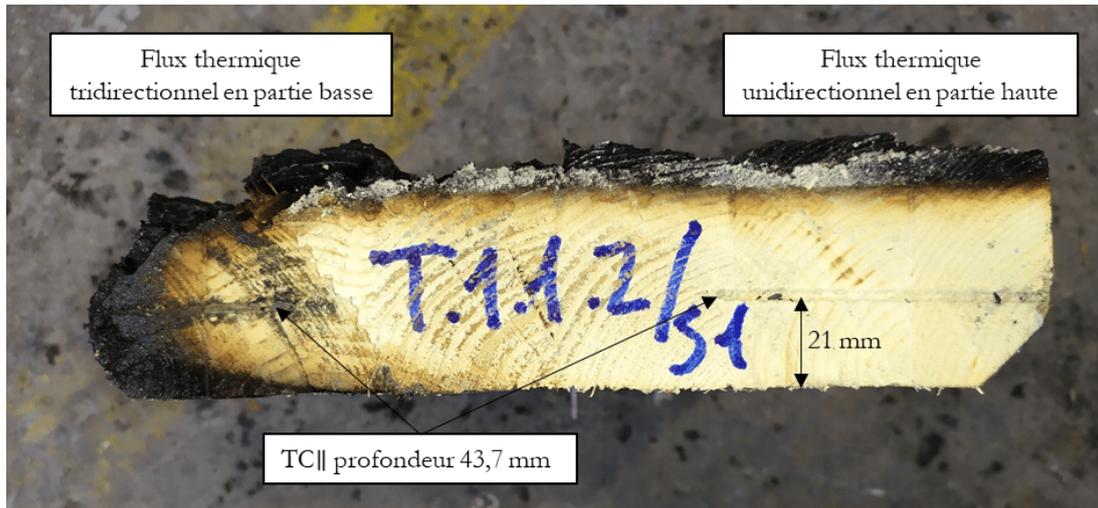


FIGURE IV.13 – Essai n°3 – section résiduelle d'un composant en bois de la poutre non-chargée AB1-NC après essai.

La figure IV.14 permet de constater que le chargement mécanique exerce une influence sur la température du bois situé proche de l'acier. En effet, il semble que le chargement génère une ouverture du joint situé entre la semelle inférieure et le bois, ce qui favorise l'échauffement de la semelle par rayonnement et par convection, puis celui de l'âme par conduction. L'acier vient ensuite chauffer le bois adjacent. En revanche, les résultats obtenus ne permettent pas de commenter l'influence de l'échauffement de l'acier sur les transferts hydriques au sein des pièces de bois. En effet, la durée de l'essai ne permet pas d'observer les paliers à 100°C dans leur intégralité pour les mesures à 30 mm et 43,7 mm de profondeur.

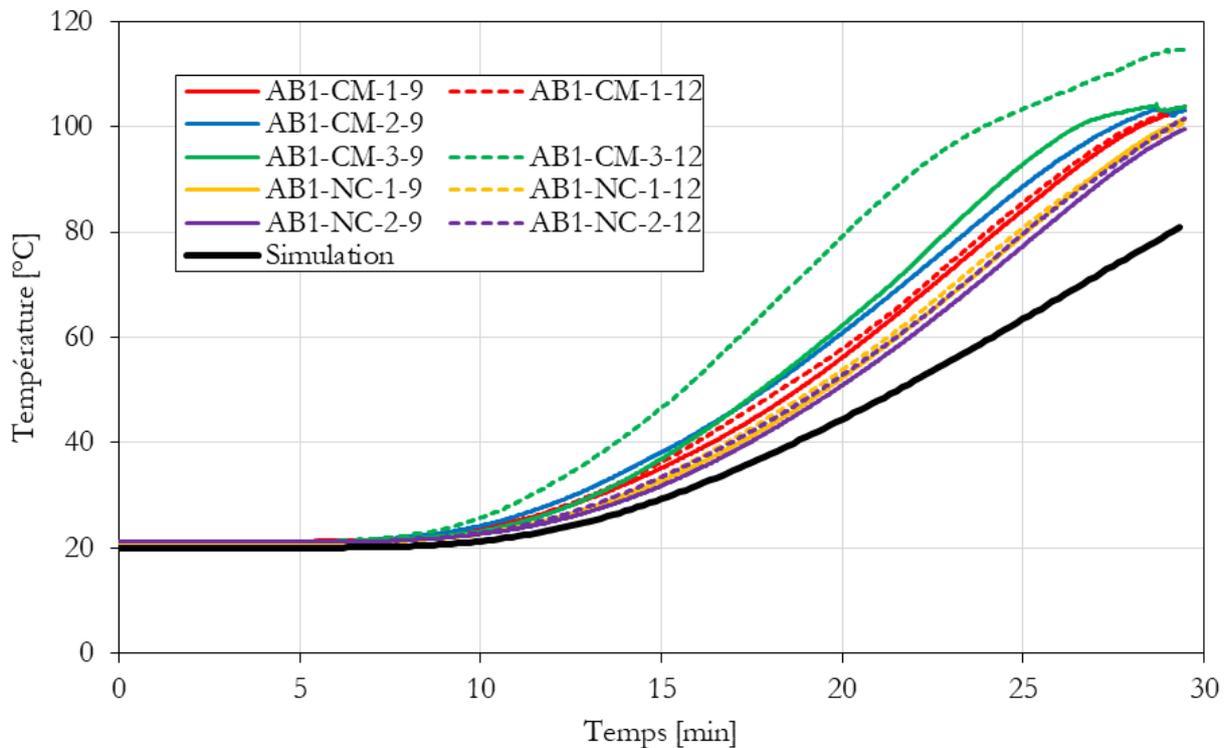


FIGURE IV.14 – Essai n°3 -températures mesurées et simulées dans le bois à 21 mm de l'âme du profilé métallique, en partie basse (43,7 mm de profondeur dans le bois).

## IV.1.5 Configuration AB<sub>2</sub>

La configuration AB<sub>2</sub> correspond au quatrième essai au feu réalisé au CSTB. Comme pour l'essai n°3, 6 pyromètres (Pyr.) permettent de mesurer la température de l'environnement de la poutre chargée mécaniquement (AB<sub>2</sub>-CM) et de piloter l'échauffement à l'intérieur du four. De nouveau, ce dispositif permet d'obtenir une courbe d'échauffement très proche de la courbe ISO 834 (figure IV.15).

On rappelle de nouveau que trois sections sont instrumentées pour la poutre chargée mécaniquement (AB<sub>2</sub>-CM), et deux le sont pour la poutre non chargée (AB<sub>2</sub>-NC). La position de chacune de ces sections est donnée au tableau IV.1, et leur instrumentation est réalisée conformément à la figure IV.16 qui schématise en particulier l'instrumentation TC|| adoptée pour les composants en bois. On précise toutefois les particularités suivantes :

- les sections AB<sub>2</sub>-NC-1, AB<sub>2</sub>-NC-2, et AB<sub>2</sub>-CM-2 ne comportent pas les thermocouples 31 et 32 placés sur la semelle inférieure;
- la partie droite du bois que comporte les sections AB<sub>2</sub>-NC-1 et AB<sub>2</sub>-CM-2 n'est pas instrumentée, les thermocouples suivants sont alors absents : 5 à 8, 13 à 16, 26, et 28;
- la partie gauche du bois que comporte la section AB<sub>2</sub>-CM-1 n'est pas instrumentée, les thermocouples suivants sont alors absents : 1 à 4, 9 à 12, 25 et 27.

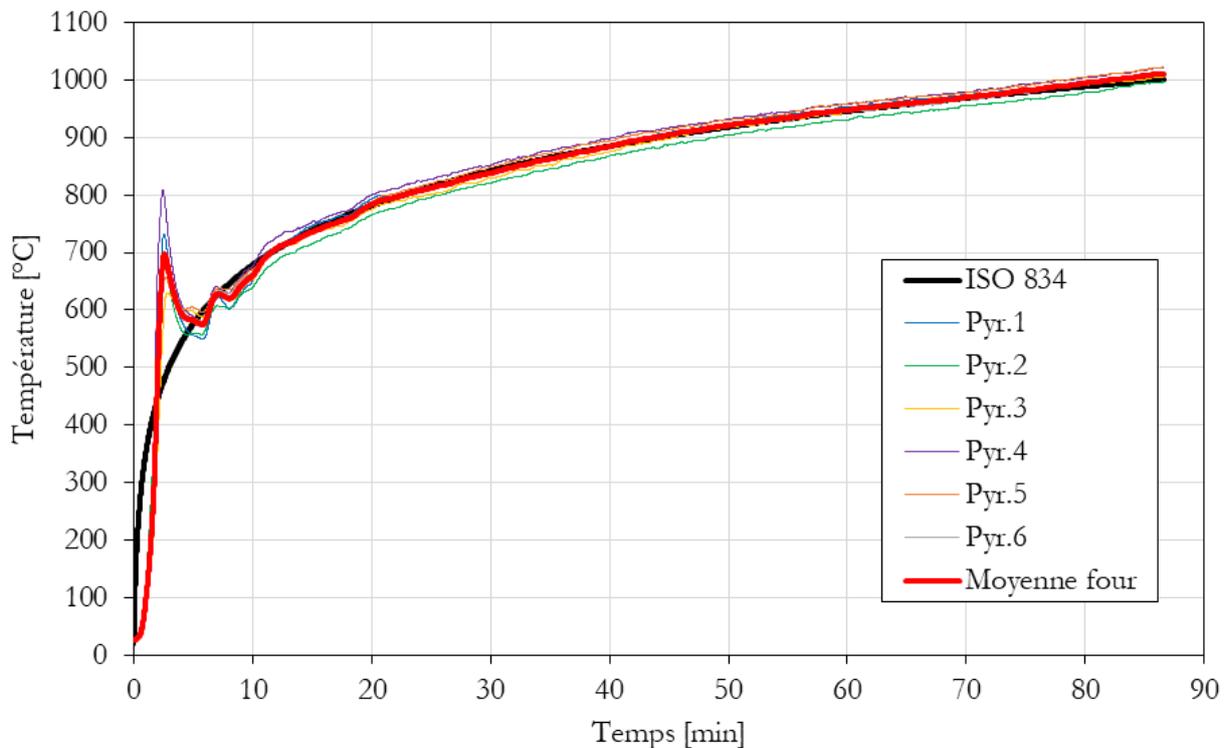


FIGURE IV.15 – Essai CSTB n°4 - mesure de la température à l'intérieur du four.

Malgré les portions de sections qui ne sont pas instrumentées, le nombre de thermocouples mis en jeu demeure important puisqu'il atteint 124. Comme pour l'essai n°3, on cherche à réduire la complexité de l'analyse en commentant d'abord les résultats portant sur la température de l'acier, puis ceux qui concernent la température du bois.

Par ailleurs, la simulation de cette configuration se révèle particulièrement ardue en raison du choix technique adopté pour la protection de la semelle inférieure. En effet, on a expliqué que le jeu entre la semelle et le capot est indispensable, car il permet d'assembler la poutre mixte sans que les tolérances dimensionnelles associées à la fabrication de ses composants posent problème. On cherche en particulier à faire en sorte que le joint bois-bois entre les pièces latérales et le capot soit bien fermé, de manière à empêcher la pénétration des gaz chauds à l'intérieur de ce dernier, ce qui engendrerait un échauffement prématuré de la semelle inférieure. Mais on va voir que ce jeu d'assemblage

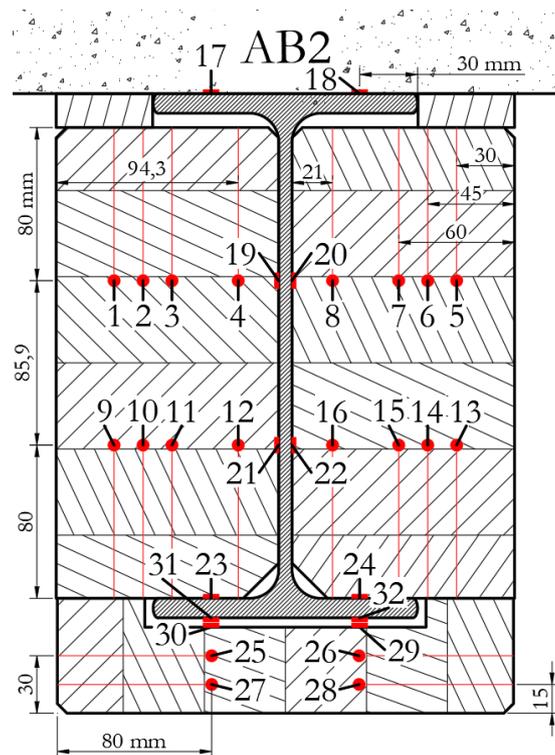


FIGURE IV.16 – Essai n°4 - instrumentation de la configuration AB2.

complicque la simulation des interactions thermiques entre le bois et l'acier.

Qui plus est, la durée d'exposition au feu (87 min), fait que le capot de 45 mm d'épaisseur finit par brûler complètement. Une caméra filmant l'intérieur du four permet d'observer la chute d'une portion du capot, ou plutôt de résidus carbonisés, à partir de 72 min d'exposition au feu. On note que cette durée est compatible avec une vitesse de combustion au feu attendue autour de 0,65 mm/min compte tenu de l'épaisseur de bois mise en jeu ( $\frac{45}{0,65} = 69,2$  min). Deux autres chutes du même type sont observées par la suite. Dès lors, des tronçons entiers de la semelle inférieure se retrouvent directement exposés au feu, tandis que d'autres continuent de bénéficier d'une protection relative de la part de résidus carbonisés qui demeurent en place grâce aux vis passant à travers la semelle inférieure. On perçoit donc la perspective de conditions aux limites difficiles à modéliser pour la période correspondant à la fin de l'essai. On revient plus en détail sur ces considérations associées à la simulation dans les paragraphes suivants qui commentent les résultats obtenus concernant la température de l'acier.

### A - Température du profilé en acier

On considère un premier modèle (figure IV.17) qui est similaire à celui que l'on a utilisé pour simuler l'essai n°3 (configuration AB1). Néanmoins, une première spécificité réside dans le fait que l'on modélise des propriétés différentes pour le capot et les pièces latérales puisque l'on a mesuré des masses volumiques différentes pour ces deux types de composants. Par ailleurs, deux variantes sont comparées.

1. On simule le jeu entre la semelle et le capot par une cavité à travers laquelle se tiennent des transferts thermiques par radiation.
2. On « remonte » le capot et on modifie légèrement sa géométrie de manière à combler le jeu d'assemblage et à assurer une continuité du maillage avec la semelle inférieure (figure IV.17).

C'est finalement la deuxième variante qui permet la meilleure correspondance essai-simulation bien qu'elle simplifie grandement des transferts thermiques entre la semelle et le capot. Les résultats présentés par la suite sont issus de celle-ci.

L'évolution des propriétés thermiques des matériaux demeure conforme à ce que l'on a présenté dans le chapitre consacré à la présentation du modèle numérique thermique (section III.II.1). Les conditions aux limites appliquées sont celles correspondant à un feu normalisé sur les frontières des composants en bois pendant toute la durée de l'exposition au feu c'est-à-dire 87 min. On considère l'échauffement du four mesuré lors de l'essai plutôt que la courbe température-temps normalisée, même si on a vu à la figure IV.15 que les écarts entre les deux sont très faibles.

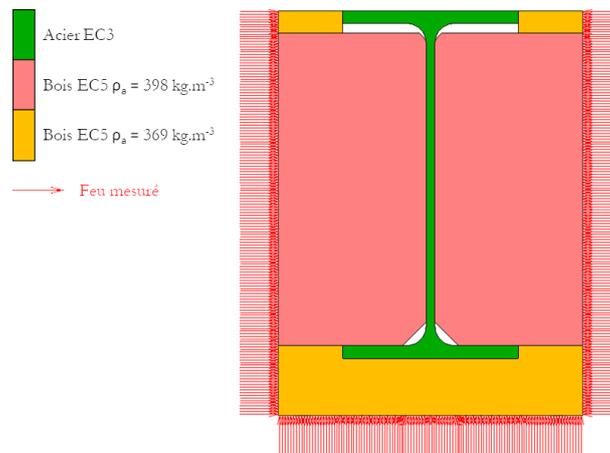


FIGURE IV.17 – Essai n°4 - modèle thermique n°1.

Puisque les principales difficultés de modélisation concernent la région située autour de la semelle inférieure, on s'intéresse d'abord aux températures mesurées et simulées pour cette dernière à travers la figure IV.18. On constate alors clairement que le modèle présenté à la figure IV.17 ne permet pas d'évaluer correctement la température de la semelle inférieure au-delà de 60 min d'exposition au feu. Cette durée implique une carbonisation quasi complète du capot, et on peut supposer que son étanchéité commence alors à diminuer sous l'effet du retrait et de la combustion, mais aussi à cause de la déflexion dans le cas des poutres chargées mécaniquement. En effet, la figure IV.18 montre que les températures mesurées sur la semelle de la poutre non-chargée (NC) sont comprises entre 200°C et 400°C au bout de 87 min, tandis qu'elles varient entre 340°C et 640°C pour la poutre chargée mécaniquement (CM).

On observe un plateau à 100°C beaucoup plus important pour les poutres NC que pour les poutres CM. Il est évident que ces plateaux sont dus à l'action de la vapeur générée par les transferts hydriques qui se manifestent dans le bois à cause de l'agression thermique. Il semble que dans le cas des poutres NC, cette vapeur s'échappe du composant en bois, puis se mélange avec l'air compris entre le capot et la semelle, ce qui maintient la température de cette dernière à 100°C jusqu'à ce que la vapeur puisse s'échapper. À l'inverse, dans le cas des poutres CM, la déflexion de la poutre semble favoriser l'ouverture du joint bois-bois situé entre le capot et les pièces latérales, ce qui engendre l'échappement de la vapeur et favorise l'échauffement de la semelle. On note d'ailleurs que ce dernier est plus ou moins intense en fonction de l'emplacement de la section instrumentée.

- La section AB2-CM-3 est située à mi-portée (figure IV.19) et subit l'échauffement le plus sévère, puisque la température de la semelle atteint 640°C après 87 min d'exposition au feu. On suppose que c'est là que la déflexion de la poutre cause l'ouverture du joint bois-bois la plus importante.
- La section AB2-CM-2 est localisée à proximité d'un des deux points de chargement (figure IV.19)), l'échauffement est moins sévère, et la température mesurée sur la face supérieure de la semelle inférieure varie entre 552

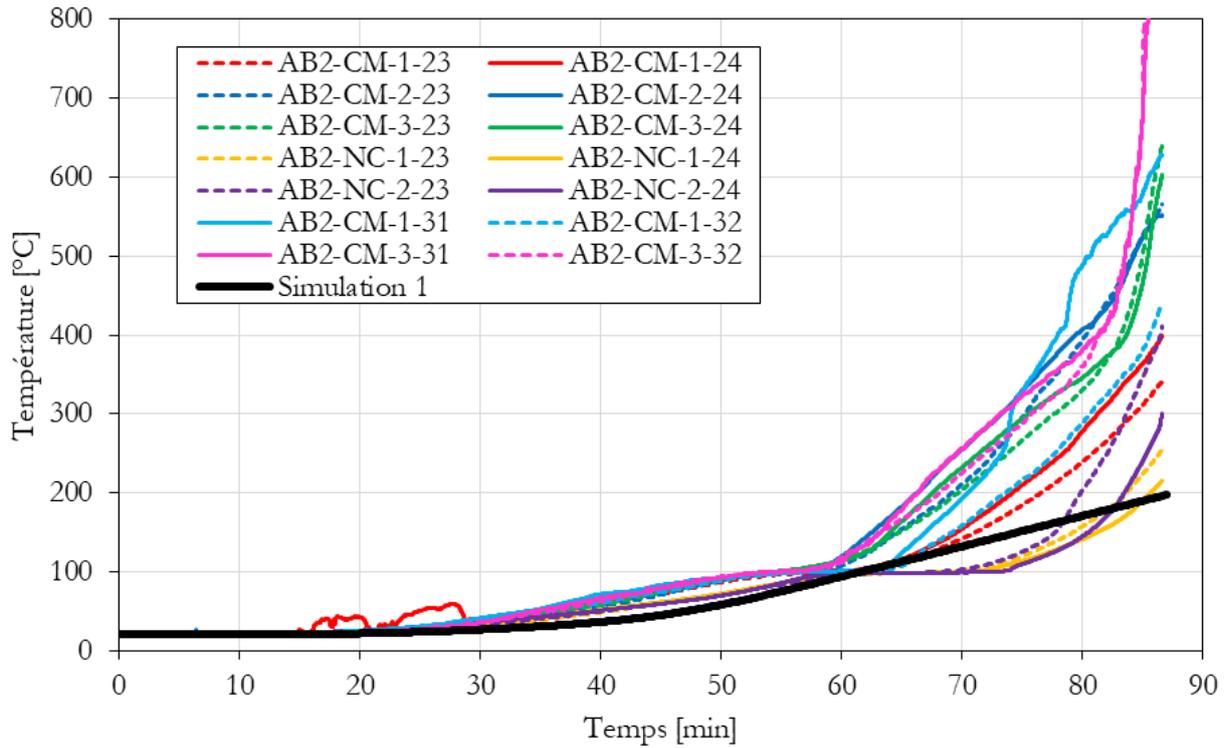


FIGURE IV.18 – Essai n°4 - modèle thermique n°1 - température de la semelle inférieure.

et 566 °C à la fin de l'exposition au feu.

- La section AB2-CM-1 se trouve entre un appui et un point de chargement (figure IV.19), la température de la semelle inférieure y reste plutôt modérée puisque les thermocouples n°23 et 24 mesurent des températures qui valent respectivement 341°C et 399 °C à 87 min.

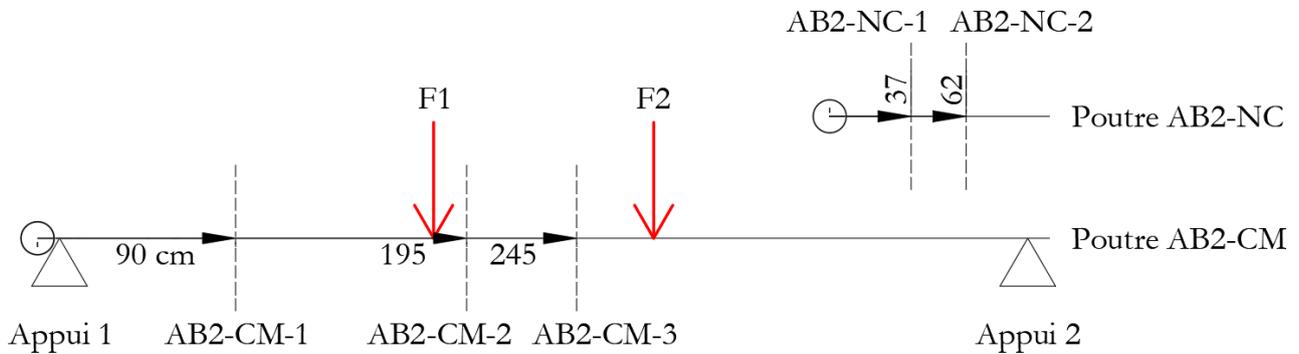


FIGURE IV.19 – Essai n°4 – position des sections instrumentées.

Enfin on remarque que pour la section AB2-CM-3, les thermocouples numérotés 31 et 32 mesurent des températures beaucoup plus importantes que les thermocouples numérotés 23 et 24 au-delà d'une durée d'exposition au feu proche de 80 min. Or les premiers sont installés sur la sous-face de la semelle, et donnent ainsi sur le « vide » entre celle-ci et le capot, tandis que les seconds mesurent la température de la face supérieure de la semelle, et sont donc installés au droit d'une interface acier-bois, protégés par une épaisse couche de bois. On peut donc dire que l'augmentation brutale des températures 31 et 32 correspond à une mise à nu des thermocouples, qui sont alors directement exposés au feu. On peut alors supposer que ce moment correspond à la chute du capot au droit de la section AB2-CM-3.

En termes de simulation numérique, ces observations conduisent à dire que la géométrie et/ou les conditions aux

limites modélisées évoluent au cours du temps. Plusieurs options peuvent alors être considérées.

1. Modifier le jeu de données relatif aux propriétés thermiques des matériaux. Un calibrage du modèle sur les résultats d'essais pourrait alors permettre de proposer une modification judicieuse de l'évolution de la masse volumique, de la conductivité thermique, ou de la capacité thermique massique, en fonction de la température, de façon à simuler indirectement l'évolution de l'état du capot.
2. Concevoir une procédure faisant évoluer automatiquement les frontières de la section modélisée en fonction d'un paramètre relatif à la combustion du bois.
3. Décomposer le modèle en plusieurs phases pour lesquelles on modifie « manuellement » la géométrie et les conditions aux limites. Le champ thermique calculé lors de la phase  $n$  constitue alors les conditions initiales de la phase  $n+1$ .

L'option 1 est explorée à travers plusieurs variantes du modèle pour lesquelles on teste des propriétés de matériaux modifiées, mais on se rend vite compte qu'elle n'est pas concluante. L'option 2 est très complexe et demanderait des développements considérables, dont on ne trouve pas trace dans la littérature consultée. On recourt donc à l'option 3, et après plusieurs tentatives, on finit par adopter le principe de modélisation résumé à la figure IV.20 et qui consiste à procéder comme suit.

- Phase 1 : la configuration AB<sub>2</sub> est considérée dans son intégralité pendant les 60 premières minutes d'exposition au feu, le bois protège intégralement le profilé métallique, les conditions aux limites relatives aux transferts thermiques par convection et rayonnement sont appliquées exclusivement sur les frontières correspondant aux composants en bois. Si l'on considère une vitesse de combustion égale à 0,65 mm/min, la quasi intégralité du bois est carbonisée à la fin de cette première phase.
- Phase 2 : une partie du capot perd son intégrité, ce qui permet aux gaz de combustion d'échauffer directement la semelle. On suppose que ces derniers passent préférentiellement par les joints bois-bois situés entre le capot et les pièces latérales, car ils constituent certainement des points faibles du point de vue de l'étanchéité. En revanche il subsiste des portions de bois et de charbon qui protègent encore la semelle d'une exposition directe au feu. On simule finalement ces conditions complexes en modélisant l'agression thermique sur les segments correspondant à la tranche de la semelle inférieure. À ce stade, le flux thermique sollicitant provient majoritairement de la convection et du rayonnement généré par le feu, on fait alors l'hypothèse que le transfert thermique par conduction depuis le capot vers la semelle est négligeable. On implémente cette hypothèse en affectant une masse volumique nulle au bois constituant le capot. Cela permet de conserver la même table de connectivité d'une étape à l'autre et facilite l'application des conditions initiales. La durée de cette phase varie certainement selon la technique qui est employée pour fixer le bois de protection sur la semelle. En l'occurrence elle est plutôt longue (23 min), car le capot est fixé avec de nombreuses vis qui permettent de maintenir en place le bois carbonisé. On suppose par exemple qu'elle peut être plus longue si le bois est collé à la semelle au moyen d'une colle résistante au feu.
- Phase 3 : finalement, lorsque la dégradation du capot est totale, l'intégralité de la face inférieure de la semelle se retrouve exposée au feu, et on se trouve alors dans une configuration partiellement protégée (semblable à AB<sub>1</sub>). On modifie alors les conditions aux limites en conséquence (figure IV.20).

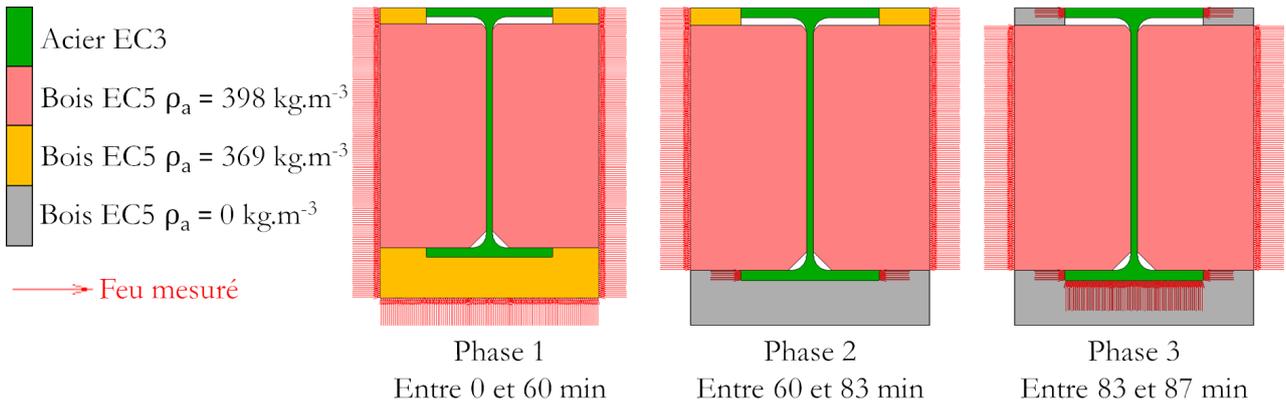


FIGURE IV.20 – Essai n°4 - modèle thermique n°2.

La figure IV.21 montre alors une courbe simulée assez proche des courbes mesurées. Trois tronçons de courbes, correspondant aux trois phases du modèle, sont identifiables. Les inflexions sont néanmoins plus brutales qu'en réalité, mais on peut imaginer les adoucir en augmentant le nombre de phases, et en faisant en sorte que la surface d'acier exposée au feu augmente plus progressivement. On constate néanmoins que la démarche adoptée permet de simuler l'ouverture du joint et la dégradation progressive de la pièce de bois protectrice, ou plutôt de ses résidus carbonisés. On peut la résumer et la généraliser en disant qu'elle consiste à augmenter progressivement la surface d'acier exposée au feu dès lors que la pièce de bois protectrice est proche de la carbonisation complète.

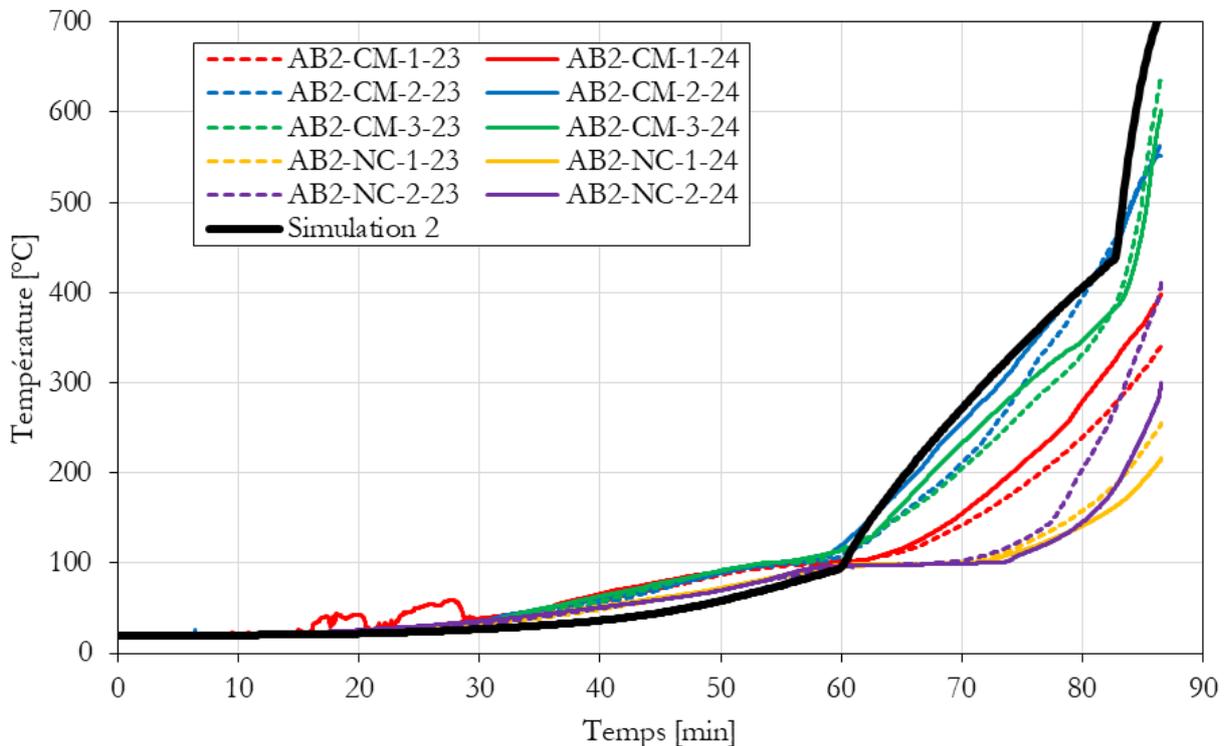


FIGURE IV.21 – Essai n°4 - modèle thermique n°2 - température de la semelle inférieure.

Outre la semelle inférieure, on donne les résultats obtenus pour les autres régions du profilé à la figure IV.22 qui se focalise sur la section située à mi-portée de la poutre chargée (AB2-CM-3). On constate d'abord la très grande hétérogénéité du champ thermique passé 60 min d'exposition au feu car on a vu à la figure IV.21 que la température de la semelle inférieure croît sévèrement à partir de cette durée et dépasse les 600°C au bout de 87 min, tandis que la figure IV.22 rend compte de températures qui restent en-dessous de 225°C. Par ailleurs, cette figure IV.22 montre

que la démarche adoptée permet de simuler assez précisément la température de la partie inférieure de l'âme. La correspondance est en revanche moins bonne pour la moitié supérieure du profilé, a priori à cause d'infiltrations de gaz chauds dans les interstices entre les blocs composant la dalle en béton cellulaire. On retrouve ainsi la problématique de l'étanchéité des joints qui se pose pour la simulation du capot. Cependant les températures mesurées et simulées sur la moitié supérieure du profilé restent non-significatives, car inférieures à 175°C, dès lors elles ne constituent pas un enjeu important.

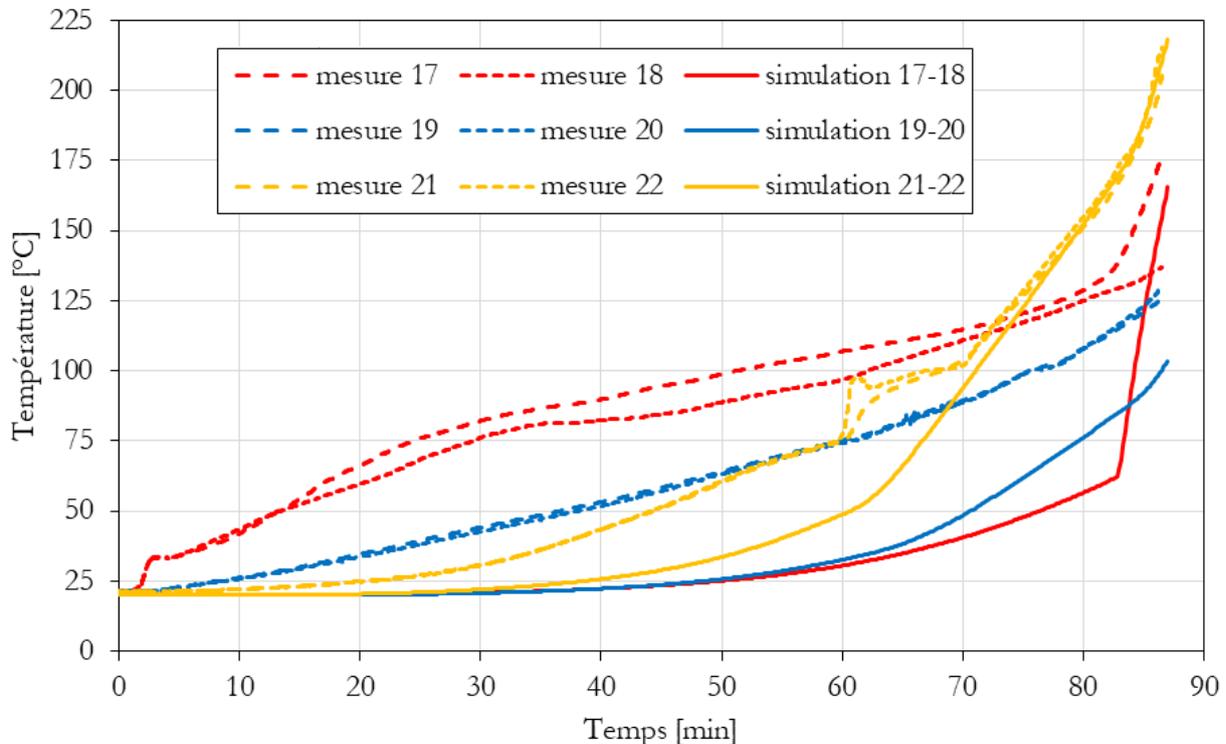


FIGURE IV.22 – Essai n°4 - section AB2-CM-3 - modèle thermique n°2 - température de l'âme et de la semelle supérieure.

## B - Température dans les pièces en bois

Pour compléter l'analyse du comportement thermique des poutres AB2, on examine par la suite les quelques 80 mesures réalisées dans le bois. On rappelle que l'ensemble des thermocouples sont insérés parallèlement aux isothermes (TC||), selon la méthode établie à l'issue de l'exploitation des essais CSTB n°1 et 2. Une première façon d'examiner les mesures consiste à déterminer la vitesse de combustion du bois à partir de leur profondeur et de la durée nécessaire pour atteindre 300°C. L'essai CSTB n°4 est d'autant plus intéressant que l'exposition au feu est longue (87 min) et que la vitesse de combustion peut être déterminée pour plusieurs profondeurs.

Ainsi le tableau IV.6 montre des valeurs moyennes que l'on peut d'abord commenter en disant qu'elles sont conformes à la valeur théorique de référence qui vaut 0,65 mm/min étant donné la nature du bois considéré. Ensuite, on constate que la variabilité est comparable à celle obtenue lors de l'essai n°3 qui porte sur la configuration AB1, puisque l'on rappelle que l'écart type des vitesses de combustion associées à cet essai vaut 0,075 mm/min. Enfin, si l'on porte le focus sur les mesures réalisées à 60 mm de profondeur, on se rend compte que seules deux rendent compte de températures supérieures à 300 °C et de vitesses de combustion plutôt élevées (0,69 et 0,74 mm/min). Il s'agit des mesures AB2-CM-2-II et AB2-CM-3-II, toutes deux situées en partie basse (figure IV.16) et incluses dans des sections subissant un échauffement sévère causé par l'ouverture du joint consécutif à la déflexion de la poutre chargée mécaniquement. En dehors de ces deux cas particuliers, on observe une tendance qui voit légèrement diminuer la vitesse de combustion à mesure que la profondeur de la mesure augmente et que la couche de charbon s'épaissit, ce qui correspond aux observations rapportées dans la revue de littérature (section I.II.2 - sous-section C).

TABLEAU IV.6 – Vitesse de combustion déterminée à partir de la position de l'isotherme à 300°C.

Profondeur [mm]	Vitesse de combustion [mm/min] (moy. / $\sigma$ / n <sup>bre</sup> )		
15	0,68	/ 0,035	/ 7
30	0,62	/ 0,070	/ 21
45	0,61	/ 0,057	/ 23
60	0,72	/ 0,032	/ 2

Note : moy.,  $\sigma$  et n<sup>bre</sup> signifient respectivement « valeur moyenne », « écart-type » et « nombre de mesures ».

Outre ces valeurs de vitesse de combustion, il est possible de tirer des enseignements intéressants à partir des courbes de température mesurées et simulées en commençant par celles qui règnent dans la pièce en bois protégeant la semelle inférieure, le capot. La figure IV.23 montre que le modèle rend globalement bien compte de la température à l'intérieur du bois malgré une légère tendance à la surestimer. En revanche, il ne rend pas compte de l'augmentation brutale de la température que l'on peut observer pour les mesures réalisées sur la face du capot qui est protégée du feu, aux alentours de 65 min pour la poutre chargée mécaniquement, et 78 min pour la poutre non chargée. Dans le premier cas, cette augmentation correspond à la pénétration de gaz chauds dans l'intervalle compris entre la semelle inférieure et le capot, qui a pour effet de chauffer directement les thermocouples n°29 et 30, dont la tête en forme de pastille est fixée contre la paroi interne du capot (figure IV.24). Dans le cas des poutres non chargées, cette augmentation est plus tardive et correspond à la dégradation complète du capot. Ce constat, réalisé à partir de mesures présentant une faible dispersion, vient renforcer celui qui a été réalisé lors de l'analyse des températures de la semelle inférieure. On confirme donc l'influence du chargement sur le comportement thermique de la configuration AB2, ainsi que la nécessité de recourir à un modèle permettant de simuler la dégradation totale du capot et la modification des conditions aux limites qu'elle implique.



(a)



(b)

FIGURE IV.24 – Essai n°4 - thermocouples n°29 et 30 - pose (a), et fixation (b).

Les figures IV.25 et IV.26 donnent les températures mesurées et simulées pour les pièces latérales en bois. La dispersion des mesures est beaucoup plus grande que pour le capot, et rend compliquée la comparaison simulation-essais. Cette variabilité n'empêche pourtant pas de déterminer une vitesse moyenne de combustion qui soit valable (tableau IV.6), mais on constate qu'il reste compliqué d'établir une mesure de température dans le bois qui soit fiable, même si un grand soin est apporté à l'instrumentation. Cette dernière est pourtant similaire à celle du capot, si ce n'est que les thermocouples passent par l'intérieur de la poutre au lieu de déboucher directement dans le feu. En outre, les différences de température observées ne semblent pas pouvoir être corrélées à l'appartenance des thermocouples à

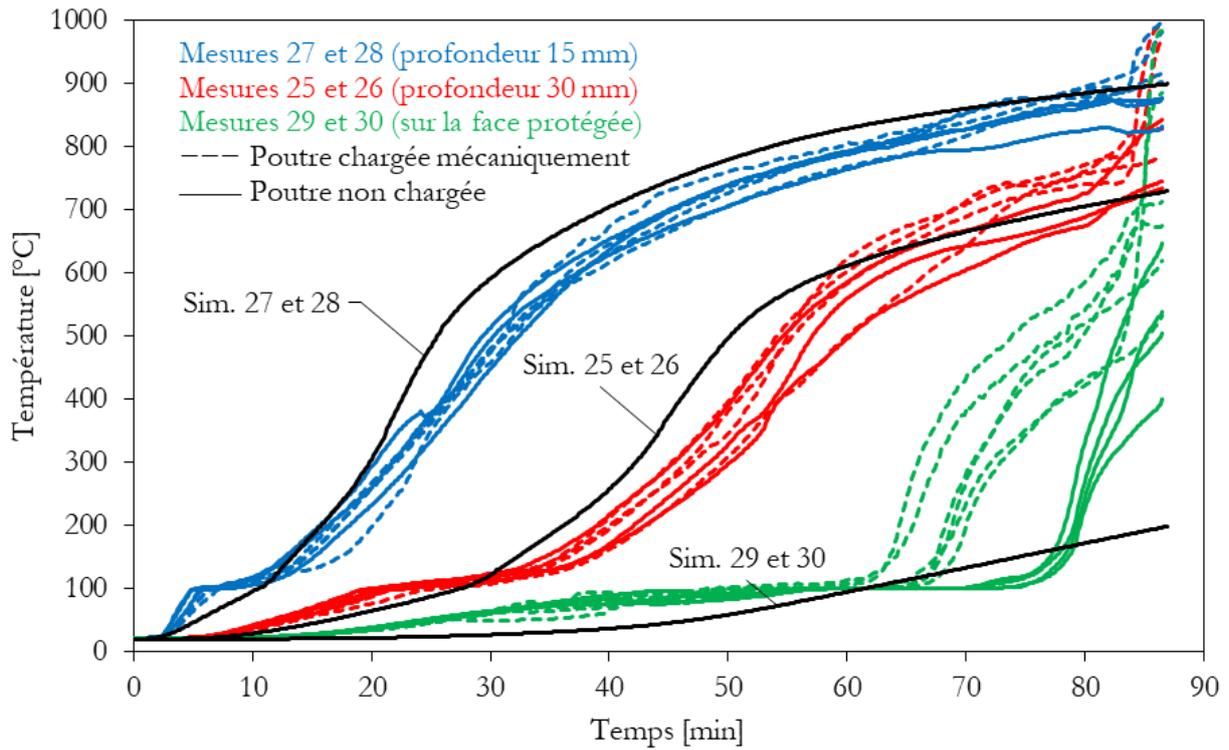


FIGURE IV.23 – Essai n°4 - températures simulées et mesurées en différents points du capot (toutes sections confondues).

telle ou telle section instrumentée. On peut simplement dire que le modèle employé permet d'obtenir des courbes de température plutôt situées dans la partie supérieure de l'aire dessinée par les courbes expérimentales. À ce titre, il est plutôt sécuritaire. On note d'ailleurs que les vitesses de combustion déterminées à partir de ces courbes simulées valent respectivement 0,69 et 0,66 mm/min à 30 et 45 mm de profondeur.

Comme pour la configuration ABi il est possible d'apprécier l'action de l'eau contenue dans le bois à travers les paliers à 100°C qui apparaissent sur les courbes température-temps mesurées. La durée de ces derniers demeure difficile à établir et apparaît toujours aussi variable, mais on constate qu'ils sont d'autant plus longs que l'épaisseur est importante.

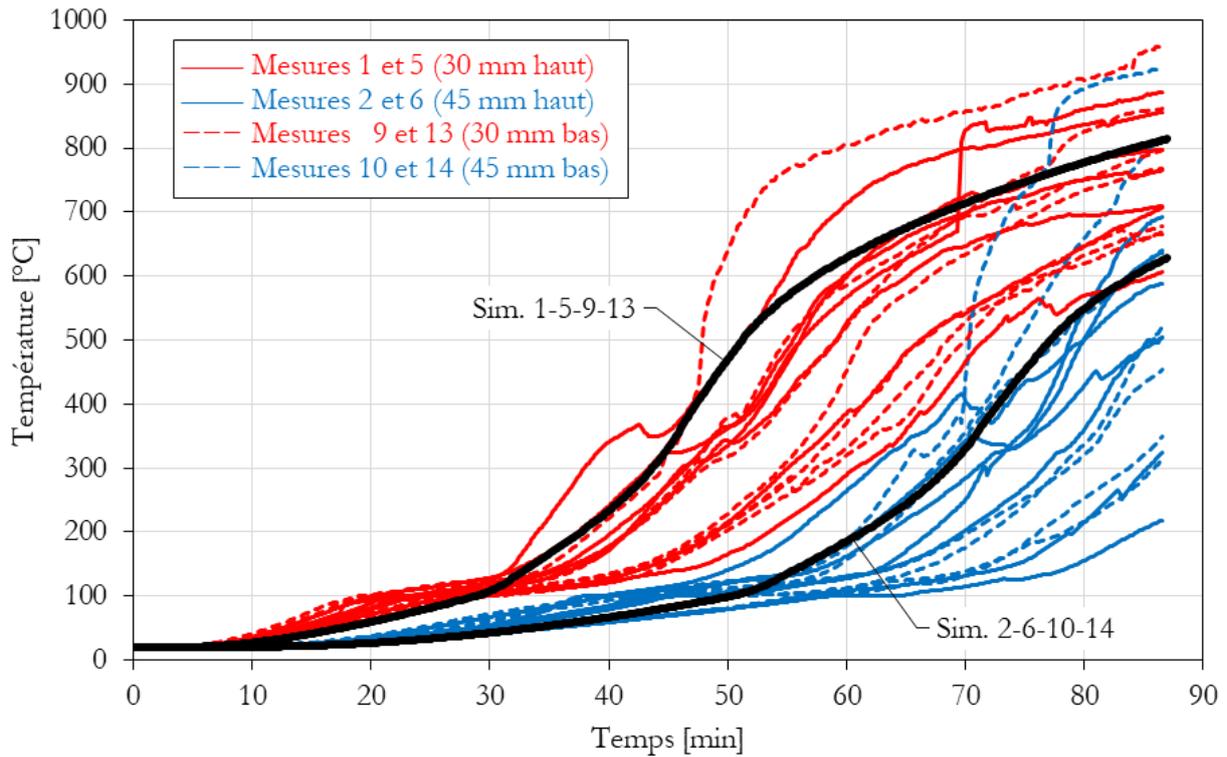


FIGURE IV.25 – Essai n°4 - températures simulées et mesurées à 30 et 45 mm de profondeur dans les pièces de bois latérales (toutes sections confondues).

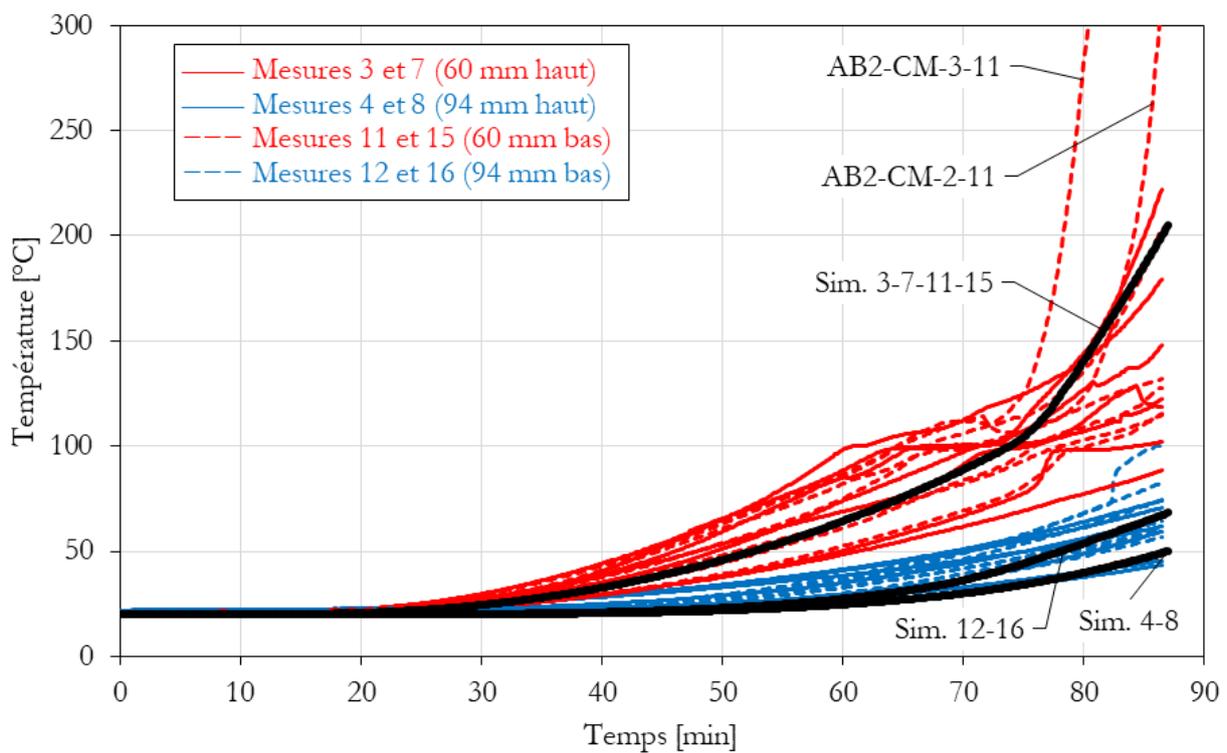


FIGURE IV.26 – Essai n°4 - températures simulées et mesurées à 30 et 45 mm de profondeur dans les pièces de bois latérales (toutes sections confondues).

# CHAPITRE IV.11

## ANALYSE MÉCANIQUE

### IV.11.1 Montage pour les essais en situation d'incendie

Comme pour les essais mécaniques à froid, les poutres chargées testées au feu mesurent 4,6 mètres de long, mais leur portée est de 4,3 m. Les contraintes techniques liées au dispositif d'essai ne permettent pas de réduire cette portée à 4,3 m comme pour les essais mécaniques à froid. En revanche, les sections demeurent inchangées, si ce n'est que les jeux à proximité de la semelle supérieure sont comblés par des composants en bois taillés sur mesure (figure IV.27). Ces derniers ont pour fonction de limiter l'exposition de la semelle au feu. La sollicitation en flexion quatre points est assurée par deux vérins pilotés en force et un chevêtre qui répartit la charge de manière symétrique sur deux points situés sur la semelle supérieure du profilé en acier et dont l'entraxe vaut 1,0 m (figure IV.28). Le chargement transite par des sabots puis par une superposition de deux cales en acier mesurant chacune 60 mm d'épaisseur (figure IV.28). La poutre repose sur les deux appuis montrés à la figure IV.29, qui sont isolés du feu par un isolant minéral, de même que la portion de poutre située à leur aplomb. Sept dalles en béton cellulaire armé reposent sur la semelle supérieure des poutres mixtes testées. Elles permettent de fermer le four d'essais et de protéger la face supérieure de la poutre.

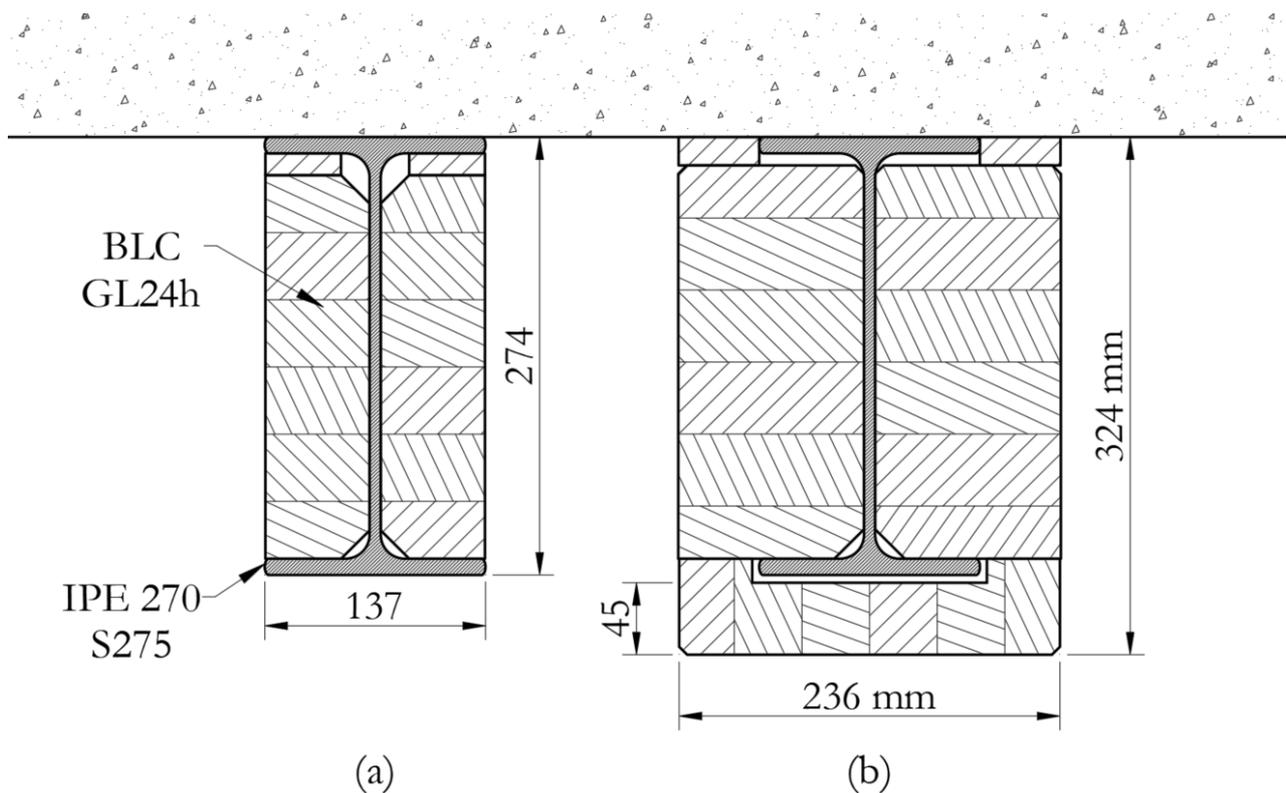


FIGURE IV.27 – Rappel des configurations testées lors des essais CSTB n° 3 (a) et n° 4 (b).

On a vu, dans la revue de littérature (sous-section B), que le chargement qui s'applique sur les structures en situation d'incendie est plus faible que celui qui est repris pour d'autres situations. Dans le cadre des essais au feu portant

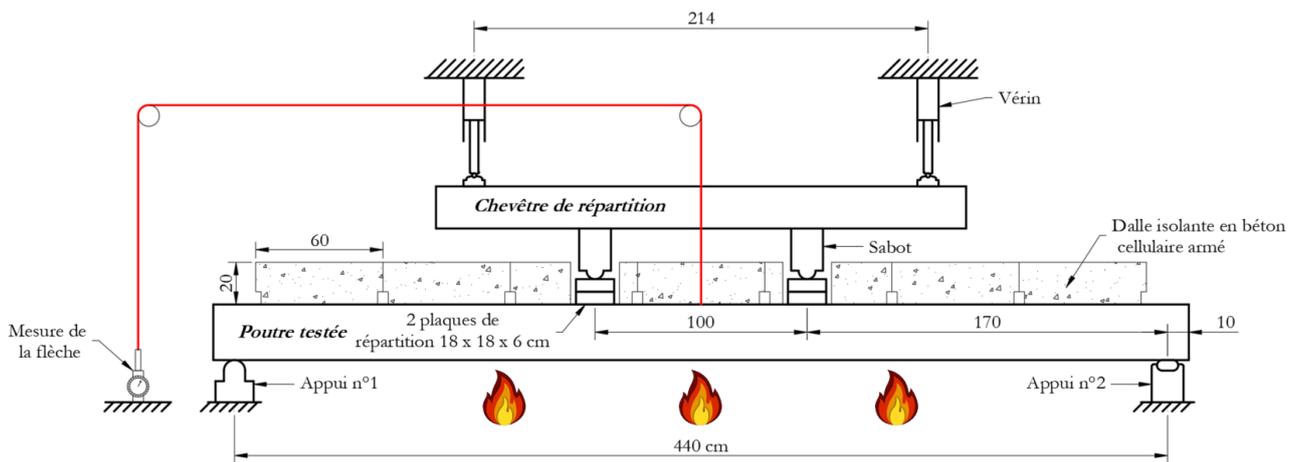


FIGURE IV.28 – Schéma du montage pour les essais au feu sur les poutres chargées mécaniquement.



FIGURE IV.29 – Appui n°1 (a), et appui n°2 (b).

sur les poutres AB<sub>1</sub> et AB<sub>2</sub>, on cible un taux de chargement de 40%. De par le poids du dispositif d'essai (dalles isolantes, chevêtre de répartition etc.), il se retrouve finalement à 43% (tableau IV.7). Il peut également être intéressant de considérer ce chargement au regard des performances du profilé métallique pris seul. Le taux de chargement appliqué à chaud sur les poutres AB<sub>1</sub> et AB<sub>2</sub> correspond alors respectivement à 60% et 73% de la capacité de la poutre « acier seul » déterminée lors des essais à froid.

À l'inverse des essais mécaniques à froid, aucun dispositif d'empêchement du déversement n'est spécifiquement adopté. Néanmoins, plusieurs arguments portent à penser que le déversement n'est pas à craindre pour les essais à chaud :

- le chargement appliqué est beaucoup moins élevé pour les essais à chaud que pour les essais à froid;
- les profilés métalliques étudiés sont peu sensibles au déversement;
- les poutres en bois apportent un maintien latéral et améliorent la rigidité en flexion latérale et en torsion;
- le dispositif d'essai nécessite de fixer des dalles isolantes sur la face supérieure de la poutre mixte, ces dalles constituent le couvercle du four et sont maintenues par des tiges filetées soudées à la semelle supérieure du

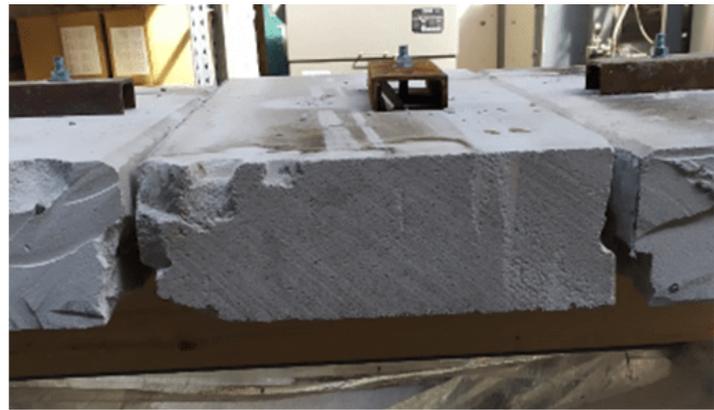
TABLEAU IV.7 – *Chargement appliqué lors des essais au feu.*

Essai de résistance au feu	Poutre AB <sub>1</sub>	Poutre AB <sub>2</sub>
Effort délivré par chaque vérin [kN]	50,0	61,6
Moment induit par le chargement [kN.m]	85,1	104,8
Moment induit par le poids du dispositif d'essai [kN.m]	5,9	5,9
Moment total appliqué à chaud [kN.m]	91,0	110,7
Moment ultime mesuré à froid (en moyenne) [kN.m]	210,9	258,2
Taux de chargement [%]	43,1	42,9

profilé (figure IV.30), ce qui est susceptible de limiter les déplacements hors plan.



(a)



(b)

FIGURE IV.30 – *Montage de la poutre AB<sub>1</sub> (a), et fixation des dalles isolantes formant le couvercle du four (b).*

## IV.II.2 Modélisation numérique

Le modèle thermomécanique repose sur un couplage indirect entre un modèle thermique et un modèle mécanique. Les deux sous-modèles sont en trois dimensions et présentent des géométries strictement similaires, maillées par des éléments volumiques pour permettre de faciliter l'extraction des températures résultant de la simulation thermique pour les injecter comme variables d'entrée dans le modèle mécanique. Ce lien entre les deux sous-modèles est assuré par une procédure de « cartographie » du champ thermique disponible dans Marc2014.2 [4]. Pour les mêmes raisons que celles évoquées dans la partie consacrée à la modélisation mécanique des poutres fléchies à froid (chapitre II.IV), on met à profit deux plans de symétrie pour n'avoir à modéliser qu'un quart du volume des poutres considérées.

Le sous-modèle thermique présente les mêmes caractéristiques que celui employé pour l'analyse purement thermique développée au chapitre précédent (chapitre IV.I). On note en particulier que le maillage est constitué d'éléments quadratiques (hexaèdres à 20 nœuds) présentant une dimension transversale proche de 2 mm, tandis que leur dimension longitudinale est égale à la longueur du solide modélisé, c'est-à-dire la demi-longueur des poutres testées (2,3 m).

Le sous-modèle mécanique présente les mêmes caractéristiques que celui présenté dans la partie consacrée à l'analyse du comportement mécanique à froid des poutres AB<sub>1</sub> et AB<sub>2</sub> (chapitre II.IV). Le maillage est donc réalisé au moyen d'éléments quadratiques (hexaèdres à 20 nœuds), qui présentent une dimension transversale proche de 10 mm, pour une longueur de 25 mm. En revanche, l'interaction entre les différentes pièces qui constituent les poutres mixtes et le dispositif de chargement n'est pas modélisée par une simulation explicite du contact, mais par une modélisation simplifiée employant des liens rigides, qui permettent une transmission du déplacement vertical entre les

nœuds situés aux interfaces (figure IV.31).

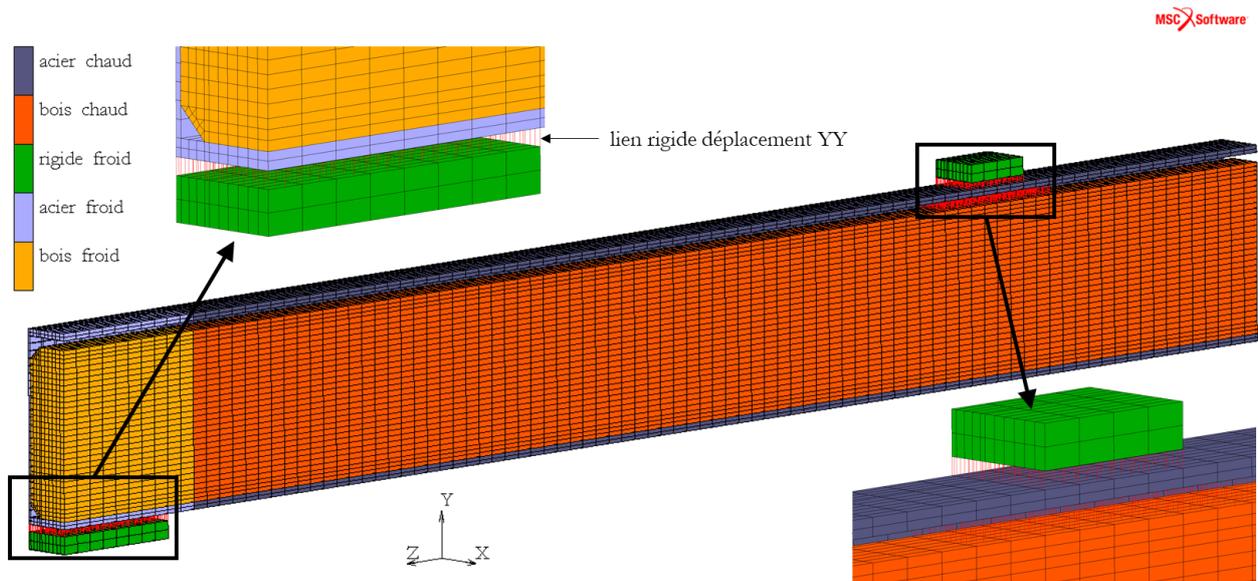


FIGURE IV.31 – Vue d'ensemble du sous-modèle mécanique réalisé pour la poutre AB1.

Les propriétés mécaniques à froid qui sont considérées sont déduites des essais de flexion ou de caractérisation, ou tirées de la littérature quand cette déduction n'est pas possible, elles sont rappelées aux tableaux IV.8 et IV.9.

TABLEAU IV.8 – Rappel des propriétés prises en compte pour la modélisation du matériau acier à 20°C.

Grandeur	Libellé	Valeur poutres AB1 et AB2
Module d'élasticité [GPa]	$E$	310
Coefficient de Poisson	$\nu$	0,3
Limite d'élasticité [MPa]	$f_y$	310

TABLEAU IV.9 – Rappel des propriétés prises en compte pour la modélisation du matériau bois à 20°C.

Grandeur	Libellé	Valeur poutre AB1	Valeur poutre AB2
Modules d'élasticité [MPa]	$E_{XX}$	400	400
	$E_{YY}$	400	400
	$E_{ZZ}$	9500	11 047
Modules de cisaillement [MPa]	$G_{XY}$	84	84
	$G_{YZ}$	804	804
	$G_{ZX}$	804	804
Coefficients de Poisson	$\nu_{XY}$	0,410	0,410
	$\nu_{YZ}$	0,017	0,015
	$\nu_{ZX}$	0,410	0,410
Résistance en traction longitudinale [MPa]	$f_{ut,0}$	29	36

Le couplage thermomécanique se matérialise par l'introduction d'une non-linéarité dans le sous-modèle mécanique, qui consiste à faire varier les propriétés du matériau en fonction de la température calculée par le sous-modèle

thermique, et ce, pour chacun des nœuds du maillage. On simule toutefois une portion de la poutre à l'aplomb de l'appui dont les propriétés des matériaux n'évoluent pas avec la température (figure IV.31 – bois froid, acier froid). Cela permet de modéliser le fait que l'appui est en réalité isolé, et qu'il ne chauffe pas significativement lors de l'essai. L'évolution des propriétés thermiques des matériaux est implémentée par le biais de facteurs de réduction dépendants de la température. En ce qui concerne l'acier, la limite et le module d'élasticité sont réduits au cours de l'échauffement en considérant les facteurs de réduction donnés par l'EN 1993-1-2 [7] et à la figure IV.32. En ce qui concerne les modules d'élasticité du bois, on propose de retenir un facteur de réduction qui correspond à la moyenne des valeurs données en traction et en compression par l'EN 1995-1-2 [21] (figure IV.33). On procède de même pour ce qui est de la résistance en flexion, tandis que les modules de cisaillement se voient attribuer le même facteur de réduction que celui considéré pour la résistance au cisaillement (figure IV.34). Enfin, on implémente une limite d'élasticité en compression longitudinale qui est égale à la résistance en traction longitudinale (29 MPa pour AB1 et 36 MPa pour AB2). On choisit de faire évoluer cette limite d'élasticité de la même manière que la résistance en flexion que l'on propose (figure IV.34).

La dilatation thermique de l'acier impacte grandement la déformation du profilé métallique, car les poutres mixtes testées font en sorte que la semelle inférieure se retrouve davantage exposée à la chaleur que les autres parties du profilé. On la modélise par le biais d'un coefficient de dilatation thermique instantané, lui aussi dépendant de la température, qui est donné à la figure IV.35, et qui est déduit des valeurs de dilatation thermique proposées dans l'EN 1993-1-2 [7].

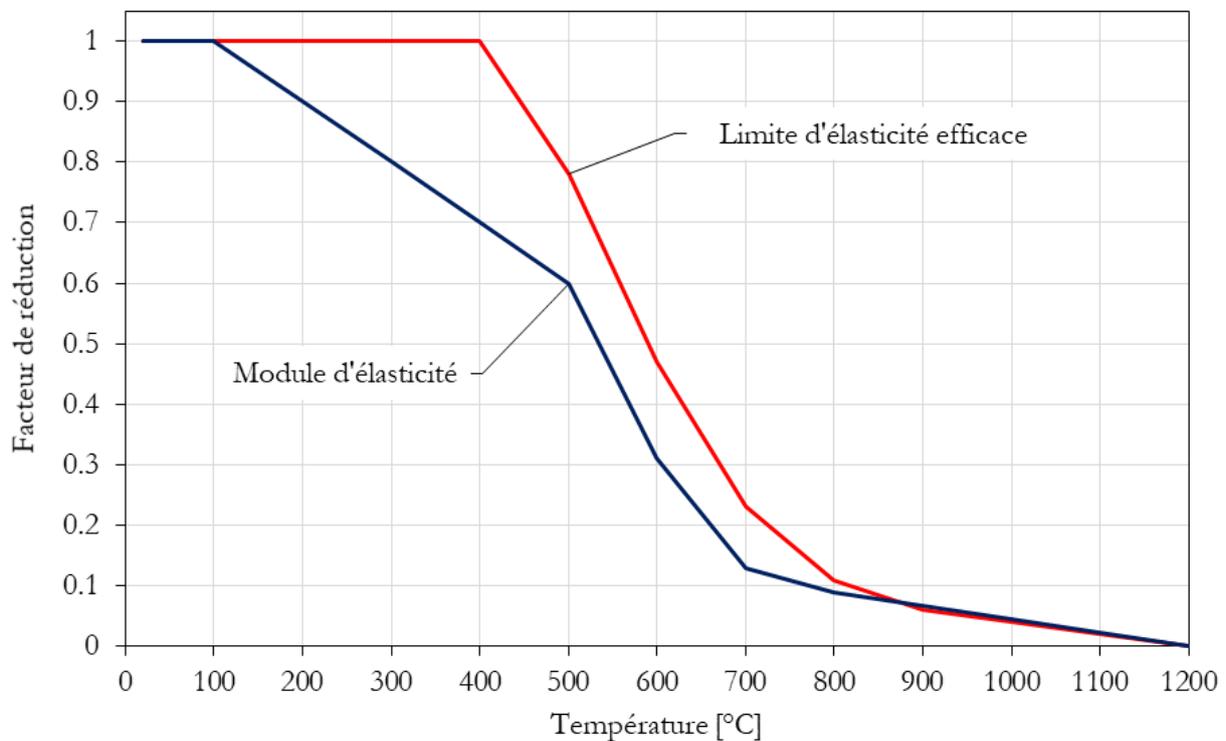


FIGURE IV.32 – Facteurs de réduction pris en compte pour la modélisation du comportement thermomécanique de l'acier [7].

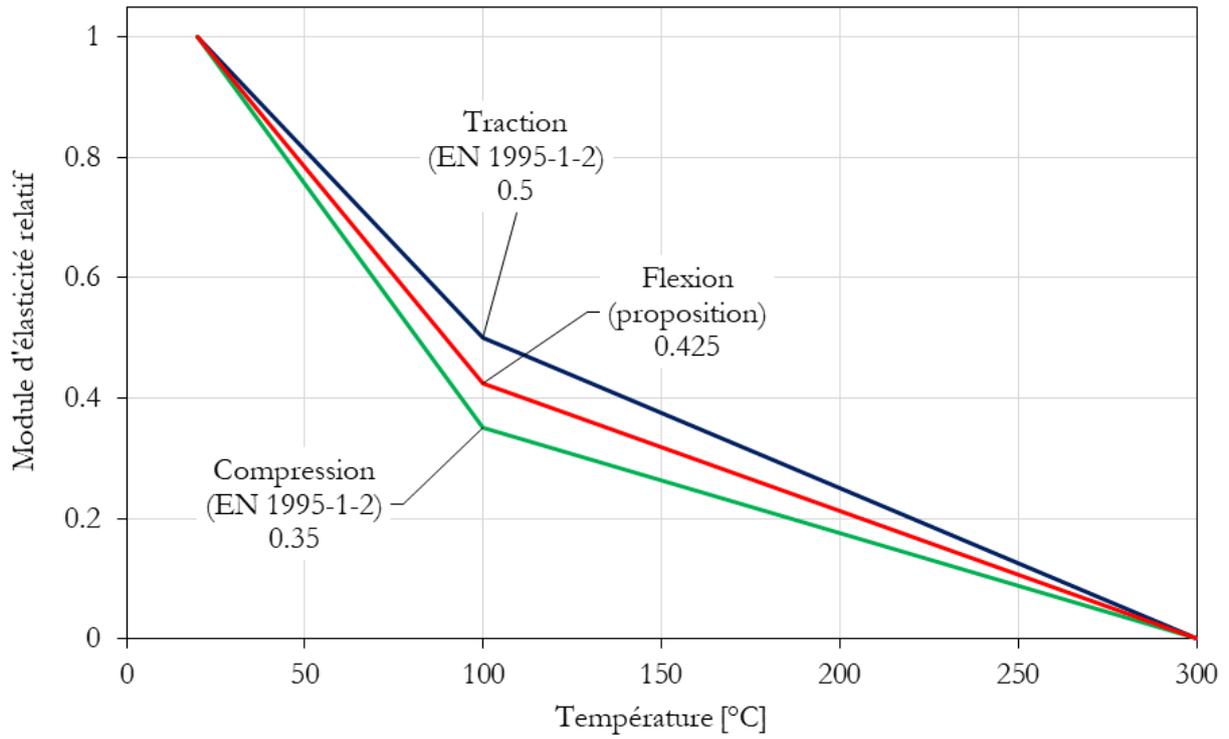


FIGURE IV.33 – Facteurs de réduction pour les modules d'élasticité du bois.

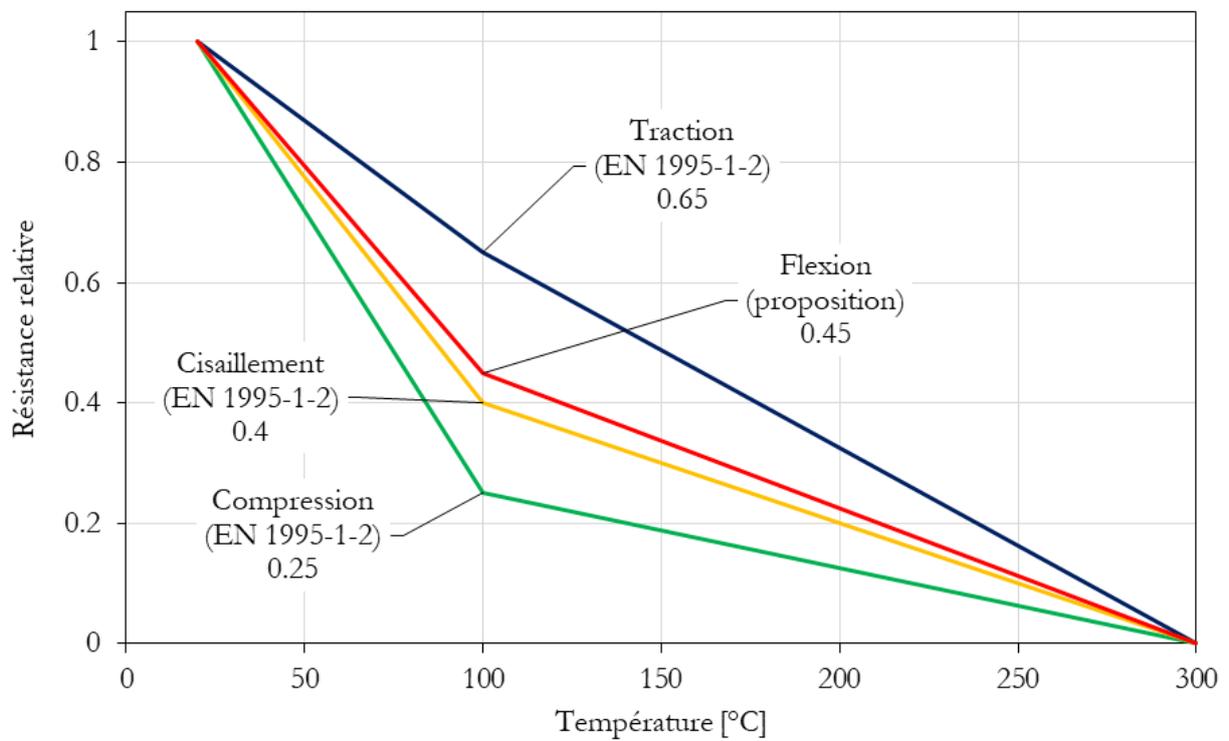


FIGURE IV.34 – Facteurs de réduction pour la résistance du bois.

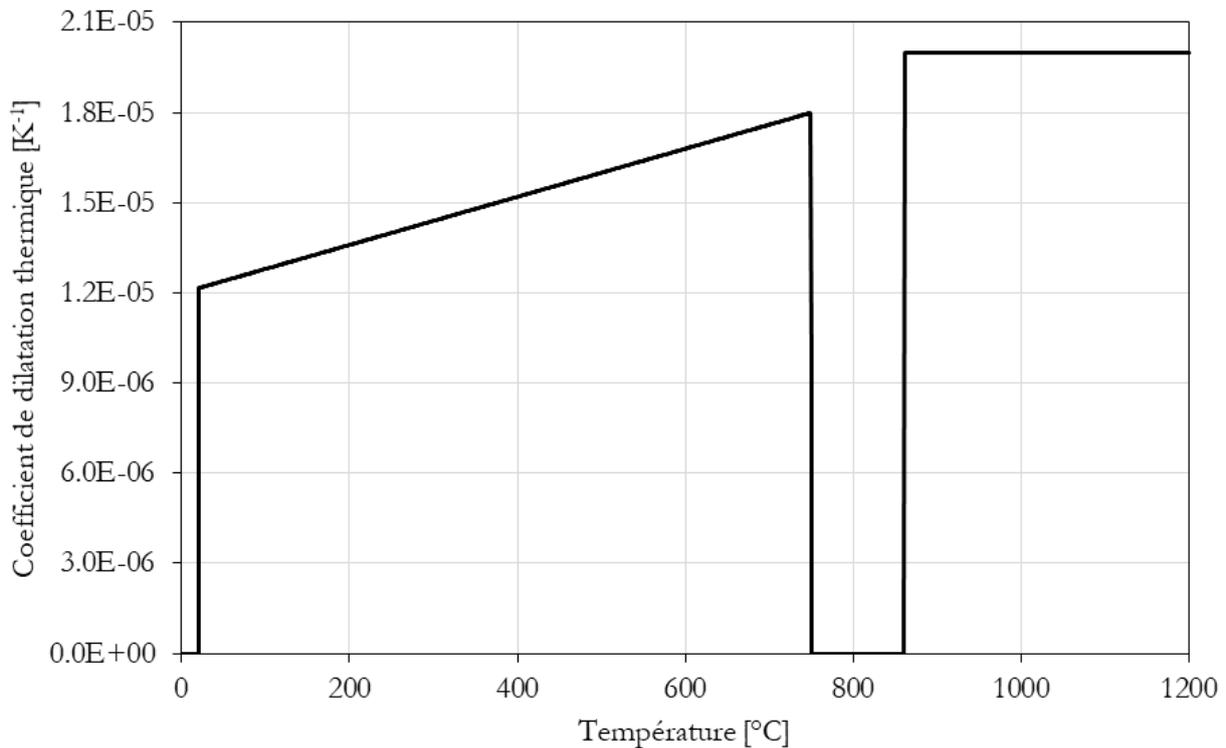


FIGURE IV.35 – Évolution du coefficient de dilatation thermique de l'acier en fonction de la température.

### IV.II.3 Résultats

Les normes EN 1363-1 et 13501-2 [61, 251] donnent deux critères pour aider à identifier la ruine des poutres fléchies testées au feu. Ces critères portent sur le déplacement à mi-travée : l'un fixe une valeur de flèche maximale, tandis que l'autre fixe une vitesse de déplacement limite. La poutre testée est réputée ruinée si les deux critères sont atteints, ou que la flèche atteint une valeur égale à 1,5 fois le déplacement limite. Ces critères sont exprimés de la façon suivante (équation IV.3) :

$$\begin{array}{ll}
 \text{Déplacement limite [mm]} & \text{Vitesse limite de déplacement [mm/min]} \\
 D_{\text{limite}} = \frac{L^2}{400d} & \left(\frac{dD}{dt}\right)_{\text{limite}} = \frac{L^2}{9000d}
 \end{array} \quad (\text{IV.3})$$

Où :

$L$  (= 4400 mm) est la portée de la poutre;

$d$  (= 273 mm) est « la distance entre la fibre extrême de la zone de compression de dimensionnement à froid et la fibre extrême de la zone extensible de dimensionnement à froid de la section structurale » [61].

Dans le cas des poutres AB1 et AB2, le déplacement limite vaut 177 mm, tandis que la vitesse limite de déplacement vaut 7,88 mm/min. Lors de l'essai CSTB n°3, qui porte sur la poutre AB1, les deux critères sont atteints, mais lors de l'essai CSTB n°4, la déformation de la poutre AB2 ne permet pas de mesurer un déplacement à mi-travée équivalent au déplacement limite. La poutre AB2 est finalement extraite du four pour des raisons de sécurité (stabilité des dalles isolantes), et on se base uniquement sur le critère relatif à la vitesse de déplacement pour cet essai.

Au vu de la déformée de AB2 observée à la sortie du four (figure IV.36), il apparaît que le déplacement vertical maximal est situé au droit d'un point d'application des charges plutôt qu'à la mi-travée. Cela est vraisemblablement dû au fait que les résidus carbonisés de la pièce de bois constituant la protection de la semelle inférieure se sont davantage dégradés d'un côté que de l'autre (figure IV.36). Cela peut s'expliquer en partie par le fait que la moitié de la protection située du côté de l'appui n°1 est parcourue par des thermocouples blindés qui forment un maillage ténu, et

qui semblent maintenir une certaine cohésion entre les résidus carbonisés et empêcher l'effritement de la protection. En revanche, la partie située du côté de l'appui n°2 n'est pas instrumentée et ne bénéficie pas d'une telle « armature ». À l'inverse, la poutre AB<sub>I</sub>, dont la semelle inférieure n'est pas protégée, présente une déformée symétrique à la sortie du four (figure IV.37).



FIGURE IV.36 – Déformée de la poutre AB<sub>2</sub> à l'issue de l'essai CSTB n°4 (appui n°1 situé à gauche, appui n°2 situé à droite).



FIGURE IV.37 – Déformée de la poutre AB<sub>I</sub> à l'issue de l'essai CSTB n°3.

Ces critères permettent de déterminer les durées de résistance au feu données au tableau IV.10. Ces durées sont comparées à celle que l'on détermine pour le même profilé métallique, mais non protégé, et soumis au même taux de chargement : 43%. Au vu des mesures à froid réalisées pour la configuration A, ce chargement correspond à un moment valant 65 kN.m. L'échauffement de ce profilé non-protégé est calculé conformément à l'EN 1993-1-2 et supposé uniforme (équation I.3), puis il est comparé à la température critique associée à un taux de chargement de 43%, c'est-à-dire 609 °C (figure I.10). Ce calcul permet d'établir que la configuration A présente une durée de résistance au feu égale à 13 min, lorsqu'elle est placée dans les conditions des essais CSTB n°3 et n°4. On constate alors que les configurations AB<sub>I</sub> et AB<sub>2</sub> permettent de reprendre 40 à 70% de charge en plus en cas d'incendie, et de résister au feu respectivement 2.2 et 6.3 fois plus longtemps. La protection apportée par le bois est donc significative. Enfin, on montre que si la configuration AB<sub>I</sub> ne permet pas d'atteindre R<sub>30</sub>, la configuration AB<sub>2</sub> permet largement d'atteindre R<sub>60</sub>. Le fait de protéger la semelle inférieure avec une épaisseur de bois de 45 mm permet donc d'augmenter considérablement la résistance au feu.

TABLEAU IV.10 – Durées de résistance au feu mesurées pour les poutres mixtes AB<sub>1</sub> et AB<sub>2</sub> comparées à celle calculée pour la poutre « acier seul » (A).

Poutre	AB <sub>1</sub>	AB <sub>2</sub>	A
Moment appliqué en situation d'incendie * [kN.m]	91,0	110,7	65,5
Durée de résistance au feu	29 min (essai)	81 min (essai)	13 min (calcul)

\* 43% du moment maximum mesuré à froid.

Les figures IV.38 et IV.39 montrent l'évolution de la flèche affectant respectivement AB<sub>1</sub> et AB<sub>2</sub> au cours de leur exposition au feu ISO. En les comparant, on constate qu'AB<sub>1</sub> se déforme beaucoup plus tôt à cause de la dilatation de sa semelle inférieure qui est exposée au feu. À l'inverse, AB<sub>2</sub> ne se déforme presque pas pendant la première heure d'exposition au feu, puis elle fléchit avec une vitesse croissante sous l'effet conjugué de la dilatation thermique et de la chute des propriétés mécaniques de la semelle, toutes deux enclenchées par la dégradation de la protection inférieure que constitue le capot.

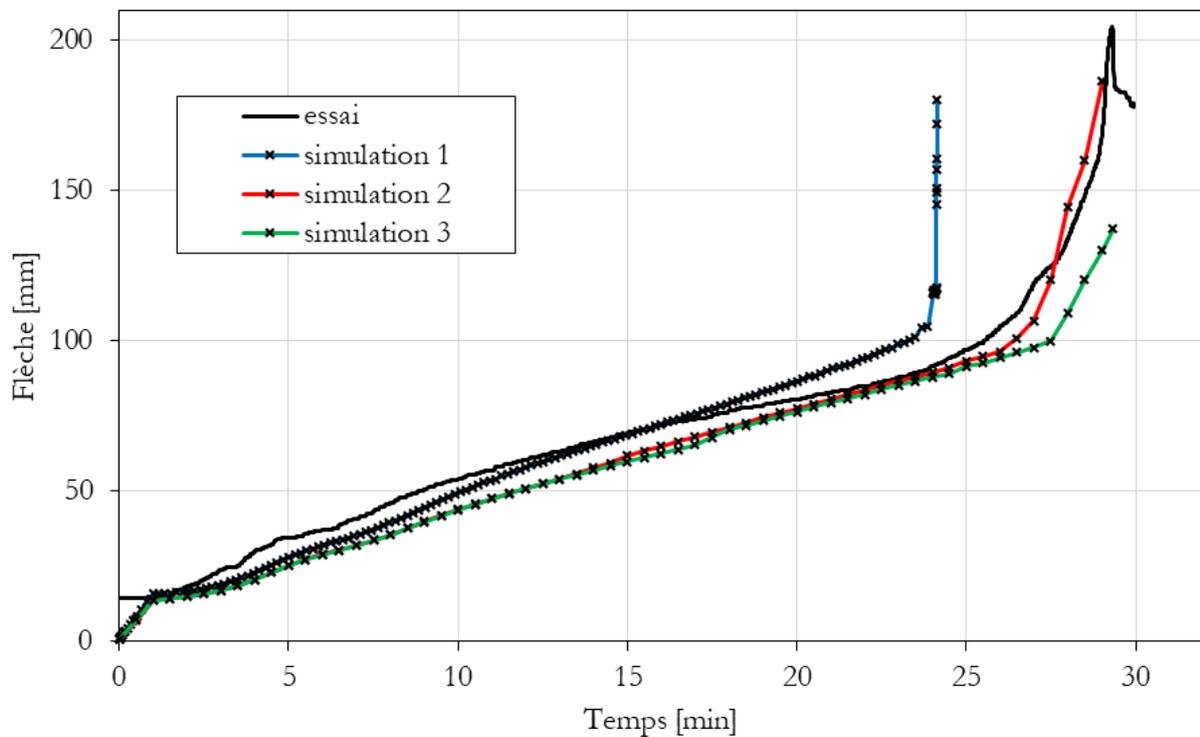


FIGURE IV.38 – Évolution de la flèche au cours du temps obtenue pour la poutre AB<sub>1</sub>.

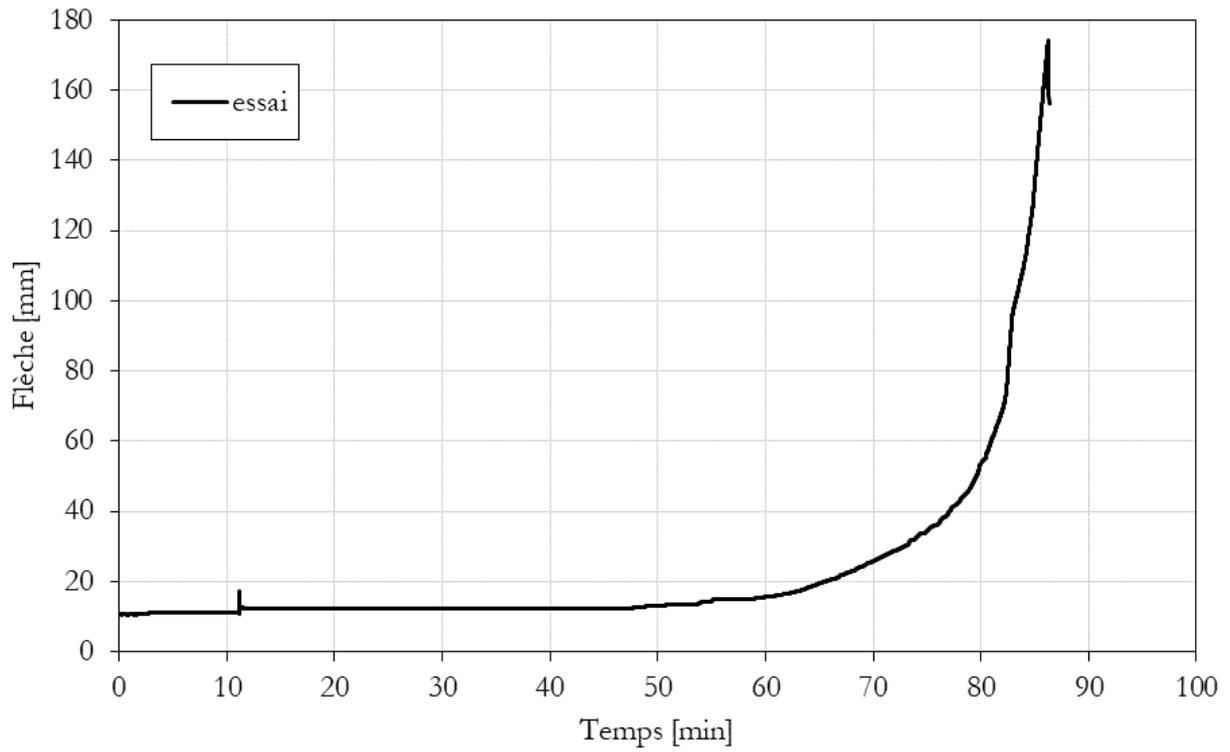


FIGURE IV.39 – Évolution de la flèche au cours du temps obtenue pour la poutre AB2.

La figure IV.38 montre les résultats obtenus pour différentes approches de simulation numérique.

- Simulation 1 : le sous-modèle thermique prend en compte la protection thermique partielle apportée par le bois, mais ce dernier n'est pas simulé dans le sous-modèle mécanique. Cela revient à dire que la contribution mécanique du bois est négligée et qu'il est envisagé exclusivement comme matériau de protection contre le feu. Une autre manière de modéliser cet état serait d'associer une rigidité nulle au matériau bois.
- Simulation 2 : le sous-modèle thermique reste inchangé, mais la contribution mécanique du bois est cette fois simulée dans le sous-modèle mécanique. Pour ce faire, on considère les facteurs de réduction que l'on propose pour la rigidité et la résistance en flexion (respectivement 0,425 et 0,45 à 100°C - figures IV.33 et IV.34).
- Simulation 3 : le sous-modèle thermique est inchangé mais on introduit une variante dans le sous-modèle mécanique. On considère alors que la réduction des propriétés du bois en traction prévaut sur celle qui s'applique en compression, car la poutre mixte est protégée par la dalle isolante sur sa face supérieure. Autrement dit, le mode de sollicitation le plus impactant est la traction. On considère alors les facteurs de réduction donnés dans l'EN1995-1-2 pour la rigidité et la résistance en traction (respectivement 0,5 et 0,65 à 100°C - figures IV.33 et IV.34).

On constate alors que la simulation 1 fait en sorte que l'on sous-estime la résistance au feu de la poutre mixte, puisqu'elle rend compte d'une ruine qui survient autour de 24 min, au lieu de 29 min dans la réalité. Cet écart montre que pour les configurations testées, dans les conditions testées, le bois contribue effectivement à la résistance de la poutre mixte en situation d'incendie. On note toutefois que dans le cadre des essais réalisés, les appuis sont isolés et le bois ne brûle pas, ni ne se dégrade à leur aplomb. De la même manière, les cales assurant le transfert des charges entre la semelle supérieure et les poutres latérales en bois se retrouvent isolées, à cause de la nécessité de protéger du feu les points de chargement. Dans le cas où ces derniers et/ou les appuis se retrouveraient exposés au feu, il n'est pas certain que le transfert des charges de l'acier vers le bois puisse être maintenu, le bois pourrait alors perdre son rôle mécanique.

Par ailleurs, on constate que la ruine survient trop tard lorsqu'on considère que la traction est la sollicitation prédominante et que l'on choisit d'adopter les facteurs de réduction qui y sont associés. La durée d'exposition simulée ne permet pas de déterminer la ruine de la poutre, mais la figure IV.38 montre bien que celle-ci s'initie trop tard, et qu'un décalage se met en place. Une meilleure correspondance avec les résultats d'essai est observée lorsqu'on considère la simulation 2. La démarche qui consiste à construire des facteurs de réduction en flexion, que l'on prend comme la moyenne de ceux disponibles pour la traction et la compression, semble donc être correcte. On montre alors qu'il est possible de simuler avec précision le comportement thermomécanique des poutres mixtes semblables à AB1, et que l'on peut prévoir leur résistance au feu avec une précision satisfaisante par le biais de la simulation numérique.

## CHAPITRE IV.iii

# BILAN SUR L'ANALYSE THERMOMÉCANIQUE

---

Deux essais au feu permettent de tester les configurations suivantes :

- une configuration mixte acier-bois dont l'acier est partiellement exposé au feu (AB1);
- un profilé totalement protégé par 45 mm de bois (AB2).

L'analyse repose sur des températures mesurées au droit de différentes sections, ainsi que sur l'évolution de la flèche des poutres chargées mécaniquement.

On met en évidence le fait que la sollicitation mécanique a un impact sur l'évolution des températures dans l'acier et dans le bois. En effet, la déformation en flexion des poutres engendre l'ouverture des joints d'assemblages, et favorise ainsi la combustion du bois qui les jouxte, ainsi que l'échauffement de l'acier au droit de ces joints. Cet échauffement provoque en retour un accroissement de la flèche par le biais de la réduction des propriétés mécaniques de l'acier. Ce phénomène est surtout visible à la mi-travée, là où la déformation en flexion engendre l'ouverture de joints la plus importante. On le met en évidence par une comparaison des résultats suivants :

- températures mesurées sur les poutres chargées mécaniquement;
- températures mesurées sur les poutres non-chargées;
- températures simulées.

Pour la configuration AB2, on montre alors que la perte d'étanchéité des joints d'assemblage, ainsi que la dégradation progressive de la pièce de bois qui protège la semelle (capot), engendrent une exposition croissante de la semelle aux gaz chauds. On parvient à simuler ce phénomène en faisant évoluer les conditions aux limites du modèle au cours du temps.

Les essais montrent que les poutres AB1 et AB2 présentent des résistances au feu respectives de 29 et 81 min, avec un chargement mécanique égal à 43% de la charge ultime expérimentale obtenue à froid. Le calcul montre que le profilé qui les constitue résiste au feu pendant 13 min s'il n'est pas protégé, en considérant le même taux de chargement. On perçoit donc l'efficacité de la protection thermique apportée par le bois, ainsi que l'intérêt de considérer une configuration pour laquelle l'acier est complètement protégé. Les principaux résultats d'essais au feu dégagés dans la revue de littérature (cf. sous-section B) font état d'une résistance au feu d'une heure garantie pour une épaisseur du bois de protection égale à 60 mm. On montre ici qu'il est possible d'aller plus loin.

Enfin, la simulation numérique permet de montrer que la résistance mécanique des éléments en bois contribue à retarder la ruine de la poutre mixte en cas d'incendie. Le bois n'est alors plus considéré seulement comme un matériau de protection contre le feu, mais aussi comme un matériau permettant de contribuer à la raideur et à la résistance de la poutre mixte en cas d'incendie. On montre aussi que l'association d'éléments en bois avec un profilé métallique, telle qu'on la propose, permet d'augmenter la résistance mécanique de ce dernier de manière significative, à froid comme à chaud.

# **CONCLUSION**

# CONCLUSION

---

La revue de littérature montre que parmi les nombreuses manières d'associer le bois et l'acier, celle qui consiste à fabriquer une poutre mixte en insérant des poutres en bois entre les semelles d'un profilé métallique en « I » présente un fort potentiel sur le plan mécanique.

En théorie, le comportement de ce type de poutre mixte correspond à la superposition des capacités de ses composants, du moins dans le domaine élastique, car les éléments constitutifs de la poutre partagent le même axe neutre. À l'inverse, on montre que la connexion mécanique d'un profilé en « T » avec deux membrures latérales en bois permet d'obtenir un gain de raideur (+6% dans le cas considéré), car les axes neutres des composants de la poutre présentent un excentrement. Ce gain de raideur n'existe que s'il existe un transfert du cisaillement longitudinal entre les différentes pièces composant la poutre mixte.

Dans la pratique, pour une poutre dont les constituants partagent le même axe neutre, la revue de littérature montre qu'il est difficile d'obtenir un gain de raideur en augmentant le degré de connexion entre l'acier et le bois. Cependant, il est possible d'obtenir une augmentation de la résistance par ce biais. Néanmoins, dans de nombreux cas, la multiplication des organes d'assemblage se révèle contre-productive en entraînant la fragilisation et la rupture prématurée du bois. Dans tous les cas, un renforcement du profilé métallique vis-à-vis des phénomènes d'instabilité est observé, et la ruine de la poutre survient lors de la rupture du bois en traction parallèle au fil.

Les poutres mixtes étudiées sont fabriquées en insérant des poutres en bois lamellé-collé entre les semelles d'un profilé IPE 270, leurs composants partagent donc le même axe neutre. La connexion entre les éléments constitutifs des poutres mixtes testées ne permet pas la transmission du cisaillement longitudinal entre eux, et le transfert des charges se fait par contact entre le profilé métallique et les poutres en bois, par l'intermédiaire de cales métalliques au droit des points de chargement.

On confirme par des essais qu'il n'existe aucun effet composite dans le domaine élastique-linéaire pour ce type de configuration. On montre que les raideurs mesurées pour les poutres mixtes testées correspondent à la superposition des raideurs de leurs éléments constitutifs. La raideur mesurée pour la configuration mixte AB<sub>1</sub>, dont les poutres en bois présentent une largeur unitaire de 65 mm, est 14% plus importante que celle du profilé métallique pris seul. Cette augmentation de la raideur procurée par le bois est portée à 32% pour la configuration AB<sub>2</sub>, qui comporte des poutres en bois de largeur 115 mm.

En revanche, on met en évidence un effet composite qui survient à partir du moment où l'acier commence à se plastifier. On observe un gain de résistance inattendu au vu de la géométrie de la poutre mixte et de son mode d'assemblage. Ce gain permet d'atteindre des charges ultimes mesurées pour les configurations AB<sub>1</sub> et AB<sub>2</sub> qui sont respectivement 38% et 70% plus importantes que celle mesurée pour le profilé IPE 270 pris seul.

On comprend donc que l'intérêt des poutres étudiées porte davantage sur leur résistance que sur leur raideur. Mais la littérature montre que l'effet composite qui génère le gain de raideur n'est pas systématique, en particulier pour des configurations mettant en œuvre des profilés de hauteur réduite (< 200 mm). Il serait alors intéressant de porter plus loin l'analyse de ce type de configuration en établissant les critères permettant d'obtenir l'effet composite observé dans le domaine non-linéaire, et in fine, une augmentation de la résistance.

Les gains de résistance indiqués ici ne tiennent pas compte du renfort apporté par le bois vis-à-vis du déversement du profilé métallique, car le dispositif d'essai employé fait en sorte de limiter ce dernier en procurant un maintien latéral externe pour toutes les poutres testées. Dans le cas où le déversement ne serait pas empêché, la charge ultime mesurée serait certainement plus faible pour le profilé métallique pris seul, mais pas forcément pour les configurations mixtes. Le gain de résistance pourrait alors dépasser les valeurs indiquées ici. Des investigations supplémentaires sont nécessaires pour quantifier et appréhender plus précisément le phénomène de renforcement du profilé aux instabilités géométriques.

On montre aussi que la rupture du bois est retardée par cette association avec l'acier. Il existe donc un renforcement mutuel des matériaux du fait de leur association. On parvient à simuler le comportement mécanique des poutres modélisées en augmentant la limite d'élasticité de l'acier modélisé de 7% par rapport à la valeur mesurée, et en augmentant la résistance du bois en traction longitudinale de 25% à 50%. On perçoit alors que le freinage externe du bois ainsi que le raidissement transversal du profilé sont potentiellement responsables du comportement composite observé, mais des travaux supplémentaires demeurent nécessaires pour comprendre pleinement les phénomènes physiques réels qui sous-tendent l'augmentation des propriétés mécaniques des matériaux opérée dans le modèle numérique.

Sur le plan du comportement en situation d'incendie, la revue de littérature montre que le bois peut être utilisé comme un matériau de protection contre le feu pour des profilés métalliques. Les essais au feu les plus aboutis montrent que la protection d'un profilé métallique par une épaisseur de bois de 60 mm permet de garantir une résistance au feu de la structure pendant une heure (R60). Ces essais ont permis la construction de bâtiments où le bois est utilisé pour protéger une charpente métallique vis-à-vis du feu, jusqu'à R+7.

Les essais réalisés pendant cette thèse montrent que la résistance au feu de telles structures peut se révéler plus élevée. En effet, une des poutres mixtes testées (configuration AB<sub>2</sub>) résiste au feu pendant 81 min alors que le profilé métallique est protégé par 45 mm de bois. La portée testée est alors de 4,4 m, et le taux de chargement considéré correspond à 43% de la charge ultime mesurée à froid. La poutre AB<sub>1</sub>, dont la semelle inférieure est exposée au feu, résiste pendant 29 min lorsqu'elle est soumise aux mêmes conditions. Cette résistance au feu est assez faible, mais reste plus de deux fois plus importante que celle d'un profilé non-protégé soumis au même taux de chargement.

Des essais au feu sur des éprouvettes non chargées permettent d'appréhender plus finement l'échauffement des profilés métalliques, à travers l'analyse d'une grande variété de configurations.

À cette occasion, on montre que la mesure des températures dans le bois est fortement influencée par la méthode d'instrumentation employée. On retient finalement une méthode consistant à insérer des thermocouples isolés ( $\varnothing$  1,5 mm) dans des forages parallèles aux isothermes, de diamètre réduit (3 mm), et de profondeur raisonnable (entre 50 et 100 mm).

Ces essais permettent de montrer que la protection totale des profilés métalliques, même avec une faible épaisseur de bois, limite considérablement leur échauffement, et permet de tirer profit de l'eau contenue dans le bois. En effet, le bois de construction présente un taux d'humidité généralement compris entre 10 et 15%. En situation d'incendie, une partie de cette eau migre vers l'intérieur de la section sous l'effet d'un gradient de pression de vapeur, et finit par s'accumuler contre l'acier. Ce dernier est alors maintenu à 100°C jusqu'à ce que l'intégralité de cette eau puisse s'échapper dans le milieu extérieur. Ce phénomène peut durer plusieurs minutes et sa durée dépend de la quantité d'eau qui parvient jusqu'à l'acier, et donc de l'épaisseur de la protection en bois, ainsi que de la perméabilité de l'essence de bois employée. Lorsque l'acier est partiellement protégé, le profilé s'échauffe par conduction thermique et échauffe le bois adjacent. L'eau contenue dans le bois s'éloigne alors du profilé et n'agit pas sur sa température.

Ces essais mettent également en évidence l'importance de l'étanchéité des joints d'assemblage, qui permet à la fois d'empêcher la pénétration de gaz chauds, et l'échappement de la vapeur d'eau. On montre que la sollicitation mécanique a un effet sur l'échauffement de l'acier, et la combustion du bois, en déformant les poutres mixtes de façon à favoriser l'ouverture des joints d'assemblage. La dégradation des performances mécaniques de la poutre mixte se retrouve alors accélérée, et sa résistance au feu diminuée. On préconise alors de maintenir ces joints fermés au moyen d'un adhésif adapté, ou d'augmenter leur sinuosité.

Outre le comportement pendant l'exposition au feu, on étudie également le comportement des poutres mixtes pendant la phase de refroidissement. On observe fréquemment, mais pas systématiquement, une poursuite ou une reprise de la combustion pendant cette phase. On montre que les configurations creuses génèrent une ventilation qui permet d'alimenter en oxygène la combustion du bois résiduel. Cette dernière a alors de fortes chances d'entraîner un échauffement significatif du profilé métallique, qui est susceptible d'entraîner sa ruine peu après la fin de l'exposition au feu. En revanche, les configurations pleines présentent une combustion du bois résiduel moins intense, ce qui génère un échauffement du profilé métallique beaucoup plus tardif, sans que des températures susceptibles de compromettre sa stabilité ne soient systématiquement atteintes. À ce titre, les configurations pleines se révèlent plus performantes que les configurations creuses.

Enfin, un modèle numérique est proposé pour simuler le comportement thermomécanique des poutres mixtes en situation d'incendie. Il permet notamment de montrer que le bois ne joue pas simplement un rôle d'isolant thermique, mais qu'il contribue mécaniquement à la résistance des poutres mixtes exposées au feu. L'exploitation de ce modèle pourrait être étendue en faisant varier des paramètres tels que le taux de chargement ou la portée des poutres mixtes.

L'ensemble de ces résultats montre que l'association de l'acier et du bois au sein d'une poutre mixte permet d'obtenir des gains de résistance significatifs par rapport à des poutres homogènes, à froid comme en situation d'incendie. On parvient ainsi à combiner les atouts de l'acier et du bois, de manière à constituer des poutres mixtes performantes. On montre notamment que le bois joue à la fois un rôle de protection thermique et de renforcement mécanique du profilé métallique, et on met en évidence le renforcement mutuel des différents composants des poutres mixtes étudiées. Les travaux réalisés permettent de démontrer le potentiel des configurations étudiées, de contribuer à une meilleure compréhension de leur comportement à froid et au feu, et de soulever de nouvelles problématiques et possibilités d'investigation sur des points spécifiques.

# BIBLIOGRAPHIE

---

- [1] J. MOREL. *Conception et calcul des structures métalliques*. 1989.
- [2] A. BOUCHAÏR. *Modélisation non linéaire du comportement local des assemblages bois*. Thèse, Université Blaise Pascal - Clermont-Ferrand, 1993.
- [3] M. LANDOWSKI ET B. LEMOINE. *Concevoir et construire en acier*. 2012.
- [4] MSC SOFTWARE CORPORATION. *Marc 2014.2 - Volume A : Theory and User Information*. 2015.
- [5] M. A. HIRT, R. BEZ, ET A. NUSSBAUMER. *Construction métallique - notions fondamentales et méthodes de dimensionnement*. Presses Polytechniques et Universitaires Romandes, Lausanne, 2<sup>e</sup> édition, 2006.
- [6] A. H. BUCHANAN ET A. K. ABU. *Structural Design for Fire Safety*. John Wiley & Sons, Ltd, Chichester, 2<sup>de</sup> édition, 2017.
- [7] EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION. *EN 1993-1-2 - Eurocode 3 - Design of steel structures - Part 1-2 : General rules - Structural fire design*. 2005.
- [8] T. C. H. LIU. *Finite element modelling of behaviours of steel beams and connections in fire*. Journal of Constructional Steel Research, 36(3) : 181–199, 1996.
- [9] FOREST PRODUCTS LABORATORY. *Wood Handbook*. Madison, 2021.
- [10] J. F. DAVALOS, J. R. LOFERSKI, S. M. HOLZER, ET V. YADAMA. *Transverse Isotropy Modeling of 3-D Glulam Timber Beams*. Journal of Materials in Civil Engineering, 3(2) : 125–139, 1991.
- [11] B. KASAL. *Wood Formation and Properties | Mechanical Properties of Wood*. Dans : *Encyclopedia of Forest Sciences*, pages 1815–1828. Elsevier, Oxford, 2004.
- [12] T. ARENDS, A. J. BARAKAT, ET L. PEL. *Moisture transport in pine wood during one-sided heating studied by NMR*. Experimental Thermal and Fluid Science, 99 : 259–271, 2018.
- [13] E. L. SCHAFFER. *Charring Rate Of Selected Woods - Transverse To Grain*. FPL Research paper 69, 1967.
- [14] R. H. WHITE ET E. L. SCHAFFER. *Transient Moisture Gradient in Fire-Exposed Wood Slab*. Wood and Fiber Science, 13(1) : 17–38, 1981.
- [15] M. SEDIGHI GILANI, P. VONTOBEL, E. LEHMANN, J. CARMELIET, ET D. DEROME. *Moisture migration in wood under heating measured by thermal neutron radiography*. Experimental Heat Transfer, 27(2) : 160–179, 2014.
- [16] M. SEDIGHI GILANI, E. HUGI, S. CARL, P. PALMA, ET P. VONTOBEL. *Heat Induced Desorption of Moisture in Timber Joints with Fastener During Charring*. Fire Technology, 51(6) : 1433–1445, 2015.
- [17] J. KÖNIG. *Effective thermal actions and thermal properties of timber members in natural fires*. Fire and Materials, 30(1) : 51–63, jan 2006.
- [18] J. B. ZICHERMAN ET R. B. WILLIAMSON. *Microstructure of wood char - Part 1: Whole wood*. Wood Science and Technology, 15(4) : 237–249, 1981.
- [19] A. FRANGI. *Brandverhalten von Holz-Beton-Verbunddecken*. Rapport, ETH Zürich, Bâle, 2001.
- [20] P. B. CACHIM ET J.-M. FRANSSSEN. *Comparison between the charring rate model and the conductive model of Eurocode 5*. Fire and Materials, 33(3) : 129–143, apr 2009.
- [21] EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION. *EN 1995-1-2 - Eurocode 5 - Design of timber structures - Part 1-2 : General - Structural fire design*. 2004.
- [22] M. FUJITA ET M. IWATA. *Bending test of the composite steel-timber beam*. Applied Mechanics and Materials, 351-352 : 415–421, 2013.

- [23] F. RIOLA PARADA. *Timber-steel Hybrid beams for multi-storey buildings*. Thèse, Technischen Universität Wien, 2016.
- [24] M. T. TSAI ET T. D. H. LE. *Determination of initial stiffness of timber-steel composite (TSC) beams based on experiment and simulation modeling*. Sustainability, 10(4), 2018.
- [25] S. DUAN, W. ZHOU, X. LIU, J. YUAN, ET Z. WANG. *Experimental Study on the Bending Behavior of Steel-Wood Composite Beams*. Advances in Civil Engineering, 2021 : 1315849, 2021.
- [26] L. TWILT ET J. WITTEVEEN. *The fire resistance of wood-clad steel columns*. Fire Prevention Science and Technology, 11 : 14–20, 1974.
- [27] S. UESUGI, T. HARADA, ET Y. NAMIKI. *Fire resistance of sugi covering materials for structural steel*. Journal of Wood Science, 48(4) : 343–345, 2002.
- [28] H. MASUDA, S. YUSA, T.-A. KAWAI, ET Y. NAMIKI. *Fire resistance of hybrid wooden structure, Part 9 : Loaded fire resistance test on heavy-timber beam structure*. Dans : *Annual meeting of Architectural Institute of Japan*, pages 139–140, 2004.
- [29] M. SHIRAIWA, S. YUSA, H. MASUDA, T.-A. KAWAI, Y. NAMIKI, ET H. SAITO. *Fire resistance on hybrid wooden structure, Part 8 : Experimental fire resistance study on self-charring-stop wooden column structure*. Dans : *Annual meeting of Architectural Institute of Japan*, pages 137–138, 2004.
- [30] F. RIOLA-PARADA, K. TAVOUSSI, A. FADAI, W. WINTER, ET L. STOCKERT. *Fire performance of prefabricated timber-steel-concrete ribbed decks*. Dans : *World Conference on Timber Engineering*, 2018.
- [31] J. NATTERER, J.-L. SANDOZ, ET M. REY. *Construction en bois - Matériaux, technologie et dimensionnement*. Presses Polytechniques et Universitaires Romandes, Lausanne, 2011.
- [32] B. JURKIEWIEZ, C. GRAZIDE, A. BOUCHAIR, ET S. DURIF. *Structures mixtes acier - bois - Essais flexion - Rapport de la campagne d'essais 2016-2017*. 2017.
- [33] B. JURKIEWIEZ, S. DURIF, ET A. BOUCHAIR. *Behaviour of steel-timber beam in bending*. 8<sup>th</sup> European Conference on Steel and Composite Structures, pages 2283–2291, 2017.
- [34] Y. OKOSHI. *Design method of the composite steel-timber structure using buckling restrained knee braces*. Thèse, Yamaguchi University, 2018.
- [35] EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION. *EN ISO 6892-1 - Metallic materials - Tensile testing - Part 1 : method of test at room temperature*. 2019.
- [36] EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION. *EN 408+A1 - Structural timber and glued laminated timber - Determination of some physical and mechanical properties*. 2012.
- [37] SPECIAL METALS CORPORATION. *INCONEL® alloy 600*. 2008.
- [38] L. TERREI, Z. ACEM, V. MARCHETTI, P. LARDET, P. BOULET, ET G. PARENT. *In-depth wood temperature measurement using embedded thin wire thermocouples in cone calorimeter tests*. International Journal of Thermal Sciences, 162 : 11, 2021.
- [39] I. POPE, J. P. HIDALGO, ET J. L. TORERO. *A correction method for thermal disturbances induced by thermocouples in a low-conductivity charring material*. Fire Safety Journal, 120 : 103077, 2021.
- [40] R. ITTERBEEK. *Conduction unidirectionnelle en régime variable - Milieu semi-infini*. Dans : *Dynamique des systèmes thermiques*, chapitre 3. 2020.
- [41] D. GUITARD. *Mécanique du matériau bois et composites*. Collection Nabla. Cépaduès, Toulouse, 1987.
- [42] EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION. *EN 13183-1 - Moisture content of a piece of sawn timber - Part 1 : determination by oven dry method*. 2002.
- [43] EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION. *EN 10020 - Definition and classification of grades of steel*. 2000.
- [44] F. T. MAHI ET C. L. NASSARALLA. *Iron Production*. Dans : *Reference Module in Materials Science and Materials Engineering*. Elsevier, 2016.

- [45] R. J. HOLMES, Y. LU, ET L. LU. *Introduction: Overview of the global iron ore industry*. Dans : *Iron Ore - Mineralogy, Processing and Environmental Sustainability*, chapitre 1, pages 1–56. Woodhead Publishing, 2022.
- [46] D. KOLANI. *Modélisation thermo-chimio-mécanique de la cokéfaction : contribution à la compréhension du mécanisme de poussée*. Thèse, Université d'Orléans, 2013.
- [47] INTERNATIONAL ENERGY AGENCY. *Coking coal production 1990-2020*, 2021.
- [48] WORLD STEEL ASSOCIATION. *Steel facts*. 2018.
- [49] A. ALLANORE, L. YIN, ET D. R. SADOWAY. *A new anode material for oxygen evolution in molten oxide electrolysis*. *Nature*, 497(7449) : 353–356, 2013.
- [50] J. A. PAJARES ET M. A. DÍEZ. *Coal and Coke*. Dans : *Encyclopedia of Analytical Science*, 2, pages 173–192. Academic Press, Oxford, 3<sup>e</sup> édition, 2014.
- [51] EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION. *EN 1993-1-4 - Eurocode 3 - Design of steel structures - Part 1-4 : General rules - Supplementary rules for stainless steels*. 2007.
- [52] CONSTRUIRACIER. *Lexique de construction métallique et de résistance des matériaux*. 2013.
- [53] R. KINDMANN ET M. KRAUS. *Steel Structures: Design using FEM*. 2012.
- [54] L. GARDNER, X. YUN, A. FIEBER, ET L. MACORINI. *Steel Design by Advanced Analysis: Material Modeling and Strain Limits*. *Engineering*, 5(2) : 243–249, 2019.
- [55] Z. KALA ET J. KALA. *Sensitivity Analysis of Stability Problems of Steel Structures using Shell Finite Elements and Nonlinear Computation Methods*. Dans : *AIP Conference Proceedings*, 1389, pages 1865–1868. American Institute of Physics, 2011.
- [56] S. DURIF, A. BOUCHAÏR, ET O. VASSART. *Experimental tests and numerical modeling of cellular beams with sinusoidal openings*. *Journal of Constructional Steel Research*, 82 : 72–87, 2013.
- [57] EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION. *EN 1994-1-2 - Eurocode 4 - Design of composite steel and concrete structures - Part 1-2 : General rules - Structural fire design*. 2006.
- [58] W. KUMAR, U. K. SHARMA, ET M. SHOME. *Mechanical properties of conventional structural steel and fire-resistant steel at elevated temperatures*. *Journal of Constructional Steel Research*, 181 : 106615, 2021.
- [59] Y. LI, M. WANG, G. LI, ET B. JIANG. *Mechanical properties of hot rolled structural steels at elevated Temperatures: A review*. *Fire Safety Journal*, 119 : 103237, 2021.
- [60] EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION. *EN 1993-1-1 - Eurocode 3 - Design of steel structures - Part 1-1 : General rules and rules for buildings*. 2005.
- [61] EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION. *EN 1363-1 - Fire resistance tests - Part 1 : general requirements*. 2020.
- [62] M. ŁUKOMSKI, P. TURKOWSKI, P. ROSZKOWSKI, ET B. PAPIS. *Fire Resistance of Unprotected Steel Beams – Comparison between Fire Tests and Calculation Models*. *Procedia Engineering*, 172 : 665–672, 2017.
- [63] S. FOSTER, M. CHLADNÁ, C. HSIEH, I. BURGESS, ET R. PLANK. *Thermal and structural behaviour of a full-scale composite building subject to a severe compartment fire*. *Fire Safety Journal*, 42(3) : 183–199, 2007.
- [64] M. ZHI, L. FENG, D. JINGFEI, C. DAOBIN, ET N. TAO. *Relation Between the Bending and Temperature of Coated Steel Beam in Fire Test*. *Procedia Engineering*, 84 : 840–848, 2014.
- [65] J. JIANG ET G.-Q. LI. *Progressive collapse analysis of 3D steel frames with concrete slabs exposed to localized fire*. *Engineering Structures*, 149 : 21–34, 2017.
- [66] G. NEWMAN ET I. SIMMS. *The cardington fire tests*. Dans : *North American Steel Construction Conference*, 1999.
- [67] E. FONSECA ET P. VILA REAL. *Finite element modelling of thermo-elastoplastic behaviour of hot-rolled steel profiles submitted to fire*. Dans : *IV Congresso de Métodos Numéricos en Ingeniería*, Seville, 1999.
- [68] FRANCE BOIS FORÊT. *Le Bois dans la construction*, 2020.

- [69] P. SIMON. *Approche multiéchelle du comportement mécanique du bois dans le plan transverse*. Thèse, Institut National des Sciences Appliquées de Lyon, 2009.
- [70] A. ZINK-SHARP. *Wood Formation and Properties | Formation and Structure of Wood*. Dans : *Encyclopedia of Forest Sciences*, pages 1806–1815. Elsevier, Oxford, 2004.
- [71] P. GUINDOS ET M. GUAITA. *A three-dimensional wood material model to simulate the behavior of wood with any type of knot at the macro-scale*. *Wood Science and Technology*, 47(3) : 585–599, 2013.
- [72] P. NAVI ET F. HEGER. *Comportement thermo-hydrromécanique du bois : applications technologiques et dans les structures*. Presses Polytechniques et Universitaires Romandes, Lausanne, 2005.
- [73] F. C. BAO, Z. H. JIANG, X. M. JIANG, X. X. LU, X. Q. LUO, ET S. Y. ZHANG. *Differences in wood properties between juvenile wood and mature wood in 10 species grown in China*. *Wood Science and Technology*, 35(4) : 363–375, 2001.
- [74] J. PIKK ET R. KASK. *Mechanical Properties of Juvenile Wood of Scots Pine ( Pinus sylvestris L .) on Myrtillus Forest Site Type*. *Baltic Forestry*, 10(1) : 72–78, 2004.
- [75] A. MARIAUX ET I. BOSSANYI. *Les cernes dans les bois tropicaux africains, nature et périodicité : peuvent-ils révéler l'âge des arbres ?* *Bois & forêts des tropiques*, 327 : 51–76, 2016.
- [76] T. EHRHART ET R. BRANDNER. *Rolling shear: Test configurations and properties of some European soft- and hardwood species*. *Engineering Structures*, 172 : 554–572, 2018.
- [77] B. KASAL ET R. J. LEICHTI. *State of the art in multiaxial phenomenological failure criteria for wood members*. *Progress in Structural Engineering and Materials*, 7(1) : 3–13, 2005.
- [78] M. CHYBIŃSKI ET Ł. POLUS. *Theoretical, experimental and numerical study of aluminium-timber composite beams with screwed connections*. *Construction and Building Materials*, 226 : 317–330, 2019.
- [79] E. DIEULESAINT ET D. ROYER. *Ondes élastiques dans les solides: application au traitement du signal*. Collection de monographies d'électronique. Masson, Paris, 1974.
- [80] J. LEMAITRE, J. L. CHABOCHE, A. BENALLAL, ET R. DESMORAT. *Mécanique des matériaux solides*. Dunod, 3<sup>e</sup> édition, 2020.
- [81] B.-H. XU, A. BOUCHAÏR, M. TAAZOUNT, ET P. RACHER. *Numerical simulation of embedding strength of glued laminated timber for dowel-type fasteners*. *Journal of Wood Science*, 59(1) : 17–23, 2013.
- [82] INTERNATIONAL CODE COUNCIL. *International Fire Code*. 2006.
- [83] NATIONAL FIRE PROTECTION ASSOCIATION. *NFPA30, Flammable and Combustible Liquids Code*. 2021.
- [84] R. RÉMOND. *Approche déterministe du séchage des avivés de résineux de fortes épaisseurs pour proposer des conduites industrielles adaptées*. Thèse, ENGREF (AgroParisTech), 2004.
- [85] W. M. HAYNES. *CRC handbook of chemistry and physics*. Taylor & Francis, Boca Raton, 97<sup>e</sup> édition, 2016.
- [86] P. W. ATKINS ET P. DEPOVERE. *Éléments de chimie physique*. De Boeck Supérieur, Bruxelles, 1998.
- [87] H. DORN, K. EGNER, ET LE NRCC. *Fire Tests on Glued Laminated Structural Timbers (Glulam Beams)*. Rapport, 1964.
- [88] F. C. BEALL ET H. W. EICKNER. *Thermal degradation of wood components : a review of the literature*. Rapport May, Madison, 1970.
- [89] B. FREDLUND. *Modelling of heat and mass transfer in wood structures during fire*. *Fire Safety Journal*, 20(1) : 39–69, 1993.
- [90] V. D. THI. *Modélisation du comportement au feu des structures en bois*. Thèse, Université de Lorraine, 2017.
- [91] M. A. DIETENBERGER, L. E. HASBURGH, ET K. M. YEDINAK. *Fire Safety of Wood Construction*. Dans : *Wood Handbook - Wood as an engineering material*, chapitre 18. Madison, 2021.
- [92] F. L. BROWNE. *Theories of the combustion of wood and its control*. Rapport, U.S. Dept. of Agriculture, Forest Service, Forest Products Laboratory, 1958.

- [93] A. I. BARTLETT, R. M. HADDEN, ET L. A. BISBY. *A Review of Factors Affecting the Burning Behaviour of Wood for Application to Tall Timber Construction*. Fire Technology, 55(1) : 1–49, 2019.
- [94] F. SHAFIZADEH. *The Chemistry of Pyrolysis and Combustion*. Dans : *The Chemistry of Solid Wood*, chapitre 13, pages 489–529. American Chemical Society, 1984.
- [95] E. MIKKOLA. *Charring Of Wood Based Materials*. Fire Safety Science, 3 : 547–556, 1991.
- [96] H. C. TRAN ET R. H. WHITE. *Burning rate of solid wood measured in a heat release rate calorimeter*. Fire and Materials, 16(4) : 197–206, 1992.
- [97] A. H. BUCHANAN. *Fire performance of timber construction*. Progress in Structural Engineering and Materials, 2(3) : 278–289, 2000.
- [98] M. L. JANSSENS. *Modeling of the thermal degradation of structural wood members exposed to fire*. Fire and Materials, 28(2-4) : 199–207, 2004.
- [99] V. KODUR ET T. HARMATHY. *Properties of Building Materials*. Dans : *SFPE Handbook of Fire Protection Engineering*, chapitre 9, pages 277–324. Springer, New York, 2016.
- [100] G. REIN. *Smoldering Combustion*. Dans : *SFPE Handbook of Fire Protection Engineering*, chapitre 19, pages 581–603. Springer, New York, 2016.
- [101] A. E. COTE. *Fundamentals of Fire Protection*. Jones & Bartlett Learning, 2004.
- [102] W. E. CLARK. *Firefighting Principles and Practices*. 1991.
- [103] M. LACKNER. *Combustion*. Dans : *Ullmann's Encyclopedia of Industrial Chemistry*. John Wiley & Sons, Ltd, 2011.
- [104] W. M. HAESSLER. *Fire Fundamentals and Control*. CRC Press, 1989.
- [105] R. ASEVA, B. SERKOV, ET A. SIVENKOV. *Fire Behavior and Fire Protection in Timber Buildings*. Springer, Dordrecht, 2014.
- [106] V. BABRAUSKAS. *Ignition of Wood: A Review of the State of the Art*. Journal of Fire Protection Engineering, 12(3) : 163–189, aug 2002.
- [107] D. MORRISSET, R. M. HADDEN, A. I. BARTLETT, A. LAW, ET R. EMBERLEY. *Time dependent contribution of char oxidation and flame heat feedback on the mass loss rate of timber*. Fire Safety Journal, 120 : 103058, 2021.
- [108] J. M. DINWOODIE. *Timber: Its Nature and Behaviour*. CRC Press, Londres, 2<sup>de</sup> édition, 2000.
- [109] K. LEIKANGER FRIQUIN. *Material properties and external factors influencing the charring rate of solidwood and glue-laminated timber*. Fire and Materials, 35(5) : 303–327, 2011.
- [110] K. M. BRYDEN ET K. W. RAGLAND. *Combustion of a Single Wood Log Under Furnace Conditions*, pages 1331–1345. Springer Netherlands, Dordrecht, 1997.
- [111] M. DEFO. *Modélisation du séchage du bois sous vide par contact : l'approche du potentiel hydrique*. Thèse, Université Laval, 1999.
- [112] R. FAHRNI, J. SCHMID, M. KLIPPEL, ET A. FRANGI. *Investigation of Different Temperature Measurement Designs and Installations in Timber Members as Low Conductive Material*. Dans : 10<sup>th</sup> International Conference on Structures in Fire, pages 257 – 264, Newtownabbey, 2018.
- [113] R. FAHRNI, J. SCHMID, M. KLIPPEL, ET A. FRANGI. *Correct temperature measurements in fire exposed wood*. Dans : *World Conference on Timber Engineering*, Seoul, 2018.
- [114] J. KÖNIG ET L. WALLEIJ. *One-dimensional charring of timber exposed to standard and parametric fires in initially unprotected and postprotection situations*. Rapport, Stockholm, 1999.
- [115] K. LEIKANGER FRIQUIN, M. GRIMSBU, ET P. JOSTEIN HOVDE. *Charring rates for cross-laminated timber panels exposed to standard and parametric fires*. Dans : *World Conference on Timber Engineering*, pages 3293–3301, 2010.
- [116] P. RESZKA ET J. L. TORERO. *In-depth temperature measurements in wood exposed to intense radiant energy*. Experimental Thermal and Fluid Science, 32(7) : 1405–1411, 2008.

- [117] A. SAMAKÉ, M. TAAZOUNT, P. AUDEBERT, ET P. PALMILI. *Thermo-hydric transfer within timber connections under fire exposure: Experimental and numerical investigations*. Applied Thermal Engineering, 63(1) : 254–265, 2014.
- [118] A. SAMAKÉ. *Etude de l'influence des transferts thermo-hydriques sur les composants d'assemblages bois sous incendie*. Thèse, Université Blaise Pascal – Clermont II, 2016.
- [119] A. BÉREYZIAT, M. AUDEBERT, A. BOUCHAÏR, ET S. DURIF. *Numerical analysis of the thermal behaviour of steel-timber hybrid beams in fire situation*. Dans : 10<sup>th</sup> International Conference on Structures in Fire, pages 577–584, Newtownabbey, 2018.
- [120] M. AUDEBERT, D. DHIMA, M. TAAZOUNT, ET A. BOUCHAÏR. *Numerical investigations on the thermo-mechanical behavior of steel-to-timber joints exposed to fire*. Engineering Structures, 33(12) : 3257–3268, 2011.
- [121] A. FRANGI ET M. FONTANA. *Charring rates and temperature profiles of wood sections*. Fire and Materials, 27(2) : 91–102, 2003.
- [122] K. M. BRYDEN, K. W. RAGLAND, ET C. J. RUTLAND. *Modeling thermally thick pyrolysis of wood*. Biomass and Bioenergy, 22(1) : 41–53, 2002.
- [123] R. WHITE ET M. DIETENBERGER. *Wood Products: Thermal Degradation and Fire*. Dans : *Encyclopedia of Materials : Science and Technology*, pages 9712–9716. Elsevier, Oxford, 2<sup>de</sup> édition, 2001.
- [124] M. L. JANSSENS. *Modeling of the thermal degradation of structural wood members exposed to fire*. Dans : 2<sup>nd</sup> international workshop on structures in fire (SiF 02), pages 211–222, Christchurch, 2002.
- [125] B. FREDLUND. *A model for heat and mass transfer in timber structures during fire: a theoretical, numerical and experimental study*. Rapport, Lund University, 1988.
- [126] W. K. TANG ET H. W. EICKNER. *Effect of inorganic salts on pyrolysis of wood, alpha-cellulose, and lignin determined by dynamic thermogravimetry*, 82. Forest Products Laboratory, Madison, 1967.
- [127] R. KNUDSON ET A. SCHNIEWIND. *Performance of structural wood members exposed to fire*. Forest Products Journal, 25(2) : 23–32, 1975.
- [128] T. Z. HARMATHY. *Properties of building materials*, 1988.
- [129] B. W. GAMMON. *Reliability analysis of wood-frame wall assemblies exposed to fire*. Thèse, University of California, Berkeley, 1987.
- [130] G. C. THOMAS. *Fire resistance of light timber framed walls and floors*. Thèse, University of Canterbury, 1996.
- [131] T. T. LIE. *Structural Fire Protection*. American Society of Civil Engineers, New York, 1992.
- [132] M. L. JANSSENS. *Thermo-physical properties for wood pyrolysis models*. Dans : *Pacific timber engineering conference, Gold Coast, Australia*, 1994.
- [133] J. R. MEHAFFEY, P. CUERRIER, ET G. CARISSE. *A model for predicting heat transfer through gypsum-board/wood-stud walls exposed to fire*. Fire and Materials, 18(5) : 297–305, 1994.
- [134] P. CLANCY. *Time and probability of failure of timber framed walls in fire*. Thèse, Victoria University of Technology, 1999.
- [135] J. CHUNG. *Determination of Thermal Conductivity of Wood Exposed to Fire based on Small Scale Laboratory Trials for Finite Element Calculations*. Mémoire, Luleå University of Technology, 2017.
- [136] J. KÖNIG. *Structural fire design according to Eurocode 5—design rules and their background*. Fire and Materials, 29(3) : 147–163, may 2005.
- [137] P. RACHER, K. LAPLANCHE, D. DHIMA, ET A. BOUCHAÏR. *Thermo-mechanical analysis of the fire performance of dowelled timber connection*. Engineering Structures, 32(4) : 1148–1157, 2010.
- [138] M. AUDEBERT. *Approche expérimentale et modélisation du comportement au feu d'assemblages bois sous différents types de sollicitations*. Thèse, Université Blaise Pascal - Clermont II, 2010.
- [139] N. WERTHER, J. W. O. NEILL, P. M. SPELLMAN, A. K. ABU, P. J. MOSS, A. H. BUCHANAN, ET S. WINTER. *Parametric study of modelling structural timber in fire with different software packages*. 7<sup>th</sup> International Conference on Structures in Fire, pages 1–10, 2012.

- [140] R. REGUEIRA ET M. GUAITA. *Numerical simulation of the fire behaviour of timber dovetail connections*. Fire Safety Journal, 96 : 1–12, 2018.
- [141] H. QUIQUERO, J. GALES, A. ABU, ET R. AL HAMD. *Finite Element Modelling of Post-tensioned Timber Beams at Ambient and Fire Conditions*. Fire Technology, 56(2) : 737–767, 2020.
- [142] EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION. *EN 1994-1-1 - Eurocode 4 - Design of composite steel and concrete structures - Part 1-1 : general rules and rules for buildings*. 2005.
- [143] A. CECCOTTI. *Composite concrete-timber structures*. Progress in Structural Engineering and Materials, 4(3) : 264–275, jul 2002.
- [144] A. HASSANIEH, H. R. VALIPOUR, ET M. A. BRADFORD. *Experimental and numerical investigation of short-term behaviour of CLT-steel composite beams*. Engineering Structures, 144 : 43–57, 2017.
- [145] A. HASSANIEH. *Development of steel-timber composite system for large scale construction*. Thèse, University of New South Wales, 2017.
- [146] K. A. OKUTU. *Structural implications of replacing concrete floor slabs with timber in composite construction*. Mémoire, University of Sheffield, 2012.
- [147] K. A. OKUTU. *CLT-Steel Composite Floors for Sustainable Multi-Storey Construction*. Thèse, University of Sheffield, 2020.
- [148] KLH MASSIVHOLZ GMBH. *Catalogue de détails - construction*, 2019.
- [149] *Fitch-plate, riveted and trussed girders*. The American Architect and Building News, 13 : 255–258, 1883.
- [150] B. O. HILSON ET P. D. RODD. *The Nail-Web Beam*. Dans : *Proceedings of the Institution of Civil Engineers*, pages 415–425, 1985.
- [151] REDBUILT. *RedBuilt Open-Web Trusses*, 2021.
- [152] K. TAVOUSSI, W. WINTER, T. PIXNER, ET M. KIST. *Steel reinforced timber structures for multi storey buildings*. Dans : *World Conference on Timber Engineering*, 2010.
- [153] J. D. WIESENFELD. *Glitches in fitch beam design*. Civil engineering ASCE, 59(9) : 65–66, 1989.
- [154] P. ALAM ET M. ANSELL. *The Effects of Varying Nailing Density upon the Flexural Properties of Fitch Beams*. Journal of Civil Engineering Research, 2(1) : 7–13, 2012.
- [155] MITEK. *Gang-Nail® fitch beam manual*. 2007.
- [156] E. STERN ET V. KUMAR. *Fitch beams*. Forest Products Journal, 23(5) : 40–47, 1973.
- [157] R. HAIRSTANS, A. KERMANI, ET R. LAWSON. *Shot fired dowel fitch beams*. Dans : *The 2<sup>nd</sup> International Scottish Conference for Postgraduate Researchers of the Built and Natural Environment*, pages 441–449, 2004.
- [158] P. ALAM, M. ANSELL, ET D. SMEDLEY. *Effects of Reinforcement Geometry on Strength and Stiffness in Adhesively Bonded Steel-Timber Flexural Beams*. Buildings, 2(4) : 231–244, 2012.
- [159] G. E. COLEMAN ET H. T. HURST. *Timber structures reinforced with light gage steel*. Forest Products Journal, 24(7) : 45–53, 1974.
- [160] BETTER HEADER. *Better Header catalog*.
- [161] J. DESTEFANO. *Fitch plate beams : Design guide*. Structure, (June) : 56–57, 2007.
- [162] L. LEI. *Union Wharf by Nicholas Szczepaniak Architects*, 2018.
- [163] CARTWRIGHT PICKARD. *The Boilerhouse*, 2016.
- [164] G. CROATTO ET U. TURRINI. *Restoration of historical timber structures – Criteria , innovative solutions and case studies*. Intervir em construções existentes de madeira, pages 119–136, 2014.
- [165] M. PIAZZA. *Optimization Process in the Use of Wood and Wood-Based Materials in Hybrid and Composite Structures*. Dans : *World Conference on Timber Engineering*, 2016.
- [166] G. METELLI, M. PRETI, ET E. GIURIANI. *On the delamination phenomenon in the repair of timber beams with steel plates*. Construction and Building Materials, 102 : 1018–1028, 2016.

- [167] M. CORRADI, A. I. OSOFERO, ET A. BORRI. *Repair and reinforcement of historic timber structures with stainless steel—A review*. *Metals*, 9(1), 2019.
- [168] W. BULLEIT. *Reinforcement of Wood Materials: A Review*. *Wood and Fiber Science*, 16(3) : 391–397, 1984.
- [169] ARMALAM. *Armalam – Creatori in legno*, 2017.
- [170] R. J. HOYLE. *Steel-reinforced wood beam design*. *Forest Products Journal*, 25(4) : 17–23, 1975.
- [171] A. BORRI ET M. CORRADI. *Strengthening of timber beams with high strength steel cords*. *Composites Part B : Engineering*, 42(6) : 1480–1491, 2011.
- [172] B. BOHANNAN. *Prestressed laminated wood beams*. Forest Product Laboratory, 1964.
- [173] G. GRANELLO, C. LEYDER, A. PALERMO, A. FRANGI, ET S. PAMPANIN. *Design Approach to Predict Post-Tensioning Losses in Post-Tensioned Timber Frames*. *Journal of Structural Engineering*, 144(8) : 04018115, 2018.
- [174] V. DE LUCA ET C. MARANO. *Prestressed glulam timbers reinforced with steel bars*. *Construction and Building Materials*, 30 : 206–217, 2012.
- [175] J. H. NEGRÃO. *Prestressing systems for timber beams*. Dans : *World Conference on Timber Engineering*, 1, pages 252–261, 2012.
- [176] P. M. SPELLMAN, A. ABU, D. CARRADINE, P. J. MOSS, ET A. H. BUCHANAN. *Design of Post-Tensioned Timber Beams for Fire Resistance*. Dans : *7<sup>th</sup> International Conference on Structures in Fire*, 2012.
- [177] W. A. VAN BEERSCHOTEN. *Structural Performance of Post-tensioned Timber Frames under Gravity Loading*. Thèse, University of Canterbury, 2013.
- [178] A. BUCHANAN, B. DEAM, M. FRAGIACOMO, S. PAMPANIN, ET A. PALERMO. *Multi-storey prestressed timber buildings in New Zealand*. *Structural Engineering International : Journal of the International Association for Bridge and Structural Engineering (IABSE)*, 18(2) : 166–173, 2008.
- [179] M. P. NEWCOMBE. *Seismic design of post-tensioned timber frame and wall buildings*. Thèse, University of Canterbury, 2011.
- [180] PRES-LAM. *About Pres-Lam*, 2018.
- [181] EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION. *EN 1993-1-3 - Eurocode 3 - Design of steel structures - Part 1-3 : general rules - Supplementary rules for cold-formed members and sheeting*. 2013.
- [182] S. WU, Q. SHAN, J. ZHANG, K. TONG, ET Y. LI. *Shear behavior of I-shaped wood-steel composite beam*. *BioResources*, 1(16) : 583–596, 2021.
- [183] X. LI. *Composite beams of cold formed steel sections and wood members*. Mémoire, The University of New Brunswick, 2005.
- [184] A. AWALUDIN, K. RACHMAWATI, M. ARYATI, ET A. D. DANASTRI. *Development of cold formed steel - Timber composite for roof structures: Compression members*. *Procedia Engineering*, 125 : 850–856, 2015.
- [185] I. S. IRAWATI, A. AWALUDIN, ET N. P. SEBASTIAN. *The Performance of Cold-formed Steel Long-span Roof Structure Combined with Laminated Timber: Cold-formed Steel - Laminated Timber Composite*. *Procedia Engineering*, 171 : 1242–1249, 2017.
- [186] S. NAVARATNAM, D. WIDDOWFIELD SMALL, P. GATHEESHGAR, K. POOLOGANATHAN, J. THAMBOO, C. HIGGINS, ET P. MENDIS. *Development of cross laminated timber-cold-formed steel composite beam for floor system to sustainable modular building construction*. *Structures*, 32 : 681–690, 2021.
- [187] W. WINTER, K. TAVOUSSI, F. RIOLA PARADA, ET A. BRADLEY. *Timber-Steel Hybrid Beams for Multi-Storey Buildings : Final Report*. Dans : *World Conference on Timber Engineering*, 2016.
- [188] W. WINTER, K. TAVOUSSI, A. FADAI, F. R. PARADA, ET I. PRAŠNJAK. *Development of prefabricated timber-steel-concrete ribbed decks*. Dans : *World Conference on Timber Engineering*, 2016.
- [189] K. PARK ET M. KWAK. *Evaluation of flexural performance of composite beams composed of steel and timber*. *International Journal of Sustainable Building Technology and Urban Development*, 12(2) : 215–230, 2021.

- [190] SURREY STEELS. *Our work - Surrey Steels - Steel fabricator and supplier in London.*
- [191] R. HEADER. *Ready header - The original SeeLam System.*
- [192] SVENSKT TRÄ. *Naturliga skuggor i folkhus med extra rum.* trä!, (4) : 5, 2017.
- [193] I. SAKAMOTO, N. KAWAI, H. OKADA, ET S. YUSA. *Final Report of a Research and Development Project on Timber-based Hybrid Building Structures.* Dans : *World Conference on Timber Engineering*, Lahti, Finland., 2004.
- [194] JR EAST DESIGN CORPORATION. *Kunimi Town Office Building.* *Steel construction Today & Tomorrow*, (49) : 15–18, 2016.
- [195] JR-EAST DESIGN CORPORATION. *Kunimi Town Hall.*
- [196] T. D. H. LE. *Flexural Behavior under Elastic and Plastic state and Fire Resistance Mechanism of Timber–Steel composite Beam.* Thèse, National Taiwan University of Science and Technology, 2020.
- [197] TIMBERSIZE. *Bâtiment du Siège Social de Flavor Life à Kokubunji*, 2017.
- [198] TIMBERSIZE. 木質ハイブリッド集成材：ロンブラケット型, 2017.
- [199] S.-S. JANG, Y.-H. KIM, Y.-I. JANG, ET I.-J. SHIN. *Fire resistance of steel column glued with structural glulam covers.* Dans : *World Conference on Timber Engineering*, 2010.
- [200] B. IZUMI, A. TANI, N. TOBA, K. NAKASHIMA, M. KOSHIHARA, T. YAMANASHI, M. KOHNO, ET W. WINTER. *Fire performances of timber-cold formed thin steel plate composite beam.* Dans : *World Conference on Timber Engineering*, pages 4422–4429, 2016.
- [201] T. D. H. LE ET M.-T. TSAI. *Experimental Assessment of the Fire Resistance Mechanisms of Timber–Steel Composites.* *Materials*, 12(23) : 4003, 2019.
- [202] T. D. H. LE ET M. T. TSAI. *Behavior of Timber-Steel Composite with Dowel Connection under Fire.* *Key Engineering Materials*, 803 : 195–199, 2019.
- [203] V. SAULNIER, S. DURIF, S. OULBOUKHITINE, A. BOUCHAÏR, ET G. BIHINA. *Wood as Fire Protection of Steel in Hybrid Structural Elements.* Dans : *Wood & Fire Safety*, pages 420–425, 2020.
- [204] M. RAMAGE, R. FOSTER, S. SMITH, K. FLANAGAN, ET R. BAKKER. *Super Tall Timber: design research for the next generation of natural structure.* *The Journal of Architecture*, 22(1) : 104–122, 2017.
- [205] I. KUZMANOVSKA, E. GASPARRI, D. TAPIAS MONNÉ, ET M. AITCHISON. *Tall Timber Buildings: Emerging trends and typologies.* Dans : *World Conference on Timber Engineering*, 2018.
- [206] S. GOUBRAN, T. MASSON, ET T. WALKER. *Diagnosing the local suitability of high-rise timber construction.* *Building Research & Information*, 48(1) : 101–123, 2020.
- [207] B. JURKIEWIEZ, S. DURIF, C. GRAZIDE, ET A. BOUCHAIR. *Comportement en flexion de structures hybrides acier-bois.* Dans : *35<sup>e</sup> Rencontres de l'AUGC*, 2017.
- [208] S.-S. JANG, Y.-H. KIM, ET I.-J. SHIN. *Structural Properties of Steel-glulam Composite Column.* *Journal of the Korean Wood Science and Technology*, 38(5) : 399–404, sep 2010.
- [209] Q. HU, Y. GAO, X. MENG, ET Y. DIAO. *Axial compression of steel–timber composite column consisting of H-shaped steel and glulam.* *Engineering Structures*, 216 : 110561, 2020.
- [210] M. FUJITA, J. SAKAI, H. ODA, ET M. IWATA. *Building system for a composite steel- timber structure.* *Steel Construction - Design and Research*, 7(3) : 183–187, 2014.
- [211] M. FUJITA, Y. OKOSHI, H. ODA, ET M. IWATA. *Trial design of the composite steel-timber structure.* Dans : *37<sup>th</sup> LABSE Symposium*, 102, pages 2422–2429, 2014.
- [212] Y. OKOSHI, M. FUJITA, H. ODA, ET M. IWATA. *Proposal for design method of the composite steel-timber structure using buckling-restrained knee braces.* *Journal of Structural and Construction Engineering*, 79(700) : 847–855, 2014.
- [213] M. FUJITA, M. OTAKI, Y. OKOSHI, T. KIKUCHI, K. KOYANO, ET M. IWATA. *In-plain shear test of joint of CLT floor adapting CSTS system.* *AIJ Journal of Technology and Design*, 24(56) : 189–193, 2018.

- [214] T. NOWAK, J. JASIEŃKO, E. KOTWICA, ET S. KRZOSEK. *Strength enhancement of timber beams using steel plates – Review and experimental tests*. *Drewno*, 59(196) : 75–90, 2016.
- [215] A. NABATI, T. GHANBARI-GHAZIJAHANI, ET H. R. VALIPOUR. *Innovative flitch sandwich beams with steel core under four-point bending*. *Engineering Structures*, 233 : III724, 2021.
- [216] T. GHANBARI-GHAZIJAHANI, A. NABATI, M. GORJI AZANDARIANI, ET N. FANAIE. *Crushing of steel tubes with different infills under partial axial loading*. *Thin-Walled Structures*, 149 : 106614, 2020.
- [217] L. YAN ET N. CHOUW. *Crashworthiness characteristics of flax fibre reinforced epoxy tubes for energy absorption application*. *Materials & Design*, 51 : 629–640, 2013.
- [218] JAPAN INDUSTRIAL STANDARDS COMMITTEE. *JIS G 3101 - Rolled steels for general structure*. 2020.
- [219] B. JURKIEWIEZ, S. DURIF, A. BOUCHAIR, ET C. GRAZIDE. *Experimental and analytical study of hybrid steel-timber beams in bending*. *Structures*, 39 : 1231–1248, 2022.
- [220] A. CISSE, C. CORNUAU, ET F. HUSSEIN. *Etude du comportement en flexion des poutres mixtes acier - bois*. Mémoire, Université Claude Bernard Lyon 1, 2017.
- [221] EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION. *EN 1995-1-1 - Eurocode 5 - Design of timber structures - Part 1-1 : general - Common rules and rules for buildings*. 2005.
- [222] EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION. *EN 14080 - Timber structures - Glued laminated timber and glued solid timber - Requirements*. 2013.
- [223] EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION. *EN 10079 - Definition of steel products*. 2007.
- [224] EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION. *EN 10365 - Hot rolled steel channels, I and H sections - Dimensions and masses*. 2017.
- [225] EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION. *EN 10034 - Structural steel I and H sections. Tolerances on shape and dimensions*. 1993.
- [226] ARCELORMITTAL. *Sections and Merchant Bars*. 2020.
- [227] M. KOSHIHARA ET H. ISODA. *The design and installation of a five-story new timber building in Japan*. Dans : *International symposium on timber structure*, 2009.
- [228] P. TOUSSAINT. *Application et modélisation du principe de la précontrainte sur des assemblages de structure bois*. Theses, Université Henri Poincaré – Nancy 1, 2010.
- [229] P. PAULTRE. *Structures en béton armé : analyse et dimensionnement*. Presses internationales Polytechnique, 2011.
- [230] EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION. *EN 10025-2 - Hot rolled products of structural steels - Part 2 : technical delivery conditions for non-alloy structural steels*. 2019.
- [231] P. HOFFMEYER, L. DAMKILDE, ET T. N. PEDERSEN. *Structural timber and glulam in compression perpendicular to grain*. *Holz als Roh- und Werkstoff*, 58(1) : 73–80, 2000.
- [232] A. J. M. LEIJTEN, H. J. LARSEN, ET T. VAN DER PUT. *Structural design for compression strength perpendicular to the grain of timber beams*. *Construction and Building Materials*, 24(3) : 252–257, 2010.
- [233] M. AUGUSTIN, A. RULI, R. BRANDNER, ET G. SCHICKHOFER. *Behavior of Glulam in Compression Perpendicular to grain in Different Strength Grades and Load Configurations*. Dans : *World Conference on Timber Engineering*, pages 829–836, Portland, 2006. .
- [234] K. LAPLANCHE. *Etude des assemblages de structures bois au feu. Approche expérimentale et modélisation*. Thèse, Université Blaise Pascal - Clermont II, 2006.
- [235] B.-H. XU. *Modélisation du comportement mécanique d'assemblages bois avec prise en compte de critères de rupture*. Thèse, Université Blaise Pascal - Clermont II, 2012.
- [236] R. YANG, J. WAN, X. ZHANG, ET Y. SUN. *Modelling of steel-timber composite beams: Validation of finite element model and parametric study*. *Wood Research*, 66(5) : 806–820, 2021.

- [237] E. SORIN. *Fissuration en modes mixtes dans le bois : diagnostic et évaluation des méthodes de renforcement local*. Thèse, Université de Bordeaux, 2018.
- [238] A. D. ALMUTAIRI, Y. BAI, Y. WANG, ET J. JESKE. *Mechanical performance of fibre reinforced polymer confined softwood timber for pole applications*. *Composite Structures*, 235 : 111807, 2020.
- [239] M. A. DAR, N. SUBRAMANIAN, A. R. DAR, M. ANBARASU, J. B. P. LIM, ET M. ATIF. *Behaviour of partly stiffened cold-formed steel built-up beams: Experimental investigation and numerical validation*. *Advances in Structural Engineering*, 22(1) : 172–186, jun 2018.
- [240] CORREGE. *Mineral insulated thermocouple with bare ends termination - Correge*.
- [241] EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION. *EN 1991-1-2 - Eurocode 1 - Actions on structures – Part 1-2 : General actions - Actions on structures exposed to fire*. 2002.
- [242] EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION. *Annex C (informative) General information on thermocouples*. Dans : *EN 1363-1 - Fire resistance tests - Part 1 : general requirements*. 2020.
- [243] EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION. *Annex D (normative) Fixing of thermocouples to timber members and timber frame assemblies and routing of cables*. Dans : *EN 13381-7 - Test methods for determining the contribution to the fire resistance of structural members - Part 7 : applied protection to timber members*. 2019.
- [244] L. RANGER, C. DAGENAIS, ET N. BÉNICHOU. *Advanced wood-based solutions for mid-rise and high-rise construction: Mid-rise wood exit shaft demonstration fire test report*. Rapport, FP Innovation, 2018.
- [245] C. DAGENAIS, L. RANGER, N. BENICHOU, ET J. SU. *Improved fire performance of cross-laminated timber*. Dans : *World Conference on Timber Engineering*, 2021.
- [246] J. V. BECK. *Thermocouple temperature disturbances in low conductivity materials*. *Journal of Heat Transfer*, 84(2) : 124–131, 1962.
- [247] F. P. INCROPERA, D. P. DEWITT, T. L. BERGMAN, ET A. S. LAVINE. *Fundamentals of Heat and Mass Transfer*. Wiley, 6<sup>e</sup> édition, 1996.
- [248] M. A. OTHUMAN MYDIN ET Y. C. WANG. *Thermal and mechanical properties of lightweight foamed concrete at elevated temperatures*. *Magazine of Concrete Research*, 64(3) : 213–224, 2012.
- [249] T. SUNTHARALINGAM, P. GATHEESHGAR, I. UPASIRI, K. POOLOGANATHAN, B. NAGARATNAM, H. RAJANAYAGAM, ET S. NAVARATNAM. *Numerical Study of Fire and Energy Performance of Innovative Light-Weight 3D Printed Concrete Wall Configurations in Modular Building System*. *Sustainability*, 13(4), 2021.
- [250] UNIFRAX FRANCE. *Fiberfrax Durablanket S*, 2009.
- [251] EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION. *EN 13501-2 - Fire classification of construction products and building elements - Part 2 : classification using data from fire resistance tests, excluding ventilation services*. 2016.

**ANNEXE : ESSAIS EN COMPRESSION  
LONGITUDINALE ET EN FLEXION SUR DE  
PETITS ÉCHANTILLONS DE BOIS**

## Compression longitudinale sur échantillons

Cet essai consiste à mesurer l'effort appliqué  $F$  et l'écrasement  $w$ , c'est-à-dire le rapprochement de deux points donnés. Il est utilisé pour déterminer le module d'élasticité longitudinal, ainsi que la résistance en compression parallèle au fil. À cause de la grande variabilité du matériau bois, il est nécessaire de réaliser un grand nombre d'essais. Dans le cas présent, on réalise 34 essais de compression sur des éprouvettes en bois de dimensions 40 x 40 x 240 mm, prélevées dans les poutres en bois lamellé-collé GL24h. Les proportions des éprouvettes sont conformes à l'EN 408 [36], de même que l'espacement initial entre les repères servant à mesurer l'écrasement (160 mm). Ce dernier est mesuré par extensométrie optique, et le chargement est piloté en déplacement, à une vitesse de l'ordre de 0,7 mm/min. La figure 1 montre une éprouvette installée dans la machine d'essais.



FIGURE 1 – Dispositif d'essai pour la caractérisation du bois en compression longitudinale.

La figure II donne des exemples de courbes charge-écrasement mesurées. On constate que les éprouvettes se déforment en manifestant d'abord une relation linéaire entre l'écrasement et le chargement, puis la pente de la courbe diminue plus ou moins fortement avant que la charge maximale ne soit atteinte. Dans la plupart des cas, on voit alors se manifester des déformations qui correspondent au flambage des fibres du bois (figure III). À une fréquence plus faible, on observe l'apparition précoce de fissures dans le bois, à la faveur de différents défauts, qui peuvent typiquement prendre la forme d'un nœud occupant une grande proportion d'une section. L'apparition de ces déformations locales, ou de ces fissures, s'accompagne d'une diminution plus ou moins rapide de la contrainte, jusqu'à la rupture totale de l'éprouvette sous l'effet d'un flambement global.

L'EN 408 préconise de déterminer le module d'élasticité longitudinal en compression  $E_{c,0}$  en considérant l'accroissement des variables  $w$  et  $F$  dans un intervalle compris entre 10% ( $w_1$  et  $F_1$ ) et 40% ( $w_2$  et  $F_2$ ) de la charge ultime  $F_u$ , qui correspond à la charge maximale atteinte au cours de l'essai. Cette démarche permet de délimiter une portion strictement linéaire de la courbe charge-écrasement obtenue. En effet, cette courbe présente généralement des non-linéarités à la sortie du domaine élastique et au début de l'essai, lorsque le calage de l'éprouvette s'effectue. L'essai est considéré valable si la régression linéaire force-déplacement opérée dans l'intervalle  $[0, 1F_u; 0, 4F_u]$  permet d'atteindre un coefficient de corrélation supérieur à 0,99. Trois des 34 essais réalisés ne vérifient pas cette condition et ne sont pas pris en compte dans les résultats. Finalement, la formule permettant de déterminer  $E_{c,0}$  revient à établir le

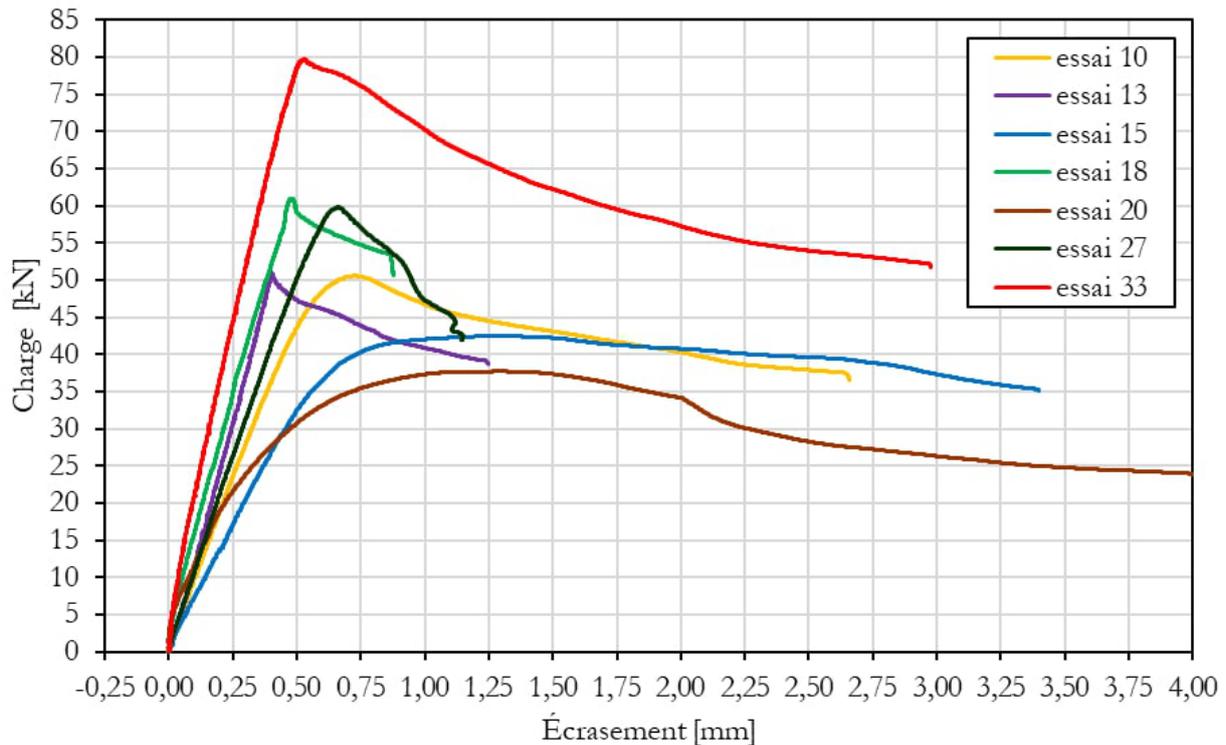


FIGURE II – Exemples de résultats d'essais de compression longitudinale sur échantillons réduits.

taux d'accroissement de la fonction linéaire reliant les contraintes et les déformations. Il peut être exprimé en fonction de  $\ell_1$ , la distance entre les repères, et  $A$ , l'aire de la section (équation I).

$$E_{c,0} = \frac{\ell_1(F_2 - F_1)}{A(w_2 - w_1)} \quad (I)$$

Outre le module d'élasticité longitudinal, ces essais sont exploités pour déterminer la résistance à la compression axiale  $f_{c,0}$ . Cette caractéristique est facile à établir puisqu'il s'agit de la contrainte de compression correspondant à l'effort maximum  $F_{max}$  mesuré pendant l'essai. Elle peut être exprimée comme suit (équation II) :

$$f_{c,0} = \frac{F_{max}}{A} \quad (II)$$

Les essais réalisés permettent d'établir les propriétés données au tableau I. On note d'une part que le module d'élasticité moyen obtenu est cohérent avec la valeur de référence proposée dans l'EN 14080, qui est égale à 11500 MPa pour cette classe de bois lamellé-collé [222]. Il en va de même pour la résistance en compression longitudinale, puisque le fractile à 5% déduit des essais vaut 24,9 MPa, ce qui est proche de la valeur caractéristique donnée pour un bois classé GL24h. D'autre part, on souligne la grande dispersion des valeurs obtenues, puisqu'elles s'échelonnent entre 6,4 et 18,2 GPa pour  $E_{c,0}$  et que l'on constate un écart du simple au double entre les valeurs extrêmes obtenues pour  $f_{c,0}$ .

TABEAU I – Propriétés mécaniques des échantillons de bois en compression longitudinale.

Grandeur	Moy.[MPa]	Max. [MPa]	Min. [MPa]	Écart-type [MPa]
Module d'élasticité $E_{c,0}$	11 689	18 189	6489	3104
Résistance $f_{c,0}$	35	50	24	6,13



FIGURE III – Ruine d'une éprouvette en compression longitudinale (flambage local des fibres).

## Flexion sur échantillons

35 essais de flexions sont réalisés sur des éprouvettes de section  $40 \times 40$  mm, de longueur  $L = 755$  mm, et de portée  $\ell = 660$  mm. Les échantillons de bois sont prélevés dans les mêmes poutres en GL24h que les éprouvettes testées en compression. Les éprouvettes sont façonnées et testées sans égard particulier pour la présence ou non de joints d'aboutage, pour le nombre de lamelles constituant l'éprouvettes (1 ou 2 au vu des dimensions de la section), ou pour l'orientation des cernes de croissance. Les échantillons de bois lamellé-collé sont testés en flexion quatre points, en considérant un entraxe de 240 mm entre les points de chargement, conformément aux dispositions proposées dans l'EN 408 [36]. La figure IV permet de porter une vue d'ensemble du montage et de saisir la nature des organes d'appui et de chargement. Ces essais permettent de déterminer des modules d'élasticité longitudinaux, global  $E_{m,g}$  et local  $E_{m,l}$ , ainsi que la résistance en flexion  $f_m$ .

Cet essai repose d'une part sur la mesure de la charge appliquée et d'autre part sur la mesure de la flèche. L'EN 408 propose deux notions différentes relative à cette mesure de déplacement : la flèche globale  $w_g$  et la flèche locale  $w_l$ . La première constitue simplement une mesure du déplacement vertical à mi-travée, on considère alors la déflexion en prenant en considération l'ensemble de la poutre. Cette mesure intègre les déformations dues au cisaillement et à l'écrasement d'appui. La figure V expose quelques exemples de courbes charge-flèche globale ainsi obtenues.



FIGURE IV – Dispositif d'essais pour la caractérisation du bois en flexion.

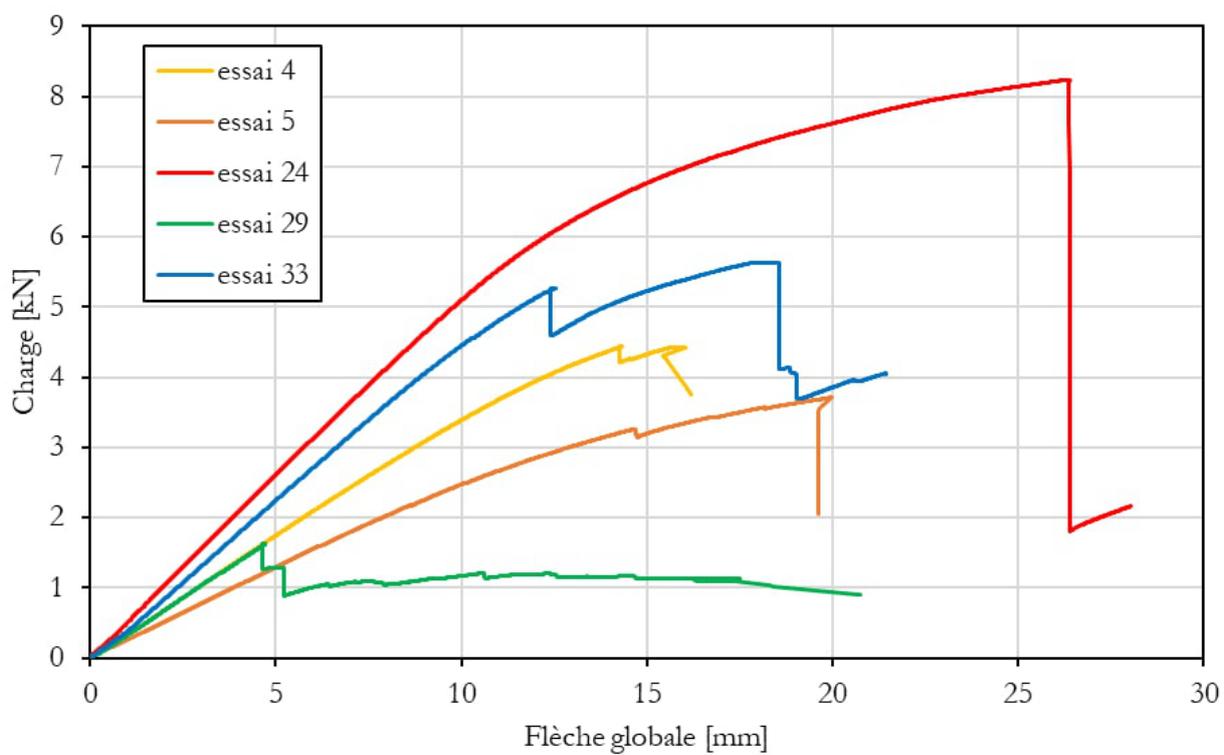


FIGURE V – Exemples de résultats d'essais de flexion sur échantillons réduits.

La flèche locale  $w_l$  consiste à mesurer le déplacement de trois points alignés longitudinalement, situés dans la zone de moment constant, et dont les positions relatives font l'objet d'exigences normatives (figure VI). Dans le cas présent, l'espacement  $l_1$  entre les deux points les plus éloignés devrait être de 200 mm. Néanmoins, le dispositif de mesure ne permet pas de respecter cette disposition, car le champ de vision de la caméra permettant de capturer les déplacements de ces trois points est trop restreint. Cet espacement est donc réduit à 90 mm. Enfin, on précise que l'essai est piloté en déplacement et que la tête de chargement se déplace à une vitesse constante valant environ 5 mm/min, qui respecte la limite préconisée par la norme. Cette méthode de mesure, conduit à obtenir des courbes force-flèche assez similaires à celles présentées à la figure V, si ce n'est que l'amplitude des déplacements est beaucoup plus réduite, puisqu'ils se limitent à 0,5 mm au maximum.

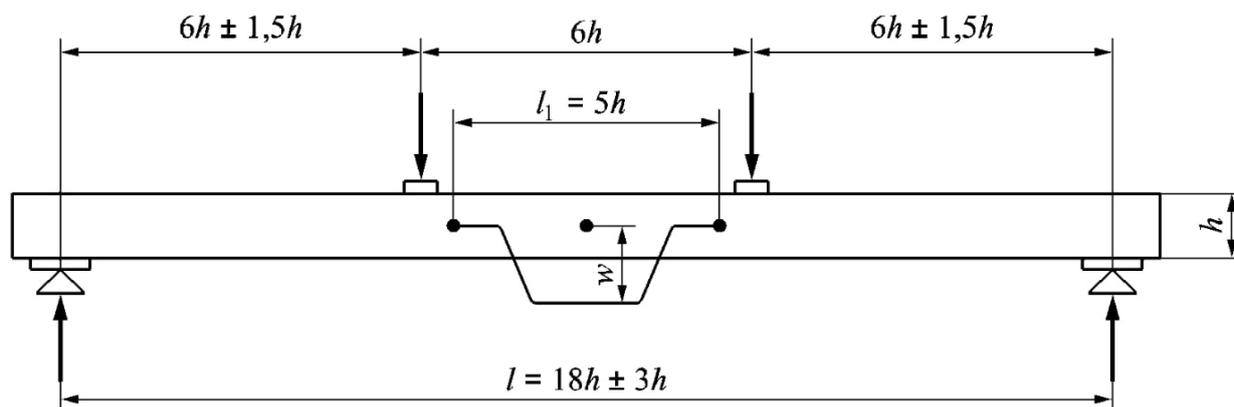


FIGURE VI – *Mesure de la flèche locale lors d'un essai de flexion quatre points selon l'EN 408 [36].*

Les courbes charge-flèche obtenues permettent de mettre en évidence une certaine variabilité qui se matérialise par un comportement plus ou moins fragile, des pentes élastiques de raideur variable, et des charges ultimes différentes. Cette variabilité est principalement due à la présence aléatoire de nœuds, et aux déviations du fil du bois qu'ils engendrent. Des fissures internes, générées lors de la croissance de l'arbre, peuvent également être invoquées pour expliquer cette variabilité, puisqu'elles constituent des défauts aléatoires susceptibles de compliquer la prévision de la rupture. Cette dernière se matérialise la plupart du temps par des fissures diagonales, partant de la fibre inférieure vers la fibre supérieure. Ces fissures se propagent et s'ouvrent quasi-instantanément, avec une grande intensité. La ruine est alors provoquée par une rupture en traction de la fibre inférieure, accompagnée par une rupture en cisaillement qui explique la diagonalité des fissures. Dans un nombre de cas plus réduit, mais néanmoins fréquent, ces fissures sont quasiment verticales, ce qui traduit une ruine exclusivement caractérisée par une ruine en traction longitudinale. On note que la rupture survient à l'aplomb des points d'application des charges, ou entre ceux-ci, dans la grande majorité des cas. Enfin, on ne relève nulle trace de plastification ou de rupture dans la partie comprimée, mais certaines éprouvettes montrent des traces d'enfoncement du bois perpendiculairement à son fil, au droit des points d'application des charges. Les figures VII et VIII donnent deux exemples de faciès de rupture : l'éprouvette TE19 testée lors de l'essai n°24, lors duquel la plus grande charge est mesurée; l'éprouvette PE4 (essai n°29) possède la charge ultime la plus faible.



FIGURE VII – Rupture en flexion observée lors de l'essai n°24 (résistance la plus élevée).



FIGURE VIII – Rupture en flexion observée lors de l'essai n°29 (résistance la plus faible).

Ces mesures permettent d'abord de mesurer le module d'élasticité en flexion. Les deux mesures de déplacement conduisent à déterminer un module local  $E_{m,l}$  et un module global  $E_{m,g}$  pour lesquels l'EN 408 propose les formules suivantes (équation III) :

$$E_{m,l} = \frac{a\ell_1^2(F_2 - F_1)}{16I(w_{l,2} - w_{l,1})} \quad E_{m,g} = \frac{3a\ell^2 - 4a^3}{2bh^2\left(2\frac{w_{g,2} - w_{g,1}}{F_{g,2} - F_1} - \frac{6a}{5Gbh}\right)} \quad (\text{III})$$

Où :

$a$  (= 210 mm) est la distance entre un point de chargement et l'appui le plus proche;

$\ell$  (= 660 mm) est la portée en flexion;

$\ell_1$  (= 90 mm) est la longueur de référence pour la mesure de  $w_l$  et le calcul de  $E_{m,l}$ ;

$b$  (= 40 mm) est la largeur de la section droite;

$h$  (= 40 mm) est la hauteur de la section droite;

$I$  (= 21,33 cm<sup>4</sup>) est le moment quadratique de la section droite;

$G$  [MPa] est le module de cisaillement longitudinal;

$w_l$  [mm] est la flèche locale mesurée;

$w_g$  [mm] est la flèche globale mesurée;

$F$  [N] est l'effort total appliqué.

On note que le calcul repose sur la détermination des accroissements de la charge et du déplacement dans un intervalle pour lesquels la relation entre ces grandeurs est linéaire. Ce domaine est pris comme l'intervalle compris entre 10 et 40% de la charge ultime, d'où les grandeurs  $F_1$ ,  $F_2$ ,  $w_{l,1}$ ,  $w_{l,2}$ ,  $w_{g,1}$ , et  $w_{g,2}$ . De plus, on précise que l'expression donnée pour le calcul de  $E_{m,g}$  permet de prendre en compte les déformations dues au cisaillement. Le module d'élasticité global en flexion pure  $E_{m,g,1}$  peut être obtenu en considérant  $G$  comme infini. Sinon, dans le cas où la valeur réelle de  $G$  n'est pas connue, ce qui est le cas pour cette campagne d'essais, l'EN 408 suggère de la prendre égale à 650 MPa, pour déterminer le module tenant compte du cisaillement, que l'on nomme  $E_{m,g,2}$ . On se propose d'effectuer le calcul en suivant chacune de ces deux démarches pour comparaison.

Les résultats obtenus sont donnés au tableau II. Ils montrent que le module d'élasticité varie sensiblement en fonction de la démarche adoptée pour le déterminer. On rappelle que la valeur nominale du module d'élasticité longitudinal pour un bois lamellé-collé GL24h vaut 11500 MPa d'après l'EN 14080 [222]. On constate que c'est  $E_{m,l}$ , le module établi sur la base de la mesure de la flèche locale, qui présente la valeur la plus proche de cette référence. Néanmoins,

c'est aussi la démarche qui conduit à la plus grande variabilité, même si cette dernière demeure importante quelle que soit la méthode envisagée. De plus, on rappelle que cette mesure de la flèche locale comporte une transgression aux préconisations de l'EN 408 à travers la valeur de  $\ell_1$ , qui vaut 90 mm au lieu de 200. En fin de compte, il demeure difficile de promouvoir une des démarches présentées plutôt qu'une autre. Les trois valeurs obtenues restent donc légitimes et donnent une fourchette de valeurs exploitables (tableau II).

TABLEAU II – *Modules d'élasticité en flexion des échantillons de bois.*

Module d'élasticité	Moy. [MPa]	Max. [MPa]	Min. [MPa]	Écart-type [MPa]
$E_{m,t}$	10 155	15 094	5719	2047
$E_{m,g,1}$	8975	13 238	5897	1664
$E_{m,g,2}$	9298	12 970	6085	1708

La résistance  $f_m$  correspond à la contrainte de flexion atteinte à la rupture. Si l'on connaît la largeur  $b$  de la section, sa hauteur  $h$ , ainsi que la distance  $a$  entre un point de chargement et l'appui le plus proche, alors on peut exprimer la résistance en flexion comme suit (équation IV) :

$$f_m = \frac{3Fa}{bh^2} \quad (\text{IV})$$

Par ailleurs, compte tenu de la moyenne et de l'écart-type obtenus, on détermine un fractile à 5% égal à 27,0 MPa. On note que ce résultat est cohérent avec la valeur caractéristique nominale pour le bois lamellé-collé utilisé, puisque cette dernière vaut 24 MPa d'après l'EN 14080 [222]. Enfin, on constate que la dispersion des valeurs mesurées pour la résistance en flexion est plus importante que celle obtenue pour le module d'élasticité. En effet, le coefficient de variation vaut 27% pour la première contre 19% pour le second.

TABLEAU III – *Résistance des échantillons de bois en flexion.*

Résistance en flexion	Moy. [MPa]	Max. [MPa]	Min. [MPa]	Écart-type [MPa]
$f_m$	49,0	81,0	15,9	13,4

## Comparaison des essais de flexion et de compression

Le grand nombre d'essais réalisés sur échantillons rend possible une présentation des résultats à la fois complète et synthétique sous forme de courbes de Gauss. Ces dernières montrent que la variabilité du module d'élasticité (figure IX) est plus grande pour les essais de compression que pour les essais de flexion. En revanche, on observe l'inverse pour la variabilité de la résistance (figure X).

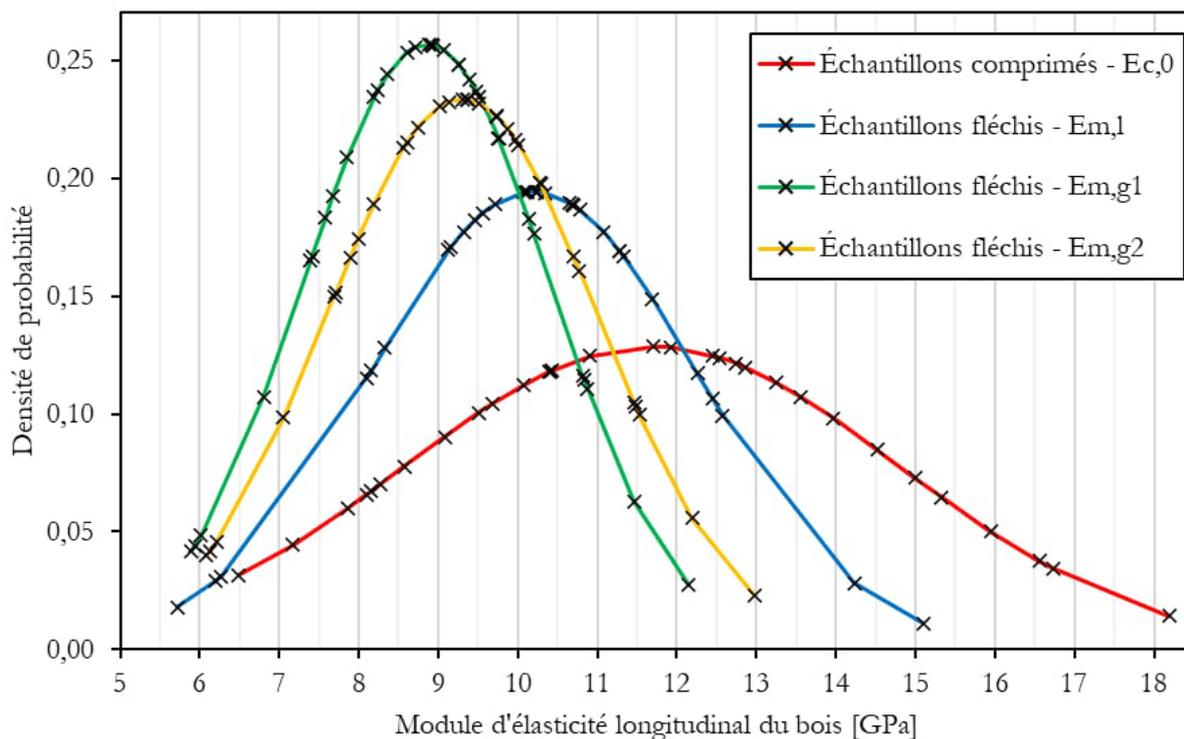


FIGURE IX – Vue d'ensemble pour les valeurs de module d'élasticité déterminées à partir d'échantillons réduits.

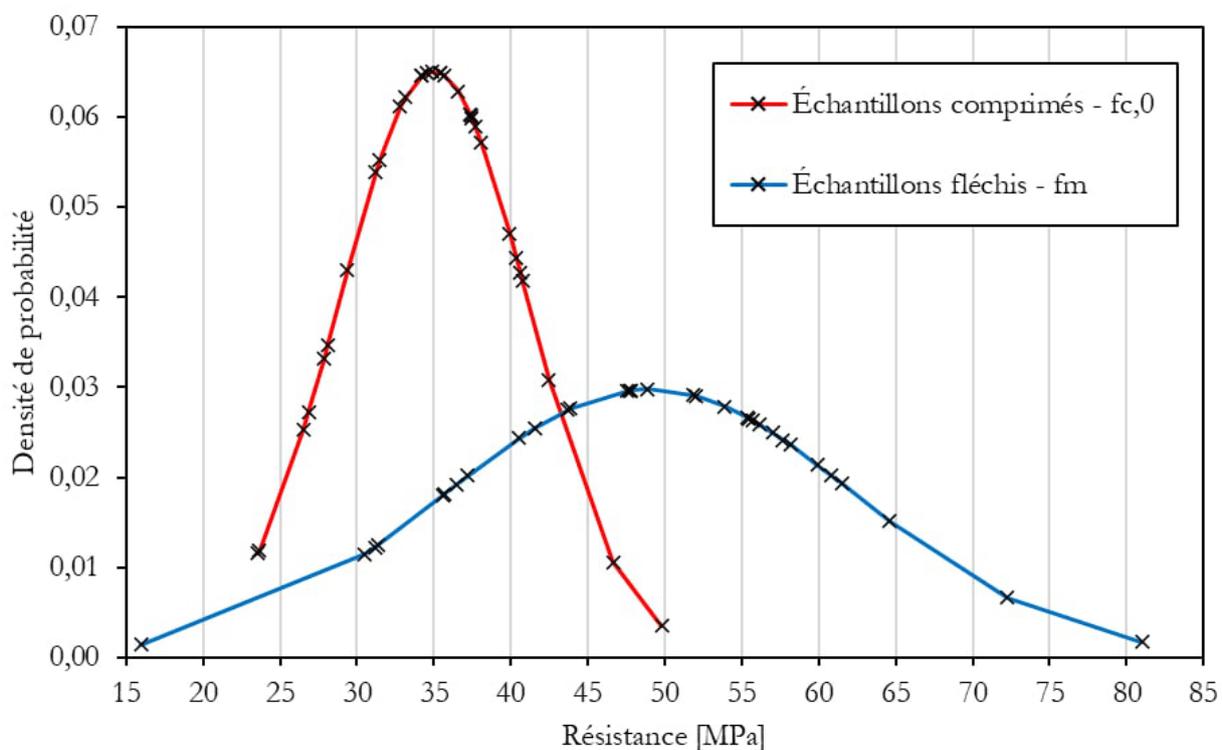


FIGURE X – Vue d'ensemble pour les valeurs de résistance déterminées à partir d'échantillons réduits.