



**HAL**  
open science

# Évaluation des performances de protections passives au feu pour les structures métalliques

Manh-Hung Nguyen

► **To cite this version:**

Manh-Hung Nguyen. Évaluation des performances de protections passives au feu pour les structures métalliques. Génie civil. Université Clermont Auvergne, 2023. Français. NNT : 2023UCFA0046 . tel-04448397

**HAL Id: tel-04448397**

**<https://theses.hal.science/tel-04448397>**

Submitted on 9 Feb 2024

**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.

# UNIVERSITÉ CLERMONT AUVERGNE

ÉCOLE DOCTORALE  
Sciences Pour l'Ingénieur de Clermont-Ferrand

## THÈSE

Présentée par

**Manh-Hung NGUYEN**

Pour obtenir le grade de

**DOCTEUR D'UNIVERSITÉ**  
**SPÉCIALITÉ : MATÉRIAUX – Génie Civil**

## **Évaluation des performances de protections passives au feu pour les structures métalliques**

Soutenance le 02 mars 2023, devant le jury composé de :

M. Dhionis DHIMA, Dr-HDR, CSTB	Rapporteur
M. Paulo VILA REAL, Professeur, Aveiro University, Portugal	Rapporteur
Mme. Gaëlle FONTAINE, Professeure, ENSC (Lille)	Présidente
M. Maxime AUDEBERT, MCF, ENISE, Saint-Etienne	Examineur
M. Abdelhamid BOUCHAIR, Professeur, UCA	Directeur de thèse
M. Sébastien DURIF, MCF, UCA	Co-encadrant
M. Salah Eddine OULDBOUKHITINE, MCF, UCA	Co-encadrant
M. Xavier DUPONCHEL, Ingénieur, EFFECTIS	Invité



*A mes parents*



# Remerciements

Le travail de thèse présenté dans ce manuscrit a été réalisé dans le cadre d'un projet financé par le Conseil Départemental de l'Allier et également par l'Institut MECD (Matériaux et Equipements pour la Construction Durable) pour la réalisation de la partie expérimentale. Le présent travail a été réalisé à l'Institut Pascal (site de l'IUT Clermont Auvergne de Montluçon).

Je tiens à remercier par ces quelques lignes toutes les personnes qui ont participé de près ou de loin à ce projet de thèse ou aux à-côtés, et qui m'ont beaucoup aidé pour le réussir.

Je suis particulièrement reconnaissant envers mon équipe encadrante au sein du laboratoire pour leur soutien inconditionnel tout au long de cette aventure académique. Tout d'abord, je tiens à remercier chaleureusement mon directeur de thèse, M. Abdelhamid BOUCHAR, pour son engagement et sa bienveillance à mon égard. Sa disponibilité, sa rigueur scientifique et son expertise m'ont été d'une aide précieuse dans la réalisation de ce travail de recherche. Je souhaite également exprimer toute ma reconnaissance à M. Sébastien DURIF et M. Salah Eddine OULDBOUKHITINE, qui ont collaboré activement à ce travail. Leurs conseils avisés et leurs expertises en matière de simulation numérique et de comportement thermique des matériaux ont été déterminants dans la réussite de cette thèse.

Je tiens également à exprimer ma gratitude envers les deux rapporteurs M. Dhionis DHIMA, Dr HDR au CSTB, et M. Paulo VILA REAL, Professor of Structural Engineering and Steel Construction à l'Université d'Aveiro, pour leurs soutiens précieux. Leurs regards critiques et leurs avis éclairés ont grandement contribué à améliorer ce mémoire. Je suis également reconnaissant envers Mme. Gaëlle FONTAINE, PR à l'ENSC (Lille), qui m'a fait l'honneur de présider le jury, et M. Maxime AUDEBERT, MCF à l'ENISE Saint-Etienne, pour leurs temps et leurs expertises dans l'examen minutieux de mon travail. Leurs remarques constructives ont permis d'enrichir les réflexions sur mes travaux de thèse. Enfin, je souhaite remercier M. Xavier DUPONCHEL, Ingénieur à EFECTIS, pour avoir accepté de participer au jury et d'apporter son regard sur les perspectives de la thèse.

Je n'oublie pas les personnes qui ont participé de près ou de loin à ce projet de thèse. Je remercie Mme. Véronique SAULNIER pour sa disponibilité et sa gentillesse pendant mes travaux de thèse. Je suis également reconnaissant envers tous les collègues, stagiaires et doctorants du laboratoire pour leur soutien et l'ambiance plus que sympathique qu'ils ont su instaurer.

Je tiens à exprimer ma gratitude envers M. Lionel GRAVILLON, Mme. Myriam MOISSAING, M. Daniel ROBIN et M. Stéphane ROY pour leur aide dans la réalisation des essais. Je remercie également M. Van Diem THI et M. Trong Tuan TRAN pour leurs conseils en simulation numérique.

Enfin, je tiens à exprimer toute ma reconnaissance à ma famille pour leur amour et leur soutien sans faille tout au long de cette aventure académique.

Montluçon, Mars 2023

# Résumé

Les structures hybrides acier-bois sont de plus en plus utilisées dans le secteur de la construction. Elles offrent plusieurs avantages pratiques en tant que solutions durables avec des capacités de charge et des résistances au feu élevées. Cependant, en raison de la conductivité thermique de l'acier et de la diminution de ses performances mécaniques à haute température, les structures en acier doivent être protégées contre le feu. Le bois, bien que combustible, a un effet isolant et peut être utilisé comme protection passive de l'acier en vue de maintenir sa résistance mécanique aussi longtemps que possible. Les travaux menés dans le cadre de la thèse visent à analyser le comportement thermique d'éléments hybrides acier-bois en combinant essais d'exposition au feu et modélisation numérique.

Les essais sont réalisés dans un four construit au laboratoire permettant de monter à une température de 1200 °C. Ils permettent d'obtenir l'évolution de la température sur les surfaces des profilés en acier et dans le bois. Ainsi, des thermocouples sont installés sur la surface des profilés en acier et à différentes profondeurs dans les éléments en bois. Les essais au feu ont été réalisés sur différentes associations acier-bois en utilisant des sections en acier (T et I) et différentes essences de bois.

Les résultats montrent que le bois offre une protection significative à la section en acier, principalement au profilé IPE entièrement encapsulé. Le bois se comporte comme un matériau isolant qui réduit de manière significative l'augmentation de température de l'acier. Cette solution contribue au développement de la protection passive des structures en acier en utilisant des matériaux biosourcés. Les résultats expérimentaux sont comparés à ceux obtenus par des simulations thermiques à l'aide du logiciel Abaqus. La comparaison montre que le modèle numérique peut être utilisé pour évaluer l'augmentation de température dans l'élément en acier protégé par du bois dans des conditions de haute température.

*Mots clés : Protection passive ; structures acier-bois ; incendie ; simulation numérique*

## Abstract

Steel-timber hybrid structures are becoming more and more common in the construction industry. They offer high practical advantages as sustainable solutions with high load-bearing capacities and fire resistance. However, due to steel thermal conductivity and the decrease of mechanical performance with high temperatures, steel structures need to be protected in case of fire. Wood is occasionally used as passive protection of steel to maintain its mechanical strength as long as possible with the aim to prevent structural collapse under fire. This thesis aims to analyse the thermal behaviour of hybrid steel-timber elements through experimental tests and numerical modelling.

Experiments in the furnace are performed to obtain the evolution of temperature on the steel profile surfaces and inside the timber element. Thus, thermocouples are installed on the steel profile surface and different depths of timber elements. The fire tests were performed on various steel-timber combinations using T and I steel cross-sections with various wood species. A high-temperature furnace up to 1200 °C built in the laboratory was used.

The results show that wood provides significant protection to the steel cross-section mainly the fully encapsulated IPE profile. Wood behaves as an insulating material that significantly reduces the temperature rise in steel. This solution contributes to the development of passive protection of steel structures using bio-based materials. The experimental results are compared to those obtained through thermal simulations using Abaqus software. The comparison shows that the numerical model can be used to evaluate the temperature increase in the steel element protected by timber in high-temperature conditions.

*Keywords: Passive fire protection; steel-timber structures; fire; numerical simulation*



# Sommaire général

<b>Remerciements</b> .....	
<b>Résumé</b> .....	
<b>Abstract</b> .....	
<b>Sommaire général</b> .....	<b>1</b>
<b>Nomenclature</b> .....	<b>5</b>
<b>Introduction générale</b> .....	<b>7</b>
<b>Partie 1 : Étude bibliographique des matériaux</b> .....	<b>10</b>
<b>Chapitre I : Structures en acier sous incendie</b> .....	<b>11</b>
<b>I.1. Introduction</b> .....	<b>12</b>
<b>I.2. Propriétés thermo-physiques de l'acier en fonction de la température</b> .....	<b>12</b>
I.2.1. Masse volumique.....	12
I.2.2. Chaleur massique.....	12
I.2.3. Conductivité thermique .....	17
I.2.4. Dilatation thermique.....	19
<b>I.3. Propriétés de la résistance et de la déformation</b> .....	<b>20</b>
<b>I.4. Transferts thermiques</b> .....	<b>27</b>
I.4.1. Actions thermiques.....	27
I.4.2. Équations générales de l'échauffement de l'acier non protégé .....	29
I.4.3. Échauffement de l'acier protégé par un matériau de protection contre le feu .....	32
<b>I.5. Méthodes de mesure de la température sur l'acier</b> .....	<b>33</b>
<b>I.6. Conclusion</b> .....	<b>35</b>
<b>Chapitre II : Matériau bois et comportement sous incendie</b> .....	<b>36</b>
<b>II.1. Introduction</b> .....	<b>37</b>
<b>II.2. Morphologie du bois</b> .....	<b>37</b>
<b>II.3. Propriétés thermo-physiques à froid</b> .....	<b>38</b>
II.3.1. Conductivité thermique du bois.....	38
II.3.2. Masse volumique du bois .....	39
II.3.3. Teneur en eau du bois.....	40
<b>II.4. Propriétés mécaniques du matériau bois à froid</b> .....	<b>42</b>
II.4.1. Elasticité linéaire dans le repère orthotrope.....	42
II.4.2. Caractéristiques mécaniques du bois.....	45
II.4.3. Classement mécanique du bois.....	47

<b>II.5. Propriétés thermo-physiques et comportement du bois en fonction de la température.....</b>	<b>49</b>
II.5.1. Propriétés thermiques du bois exposé au feu .....	49
II.5.2.1. Transport d'humidité.....	<b>49</b>
II.5.2.2. Conductivité thermique du bois .....	<b>50</b>
II.5.2.3. Chaleur massique du bois .....	<b>52</b>
II.5.2.4. Masse volumique du bois.....	<b>54</b>
II.5.2.5. Propriétés élastiques du bois sous incendie .....	<b>55</b>
II.5.2. Combustion du bois .....	56
II.5.3. Dégradation thermique du matériau bois (White, 1995 [102]).....	58
II.5.4. Vitesse de carbonisation .....	59
II.5.5. Influence des propriétés physiques sur la vitesse de combustion du bois.....	61
<b>II.6. Mesure de la température dans le bois exposé au feu.....</b>	<b>65</b>
II.6.1. Influence de la position des thermocouples dans le bois .....	65
II.6.2. Influence du type de thermocouple.....	67
<b>II.7. Conclusion .....</b>	<b>68</b>
<b>Partie 2 : Équipements d'essai et Résultats expérimentaux.....</b>	<b>69</b>
<b>Chapitre III : Protection au feu des profilés métalliques par le bois .....</b>	<b>70</b>
<b>III.1. Introduction.....</b>	<b>71</b>
<b>III.2. Equipements d'essais .....</b>	<b>73</b>
III.2.1. Conception du four .....	73
III.2.2. Pyromètre à plaque du four.....	75
III.2.3. Courbe de feu ISO-834 et essai du four vide .....	77
<b>III.3. Mesures des caractéristiques physiques.....</b>	<b>79</b>
III.3.1. Essences du bois et masse volumique.....	79
III.3.2. Humidité .....	79
III.3.3. Détermination de la conductivité thermique des échantillons .....	80
<b>III.4. Résultats expérimentaux de la première campagne d'essais .....</b>	<b>82</b>
<b>III.4.1. Éprouvettes de la 1ère campagne .....</b>	<b>82</b>
<b>III.4.2. Résultats des essais avec des profilés métalliques non protégés .....</b>	<b>86</b>
<b>III.4.3. Résultats des essais avec des profilés métalliques protégés.....</b>	<b>88</b>
III.4.3.1. Présentation générale .....	88
III.4.3.2. Essais au feu des poutres mixtes avec l'acier partiellement protégé .....	88
III.4.3.2.1. PRS en I240 protégé par le douglas.....	88
III.4.3.2.2. T230 protégé par le douglas .....	90
III.4.3.2.3. T230 protégé par le pin.....	92

III.4.3.2.4. IPE200 protégé par le sapin.....	94
<b>III.4.3.3. Essais au feu des poutres mixtes avec l'acier totalement protégé.....</b>	<b>96</b>
III.4.3.3.1. PRS 140 totalement protégé par le pin.....	96
III.4.3.3.2. IPE 140 totalement protégé par le BLC.....	98
III.4.3.3.3. IPE 140 totalement protégé par le peuplier.....	100
III.4.3.3.4. IPE 140 totalement protégé par le douglas.....	102
III.4.3.3.5. IPE 200 totalement protégé par la peinture intumescente.....	104
III.4.3.4. Vitesse de carbonisation.....	<b>108</b>
<b>III.5. Conclusion.....</b>	<b>110</b>
<b>Chapitre IV : Mesure de la température dans le bois.....</b>	<b>111</b>
<b>IV.1. Introduction.....</b>	<b>112</b>
<b>IV.2. Méthode de mesure de température dans le bois.....</b>	<b>114</b>
<b>IV.3. Résultats des mesures des de température dans le bois.....</b>	<b>117</b>
IV.3.1. Poutre en bois - Deux faces exposées au feu (Test n°12).....	117
IV.3.2. Poutre en bois et profilé acier en U : une et deux faces exposées au feu.....	119
IV.3.2.1. Deux faces exposées au feu (bois et profilé acier en U - Test n°13).....	<b>119</b>
IV.3.2.2. Une face exposée au feu (bois et profilé acier en U, Test N° 14).....	<b>124</b>
<b>IV.4. Etude de sensibilité.....</b>	<b>128</b>
IV.4.1. Influence de la conduction sur le thermocouple K.....	128
IV.4.2. Influence de la taille des thermocouples.....	131
<b>IV.5. Bilan de tous les essais au regard de la vitesse de combustion du bois.....</b>	<b>132</b>
<b>IV.6. Conclusion.....</b>	<b>135</b>
<b>Partie 3 : Modélisation du comportement thermique.....</b>	<b>136</b>
<b>Chapitre V : Modèle du transfert thermique du bois.....</b>	<b>137</b>
<b>V.1. Introduction.....</b>	<b>138</b>
<b>V.2. Modèle simplifié de transfert thermique du bois.....</b>	<b>138</b>
V.2.1. Analyse des hypothèses initiales.....	138
V.2.2. Type d'élément.....	139
V.2.3. Conditions initiales.....	139
V.2.4. Condition du feu.....	139
<b>V.3. Choix de la taille des éléments finis.....</b>	<b>139</b>
V.3.1. Détail du processus de modélisation sur Abaqus.....	139
V.3.2. Résultats de la modélisation de la section en bois.....	142
V.3.3. Conclusion.....	143
<b>V.4. Validation du modèle sur le bois massif.....</b>	<b>143</b>
V.4.1. Résultats du modèle 1D (flux thermique unidirectionnel).....	143

V.4.2.	Résultats du modèle 2D (flux thermique bidirectionnel).....	145
<b>V.5.</b>	<b>Validation du modèle sur LVL et BLC.....</b>	<b>147</b>
V.5.1.	Test LVL (Lami bois) par (Menis 2012) .....	147
V.5.2.	Test BLC (Bois lamellé-collé) par (Dârmon et Lalu, 2019) .....	149
<b>V.6.</b>	<b>Conclusion .....</b>	<b>151</b>
<b>Chapitre VI :</b>	<b>Modèle du transfert thermique des poutres mixtes .....</b>	<b>152</b>
<b>VI.1.</b>	<b>Introduction.....</b>	<b>153</b>
<b>VI.2.</b>	<b>Modèle thermique 2D de l'acier .....</b>	<b>153</b>
VI.2.1.	Choix de la densité de maillage .....	153
VI.2.2.	Comparaison du modèle avec un essai sur profilé IPE 240.....	154
<b>VI.3.</b>	<b>Modèle thermique 2D des poutres mixtes acier-bois .....</b>	<b>155</b>
VI.3.1.	Introduction.....	155
VI.3.2.	Profilé totalement enrobé.....	157
VI.3.3.	Profilé partiellement enrobé.....	160
<b>VI.4.</b>	<b>Comparaison de la simulation des configurations sous un feu ISO-834.....</b>	<b>170</b>
<b>VI.5.</b>	<b>Conclusion .....</b>	<b>172</b>
<b>Conclusions générales et perspectives .....</b>		<b>174</b>
<b>Production scientifique liée à la thèse .....</b>		<b>177</b>
<b>Conférences.....</b>		<b>177</b>
<b>Concours .....</b>		<b>177</b>
<b>Publications éditées en rapport avec la thèse .....</b>		<b>178</b>
<b>Bibliographies.....</b>		<b>179</b>
<b>ANNEXES.....</b>		<b>186</b>
<b>Annexe 1 :</b>	<b>Modèle thermique de la perturbation du champ thermique des thermocouples K dans le bois.....</b>	<b>187</b>

# Nomenclature

$A$ [ $m^2$ ]	Surface du profil exposée au feu
$b$ [mm]	Largeur
$C_p$ [J/(kg.K)]	Chaleur massique
$E_L, E_R, E_T$ [MPa]	Modules d'élasticité
$G_L, G_R, G_T$	Modules de cisaillement
$h$ [mm]	Hauteur
$h_{net,c}$ [W/( $m^2.K$ )]	Coefficient de convection
$h_{net,r}$ [W/( $m^2.K$ )]	Coefficient de rayonnement
IPE	Poutrelle à profil européen
$k_{sh}$	Facteur de correction pour l'effet d'ombre
$m_0$ [kg/ $m^3$ ]	Masse initiale
PRS	Poutres reconstituées soudées
$Q''_r$ [W/ $m^3$ ]	Source de chaleur
$T$ [K]	Température
$t$ [s]	Temps
$V$ [ $m^3$ ]	Volume de profil
$\omega$ [%]	Humidité
$q$ [W/ $m^2$ ]	Flux de chaleur
$\beta$ [mm/min]	Vitesse de carbonisation
$\emptyset$	Facteur de forme
$\rho$ [kg/ $m^3$ ]	Masse volumique
$\lambda$ [W/(m.K)]	Conductivité thermique
$l$	Longueur à 20 °C
$\Delta l$	Dilatation induite par la température

$\varepsilon$	Déformation
$\sigma$ [MPa]	Contrainte
$\alpha$	Coefficient de transfert thermique
$\nu$	Coefficient de Poisson

Les indices :

a	Acier	char	Charbon
b	Bois	T	Tangentiel
c	Convection	R	Radial
r	Rayonnement	L	Longitudinal
p	Protection		

## Introduction générale

Les structures porteuses peuvent être constituées de différents matériaux seuls ou combinés : acier, béton, bois, aluminium, pierre et plastique. Les structures en acier sont couramment utilisées pour leurs hautes performances mécaniques. Cependant, leurs propriétés thermiques peuvent constituer un inconvénient important en cas d'incendie, principalement pour les éléments porteurs à fort élancement. En effet, soumises à des températures élevées, les structures en acier peuvent perdre leur résistance et leur rigidité de manière significative. Selon (Wang & Li, 2012 [1], Eurocode 3 [2] et Shal et al., 2018 [3]), l'acier connaît une diminution de la résistance d'environ 20 % et celle de la rigidité d'environ 40 % lorsque la température atteint 500 °C. Cette température peut être atteinte dans les structures en acier non protégées en 15 minutes environ d'après les essais au feu réalisés dans l'étude de Łukomski et al., 2017 [4]. Celle-ci a testé deux poutres identiques en acier HEB 300, où des blocs de béton cellulaire ont été placés sur la semelle supérieure de la poutre pour simuler le plancher et fournir une exposition au feu sur trois côtés. Ces deux essais ont montré que les méthodes d'évaluation des températures données dans l'Eurocode 3 sont efficaces pour prédire la résistance au feu.

Pour maintenir la fonction porteuse pendant une durée requise d'exposition au feu, les structures en acier doivent généralement être protégées. Diverses solutions de protection passive contre le feu, telles que des systèmes de panneaux, des flocages, des plaques ou des revêtements intumescents, sont utilisées [5]. En outre, l'acier peut être combiné à d'autres matériaux pour améliorer sa résistance au feu, comme dans les structures mixtes acier-béton [6], [7], [8], [9] ou les structures mixtes acier-bois [10]. Les études existantes ont montré que les structures mixtes acier-bois présentent des performances mécaniques élevées. Les deux matériaux offrent la possibilité de combiner les bonnes performances des éléments en bois en compression avec celles de l'acier en traction et en ductilité pour obtenir des structures à comportement optimisé [11], [12], [13].

Le projet de Kunimi Town Office Building au Japon, réalisé en 2015, est un excellent exemple du développement de structures mixtes acier-bois en 2015, afin d'augmenter la résistance aux séismes et la résistance au feu des ouvrages [14]. Jang et al., 2010 [15] et Twilt & Witteveen, 1974 [16] ont étudié des poteaux mixtes combinant acier et bois lamellé-collé en vue de retarder l'échauffement des poutres en acier. Ces éléments mixtes ont subi un test de résistance au feu pendant une heure. La température moyenne de la semelle et de l'âme du profilé en acier protégé par le bois est restée inférieure à 538 °C. En cas d'incendie, le bois a un pouvoir isolant et même sa carbonisation conduit à la formation d'une couche de charbon de bois thermiquement protectrice qui constitue une isolation efficace contre les hautes températures [17].

Les résultats sont présentés dans l'étude de Katayama E., 2015 [14] qui propose diverses recommandations, notamment celle qui consiste à encapsuler entièrement le profilé en acier dans le bois. Le bois doit être fermement fixé en place, et le bois doit être séché pour limiter ou empêcher le rétrécissement et la fissuration, qui pourraient réduire la capacité du bois à contrôler le transfert de chaleur vers la structure en acier.

D'un point de vue mécanique à température ambiante, le bois peut améliorer la résistance à l'instabilité des poutres en acier. Dans l'étude de Jurkiewicz et al., 2017 [18], le comportement des poutres mixtes a été étudié dans le domaine élastique et jusqu'à la rupture. La rupture des poutres mixtes a été principalement causée par une rupture en cisaillement dans la partie en bois au niveau de la section transversale à mi-portée et aucune instabilité élastique n'a été observée à la charge maximale. Par ailleurs, des poteaux et poutres mixtes, constitués d'éléments en acier entièrement encapsulés dans deux types de bois (lamellé-collé "BLC" et lamellé-croisé "CLT") ont été étudiés par Tavoussi et al., 2016, [19] pour tester la capacité de charge de ce type de structure hybride. Cette étude montre que la configuration associant acier et bois lamellé-collé a une performance meilleure que celle combinant acier et bois CLT. Les études de Hu et al., 2020 [20] sur le comportement des poteaux mixtes acier-bois sous compression axiale montrent qu'en phase élastique le bois lamellé-collé fournit un maintien à l'acier en limitant ses instabilités par flambement global ou voilement local.

En ce qui concerne les simulations thermiques sous hautes températures, les paramètres thermiques des matériaux sont basés sur l'Eurocode 5 [21] pour le bois et l'Eurocode 3 [2] pour l'acier. La simulation des transferts thermiques avec des hypothèses simplifiées permet de choisir des configurations potentielles de poutres mixtes acier-bois, qu'il serait intéressant de tester expérimentalement, pour vérifier le comportement en situation d'incendie. Par ailleurs, l'influence du taux d'humidité du bois peut être prise en compte en utilisant des chaleurs massiques selon plusieurs auteurs comme Cachim & Franssen, 2010 [22], Hietaniemi & Mikkola, 2010 [23]. Ces derniers affirment qu'un faible taux d'humidité entraîne de faibles valeurs de la capacité thermique massique jusqu'au moment de la vaporisation de l'eau.

De nombreuses études ont été menées sur des structures mixtes acier-bois en s'intéressant en partie à leur résistance au feu. Cependant, cette prise en compte de la résistance au feu est encore limitée notamment en termes de méthodes de mesure des hautes températures sur les deux matériaux. Dans la présente thèse, différentes configurations de combinaisons d'acier et de bois sont analysées en s'appuyant sur les études existantes en vue de construire et réaliser des expériences dans des conditions de feu en accord avec les Eurocodes. Sur cette base, l'étude du comportement thermique des configurations mixtes acier-bois est menée en réalisant des essais dans un four construit à l'Institut Pascal (site de Montluçon) en vue d'avoir des résultats qui permettent de valider une approche de modélisation de la protection au feu des structures en acier. Ainsi, des simulations numériques sont réalisées afin de valider les modèles et de prédire le comportement thermique dans différentes conditions.

Le mémoire s'organise en 3 grandes parties :

La partie 1, constituée des chapitres I et II, concerne une revue bibliographique sur les comportements thermomécaniques des deux matériaux principaux de l'étude qui sont le bois et l'acier. Ainsi, sont rappelées les principales définitions relatives aux propriétés thermiques de l'acier et du bois. Ensuite, sont présentées les études portées sur la détermination des propriétés mécaniques des matériaux en fonction de la température.

La partie 2, composée des chapitres III et IV, introduit la problématique traitée dans la présente étude qui concerne l'analyse du comportement des structures mixtes sous actions thermiques.

Ensuite, les deux campagnes d'essai réalisées sont présentées. Le chapitre III s'intéresse aux différents types de structures mixtes utilisant l'acier avec fonction de protection au feu, tels que les poutres et poteaux mixtes acier-bois. Ce chapitre montre les résultats expérimentaux en comparant les performances de deux configurations : partiellement et totalement enrobées. Les configurations testées se basent sur des profilés métalliques en forme de « T » et en forme de « I » (IPE et PRS).

Le chapitre IV présente la méthode de mesure de la température sur le bois par le thermocouple K. Les positions des thermocouples dans le bois selon les trois directions d'orthotropie (tangentielle, radiale et longitudinale) sont étudiées. L'épaisseur de la couche de charbon est mesurée après chaque expérience pour déterminer la valeur de la vitesse de combustion du bois et la comparer avec la vitesse de carbonisation obtenue par des thermocouples.

La partie 3, constituée des chapitres V et VI, consiste en la mise en place d'un modèle thermique et sa validation. Le chapitre V propose un modèle numérique pour évaluer le transfert thermique dans le bois seul et dans la section hybride acier-bois. Le modèle éléments finis, développé en utilisant le logiciel Abaqus, est validé par une confrontation aux résultats des essais au feu issus de la bibliographie. Ensuite, dans le chapitre VI, les résultats du modèle validé sont confrontés à ceux des essais expérimentaux réalisés dans la présente étude. Cette simulation numérique permet de comparer les différentes configurations de poutres mixtes, en observant différents paramètres. Cela permettra par la suite de choisir les configurations les plus pertinentes en élargissant le champ de l'étude à des configurations variées.

# **Partie 1 : Étude bibliographique des matériaux**

# Chapitre I : Structures en acier sous incendie

## Sommaire

I.1.	Introduction .....	12
I.2.	Propriétés thermo-physiques de l'acier en fonction de la température.....	12
I.2.1.	Masse volumique.....	12
I.2.2.	Chaleur massique.....	12
I.2.3.	Conductivité thermique .....	17
I.2.4.	Dilatation thermique.....	19
I.3.	Propriétés de la résistance et de la déformation.....	20
I.4.	Transferts thermiques .....	27
I.4.1.	Actions thermiques .....	27
I.4.2.	Équations générales de l'échauffement de l'acier non protégé .....	29
I.4.3.	Échauffement de l'acier protégé par un matériau de protection contre le feu .....	32
I.5.	Méthodes de mesure de la température sur l'acier .....	33
I.6.	Conclusion.....	35

## I.1. Introduction

Les structures métalliques sont largement utilisées dans les bâtiments industriels pour des raisons pratiques d'exploitation, de durabilité et de rentabilité. Cependant les propriétés mécaniques de l'acier sous l'effet de l'échauffement baissent à partir de 500 °C [2]. Ce chapitre est scindé en trois sections. La première section présente les propriétés thermo-physiques de l'acier à haute température. La deuxième section rappelle le comportement mécanique de l'acier en fonction de la température. La dernière section décrit les méthodes de mesure de la température sur l'acier.

## I.2. Propriétés thermo-physiques de l'acier en fonction de la température

Pour l'ingénierie incendie des structures, deux familles de données sont très importantes, à savoir :

- les propriétés thermo-physiques des matériaux pour l'analyse thermique des composants de structures, y compris la conductivité thermique, la chaleur massique et la masse volumique ;
- les propriétés mécaniques du matériau pour l'analyse structurale, y compris la limite d'élasticité, le module de Young, la relation contrainte-déformation et le coefficient de dilatation thermique.

Après avoir présenté les propriétés thermo-physiques, nous indiquons les différentes actions thermiques à considérer. Nous décrivons ensuite les équations d'échauffement de l'acier seul et avec la protection au feu. A noter que l'échauffement d'un élément de structure dépend des caractéristiques intrinsèques de son matériau constitutif ainsi que de sa forme géométrique et de ses conditions d'exposition.

La variation de la température dans le matériau acier dépend des caractéristiques suivantes :

- la masse volumique du matériau  $\rho$  ;
- la chaleur massique du matériau  $C$  qui représente la quantité de chaleur nécessaire pour élever de 1 °C la température de 1 kg de ce matériau ;
- la conductivité thermique du matériau  $\lambda$  qui représente la quantité de chaleur nécessaire pour élever de 1 °C sur 1 m d'épaisseur de ce matériau en 1 s.

### I.2.1. Masse volumique

Conventionnellement, la masse volumique de l'acier  $\rho_a$  est considérée comme indépendante de la température, et  $\rho_a = 7\,850 \text{ kg/m}^3$ .

### I.2.2. Chaleur massique

La chaleur massique  $C_a$  en  $\text{J}/(\text{kg}\cdot\text{C})$  ou  $\text{J}/(\text{kg}\cdot\text{K})$  est la quantité d'énergie nécessaire ou libérée pour augmenter ou diminuer de 1 °C une quantité unitaire de matière. Selon l'Eurocode 3 [2], pour le calcul des structures métalliques sous incendie, la chaleur massique de l'acier ( $\text{J}/\text{kg}\cdot\text{K}$ ) peut être déterminée de la façon suivante :

$$C_a = 425 + 7,73 \cdot 10^{-1} \cdot T_a - 1,69 \cdot 10^{-3} \cdot T_a^2 - 2,22 \cdot 10^{-6} \cdot T_a^3 \quad (\text{Eq. I.1})$$

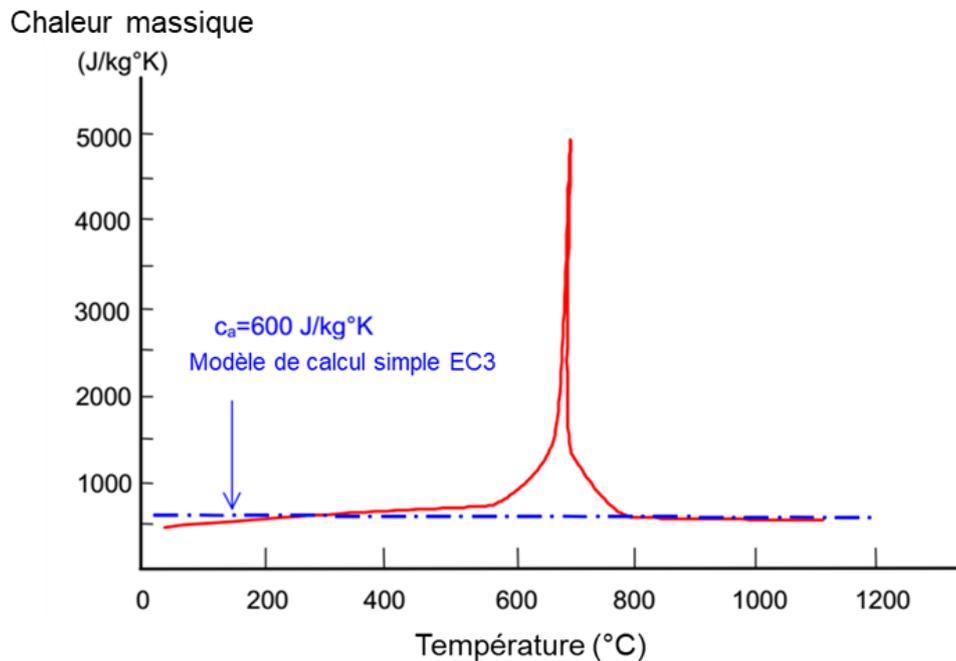
$(20 \text{ °C} \leq T < 600 \text{ °C})$

$$C_a = 666 + \frac{13002}{738 - T_a} \quad (600 \text{ °C} \leq T < 735 \text{ °C}) \quad (\text{Eq. I.2})$$

$$C_a = 545 + \frac{17820}{T_a - 731} \quad (735 \text{ °C} \leq T < 900 \text{ °C}) \quad (\text{Eq. I.3})$$

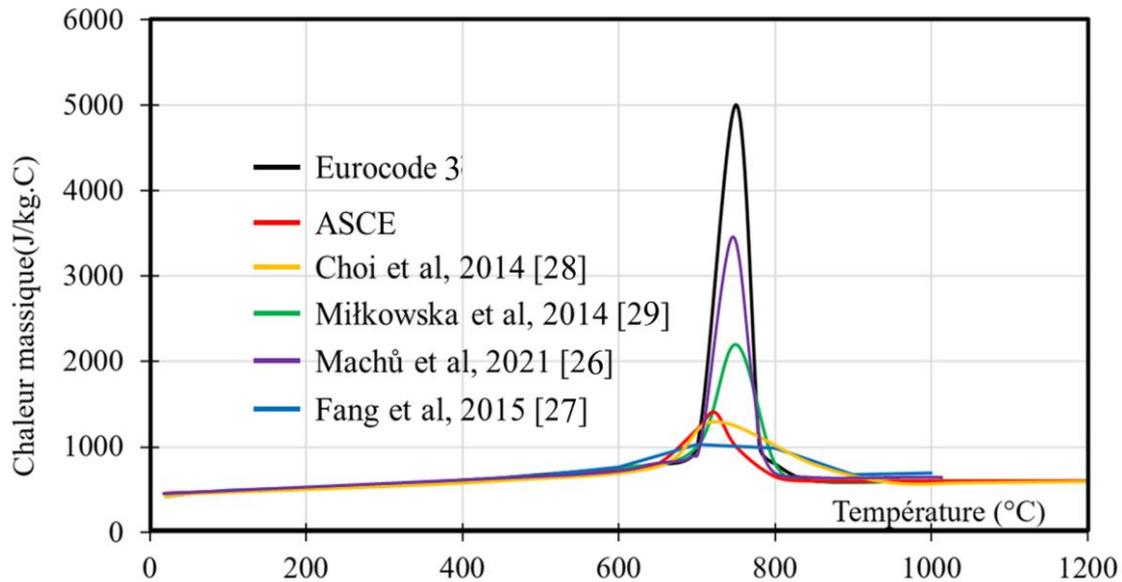
$$C_a = 650 \quad (900 \text{ °C} \leq T < 1200 \text{ °C}), \text{ avec } T_a : \text{température de l'acier (°C)} \quad (\text{Eq. I.4})$$

La variation de la chaleur massique en fonction de la température qui correspond aux équations Eq. I.1 à I.4 est illustrée à la **Figure 1**. La valeur de la chaleur massique subit un changement important dans la plage de température entre 700 et 800 °C. La forte augmentation qui s'apparente à une valeur "infinie" à environ 735 °C associé à des modifications chimiques du matériau, et se traduit par un ralentissement momentané de la vitesse d'échauffement d'un élément en acier [24]. Lorsque des modèles de calcul simples sont utilisés, une valeur constante de la chaleur massique de 600 (J/kg. K) est utilisée [25].



*Figure 1 : Variation de la chaleur massique de l'acier en fonction de la température [2]*

Pour obtenir la valeur du pic de la chaleur massique, les mesures sont effectuées par la technique de Calorimétrie différentielle à balayage (Differential scanning calorimetry) [26]. C'est une technique d'analyse thermique qui permet de mesurer les différences des échanges de chaleur entre un échantillon à analyser et une référence. Elle permet de déterminer les transitions de phase.



**Figure 2 : Comparaison de la chaleur massique donnée par différentes sources : Modèles ( cinématique [27], Eurocode 3 et ASCE) et essais ([26], [28] et [29])**

Des modèles [27], [2] et essais [26], [28], [29] sont également proposés pour déterminer la chaleur massique de l'acier et son pic. Une comparaison des chaleurs massiques données par différents modèles et essais est présentée sur la **Figure 2**. Les différences observées entre les résultats obtenus à partir des essais expérimentaux de chaleur massique de l'acier à haute température et les valeurs spécifiées dans l'Eurocode 3 peuvent s'expliquer par les variations inhérentes aux propriétés thermiques des différents types d'acier, ainsi que par les différences dans les méthodes de mesure et les conditions expérimentales utilisées dans les essais.

ASCE (American Society of Civil Engineers), 1992 [30] propose les valeurs suivantes de la chaleur massique de l'acier en fonction de la température :

$$C_a = \frac{(0.004 \times T + 3.3) \times 10^6}{\rho_a} \quad (T < 650 \text{ °C}) \quad (\text{Eq. I.5})$$

$$C_a = \frac{(0.068 \times T + 38.3) \times 10^6}{\rho_a} \quad (650 \text{ °C} \leq T < 725 \text{ °C}) \quad (\text{Eq. I.6})$$

$$C_a = \frac{(-0.086 \times T + 73.35) \times 10^6}{\rho_a} \quad (725 \text{ °C} \leq T < 800 \text{ °C}) \quad (\text{Eq. I.7})$$

$$C_a = \frac{4.55 \times 10^6}{\rho_a} \quad (800 \text{ °C} \leq T) \quad (\text{Eq. I.8})$$

Une comparaison des valeurs de la chaleur massique est présentée par Kodur et al., 2010 [31], entre les modèles d'Eurocode 3 [2], d'ASCE, 1992 [30] avec les valeurs mesurées expérimentalement (**Figure 3**).

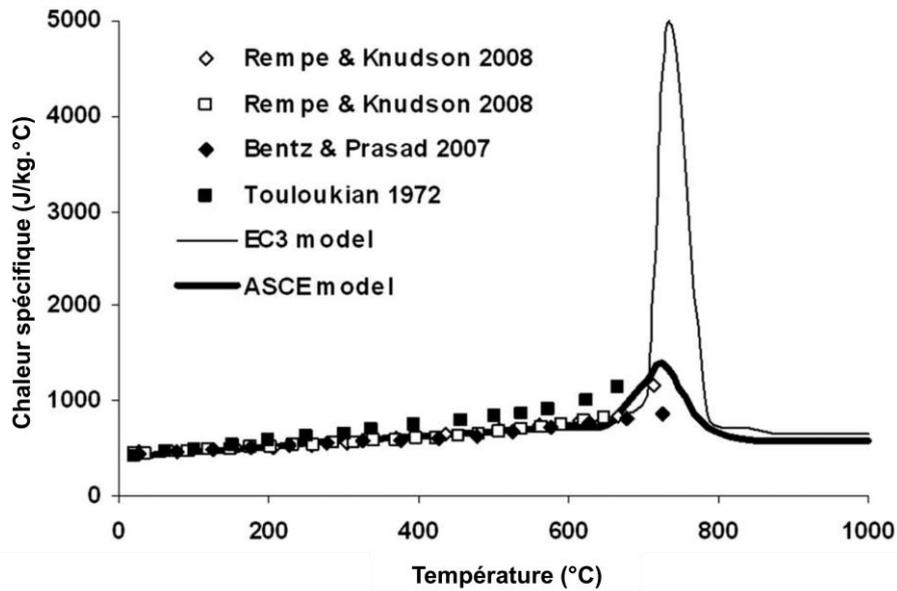


Figure 3 : Chaleur massique de l'acier par différents modèles et différents tests [31]

La variation entre les données d'essai et les modèles illustrés dans la **Figure 3** est en partie due au fait que la majorité des données existantes sur la chaleur massique proviennent d'études réalisées sur des alliages de fer et d'acier non structural. De plus, la température maximale atteinte dans ces études était inférieure à 750 °C, ce qui ne reflète pas toute la gamme des températures observées dans des conditions d'incendie.

La code britannique BS5950, 1990 [32] propose une valeur constante pour la chaleur massique (Eq. I.9). L'annexe de l'ECCS [33] propose également une équation (Eq. I.10) pour déterminer plus précisément la chaleur massique de l'acier pour des températures allant jusqu'à 725 °C.

$$C_a = 520 \text{ J/(kg.}^\circ\text{C)} \quad (\text{Eq. I.9})$$

$$C_a = 0,47 + 2 \times 10^{-4}T_a + 38 \times 10^{-8}T_a^2 \text{ (kJ/(kg.}^\circ\text{C)} \quad (\text{Eq. I.10})$$

Li & Wang, 2013 [1] ont indiqué que le "Japan Building Synthetic Fire Prevention Design" donne l'équation suivante pour la chaleur massique :

$$C_a = 483 + 8,02 \times 10^{-4}T_s^2 \quad (\text{Eq. I.11})$$

Le code technique chinois [34] pour la sécurité incendie des structures en acier dans les bâtiments donne la valeur suivante :

$$C_a = 600 \quad (\text{Eq. I.12})$$

Les chaleurs massiques calculées par les équations (I.9 à I.12) sont présentées dans la **Figure 4**. On peut observer que la chaleur massique de l'acier change considérablement avec l'élévation de la température, et seul la chaleur massique de l'EC3 semble montrer un pic suivi d'une diminution au-delà de ce pic.

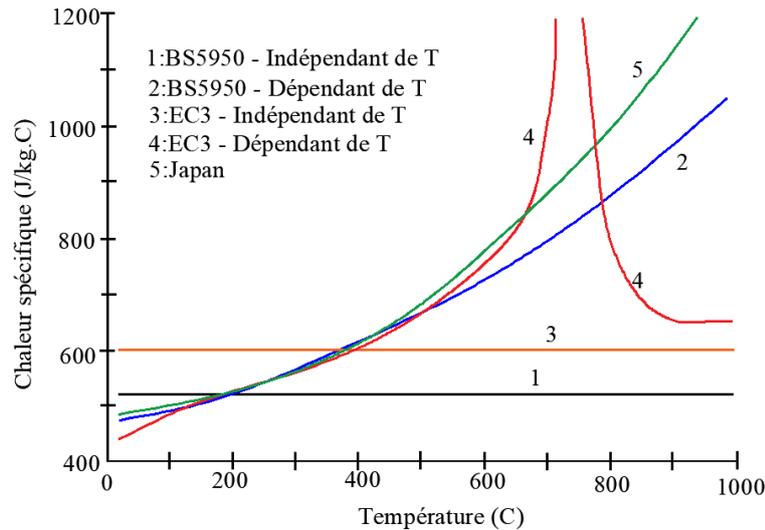


Figure 4: Chaleur massique de l'acier proposée par différentes normes

Dans la plage de température de 0 °C à 600 °C, la valeur moyenne de la chaleur massique, obtenue à partir des différentes sources, est d'environ 600 J/(kg.C). Prendre la chaleur massique comme une valeur indépendante de la température ne correspond pas à la réalité. Cependant, elle peut simplifier le calcul et peut être facilement utilisée par l'ingénieur.

Li et al., 1997 [35] ont étudié les aciers au carbone à haute résistance AISI Type 4130 et Type 4320 pour obtenir les valeurs de la chaleur massique (Figure 5) par la méthode de calorimétrie différentielle à balayage (DSC). Les courbes de la chaleur massique des deux aciers ont des tendances similaires. Elles augmentent de façon linéaire jusqu'à environ 300 °C. Ceci est suivi d'une petite tendance exothermique entre 300 et 400 °C. Cela pourrait être dû à la transformation de l'austénite résiduelle en bainite lorsque l'acier passe de la martensite à l'austénite résiduelle. La tendance exothermique est suivie d'une autre augmentation linéaire puis d'un pic endothermique significatif commençant aux alentours de 700 °C. Ce pic représente la transformation de la phase austénitique à l'état solide et s'étend jusqu'à environ 825 °C. Ce pic est en d'accord avec le pic obtenu par l'EC3.

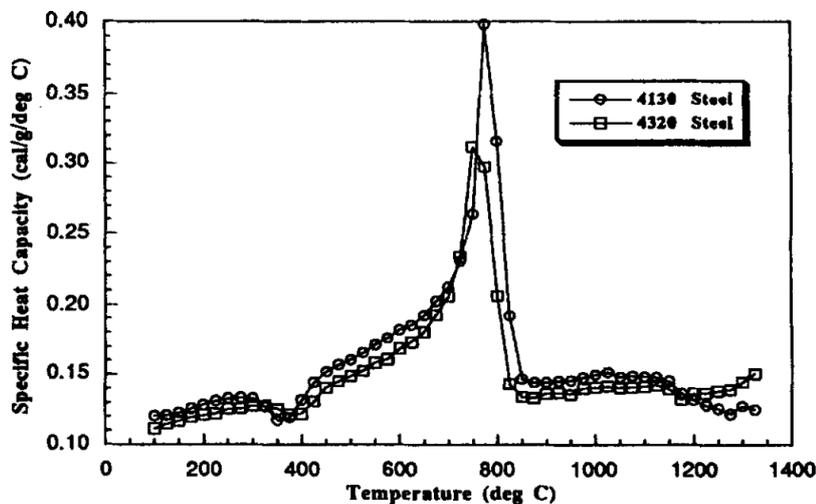
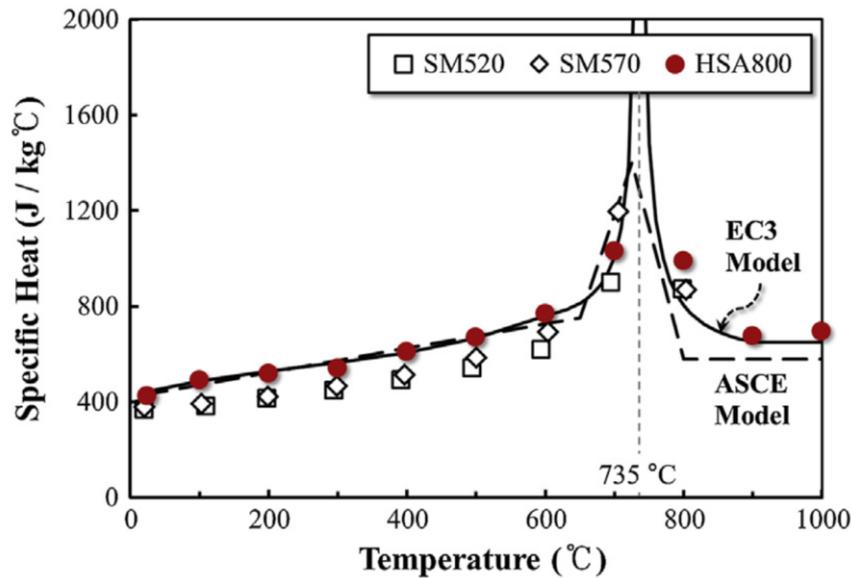


Figure 5: Chaleurs massiques des aciers 4130 et 4320 selon (Li et al., 1997 [35])

En utilisant la même méthode (DSC), Choi et al., 2014 [28] ont réalisé une étude sur l'acier à haute résistance développé en Corée - HSA800, SM520 et SM570 pour déterminer les propriétés thermiques à des températures élevées jusqu'à 1000 °C. Ensuite, les résultats des tests ont été comparés aux modèles ASCE (American Society of Civil Engineers) et Eurocode 3 pour vérifier quels modèles proposés sont bien adaptés au HSA800 à température élevée (**Figure 6**). Les modèles ASCE et Eurocode 3 montrent une augmentation soudaine de la chaleur massique autour de 725 °C et 730 °C. Les résultats des tests de HSA800 montrent une bonne corrélation avec le modèle Eurocode 3.



**Figure 6 :** Comparaison des chaleurs massiques par les modèles (EC3, ASCE) avec les résultats des tests (Choi et al. 2014 [28])

D'autres études comme celle de Miłkowska et al., 2014 [29], Kargul et al., [36] sur l'acier S235 et S320. Ces études ont montré des tendances similaires à celles représentées sur la **Figure 3**.

### I.2.3. Conductivité thermique

La conductivité en W/(m.°K) est la propriété d'un matériau représentant sa capacité à conduire la chaleur. La variation de la conductivité thermique en fonction de la température selon l'Eurocode 3, 2011 [2] est donnée par l'équation suivante pour  $\lambda_a$  :

$$\lambda_a = 54 - 3,33 \times 10^{-2} \times T_a \quad (20 \text{ °C} \leq T_a < 800 \text{ °C}) \quad (\text{Eq. I.13})$$

$$\lambda_a = 27,3 \quad (800 \text{ °C} \leq T_a \leq 1200 \text{ °C}) \quad (\text{Eq. I.14})$$

Dans l'ASCE, 1992 [30], la valeur de la conductivité thermique fonction de la température est calculée par les équations suivantes :

$$\lambda_a = -0,002 \times T_a + 48 \quad (T_a \leq 900 \text{ °C}) \quad (\text{Eq. I.15})$$

$$\lambda_a = 28,2 \quad (900 \text{ °C} < T_a) \quad (\text{Eq. I.16})$$

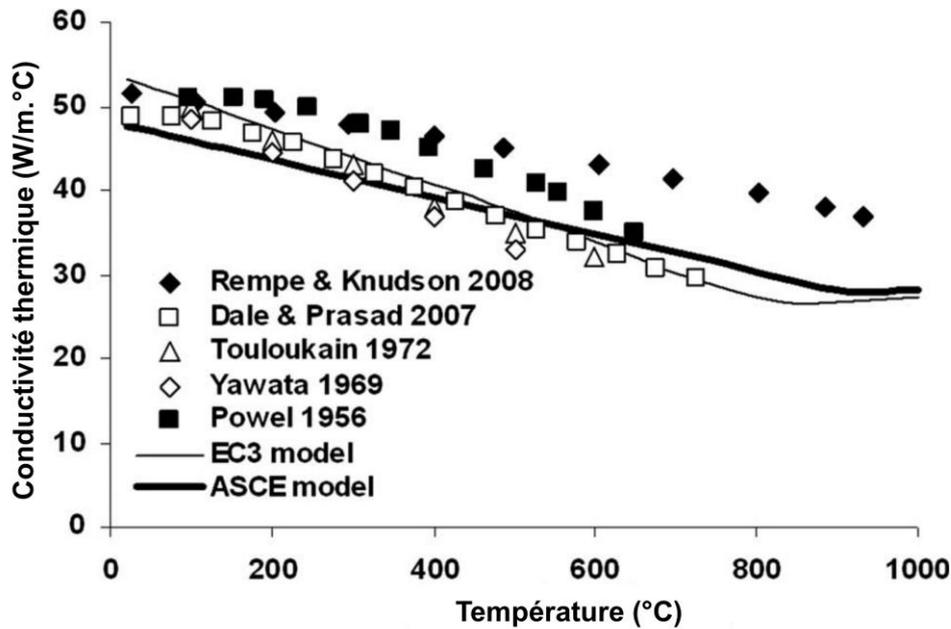


Figure 7 : Conductivité thermique de l'acier par différents modèles et différents tests [31]

Nous pouvons voir sur la **Figure 7** que la conductivité thermique de l'acier diminue avec la température de manière presque linéaire, et qu'il y a peu de variations entre les modèles présentés dans le manuel ASCE et l'Eurocode 3.

La norme BS5950 partie 8 [25] donne une équation (Eq. I.17) pour une conductivité  $\lambda_a$  indépendante de la température. Elle donne également une expression (Eq. I.18) pour déterminer de façon plus précise la conductivité thermique dépendante de la température.

$$\lambda_a = 37,5 \text{ W(m.K)} \quad (\text{Eq. I.17})$$

$$\lambda_a = 52,57 - 1,541 \times 10^{-2} \times T_a - 2,155 \times 10^{-5} \times T_a^2 \quad (\text{Eq. I.18})$$

La norme du Japan Building Synthetic Fire Prevention Design [4] donne l'équation suivante :

$$\lambda_a = 52,08 - 5,05 \times 10^{-5} \times T_a^2 \quad (\text{Eq. I.19})$$

Le code technique chinois pour la sécurité incendie des structures en acier dans les bâtiments donne également une conductivité thermique de l'acier indépendante de la température, soit :

$$\lambda_a = 45,0 \text{ W(m.K)} \quad (\text{Eq. I.20})$$

La **Figure 8** montre les comparaisons de la conductivité thermique à haute température de l'acier de construction par différents modèles de conception et les résultats des tests de HSA800, SM520 et SM570 de Choi et al., 2014 [28]. La conductivité thermique spécifiée dans les modèles ASCE et Eurocode 3 diminue de manière linéaire jusqu'à ce que la température atteigne 900 °C et 800 °C, respectivement, puis converge vers des valeurs constantes.

Les résultats d'essais de l'acier à haute résistance HSA800, SM570 et SM520 montrent un schéma de diminution similaire, mais ces valeurs de conductivité thermique sont légèrement inférieures à celles des modèles ASCE et Eurocode 3 jusqu'à 600 °C. Par conséquent, il est plus raisonnable d'utiliser l'équation (Eq. I.21) pour la conductivité thermique de HSA800 à la température T (°C) selon Choi et al., 2014 [28].

$$\lambda_a = 38 - 0.01T \quad (\text{Eq. I.21})$$

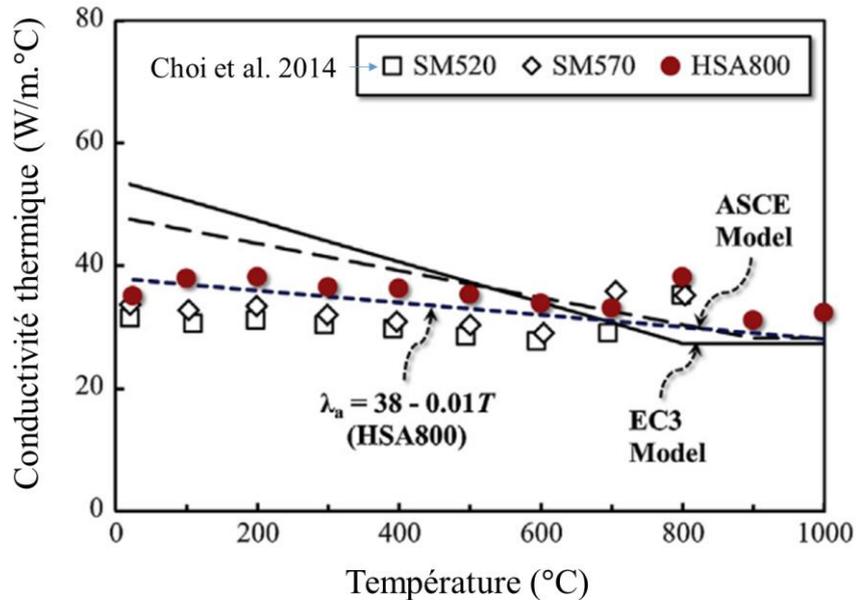


Figure 8 : Conductivité thermique en fonction de la température selon l'Eurocode 3 [28]

#### I.2.4. Dilatation thermique

Une caractéristique très importante de l'acier lors d'un incendie est sa dilatation thermique  $\Delta l/l$ . Sa variation en fonction de la température, selon l' Eurocode 3 [2], est montrée sur la **Figure 9** et décrite dans les équations (I.22 à I.24).

Pour  $20\text{ °C} \leq T_a < 750\text{ °C}$  :

$$\Delta l/l = 1,2 \times 10^{-5} T_a + 0,4 \times 10^{-8} T_a^2 - 2,416 \times 10^{-4} \quad (\text{Eq. I.22})$$

Pour  $750\text{ °C} \leq T_a \leq 860\text{ °C}$  :

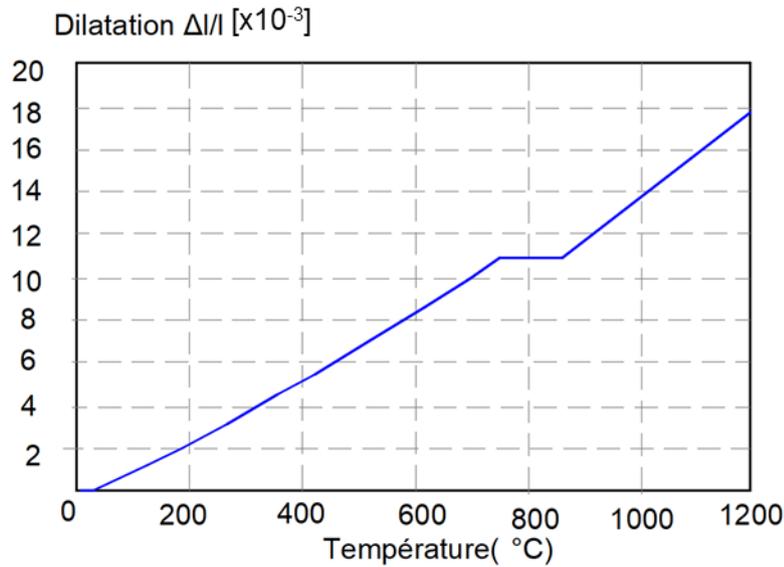
$$\Delta l/l = 1,1 \times 10^{-2} \quad (\text{Eq. I.23})$$

Pour  $860\text{ °C} < T_a \leq 1200\text{ °C}$  :

$$\Delta l/l = 2 \times 10^{-5} T_a - 6,2 \times 10^{-3} \quad (\text{Eq. I.24})$$

Où :

l est la longueur à 20 °C ;  $\Delta l$  est la dilatation induite par la température ;  $T_a$  est la température de l'acier [°C].



**Figure 9: Dilatation thermique de l'acier au carbone en fonction de la température selon l' Eurocode 3 [2]**

La **Figure 9** montre la courbe d'évolution de la dilatation thermique de l'acier en fonction de la température. Il est courant d'observer une variation de la dilatation thermique à des températures spécifiques, notamment dans la plage de température mentionnée entre 750 et 850 °C. Cette plage de température correspond généralement à la zone de transformation structurelle de l'acier au carbone, où des changements de phases peuvent se produire. Cette courbe a un palier entre 750 et 850 °C qui correspond à la zone de transformation structurelle de l'acier.

Dans ce mémoire de thèse, une étude approfondie des propriétés thermiques de l'acier au carbone a été réalisée, incluant la conductivité thermique, la chaleur massique et la dilatation thermique. Il est important de noter que cette étude se concentre spécifiquement sur les aspects liés à l'échauffement thermique, sans prendre en compte les aspects mécaniques. La dilatation thermique de l'acier au carbone, bien qu'elle fasse partie des propriétés thermiques étudiées, a généralement un effet limité dans le contexte de cette recherche. Les principaux impacts observés sont associés aux ouvertures ou fermetures de joints, ainsi qu'aux risques de ruptures dans les zones d'assemblage.

### I.3. Propriétés de la résistance et de la déformation

L'acier est un matériau incombustible, mais ses caractéristiques mécaniques diminuent avec l'augmentation de la température. Malgré cette diminution, le risque de rupture fragile est faible étant donné le caractère ductile de l'acier.

Les aciers peuvent être obtenus par différents procédés de fabrication dont les principaux sont le laminage à chaud et le profilage à froid. La variation du module de Young ( $E_a$ ) et de la limite d'élasticité ( $f_y$ ) en fonction de la température de l'acier a été mise en évidence par différents essais [37], [38].

Ainsi, à température élevée, la norme EN-1993-1-2 [2] propose une définition du diagramme déformation-contrainte dont la légende est expliquée ci-dessous (**Figure 10**):

-  $f_{y,0}$  est la limite d'élasticité effective ;

- $f_{p,\theta}$  est la limite proportionnelle ;
- $E_{a,\theta}$  est la pente du domaine élastique linéaire, qui correspond au module d'élasticité de Young ;
- $\varepsilon_{p,\theta}$  est la déformation à la limite proportionnelle ;
- $\varepsilon_{y,\theta}$  est la déformation plastique, égale à 2 % ;
- $\varepsilon_{t,\theta}$  est la déformation limite en élasticité, égale à 15 % ;
- $\varepsilon_{u,\theta}$  est la déformation ultime, égale à 20 %.

Cette courbe est divisée en quatre étapes :

- Une étape proportionnalité élastique, pour des déformations inférieures à  $\varepsilon_{p,\theta}$  ;

$$\text{pour } \varepsilon \leq \varepsilon_{p,\theta} \quad \sigma = \varepsilon E_{a,\theta} \quad (\text{Eq. I.25})$$

- Une étape " transitoire elliptique ", pour des déformations comprises entre  $\varepsilon_{p,\theta}$  et  $\varepsilon_{y,\theta}$  et des températures supérieures à 100 °C.

$$\varepsilon_{p,\theta} < \varepsilon < \varepsilon_{y,\theta} \quad \sigma = f_{p,\theta} - c + \frac{b}{a} \left[ a^2 - (\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon)^2 \right]^{0.5} \quad (\text{Eq. I.26})$$

- Une étape linéaire plastique à pente nulle, pour des déformations comprises entre  $\varepsilon_{y,\theta}$  et  $\varepsilon_{t,\theta}$  ;

$$\varepsilon_{y,\theta} \leq \varepsilon \leq \varepsilon_{t,\theta} \quad \sigma = f_{y,\theta} \quad (\text{Eq. I.27})$$

- Une étape linéaire plastique, avec une pente négative, pour des déformations comprises entre  $\varepsilon_{t,\theta}$  et  $\varepsilon_{u,\theta}$ .

$$\varepsilon_{t,\theta} < \varepsilon < \varepsilon_{u,\theta} \quad (\text{Eq. I.28})$$

$$\sigma = f_{y,\theta} \left[ 1 - \frac{\varepsilon - \varepsilon_{t,\theta}}{\varepsilon_{u,\theta} - \varepsilon_{t,\theta}} \right]$$

$$\varepsilon = \varepsilon_{u,\theta} \quad \sigma = 0 \quad (\text{Eq. I.29})$$

Avec les facteurs suivants :

$$a = \sqrt{(\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon_{p,\theta}) \left( \varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon_{p,\theta} + \frac{c}{E_{a,\theta}} \right)}$$

$$b = \sqrt{c(\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon_{p,\theta})E_{a,\theta} + c^2}$$

$$c = \frac{(f_{y,\theta} - f_{p,\theta})^2}{(\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon_{p,\theta})E_{a,\theta} - 2(f_{y,\theta} - f_{p,\theta})} \quad (\text{Eq. I.30})$$

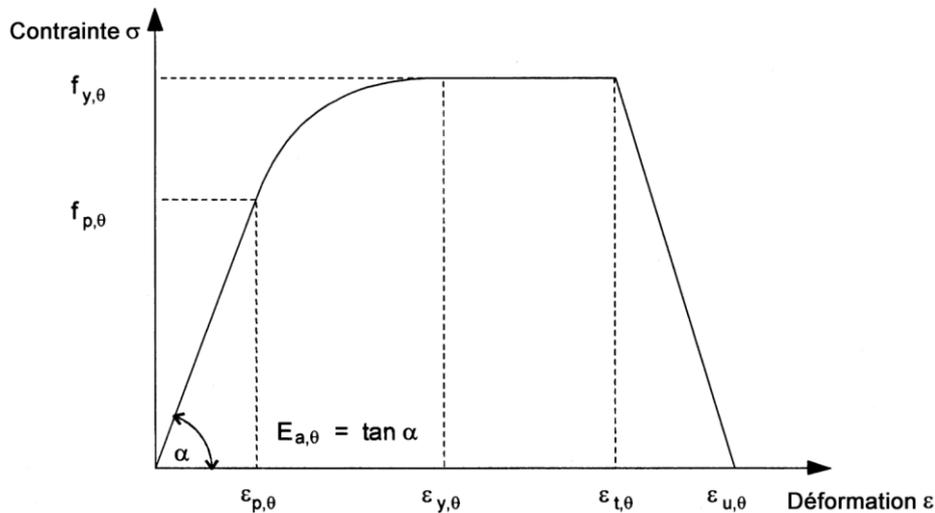


Figure 10: Relations contrainte-déformation pour l'acier au carbone aux températures élevées [2]

Dans l'EN-1993-1-2 est présentée la notion de « température critique » qui est définie de la façon suivante : Température à laquelle la ruine est présumée se produire dans un élément en acier de température uniforme et pour un niveau de chargement donné.

Un élément en acier exposé au feu atteint sa température critique lorsqu'il ne peut pas supporter sa charge dans des conditions de sécurité.

Comme le montre la **Figure 11**, les températures inférieures à 400 °C ne produisent pas de perte de limite d'élasticité, même si le module d'élasticité est affecté à partir de 100 °C. À 600 °C, la limite d'élasticité de l'acier ne représente que 40 % de sa valeur initiale, tandis que le module de Young baisse plus vite et atteint 30 %. La limite d'élasticité efficace, par rapport à la limite d'élasticité à 20 °C est obtenue par le rapport suivant :  $k_{y,\theta} = f_{y,\theta} / f_y$ . La limite de proportionnalité, par rapport à la limite d'élasticité à 20 °C est donnée par le rapport :  $k_{p,\theta} = f_{p,\theta} / f_y$ . La pente du domaine linéaire élastique, par rapport à la pente à 20 °C est représentée par le rapport :  $k_{E,\theta} = E_{a,\theta} / E_a$ .

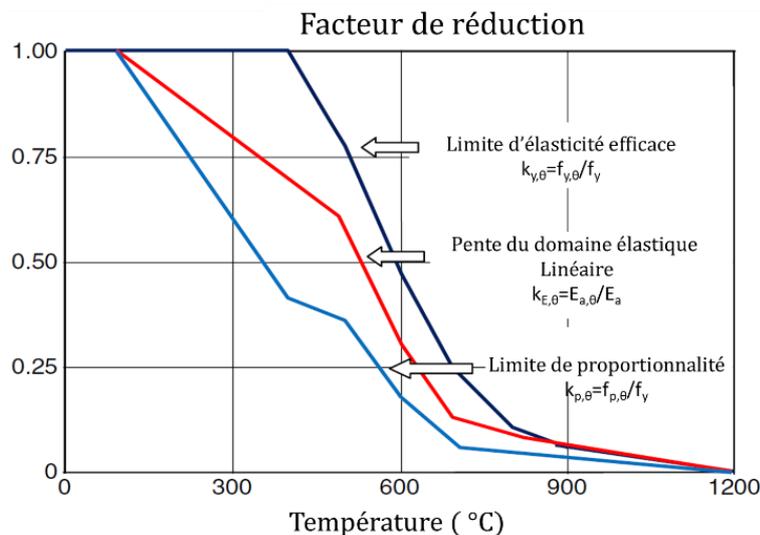
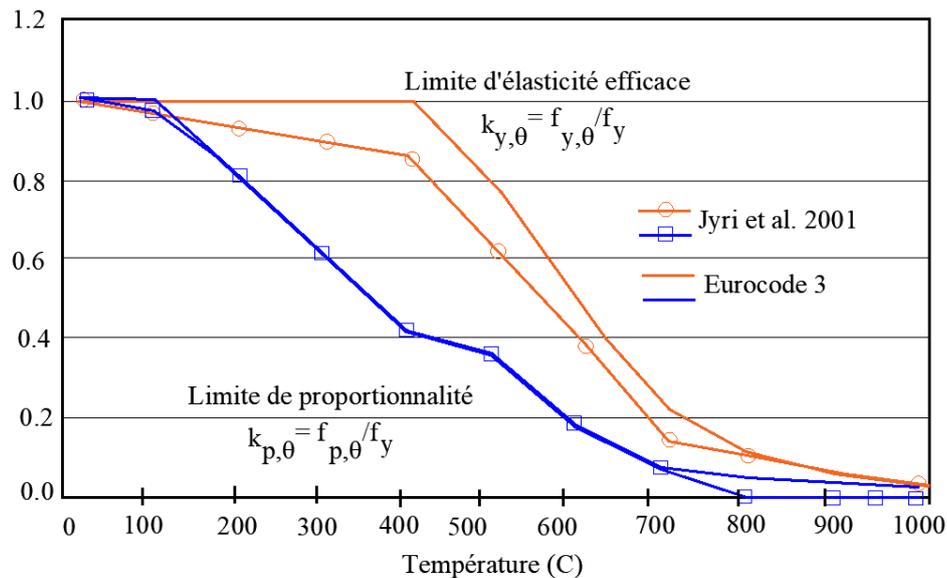


Figure 11 : Facteurs de réduction pour la relation contrainte-déformation de l'acier à des températures élevées [2]

Jyri et al., 2001 [39] ont étudié le comportement de l'acier de construction S350GD+Z à des températures élevées. Les résultats de leurs essais ont été combinés avec une série antérieure de 60 essais réalisés dans le même laboratoire. L'objectif était d'enrichir les résultats existants par les propriétés mécaniques à des températures de 700 °C à 950 °C. Sur la base de ces résultats d'essai, une suggestion de modification concernant les propriétés mécaniques du matériau étudié a été faite, par rapport à celles de l'Eurocode 3 [2].

Les facteurs de réduction des propriétés mécaniques déterminés expérimentalement sont comparés aux valeurs données dans l'Eurocode 3 (EN-1993-1.2).



**Figure 12 : Facteurs de réduction de la limite d'élasticité efficace et de la limite de proportionnalité de l'acier : comparaison essais et valeurs de l'Eurocode 3 [39]**

Pour la limite de proportionnalité, il n'y a pas de différence notable entre les courbes jusqu'à ce que la température de l'acier atteigne 700 °C. Après cela, la limite de proportionnalité, qui représente la limite du comportement élastique de l'acier, semble disparaître, c'est-à-dire qu'il n'y a pas de partie élastique ou linéaire dans les courbes de contrainte-déformation. Ceci est tout à fait compréhensible, car le fluage affecte le comportement du matériau à des températures aussi élevées. C'est pourquoi la valeur de la limite de proportionnalité dans le modèle basé sur les résultats d'essais est mise à zéro.

Pour la pente du domaine linéaire élastique, les résultats expérimentaux de Qiang et al., [37] sont comparés à certaines des principales normes de dimensionnement actuelles pour les structures en acier (c'est-à-dire EC3, AISC et AS 4100), comme le montre la **Figure 13**. Ces essais concernent l'acier S960. Il apparaît que les facteurs de réduction du module d'élasticité donnés dans l'EC3 et l'AISC sont appropriés alors que ceux de l'AS 4100 les surestime.

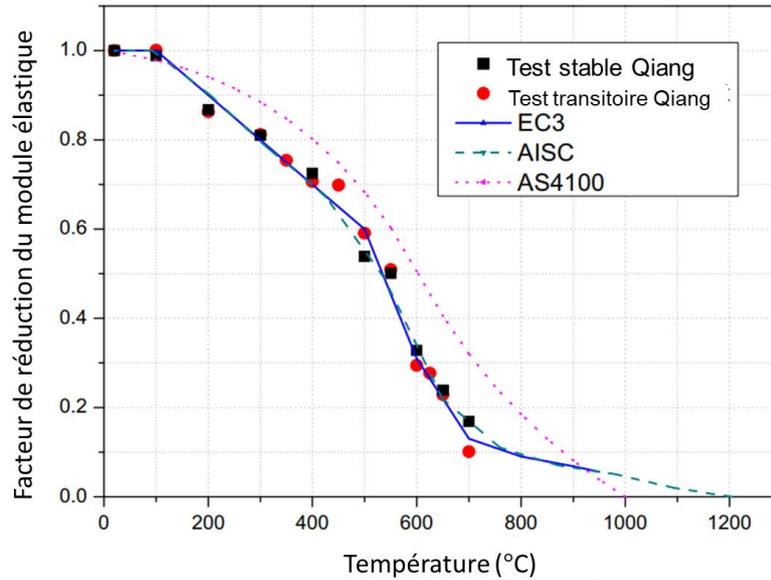


Figure 13: Comparaison du module d'élasticité du S960 à des températures élevées [37]

Meng & Shi, 2018 [38] ont cité les essais de Wu Y.R. et al., de l'Université de Tsinghua, qui ont effectué des recherches sur la performance du matériau WGJ460 à température ambiante et à haute température. Il s'agit d'un nouveau type d'acier à haute performance qui a une résistance élevée et une meilleure résistance au feu. La Figure 14 montre la courbe  $\sigma - \epsilon$  du WGJ460 à différentes températures.

D'après le résultat des tests de performance des matériaux, la résistance de l'acier sous 600 °C pour une déformation plastique de 0,2 % est égale à 69,4 % de celle à température ambiante. Le module d'élasticité initial de l'acier sous 600 °C pour une déformation plastique de 0,2 % est égal à 82,6 % celui à température ambiante. Ces deux paramètres sont tous deux supérieurs à 2/3, donc le WGJ460 est un acier qualifié de résistant au feu.

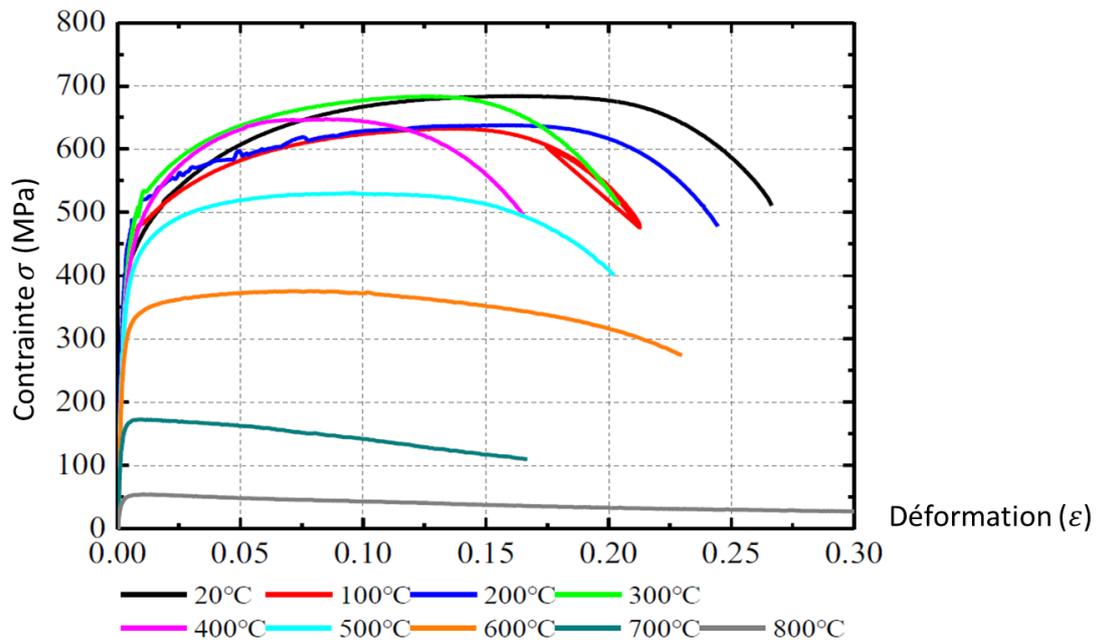
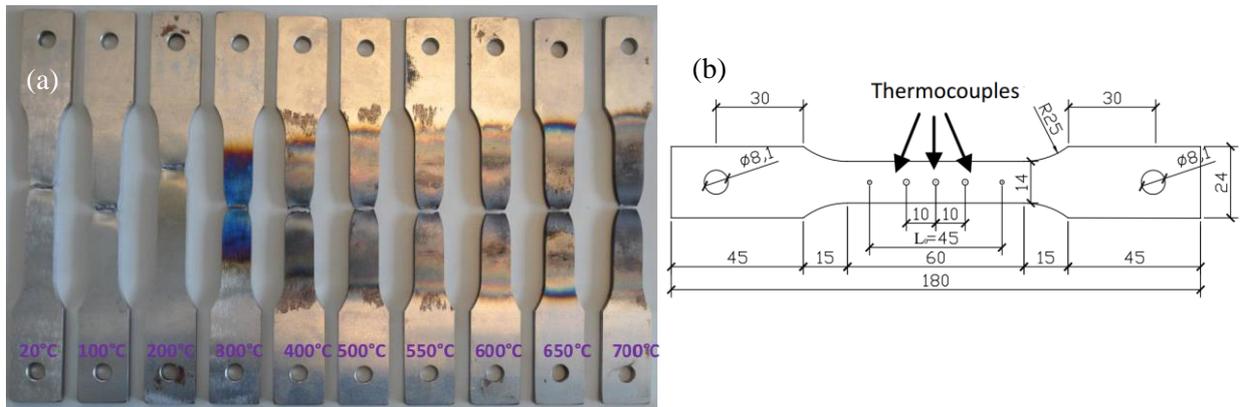


Figure 14: Relation contrainte-déformation pour différentes températures [38]

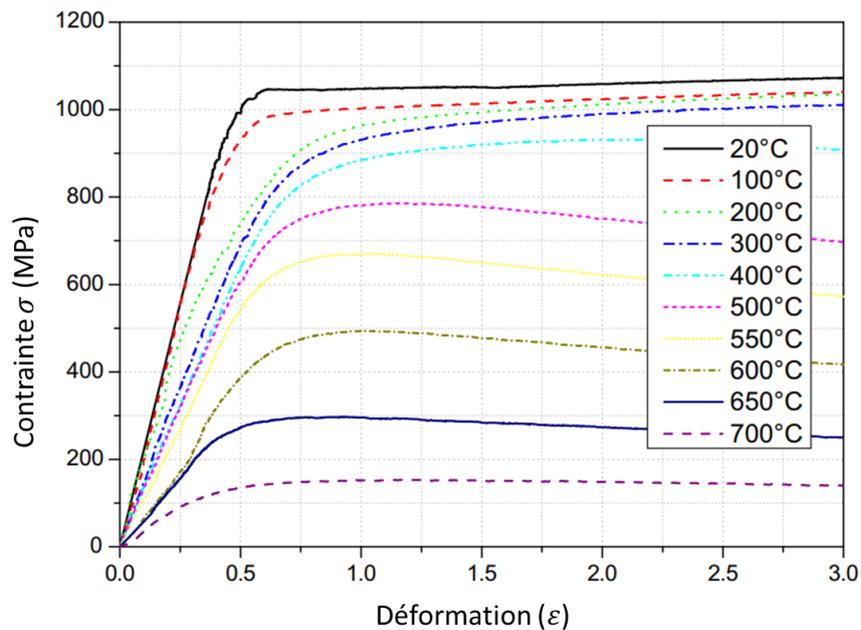
Le mode de rupture typique des éprouvettes de traction en acier à très haute résistance S960 à diverses températures élevées, obtenu à partir de l'essai de Qiang et al., 2016 [37], est illustré dans la **Figure 15a**. Tous les échantillons ont été découpés à l'eau dans une tôle d'acier S960 d'une épaisseur nominale de 5 mm. Le S960 est un acier de construction à très haute résistance produit conformément à la norme EN 10025-6 [40]. Les formes et les dimensions des spécimens ont été préparées conformément à la norme EN 10002-5 et à la norme ASTM E21-09 [41]. Dans l'étude [34], 3 paires de thermocouples sont appliquées sur les éprouvettes testées (**Figure 15b**).

Sur toutes les éprouvettes, un rétrécissement est apparu avant la rupture. Aucune rupture fragile n'a été observée pour toutes les températures de 20 à 700 °C, ce qui est prometteur pour la sécurité incendie des structures en acier avec des éléments en nuance d'acier S960.



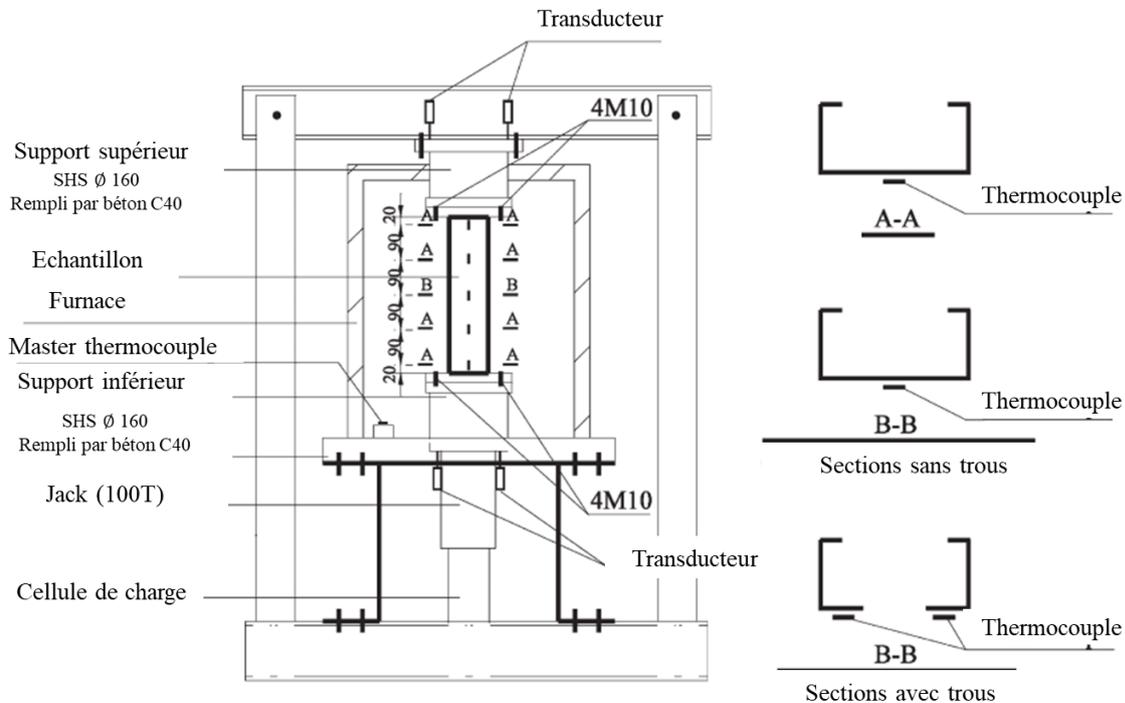
**Figure 15: Mode de rupture des spécimens S960 (a) et sa dimension (b) [37]**

Les courbes de contrainte-déformation du S960 à différentes températures sont tracées dans la **Figure 16**.



**Figure 16: Contrainte-déformation du S960 à différentes températures [37]**

Une structure en acier exposée au feu n'assurera plus sa fonction portante après un temps relativement court. Feng et al., 2003 [42] ont fait des essais de charge à température élevée sur des structures en acier à parois minces formées à froid avec des sections en C. Ces tests ont été réalisés en régime permanent dans un four chauffé électriquement (**Figure 17**). Chaque échantillon d'essai a été placé entre les blocs de support supérieur et inférieur et son équerrage vérifié à l'œil.



**Figure 17: Essai de compression à haute température** [42]

Pendant chaque essai à température ambiante, la charge axiale a été appliquée lentement en utilisant un incrément de 2,5 kN au début et en utilisant des incréments plus petits d'environ 1 kN près de la charge de ruine calculée. Des essais à température élevée ont été réalisés à quatre niveaux de température : 250, 400, 550 et 700 °C.

Tous les essais à température élevée ont été effectués dans des conditions stables. Grâce aux thermocouples sur les échantillons dans la **Figure 17**, les températures enregistrées indiquent une distribution de température presque uniforme dans les poteaux. Cinq thermocouples ont été utilisés pour les poteaux sans trous et six pour les poteaux avec un trou de service pour mesurer la distribution longitudinale des températures dans chaque poteau testé.

La **Figure 18** montre un groupe d'échantillons après le test. Il est clair que les poteaux à parois minces subissent divers modes de flambement, y compris le flambement local, le flambement par distorsion, le flambement par flexion et le flambement par torsion.

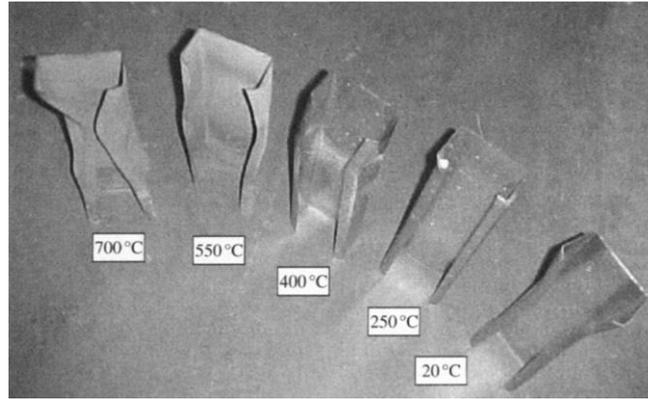


Figure 18: Déformation après essais des poteaux à parois minces à différentes températures [42]

La **Figure 19** compare la relation entre la charge et la déformation axiale des cinq poteaux à différentes températures. D'après ces résultats, nous pouvons voir que la température élevée réduit la rigidité et la résistance du poteau, comme prévu.

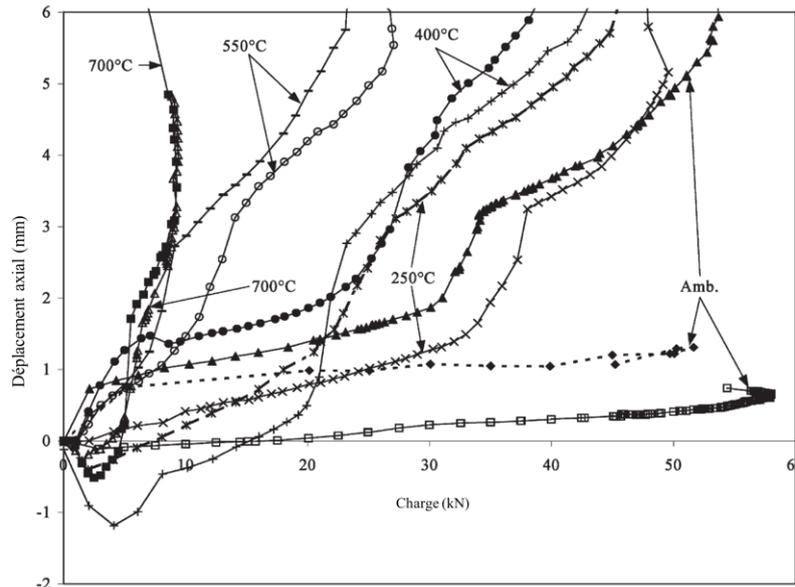


Figure 19: Relations entre la charge et la déformation axiale du poteau  $104 \times 62 \times 1,5$  sous différentes températures [42]

Après avoir présenté les comportements thermiques et mécaniques de l'acier à haute température, nous indiquons les différentes actions thermiques à considérer. Nous décrivons ensuite les méthodes de mesures de la température sur l'acier pour avoir une vue d'ensemble de l'expérimentation.

## I.4. Transferts thermiques

### I.4.1. Actions thermiques

L'équation générale de la conduction thermique, dérivée de la loi de la conservation de l'énergie, peut s'écrire comme suit [43]:

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left( \lambda_x \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left( \lambda_y \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left( \lambda_z \frac{\partial T}{\partial z} \right) + \dot{Q}_r'' \quad (\text{Eq. I.31})$$

T [K] étant la température ;  $\lambda_x$ ,  $\lambda_y$ , et  $\lambda_z$  [W/(m.K)] sont les conductivités thermiques dans les directions ; x, y et z ;  $\rho$  [kg/m<sup>3</sup>] est la masse volumique ;  $C_p$  [J/(kg.K)] est la chaleur spécifique ; Eq. I.31 est connue sous le nom d'équation de Fourier-Biot pour la conduction de la chaleur.

L'exposition d'un élément de structure à un incendie entraîne une augmentation de sa température causée par les 3 modes de transfert thermique que sont la conduction, la convection et le rayonnement :

- la conduction est la capacité d'un matériau à conduire de la chaleur, sans mouvement de matière. Elle est directement liée aux propriétés physiques et thermiques du matériau ;
- la convection consiste en des échanges de chaleur entre la surface d'un élément et les fluides environnants. Elle dépend du coefficient de convection  $\alpha_c$  ;
- le rayonnement consiste en des échanges d'énergie à distance entre les corps par ondes électromagnétiques. Il dépend de l'émissivité  $\varepsilon_f$  du feu et de l'émissivité  $\varepsilon_m$  de la surface de l'élément.

Le flux thermique net  $\dot{h}_{\text{net}}$  [W/m<sup>2</sup>] à la surface de l'élément permet de calculer les actions thermiques. Sur les surfaces exposées au feu, le choix des expressions de calcul s'est basé sur l'Eurocode 1 [44]. Ainsi, il convient de déterminer le flux thermique net  $\dot{h}_{\text{net}}$  en tenant compte du transfert thermique par convection et par rayonnement selon l'expression suivante :

$$\dot{h}_{\text{net}} = \dot{h}_{\text{net,c}} + \dot{h}_{\text{net,r}} \quad [\text{W/m}^2] \quad (\text{Eq. I.32})$$

La composante de convection du flux thermique net est déterminée par :

$$\dot{h}_{\text{net,c}} = \alpha_c \cdot (\theta_g - \theta_m) \quad [\text{W/m}^2] \quad (\text{Eq. I.33})$$

$\alpha_c$  est le coefficient de transfert thermique par convection [W/m<sup>2</sup>K] ;

$\theta_g$  est la température des gaz à proximité de l'élément exposé au feu [°C] ;

$\theta_m$  est la température de surface de l'élément [°C].

Sur la face non exposée des éléments séparatifs, il convient de déterminer le flux thermique net  $\dot{h}_{\text{net}}$  à l'aide de l'équation  $\dot{h}_{\text{net}}$ , avec  $\alpha_c = 4$  [W/m<sup>2</sup>K].

Le coefficient de transfert de chaleur par convection doit être pris égal à  $\alpha_c = 9$  [W/m<sup>2</sup>K], en supposant qu'il contient les effets du transfert de chaleur par rayonnement.

La composante de rayonnement du flux thermique net par unité de surface est déterminée par :

$$\dot{h}_{\text{net,r}} = \emptyset \cdot \varepsilon_f \cdot \sigma \cdot \varepsilon_m \cdot [(\theta_r + 273)^4 - (\theta_m + 273)^4] \quad [\text{W/m}^2] \quad (\text{Eq. I.34})$$

$\emptyset$  est le facteur de forme ;  $\varepsilon_m$  est l'émissivité de la surface de l'élément

$\varepsilon_f$  est l'émissivité du feu ;  $\sigma$  est la constante de Stephan Boltzmann (= 5,67.10<sup>-8</sup> W/m<sup>2</sup>K<sup>4</sup>)

$\theta_r$  est la température de rayonnement effectif de l'environnement du feu [°C]

$\theta_m$  est la température de surface de l'élément [°C]

Le flux thermique net représente les actions thermiques responsables des variations de température de l'élément exposé [44]. Dans notre recherche, le choix s'est fixé majoritairement sur les données des Eurocodes pour valider le modèle numérique en comparant ses valeurs de température avec celles obtenues par essais expérimentaux.

#### I.4.2. Équations générales de l'échauffement de l'acier non protégé

L'acier étant très conducteur et les parois de l'IPE étant relativement minces, la température de l'élément métallique est quasiment uniforme. Lors d'un incendie, la température de l'acier augmente de la même façon que la température des gaz chauds mais avec un décalage (**Figure 20**). Ce décalage dépend de l'inertie thermique de l'élément aussi bien que de l'intensité du transfert thermique s'effectuant à sa surface extérieure.

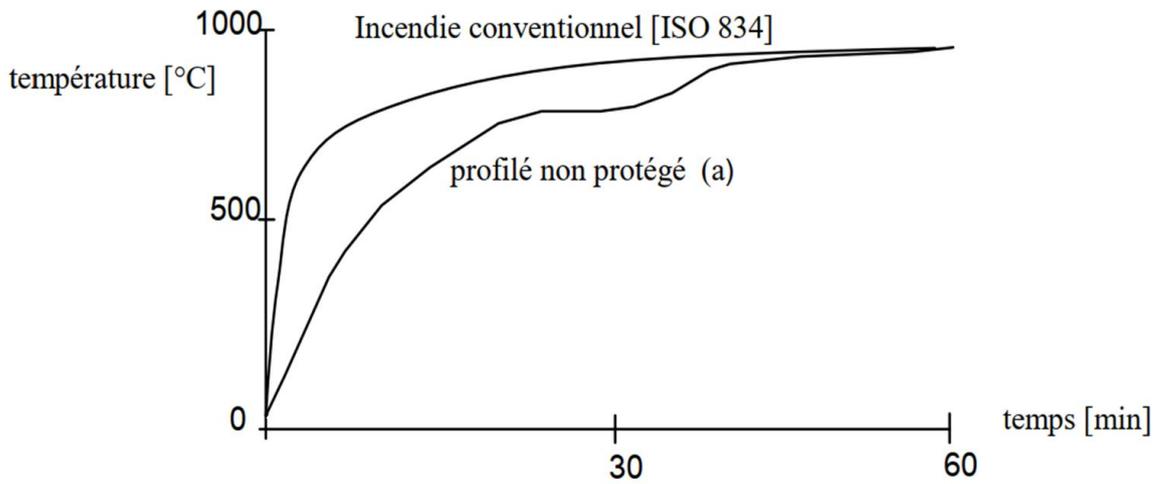


Figure 20 : Evolution de la température d'un profilé métallique comparée à celle des gaz (ISO 834) [45]

Dans l'incendie conventionnel ISO-834, la température  $T$  ( $^{\circ}\text{C}$ ) est définie par l'équation suivante :

$$T = 345 \log_{10}(8t + 1) + T_0 \quad (\text{Eq. I.35})$$

Où  $t$  (min) est le temps et  $T_0 = 20$  ( $^{\circ}\text{C}$ ) est la température ambiante.

Le transfert de chaleur entre l'environnement en feu et l'élément se produit par les trois processus de conduction, convection et rayonnement.

Drysdale, 1998 [46] a proposé les équations pour calculer les trois facteurs du transfert thermique. En régime permanent, le transfert de chaleur par conduction est proportionnel au gradient thermique entre deux points et à la conductivité thermique  $\lambda_a$  suivant la relation :

$$\dot{q}'' = \lambda_a \times \frac{dT}{dx} \quad (\text{Eq. I.36})$$

Où  $\dot{q}''$  : le flux de chaleur par unité de surface [ $\text{W}/\text{m}^2$ ]

$\lambda_a$  : la conductivité thermique [ $\text{W}/\text{m K}$ ]

$T$  : la température [ $^{\circ}\text{C}$  ou  $\text{K}$ ]

$x$  : la distance dans la direction du flux de chaleur [ $\text{m}$ ]

La convection est le transfert de chaleur par mouvement des fluides (gaz ou liquide). Il est un facteur important dans l'étendue du feu par la montée de la fumée et des gaz chauds au plafond ou hors d'une pièce en feu à travers une fenêtre.

Le transfert de chaleur par convection est proportionnel à la différence de température entre les deux matériaux (solide et fluide) et le flux de chaleur par unité de surface est donné par la relation :

$$\dot{q}'' = \alpha \times \Delta t \quad (\text{Eq. I.37})$$

Où  $\alpha$  : coefficient de transfert thermique par convection ;

$\Delta t$  : différence de température entre la surface du solide et le fluide environnant

Pour les conditions habituelles de convection,  $h$  peut être prise égale à 25 W/m<sup>2</sup> K.

Le rayonnement est très important dans la propagation des feux car c'est le mécanisme principal dans le transfert de chaleur des flammes vers les surfaces du combustible, ou de la fumée chaude vers des objets d'une construction ou enfin d'une construction en feu vers une construction adjacente.

Selon l'Eurocode 3 – §4.2.5.1 : structure non protégée, le flux thermique reçu par unité de temps est entièrement absorbé par l'acier. Ce qui permet décrire l'équation suivante :

$$h_{\text{net,d}}(t) \cdot A_m \cdot dt = c_a(\theta) \cdot \rho_a(\theta) \cdot V \cdot d\theta_a \quad (\text{Eq. I.38})$$

$h_{\text{net,d}}$  est le flux de chaleur (W/m<sup>2</sup>) ;

$A_m$  est la surface du profil exposée au feu par mètre de longueur(m)

$V$  est le volume de profil par mètre de longueur (m<sup>3</sup>) ;  $\rho_a$  masse volumique (kg/m<sup>3</sup>)

Pour déterminer la courbe de l'échauffement théorique de l'acier nous arrivons à l'équation suivante

$$\Delta\theta_{a,t} = k_{\text{sh}} \frac{A_m/V}{\rho_a c_a} h_{\text{net,d}} \Delta t \quad (\text{Eq. I.39})$$

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

Le facteur de massivité  $A/V$  est le rapport entre la surface exposée au flux thermique  $A$  [m<sup>2</sup>] et le volume d'un élément par unité de longueur  $V$  [m<sup>3</sup>]. En outre, les règles suivantes (conventionnelles) s'appliquent (**Figure 21**):

- Pour les protections en caisson, le périmètre de l'acier est pris égal au caisson de délimitation du profilé en acier ;
- Pour les sections en acier sous une dalle en béton, l'échange de chaleur entre l'acier et le béton est ignoré.

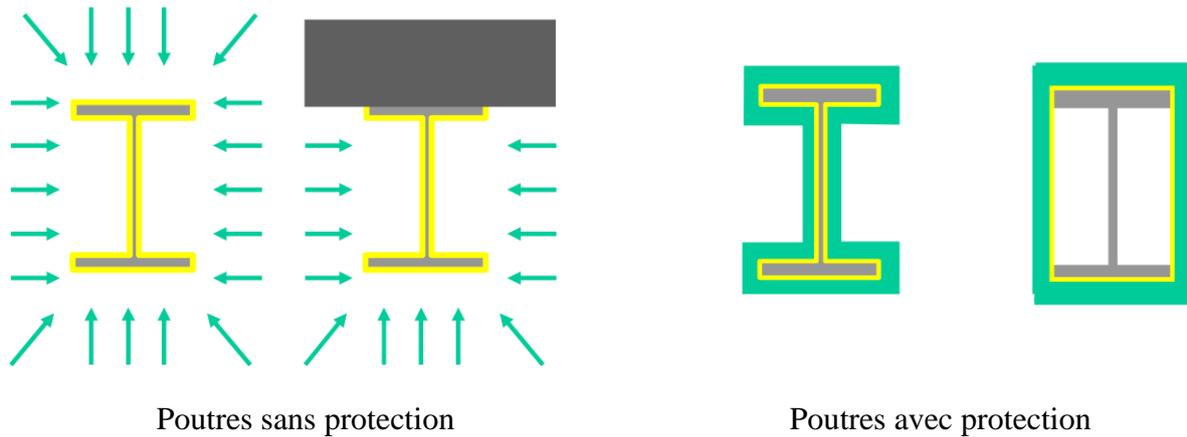


Figure 21 : Définition du facteur de massivité [47]

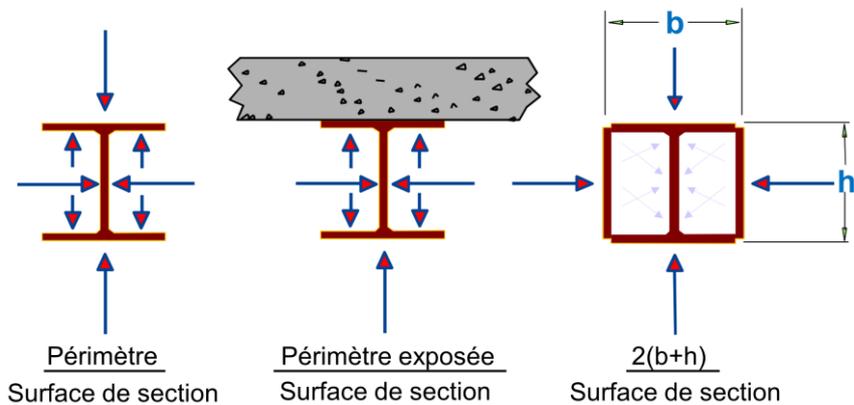


Figure 22 : Facteur de massivité des sections en acier non protégées [47]

Dans le cas d'un élément en acier non protégé avec une section constante, le facteur de section peut être défini comme le périmètre exposé de la section divisé par l'aire de cette section (**Figure 22**).

Ce facteur influence l'évolution de la température de l'acier en fonction de temps. Benlakehal et al., 2007 [45] a fait une étude numérique de l'évolution de la température de deux poutres non protégées soumises au feu normalisé ISO-834 (**Figure 23**). Le premier élément, IPE 80, possède un facteur de massivité élevé ( $430,6 \text{ m}^{-1}$ ) tandis que le deuxième, HEM 300, possède un facteur de massivité faible ( $60,4 \text{ m}^{-1}$ ). La poutre en IPE 80 atteint la température de  $600 \text{ }^\circ\text{C}$  en 9 minutes tandis que la poutre en HEM 300 atteint la même température en 27 minutes.

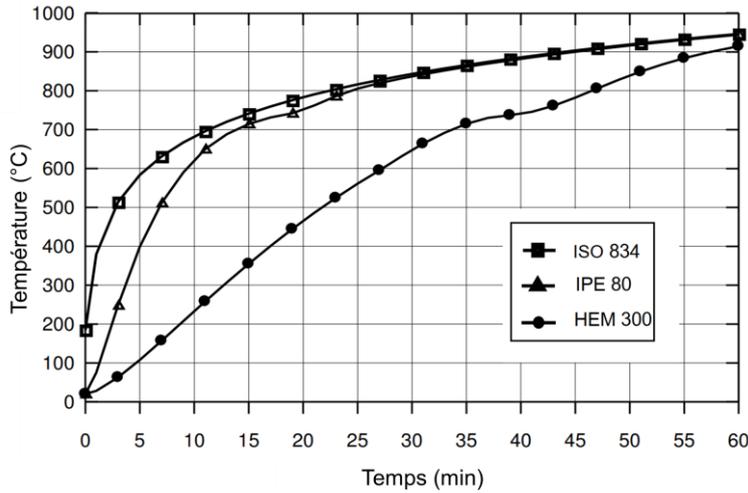


Figure 23 : L'évolution de la température de deux poutres non protégées [45]

### I.4.3. Échauffement de l'acier protégé par un matériau de protection contre le feu

Selon l'Eurocode 3 - §4.2.5.2 [2], pour une distribution uniforme de la température dans une section, il convient de calculer l'augmentation de température  $\Delta\theta_{a,t}$  d'un élément protégé pendant un intervalle de temps au moyen de l'expression suivante :

$$\Delta\theta_{a,t} = \frac{\lambda_p A_p / V (\theta_{g,t} - \theta_{a,t})}{d_p \rho_a c_a (1 + \phi/3)} \Delta t - (e^{\frac{\phi}{10}} - 1) \Delta\theta_{g,t} \quad (\text{Eq. I.40})$$

$$(\text{mais } \Delta\theta_{a,t} \geq 0 \text{ si } \Delta\theta_{g,t} > 0)$$

Avec :

$$\phi = \frac{c_p d_p}{c_a \rho_a} \frac{d_p A_p}{V} \quad (\text{Eq. I.41})$$

Où :  $A_p/V$  est le facteur de massivité pour les éléments en acier protégés par un matériau de protection contre le feu ;

$A_p$  est la surface concernée du matériau de protection contre le feu par unité de longueur d'élément [ $\text{m}^2/\text{m}$ ] ;

$V$  est le volume de l'élément par unité de longueur [ $\text{m}^3/\text{m}$ ] ;

$c_a$  est la chaleur massique de l'acier dépendant de la température, selon la section 3 [J/kg.K] ;

$c_p$  est la chaleur massique du matériau de protection indépendante de la température [J/kg.K] ;

$d_p$  est l'épaisseur du matériau de protection contre le feu [m] ;

$\Delta t$  est l'intervalle de temps [secondes] ;

$\theta_{a,t}$  est la température de l'acier au temps  $t$  [°C] ;

$\theta_{g,t}$  est la température ambiante des gaz au temps  $t$  [°C] ;

$\Delta\theta_{g,t}$  est l'augmentation de la température ambiante des gaz pendant l'intervalle de temps  $\Delta t$  [K] ;

$\lambda_p$  est la conductivité thermique du système de protection contre le feu [W/m.K] ;

$\rho_a$  est la masse volumique de l'acier, selon la section 3 [kg/m<sup>3</sup>] ;

$\rho_p$  est la masse volumique du matériau de protection contre le feu [kg/m<sup>3</sup>].

## I.5. Méthodes de mesure de la température sur l'acier

Il existe de nombreux types de thermocouples fabriqués à base de différentes combinaisons de métaux purs et d'alliages, chacun avec ses caractéristiques uniques et ses applications. Des lettres permettent d'identifier les différents types de thermocouples. Les thermocouples de type E, J, K, N et T sont à base de métaux usuels. Il s'agit des types les plus communs à base de Fer, de Constantan, de Nicrosil, de Chromel et d'Alumel. Les thermocouples de type B, R et S sont à base de métaux nobles (principalement de platine et de rhodium) et sont donc plus chers. Ils sont utilisés dans des applications à très haute température. Il existe deux familles de couples thermoélectriques utilisés pour les mesures de températures de surface : sous forme de perles ou sous forme de lamelle [48]. L'élément sensible est composé d'une jonction (dite chaude) réalisée en mettant en contact deux matériaux thermo-conducteurs différents.

Dans les années 1820, le physicien Germano-Estonien, Thomas Johann Seebeck, a découvert que lorsqu'une différence thermique entre deux conducteurs électriques se produit, une différence de tension se produit également en parallèle. Ce phénomène est désormais connu comme l'effet Seebeck ou thermoélectrique. L'effet Seebeck est responsable du comportement des thermocouples.

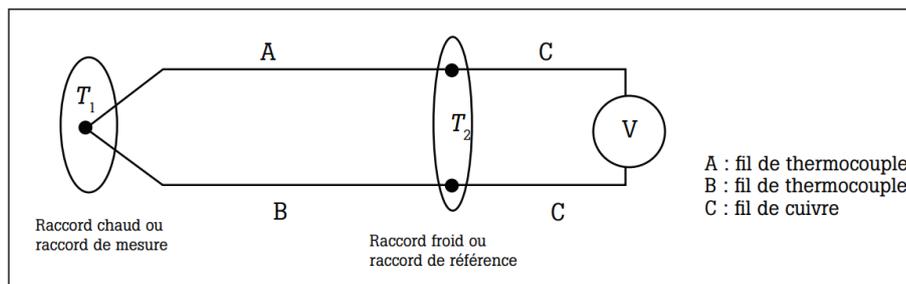


Figure 24 : Fabrication d'un thermocouple [49]

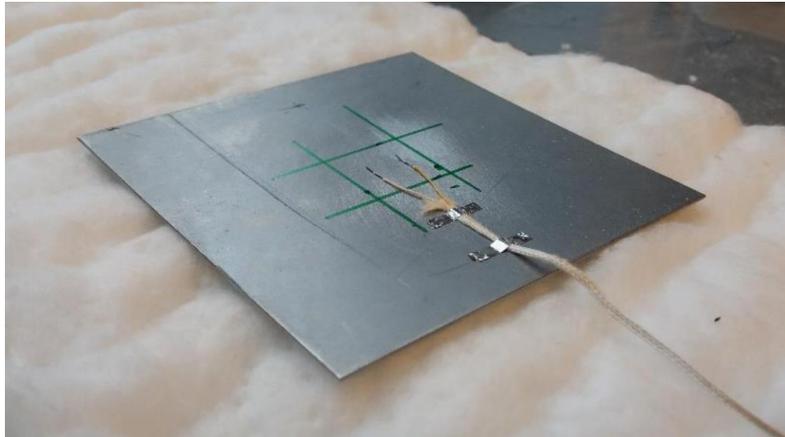
La Figure 24 représente le schéma d'un thermocouple. Un thermocouple est formé de deux fils de couples thermoélectriques différents, A et B, qui se rejoignent en  $T_1$  (le raccord « chaud »). Les fils sont isolés l'un de l'autre sur leur longueur. L'autre extrémité,  $T_2$  (le raccord « froid »), est maintenue à une température de référence constante (généralement au point de fusion). Le raccord froid est le point de transition entre le fil de thermocouple et le fil de cuivre se connectant au système de mesure. Le fil de thermocouple peut être connecté directement à un système de mesure ou à un afficheur équipé d'un circuit interne de raccord froid.

Les thermocouples à base de métaux usuels (types E, J, K, N et T) voient souvent leur homogénéité mise en péril lorsqu'ils sont utilisés à plus de 200 °C. Le fait de réchauffer ces thermocouples dans un four altérera davantage le fil, alors que le fait de les déplacer modifiera le gradient de température. Les deux situations seront la cause d'erreurs d'étalonnage. Dans ces cas-là, un étalonnage sur site sera requis. Pour ce faire, un thermomètre de référence est inséré au côté du thermocouple en cours d'étalonnage, afin de comparer les mesures.

La jonction chaude des thermocouples peut être intégrée dans des matériaux solides ou montée dans un espace libre. Dans les essais et les recherches sur le feu, les thermocouples de type K sont de loin les plus courants avec une précision  $\pm 0,5$  °C, de 0 °C à 100 °C [50], [51].

Mesurer une température de surface est une opération difficile, sujette à de nombreuses erreurs et qui nécessite beaucoup de précautions. La connaissance de cette température de surface est pourtant indispensable selon une étude de Bourdon [52].

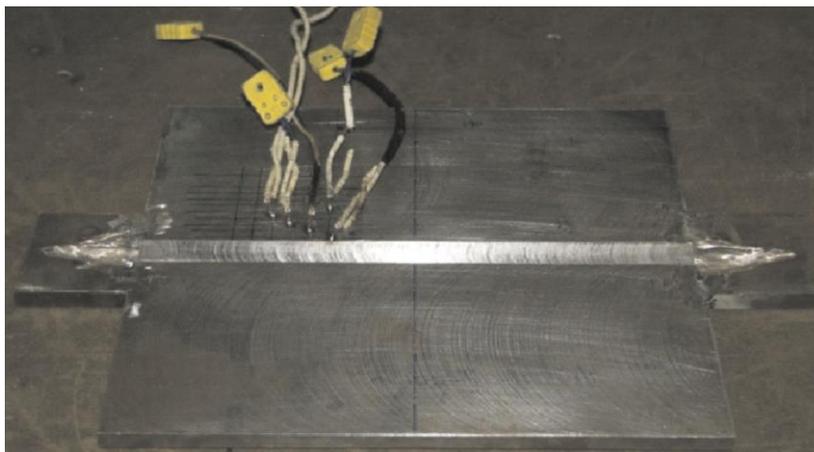
Chung [53] a étudié un thermocouple de type K d'un diamètre de 0,25 mm qui a été soudé au centre de la face arrière d'une tôle pour mesurer la température de l'acier (**Figure 25**).



*Figure 25 : Thermocouple soudé au centre de la tôle pour mesurer la température de l'acier [53]*

La **Figure 26** montre des mesures de température de l'acier en cours de soudage, qui ont été effectuées à l'aide de thermocouples de type K dans l'essai de Pamnani et al [54]. Pour chaque joint de soudure, deux plaques de dimension  $300 \times 120 \times 10$  mm ont été utilisées et soudées pour former une plaque d'échantillon de  $300 \times 240 \times 10$  mm avec une longueur de soudure de 300 mm.

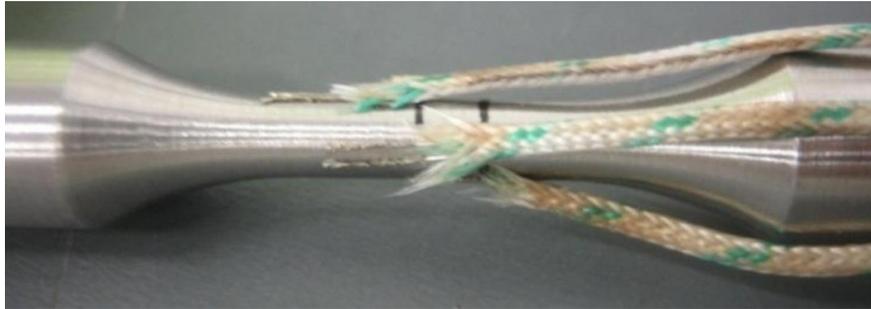
Les thermocouples de type K ont été soudés par points sur la plaque avant de souder à une distance de 10 à 20 mm de la ligne centrale (**Figure 26**). Ici, le soudage qui monte à une température de 1000 °C à la distance de 10 mm, 620 °C à la distance de 15 mm et 550 °C à la distance de 20 mm.



*Figure 26: Thermocouple soudé par points pour mesurer la température près de la ligne de soudure entre plats métalliques [54]*

Hormozi et al. [55] présentent les recherches expérimentales sur la stabilisation des contraintes de l'acier 316FR soumis à des cycles de déformation dans la gamme de température de 400 à 650 °C.

Les auteurs ont utilisé trois thermocouples de type K soudés par points à l'échantillon pour mesurer la température (**Figure 27**).



*Figure 27: Thermocouples de type K soudés par points à une éprouvette soumise à un cycle de température [55]*

## **I.6. Conclusion**

Dans ce chapitre, nous avons décrit les caractéristiques du matériau acier sous température élevée. Ceci concerne les propriétés thermiques importantes telles que la conductivité thermique et la chaleur massique. Ce sont des facteurs qui varient en fonction de la température et qui influencent l'échauffement de l'acier ainsi que son comportement mécanique. Les valeurs décrites vont être utilisées dans la simulation numérique de l'échauffement de l'acier. Une méthode de mesure de température sur l'acier a été proposée par plusieurs auteurs : soudure par point. Cette méthode va être appliquée dans nos essais expérimentaux présentés dans les chapitres III et IV.

Dans le chapitre II, nous allons présenter les propriétés thermo-physiques et mécaniques du bois à température ambiante et aussi à haute température sous incendie.

## Chapitre II : Matériau bois et comportement sous incendie

### Sommaire

II.1.	Introduction.....	37
II.2.	Morphologie du bois.....	37
II.3.	Propriétés thermo-physiques à froid.....	38
II.3.1.	Conductivité thermique du bois.....	38
II.3.2.	Masse volumique du bois.....	39
II.3.3.	Teneur en eau du bois.....	40
II.4.	Propriétés mécaniques du matériau bois à froid.....	42
II.4.1.	Elasticité linéaire dans le repère orthotrope.....	42
II.4.2.	Caractéristiques mécaniques du bois.....	45
II.4.3.	Classement mécanique du bois.....	47
II.5.	Propriétés thermo-physiques et comportement du bois en fonction de la température.....	49
II.5.1.	Propriétés thermiques du bois exposé au feu.....	49
II.5.2.1.	Transport d'humidité.....	49
II.5.2.2.	Conductivité thermique du bois.....	50
II.5.2.3.	Chaleur massique du bois.....	52
II.5.2.4.	Masse volumique du bois.....	54
II.5.2.5.	Propriétés élastiques du bois sous incendie.....	55
II.5.2.	Combustion du bois.....	56
II.5.3.	Dégradation thermique du matériau bois (White, 1995 [101]).....	58
II.5.4.	Vitesse de carbonisation.....	59
II.5.5.	Influence des propriétés physiques sur la vitesse de combustion du bois.....	61
II.6.	Mesure de la température dans le bois exposé au feu.....	65
II.6.1.	Influence de la position des thermocouples dans le bois.....	65
II.6.2.	Influence du type de thermocouple.....	67
II.7.	Conclusion.....	68

## II.1. Introduction

Le bois est utilisé fréquemment dans la construction grâce à ses propriétés mécaniques ainsi qu'à sa nature biosourcée et renouvelable. La réglementation environnementale 2020 devrait ouvrir de nouvelles perspectives pour le bois et le positionner de manière objective dans l'ensemble des matériaux de construction [56]. Ses propriétés dépendent de sa composition et de sa structure cellulaire, lesquelles sont présentées dans ce chapitre.

Le chapitre est présenté en cinq sections. Tout d'abord, nous présentons la morphologie du bois feuillu et résineux. Ensuite, nous décrivons les propriétés thermo-physiques et mécaniques du bois à froid et à chaud. Enfin, les méthodes de mesures de la température dans le bois seront présentées dans la dernière section.

## II.2. Morphologie du bois

A l'échelle d'un arbre, le tronc est constitué de nombreuses couches concentriques visibles à l'œil nu sur une coupe transversale (**Figure 28**).

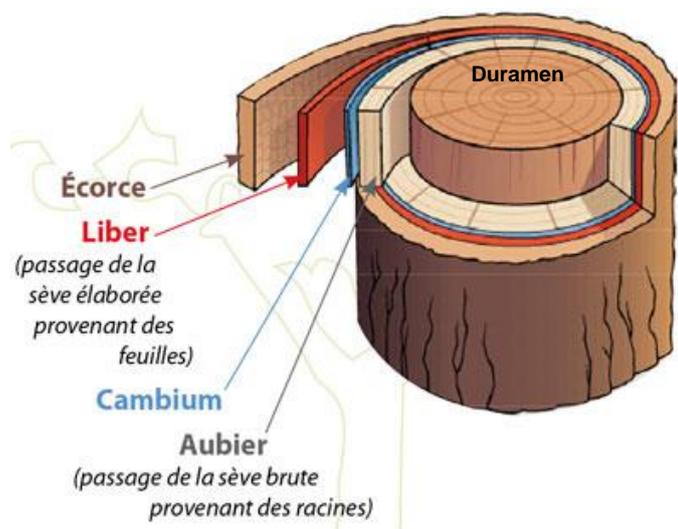


Figure 28: Structure d'un tronc d'arbre

**Le liber** : composé par les cellules mortes

**Le cambium** : représente la partie du tronc dans laquelle se produit la croissance radiale.

**L'aubier** : bois récemment formé, dans lequel les cellules de parenchyme sont vivantes (arbre sur pied).

**Le bois parfait (duramen)** : bois plus ancien, dans lequel les cellules de parenchyme ne sont plus vivantes (arbre sur pied).

Macroscopiquement, le bois est un matériau fortement variable. Cette variabilité est liée à la forte hétérogénéité que nous observons à différentes échelles de l'arbre à la molécule (**Figure 29**).

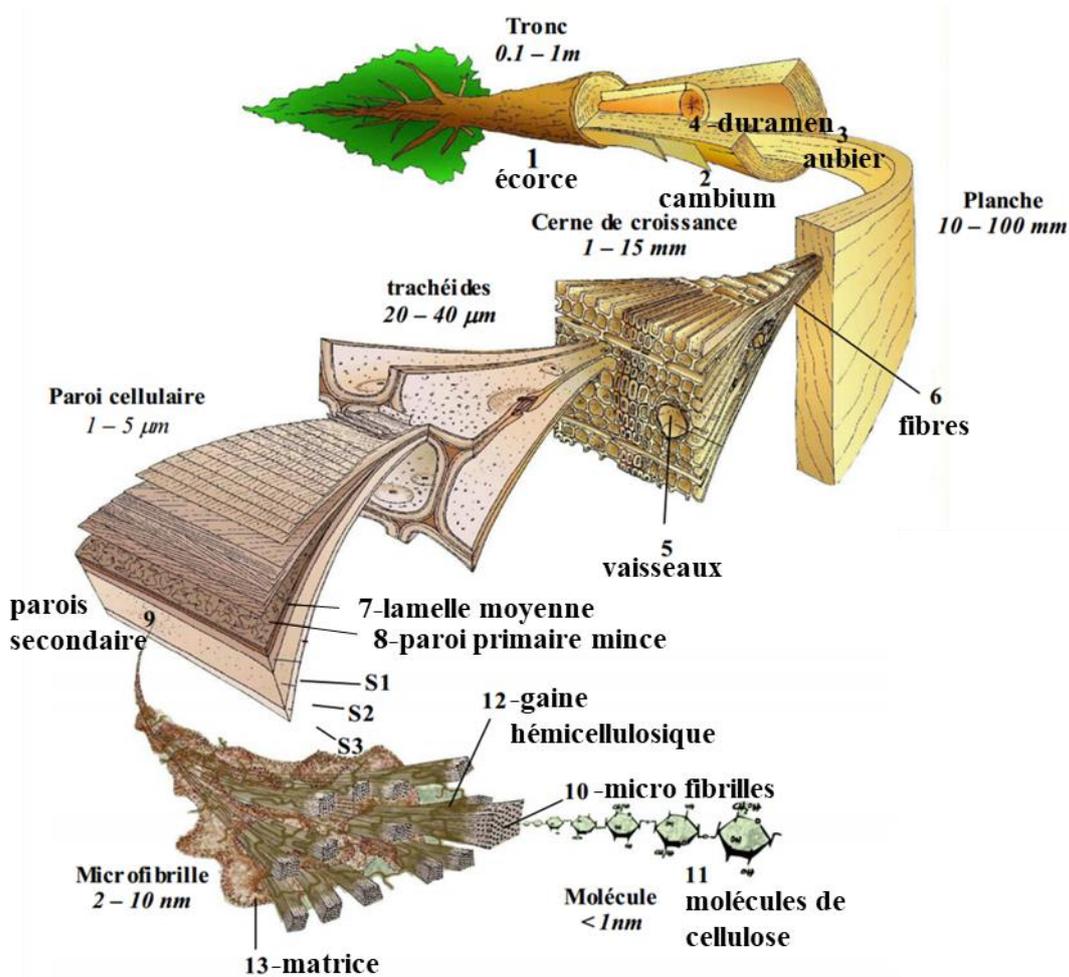


Figure 29: Différentes échelles d'observation d'un bois de résineux [57]

Le bois est un matériau hétérogène, anisotrope et hygroscopique. Les cellules qui le composent sont de natures et de formes différentes, sa masse volumique est irrégulièrement répartie, et des singularités de croissance différencient chaque pièce. Son orientation cellulaire permet de le caractériser par trois plans d'orthotropie : longitudinal, radial ou tangentiel. Il est susceptible de perdre ou de reprendre de l'humidité en fonction de la température et surtout de l'humidité relative de l'air ambiant. Il y a deux grandes classes d'arbres : les feuillus et les résineux.

## II.3. Propriétés thermo-physiques à froid

### II.3.1. Conductivité thermique du bois

La conductivité thermique du bois est relativement faible en raison de sa porosité. La conductivité thermique s'affaiblit avec la diminution de la masse volumique du bois. La **Figure 30** présente les conductivités thermiques de l'épicéa de Norvège et du hêtre européen à 10 °C dans les trois principales directions anatomiques en fonction du taux d'humidité. Les échantillons ont une dimension de 200 mm × 200 mm × 20 mm, il y a 18 variations par espèce de bois ont été testées.

Avant les essais, les échantillons ont été conditionnés à 20 °C et 35, 65, 80 et 88 %, d'humidité relative. Les conductivités thermiques ont été mesurées à trois températures : 10, 20 et 30 °C. Pour les deux espèces de bois, les conductivités thermiques dans la direction longitudinale sont au moins

deux fois plus élevées que dans les directions perpendiculaires au grain, et nettement plus élevées dans la direction longitudinale que dans la direction tangentielle et radiale. L'influence de la teneur en eau sur la conductivité thermique est plus élevée dans la direction tangentielle que dans la direction radiale et très faible dans la direction des fibres.

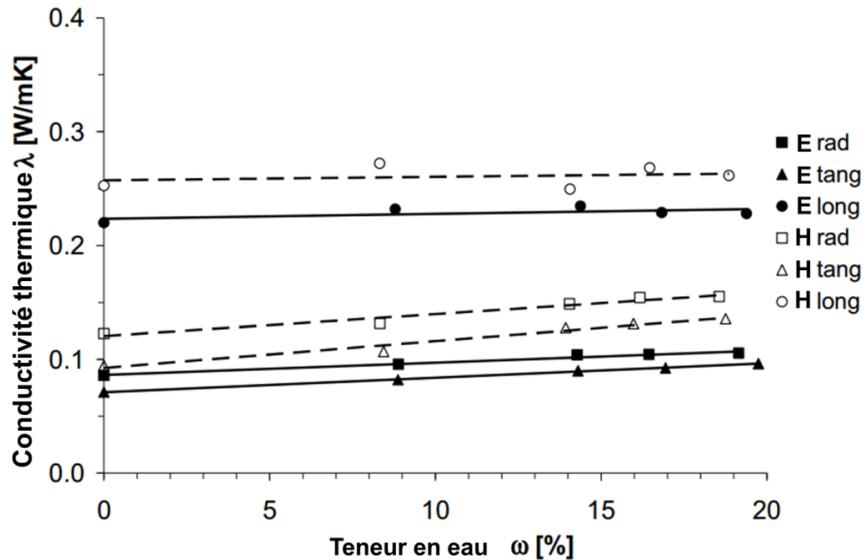


Figure 30 : Conductivité thermique de l'épicéa de Norvège (E) et du hêtre européen (H) dans les directions en fonction de la teneur en eau ( $\omega$ ) [58]

La dépendance de la conductivité thermique du bois à la direction des fibres a été mesurée dans 3 directions. La Figure 31 illustre que les conductivités thermiques dans les directions tangentielle et radiale sont très proches. Par contre, la conductivité thermique parallèle aux fibres est plus de deux fois supérieure aux conductivités dans les directions tangentielle et radiale.

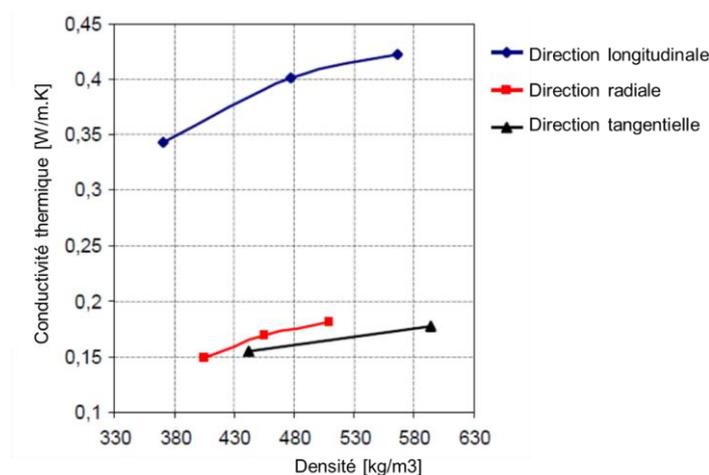


Figure 31: Conductivité thermique du bois (pin) selon les différentes directions à 36 °C en fonction de la masse volumique [59]

### II.3.2. Masse volumique du bois

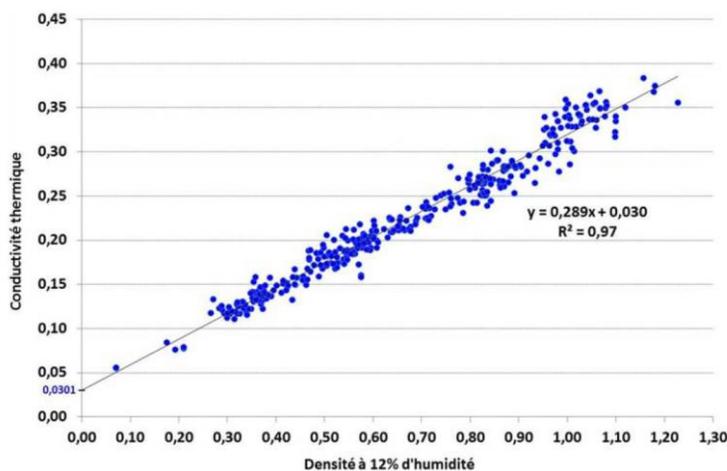
La masse volumique est un paramètre important car elle intervient dans l'évaluation de nombreuses propriétés du bois. La masse volumique  $\rho_0$  est le principal facteur pour estimer les propriétés

mécaniques du bois. Elle est le rapport entre les deux valeurs de la masse ( $m_0$ ) et du volume initial ( $v_0$ ) (Eq. II.42):

$$\rho_0 = \frac{m_0}{v_0} \quad (\text{Eq. II.42})$$

La masse volumique du bois varie selon la teneur en eau, l'essence, les caractéristiques des croissances et la texture de croissance des bois. La **Figure 32** montre la relation entre la conductivité thermique et la masse volumique du bois. Les mesures ont été réalisées au laboratoire de thermo-physique du Groupe d'études des matériaux hétérogènes (GEMH, Limoges) en utilisant la méthode du disque chaud régie par la norme NF-EN-ISO-22007-2. Cette campagne de mesure a révélé que la conductivité thermique est corrélée à la masse volumique des bois. La conductivité thermique  $\lambda$  est donc reliée à la masse volumique  $\rho$  par l'équation :

$$\lambda = 0,289 \rho + 0,030 \quad (\text{Eq. II.43})$$



**Figure 32: Relation entre la conductivité thermique et la masse volumique du bois (mesurée à 12 % d'humidité) [60]**

### II.3.3. Teneur en eau du bois

#### a) Influence de la teneur en eau sur les propriétés thermiques du bois

La teneur en eau du bois a une influence sur son comportement thermique. La conductivité thermique du bois dépend de la teneur en eau, comme démontré par plusieurs auteurs [61], [62], [63]. Kol, 2009 [63] montre que la conductivité thermique du pin augmente avec l'augmentation de la teneur en eau (**Figure 33**). Cette figure confirme le peu de différence entre conductivités dans les directions radiale et tangentielle. Les échantillons d'essai ont une forme rectangulaire de  $20 \times 50 \times 100 \text{ mm}^3$  pour des mesures de conductivité thermique dans les directions tangentielle et radiale. Les mesures ont été effectuées à température ambiante (de 20 à 24 °C) en considérant différentes humidités (0 % à 25 %).

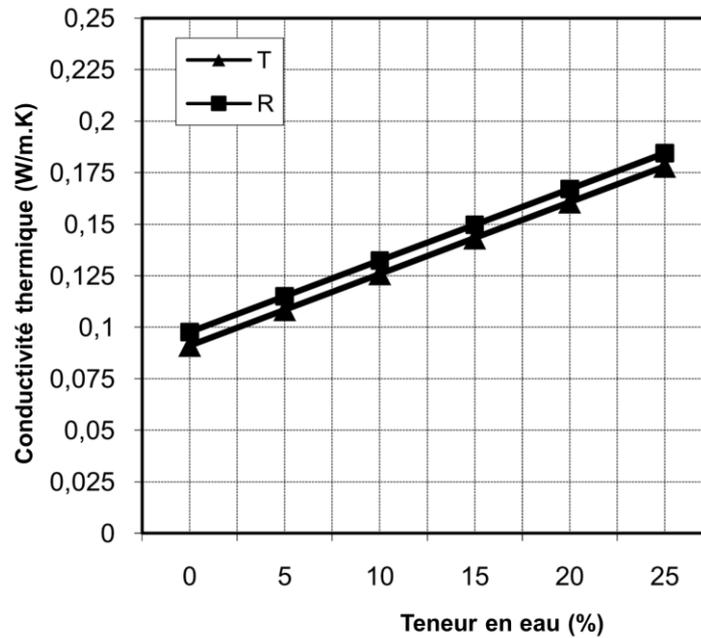


Figure 33: Conductivité thermique du bois de pin en fonction de la teneur en eau [63]

Gu. 2001 [64] a également constaté que la conductivité thermique augmente de façon linéaire avec l'augmentation de la teneur en humidité. Il explique ce phénomène par une plus grande mobilité moléculaire. Lorsque l'humidité du bois augmente, l'espace entre les molécules et la quantité de molécules d'humidité augmentent simultanément, ce qui donne une plus grande mobilité moléculaire, d'où un meilleur transport de l'énergie.

En outre, la vitesse de carbonisation du bois dépend de la teneur en eau, comme constaté par les références [65], [66] et [67]. C'est la raison pour laquelle, la teneur en eau du bois va jouer un rôle dans sa montée en température lors des essais. Il était donc nécessaire de la connaître aussi bien pour les essais que pour les données paramétriques des simulations.

#### b) Eau dans le bois

L'eau dans le bois existe sous deux formes. La première forme est en eau libre se trouvant dans les cavités cellulaires ou lumens, les espaces intercellulaires, les ponctuations où elle circule librement. La deuxième présente dans la paroi cellulaire est appelée eau liée, eau sorbée ou eau hygroscopique, cette eau est très difficile à séparer du bois. La teneur en eau du bois va se stabiliser autour de 10 % à 20 °C pour une humidité relative de 50 %.

L'équation (Eq. II.44) permet d'obtenir la teneur en eau du bois en fonction de la masse initiale et de la masse anhydre après séchage en étuve ( $T \approx 103$  °C). Le bois est considéré anhydre lorsque seule l'eau de constitution du matériau reste présente. L'écart de masse entre deux pesées successives espacées de 2 h doit alors être inférieur à 0,1 %. Cette équation sera utilisée pour exprimer l'humidité des échantillons de bois étudiés.

$$w = \frac{\text{Masse}_{\text{ini}} - \text{Masse}_{\text{sec}}}{\text{Masse}_{\text{sec}}} \times 100\% \quad (\text{Eq. II.45})$$

## II.4. Propriétés mécaniques du matériau bois à froid

Les propriétés mécaniques des matériaux cellulosiques à température ambiante sont relativement bien connues, ce qui n'est pas forcément le cas lors d'une augmentation de la température.

### II.4.1. Elasticité linéaire dans le repère orthotrope

Les caractéristiques mécaniques du bois, qui peut être considéré orthotrope, dépendent directement de ses propriétés physiques. Dans des essais mécaniques statiques (traction ou compression axiales), on observe un domaine de réponse linéaire du bois (jusqu'à 60-70 % de la contrainte maximale à la rupture en traction et 30 à 50 % en compression) [68].

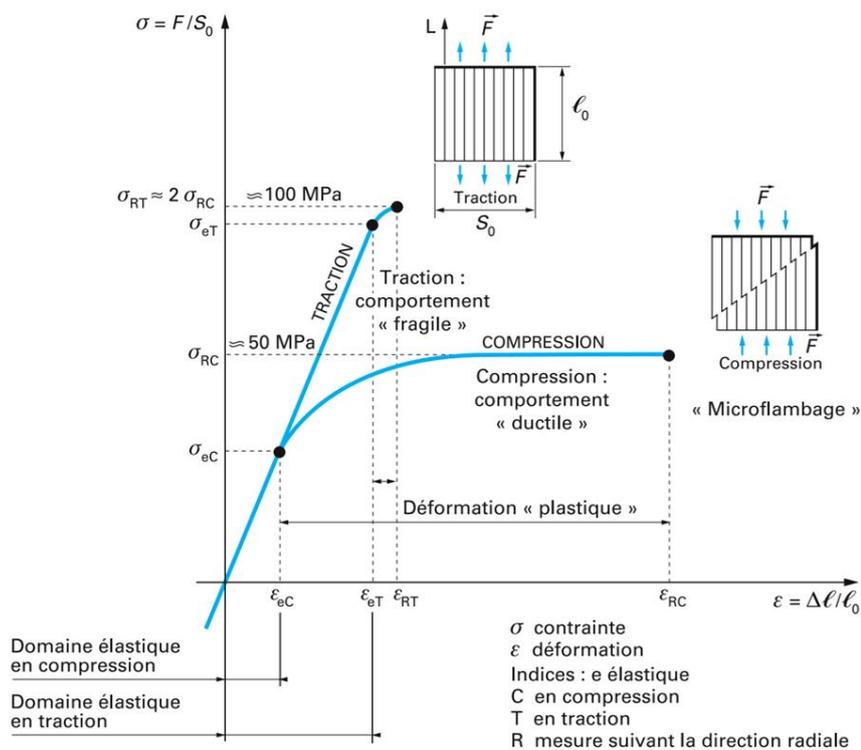


Figure 34 : Comportement du bois en traction/compression dans la direction longitudinale [69]

La **Figure 34** montre le caractère fragile du matériau en traction et son caractère ductile en compression. En compression, les éléments tubulaires sont soumis à du micro-flambement expliquant les différences de résistance traction/compression.

Roy. 2014 [70] a réalisé un essai sur les éprouvettes d'épicéa avec une masse volumique moyenne à 12 % d'humidité de 400 ( $\text{kg/m}^3$ ) (**Figure 35**). Cependant, les défauts (nœuds par exemple.) influencent aussi sur l'anisotropie de la résistance. Ce type de défauts est critique essentiellement en traction. C'est pourquoi la résistance en traction longitudinale du bois présente une forte variabilité, si bien que la valeur de dimensionnement devient normalement plus faible qu'en compression [71].

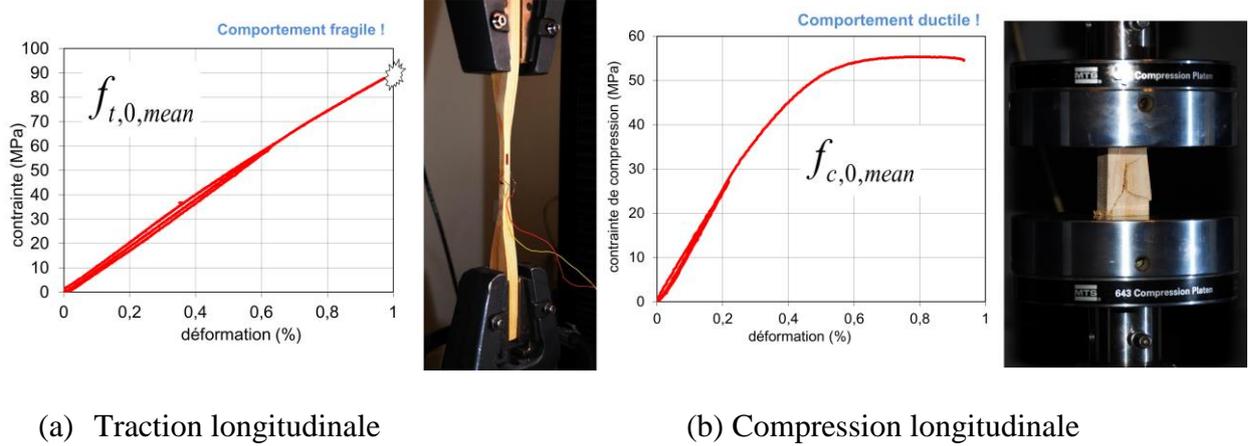


Figure 35: Essai en traction et compression dans la direction longitudinale du bois [70]

La résistance mécanique du bois en traction dans le sens perpendiculaire aux fibres,  $f_{t90}$ , est faible avec une rupture fragile. La résistance est pratiquement divisée par 100 par rapport au sens parallèle aux fibres. Les sollicitations en traction perpendiculaire aux fibres sont donc à limiter dans la conception des structures en bois.

Le comportement élastique d'un matériau orthotrope est défini par :

$$\begin{bmatrix} \varepsilon_L \\ \varepsilon_R \\ \varepsilon_T \\ \gamma_{LR} \\ \gamma_{LT} \\ \gamma_{RT} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_L} & -\frac{\nu_{RL}}{E_R} & -\frac{\nu_{TL}}{E_T} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu_{LR}}{E_L} & \frac{1}{E_R} & -\frac{\nu_{TR}}{E_T} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu_{LT}}{E_L} & -\frac{\nu_{RT}}{E_R} & \frac{1}{E_T} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{LR}} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{LT}} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{RT}} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \sigma_L \\ \sigma_R \\ \sigma_T \\ \tau_{LR} \\ \tau_{LT} \\ \tau_{RT} \end{bmatrix} \quad (\text{Eq. II.46})$$

- $\varepsilon_i$  : déformation axiale suivant la direction (i) ;
- $\gamma_{ij} = 2\varepsilon_{ij}$  : glissement dans le plan de cisaillement (i-j) ;
- $\sigma_i$  : contrainte normale suivant la direction (i) ;
- $\tau_{ij}$  : contrainte de cisaillement dans le plan de cisaillement (i-j) ;
- $E_i$  : module d'élasticité suivant la direction (i) ;
- $G_{ij}$  : module de cisaillement dans le plan de cisaillement (i-j) ;
- $\nu_{ij}$  : coefficients de Poisson dans le plan (i-j) ;

Les caractéristiques mécaniques dans les directions R et T sont généralement considérées égales :

$$E_T = E_R \quad \nu_{RT} = \nu_{TR} \quad (\text{Eq. II.47})$$

$$\nu_{LT} = \nu_{LR} \quad G_{LT} = G_{LR}$$

Les propriétés élastiques du matériau bois dans les trois directions principales (L), (R) et (T) sont présentées dans le **Tableau 1**.

Tableau 1: Caractéristiques élastiques du bois [72]

	Douglas			Epicéa		Pin	Chêne	
$\rho_m$ (kg/m <sup>3</sup> )	470	440	480	360	390	490	560	590
H(%)	12	12	12	12	12	12	12	12
$E_L$ (MPa)	16872	16858	16000	10775	11800	16015	15248	14881
$E_R$ (MPa)	949	848	1010	650	920	1182	1182	1505
$E_T$ (MPa)	934	842	800	349	510	616	616	830
$G_{LR}$ (MPa)	749	712	900	534	760	828	828	970
$G_{LT}$ (MPa)	802	856	900	440	730	688	688	697
$G_{RT}$ (MPa)	114	109	90	41	40	320	320	399

L'ordre des grandeurs relatives pour les modules sont les suivants (Guitard, 1987) :

$$E_L \gg E_R > E_T; G_{LR} > G_{LT} \gg G_{RT} \quad (\text{Eq. II.48})$$

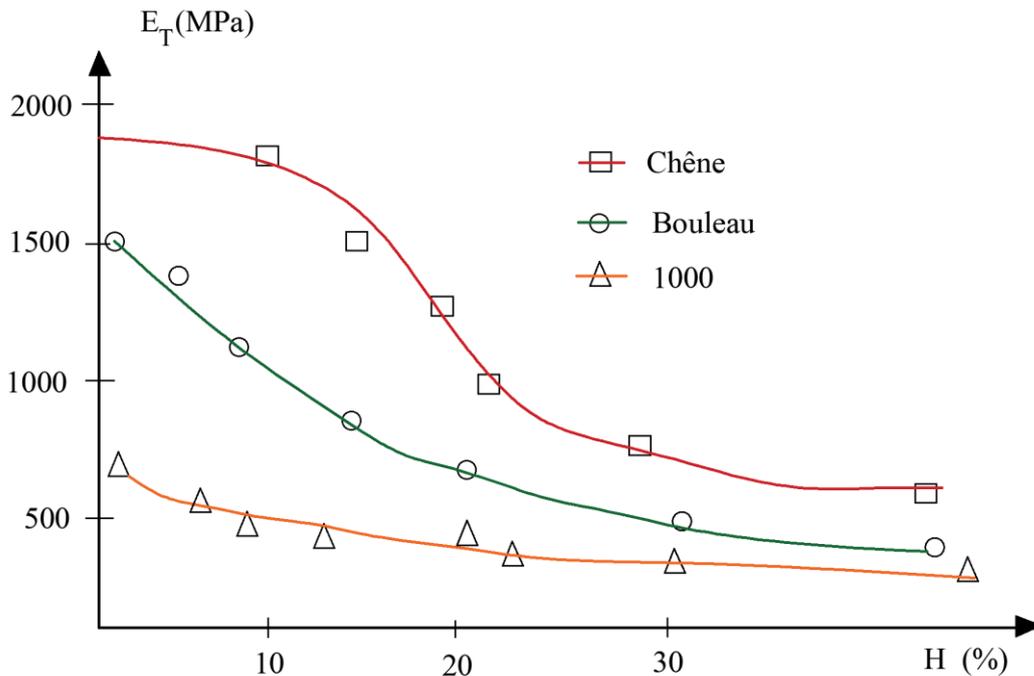


Figure 36 : Variation du module d'élasticité  $E_T$  en fonction de la teneur en eau [73]

Pluvinage, 1992 [73] a montré que le point de saturation des fibres influe également sur la variation de module d'Young en fonction de la teneur en eau. Cette variation est très forte quand la teneur en eau est inférieure à 30 % et presque constante quand la teneur en eau est supérieure à 30 %. Ce travail est réalisé sur le chêne, bouleau et pin (**Figure 36**).

Pour un feuillu de masse volumique  $\rho = 650 \text{ kg/m}^3$  et un résineux de masse volumique  $\rho = 450 \text{ kg/m}^3$ , à une teneur en eau autour de 12 %, les valeurs des coefficients de Poisson sont données dans le **Tableau 2**.

Tableau 2: Coefficients de Poisson moyens pour les essences feuillues et résineuses [72]

Essence	$\rho_m(\text{kg/m}^3)$	$\nu_{LR}$	$\nu_{LT}$	$\nu_{RT}$	$\nu_{TR}$	$\nu_{RL}$	$\nu_{TL}$
Feuillus	650	0.39	0.46	0.67	0.38	0.048	0.033
Résineux	450	0.39	0.43	0.51	0.31	0.030	0.020

### II.4.2. Caractéristiques mécaniques du bois

#### - Masse volumique du bois:

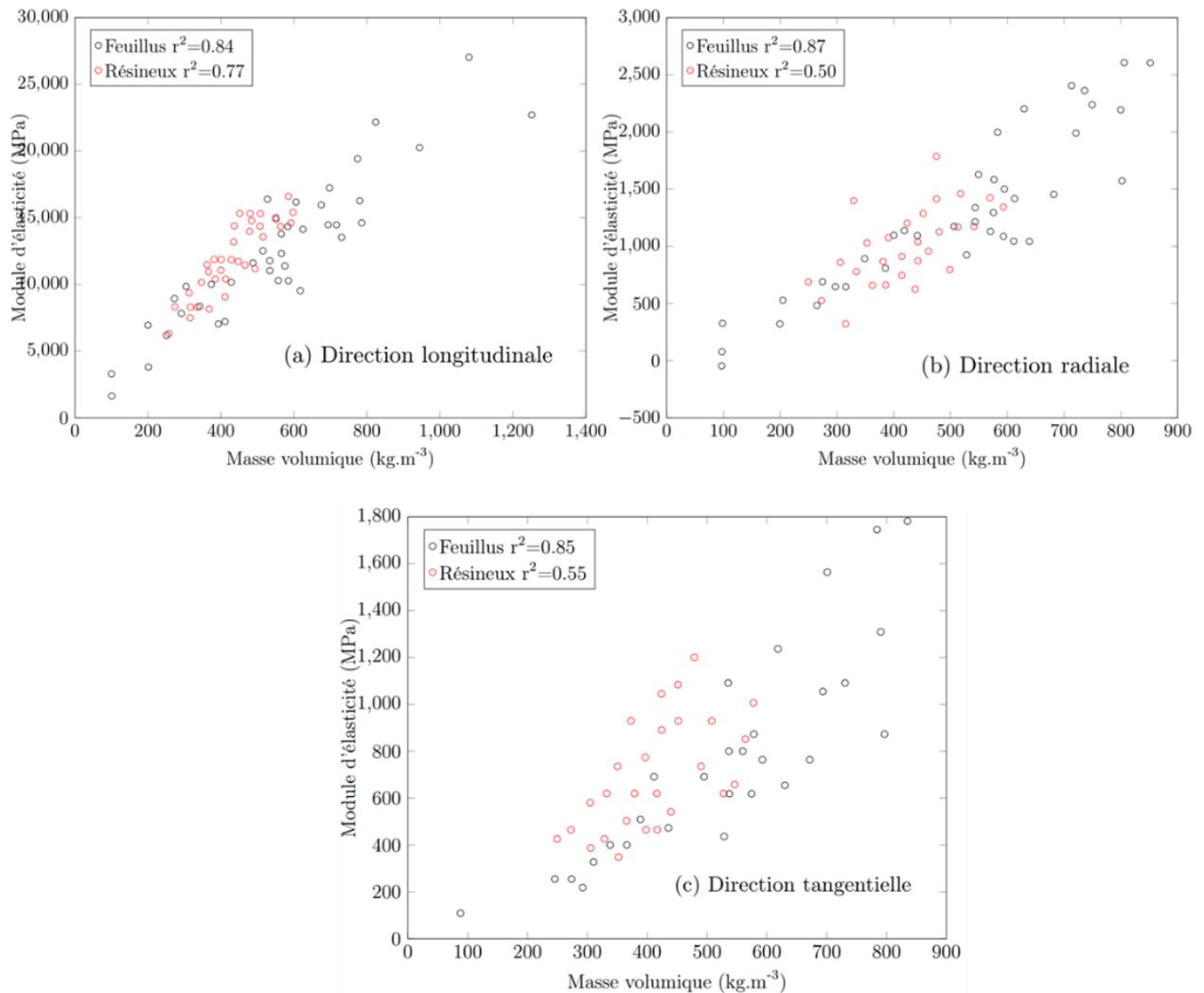


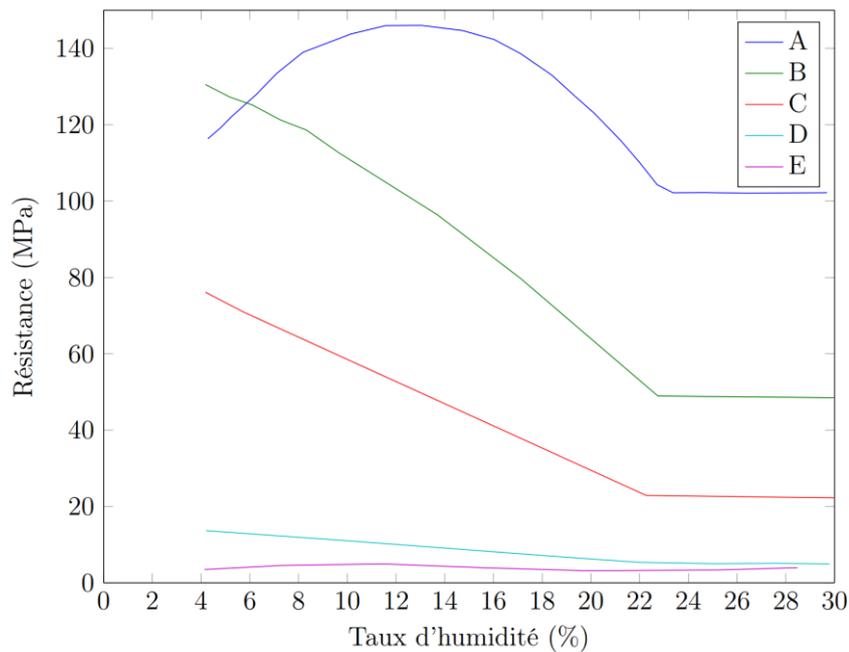
Figure 37: Évolution des trois modules d'élasticité en fonction de la masse volumique pour des feuillus et des résineux [74]

La **Figure 37** montre l'influence de la masse volumique sur les modules d'élasticité dans les trois directions d'orthotropie pour les résineux et les feuillus. Nous observons sur cette figure que les coefficients élastiques dans les trois directions sont d'autant plus forts que la masse volumique augmente. Dans le cas des résineux la corrélation entre masse volumique et module d'élasticité longitudinal est beaucoup plus forte que dans les autres directions [74]. Joffrey, 2015 [74] a affirmé que les propriétés mécaniques sont affectées par des variations de la teneur en eau en dessous du

seuil de saturation des fibres. La plupart de ces propriétés s'améliorent à mesure que la teneur en eau diminue. Il faut cependant noter que dans certains cas (résistance à la traction par exemple), la propriété peut atteindre un maximum à mesure que la teneur en eau diminue, puis décroître.

L'effet de la teneur en eau sur différentes propriétés est illustré sur la **Figure 38**. Des précautions doivent être prises lors de l'ajustement des propriétés en dessous de 12 % d'humidité. Bien que la plupart des propriétés continuent d'augmenter pendant que le bois est séché à des niveaux d'humidité très faibles. Les propriétés mécaniques sont définies à 12 % d'humidité (valeur de référence).

- **Humidité :**



**Figure 38: Influence de la teneur en eau sur différentes propriétés de résistance du bois [75]. A : résistance en traction dans le sens des fibres ; B : résistance en flexion ; C : résistance en compression dans le sens des fibres ; D : résistance en compression perpendiculaire aux fibres ; E : résistance en traction perpendiculaire aux fibres**

Guitard, 1987 propose ainsi différentes formules à appliquer pour estimer les principales caractéristiques élastiques à une teneur en eau de 12 % à partir de valeurs estimées sur du bois à une teneur en eau allant de 6 à 20 %.

Ces corrections sont décrites dans les équations suivantes :

$$\begin{aligned}
 E_L^H &= E_L^{12} [1 - 0.015(H - 12)] \\
 E_R^H &= E_R^{12} [1 - 0.030(H - 12)] \\
 E_T^H &= E_T^{12} [1 - 0.030(H - 12)] \\
 G_{RT}^H &= G_{RT}^{12} [1 - 0.015(H - 12)] \\
 G_{TL}^H &= G_{TL}^{12} [1 - 0.015(H - 12)] \\
 G_{LR}^H &= G_{LR}^{12} [1 - 0.015(H - 12)]
 \end{aligned}
 \tag{Eq. II.49}$$

### II.4.3. Classement mécanique du bois

L'utilisation du bois dans les structures est conditionnée par la connaissance de ses propriétés mécaniques : résistance à la flexion, à la traction, à la compression, au cisaillement, module d'élasticité.

Les **Tableaux 4 et 5** définissent les classes de résistance mécanique pour les principales essences de bois utilisées en construction :

**Tableau 3: Classes de résistance mécaniques [76]**

Essence de bois	Classes maxi.
Sapin - Epicéa - Mélèze	C 30
Douglas - Peuplier	C 24
Pins : sylvestre, maritime, noir, laricio	C 30
Western Red Cedar	C 18
Châtaignier	D30
Robinier – Chêne - Iroko	D35
Ipé	D 70
Bangkirai, Azobé	D 60
Moabi, Tatajoubá, Doussié, Merbau	D 50
Padouk, Makoré, Bilinga	D 40

Les différentes valeurs caractéristiques de chaque classe issue de la norme EN-338, 2016 [77] sont présentées dans le **Tableau 4**.

**Tableau 4: Propriétés des bois massifs résineux et feuillus définies par NF-EN-338**

		Résineux											
		C14	C16	C18	C20	C22	C24	C27	C30	C35	C40	C45	C50
		Propriétés de résistance (en $N.mm^{-2}$ )											
<b>Flexion</b>	$f_{m,k}$	14	16	18	20	22	24	27	30	35	40	45	50
Traction axiale	$f_{t,0,k}$	8	10	11	12	13	14	16	18	21	24	27	30
Traction transversale	$f_{t,90,k}$	0.4	0.4	0.4	0.4	0.4	0.4	0.4	0.4	0.4	0.4	0.4	0.4
Compression axiale	$f_{c,0,k}$	16	17	18	19	20	21	22	23	25	26	27	29
Compression transversale	$f_{c,90,k}$	2.0	2.2	2.2	2.3	2.4	2.5	2.6	2.7	2.8	2.9	3.1	3.2
Cisaillement	$f_{v,k}$	3.0	3.2	3.4	3.6	3.8	4.0	4.0	4.0	4.0	4.0	4.0	4.0
		Propriétés de rigidité (en $N.mm^{-2}$ )											
<b>Module moyen d'élasticité axiale moyen</b>	$E_{0,mean}$	7	8	9	9.5	10	11	11.5	12	13	14	15	16
Module d'élasticité axiale (au 5e percentile)	$E_{0,05}$	4.7	5.4	6.0	6.4	6.7	7.4	7.7	8.0	8.7	9.4	10.0	10.7
Module moyen d'élasticité transversale	$E_{90,mean}$	0.23	0.27	0.30	0.32	0.33	0.37	0.38	0.40	0.43	0.47	0.50	0.53
Module moyen de cisaillement	$G_{mean}$	0.44	0.5	0.56	0.59	0.63	0.69	0.72	0.75	0.81	0.88	0.94	1.00
		Masse volumique (en $kg.m^{-3}$ )											
<b>Masse volumique</b>	$\rho_k$	290	310	320	330	340	350	370	380	400	420	440	460
Masse volumique moyenne	$\rho_{mean}$	350	370	380	390	410	420	450	460	480	500	520	550

		Feuillus							
		D18	D24	D30	D35	D40	D50	D60	D70
		Propriétés de résistance (en $N.mm^{-2}$ )							
<b>Flexion</b>	$f_{m,k}$	18	24	30	35	40	50	60	70
Traction axiale	$f_{t,0,k}$	11	14	18	21	24	30	36	42
Traction transversale	$f_{t,90,k}$	0.6	0.6	0.6	0.6	0.6	0.6	0.6	0.6
Compression axiale	$f_{c,0,k}$	18	21	23	25	26	29	32	34
Compression transversale	$f_{c,90,k}$	7.5	7.8	8.0	8.1	8.3	9.3	10.5	13.5
Cisaillement	$f_{v,k}$	3.4	4.0	4.0	4.0	4.0	4.0	4.5	5.0
		Propriétés de rigidité (en $N.mm^{-2}$ )							
<b>Module moyen d'élasticité axiale</b>	$E_{0,mean}$	9.5	10	11	12	13	14	17	20
Module d'élasticité axiale (au 5e percentile)	$E_{0,05}$	8	8.5	9.2	10.1	10.9	11.8	14.3	16.8
Module moyen d'élasticité transversale	$E_{90,mean}$	0.63	0.67	0.73	0.80	0.86	0.93	1.13	1.33
Module moyen de cisaillement	$G_{mean}$	0.59	0.62	0.69	0.75	0.81	0.88	1.06	1.25
		Masse volumique (en $kg.m^{-3}$ )							
<b>Masse volumique</b>	$\rho_k$	475	485	530	540	550	620	700	900
Masse volumique moyenne	$\rho_{mean}$	570	580	640	650	660	750	840	1080

En ossature et charpente, ce sont majoritairement les bois résineux qui sont utilisés.

- la classe C18 représente l'essentiel du bois utilisé en charpente traditionnelle ;
- la classe C24 correspond surtout à la majorité des bois utilisés dans les fermettes industrialisées ou dans le bois lamellé-collé normal ;
- la classe C30 est une classe de haute résistance affectée à du lamellé-collé extrêmement trié et de haute technicité.

Les propriétés mécaniques du BLC sont assez homogènes par son mode de fabrication. Toutes les caractéristiques mécaniques du BLC peuvent être estimées à partir de sa classe (**Tableau 5**).

**Tableau 5: Propriétés caractéristiques des bois lamellés collés (BLC) définies par NF-EN-1194**

Symbole	Désignation	Unité	Lamellés collés homogènes				Lamellés collés panachés			
			GL24h	GL28h	GL32h	GL36h	GL24c	GL28c	GL32c	GL36c
$f_{m,g,k}$	Contrainte de flexion	N/mm <sup>2</sup>	24	28	32	36	24	28	32	36
$f_{t,0,g,k}$	Contrainte de traction axiale	N/mm <sup>2</sup>	16.5	19.5	22.5	26.0	14.0	16.5	19.5	22.5
$f_{t,90,g,k}$	Contrainte de traction perpendiculaire	N/mm <sup>2</sup>	0.40	0.45	0.50	0.60	0.35	0.40	0.45	0.50
$f_{c,0,g,k}$	Contrainte de compression axiale	N/mm <sup>2</sup>	24	26.5	29	31	21	24	26.5	29
$f_{c,90,g,k}$	Contrainte de compression perpendiculaire	N/mm <sup>2</sup>	2.7	3.0	3.3	3.6	2.4	2.7	3.0	3.3
$f_{v,g,k}$	Contrainte de Cisaillement	N/mm <sup>2</sup>	2.7	3.2	3.8	4.3	2.2	2.7	3.2	3.8
$E_{0,g,mean}$	Module moyen axiale	kN/mm <sup>2</sup>	11.6	12.6	13.7	14.7	11.6	12.6	13.7	14.7
$E_{0,g,05}$	Module axiale au 5 <sup>ème</sup> percentile	kN/mm <sup>2</sup>	9.4	10.2	11.1	11.9	9.4	10.2	11.1	11.9
$E_{90,g,mean}$	Module moyen transversal	kN/mm <sup>2</sup>	0.39	0.42	0.46	0.49	0.32	0.39	0.42	0.46
$G_{g,mean}$	Module de cisaillement	kN/mm <sup>2</sup>	0.75	0.78	0.85	0.91	0.59	0.72	0.78	0.85
$\rho_{g,k}$	Masse volumique caractéristique	kg/m <sup>3</sup>	380	410	430	450	350	380	410	430

## II.5. Propriétés thermo-physiques et comportement du bois en fonction de la température

En général, le bois devient plus résistant lors d'une baisse de la température et moins résistant à mesure qu'il est chauffé. Le bois présente des caractéristiques thermiques intéressantes. Ce matériau est envisagé comme protection passive de l'acier dans notre étude. Il est aussi possible qu'il apporte une résistance mécanique complémentaire à l'acier. Cependant, c'est un matériau combustible. En effet, le comportement du bois au feu est intéressant lorsque les sections transversales sont suffisantes pour créer une couche de carbonisation nécessaire qui joue un rôle important dans la protection de la partie centrale en cas d'incendie.

### II.5.1. Propriétés thermiques du bois exposé au feu

#### II.5.2.1. Transport d'humidité

Lors de l'exposition au feu et avant le début de la pyrolyse, l'eau libre dans le bois commence à s'évaporer lorsque les températures à l'intérieur d'un élément en bois approchent de 100 °C. Cela explique la présence d'un grand pic de chaleur massique à cette température ( $C_{pic}=13\ 600\text{ kJ/kg. K}$  selon l'Eurocode 5) qui sera traité dans la section II.5.2.3.

Une partie de la vapeur d'eau va migrer plus profondément dans l'échantillon (loin de la source de chaleur) comme attesté par plusieurs auteurs [78], [79], [80]. Une autre partie de la vapeur d'eau va se recondenser. Cela augmente la teneur en humidité locale dans la zone humide du bois. Cela crée alors trois zones - une zone sèche la plus proche de la face exposée (dans laquelle se produit la pyrolyse); une zone de déshydratation; et une zone humide, comme illustré sur la **Figure 39**.

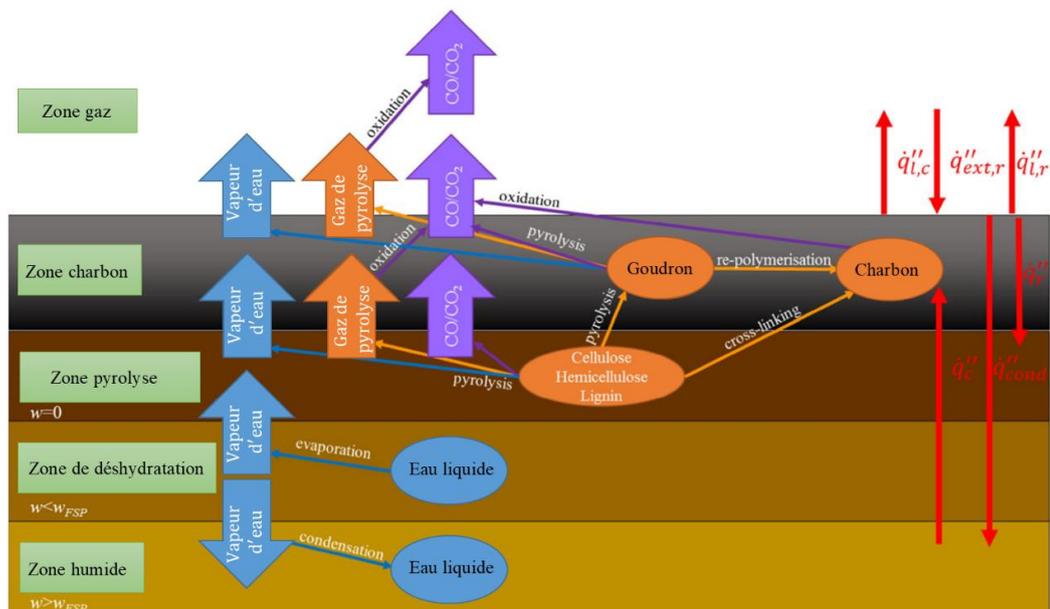


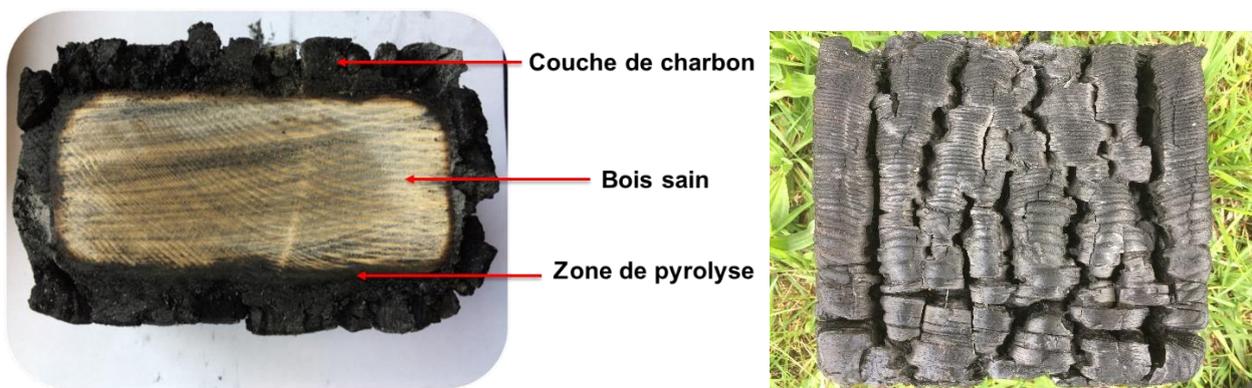
Figure 39 : Processus chimiques et physiques dans un bois soumis au feu [81]

Lorsque le bois humide est chauffé, il subit en premier lieu une période de séchage initiale. Quand nous continuons le processus de séchage, la teneur en humidité de la surface atteint sa valeur de sorption maximale ( $M = M_{fsp} \cong 30\%$ ), et le front d'évaporation commence à se déplacer dans le

solide, laissant derrière lui une zone de sorption ( $M < M_{fsp}$ ). Au fil du temps, le solide atteint la température à laquelle la décomposition thermique a lieu en surface, formant une zone de pyrolyse.

Après un certain temps, la zone de pyrolyse se propage lentement à l'intérieur du solide, laissant derrière elle une couche de charbon isolante thermiquement.

Quand le bois sec perd jusqu'à 80 % de sa masse lors de la pyrolyse, cela conduit à des changements dans la structure physique et toutes ses caractéristiques thermo-physiques, tels qu'un retrait interne et la formation de fissures de surface (**Figure 40**). Le charbon formé pendant la combustion du bois est fissuré et il contient des zones à différents stades de décomposition et constitue donc un matériau hétérogène. Les fissures qui se produisent régissent à la fois la libération des substances volatiles et le transfert de chaleur, affectant ainsi la vitesse de dégradation du charbon de bois selon Schaffer, 1980 [82].



**Figure 40 :** Section transversale du bois (sapin) et fissures sur la couche de charbon (notre essai)

Le bois est un matériau naturel dont une grande partie des propriétés peuvent varier. En particulier, les propriétés thermo-physiques telle que la masse volumique, la conductivité et la chaleur massique évoluent avec la température dans les essais au feu.

La conductivité thermique du bois  $\lambda$  (W/m.K) dépend de plusieurs paramètres tels que la masse volumique, la teneur en eau, la structure interne du matériau cellulosique et la température [75].

### II.5.2.2. Conductivité thermique du bois

La conductivité est définie en rapport avec l'orthotropie matérielle du bois. Il est nécessaire de noter que la valeur de la conductivité dans la direction radiale est très peu différente de celle dans la direction tangentielle du bois. Ainsi une valeur moyenne est fréquemment retenue en considérant l'hypothèse d'isotropie transverse. La conductivité longitudinale est quant à elle deux fois plus élevée que les valeurs dans le sens perpendiculaire aux fibres à la température ambiante. Toutefois, à l'échelle structurale, seule la conductivité longitudinale est prise en compte.

Knudson, 1975 [83] s'est basé sur les travaux de Maku qui prend comme hypothèse que la conductivité thermique entre 20 °C et 200 °C est proportionnelle à la température de référence (Eq. II.50).  $T_{ref}$  et  $T$  correspondent respectivement à la température initiale et à la température (en degrés Celsius) à laquelle la conductivité thermique est recherchée.

$$\lambda_{\text{ref}} = \lambda_b \times \frac{T_{\text{ref}}}{T} \quad (\text{Eq. II.50})$$

Cette équation est valable pour le douglas à une humidité relative de 12 % avec des températures comprises entre 20 et 200 °C.

Entre 200 et 350 °C, Knudson considère que la conductivité décroît linéairement. Cette diminution décrite par l'équation (Eq. II.51) est identique à la diminution de la densité du bois. La conductivité thermique du pin douglas à 20 °C,  $\lambda_b$ , est considérée égale à 0,30 W/m.K.

$$\lambda = - 0,000597 \times T + \lambda_b \quad (\text{Eq. II.51})$$

Harada et al,1998 [84] ont développé la corrélation suivante pour la conductivité thermique du bois sur la base de leurs expériences par méthode flash à une gamme de température de 20 à 300 °C (Eq. II.52). La corrélation indique que la conductivité thermique évolue linéairement avec la température et la densité et qu'elle augmente de 50 % dans la plage de température de 20 à 300 °C.

$$\lambda_b = 0,00249 + 0,000145 \times \rho_b + 0,000184 \times (T - 273) \quad (\text{Eq. II.52})$$

$\lambda_b$  est la conductivité thermique du bois,  $\rho_b$  est la densité et la T la température en (°C).

La corrélation suivante de Koufopoulos et al, 1989 [85] (Eq. II.53) est utilisée, par exemple, par Babu & Chaurasia, 2003 [86] dans leurs modèles de pyrolyse.

$$\lambda_b = 0,13 + 0,0003 \times (T - 273) \quad (\text{Eq. II.53})$$

Pour les températures au-delà de 350 °C, l'évolution de la conductivité est déduite de l'équation (Eq. II.53) en prenant comme conductivité du bois la conductivité thermique du charbon. La température de 350 °C a été fixée car au-delà de cette température la densité du charbon est considérée uniforme.

Une autre approche de la conductivité thermique est proposée par Fredlund, 1993 [87]. Les valeurs obtenues par Fredlund correspondent à un modèle qui inclue le transport de masse (vapeur et gaz issus de la pyrolyse) et prennent en compte la porosité du matériau. À température ambiante, Fredlund propose l'équation (Eq. II.55) de la conductivité thermique suivante :

$$\lambda_{\text{amb}} = 0,238 + \rho \times (0,2005 + 0,004 \times \omega) \quad (\text{Eq. II.54})$$

Avec  $\rho$  la masse volumique, autour de 450 kg/m<sup>3</sup> pour les résineux et 650 kg/m<sup>3</sup> pour les feuillus, et  $\omega$  la teneur en eau du bois (en %).

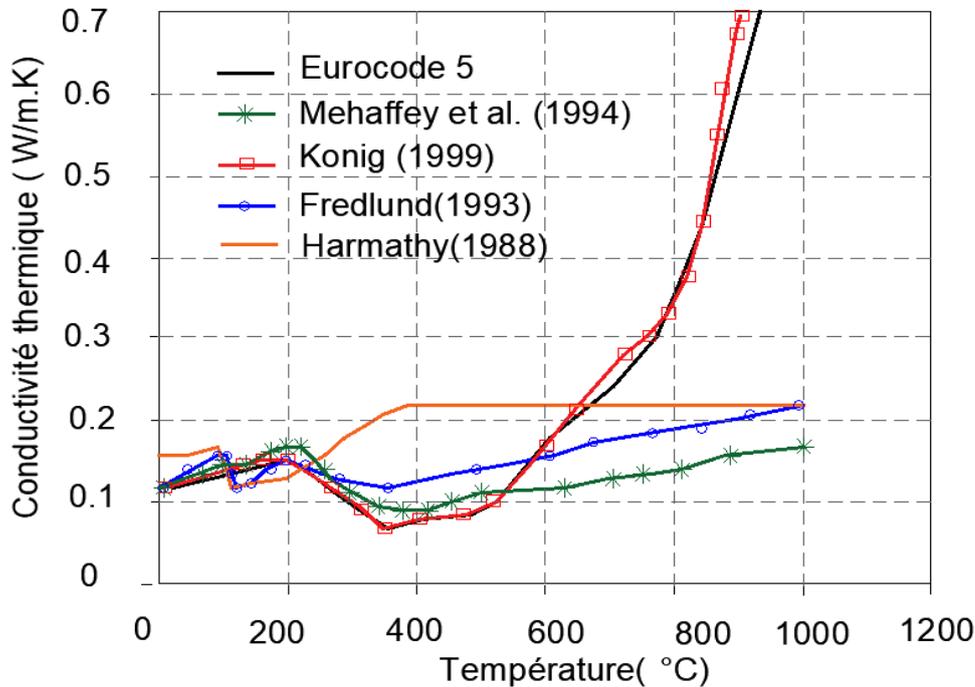
Pour la plage de température de 20 à 300 °C, la conductivité est déduite de l'écriture à la température ambiante :

$$\lambda = 0,00012. (T+273) + \lambda_{\text{amb}} \quad (\text{Eq. II.55})$$

La transformation du bois en charbon induit une diminution brutale de la conductivité thermique à 300 °C. Elle passe alors de 0,15 W/m.K à 0,05 W/m.K. Au-delà de cette température, la conductivité thermique est alors décrite par l'équation (Eq. II.56):

$$\lambda_T = 0,0001667 \cdot (T+273) + 2 \times 10^{-6}, \quad T \text{ en K} \quad (\text{Eq. II.56})$$

Pour les températures inférieures à 300 °C, la plupart des valeurs de conductivité thermique indiquées dans la **Figure 41** sont assez proches les unes des autres.



**Figure 41: Relation température - conductivité pour le bois et la couche carbonisée** [88]

Pour des températures supérieures à 300 °C (couche carbonisée), les courbes de Fredlund, 1993 [87], Harmathy, 1988 [89] et Mehaffey et al., 1994 [90] se détachent considérablement des autres : König, 1999 [91], Eurocode 5 [92].

Fredlund, 1993 utilise des équations différentes pour le bois (moins de 300 °C) (Eq. II.55) et le charbon de bois (plus de 300 °C) (Eq. II.56). La **Figure 41** présente l'évolution de la conductivité thermique en fonction de la température pour les conditions d'incendie.

König & Walleij, 1999 ont modélisé la formation de fissures dans le charbon de bois, à partir d'environ 500 °C, en supposant des valeurs de conductivité rapidement croissantes au-dessus de 800 °C. La relation température-conductivité obtenue dans l'étude de König & Walleij, 1999 [91] par calibration sur les résultats expérimentaux s'écarte des autres courbes principalement pour les hautes températures. En effet, il y a augmentation des échanges thermiques, dans la couche de carbonisation, due à la convection et au rayonnement au travers des fissures.

### II.5.2.3. Chaleur massique du bois

La chaleur massique (C), ou capacité thermique massique, est une propriété thermique importante du bois à hautes températures. Elle décrit la quantité de chaleur nécessaire pour élever une unité de masse de bois d'une température unitaire. La chaleur massique du bois est d'environ 1,8 - 2 kJ/ kg.K dans des conditions ambiantes.

Pour des températures comprises entre 0 et 106 °C, Dunlap, 1912 [93] propose l'écriture suivante pour décrire l'évolution de la chaleur massique du bois :

$$C_{p,b} = 4,187 \times (0,266 + 0,00116.T) \quad (\text{Eq. II.57})$$

Où  $c_{p,\text{bois}}$  est la chaleur massique du bois en J/kg.K et T est la température exprimée en °C

Dans ses études, Knudson, 1975 [83] a adopté des valeurs de chaleur massique qui sont la somme des chaleurs massiques calculées avec l'équation de Dunlap pour un bois sec et celles calculées pour une humidité relative de 10 %.

$$C_{p,b} = 1440 + 2,9.T \quad (\text{Eq. II.58})$$

Sur la plage de température de 99,5 à 104,4 °C, compte tenu de la vaporisation de l'eau contenue dans le bois, deux possibilités sont proposées. La première consiste à utiliser un pic de chaleur pour lequel Knudson propose une valeur maximale 41 kJ/kg.K. La deuxième solution ne prend pas en compte cette chaleur latente de vaporisation. Après l'évaporation de l'eau contenue dans le bois (entre 104,4 °C et 200 °C), l'équation de Dunlap pour du bois sec est utilisée (Eq. II.59):

$$C_{p,\text{bois}} (\text{J/kg. K}) = 1080,3 + 5,285.T \quad (\text{Eq. II.59})$$

Knudson propose d'extrapoler linéairement la chaleur massique pour des valeurs de températures comprises entre 200 et 350 °C :

$$C_{p,\text{bois}} (\text{J/kg. K}) = 3820,5 - 8,99.T \quad (\text{Eq. II.60})$$

À partir de 350 °C, le bois étant devenu charbon, la chaleur massique ne varie plus avec la température et vaut 720 J/kg.K.

La **Figure 42** montre l'évolution de  $C_p$  pendant l'exposition au feu. L'augmentation brutale de la chaleur massique entre 99 °C et 120 °C correspond à l'évaporation de l'eau contenue dans le bois (s'il n'est pas sec).

La chaleur massique présente un saut entre  $C_p=1770 \text{ J/(kg. K)}$  à 99 °C et  $C_p =13500 \text{ J/(kg. K)}$  à 120 °C comme proposé par Eurocode 5.1-2, 2011, Konig & Walleij, 2000 [91] et Mehaffey, 1994 [90]. Dans la proposition de Fuller et al., 1992 [94], le saut du pic  $C_p$  est plus faible en comparaison avec les autres auteurs.

Entre 200 et 350 °C, il est généralement admis une évolution linéaire de la chaleur massique avec la température. Cependant, Frangi, 2001 [95] considère une augmentation de la chaleur massique entre 200 et 300 °C afin de tenir compte de la chaleur de combustion, tout comme Mehaffey et al., [90]. Cette hypothèse est néanmoins fortement contestée selon que la pyrolyse soit endothermique ou exothermique, c'est pourquoi elle n'est pas prise en compte par la plupart des auteurs.

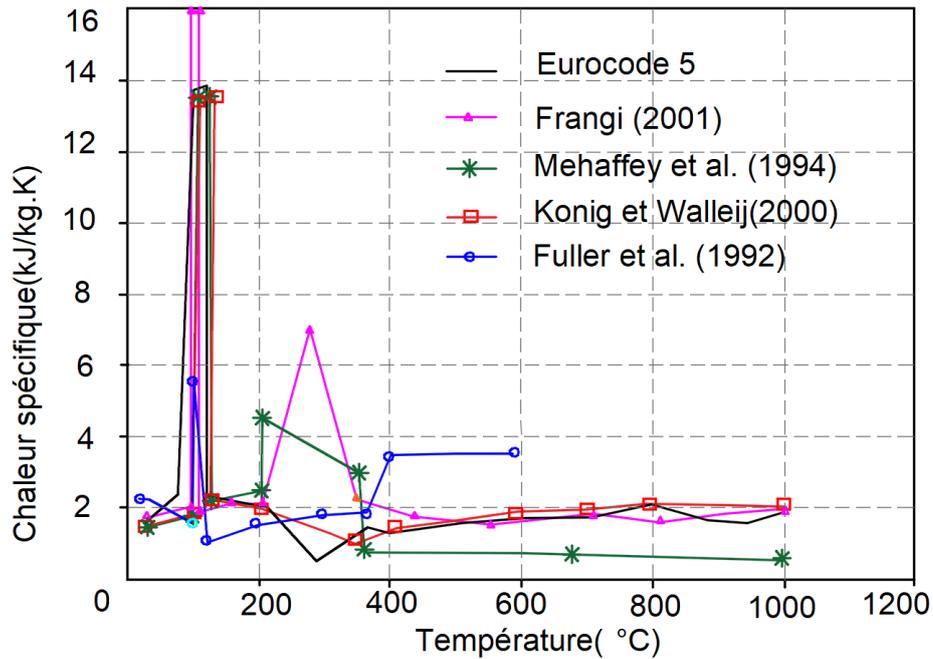


Figure 42: Relation température - chaleur massique [88]

Les courbes de la **Figure 42** présentent de nettes différences dues à l'utilisation de modèles différents et à la grande variabilité du bois.

#### II.5.2.4. Masse volumique du bois

La diminution de la masse volumique du bois en fonction de la température se développe selon les trois phases suivantes :

- jusqu'à 200 °C la modification de la masse volumique du bois est très faible ;
- entre 200 °C à 350 °C le bois se pyrolyse et par conséquent, la dégradation de constituants chimiques engendre une diminution d'environ 75 % de la masse volumique ;
- au-delà de 350 °C, il y a formation du charbon de bois et la masse volumique varie très peu y compris au-delà de 1000 °C.

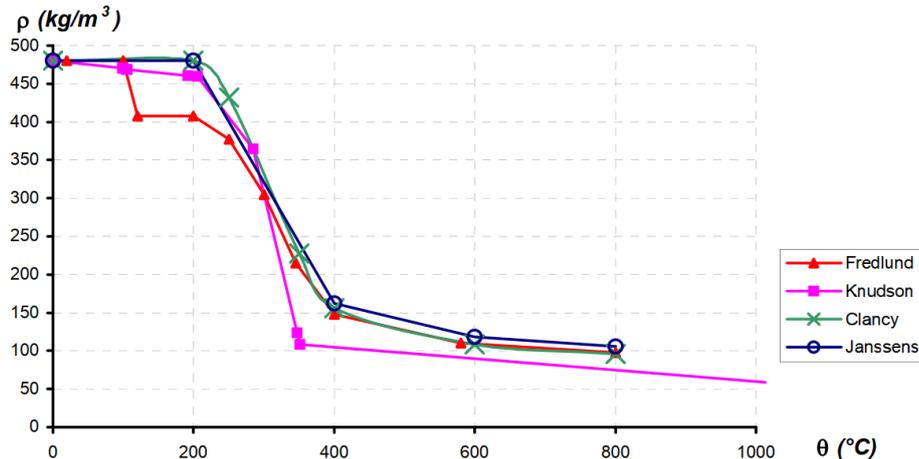
Ces trois phases correspondent au départ de l'eau, puis des gaz combustibles et enfin à la transformation du bois en charbon. Différentes analyses de cette variation ont été conduites à partir d'essais expérimentaux et illustrent la diminution de la densité du bois et du charbon avec la température (**Figure 43**).

Il peut être observé que les résultats entre les différentes études sont assez proches. Il peut être constaté d'abord une réduction de la masse volumique dans le cas d'un bois humide due au départ de l'eau libre et liée. À partir de 200 °C, les auteurs proposent généralement une réduction importante de la masse volumique due à la pyrolyse du bois. Au-delà de 350 °C à 400 °C, le charbon de bois se forme et la masse volumique du matériau évolue peu.

Sur la base d'analyses thermogravimétriques d'échantillons de 0,4 mm d'épaisseur, une évolution de la masse volumique en fonction de la température a été définie par Knudson & Schniewind, 1975 [83] . Ces analyses montrent une diminution de la masse volumique du bois et du charbon avec la

température. D'autres modèles, comme celui de Clancy, 1999 [96] adoptent, à partir de résultats expérimentaux, une masse volumique résiduelle d'environ 25 %.

Un autre modèle est proposé par Janssens, 1994 [97] qui a tenu compte du retrait dû à l'évaporation de l'eau, de la dilatation thermique et de la fissuration du charbon. De 20 à 100 °C, une augmentation de la masse volumique de 4 % est observée. À l'opposé, les phénomènes de dilatation thermique induisent une réduction de densité de 0,5 % pour un bois de 475 kg/m<sup>3</sup>.



**Figure 43:** Évolution de la masse volumique du bois en fonction de la température selon (Laplanche, 2004 [98] et Audebert, 2010 [25])

Entre 200 °C et 350 °C, la pyrolyse du bois dégrade les constituants chimiques ; ce qui se traduit par une chute de la masse volumique de près de 60 % (**Figure 43**). Au-delà de 300 °C, le charbon prend la place du bois (densité trois fois plus faible). La masse volumique est considérée nulle à 1200 °C (combustion totale). La contrainte thermique agissant en cas d'incendie entraîne à la fois une réduction de masse et une modification de volume du bois. Les deux facteurs se superposent et provoquent une modification de la masse volumique sous exposition au feu. Les modèles simplifiés pour décrire la masse volumique dépendante de la température n'utilisent cependant que la perte de masse facilement mesurable et négligent le changement de volume difficile à mesurer.

En conclusion, nous avons pu voir que l'évolution des propriétés thermo-physiques du bois en fonction de la température a fait l'objet de nombreuses études et que les différentes formulations proposées varient sensiblement. Cette grande variabilité est due à la nature du matériau bois et la complexité de son comportement aux températures élevées.

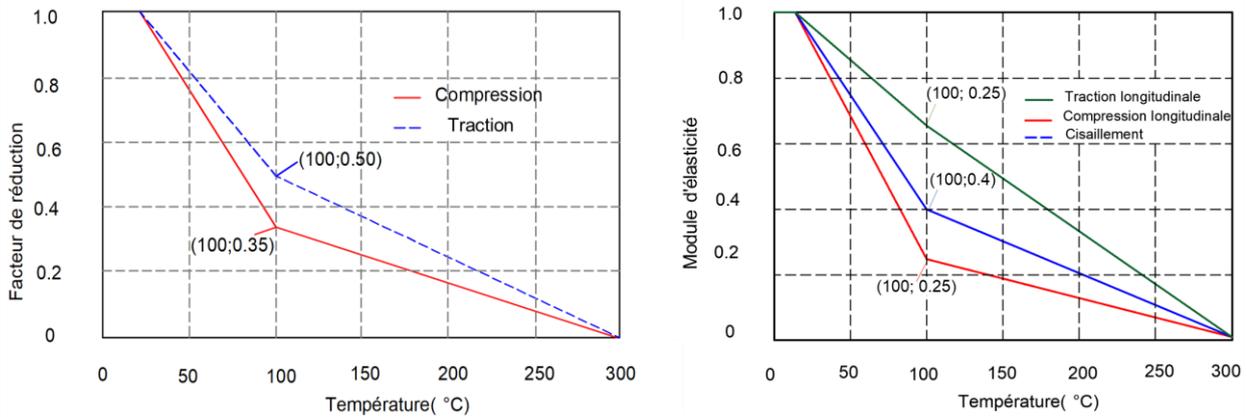
#### II.5.2.5. Propriétés élastiques du bois sous incendie

La variation du module d'élasticité en fonction de la température a fait l'objet de nombreuses études comme Gerhards, 1982 [99], Palka, 1973 [100], Green & Evans, 2008 [101].

Les variations du module d'élasticité longitudinal données dans l'EC5-1.2 pour des sollicitations en traction et en compression ainsi que celles des résistances sont données sur la **Figure 44**.

Que ce soit en traction ou en compression, la diminution du module d'élasticité longitudinale est linéaire jusqu'à une température d'environ 100 °C. Puis, la diminution se poursuit linéairement mais

de façon moins rapide. À 300 °C, lorsque le bois se transforme en charbon, les modules d'élasticité sont considérés nuls.



a) Résistance en compression et traction

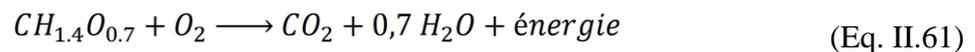
b) Module d'élasticité en compression et traction longitudinale

Figure 44: Effet de la température sur le module d'élasticité [99]

## II.5.2. Combustion du bois

La majorité des produits de décomposition des bois sont inflammables et brûlent dans l'air ; c'est la raison qui provoque la plupart des incendies. Une source de chaleur, généralement extérieure, chauffe localement le bois qui, porté en cet endroit à une température élevée, subit une décomposition ; les substances gazeuses formées sont susceptibles de s'enflammer en présence d'air.

La réaction chimique de la combustion du bois massif :



La combustion dégage de la chaleur qui à son tour, favorise la décomposition du bois, donc le développement du feu. Nous assistons à un phénomène en chaîne qui est à l'origine de la propagation du feu. Le schéma représenté sur la **Figure 45** montre le processus de l'inflammation du bois et de la propagation du feu. Les principaux gaz et vapeurs inflammables, responsables de la propagation du feu sont : l'oxyde de carbone, l'hydrogène, les hydrocarbures, les alcools, le formol et l'acétone.

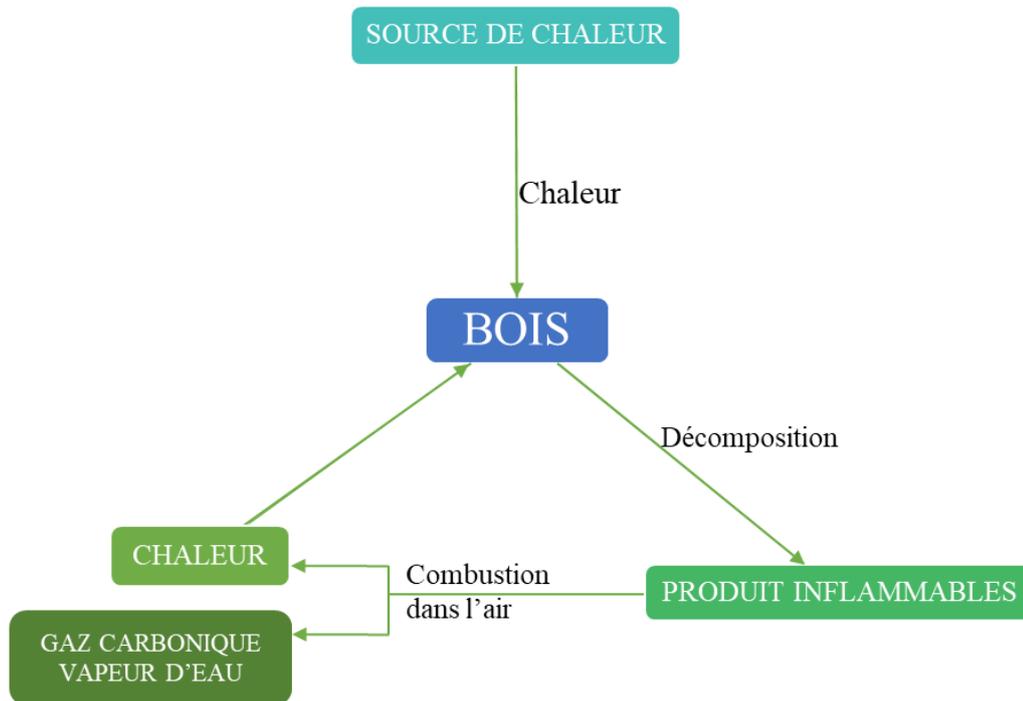


Figure 45: Processus de l'inflammation du bois et de la propagation du feu [100]

Les fumées riches en goudrons et le résidu charbonneux ne s'enflamment pas aussi facilement que les gaz, mais ils brûlent lentement (c'est le phénomène de l'incandescence ou rougeoiement), en dégageant une quantité de chaleur non négligeable.

En présence d'un excès d'oxygène, la combustion du bois est complète et les seuls produits formés sont le gaz carbonique et la vapeur d'eau, tous deux peu toxiques et non inflammables.

Cependant, en pratique, au niveau des flammes, l'apport d'air frais, donc de l'oxygène est faible et la combustion reste incomplète ; ceci explique la présence d'autres gaz que le gaz carbonique et la vapeur d'eau au voisinage des flammes ; certains de ces gaz sont toxiques tels que l'oxyde de carbone, le formol, les oxydes d'azote selon Margossian, 1974 [100].

La carbonisation est le résultat de la pyrolyse de ses 3 principaux constituants : cellulose : 240-360 °C, hémicellulose : 200-300 °C, lignine : 225-450 °C [101] (Figure 46).

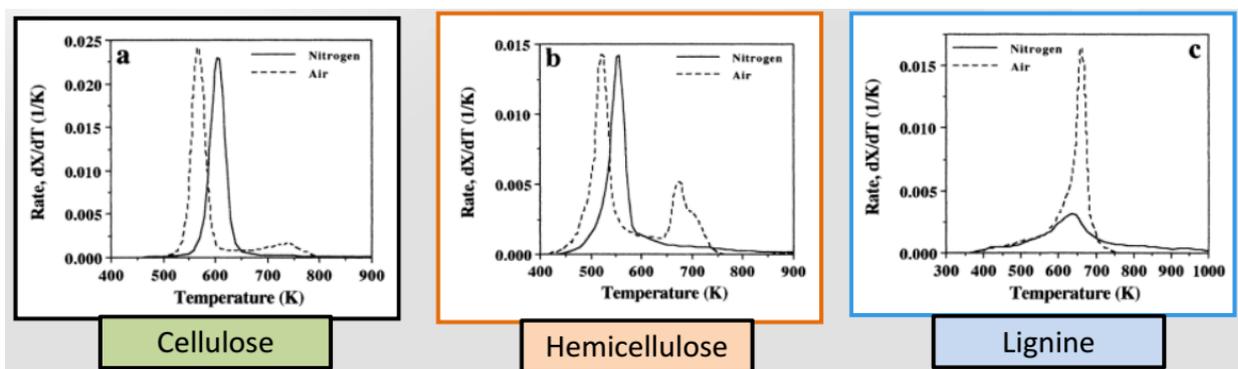


Figure 46: Carbonisation du bois

### II.5.3. Dégradation thermique du matériau bois (White, 1995 [102])

Elle s'effectue en deux phases en plus d'une phase préalable de séchage soit :

- Le séchage : l'élévation de la température ambiante aura donc pour effet de sécher le matériau
- La pyrolyse,
- La combustion des gaz de pyrolyse

Au-dessous de 100 °C : il ne s'échappe pratiquement que de la vapeur d'eau, tant que toute l'eau du bois n'aura pas été évacuée, la température se maintiendra à 100 °C même si la température extérieure est plus élevée ;

De 100 °C à 275 °C : il peut être observé un dégagement de produit pyroigneux et de gaz (70 % de CO<sub>2</sub> incombustible, 30 % CO combustible et toxique). Le bois prend une couleur brune ;

De 275 °C à 350 °C : la réaction devient largement exothermique. Le dioxyde de carbone diminue tandis qu'apparaissent des hydrocarbures ;

À partir 350 °C : l'apparition de goudrons est observée ; Au-dessus de 350 °C : l'émanation des gaz précédemment cités diminue et on note une présence d'hydrocarbures plus importantes ;

Vers 400 °C : apparition d'hydrogène dont le dégagement croit avec la température ;

Le bois subit généralement trois phases principales de pyrolyse [103] en raison de sa conductivité et sa densité thermique relativement faibles et de sa capacité thermique massique relativement élevée : déshydratation et pyrolyse très lente en dessous de 200 °C, pyrolyse active jusqu'à 300 °C et pyrolyse rapide au-delà de 300 °C. Lorsqu'un fragment de bois compact brûle, trois zones sont à considérer : la **zone périphérique** (constituée de charbon de bois après distillation complète et inflammation des gaz contenus dans cette zone), la **zone intermédiaire** (zone pyrogénéation à l'intérieur de laquelle la température est suffisante pour provoquer une distillation) et la **zone interne** (zone où la température n'a pas encore subi d'élévation sensible et où il ne se passe provisoirement rien) (**Figure 47**).

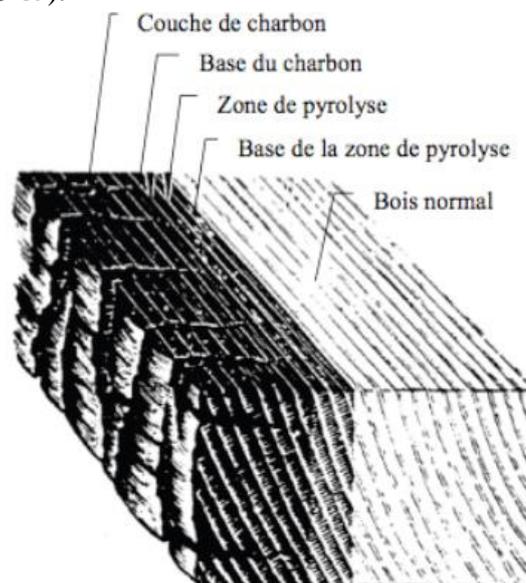


Figure 47: Dégradation du matériau bois à hautes températures [102]

Pour résumer, la combustion du bois massif passe par quatre phases essentielles au cours desquelles le bois subit des modifications physicochimiques et rejette des gaz dans l'atmosphère, comme le décrit la **Figure 48**.

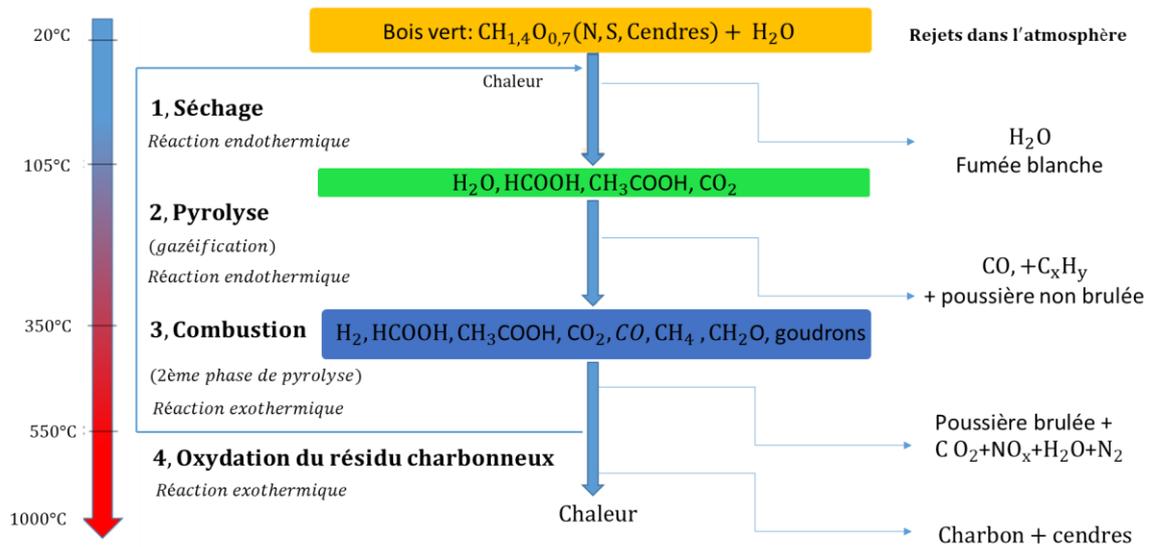


Figure 48: Schéma récapitulatif du processus de combustion du bois massif [104]

#### II.5.4. Vitesse de carbonisation

Les études existantes de Njankouo et al, 2004 [105], Lipinskas & Maèiulaitis, 2005 [106], Tiso et al, 2019 [107] et Robinet, 2018 [108] ont montré que le bois commence à carboniser à 300 °C et forme la couche de carbonisation entre la face exposée au feu et la limite du bois pyrolysé, ce qui réduit la vitesse de carbonisation. Cependant, d'autres études suggèrent que la couche de carbonisation se forme à partir de 288 °C comme le rapporte l'étude de Schaffer, 1980 [82] et à partir de 360 °C comme le rapporte l'étude de Mikkola, 1991 [78].

Pour un flux thermique qui augmente avec le temps, la vitesse de carbonisation du bois reste constante pendant le processus de chauffage [109]. Cependant, pour un flux thermique constant, la vitesse de carbonisation diminue avec le temps. Les principales caractéristiques affectant la vitesse de carbonisation sont l'augmentation du flux thermique et la densité du bois, comme l'explique l'étude de Lizhong et al., 2008 [109]. Ainsi, puisque la quantité de bois dans le test est importante, elle conduit à une charge de feu et à un taux de libération de chaleur significatifs, ce qui explique l'augmentation de la vitesse de carbonisation.

Le bois soumis au feu s'entoure d'une couche de carbonisation qui a une conductivité thermique 5 fois moindre que le bois et qui protège l'intérieur, lequel peut encore assurer son rôle porteur. La carbonisation du bois limite considérablement ses performances mécaniques tandis que le bois sous cette couche de charbon conserve ses propriétés d'origine.

La vitesse de carbonisation ou vitesse de combustion  $\beta$  correspond donc à l'épaisseur de charbon formé en une minute par la combustion. Ce paramètre dépend de la masse volumique du bois, de l'intensité du flux de chaleur externe et de la teneur en humidité. La valeur de  $\beta$  varie entre 0,5 et 1

mm/min selon les essences, le type de produits et la géométrie de la section (**Tableau 6**). De plus lorsque la section résiduelle est inférieure à 40-60 mm, la vitesse  $\beta$  augmente [108].

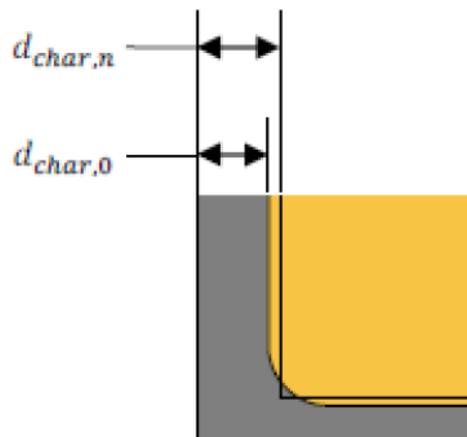
**Tableau 6: Vitesses de combustion pour différents types de bois selon l’Eurocode 5 [99]**

Matériaux	$\rho_k$	$\beta_n$ ou $\beta_0$ pour les panneaux(mm/min)
Bois résineux et hêtre massif	290 kg/m <sup>3</sup>	0,8
Bois résineux lamellé collé	290 kg/m <sup>3</sup>	0,7
Bois feuillu massif ou lamellé-collé	290 kg/m <sup>3</sup>	0,7
Bois feuillu massif ou lamellé-collé	450 kg/m <sup>3</sup>	0,55
LVL	480 kg/m <sup>3</sup>	0,7
Contreplaqué ( $h_p$ : épaisseur de 20mm)	450 kg/m <sup>3</sup>	1,0
Panneaux à base de bois ( $h_p$ : épaisseur de 20mm)	450 kg/m <sup>3</sup>	0,9

L’Eurocode 5 donne deux types de vitesse :

- $\beta_0$  (vitesse unidimensionnelle), utilisée dans le cas de sections larges exposées au feu sur une seule face.
- $\beta_n$  (fictive), utilisée dans le cas de sections réduites exposées au feu sur plusieurs faces. Cette vitesse prend en compte l’effet des arrondis en coin.

Ces valeurs correspondent à des profondeurs de carbonisation respectivement de  $d_{char, 0}$  et  $d_{char, n}$  (**Figure 49**).



**Figure 49: Profondeur de carbonisation  $d_{char,0}$  pour une carbonisation uni-dimensionnelle et profondeur de carbonisation fictive  $d_{char,n}$**

Avec :

$$d_{char, n} = \beta_n \cdot t \quad (\text{Eq. II.62})$$

profondeur de carbonisation fictive ;

$$d_{ef} = d_{char, n} + k_0 \cdot d_0 \quad (\text{Eq. II.63})$$

profondeur de carbonisation efficace

$k_0 \cdot d_0$  couche voisine de la ligne de carbonisation dont on suppose une rigidité et une résistance nulles.  $k_0$  dépend de la durée de tenue au feu exigée ;  $d_0$  épaisseur de carbonisation additionnelle soit 7 mm (**Tableau 7**).

Tableau 7: Valeur de  $k_0$  selon Eurocode 5 [99]

Faces non protégées et faces protégées avec $t_{ch} < 20$ min	$t_{fi,req} < 20$ min	$k_0 = t_{fi,req}/20$
	$t_{fi,req} > 20$ min	$k_0 = 1$
Faces protégées avec $t_{ch} > 20$ min	$t_{fi,req} < t_{ch}$	$k_0 = t_{fi,req}/t_{ch}$
	$t_{fi,req} > t_{ch}$	$k_0 = 1$

### II.5.5. Influence des propriétés physiques sur la vitesse de combustion du bois

Les analyses détaillées sur la résistance au feu ont prouvé que la vitesse de combustion caractérisée par une valeur moyenne sur toute la durée de l'essai varie avec les propriétés du matériau, en particulier la masse volumique et la teneur en eau qui induisent une variabilité maximale de 18 % sur les gammes attendues dans le dimensionnement [81]. En utilisant le modèle de conductivité thermique de l'EN-1995-1-2, Cachim & Franssens, 2010 [22] ont calculé la relation entre la masse volumique du bois et la vitesse de combustion représentée par la profondeur de carbonisation définie par l'isotherme à 300 °C. Pour les calculs de la profondeur de carbonisation à l'aide du modèle, le coefficient de transfert de chaleur par convection a été considéré comme étant de 9 W/m<sup>2</sup>K sur les surfaces non exposées et de 25 W/m<sup>2</sup>K sur les surfaces exposées avec la courbe standard temps-température, conformément à l'Eurocode 1.1-2 [44]. Dans cette étude, des masses volumiques de 200, 290, 450, 600, 800 et 1000 kg/m<sup>3</sup> ont été considérées pour une teneur en eau du bois constante de 12 % (Figure 50).

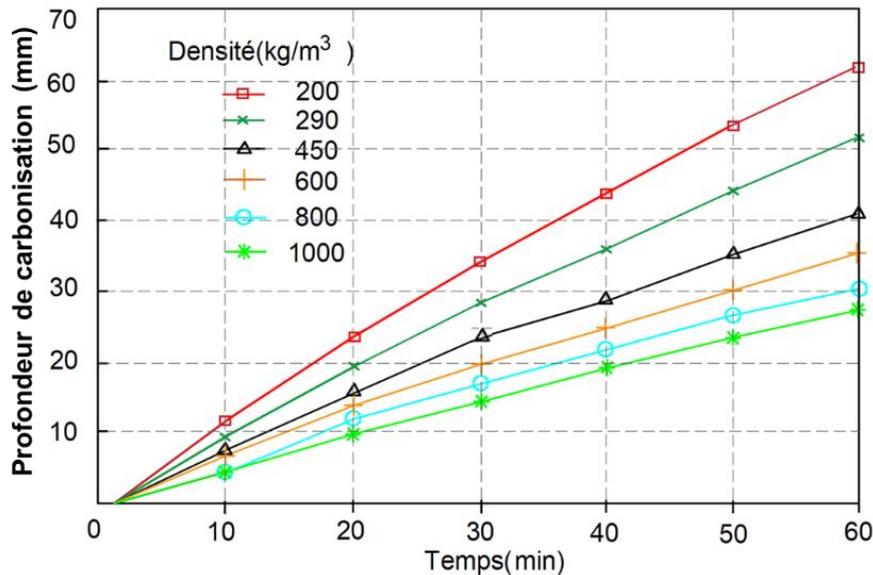
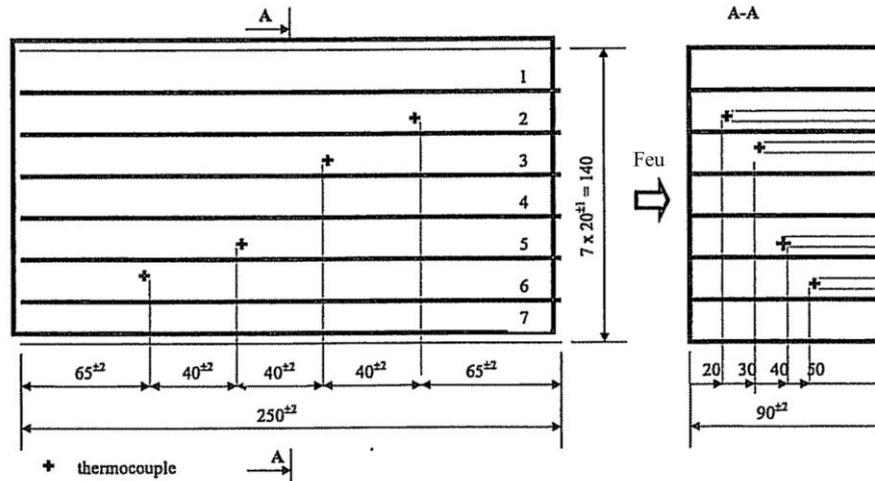


Figure 50: Évolution de la profondeur de carbonisation en fonction du temps pour plusieurs densités de bois – résultats de modélisation [21]

La vitesse de carbonisation résulte des recherches de Njankou et al., 2004 [110] et les vitesses de carbonisation calculés pour les mêmes essences des bois denses tropicaux sont présentées dans le **Tableau 8**. Vingt échantillons de sept essences tropicales avec une densité allant de 500 kg/m<sup>3</sup> pour le meranti à 1000 kg/m<sup>3</sup> pour l'azobé et trois espèces des pays tempérés (chêne, sapin, épicéa) ont été sélectionnés pour le test avec la dimension de 250 × 140 × 90 mm. Les mesures de température ont été prises au moyen de quatre thermocouples insérés à différentes profondeurs dans quatre stratifiés différents situés au milieu de chaque échantillon. La taille des échantillons a été déterminée

en fonction des dimensions d'ouverture verticale du four (1870×1700 mm) et du nombre d'échantillons nécessaires pour l'essai (**Figure 51**).



**Figure 51 : Taille de l'échantillon et position des thermocouples**

La carbonisation s'est produite dans la direction de 90 mm, perpendiculairement aux lamelles et au grain du bois. Quatre thermocouples ont été placés à quatre distances différentes de la surface exposée en insérant les fils à partir des surfaces non exposées des lamelles. Les thermocouples étaient de type J fer et cuivre-nickel avec un diamètre de fil de 0,50 mm. La masse volumique a un effet sur la vitesse de carbonisation, ce qui confirme les calculs de Cachim & Franssens, 2010 [22].

**Tableau 8: Vitesse de carbonisation pour différentes essences de bois de masses volumiques différentes [110]**

Essences du bois	Teneur en eau (%)	Densité (kg/m <sup>3</sup> )	Vitesse de carbonisation expérimentale (mm/min)
<b>Spruce (Pin Sylvestre)</b>	13	421	<b>0,71</b>
<b>Fir (sapin Douglas)</b>	9	480	<b>0,62</b>
<b>Oak (Chêne)</b>	10	557	<b>0,59</b>
<b>Azobé</b>	10	522	0,54
<b>Afzelia (Doussié)</b>	11	692	0,58
<b>Balau</b>	12	779	0,50
<b>Bilinga</b>	13	863	0,36
<b>Meranti</b>	13	923	0,49
<b>Merbau</b>	9	939	0,40
<b>Wengé</b>	13	1050	0,41

En utilisant une procédure d'élévation de la température standard (ISO-834), la norme australienne AS-1720.4 donne l'équation pour la vitesse de carbonisation théorique  $\beta$  (mm/min) en fonction de la masse volumique du bois [111]:

$$\beta = 0,4 + \left( \frac{280}{\rho_{12}} \right)^2 \quad (\text{Eq. II.64})$$

Où  $\rho_{12}$  est la masse volumique du bois à 12 % d'humidité ( $\text{kg/m}^3$ ).

Lors de la détermination de la section résiduelle efficace à des fins structurales, les normes EC5 et AS-1720.4 calculent une profondeur carbonisée efficace en ajoutant une épaisseur constante de 7 mm à la valeur calculée afin de prendre en compte la zone affectée par la chaleur.

La vitesse de combustion est alors proportionnelle à la densité du bois. White et al., 1988 [112] ont développé un modèle empirique pour la vitesse de carbonisation basé sur quatre tests sur des espèces de bois dur avec des ensembles étendus d'échantillons. Les espèces étaient l'érable dur, le peuplier jaune, le chêne rouge et le tilleul. La relation non linéaire suivante a été proposée :

$$t = h \cdot x_c^{1.23} \quad (\text{Eq. II.65})$$

Où :

t est le temps (min),

$x_c$  est la profondeur de carbonisation depuis la surface d'origine exposée au feu (mm),

h est une fonction dépendant de la densité, de la teneur en eau et de la classification du bois.

Lawson et al., 1952 ont testé des poutres en douglas pendant 29 minutes dans la condition de feu normalisé ISO-834 et ont trouvé une valeur moyenne de vitesse de carbonisation de 0,635 mm/min. L'évolution en fonction du temps n'a pas suivi une forme linéaire mais la forme décrite par l'équation (II.60).

$$\beta = 1,30 / t^{0,2} \quad (\text{Eq. II.66})$$

Où :  $\beta$  est la vitesse de carbonisation moyenne (mm/min)

t est le temps d'exposition au feu (min).

Njankouo et al., [110] ont adopté son propre modèle "ULg model" en travaillant sur l'évolution de la vitesse de carbonisation des bois présentés en **Tableau 8**. L'équation du modèle proposé est la suivante :

$$\beta = 0,60 - 0,10 \cdot \frac{\rho - 500}{300} > 0,40 \quad (\text{Eq. II.67})$$

Cachim & Franssen, 2010 [22] ont également proposé un modèle qui consiste à modifier la vitesse de carbonisation calculée pour du bois avec 12 % d'humidité et une densité de  $450 \text{ kg/m}^3$ . La vitesse de carbonisation,  $\beta_{p,w}$ , pour un bois avec une teneur en eau (w) et une densité à 12 % d'humidité,  $\rho_{12}$ , peut donc être obtenue à partir de  $\beta_{450,12}$  comme suit :

$$\beta_{p,w} = k_p k_w \beta_{450,12} \quad (\text{Eq. II.68})$$

$$k_p = \sqrt{\frac{450}{\rho_{12}}} \quad (\text{Eq. II.69})$$

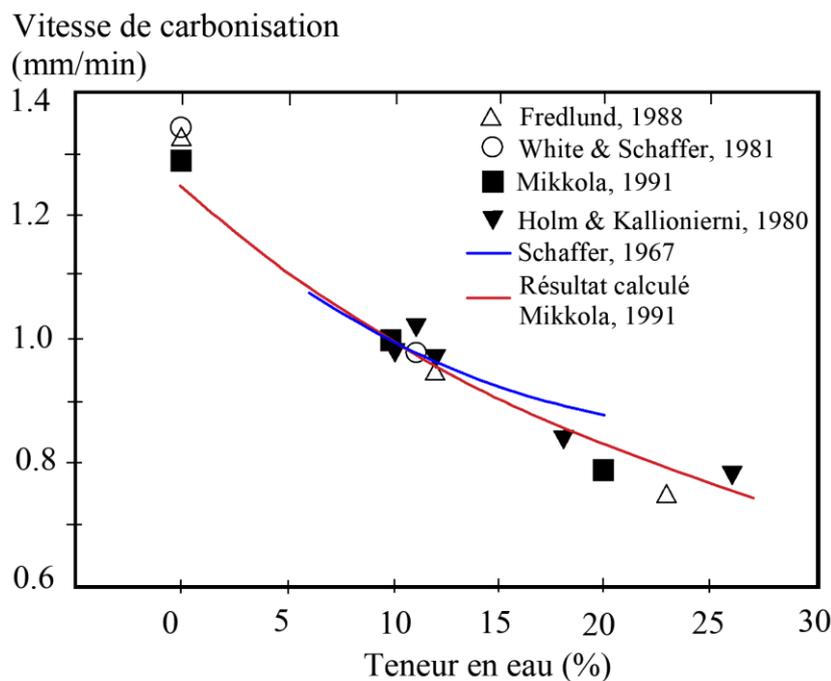
$$k_w = \left( \frac{1.12}{1+w} \right)^{1,5} \quad (\text{Eq. II.70})$$

Mikkola, 1991 [78] propose des mesures de vitesse de carbonisation effectuées en fonction de la teneur en humidité du bois épicéa et LVL – Lamibois ou Laminated Veneer Lumber. La teneur en eau du bois a varié entre 0 et 20 %. L'équation approximative obtenue pour le calcul de la vitesse de carbonisation en fonction de la teneur en eau  $w$  est considérée comme suit :

$$\beta = 1 / (1 + 2,5.w) \quad (\text{Eq. II.71})$$

Les résultats expérimentaux et la courbe estimée selon l'équation (Eq. II.71) ainsi que certains résultats trouvés dans la littérature sont présentés dans la **Figure 52**.

Les résultats de Fredlund, 1988 [87] sont obtenus sur les échantillons d'épicéa où les essais sont réalisés avec un flux de chaleur constant. Les autres résultats proviennent de tests selon l'essai au feu normalisé ISO-834 [113] ou des procédures similaires [114]. Les données de Schaffer, 1967 sont présentées par la courbe en bleue présentée dans la **Figure 52**.



**Figure 52:** Vitesse de carbonisation relative en fonction de la teneur en eau avec le résultat calculé par Mikkola et les résultats expérimentaux [78]

Les vitesses de carbonisation à différentes teneurs en eau (0, 8, 10 et 20 %) dans le calorimètre à cône sont données dans le **Tableau 9**. La précision des résultats est de  $\pm 0,04$  mm/min pour l'ensemble des essais sauf pour le panneau de fibres où elle est de  $\pm 0,1$  mm/min.

**Tableau 9 : Vitesse de carbonisation à différentes teneurs en eau avec un flux thermique externe de 50 kW/m<sup>2</sup>**

Essence du bois/ produit	Teneur en eau (%)			
	0 %	8 %	10 %	20 %
<b>Pin</b>	1,11		0,80	
<b>Epicéa</b>	1,06		0,80	0,60
<b>LVL</b>	1,05		0,82	0,68
<b>Contreplaqué</b>	1,44	1,14		
<b>Panneau de particules</b>	1,10	0,97		
<b>Panneau de fibres de bois</b>	2,40	1,80		

Pour des feux naturels (ou feux paramétriques), les études réalisées à flux constant se traduisent par une relation de la forme (Eq. II.72) [78]:

$$\beta = 8,8 \cdot \frac{q}{\rho} \quad (\text{Eq. II.72})$$

Avec  $q$  : le flux de chaleur en kW/m<sup>2</sup> ;  $\rho$  : la masse volumique du bois,

## II.6. Mesure de la température dans le bois exposé au feu

Il existe différents types de thermocouples pour différentes applications. L'influence de la taille du thermocouple est un facteur notable. Jusqu'à présent, l'accent a été mis sur une taille de thermocouple standard de 1/16e de pouce (environ 1,5 mm) de diamètre.

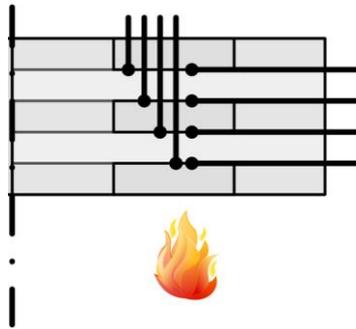
Dans les essais et la recherche sur les incendies, les thermocouples de type K sont de loin les plus courants en raison de leur large plage de température, qui supporte une atmosphère oxydante. Toutefois, à des températures supérieures à 800 °C, une oxydation peut se produire, entraînant des erreurs de mesure importantes. Les thermocouples peuvent également vieillir en cas d'utilisation prolongée à des températures supérieures à 500 °C et doivent donc, dans ce cas, être étalonnés toutes les 20 heures d'utilisation environ [115]. Selon les normes internationales pour les essais de résistance au feu des fours, ISO-834 et EN 1363-1, les thermocouples ne peuvent pas être utilisés pour plus de 50 essais [50].

### II.6.1. Influence de la position des thermocouples dans le bois

Schmid et al., [116] montrent que pour une même profondeur, les mesures de température varient fortement selon le type de thermocouple utilisé et le mode d'installation. Pour limiter les erreurs de mesure de température dans les matériaux peu conducteurs, les documents d'orientation recommandent d'installer les thermocouples (TC) parallèlement aux isothermes (Brewer, 2002 [117], Kempna & Republic, 2021 [118], Beck, 1962 [119]).

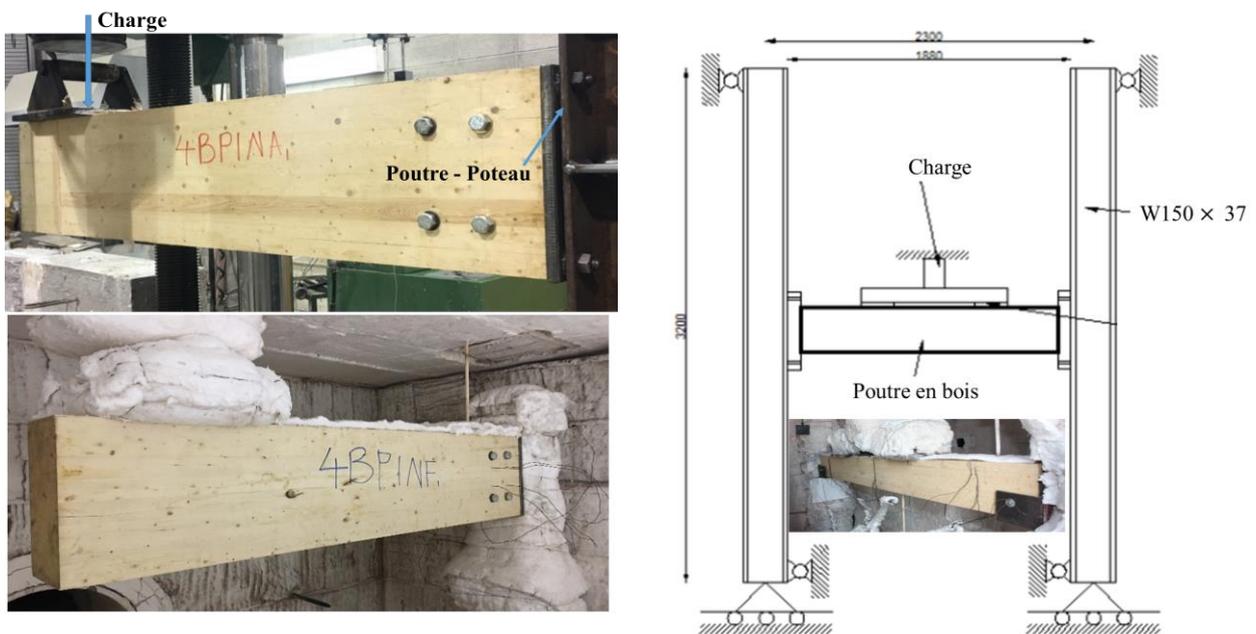
Les études existantes ont montré que la convection n'affectait pas (ou ne se produisait pas) dans les configurations habituelles avec des profondeurs de forage nettement supérieures au volume ouvert

entre la surface du trou et le TC. Pour le bois, Fahrni et al., 2018 [120] recommandent d'introduire les thermocouples parallèlement aux isothermes de température, pour éviter de sous-estimer les vitesses de carbonisation (**Figure 53**).



**Figure 53: Instrumentation de CLT (Fahrni et al., 2018 [120])**

Pour les essais sur des poutres et des poteaux en bois, des thermocouples sont généralement disposés sur la surface exposée au feu de l'échantillon pour mesurer la vitesse de combustion du bois comme dans l'étude d'Owusu, 2019 [121], Boadi, 2015 [122] (**Figure 54**), Akotuah et al., 2017 [123] où des thermocouples ont été insérés à différentes profondeurs de la section de poutre. Dans le test de Gardner & Syme, 1994 [124] les thermocouples sont disposés sur la direction tangentielle de la section du bois lamellé-collé.



**Figure 54: Configuration de l'essai de résistance au feu: Direction radiale (face exposée) [121], [122]**

Pour les essais sur CLT (Bois lamellé croisé), LVL (Lamibois) et BLC (Bois lamellé-collé), l'installation des thermocouples se fait avant le collage des éléments en bois. Ainsi, ils sont placés à l'intérieur du bois sur la surface non exposée comme dans les études expérimentales de Zöllig et al [125] (**Figure 55a**), Osborne & Dagenais [126] avec l'expérience sur la résistance au feu des panneaux muraux CLT, Andersen [127] pour le poteau BLC et Kinjo [128] pour les poutres LVL (**Figure 55b**).

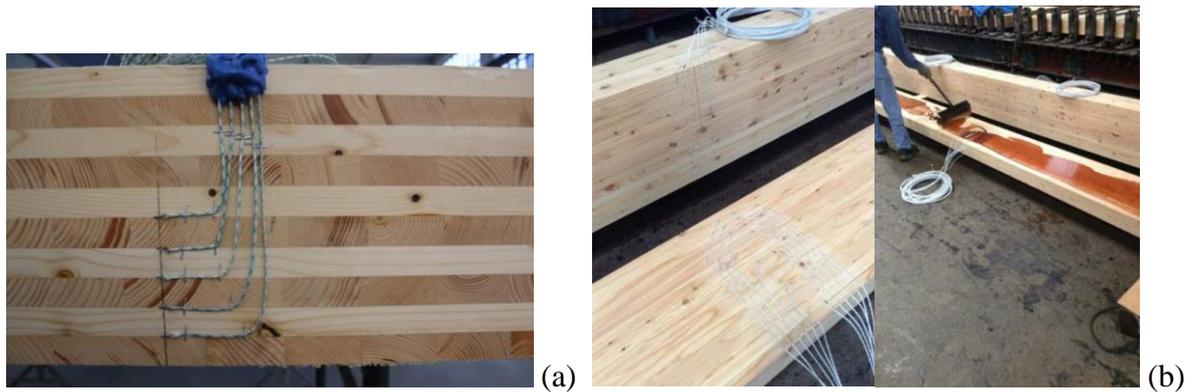


Figure 55: Placement du thermocouple sur la face non exposée CLT (a) [125], BLC (b) [128]

### II.6.2. Influence du type de thermocouple

La précision de la mesure est cependant très difficile à garantir car les sources d'erreurs sont importantes selon Schmid et al., 2018 [116] : type de thermocouple utilisé (gainé ou soudé), taille, implantation exacte, orientation par rapport aux isothermes, dissipation thermique avec le thermocouple, contact incomplet avec l'échantillon.

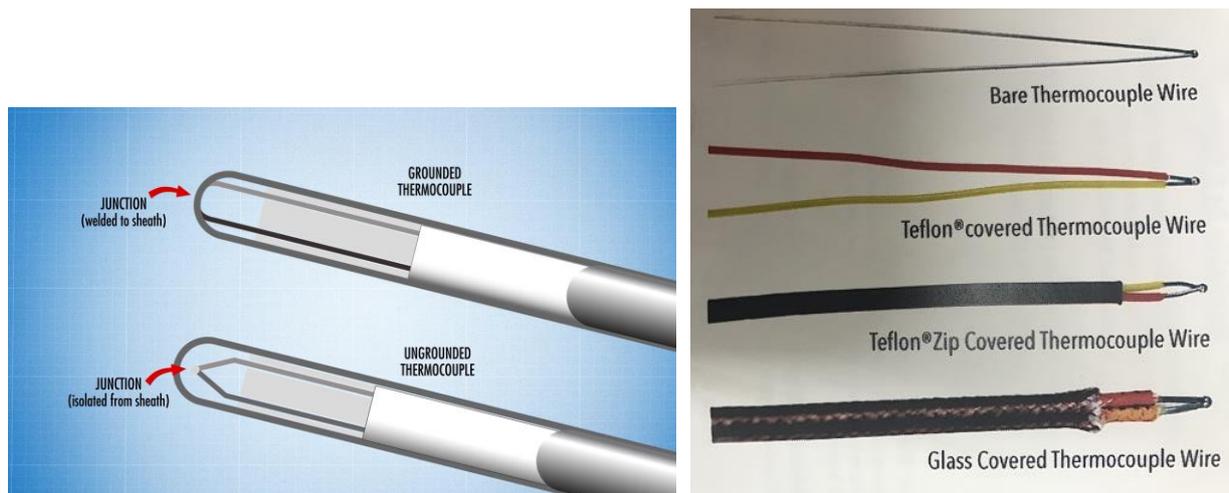


Figure 56: Sheathed thermocouple (Thermocouple gainé) et Wire thermocouple (thermocouple soudé)

Il y a deux types de thermocouples utilisés pour mesurer la température des matériaux (thermocouple gainé et soudé), surtout pour le bois comme représenté dans la **Figure 56**.

Fahrni et al., 2018 [120] ont mené une étude comparative sur la mesure de température interne de panneaux de bois de CLT soumis à la courbe feu ISO-834. Pour une même profondeur, les évolutions de température varient fortement en fonction du type de thermocouple utilisé et du mode d'implantation. Les thermocouples gainés enregistrent des valeurs inférieures à celles des thermocouples non gainés. Les thermocouples sont généralement placés dans les échantillons en forant des trous parallèles au flux de chaleur, c'est-à-dire perpendiculaires à la surface du bois exposée. Ce mode d'implantation par perçage est certes simple pour la mise en œuvre mais moins précis que l'insertion par usinage du bois. En effet, dans le bois, il est difficile de percer des trous de petit diamètre à grande profondeur (du fait de la fragilité mécanique du foret due à sa petite taille et de la forte hétérogénéité du bois (nœuds, cernes de croissance)).

## II.7. Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons présenté les propriétés thermomécaniques principales du bois à la température ambiante et à haute température. Sous actions thermiques, les propriétés thermophysiques du bois varient en fonction de la température comme : la masse volumique, la conductivité thermique et la chaleur massique. Les caractéristiques mécaniques du bois sont influencées par l'essence, l'humidité du bois et la température. La vitesse de carbonisation du bois est un des sujets très importants pour apprécier les comportements du bois au feu. La mesure de la température au sein d'un échantillon de bois en cours de dégradation s'avère être très complexe tant les facteurs à prendre en compte sont nombreux. Cependant, avec la mesure de la couche de carbonisation après l'expérience à l'endroit où les thermocouples ont été placés permet de comparer avec les mesures de température. Il s'agit d'une méthode efficace pour évaluer avec précision la vitesse de carbonisation du bois et confirmer l'emplacement des thermocouples qui donne les résultats les plus fiables. Cette méthode sera présentée dans la partie 2 de ce mémoire avec une étude expérimentale sur les mesures de température dans le bois par des thermocouples K.

Le chapitre III présente les essais expérimentaux au feu, réalisés dans la présente thèse, avec des tronçons de poutres mixtes acier-bois.

## **Partie 2 : Équipements d'essai et Résultats expérimentaux**

## Chapitre III : Protection au feu des profilés métalliques par le bois

### Sommaire

III.1. Introduction.....	71
III.2. Equipements d'essais.....	73
III.2.1. Conception du four .....	73
III.2.2. Pyromètre à plaque du four.....	75
III.2.3. Courbe de feu ISO-834 et essai du four vide.....	77
III.3. Mesures des caractéristiques physiques.....	79
III.3.1. Essences du bois et masse volumique.....	79
III.3.2. Humidité .....	79
III.3.3. Détermination de la conductivité thermique des échantillons .....	80
III.4. Résultats expérimentaux de la première campagne d'essais .....	82
III.4.1. Éprouvettes de la 1ère campagne.....	82
III.4.2. Résultats des essais avec des profilés métalliques non protégés.....	86
III.4.3. Résultats des essais avec des profilés métalliques protégés.....	88
III.4.3.1. Présentation générale .....	88
III.4.3.2. Essais au feu des poutres mixtes avec l'acier partiellement protégé .....	88
III.4.3.2.1. PRS en I240 protégé par le douglas.....	88
III.4.3.2.2. T230 protégé par le douglas .....	90
III.4.3.2.3. T230 protégé par le pin.....	92
III.4.3.2.4. IPE200 protégé par le sapin.....	94
III.4.3.3. Essais au feu des poutres mixtes avec l'acier totalement protégé .....	96
III.4.3.3.1. PRS 140 totalement protégé par le pin .....	96
III.4.3.3.2. IPE 140 totalement protégé par le BLC.....	98
III.4.3.3.3. IPE 140 totalement protégé par le peuplier .....	100
III.4.3.3.4. IPE 140 totalement protégé par le douglas .....	102
III.4.3.3.5. IPE 200 totalement protégé par la peinture intumescente .....	104
III.4.3.4. Vitesse de carbonisation .....	108
III.5. Conclusion .....	110

### III.1. Introduction

La première campagne d'essais est présentée dans ce chapitre, en prenant en compte différentes configurations de poutres en acier protégées par le bois et la peinture intumescente. L'objectif de ces essais est d'observer l'échauffement de la surface du profilé en acier ainsi que la progression de la température dans l'épaisseur du bois. Les résultats expérimentaux permettent de comparer les différentes configurations au regard de l'efficacité de la protection par le bois des profilés métalliques. Ils servent également à valider un modèle numérique permettant de simuler l'échauffement des sections hybrides acier-bois.

Deux configurations ont été proposées en utilisant des profilés totalement ou partiellement enrobés. Il s'agit ici d'évaluer l'efficacité de chaque configuration à retarder l'échauffement de la poutre en acier.

Tout d'abord, nous présentons l'organigramme de la première campagne d'essai, le four, les équipements et les matériaux nécessaires pour la réalisation de ces essais. Ensuite, les échantillons de bois utilisés dans cette campagne vont être caractérisés afin d'obtenir leurs propriétés thermophysiques. Il s'agit de la teneur en eau, de la conductivité thermique et de la masse volumique. Enfin, nous présentons nos essais expérimentaux selon deux catégories ; deux essais au feu dans la catégorie des poutres métalliques sans protection et huit essais au feu dans la catégorie des poutres protégées par le bois et la peinture intumescente. La peinture intumescente fait partie des solutions envisageables pour protéger les structures métalliques dans le cas d'un incendie.

Au cours de la première campagne d'essais, nous avons réalisé des tests sur différents types de bois, tels que le douglas, le pin, le sapin et le lamellé-collé. Nous avons également testé différentes configurations en exposant 3 ou 4 faces des échantillons bois au feu.

Les essais de la première campagne ont été menés sur des profilés en acier IPE ainsi que sur des sections mixtes acier-bois. Les poutres en acier et les sections mixtes sont constituées de profilés métalliques soudés de nuance S275, équivalents aux poutres standards IPE 140, IPE 200, IPE 240 et T230. La **Figure 57** représente 10 essais de la campagne d'essais n°1.

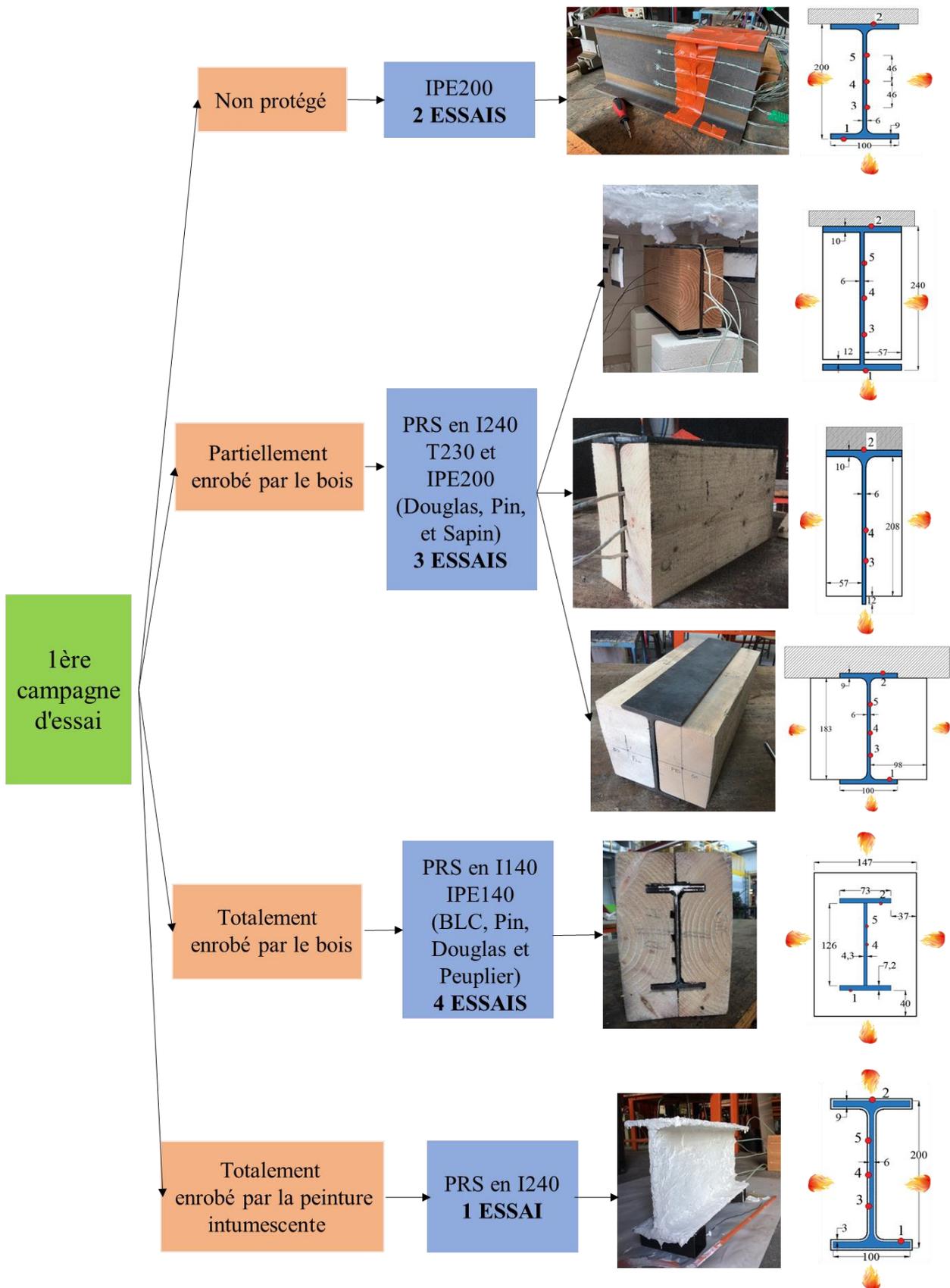


Figure 57: Organigramme de la campagne d'essais n°1

## III.2. Equipements d'essais

### III.2.1. Conception du four

Nous disposons d'un four expérimental qui, avec toute sa structure mesure environ 1 mètre de largeur, 1 mètre de profondeur et 2 mètres de hauteur et pèse environ 300 kg (**Figure 58a**). L'espace dans le four permet de poser des échantillons jusqu'à 600 mm de longueur. Les dimensions intérieures du four sont de  $b \times h \times l = 660 \times 660 \times 660$  mm. Ce four a été conçu et fabriqué au département MT2E à l'IUT Montluçon. Il est équipé de 2 brûleurs fioul ayant chacun une puissance de 29 kW à 35 kW. La brique réfractaire est utilisée dans ce four pour construire la sole et la cheminée (**Figure 58b**).

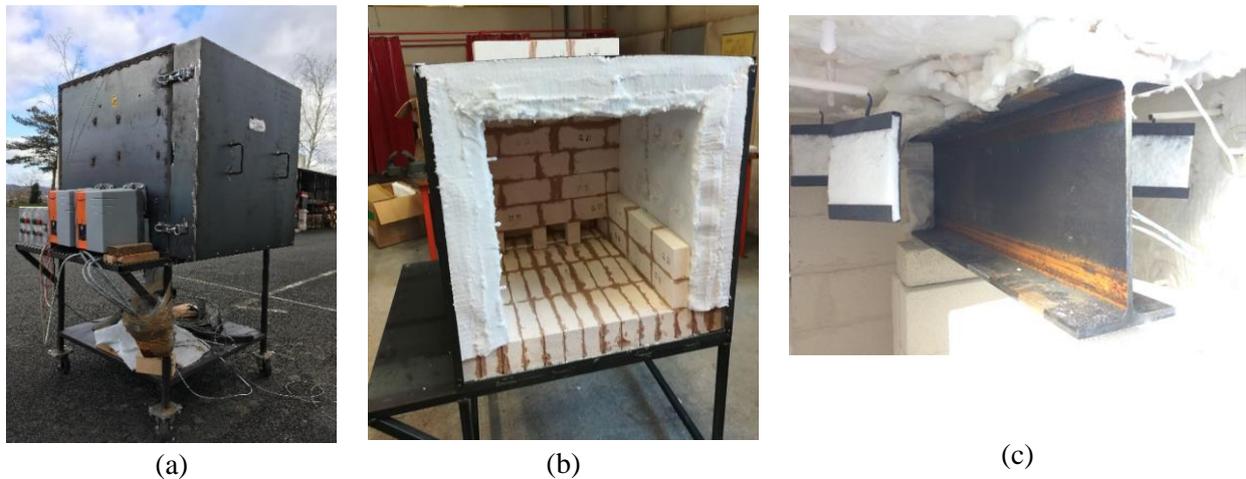


Figure 58: Compositions du four à fioul

Lors de la conception du four, les matériaux ont été choisis avec une faible conductivité thermique afin d'éviter la propagation de la chaleur à travers l'enveloppe du four et de limiter ainsi les pertes de chaleur. Il est constitué de briques réfractaires, de tôle en acier et d'isolant Superwool BLANKET pouvant résister à une température extrême allant jusqu'à 1100 °C, avec une bonne stabilité thermique. L'isolant Superwool BLANKET est utilisé pour couvrir les autres faces du four (**Figure 58b**). Le **Tableau 10** représente les différentes valeurs caractérisant les matériaux utilisés dans la fabrication du four.

Tableau 10: Caractéristiques des matériaux isolants

Matériaux	Conductivité thermique (W/m.K)	Masse volumique(kg/m <sup>3</sup> )	Résistance au feu	Classe au feu
Superwool BLANKET	0,05 (à 200 °C) To 0,42 (à 1000 °C)	64÷128	Incombustible	A1
Calcium silicate plate	0,09	500	Incombustible	A1
Briques réfractaires légères	0,32 (à 1000 °C)	430	Incombustible	A1
Tôles en acier	-	7 800	Incombustible	
Tubes carrés		7 800	Incombustible	
Tiges en céramique			Incombustible	A1

Le four a été conçu dans le but de réaliser des essais à hautes températures sur des éprouvettes en métal, en bois ou d'autres matériaux de construction. Les positions des échantillons sont montrés dans la section verticale A-A du four (**Figure 59.c**). Le four doit être capable de reproduire la courbe ISO-834 représentant l'élévation de la température en fonction du temps sur une durée de 60 à 90 minutes.

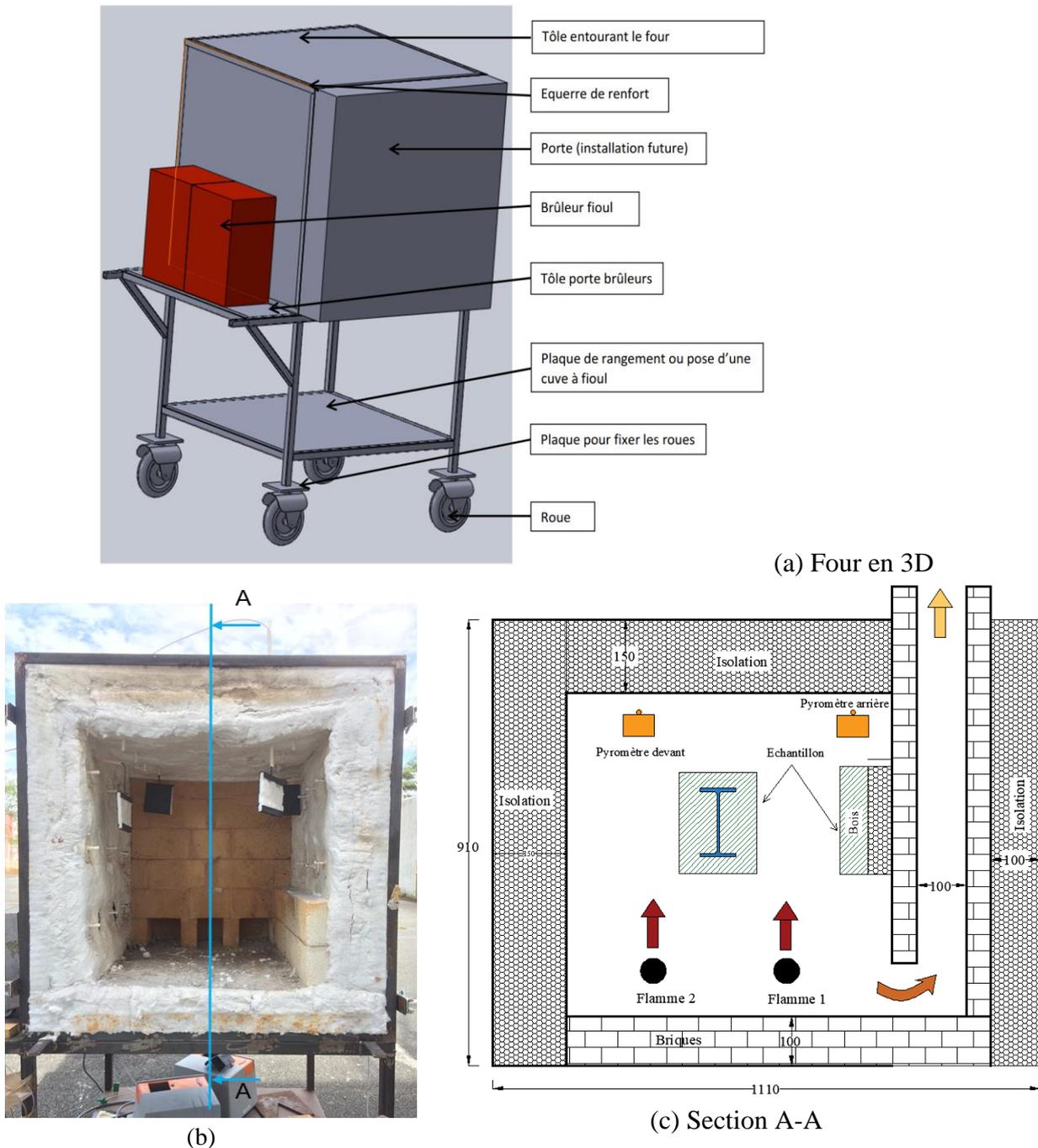


Figure 59: Composition du four

Le four a été conçu pour permettre la réalisation d'essais conformément aux exigences générales EN 1363-1, 2013 [129] décrivant les spécifications de base applicables à tous les essais. Le four d'essai est prévu pour utiliser des fiouls et il doit être capable :

- a) de chauffer des éléments de séparation verticaux ou horizontaux sur une face ;

- b) de chauffer des montants sur tous les côtés ;
- c) de chauffer des murs sur plusieurs côtés ;
- d) de chauffer des poutres sur trois ou quatre côtés, suivant le cas.

L'épaisseur des matériaux de revêtement doit être au moins égale à 50 mm et constituer au moins 70 % de la surface exposée intérieure du four. La cheminée que nous avons évoquée dans la présentation du four a été conçue afin d'évacuer les fumées générées pendant le test. Elle est constituée de deux murs de briques montés en hauteur avec un petit espace entre les deux. Nous avons laissé les espaces d'évacuation entre les briques au niveau de la partie inférieure de la cheminée pour garder au maximum la chaleur à l'intérieur du four. Ces ouvertures obligent les fumées à ne pas sortir directement par la partie supérieure du four, ce qui créerait de fortes déperditions. L'ouverture laisserait la chaleur sortir trop tôt dans le cas des ouvertures mises en haut. De plus, les fumées sortiraient avec une température élevée.

### III.2.2. Pyromètre à plaque du four

La température dans le four est mesurée par des pyromètres à plaque aux 4 coins du four (**Figure 59.b**). Ils sont constitués d'une structure en tôle pliée (bande d'alliage de nickel de  $(0,7 \pm 0,1)$  mm d'épaisseur), sur laquelle est fixé un thermocouple chemisé de type K (de 1 à 3 mm de diamètre). Le pyromètre à plaque a pour objectif d'éviter de fausser les mesures notamment à cause du rayonnement. En pratique, les températures du four mesurées avec un thermocouple chemisé et un pyromètre à plaque sont sensiblement les mêmes. Il y a seulement un retard au début de la montée en température dans le four sur les mesures effectuées du même côté du four avec un pyromètre à plaque et un thermocouple chemisé (Saulnier, 2022 [130]).

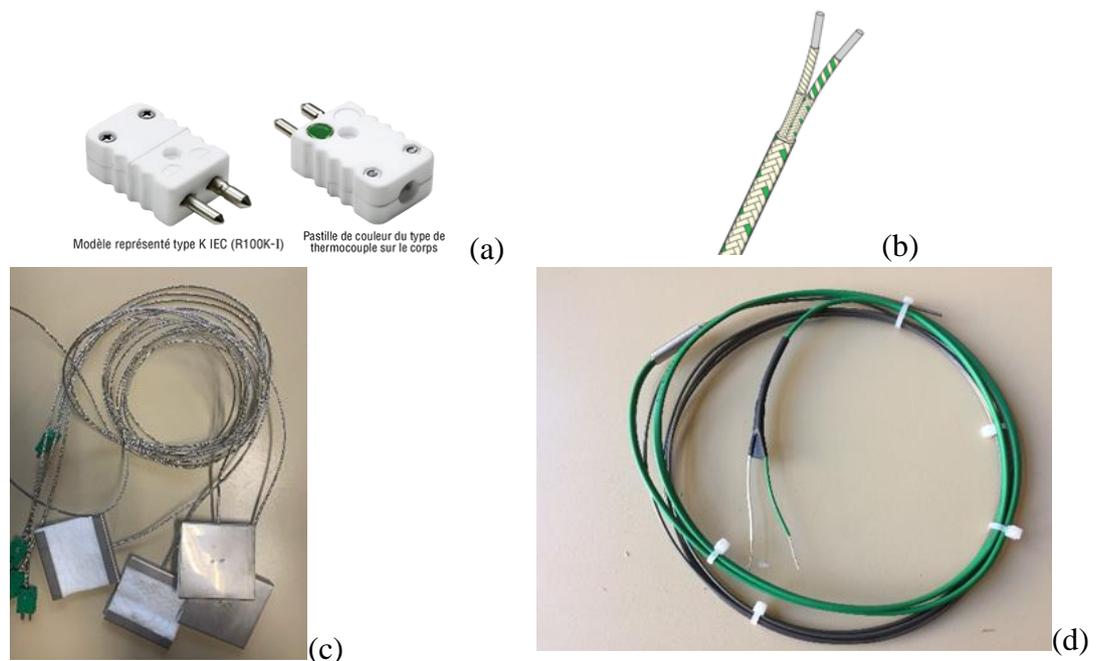
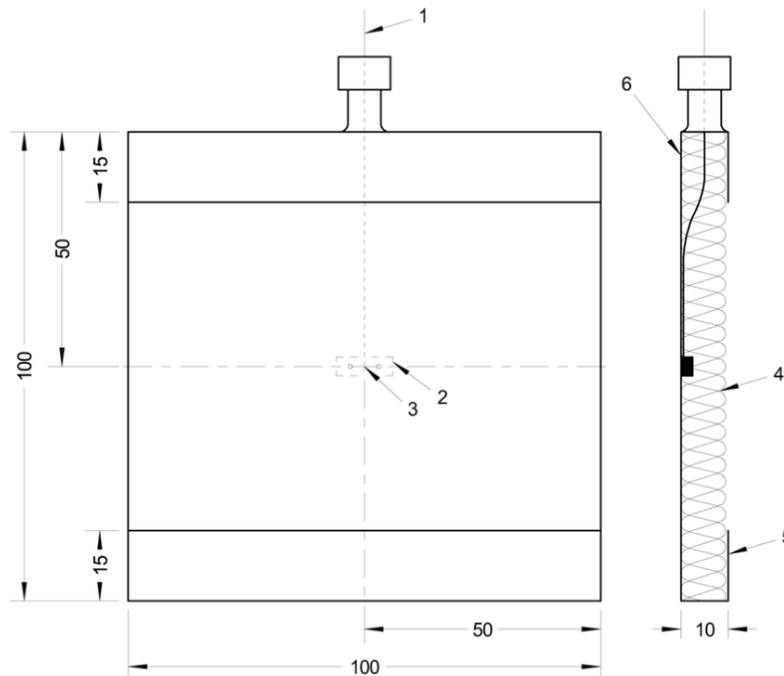


Figure 60 : Couples thermoélectriques (a), Thermocouple KX (b), Pyromètres (c), et Thermocouples K (d)

La jonction chaude du thermocouple est fixée au centre géométrique de la plaque avec une petite bande du même matériau que la plaque. La bande peut être soudée sur la plaque ou vissée afin de faciliter le changement de thermocouple. Nous utilisons une bande de métal de dimensions approximatives 18 mm par 6 mm sur laquelle le thermocouple est soudé par point. Le niveau de précision à respecter pour ces thermocouples est de  $\pm 15$  °C.

Les pyromètres sont fabriqués sur place au laboratoire selon la norme NF-EN-1363-1 [129] (**Figure 60c, Figure 61**).

Avant la première utilisation des pyromètres à plaque, la structure métallique pliée doit être vieillie par immersion dans un four préchauffé à 1000 °C pendant 1 h, ou par exposition au feu pendant 90 minutes dans un four suivant la courbe température-temps normalisée. Dans le cas où un pyromètre à plaque est utilisé plusieurs fois, il faut tenir un registre de son utilisation en indiquant chaque fois les vérifications effectuées et la durée de son utilisation. La partie thermocouple et le tampon isolant sont remplacés au bout de 50 h d'exposition dans le four.



Légende :

- 1 - thermocouple isolé sous gaine
- 2 - soudure par point ou bande en acier vissée
- 3 - soudure chaude
- 4 - tampon en matériau isolant (orienté vers l'élément d'essai)
- 5 - bande en alliage à base de nickel ( $0,7 \pm 0,1$ ) mm d'épaisseur.
- 6 - tôle pliée

**Figure 61: Dimensions de pyromètre selon la norme NF-EN-1363-1 [129]**

Dans nos essais, les thermocouples de type K, gaine acier réfractaire AISI 310 (1100 °C) ont été utilisés pour mesurer la température dans le bois (**Figure 60a, d**). Pour la mesure de la température de l'acier, nous utilisons les câbles d'extension type KX – gainés en soie de verre, mono brin de 1,29 mm. Les thermocouples sont soudés directement sur l'acier (**Figure 62a**) comme précisé dans

les travaux de Bardon, 1998 [52] grâce à un poste de soudure par point (deux soudures sur l'acier). Une des solutions adaptées consistait à placer un thermocouple à gaine acier (une soudure sur le thermocouple) dans un trou pratiqué sur l'IPE au point de mesure et fixé par des brides (**Figure 62b**).

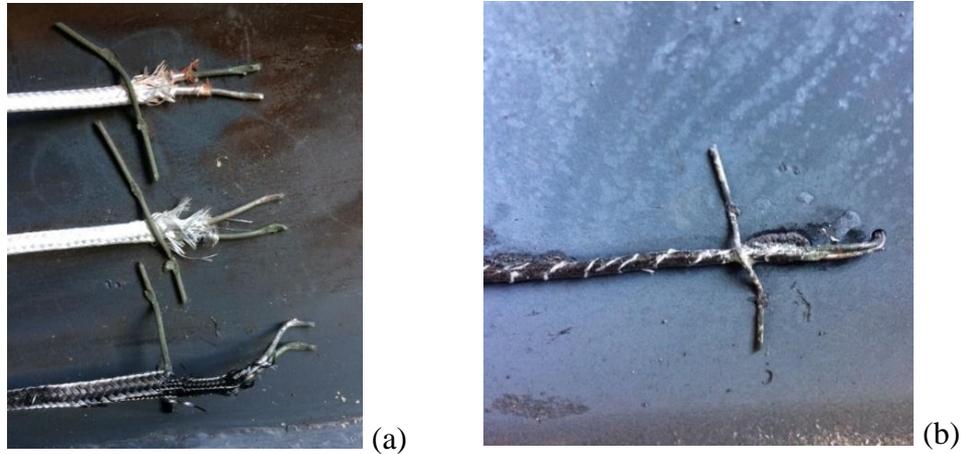


Figure 62: Deux solutions pour mesurer la température sur l'acier

### III.2.3. Courbe de feu ISO-834 et essai du four vide

Le premier test a été réalisé avec un four vide, sans aucun échantillon. Le test effectué visait à évaluer la capacité du four à reproduire la courbe de feu ISO-834, 1999 [131]. La moyenne des températures mesurées du four avec des pyromètres pendant le test est comparée à la courbe standard ISO-834. La température du four a été mesurée avec 4 pyromètres. La température mesurée dans le four était uniforme. Les résultats obtenus sont comparés aux températures de la courbe de feu normalisé ISO-834 (**Figure 63**).

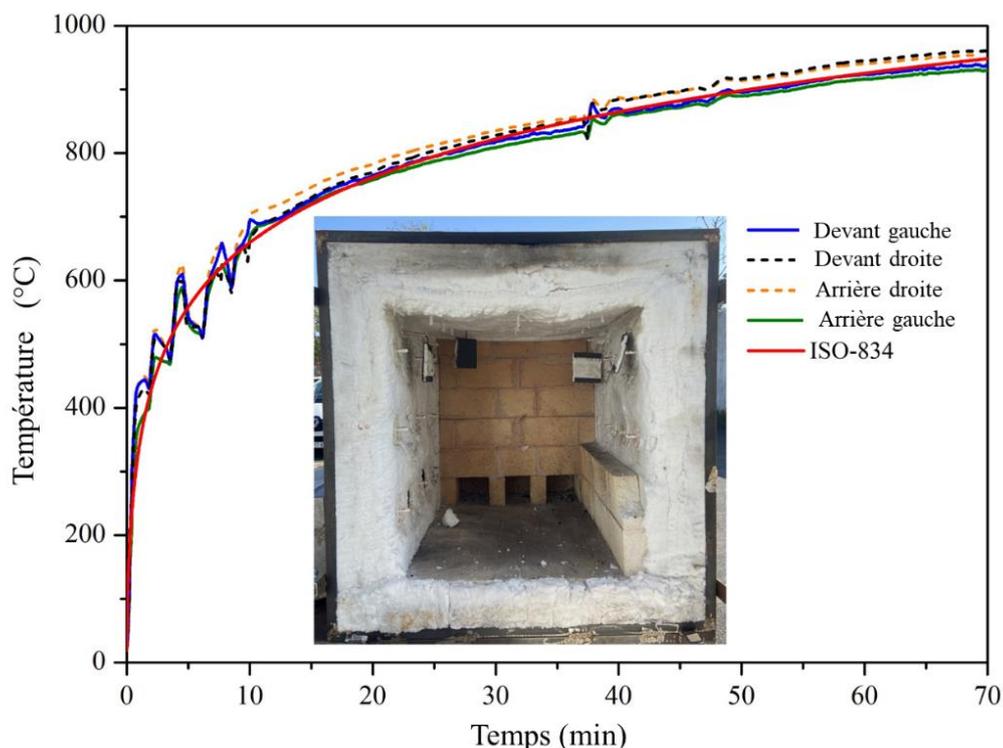


Figure 63: Courbe de feu normalisé ISO-834 et température mesurée du four

Les résultats montrent que la plupart de nos courbes sont proches de la courbe ISO feu de cette norme. Nous observons, toutefois, de petites oscillations. Nous supposons que ces oscillations se sont produites en raison de l'inflammation de la fumée dans la partie supérieure du four.

Les résultats obtenus montrent que le four fabriqué est capable de reproduire une montée de température selon la norme ISO-834. Nous pouvons donc l'utiliser, avec confiance, pour tester les différentes configurations acier-bois que nous avons prévues de tester.

Comme nous l'avons déjà évoqué, la première campagne consiste à réaliser des tests sur des poutres en acier non protégées en I ou en T et des poutres en acier protégées par deux structures en bois sous forme de poutres comme montré dans le plan du four (**Figure 64a**). L'échantillon est placé sur des supports fixes qui sont des briques réfractaires. Ces supports garantissent que l'échantillon se trouve à mi-hauteur du four pour éviter le contact direct avec les flammes. Les échantillons utilisés dans les tests n°1 et n°3 (**Tableau 14**) ont été mis au fond du four et isolés aux deux extrémités comme illustré à la **Figure 64b**. Les échantillons de poutres mixtes seront exposés alternativement sur 3 faces et 4 faces selon les configurations (poutre ou poteau). Les deux flammes mentionnées à la **Figure 64** correspondent aux brûleurs, une positionnée en arrière (flamme 1) et une autre positionnée à l'avant (flamme 2). Cette dénomination des brûleurs est utilisée en section III.5 pour la présentation des résultats expérimentaux.

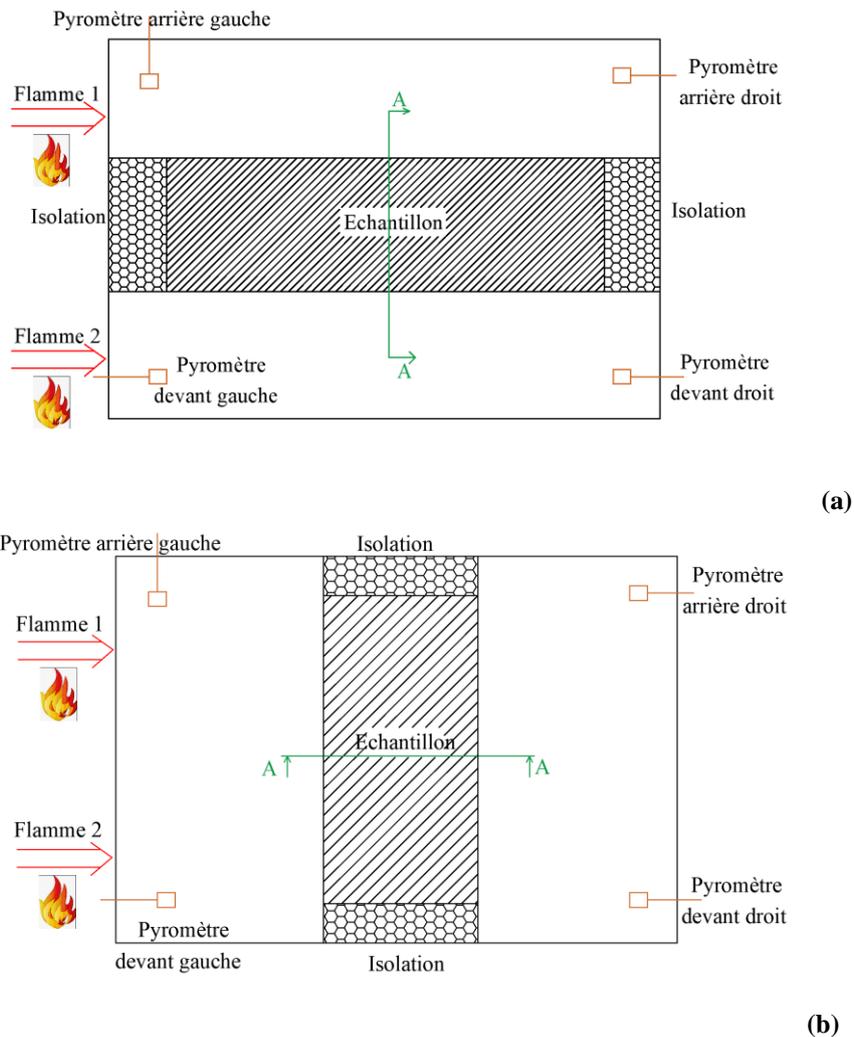
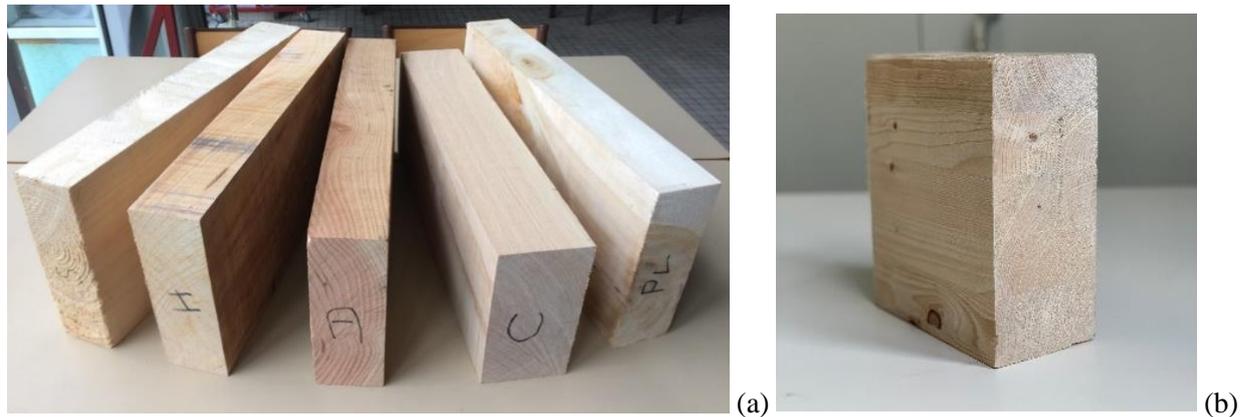


Figure 64 : Plan du four (vue de dessus) avec l'échantillon

### III.3. Mesures des caractéristiques physiques

#### III.3.1. Essences du bois et masse volumique

Les bois utilisés sont de deux différentes essences : résineux et feuillus (**Figure 65a**) et bois lamellé collé (BLC) (**Figure 65b**). Avant de commencer les essais, nous avons déterminé les caractéristiques physiques de chaque espèce comme : la teneur en eau, la masse volumique, et la conductivité thermique. Ces données sont importantes dans la phase de simulation numérique.



**Figure 65: Éléments en bois testés : (a) Bois massif, (b) Bois lamellé collé**

La masse volumique désigne le quotient de la masse  $m_0$ [kg] du matériau bois rapportée au volume initial  $v_0$  ( $m^3$ ). Sa valeur de référence  $\rho_0$  ( $kg/m^3$ ) est prise égale à :  $\rho_0 = m_0 / v_0$

Le **Tableau 11** présente les résultats des calculs de la masse volumique de nos échantillons de bois aux conditions ambiantes.

**Tableau 11: Masse volumique des bois utilisés dans les essais au feu**

Type de bois	Longueur L (mm)	Largeur b (mm)	Hauteur (mm)	$m_0$ (g)	Masse volumique moyenne $\rho$ ( $kg/m^3$ )
<b>Douglas 1</b>	399	47	179	1575,3	<b>469,3</b>
<b>Pin</b>	401	58	224	1719,3	<b>330,0</b>
<b>BLC</b>	356	87	174	2616,8	<b>485,6</b>
<b>Douglas 2</b>	500	76	213	4619,7	<b>570,7</b>
<b>Peuplier</b>	500	73	225	6340,2	<b>772,1</b>
<b>Sapin 1</b>	398	98	186	3153,3	<b>434,6</b>
<b>Sapin 2</b>	500	75	227	4306,1	<b>505,8</b>

#### III.3.2. Humidité

La mesure a été réalisée avec une étuve et une balance de précision (**Figure 66**). L'étuve est réglée pour assurer une libre circulation interne de l'air et maintenir une température de  $103 \pm 2$  °C. L'échantillon est pesé dans un premier temps et sa masse  $m_1$  est déterminée à l'aide d'une balance avec une précision de  $\pm 0.01$  g. L'échantillon est ensuite introduit dans l'étuve. Nous le sortons chaque deux heures et c'est ainsi que les masses  $m_2, m_3, m_n$  sont déterminées. Les mesures s'arrêtent

quand la variation de la masse est inférieure à 0,1 %. Les résultats obtenus sont présentés dans le **Tableau 12**.



Figure 66: Etuve « FIRLABO »

Tableau 12 : L'humidité du bois selon la norme EN 13183-1-2002

Poids en (g) Type de bois	m <sub>1</sub>	m <sub>2</sub>	m <sub>3</sub>	m <sub>4</sub>	m <sub>5</sub>	m <sub>0</sub>	Humidités (%)
Douglas 1	1275,5	1186,4	1184,0	1180,4	1178,6	1177,6	8,3 %
Pin	924,8	848,7	846,4	844,8	844,5	838,9	10,2 %
BLC	2342,9	2231,1	2198,2	2145,2	2141,2	2139,2	9,5 %
Douglas 2	229,4	215,1	208,9	206,5	206,0	205,8	11,5 %
Chêne	307,8	294,0	284,7	279,3	275,0	274,7	12 %
Peuplier	154,7	143,6	140,3	139,4	139,3	139,2	11,5 %

La teneur en eau du bois a une corrélation importante avec l'humidité relative de l'ambiance. La teneur en eau  $\omega$  est exprimée en pourcentage de la masse (masse initiale - masse anhydre), en utilisant la formule :

$$\omega = \frac{m_1 - m_0}{m_0} \times 100 \quad (\text{Eq. II.73}) \quad \begin{array}{l} m_1 \text{ masse initiale} \\ m_0 \text{ masse anhydre} \end{array}$$

Les échantillons de bois seul présentés au **Chapitre IV** sont mesurés avec la même méthode pour obtenir leurs masses volumiques et teneur en eau avant les essais au feu.

### III.3.3. Détermination de la conductivité thermique des échantillons

Nous avons utilisé un conductimètre à fil chaud qui permet de mesurer la conductivité du bois à température ambiante (**Figure 67**). La technique du fil chaud est la méthode transitoire classique de mesure de la conductivité thermique des matériaux isolants moyennement conducteurs. Le principe de cette sonde à chocs est de produire localement un échauffement faible du matériau (quelques degrés au-dessus de l'échantillon) et de mesurer cette élévation de température au cours du temps (durée de quelques minutes). Par un traitement mathématique de ce signal intégré dans le logiciel fourni, l'identification de la conductivité thermique est réalisée. Ce principe de sonde et de dispositif a été développé par le CSTB (Centre Scientifique et Technique du Bâtiment). Il dérive également de la norme ASTM D5930-97 et de la recommandation RILEM AAC 11-3. Cette sonde de fil chaud peut mesurer une conductivité thermique de 0,02 à 5 W/m.K. La précision des mesures par cette méthode est de 5 %.

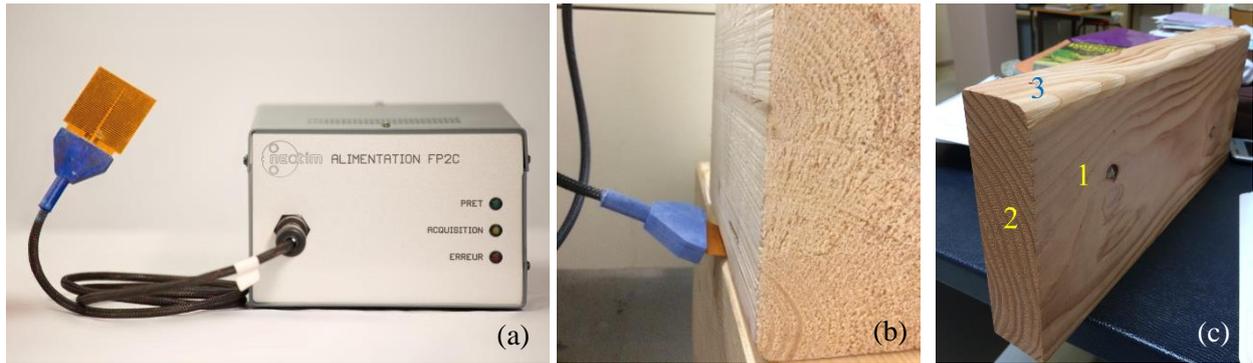


Figure 67 : (a) Illustration du conductimètre - fil chaud, (b) fil chaud + échantillon, (c) 3 plans de direction du bois

Tableau 13 : Conductivité thermique du bois selon la direction des fibres à froid

Type de bois / Valeur de $\lambda$ (W/m.K)	Plan radial 1 $\lambda_R$	Plan transversal 2 $\lambda_L$	Plan tangentiel 3 $\lambda_T$
<b>Douglas</b>	0,101	0,127	0,083
<b>BLC</b>	0,079	0,133	0,075
<b>Pin</b>	0,062	0,089	0,049
<b>Chêne</b>	0,206	0,217	0,171
<b>Peuplier</b>	0,159	0,154	0,141
<b>Hêtre</b>	0,244	0,251	0,222
<b>Sapin</b>	0,125	0,134	0,112

La conductivité thermique change selon l'essence du bois. Elle varie aussi suivant le sens des fibres du bois ( $\lambda_L > \lambda_R > \lambda_T$ ) (Tableau 13). Il peut être observé que pour la majorité des cas la conductivité maximale observée est celle du plan transversal. Ces résultats de mesures de conductivité thermiques obtenus sont similaires à ceux trouvés dans les travaux de Hrčka & Babiak, 2016 [132]. Ces mesures sont réalisées à la température ambiante. Ces valeurs mesurées varient fortement avec l'augmentation des températures. De plus, au-delà de 300 °C le bois se carbonise et la conductivité thermique change encore comme le montre les résultats du chapitre II.

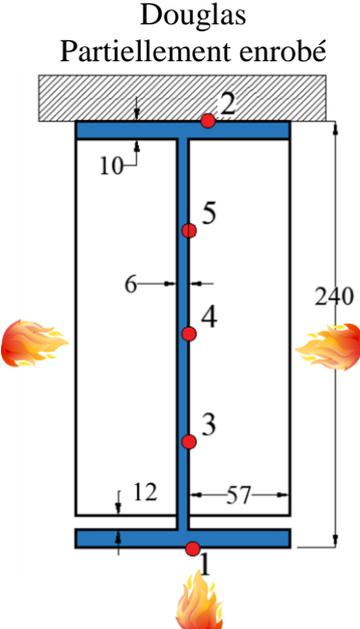
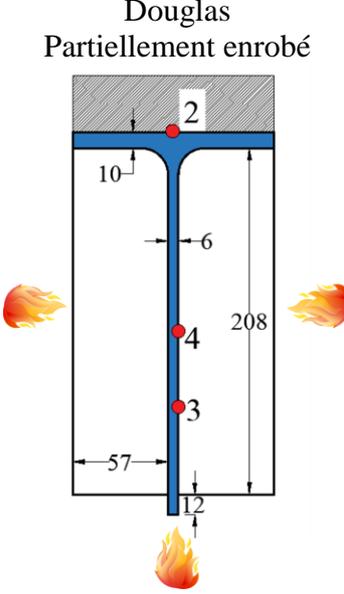
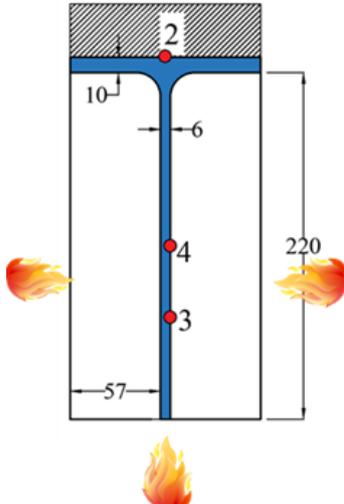
### III.4. Résultats expérimentaux de la première campagne d'essais

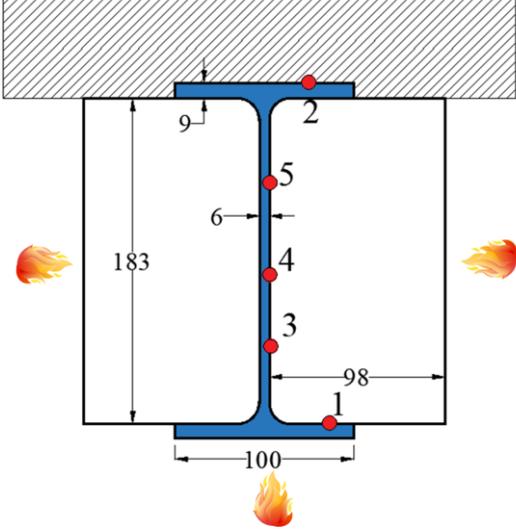
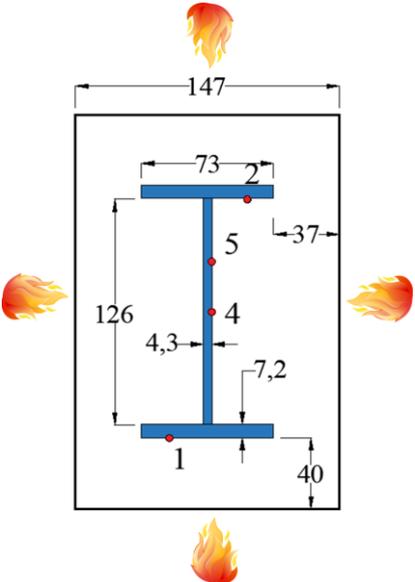
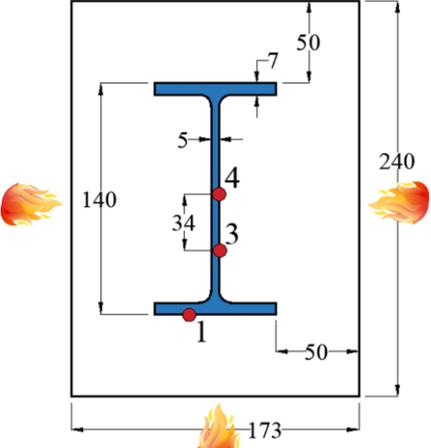
#### III.4.1. Éprouvettes de la 1ère campagne

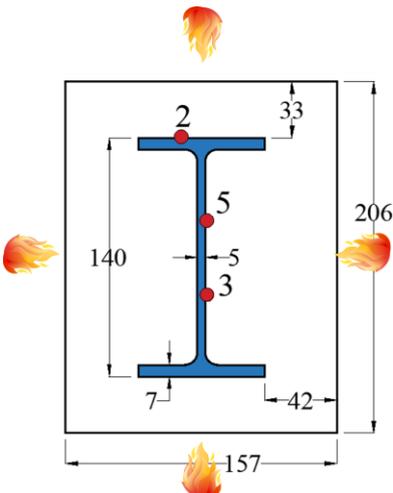
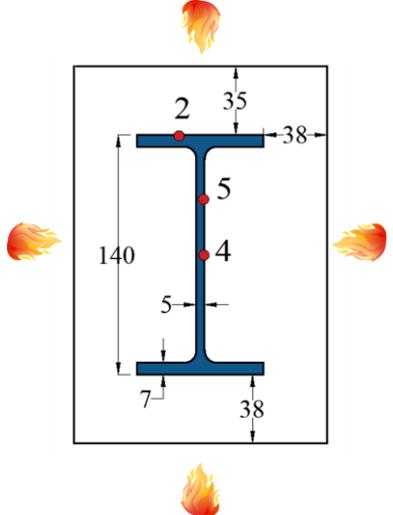
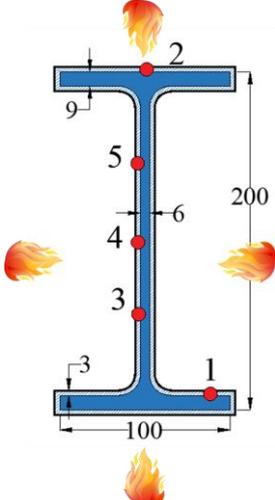
Cette section présente la liste des essais expérimentaux réalisés sur les poutres en acier sans protections (configurations 1 et 2), sur les poutres protégées par le bois (configurations 3 à 10) et par peinture intumescente (configuration 11). Les échantillons sont placés horizontalement dans le four et sont soumis à une exposition au feu sur 3 ou 4 faces (**Tableau 14**).

Tableau 14 : Liste des essais

Test n°	Profilé d'acier	Type de protection	Nombre de faces exposées au feu	Puissance du brûleur
<b>1ère campagne d'essai</b>				
1	IPE 200 sans protection		3 faces	2 brûleurs (29 kW)
2	IPE 200 sans protection		3 faces	2 brûleurs (29 kW)

<p>3</p>	<p>PRS en I240 – Poutre</p>	<p>Douglas Partiellement enrobé</p> 	<p>3 faces</p>	<p>1 brûleur (35 kW)</p>
<p>4</p>	<p>T230 – Poutre</p>	<p>Douglas Partiellement enrobé</p> 	<p>3 faces</p>	<p>2 brûleurs (35 kW)</p>
<p>5</p>	<p>T230 – Poutre</p>	<p>Pin – Partiellement enrobé</p> 	<p>3 faces</p>	<p>1 brûleur (35 kW)</p>

<p>6</p>	<p>IPE 200 – Poutre</p>	<p>Sapin Partiellement enrobé</p> 	<p>3 faces</p>	<p>1 brûleur (35 kW)</p>
<p>7</p>	<p>PRS en I140 – Poutre</p>	<p>Pin – Totalement enrobé</p> 	<p>4 faces</p>	<p>1 brûleur (35 kW)</p>
<p>8</p>	<p>IPE 140 – Poutre</p>	<p>BLC – Totalement enrobé</p> 	<p>4 faces</p>	<p>1 brûleur (29 kW)</p>

<p>9</p>	<p>IPE 140 - Poutre</p>	<p>Peuplier - Totalement enrobé</p> 	<p>4 faces</p>	<p>1 brûleur (29 kW)</p>
<p>10</p>	<p>IPE 140 - Poutre</p>	<p>Douglas - Totalement enrobé</p> 	<p>4 faces</p>	<p>1 brûleur (29 kW)</p>
<p>11</p>	<p>IPE 200 - Poutre</p>	<p>Peinture intumescente</p> 	<p>4 faces</p>	<p>2 brûleurs (35 kW)</p>

Les caractéristiques physiques du bois utilisé dans les essais sont données dans le **Tableau 15**:

Tableau 15 : Dimensions et caractéristiques physiques du bois

Test n°	Essence du bois	Largeur (mm)	Hauteur (mm)	Densité (kg/m <sup>3</sup> )	Teneur en eau (%)
3	Douglas 1	57	180	469	8,3
4	Douglas 1	57	180	469	8,3
5	Pin 1	57	178	330	10,2
6	Sapin	99	187	425	10
7	Pin 2	73	178	330	9,2
8	BLC	87	240	486	9,5
9	Peuplier	76	186	445	11,5
10	Douglas 2	77	106	567	11,5

### III.4.2. Résultats des essais avec des profilés métalliques non protégés

Dans cette section, nous allons observer l'évolution de la température de l'acier non protégé en fonction de temps. Lors de ces deux premiers essais au feu, nous avons testé des échantillons de mêmes dimensions IPE 200. Ces poutres sont exposées au feu pendant une heure sur 3 faces.

Le premier test concerne une poutre IPE 200 de 400 mm de longueur. La poutre est exposée au feu sur 3 faces avec la semelle inférieure non exposée isolée. Pour chaque configuration, cinq thermocouples sont soudés sur la hauteur de la section IPE ou T (1, 2, 3, 4 et 5) pour mesurer l'évolution de la température sur l'acier en fonction de temps (Figure 68).

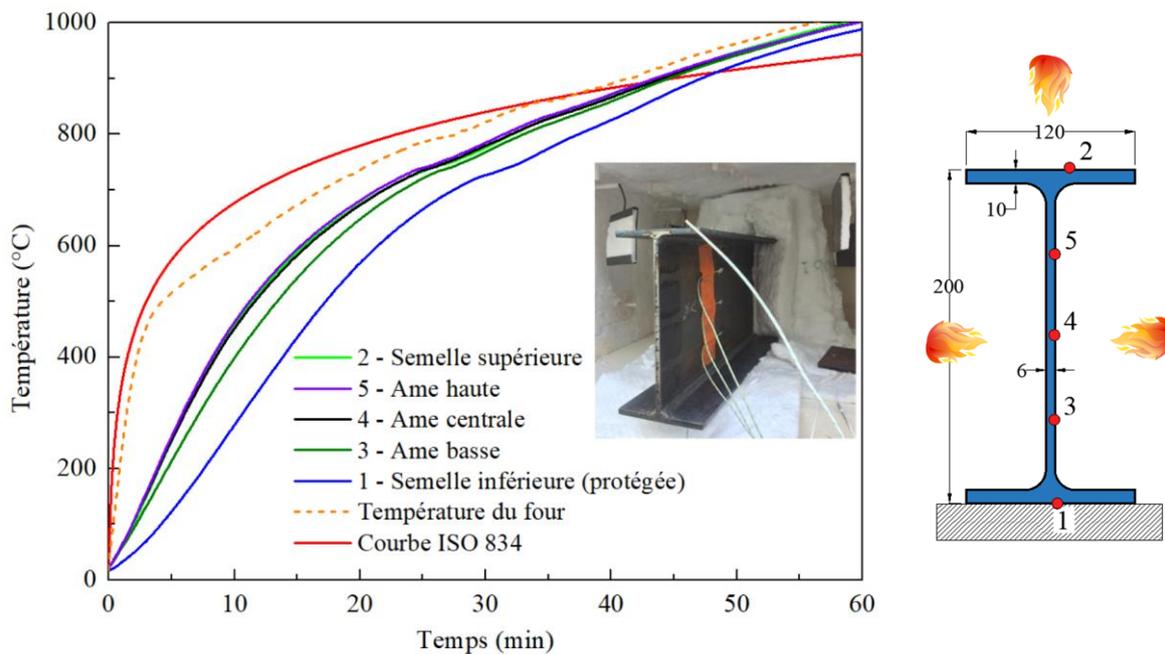


Figure 68: Test n°1 - Montée en température de l'acier sans protection

Les résultats du test montrent que la courbe de température des gaz dans le four suit bien la courbe de feu ISO-834 pendant 37 minutes. L'évolution de la température au niveau de la poutre montre que la poutre en acier sans protection, en cas d'incendie, peut atteindre rapidement la température

critique de 500÷570 °C après environ 10-15 minutes seulement. Ce qui est indiqué dans l'augmentation rapide des températures aux points de mesure 3, 4 et 5 sur l'âme de la poutre. Il peut être observé un gradient de température dans la hauteur de section avec une température de la semelle non exposée significativement plus faible. Cet écart de température peut s'expliquer d'une part du fait de la non-exposition et d'autre part du caractère absorbant de l'isolant.

Le second essai concerne un autre échantillon IPE 200 sans protection. La température du four a été assurée pour bien suivre la courbe de feu ISO-834 (**Figure 69a**).

L'échantillon a été disposé parallèlement aux brûleurs. De plus, afin de limiter les effets de bord, les 2 extrémités de l'échantillon étaient aussi isolées comme la semelle supérieure (**Figure 69b**).

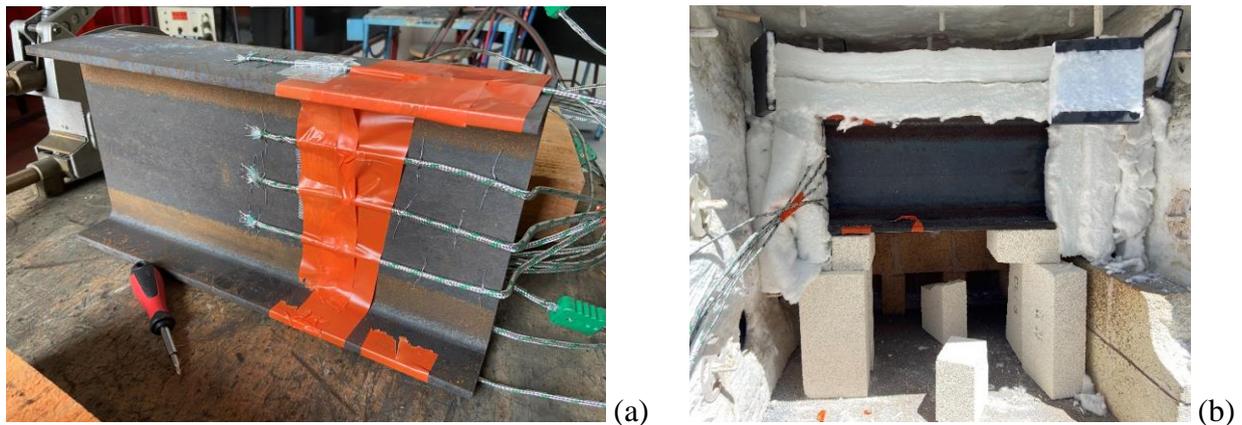


Figure 69: Test n°2 - Essai IPE 240

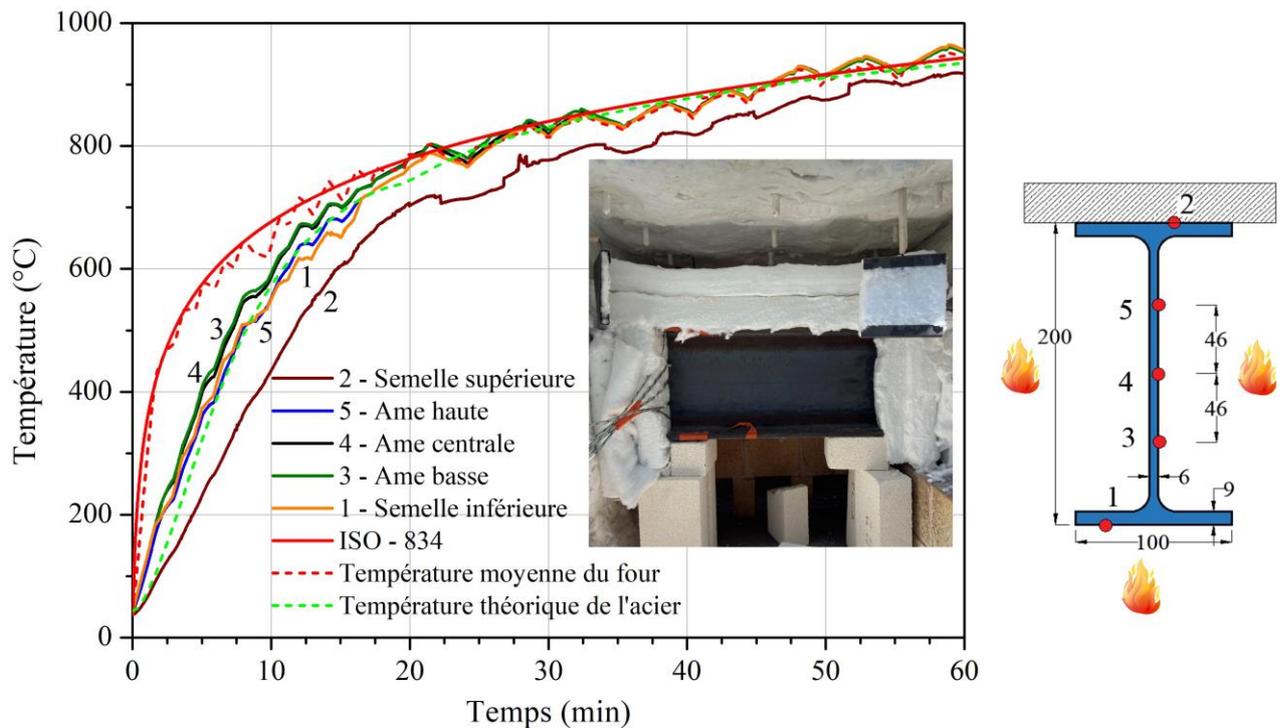


Figure 70: Test n°2 - Montée en température de l'acier sans protection

La **Figure 70** montre que la courbe de température des gaz dans le four suit bien la consigne de feu ISO-834. Nous observons bien que les températures aux points 1, 5, 3, 4 sur l'acier sont quasiment

à la même température et correspondent à la courbe de température théorique de l'acier sans protection. Cette température théorique a été calculé selon l'équation présentée dans le chapitre I, section I.4.2, elle correspond à une température considérée homogène dans la section.

La mesure n°2 au niveau de la semelle supérieure est plus basse par rapport aux autres comme observé lors de l'essai précédent.

Ces premiers essais ont permis de vérifier la conformité du four, avec une température de four qui suit correctement le feu ISO et des mesures de température cohérentes au niveau de l'acier. Les prochaines expériences montreront la combinaison de l'acier avec des protections en bois comme moyen de protection passive contre l'incendie. Les mesures de température sont prises à la fois sur l'acier et dans le bois.

### **III.4.3. Résultats des essais avec des profilés métalliques protégés**

#### **III.4.3.1. Présentation générale**

Le travail expérimental a été mené sur des assemblages de poutres en aciers de différentes dimensions et de différentes configurations (poutres I et T). Pour protéger les poutres acier avec le bois, nous avons testé deux configurations ; poutres totalement enrobées et poutres partiellement enrobées.

Ces premiers essais ont été réalisés dans les mêmes configurations d'essai que les échantillons acier seul permettant d'évaluer l'apport de puissance calorifique dû à par la combustion du bois. En effet, la présence de bois a impliqué une température de four significativement plus importante que la consigne de feu ISO-834.

De plus, il y avait un écart assez important (200 °C) de température entre les deux faces latérales de la poutre. Afin de limiter cette dissymétrie de température, la disposition des échantillons dans le four est changée. De plus, les brûleurs sont réglés pour la suite des essais afin d'assurer une température de four égale au feu ISO-834.

#### **III.4.3.2. Essais au feu des poutres mixtes avec l'acier partiellement protégé**

##### **III.4.3.2.1. PRS en I240 protégé par le douglas**

La **Figure 71** présente la section en acier soudé PRS en I240 partiellement encapsulée avant et après l'essai. Cette section est associée à un Douglas ( $w=8,3\%$ ,  $\rho = 469 \text{ kg/m}^3$ ) entre les semelles pour protéger l'âme du feu.

La semelle supérieure de la section a été recouverte d'un isolant pour la protection contre le feu afin de fournir une exposition au feu sur trois faces. Afin de réguler la température du four, un seul brûleur sur les 2 a été mis en marche, le brûleur "flamme 2" (**Figure 64b**).



**Figure 71: Test n°3 - Installation de la poutre avant de placer l'isolant sur la semelle supérieure et après le test**

La **Figure 72** permet de comparer l'évolution des températures entre différents points du profilé et du four. Cinq thermocouples ont été placés à mi-longueur du profilé en acier, sur la semelle inférieure (1), l'âme (3 à 5) et la semelle supérieure (2). Les 5 thermocouples ont été placés en fonction de la hauteur de la section. Évidemment, la température mesurée au point 1 situé sur la semelle inférieure non protégée de la poutre en acier se réchauffe plus rapidement. En raison du retrait pendant le stockage de l'échantillon, l'écart entre le bois et la semelle inférieure a augmenté et s'est stabilisé à 12 mm, ce qui signifie qu'il y a un jeu de 12 mm entre le bois et la semelle inférieure comme le montre le schéma descriptif de la **Figure 72**.

La présence du bois entre les semelles permet d'observer un gradient de température important entre la semelle inférieure (1) et l'âme de la poutre en acier. De plus, la semelle supérieure non exposée (2) a une température qui est significativement inférieure à la température de l'âme (3) mais à partir de 15 minutes d'exposition au feu, la température de la semelle supérieure (2) augmente plus rapidement et atteint des valeurs plus élevées que prévu. Ce comportement peut s'expliquer par le fait que la semelle supérieure n'était protégée que sur sa face supérieure. Par conséquent, les côtés latéraux de la semelle supérieure étaient donc exposés et, à mesure que le bois brûle, il révèle encore plus de surface de la semelle à l'exposition au feu. L'influence de l'exposition au feu des côtés latéraux de la semelle supérieure est étudiée avec le modèle numérique pour confirmer ces observations dans le chapitre VI.

Enfin, il est important de mentionner que les essais n°1, n°2, n°4 et n°11 ont été réalisés avec deux brûleurs et les autres essais (n°3, n°5, n°6, n°7, n°8, n°9 et n°10) ont été réalisés avec un seul brûleur pour limiter l'apport de chaleur du bois. Ceci permet de comparer l'influence de la charge du feu qui est le bois dans le comportement sous une condition de feu donnée sur les températures de l'acier. Ainsi, dans ce cas, nous pouvons observer que la température du four est nettement supérieure à la courbe de feu ISO-834. La différence dans la température du four peut être attribuée à la quantité de charge d'incendie ajoutée par le bois. Lorsque la plus grande partie du bois a été brûlée, la température du four commence à diminuer (environ 45 minutes).

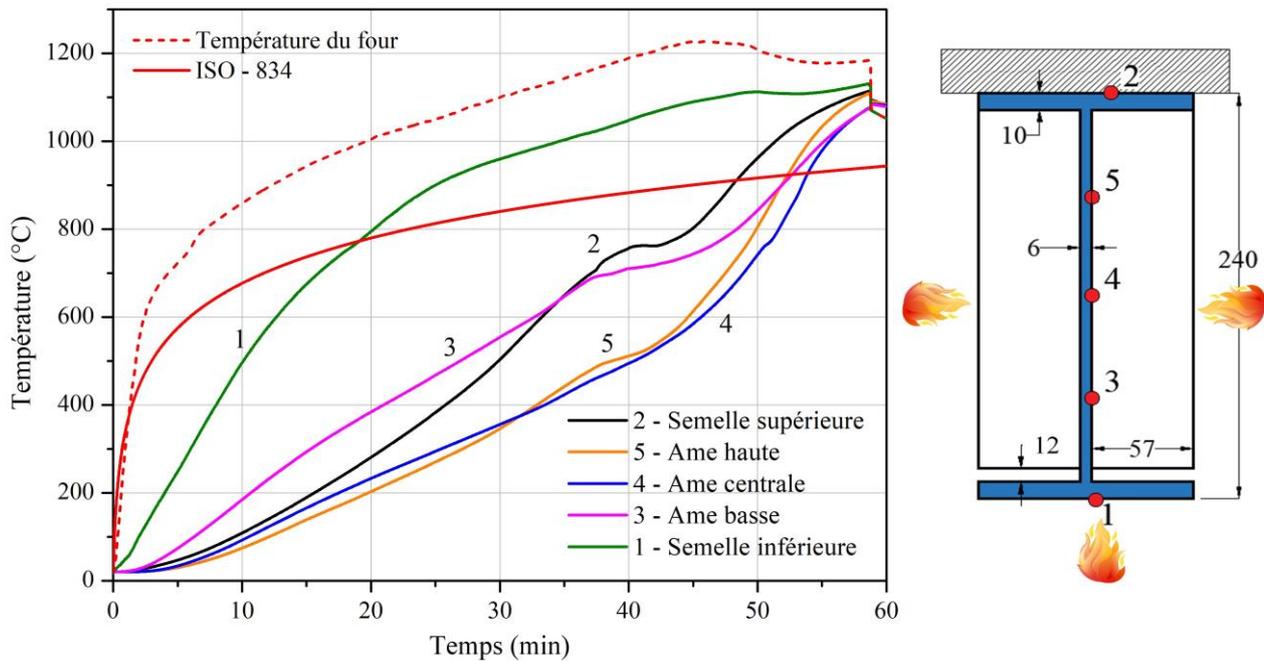


Figure 72: Montée en température de l'acier (Test n°3)

La Figure 72 montre une forte augmentation des températures de l'acier après 60 minutes d'exposition au feu. Cette augmentation est liée à la carbonisation du bois en entier. L'acier est donc exposé sans protection et ses températures convergent vers celles du four.

#### III.4.3.2.2. T230 protégé par le douglas

Pour les profilés partiellement enrobés, nous voulons comparer la montée en température d'un profilé métallique en forme de « I » comme le test n°3 et en forme de « T » comme les tests n°4 et n°5. Ces essais permettent d'évaluer l'impact de la surface d'acier exposée sur l'échauffement du profilé en acier et aussi sur l'évolution de la combustion du bois.

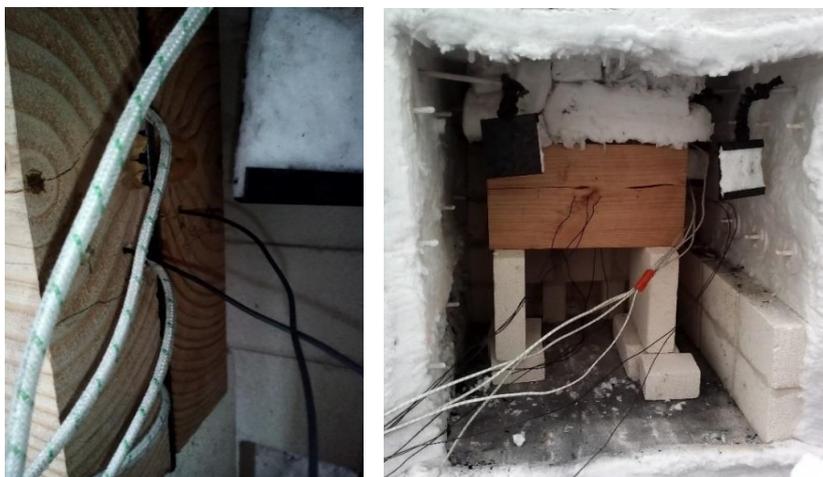
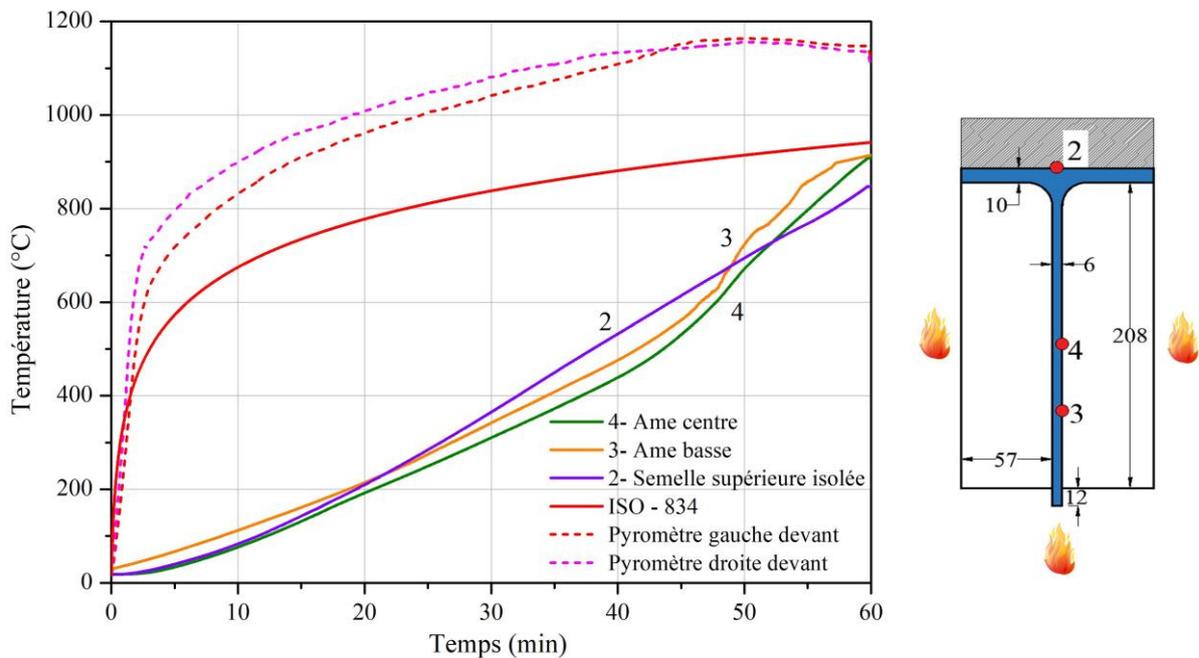


Figure 73: Test n°4 - Mise en place des isolants en haut et aux extrémités des spécimens testés

En effet, la présence de la semelle inférieure peut avoir plusieurs effets bénéfiques tels que la protection du bois en sous face et la réduction de la chute du bois carbonisé. Ces différents phénomènes intéressants sont étudiés expérimentalement avant de travailler sur la modélisation.

La **Figure 73** présente le test n°4 : une poutre hybride en T230 associée à deux poutres en bois douglas ( $w = 8,3 \%$ ,  $\rho = 469 \text{ kg/m}^3$ ) entre les semelles de la poutre en T. L'échantillon est exposé au feu sur trois faces. Pour cet essai, les 2 brûleurs sont utilisés (**Figure 64a**).

Les morceaux du bois (douglas) sont, en tout point, identiques au morceau de l'essai sur la poutre IPE240 précédente (Test n°3). La position dans le four n'est pas identique au test n°3 car l'échantillon est disposé parallèlement à la direction de la flamme. La puissance est également de 35 kW sur le brûleur devant (flamme 2) du four. L'acier de l'âme dépasse de quelques millimètres (12 mm) sur la partie inférieure. La position des thermocouples reste la même pour l'acier. Dans ce test, il y a 4 points de mesure sur l'acier mais une mesure a été perdue à cause d'une rupture au niveau de la soudure du thermocouple.



**Figure 74: Température de l'acier en fonction du temps (Test n°4)**

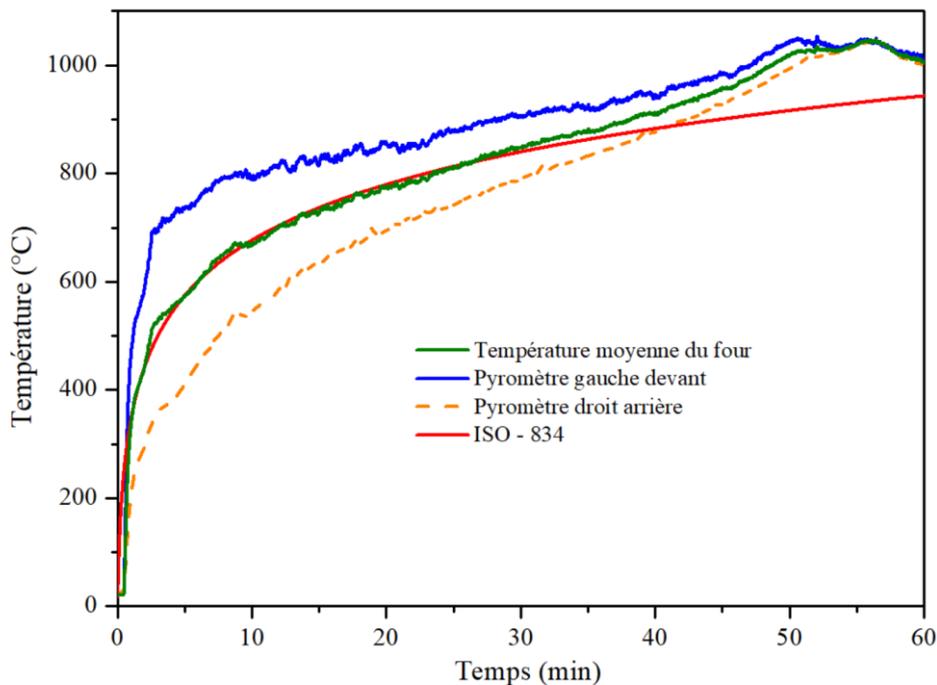
La **Figure 74** présente l'évolution de la température dans le four et sur l'acier pendant une heure. Si nous faisons une comparaison des températures du point de mesure n°3 (âme basse) entre ce test et le test n°3 (**Figure 72**), on constate qu'au bout de 40 minutes, la section en T atteint une température de 475 °C tandis que le profilé en I atteint une température de 710 °C. On observe également que les températures des thermocouples 3 et 4 sont assez proches à la différence des mesures faites sur l'IPE. Si on regarde les températures au niveau du thermocouple 4, on constate un écart entre les configurations I et T bien plus faible avec une température pour le I de 495 °C et une température pour le T de 438 °C. Cette comparaison montre que la configuration en I implique des températures significativement plus élevées que la section en T, malgré une chute du charbon de bois plus importante pour le T. Cette chute est notamment observée dans le cas du test n°5 (**Figure 75**).

### III.4.3.2.3. T230 protégé par le pin

La **Figure 75** présente le test n°5 réalisé pour une poutre en T230, identique à celle du test n°4 avec des protections en bois ajustées à la semelle. Le bois utilisé est du pin ( $w=10,2\%$ ,  $\rho = 330\text{ kg/m}^3$ ). La poutre est exposée sur les trois faces et isolée avec une protection au-dessus avec une couche d'isolant mince de 20 mm et une plaque de silico calcaire de 50 mm d'épaisseur par-dessus. Afin de réguler la température du four, un brûleur sur les 2 a été mis en marche, le brûleur "flamme 2" (**Figure 64a**).



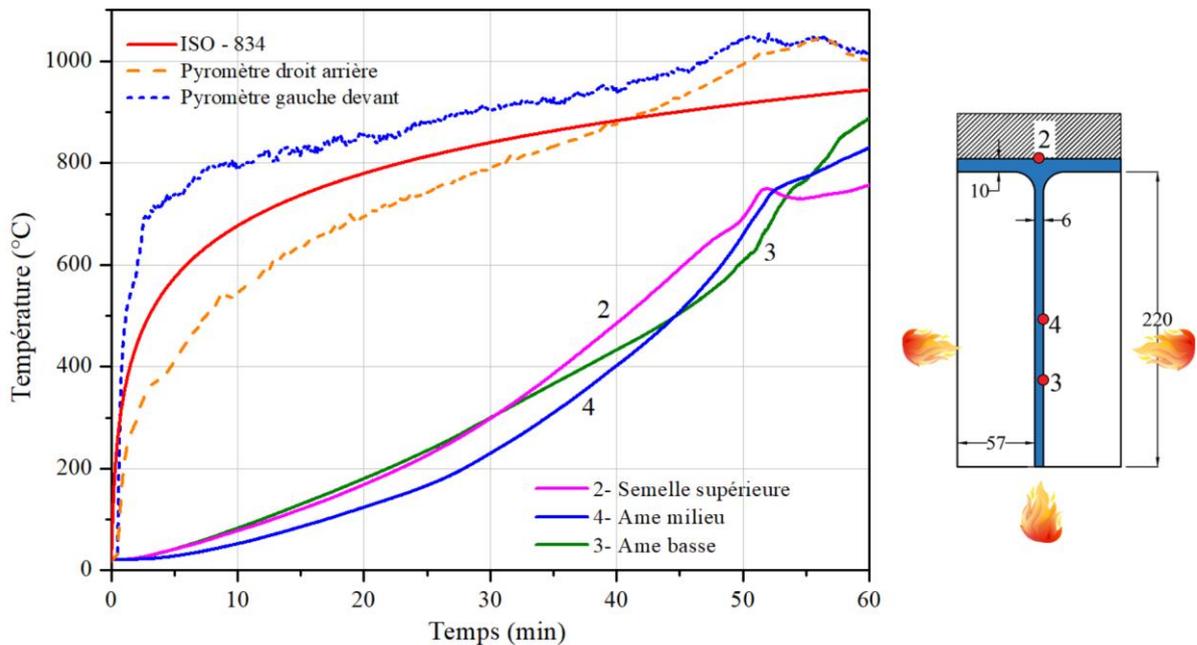
*Figure 75: Test n°5 - Mise en place la poutre T230*



*Figure 76: Température du four en fonction de temps (Test n°5)*

La température dans le four a été mesurée par 4 pyromètres aux 4 coins. Pour cet essai, la température du four est moins élevée que pour les essais antérieurs car nous avons activé un seul brûleur (flamme 2 devant). Étant donné la puissance du brûleur et la quantité de bois, la température moyenne du four est assez proche de la courbe ISO-834 pendant les 35 premières minutes (**Figure 76**).

La **Figure 77** présente l'évolution de la température de l'acier en fonction du temps et aussi l'évolution de la température du four. Les positions de mesure de la température sur l'âme (2, 3, 4) de la poutre présentent une montée en température lente grâce à la protection du bois. La température des deux thermocouples (2, 3) a une montée en température uniforme jusqu'à 30 minutes. Après cela le thermocouple 2 a vu sa température augmenter plus rapidement que celle du thermocouple 3. Cela pourrait s'expliquer par un échauffement dans la partie de la semelle supérieure sur les côtés latéraux, combiné à la dégradation du bois le long de la semelle.



**Figure 77: Température de l'acier en fonction du temps (Test n°5)**

Le thermocouple 4 avait environ 50 °C d'écart au début du test par rapport aux deux autres thermocouples, en raison de sa position plus haute dans la protection du bois. Nous avons réalisé deux essais sur la même configuration en T230 (Test n°4 et n°5).

Nous pouvons confirmer que la poutre en T chauffe lentement jusqu'à 45 minutes pour atteindre la température critique de 550 °C grâce à la protection en bois. Trois mesures obtenues (n° 2, 3, 4 dans la **Figure 77**) montrent que le changement de phase de l'acier à 735 °C (comme expliqué dans le chapitre I) a été constaté sur l'évolution des courbes de température.

Après avoir étudié ces deux poutres en T (test n°4 et n°5) et comparé avec la poutre en I (test n°3), il a été observé que les configurations basées sur un profilé métallique en forme de « T » chauffent moins vite que celles en forme de « I ». Cela est dû au fait que les profilés en « T » présentent moins de surface directement exposée au feu. La **Figure 78** présente une comparaison de la température sur l'acier (point de mesure n°3) entre trois configurations différentes.

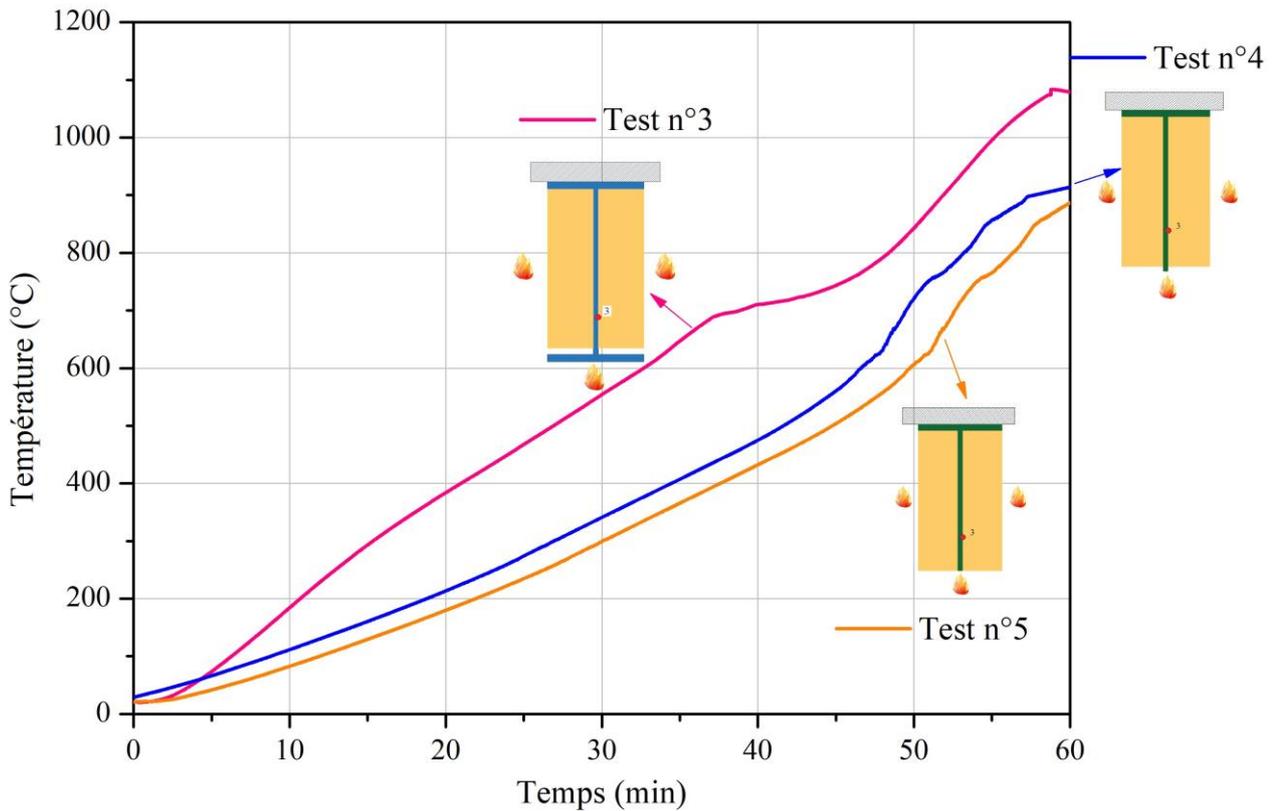


Figure 78: Température de l'acier pour différentes configurations en T et I

#### III.4.3.2.4. IPE200 protégé par le sapin

La **Figure 79** présente la poutre hybride acier-bois avant et après l'essai. La poutre IPE 200 est partiellement encapsulée par du sapin ( $w=10\%$ ,  $\rho=425\text{ kg/m}^3$ ) disposé autour de l'âme de la poutre. La poutre est exposée sur trois faces et isolée sur la semelle supérieure. Dans cet essai, la semelle supérieure de la poutre est complètement protégée par une isolation pour éviter l'exposition au feu des côtés latéraux de la semelle supérieure.

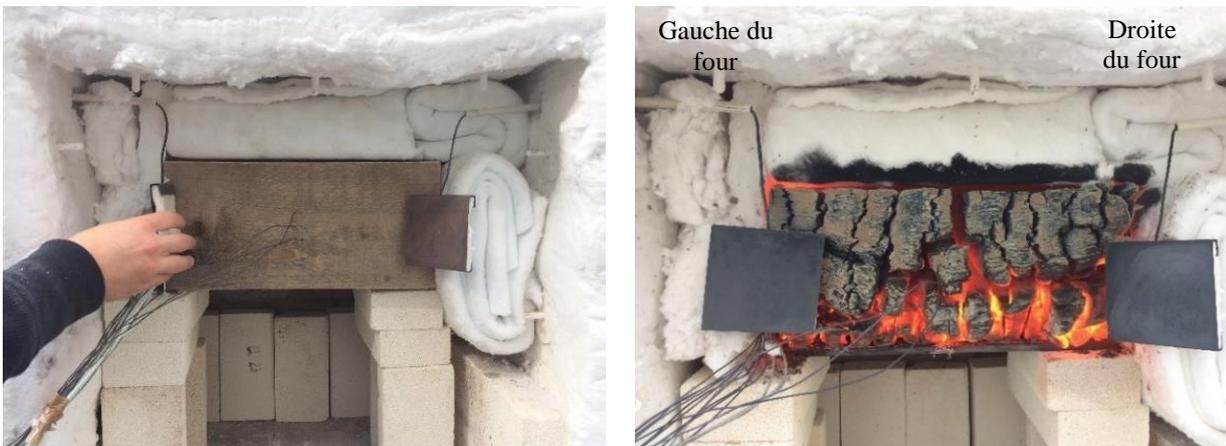


Figure 79: Test n°6 - Profilé acier et sapin

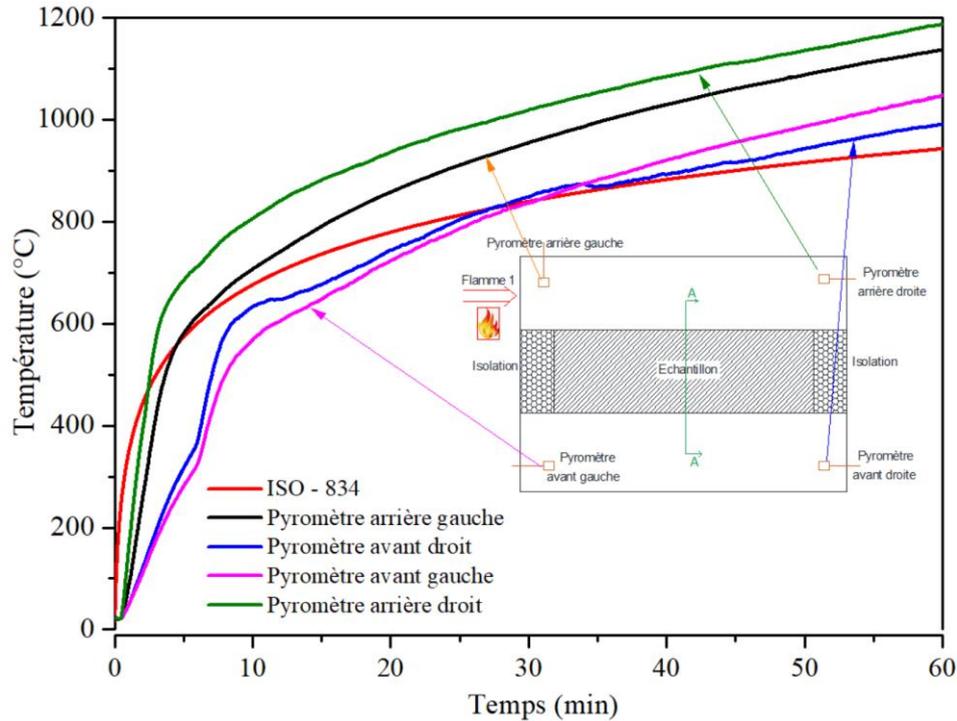


Figure 80 : Position des pyromètres dans le four (Test n°6)

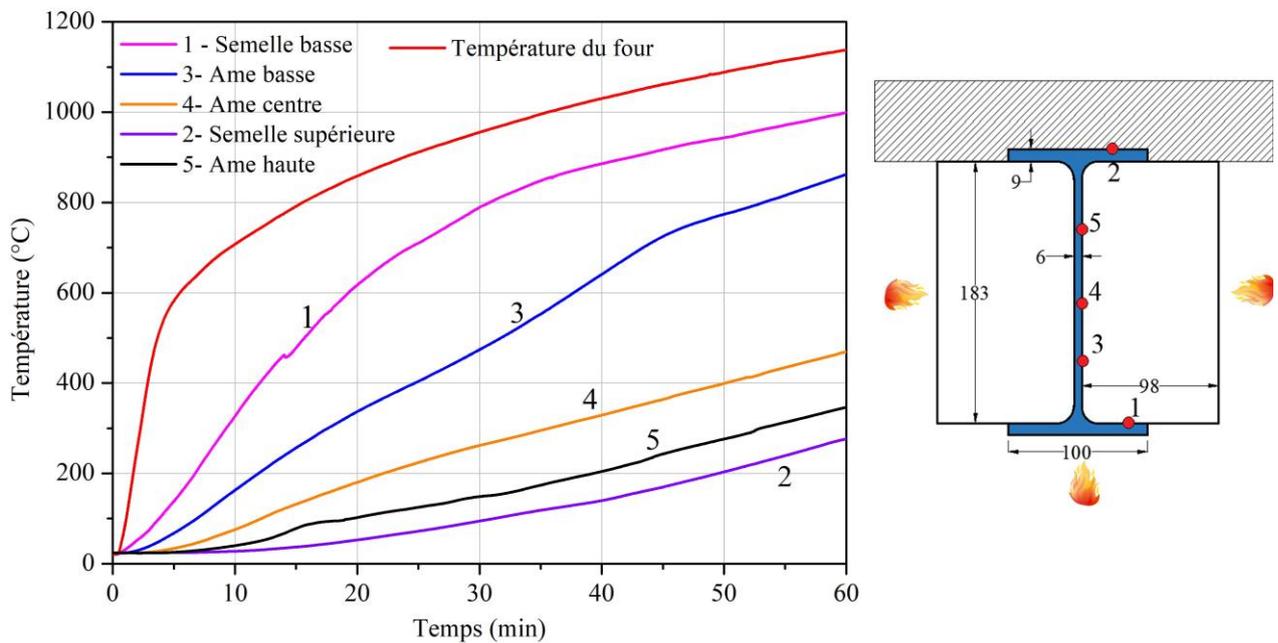


Figure 81: Évolution de la température des points de mesure sur l'acier (Test n°6)

Il y a 4 pyromètres pour mesurer les températures dans le four aux 4 coins. Seul un brûleur (flamme 1) a été mis en route, c'est pourquoi il peut être observé une différence de température entre les pyromètres devant et arrière du four (**Figure 80**). De plus, nous constatons que le bois fournit une charge de feu qui conduit à une augmentation de la température du four par rapport à la courbe ISO-834. Cette différence par rapport à l'essai précédent, qui utilise également un seul brûleur, est liée à une quantité de bois plus importante.

La **Figure 81** présente l'évolution de la température de l'acier et l'évolution de la température du four en fonction de temps. Les mesures de la température sur l'âme des poutres présentent une montée en température lente avec la protection du bois. La température moyenne sur l'âme (courbe 3, 4 et 5) est à 93 °C à 10 minutes, 193 °C à 20 minutes, 256 °C à 30 minutes et 365 °C à 40 minutes. Cette valeur augmente lentement grâce à la protection apportée par le bois massif (sapin blanc). Il en est de même pour le point n°2, où la température augmente lentement grâce à la présence de l'isolant et du bois. Ce test confirme l'intérêt de protéger la semelle supérieure sur ses bords latéraux. Ainsi, elle permet un gradient thermique important dans la section en acier. En effet, après 1 heure d'exposition au feu, avec une température de four de 1150 °C, un gradient thermique de 750 °C est observé entre les deux semelles de la poutre IPE 200. Pour appuyer l'analyse de cet essai, notamment le gradient important mesuré entre les semelles de la poutre en acier, une étude numérique est proposée dans la partie simulation du chapitre VI. Cette comparaison montre l'apport du bois comme protection pendant l'essai et l'influence de la protection complète de la semelle supérieure sur ce gradient de température en fonction de la hauteur de la section.

### III.4.3.3. Essais au feu des poutres mixtes avec l'acier totalement protégé

#### III.4.3.3.1. PRS 140 totalement protégé par le pin

Dans cet essai, nous avons fabriqué une poutre de forme similaire à un PRS en I140. Cette poutre a été réalisée en atelier avec des semelles de 7,2 mm d'épaisseur et une âme de 4,3 mm d'épaisseur et un enrobage entier en pin de 40 mm autour de la poutre en I (distance entre le bord du bois et la face extérieure des semelles) (**Figure 84**).

La **Figure 82** présente l'échantillon de profilé en acier entièrement encapsulé dans du bois ( $w = 9,2 \%$ ,  $\rho = 330 \text{ kg/m}^3$ ). Le bois utilisé pendant l'essai est du pin massif. Les deux extrémités de la poutre sont isolées avec de la fibre de verre. L'échantillon est exposé au feu sur les quatre faces.



*Figure 82: Test n°7 - Mise en place de l'échantillon*

La **Figure 84** montre toutes les mesures de température enregistrées pendant l'essai au feu de la poutre totalement enrobée. Dans cette expérience, la température du four a augmenté de manière significative à partir de la 5e minute en raison de l'apport de chaleur du bois lorsqu'il commence à brûler, malgré une puissance du brûleur identique à celle définie pour l'essai sur acier non protégé. En conséquence, la température dans le four a dépassé la courbe de température standard ISO-834 (**Figure 83**).

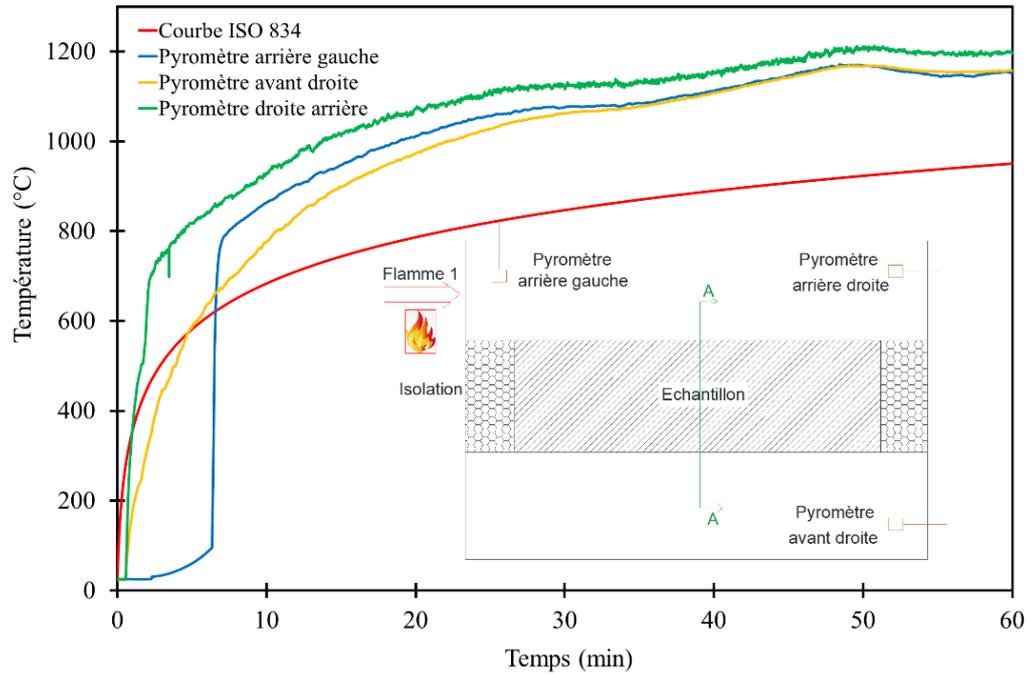


Figure 83 : Test n°7 - Température dans le four

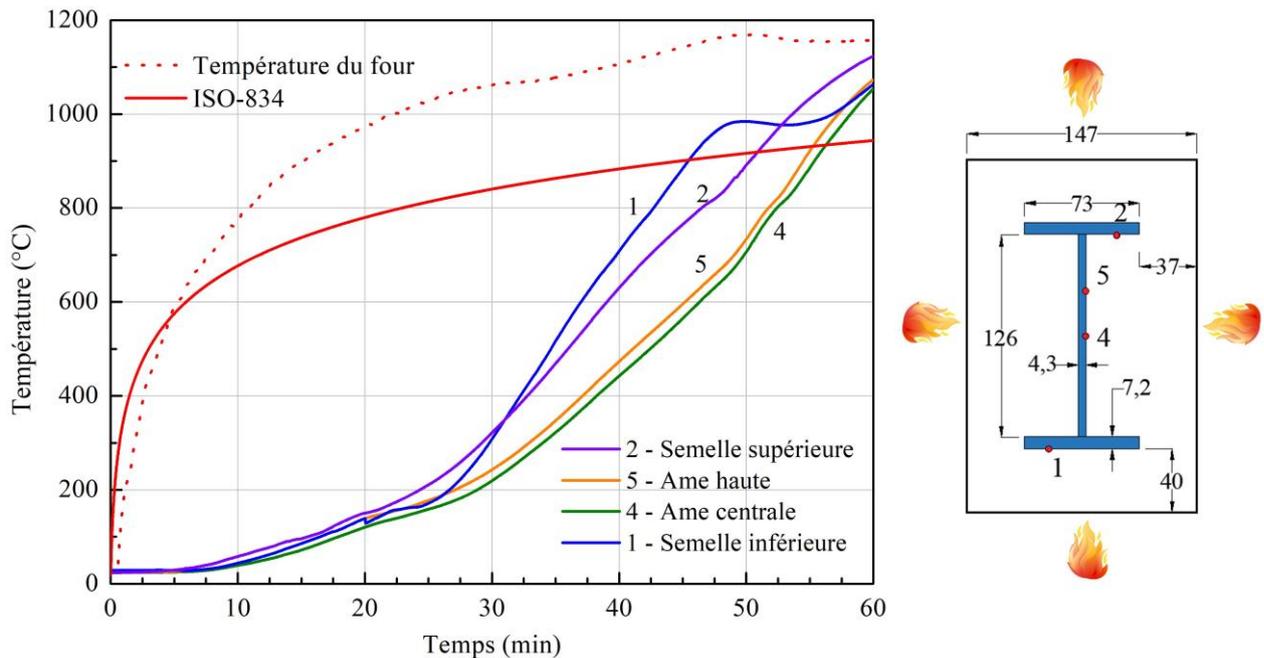


Figure 84: Évolution de la température des points de mesure sur l'acier (Test n°7)

Malgré cette condition d'incendie sévère, un retard important de l'augmentation de la température de l'acier est observé pendant les 30 premières minutes (courbes 1, 2, 4 et 5). Après 30 minutes d'exposition au feu, on peut observer à travers la **Figure 84** que la température de l'acier augmente rapidement dans toutes les parties de la section. Cette forte augmentation autour de 30 minutes peut être expliquée par une perte significative de la protection du bois due à sa carbonisation. Comme les conditions d'incendie sont plus sévères par rapport à une courbe d'incendie ISO-834, la vitesse de carbonisation du bois a augmenté. Ainsi, on peut supposer que l'épaisseur du bois de 40 mm a

pu brûler plus rapidement. Une analyse plus approfondie de la vitesse de carbonisation du bois est présentée dans la partie de simulation.

Par ailleurs, les conditions de l'essai ont été modifiées par un espace (jeu) entre les deux morceaux de bois observé lors du montage de l'éprouvette (**Figure 82**), ce qui pourrait expliquer cette accélération de la carbonisation du bois et l'augmentation importante de la température sur l'acier à partir de 30 minutes. Ce phénomène observé sera analysé au travers de la comparaison du modèle numérique avec les essais.

Les mesures de la température au niveau des points 4 et 5 sur l'âme présentent une montée en température plus lente que les autres thermocouples disposés sur la semelle. Cet écart s'explique facilement par l'épaisseur de bois plus importante au niveau de l'âme du profilé. Les courbes 1 et 2, qui donnent la mesure de la semelle supérieure et inférieure, sont également du même ordre de grandeur car l'échantillon est exposé sur les quatre faces.

#### III.4.3.3.2. IPE 140 totalement protégé par le BLC

Les essais réalisés précédemment ont confirmé que la présence du bois en conditions d'incendie augmente la température du four. La courbe de température du four obtenue est donc supérieure à la courbe de feu normalisé ISO-834. Pour régler ce problème, nous avons régulé la puissance des deux brûleurs installés. Pour gérer la puissance des brûleurs, un des deux est arrêté et redémarré toutes les 2 minutes afin d'éviter l'augmentation de la température et de rester proche de la courbe du feu normalisée. La **Figure 85** présente la procédure de préparation d'une poutre hybride acier (IPE140) – (BLC) bois lamellée collé ( $w=9,5\%$ ,  $\rho=486\text{ kg/m}^3$ ). Tout d'abord, deux poutres en bois ont été entaillées en forme demi-I pour insérer la poutre en acier.

La poutre IPE 140 a une longueur de 400 mm, les deux poutres en bois sont plus longues (600 mm). Ainsi, les deux extrémités de l'échantillon n'ont pas de rainures sur 100 mm de chaque côté pour éviter que la chaleur du four entre à travers les isolations (**Figure 85a**). La protection en bois autour l'acier est 50 mm d'épaisseur. Les deux poutres en bois sont fixées ensemble dans la zone du bois non rainurée de 100 mm (extrémités) par des tiges filetées qui ne traversent pas la poutre en acier (**Figure 85b**). Enfin, la poutre hybride est exposée au feu sur quatre faces et isolée sur les deux extrémités (**Figure 85c**). Il y a un espace (jeu) entre les deux morceaux de bois pendant la mise en œuvre de l'échantillon.



Figure 85: Test n°8 – Mise en place de la poutre mixte IPE 140 – BLC

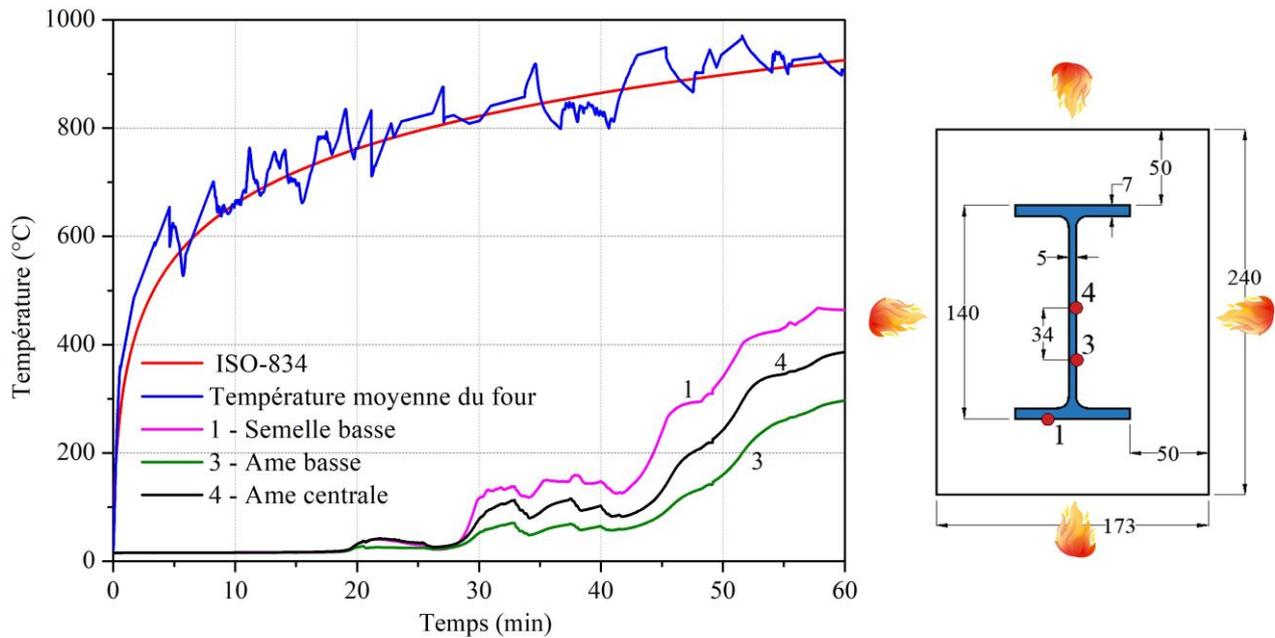


Figure 86 : Évolution de la température des points de mesure sur l'acier (Test n°8)

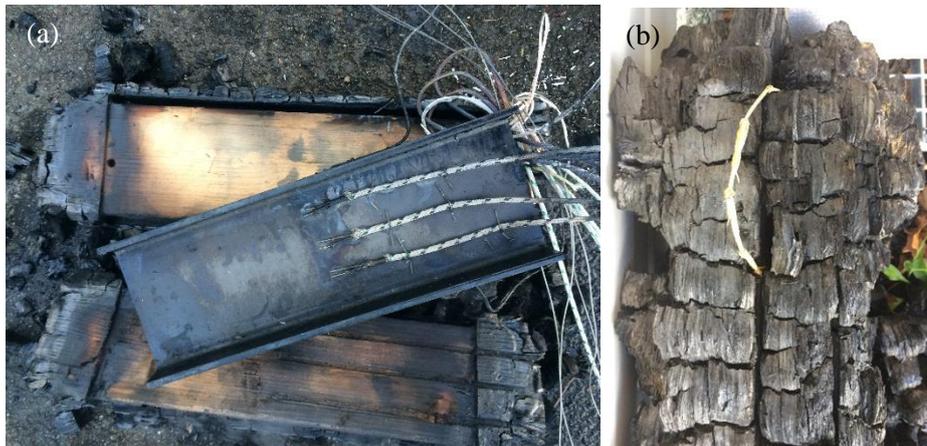
La **Figure 86** présente l'évolution de la température sur l'acier en fonction de temps. Les résultats du test montrent que la semelle inférieure (mesure n°1) est plus chaude que les deux mesures n°3 et n°4 sur l'âme de la poutre à cause de l'ouverture entre les deux morceaux de bois à partir de 30 minutes. Cela vient probablement du fait qu'à cet endroit, les morceaux de bois n'étaient pas parfaitement joints (**Figure 88**). Les autres mesures sur l'âme de l'acier n°3 et n°4 montrent l'efficacité de la protection apportée par le bois avec des températures qui restent sous la barre des 400 °C après 1 h d'exposition au feu ISO-834.



Figure 87 : L'échantillon à la fin d'essai (Test n°8)

Durant l'essai, à gauche du four, les thermocouples ont bien été protégés par l'isolation pour éviter l'influence de la chaleur sur la partie des fils à l'intérieur du four (**Figure 87a**). La position des éprouvettes n'a pas bougé après 60 minutes. Les briques qui soutiennent les poutres et l'isolation qui protège les deux extrémités remplissent leurs fonctions. La partie inférieure du bois brûle plus rapidement que la partie supérieure, car la partie inférieure est plus proche de la flamme. Par conséquent après 60 minutes le bois de la partie inférieure est tombé (**Figure 87b**). Comme dans

les expériences précédentes, nous observons clairement les fissures qui se sont formées sur le charbon après l'expérience. La **Figure 88a** présente l'échantillon mixte acier-bois en fin d'essai avec le reste du bois. Les thermocouples sur l'acier sont observés après l'essai pour s'assurer qu'ils ne sont pas endommagés. Deux des thermocouples sur l'acier ont été cassés pendant l'essai (thermocouples n°5 et n°2). Nous exploitons donc seulement les 3 mesures (n°1, 3 et 4). L'observation de l'échantillon après essai permet d'observer une ouverture entre les deux morceaux de bois comme la montre la **Figure 88b**.



*Figure 88 : L'ouverture entre deux morceaux bois (Test n°8)*

#### III.4.3.3.3. IPE 140 totalement protégé par le peuplier

Ce test n°9 a été réalisé avec une poutre IPE 140 complètement protégée par deux poutres en bois de peuplier ( $w = 11 \%$ ,  $\rho = 445 \text{ kg/m}^3$ ). Les étapes de préparation de l'échantillon sont les mêmes que celles du test n°8 (**Figure 89**). Nous avons utilisé 2 poutres en bois avec la dimension de  $73 \times 220 \times 500 \text{ mm}$ .



*Figure 89 : Test n°9 - Mise en place de l'échantillon*

La **Figure 90a** présente le positionnement des thermocouples soudés sur l'acier et la **Figure 90b** montre le détail des thermocouple type K sur le bois aux différentes profondeurs : 20, 30 et 40 mm par rapport aux faces exposées au feu.

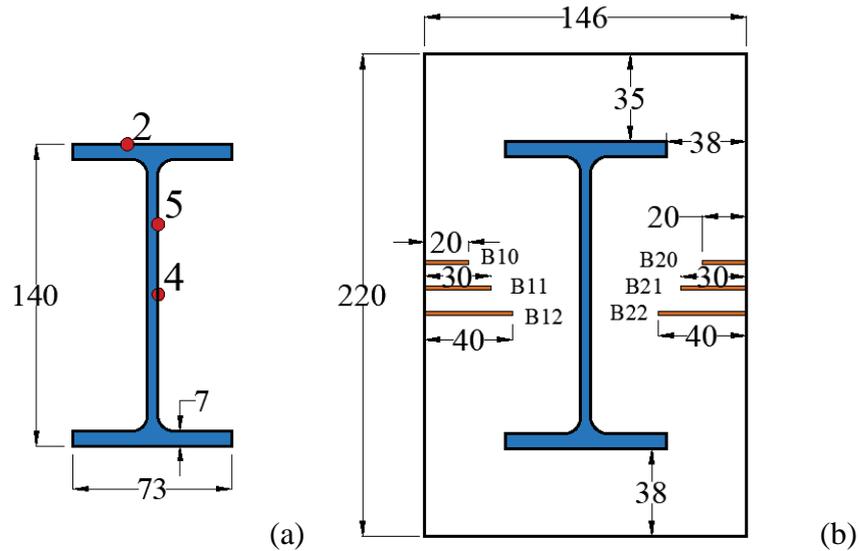


Figure 90 : Section transversale et position de thermocouples sur l'acier (a) et le bois (b) (Test n° 9)

La **Figure 91** montre l'évolution de la température moyenne du four ainsi que celles des trois mesures 2, 5, 4 sur l'acier au cours de l'exposition au feu. Dans cette expérience, nous avons bénéficié de l'expérience des tests précédents pour assurer une température de four qui respecte au mieux la consigne de feu standard ISO-834. Cependant, dans les 10 premières minutes, la température dans le four augmente assez rapidement, puis elle se stabilise au fur et à mesure pour se rapprocher de la courbe ISO-834. Les températures sur l'acier sont différentes dès le début du test. Sur la semelle supérieure, nous pouvons observer que la mesure 2 monte plus rapidement que les autres mesures à partir de 25 minutes. Cette montée peut s'expliquer par le jeu entre les deux morceaux du bois, le contact entre ces deux derniers n'étant pas parfait. La couche de bois de 30 mm a commencé à brûler à 25 minutes comme cela est observé sur deux mesures (B21 et B11) dans le bois (**Figure 92**). La mesure 4 a été bien protégée par le bois, sa température ne dépasse pas 500 °C après 60 minutes d'essai.

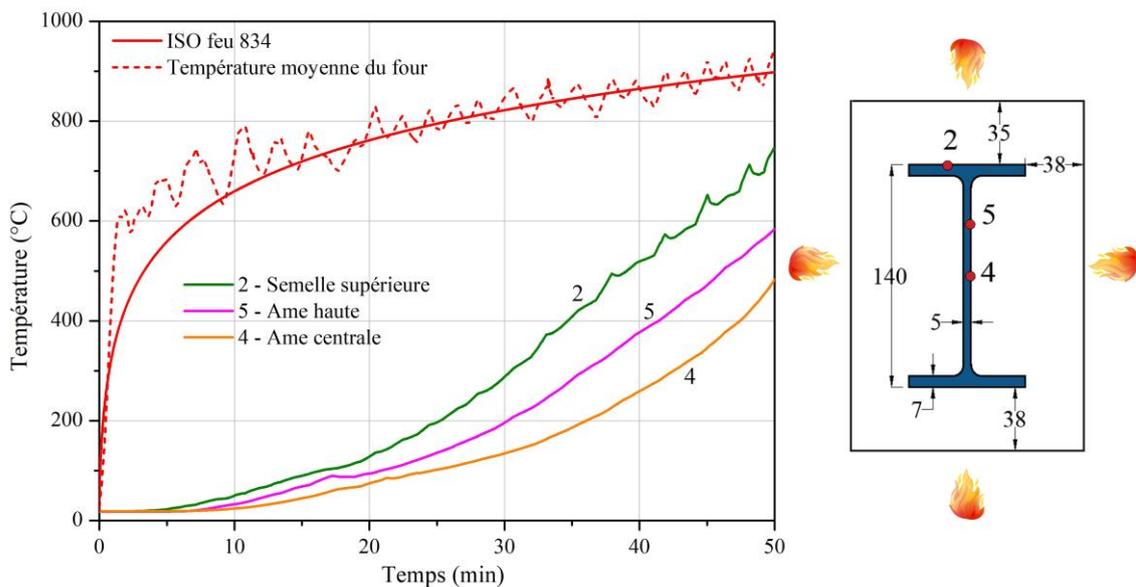


Figure 91: Évolution de la température des points de mesure sur l'acier (Test n°9)

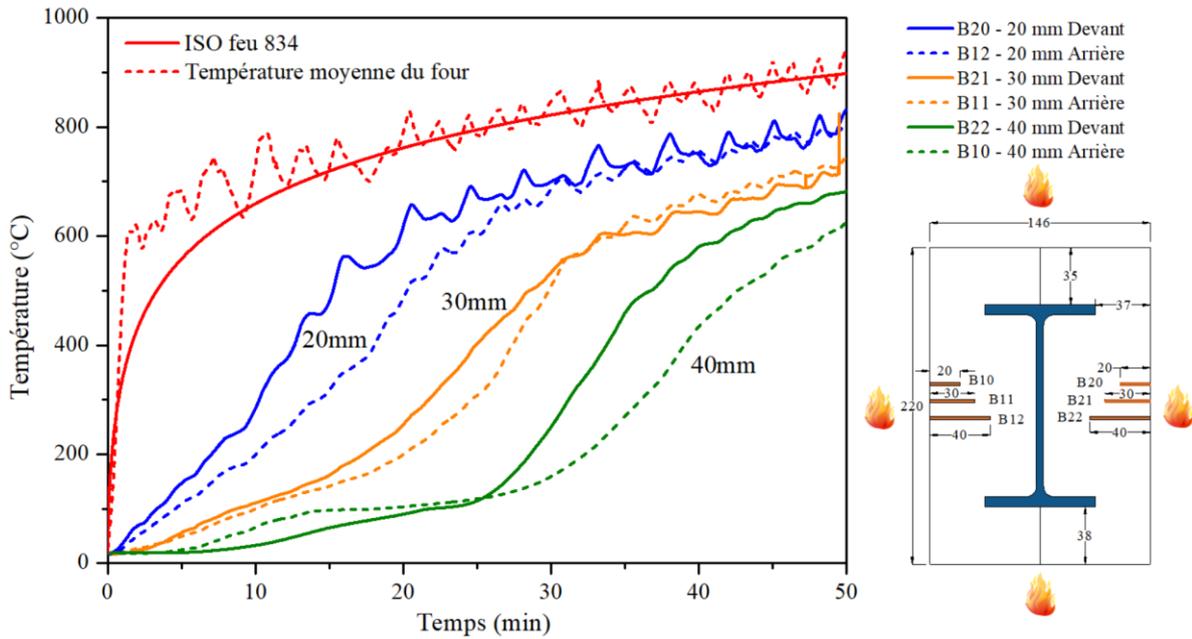


Figure 92: Évolution de la température des points de mesure dans le bois (Test n°9)

La **Figure 92** montre l'évolution de la température en fonction du temps à différentes positions des thermocouples (20, 30 et 40mm) le long de la direction radiale du bois sur la face exposée au feu. La température dans le four des deux côtés de l'échantillon est différente, c'est pourquoi la vitesse de carbonisation du bois à gauche et à droite est différente. Le côté droit de l'échantillon (partie devant du four) a une température plus élevée que le côté gauche (partie arrière du four). Ainsi, la vitesse de combustion moyenne sur le côté droit de l'échantillon (1,46 mm/min) est supérieure à celle du côté gauche de l'échantillon (1,19 mm/min).

#### III.4.3.3.4. IPE 140 totalement protégé par le douglas

Une autre expérience similaire a été réalisée pour surmonter les limites de la configuration expérimentale, du contrôle de la température du four ainsi que de la méthode de mesure de la température. L'échantillon se compose d'une poutre en acier de type IPE140 et de deux poutres en bois douglas ( $w = 11,5 \%$ ,  $\rho = 567 \text{ kg/m}^3$ ) (**Figure 93**). L'assemblage des poutres a été réalisé de la même manière que les essais n°8 et n°9.



Figure 93 : Test n°10 - Mise en place de l'échantillon

Afin de réguler la température du four selon la condition de feu ISO-834, deux brûleurs ont été mis en marche pendant les 5 premières minutes. Ensuite, nous avons alterné l'allumage de ces deux brûleurs afin d'assurer l'homogénéité de la température dans le four.

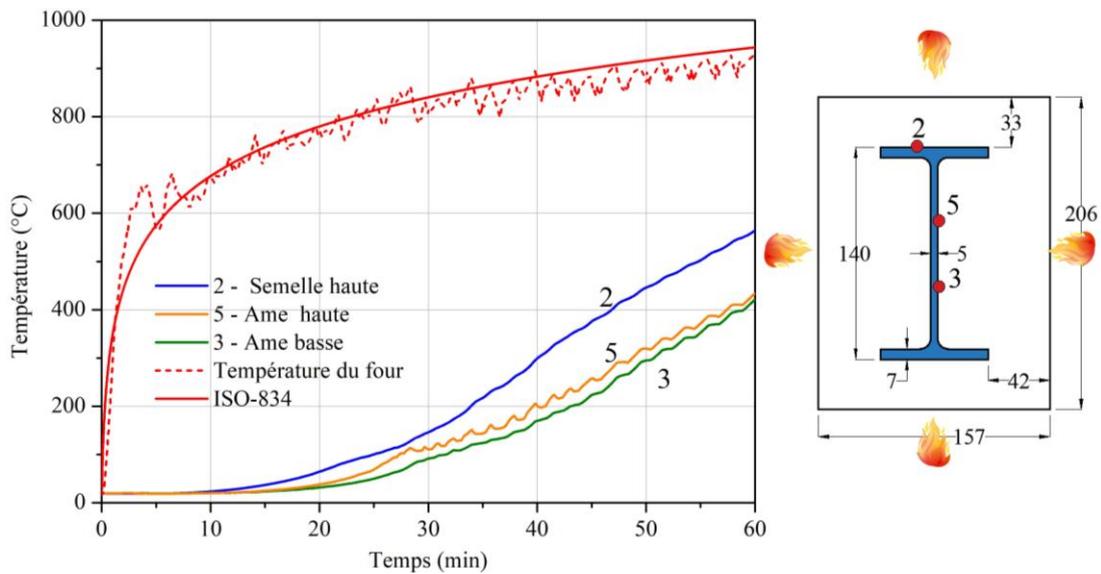


Figure 94 : Évolution de la température des points de mesure sur l'acier (Test n°10)

Avec la protection du bois, la température de l'acier augmente (Figure 94) mais plus lentement en comparaison avec le test n° 9. Après 60 minutes, la température de la semelle supérieure de la poutre en acier est toujours inférieure à 600 °C, ce qui montre le rôle important du bois comme protection complète. Dans cette expérience, la température dans le four a été homogénéisée pendant l'essai sur deux côtés de la poutre. Cela est illustré par la mesure des températures du bois sur les deux côtés de l'échantillon, comme indiqué sur la Figure 95. Cette mesure de température a permis d'estimer la vitesse de combustion du bois en se basant sur une température de 300 °C atteinte dans les thermocouples disposés à différentes profondeurs dans le bois.

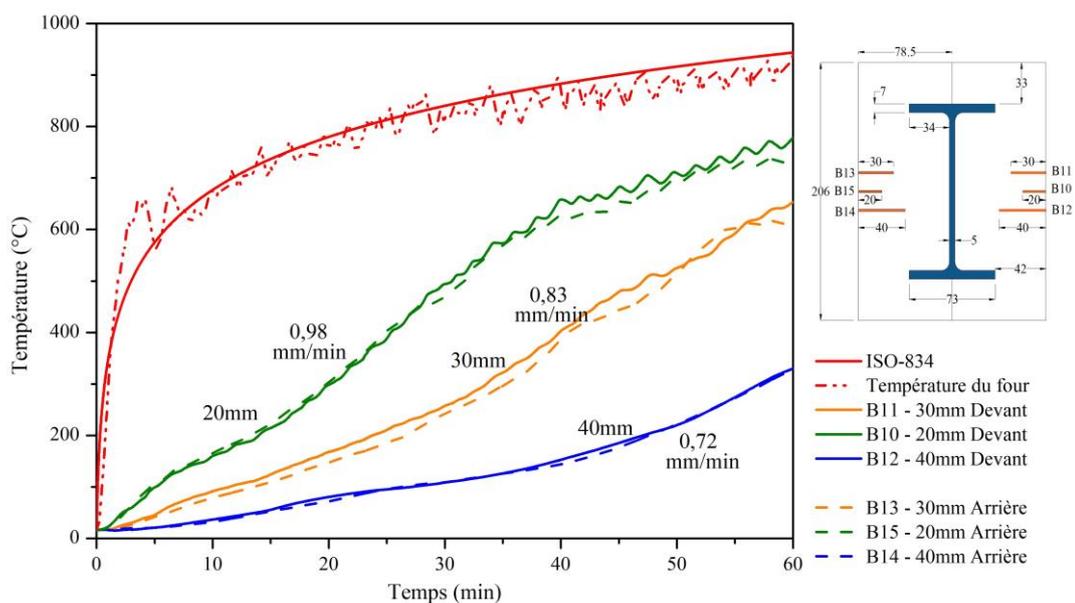


Figure 95 : Évolution de la température des points de mesure dans le bois (Test n° 10)

La vitesse de combustion du bois est la même sur les deux faces de l'échantillon. Ici, nous observons que la vitesse de combustion a tendance à diminuer progressivement avec la profondeur du thermocouple dans le bois de 0,98 mm/min à 0,72 mm/min.

#### III.4.3.3.5. IPE 200 totalement protégé par la peinture intumescente

La peinture intumescente est un dispositif de protection au feu des éléments de structure métallique. Cette protection a l'avantage d'avoir une apparence proche d'une peinture standard, permettant de laisser les éléments de structure visibles. La peinture réagit à une certaine température en formant une meringue qui protège la structure. Cette meringue en gonflant, emprisonne de l'air ce qui contribue à sa faible conductivité thermique et retarde l'élévation de température de l'élément. Les épaisseurs à appliquer sur les structures sont données par le fabricant de peinture. Par exemple, pour les produits PROMAT, les épaisseurs préconisées sont dans une fourchette de 1 à 7 mm d'épaisseur. La peinture intumescente de PROMAT est utilisable pour l'acier [133] et le béton [134].

Afin de comparer les résultats d'essais antérieurs avec le bois comme une méthode de protection au feu, nous avons testé une poutre IPE 200 protégée par peinture intumescente pendant une heure (**Figure 96a**). L'échantillon a été disposé horizontalement et parallèlement à la flamme dans le four (**Figure 96b**). Pour cet essai nous avons appliqué une couche de 3 mm sur une poutre IPE 200 et nous l'avons laissée sécher pendant 6 jours. L'épaisseur classique de peinture pour une poutre IPE 200 est de 2,35mm afin d'assurer la stabilité au feu jusqu'à 30 minutes (R30) des éléments porteurs en acier. Pendant l'essai, les peintures intumescentes réagissent aux températures de 270 °C à 300 °C en gonflant de 30 à 50 fois leur épaisseur initiale suivant le produit comme le montre l'étude de Saulnier, 2022 [130].



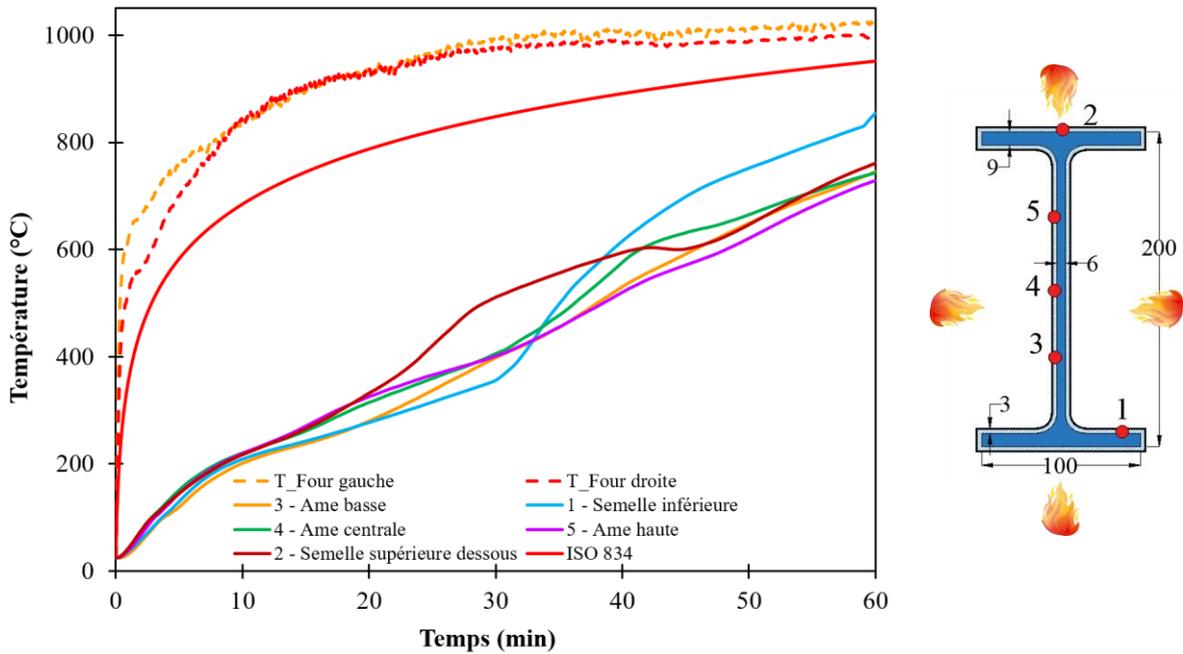
(a) Préparation

(b) Mise en place

(c) Après l'essai

**Figure 96: Test n°11 – Mise en place du profilé en acier protégé par peinture intumescente**

L'essai a été arrêté au bout de 60 minutes. A la fin de l'essai, nous avons mesuré une épaisseur de protection de 60 mm sur l'âme et de 30 mm sur la semelle supérieure (**Figure 96c**). Cinq thermocouples ont été soudés sur la poutre IPE avant la mise en œuvre de la couche de peinture. C'est un test qui a été réalisé au début de la campagne avec deux brûleurs de 35 kW. C'est pourquoi la température dans le four est plus élevée par rapport la courbe de feu normalisé ISO-834 dès le départ et pendant tout l'essai (**Figure 97**).



**Figure 97: Poutre IPE 200 avec protection par 3 mm de peinture intumescente PROMAT SC3 (Test n°11)**

La **Figure 97** montre l'évolution de température sur l'acier protégé en fonction de temps. Les résultats sur les points de mesure (1, 3, 4 et 5) montrent que la peinture intumescente commence à agir à partir de 10 minutes d'exposition au feu, car on observe clairement une bifurcation des courbes autour de 210 °C, ce qui traduirait le développement de la meringue. L'échantillon testé est placé dans un four équipé de brûleurs fioul, c'est pourquoi il présente un aspect de meringue très blanche (**Figure 96c**).

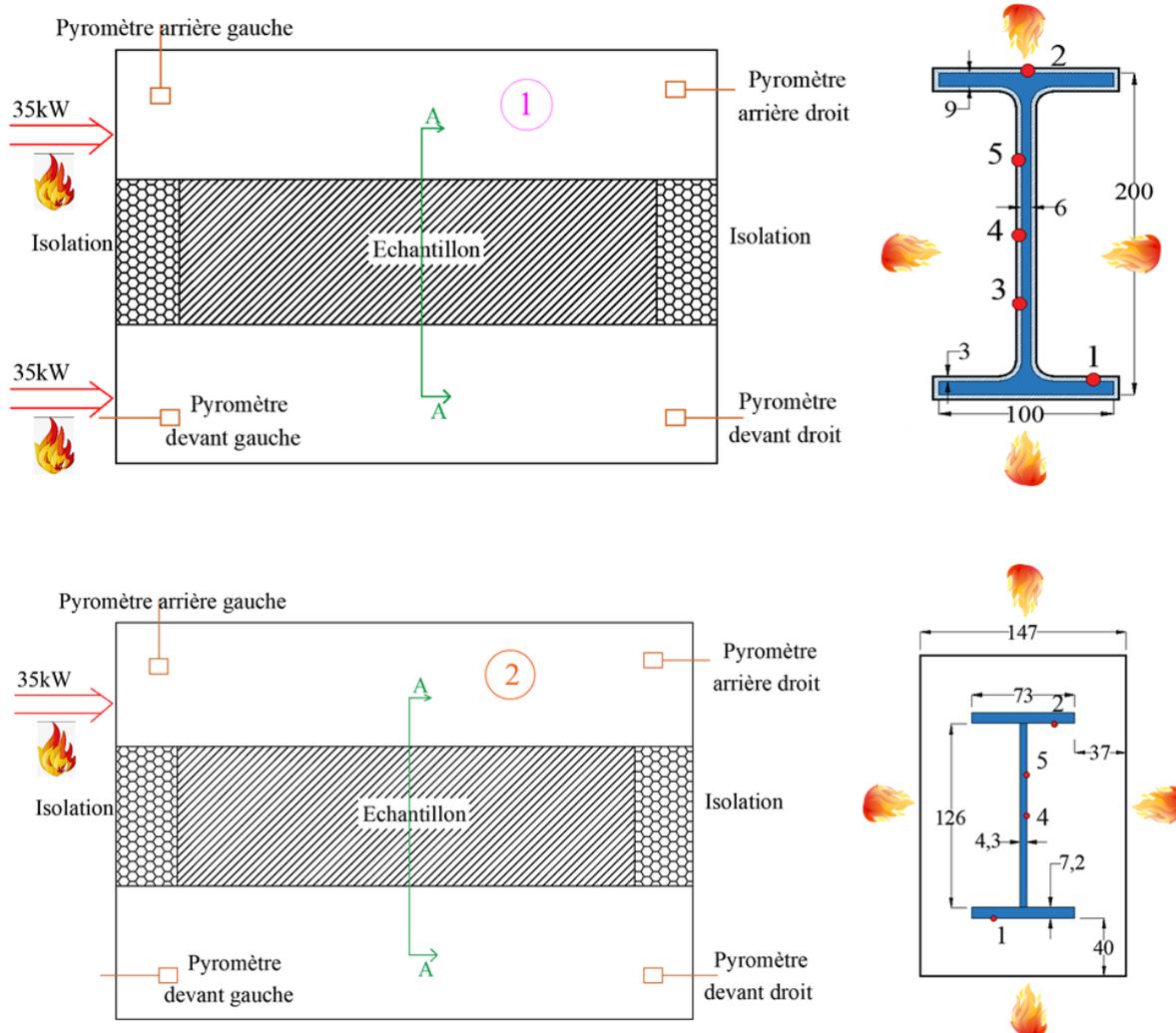
Afin d'arriver à la calibration du four aux conditions de feu ISO-834, nous avons évalué plusieurs éléments dans le four comme : les dispositions des échantillons dans le four, l'usage des brûleurs et les types d'échantillons. Pour analyser les différences entre les configurations expérimentales dans le four et l'utilisation des brûleurs, la **Figure 98** montre 4 configurations différentes : 1, 2, 3 et 4. La configuration n°1 (IPE 200 protégé par de la peinture intumescente) utilisant les deux brûleurs d'une capacité de 35 kW chacun. La température dans le four augmente assez fortement avec une différence de 200 °C par rapport à la courbe ISO-834.

La configuration n°2 est une poutre hybride acier-bois, cette configuration est disposée parallèlement à la flamme comme la configuration n°1. La configuration n°2 utilise un seul brûleur de 35 kW pour tenir compte de la chaleur émise par le bois dans l'expérience. Cependant, la chaleur dégagée par le bois a fait monter la température dans le four jusqu'à 250 °C au-dessus de la courbe standard ISO-834.

La configuration n°3 est également réalisée sur une poutre hybride acier-bois avec un seul brûleur de 35 kW. Cependant, la position de la poutre dans le four a changé, l'éprouvette est placée perpendiculairement à la direction de la flamme. La température moyenne dans le four a une différence allant jusqu'à 300 °C cette fois par rapport à la courbe standard ISO-834. Cela s'explique également par la chaleur dégagée par la combustion des poutres en bois. Dans cette configuration,

les températures sur deux côtés de l'éprouvette (gauche et droite) sont différentes car la poutre hybride est placée perpendiculairement à la flamme. C'est également un problème qui doit être réglé afin d'avoir une température de four uniforme.

Dans la configuration finale numéro 4, l'échantillon est placé parallèlement au feu dans le four. Pour assurer une corrélation entre les températures du four et les normes ISO-834, nous avons réduit la puissance des deux brûleurs de 35 kW à 29 kW. Pour avoir une température uniforme dans le four des deux côtés de l'échantillon, nous avons allumé les deux brûleurs pendant les 5 premières minutes, puis allumé et éteint chaque brûleur à intervalles réguliers tout en observant la température dans le four sur l'écran de réglage. Les bons ajustements dans cette configuration nous ont aidés à aligner les conditions de test aux conditions standard ISO-834. L'expérience acquise avec les tests de cette configuration nous permettent de réaliser les expérimentations de la campagne 2 présentées au chapitre IV.



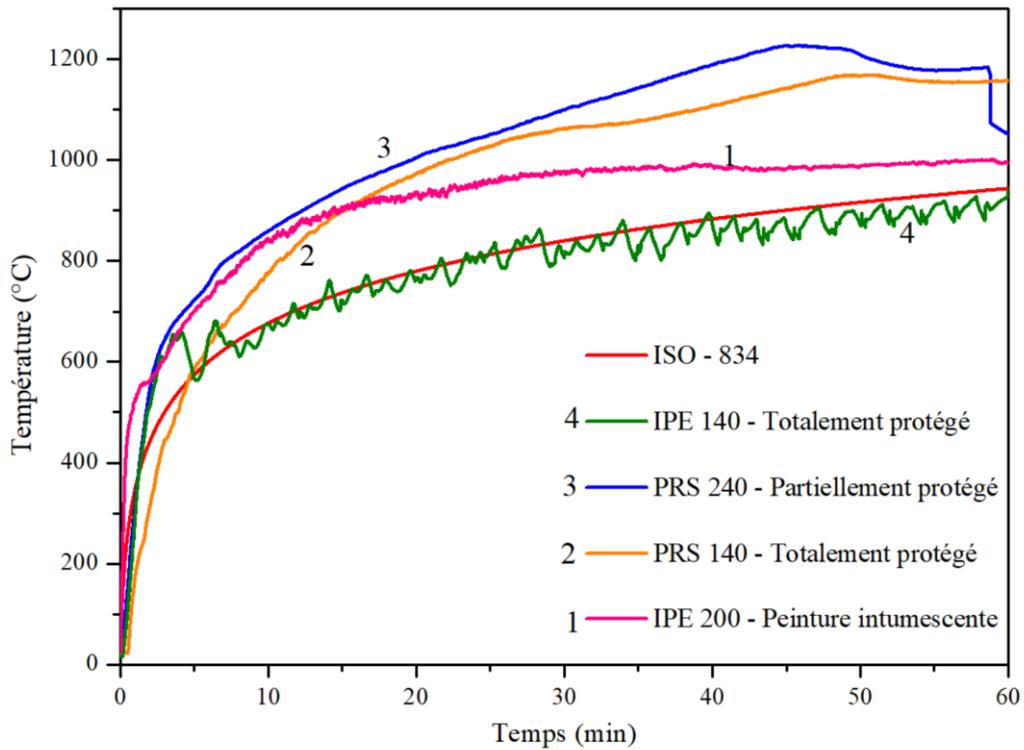
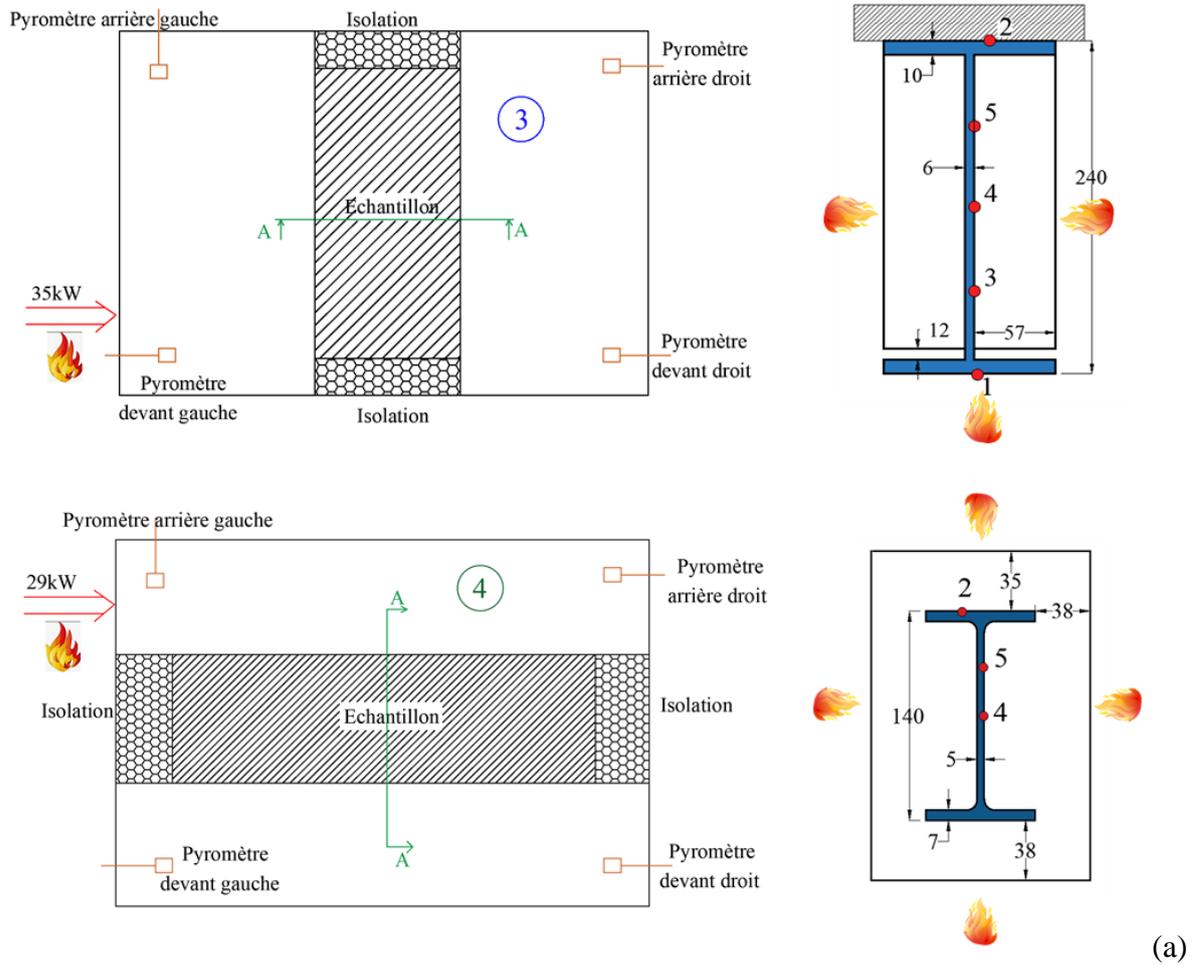
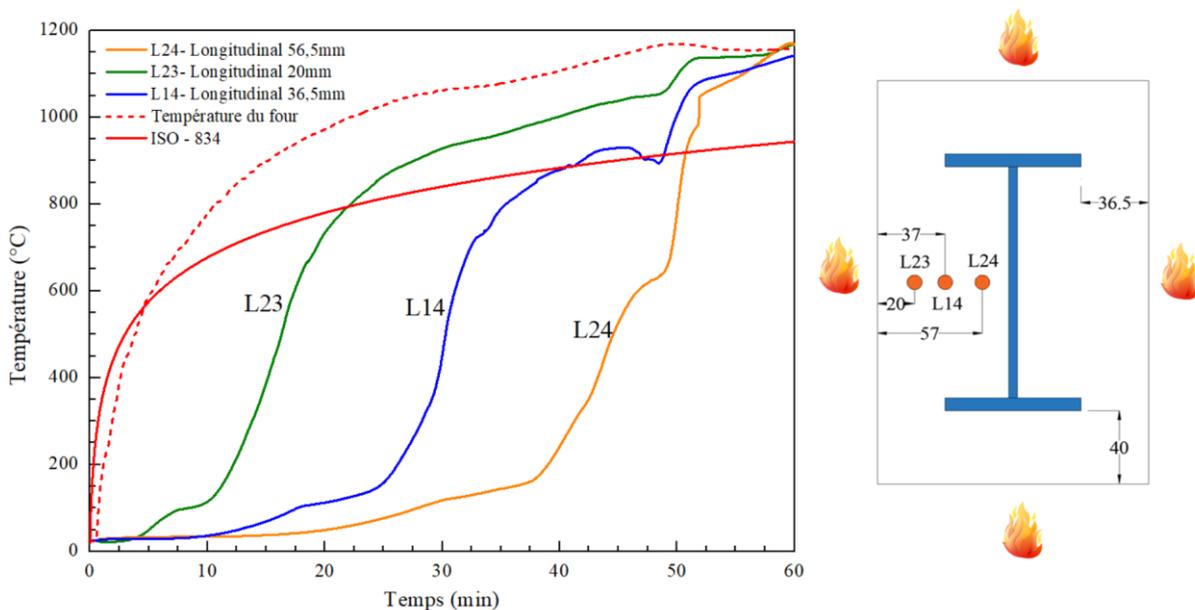


Figure 98: Évolution de la température dans le four pour 4 cas étudiés

### III.4.3.4. Vitesse de carbonisation

La vitesse de carbonisation est mesurée en millimètres par minute. De nombreuses études ont montré que les niveaux de flux thermique en surface exposée, la densité du bois et la teneur en humidité ont une influence majeure sur la vitesse de carbonisation [22], [105]. La vitesse de carbonisation du bois dépend de nombreux facteurs, tels que l'essence du bois (densité, perméabilité ou composition), la teneur en humidité et la direction de la combustion (parallèlement ou perpendiculairement au fil du bois) [22]. Njankouo et al., 2004 [105] ont constaté que la densité du bois a un impact significatif sur la vitesse de carbonisation et ont conclu que le bois plus dense avait une vitesse de carbonisation plus lente. Nous faisons une étude de la vitesse de carbonisation du bois sur nos deux essais (test n° 7, pin et test n° 6, sapin). Dans le test n° 7, le bois utilisé est le pin avec une teneur en eau à 9,2 % et une masse volumique de 330 kg/m<sup>3</sup>. C'est une poutre mixte acier bois totalement enrobée. La poutre est exposée au feu pendant une heure sur les quatre faces de l'échantillon.

La **Figure 99** présente les températures dans le four et à différentes profondeurs dans le bois (L14, L23 et L24). Tous les thermocouples à l'intérieur du bois sont positionnés longitudinalement, suivant l'orientation des fibres du bois, et suivent donc les isothermes comme préconisé dans les études de (Brewer, 2002 [114], Kempna & Republic, 2021 [115], Beck, 1962 [116]). Le chapitre IV présentera différentes méthodes d'implantation des thermocouples et montre que cette méthode d'implantation est celle qui limite au maximum les erreurs des mesures.



**Figure 99: Test n°7 - Température dans le bois en fonction de temps**

A environ 100 °C, l'eau contenue dans le bois s'évapore. Comme la vaporisation est une réaction endothermique, elle offre une protection efficace contre le feu car elle retarde l'augmentation de la température avec un plateau de température à 100 °C. Comme montré dans les travaux de Bartlett et al [81], lors de la carbonisation du bois, l'eau s'évapore sur la face exposée tandis que, de l'autre côté, elle migre dans les parties internes du bois, qui sont restées à des températures plus basses. Ce phénomène explique pourquoi le palier de température à 100 °C des thermocouples L14 et L24 est plus long pendant 8-10 minutes en comparaison avec celui du thermocouple L23 proche de la face

exposée au feu (profondeur de 20 mm). Les courbes L23, L14 et L24 permettent d'avoir une estimation du gradient de température dans le bois.

La vitesse de carbonisation est estimée en se basant sur l'évolution de l'isotherme à 300 °C, température considérée comme étant la température de carbonisation du bois. Ainsi, ces courbes nous permettent d'estimer le temps de carbonisation du bois, qui est d'environ 1,33 mm/min (valeur moyenne de trois mesures L23, L24 et L14). Ce résultat montre que la vitesse de carbonisation est bien supérieure aux valeurs obtenues dans la littérature pour la courbe standard ISO-834 (environ 0,8 mm/min pour les résineux) [99]. Cette observation de vitesse de carbonisation élevée faite sur la base des mesures de thermocouples dans le bois peut s'expliquer par la courbe de température dans le four qui a fortement augmenté en raison de la combustion du bois.

Dans le test n° 6, l'échantillon est une poutre mixte acier-bois, le bois est du sapin avec une teneur en eau de 10 % et une masse volumique de 425 kg/m<sup>3</sup>. La poutre est exposée au feu pendant une heure sur trois faces et protégée sur la face supérieure (Figure 100).

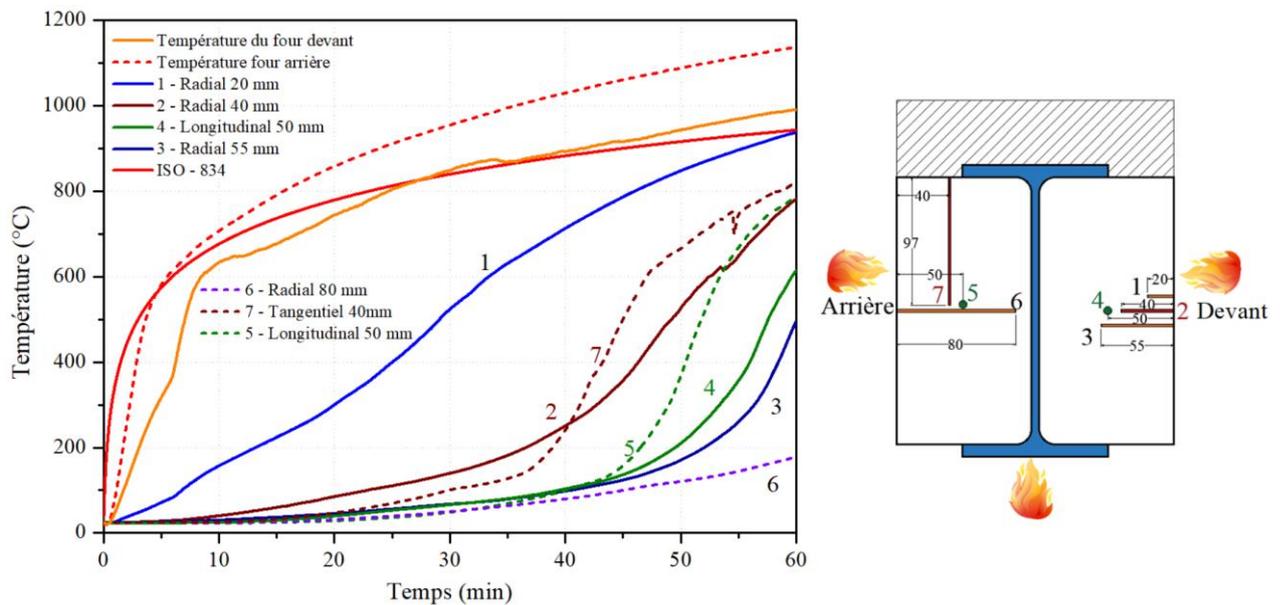


Figure 100 : Test n°6 - Évolution de la température des points de mesure sur dans le bois

La Figure 100 montre la température mesurée dans le bois des deux côtés de la poutre acier-bois. Les thermocouples ont été introduits selon 3 directions différentes par rapport au fil du bois : tangentielle (n°7), radiale (n° 1, 2, 3, 6) et longitudinale (n° 4 et 5). Le but de ces différentes mises en œuvre de thermocouples est de comparer la précision des résultats de mesure en fonction des méthodes de mesure. Le transfert de chaleur entre les différentes directions dans le bois est en effet différent.

Dans cette expérience, il y avait plus de bois et plus d'isolation sur la semelle supérieure de la poutre, créant une cloison qui a entraîné une disparité entre les deux côtés de la poutre. On peut observer qu'en raison de la différence de température entre les côtés gauche (arrière) et droit (devant) de l'échantillon, les thermocouples 7 et 5 (arrière) donnent une vitesse de carbonisation moyenne sur le bois de 0,98 mm/min par rapport aux thermocouples 2 et 4 (devant) où la vitesse de carbonisation moyenne sur le bois est de 0,92 mm/min. D'un point de vue thermique, l'arrière du four est plus

chaud car la flamme utilisée est située à l'arrière. C'est pourquoi en comparant les thermocouples à la même profondeur (n°7 avec n°2 à 40 mm, n°5 avec n°4 à 50 mm), on constate que le n°7 et le n°5 ont une vitesse de carbonisation plus rapide car ils sont situés à l'arrière du four. Dans ces essais aussi, la courbe de température dans le four dépasse toujours la courbe ISO-834 en raison d'une grande quantité de bois qui fournit la chaleur pour ce test pendant 5 à 7 minutes.

Pour les thermocouples introduits dans la direction radiale à une plus grande profondeur, il n'y a pas beaucoup de différence par rapport aux thermocouples introduits dans la direction longitudinale. Dans les expériences à venir, une comparaison sera effectuée entre les emplacements des thermocouples sur la face exposée et la face non exposée. Pour savoir quelle configuration de mesure conduit à des résultats "corrects", en s'appuyant sur la profondeur de carbonisation, mesurée après l'enlèvement du charbon, qui peut être utilisée comme référence.

### **III.5. Conclusion**

Dans ce chapitre, nous avons présenté l'effet isolant du bois qui limite l'échauffement des poutres en acier. Cependant, la mesure de température dans l'épaisseur du bois était une étape très importante pour bien mener cette étude. Les tests réalisés dans cette étude ont montré des résultats positifs et encourageants. En effet, les températures mesurées sur de l'acier protégé atteignent une température critique de 550 °C après 35 ou 40 minutes selon les différentes configurations alors que le même acier non protégé atteignait cette valeur critique entre 5 et 10 minutes. En présence de matériau combustible tel que le bois, il est nécessaire de contrôler la température dans le four pour pouvoir suivre la courbe ISO-834. En effet, la vitesse moyenne de carbonisation du bois mesurée est assez importante : de 0,93 à 1,25 mm/min dans notre première campagne, ce qui est différent des valeurs de l'Eurocode 5 [135] et d'autres études existantes [22], [91]. Ce constat confirmé par des mesures de température réalisées sur du bois et de l'acier peut s'expliquer par la courbe de température dans le four qui a fortement augmenté en raison de la combustion du bois. Le fait d'avoir dépassé la courbe de feu ISO-834 joue un rôle important sur la vitesse de carbonisation du bois mesurée dans ce chapitre. Les expériences présentées au chapitre IV étudient les autres facteurs qui influencent sur les mesures de température dans le bois car celles-ci sont utilisées pour déterminer la vitesse de carbonisation du matériau (l'emplacement des thermocouples dans le bois, le nombre des faces exposées au feu, la taille des thermocouples, etc.).

## Chapitre IV : Mesure de la température dans le bois

### Sommaire

IV.1. Introduction .....	112
IV.2. Méthode de mesure de température dans le bois .....	114
IV.3. Résultats des mesures des de température dans le bois .....	117
IV.3.1. Poutre en bois - Deux faces exposées au feu (Test n°12).....	117
IV.3.2. Poutre en bois et profilé acier en U : une et deux faces exposées au feu .....	119
IV.3.2.1. Deux faces exposées au feu (bois et profilé acier en U - Test n°13) .....	119
IV.3.2.2. Une face exposée au feu (bois et profilé acier en U, Test N° 14).....	124
IV.4. Etude de sensibilité.....	128
IV.4.1. Influence de la conduction sur le thermocouple K .....	128
IV.4.2. Influence de la taille des thermocouples.....	131
IV.5. Bilan de tous les essais au regard de la vitesse de combustion du bois .....	132
IV.6. Conclusion.....	135

## IV.1. Introduction

Lors des essais réalisés dans le cadre de la thèse, la température dans le matériau bois est mesurée à l'aide de thermocouples K. Les différentes recherches sur ce sujet ont été montrées dans la section II.6, chapitre II. La précision de la mesure est cependant difficile à garantir car les sources d'erreurs sont importantes [116]: type de thermocouple utilisé (gainé ou soudé), taille, implantation exacte, orientation par rapport aux isothermes, dissipation de chaleur via le thermocouple, et contact imparfait avec l'échantillon. Pour répondre à cette problématique, nous proposons de mesurer la couche carbonisée après essai à l'endroit où les thermocouples sont positionnés sur chaque échantillon testé. Nous pouvons ainsi évaluer la précision des mesures obtenues par thermocouples en considérant leur capacité à prédire la zone carbonisée du bois. Il s'agit d'une méthode efficace pour évaluer avec précision la vitesse de carbonisation du bois et confirmer les meilleures dispositions et mises en œuvre des thermocouples afin d'obtenir des résultats précis. Ainsi, dans ce chapitre IV, la campagne 2 est mise en place pour étudier particulièrement les mesures des températures dans l'épaisseur de différents échantillons de bois résineux massif et de bois lamellé-collé.

Dans ce chapitre, nous nous intéressons aux points suivants :

- comparaison des vitesses de carbonisation pour différentes courbes de température de four et différentes dispositions (radiale, tangentielle, longitudinale) du thermocouple.
- comparaison des vitesses de carbonisation du bois entre les mesures faites par les thermocouples, les mesures de l'épaisseur de bois résiduel après essai.
- conclusion sur la méthode de mesure la plus fiable.

Les résultats des poutres en bois seul (douglas, sapin et peuplier) et bois-métal en U, de la campagne d'essais n°2, sont présentés dans ce chapitre. Certains essais sont menés pour évaluer l'effet de certains paramètres et phénomènes qui pourraient avoir une influence sur les résultats de mesure. Il s'agit d'étudier l'effet de la conduction sur le corps du thermocouple ainsi que la taille des thermocouples. Ces essais permettront de traiter avec confiance les résultats de la campagne d'essais.

Le chapitre IV expose les résultats de la deuxième campagne d'essais dans laquelle nous avons étudié des échantillons de bois résineux (douglas et sapin), ainsi que de bois feuillus (peuplier). Ces essais ont été menés avec des bois ayant une densité élevée, variant de  $780 \text{ kg/m}^3$  à  $1000 \text{ kg/m}^3$  à l'état vert, et de  $450 \text{ kg/m}^3$  à  $705 \text{ kg/m}^3$  à l'état sec.

La **Figure 101** illustre la configuration de la campagne d'essais n°2 (9 essais). Cette campagne a concerné deux poutres mixtes acier-bois (acier en U) et des échantillons de bois seuls pour déterminer la méthode de mesure la plus adéquate pour la température du matériau bois.

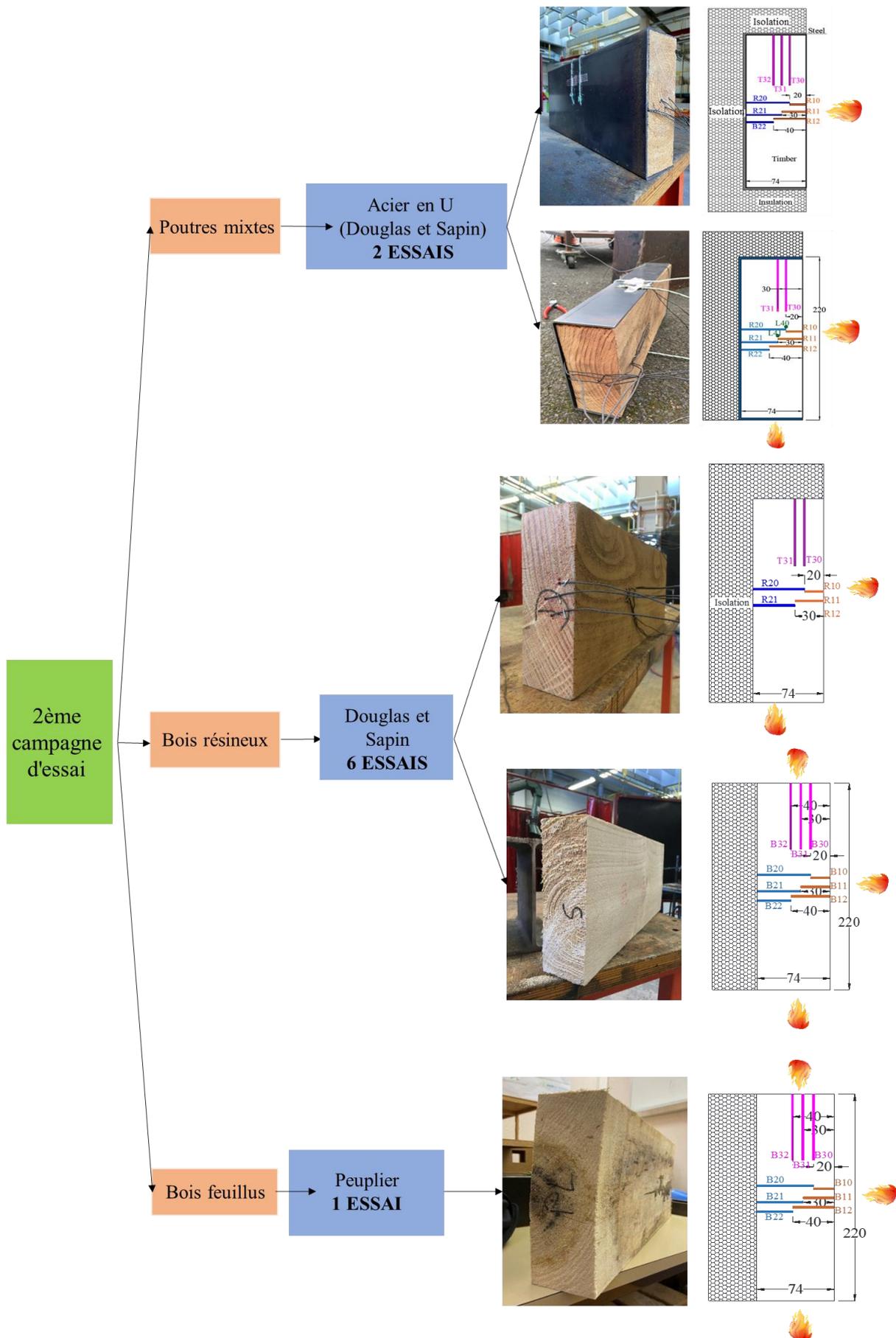
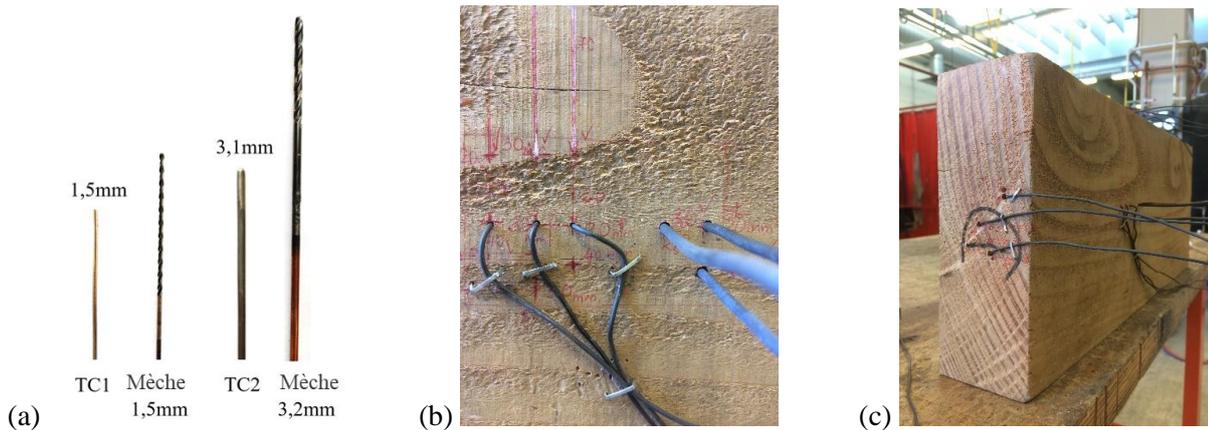


Figure 101: Organigramme de la campagne d'essais n°2

## IV.2. Méthode de mesure de température dans le bois

Pour une même profondeur, les températures varient fortement en fonction du type de thermocouple utilisé et de la méthode de la mise en œuvre. Les températures en profondeur dans le bois ont été enregistrées par des thermocouples de type K à gaine métallique semi-rigide avec la soudure chaude isolée (pas de boucles de masse) de 1,5 et 3 mm de diamètre (**Figure 102a,b**). Ces thermocouples sont positionnés dans l'échantillon bois à différentes profondeurs et suivant les différentes directions des fibres du bois (**Figure 102c**). Nous avons percé les trous aux mêmes diamètres de 1,5 mm sur le bois pour insérer nos thermocouples K. Il est possible de déformer, plier la gaine métallique du thermocouple pour l'adapter à la situation sans affecter les performances du capteur.



**Figure 102 : Mèches à bois et taille du thermocouple (a) Emplacement des thermocouples (b et c)**

Les échantillons de bois sont placés dans le four au-dessus des brûleurs et en parallèles à la flamme. Les poutres de bois sont exposées sur trois ou quatre faces lors de l'essai au feu. Toutes les mesures sont installées à mi-longueur (L) de la poutre (position  $L/2 = 250$  mm). Certains échantillons sont munis d'un profilé métallique en U, notamment pour les cas d'exposition 1 et 2 faces.

Sept tests (de n°12 à n°14 et de n°17 à n°21) sont effectués sur des échantillons de bois avec ou sans profilé en U. Les échantillons sont placés horizontalement dans le four (**Figure 103**) et sont soumis à une exposition au feu standard ISO-834 sur 1, 2 ou 3 faces (**Tableau 16**).

**Tableau 16 : Liste des tests réalisés durant la 2<sup>ème</sup> campagne**

Test n°	Profilé d'acier	Type de bois / Essai	Nombre de faces exposées au feu	Condition de feu
12		Douglas	2 faces	ISO-834
13	Acier en U (3 mm)	Douglas	2 faces	ISO-834
14	Acier en U (3 mm)	Sapin	1 face	ISO-834
15, 16		Conduction et rayonnement sur thermocouple		Feu de bougie
17		Douglas Influence de la conduction	1 face	ISO-834
18		Douglas	3 faces	ISO-834

		Influence de la taille de thermocouple		
<b>19</b>	-	Sapin	3 faces	ISO-834
<b>20</b>		Peuplier	3 faces	ISO-834
<b>21</b>		Douglas	3 faces	ISO-834

Des études existantes recommandent d'installer les thermocouples (TC) parallèlement aux isothermes (Brewer, 2002 [117], Kempna & Republic, 2021 [118], Beck, 1962 [119]). Ainsi, il nous a semblé intéressant d'étudier l'écart de température mesurée, et par conséquent la valeur de vitesse de combustion, entre la direction radiale (pont froid) et les directions parallèles aux isothermes (direction longitudinale ou tangentielle).

Le test n°12 étudie l'effet de l'introduction des thermocouples à partir des faces exposées et non exposées de la poutre en bois. Ainsi, deux thermocouples sont introduits à partir de la face radiale exposée, deux à partir de la face radiale non exposée et deux à partir de la face tangentielle non exposée. Ces thermocouples sont disposés à la même profondeur de 20 ou 30 mm comptée à partir de la face radiale exposée (**Tableau 17a**). La face radiale correspond à la hauteur de la section et la tangentielle à la largeur (**Figure 104**).

Le test n°13 étudie également l'influence de la face d'introduction du thermocouple en considérant une troisième profondeur de 40 mm ainsi que des thermocouples introduits dans la direction longitudinale. Un profilé métallique en U est utilisé pour entourer le bois et limiter ses échanges avec l'environnement extérieur. Ainsi, quatre groupes de thermocouples sont utilisés : groupe radial sur la face exposée (3 thermocouples) et non exposée (3 thermocouples), groupe tangentiel (2 thermocouples) et groupe longitudinal (2 thermocouples) (**Tableau 17b**). Le test n°14 étudie les mêmes effets que l'essai n°13 mais en considérant une seule face exposée et sans utiliser de capteurs introduits longitudinalement (**Tableau 17c**). Les échantillons des tests 17 à 20 sont des poutres en bois seul exposés au feu sur trois faces. La vitesse de carbonisation (mm/min) est calculée sur la base de l'isotherme à 300 °C pour chaque thermocouple.

**Tableau 17 : Configurations bois et bois-acier avec différentes expositions et dispositions de thermocouples**

Test N°12	Test N°13	Test N°14
a) Douglas 8 thermocouples (Radial exposé et non exposé, et 2 thermocouples (Tangentiel non exposé), 2 profondeurs	b) Douglas avec section en acier en U 10 thermocouples (Radial exposé et non exposé, Tangentiel non exposé, Longitudinal non exposé), 3 profondeurs	c) Sapin avec section en acier en U 9 thermocouples (Radial exposé et non exposé, Tangentiel non exposé), 3 profondeurs

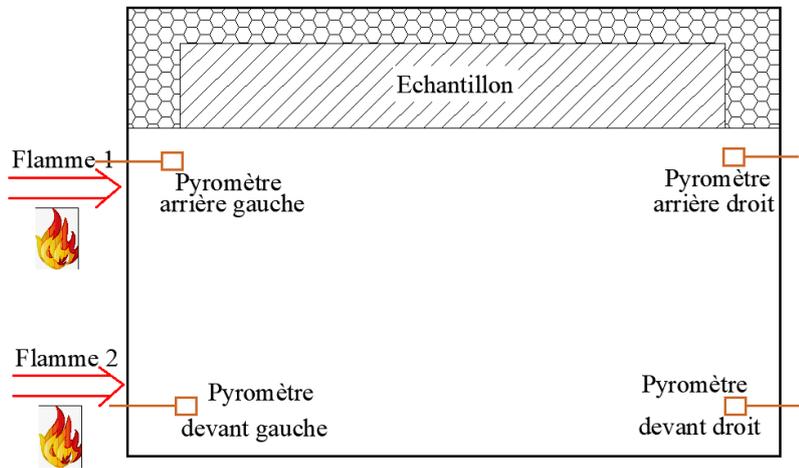
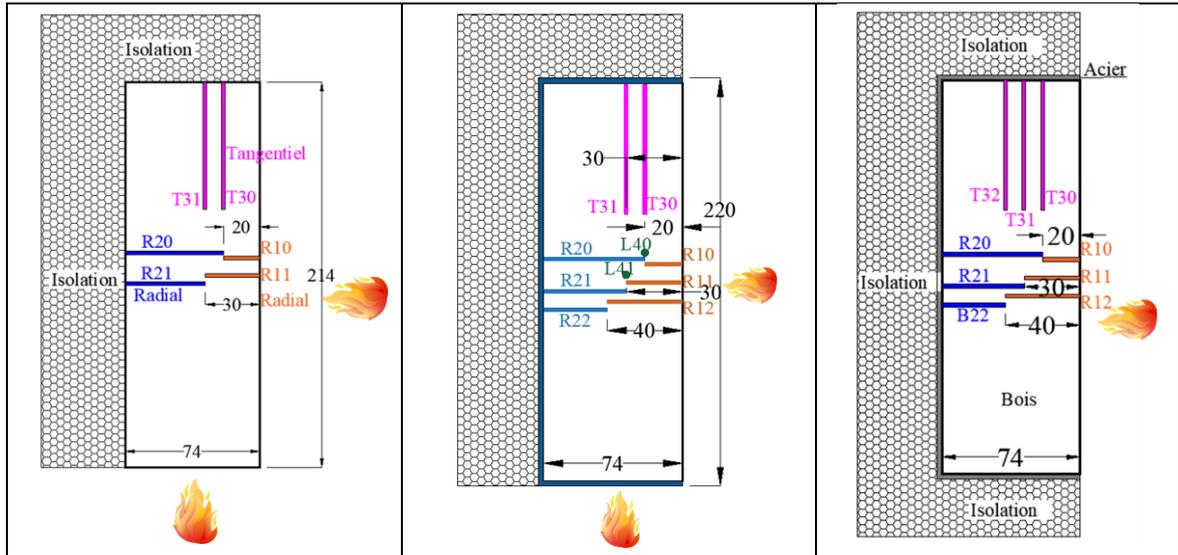


Figure 103 : Vue de dessus de la position de l'échantillon dans le four (2<sup>ème</sup> campagne d'essais)

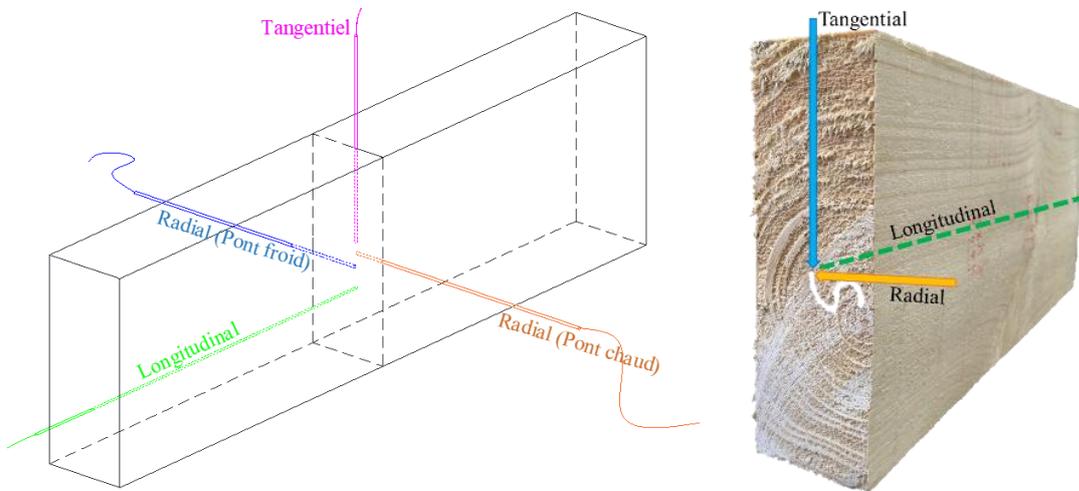


Figure 104 : Introduction des thermocouples dans le bois (directions radiale, tangentielle et longitudinale)

La **Figure 104** montre les trois directions principales dans le bois (radiale, longitudinale et tangentielle).

Avant de lancer les essais, nous avons caractérisé les propriétés physiques des nouveaux bois testés telles que la teneur en eau, la masse volumique selon les méthodes précisées dans la section III.4 du chapitre III. Les résultats sont présentés dans le **Tableau 18**.

*Tableau 18 : Dimensions et caractéristiques physiques des bois*

Essence du bois	Largeur (mm)	Hauteur (mm)	Longueur (mm)	Densité (kg/m <sup>3</sup> )	Teneur en eau (%)
<b>Douglas</b>	74	221	501	567	12
<b>Sapin</b>	74	220	499	425	10
<b>Peuplier</b>	74	222	502	445	11

La température mesurée du four suit la courbe standard ISO-834 pendant les 60 minutes d'essai.

Le four a été arrêté après 60 minutes d'essai pour comparer les mesures de température et la partie carbonisée observée sur les différents éléments de bois. Pour arrêter la carbonisation du bois juste après l'arrêt du four, l'échantillon est plongé dans l'eau. Ces essais permettent de comparer l'épaisseur de la couche carbonisée, mesurée après essai, avec celle obtenue en considérant les mesures des thermocouples à 300 °C.

### IV.3. Résultats des mesures des de température dans le bois

#### IV.3.1. Poutre en bois - Deux faces exposées au feu (Test n°12)

Les **Figure 105** présente la comparaison des températures pour les différents thermocouples disposés dans l'échantillons de bois à 20 mm de profondeur en partant de la face exposée et la **Figure 106** montre les résultats pour une profondeur de 30 mm. Pour chaque profondeur, il y a deux thermocouples en parallèle (radial exposé et non exposé). Il peut être observé que tous les thermocouples introduits depuis une face exposée (pont chaud) donnent des températures plus élevées que celles mesurées avec les thermocouples introduits à partir d'une face non exposée (pont froid). Pour tous les thermocouples introduits par les faces non exposées, la température n'augmente pas pendant un temps d'exposition au feu ( $t < 7$  minutes pour une profondeur de 20 mm et  $t < 10$  minutes pour une profondeur de 30 mm). Ensuite, la température augmente progressivement jusqu'à environ 100 °C et se stabilise pratiquement pendant 10 minutes environ.

La vitesse moyenne de carbonisation sur la face exposée, obtenue par les thermocouples introduits selon la direction tangentielle (T30, T31), est de 0,60 mm/min. Celle obtenue par les thermocouples introduits radialement (R20 et R21) est de 0,56 mm/min. En revanche, la vitesse de carbonisation, obtenue par les thermocouples introduits radialement à partir de la face exposée (R10 et R11), est de 0,86 mm/min. Ces mesures montrent que les thermocouples introduits à partir des faces non exposées (radiale et tangentielle, pont froid) sont assez uniformes avec des valeurs de combustion

du bois beaucoup plus faibles que celle obtenue à partir de la mesure radiale sur face exposées (pont chaud).

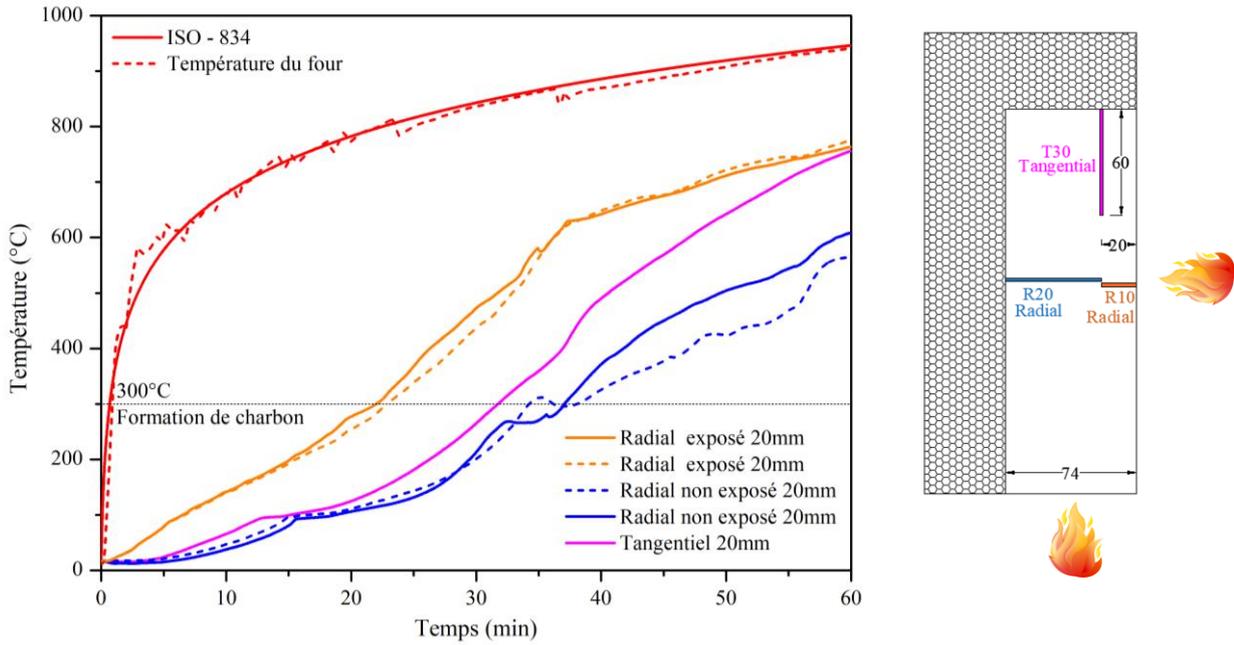


Figure 105 : Évolution de la température dans le bois en fonction du temps à 20 mm de profondeur (Test n°12)

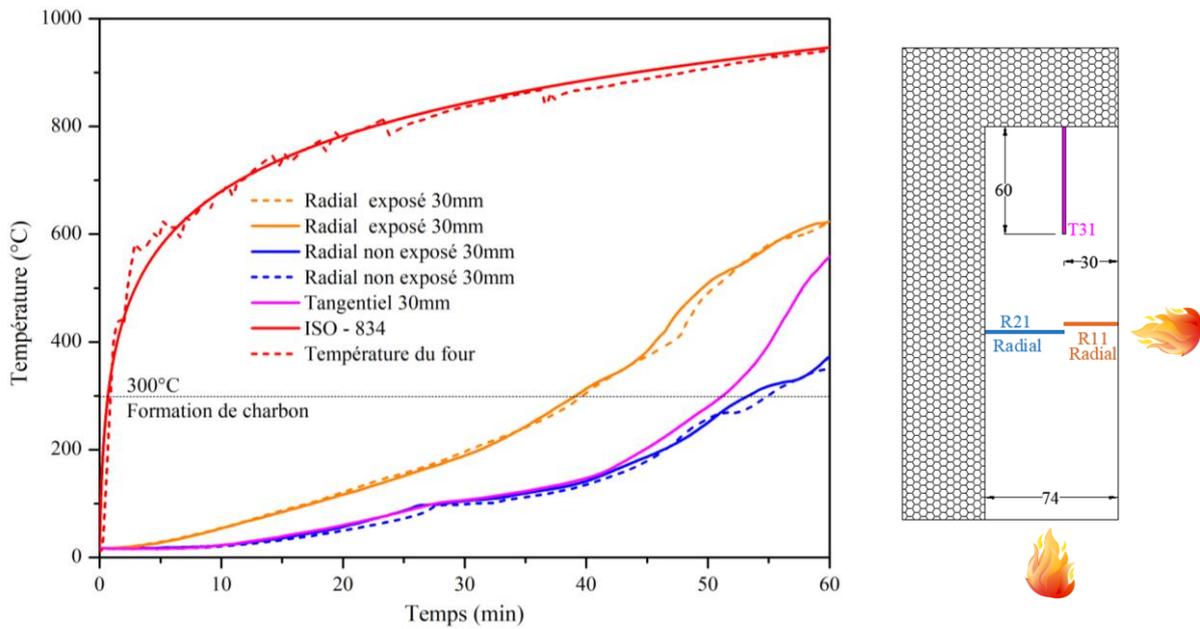


Figure 106 : Évolution de la température dans le bois en fonction du temps à 30 mm de profondeur (Test n°12)

### IV.3.2. Poutre en bois et profilé acier en U : une et deux faces exposées au feu

#### IV.3.2.1. Deux faces exposées au feu (bois et profilé acier en U - Test n°13)

Dans cet essai, un profilé acier en U de 3 mm d'épaisseur enveloppe trois faces de la poutre en bois pour avoir un effet barrière et limiter les échanges avec l'extérieur. Comme pour tous les essais de la campagne 2, l'échantillon est placé à l'arrière du four. Les deux faces exposées sont la face avant non protégée par l'acier et la face inférieure protégée par l'acier (**Figure 107**).

Le bois utilisé est de type Douglas massif (74 mm d'épaisseur, 214 mm de largeur et 500 mm de longueur). Des thermocouples de type K sont placés sur les deux matériaux : acier et bois, à différentes profondeurs de 20, 30 et 40 mm. Ces thermocouples sont séparés en 4 groupes comme présenté dans le **Tableau 19**.

*Tableau 19: Liste des thermocouples utilisés pour l'essai du bois avec profilé acier en U (Test n°13)*

N°		Profondeur à partir de la surface exposée (mm)	Direction d'introduction du thermocouple	Direction par rapport à l'isotherme
<b>Groupe 1</b>	R10	20	Radial exposé	Perpendiculaire
	R11	30	Radial exposé	Perpendiculaire
	R12	40	Radial exposé	Perpendiculaire
<b>Groupe 2</b>	R20	20	Radial non exposé	Perpendiculaire
	R21	30	Radial non exposé	Perpendiculaire
	R22	40	Radial non exposé	Perpendiculaire
<b>Groupe 3</b>	T30	20	Tangentiel non exposé	Parallèle
	T31	30	Tangentiel non exposé	Parallèle
<b>Groupe 4</b>	L40	20	Longitudinal non exposé	Parallèle
	L41	30	Longitudinal non exposé	Parallèle



**Figure 107 : Epreuve bois et profilé acier en U et thermocouples à différentes profondeurs dans le bois (Test n°13)**

Les évolutions de la température en fonction du temps d'exposition au feu à différentes profondeurs de thermocouples dans le bois sont présentées sur les figures suivantes : **Figure 108**, **Figure 110** and **Figure 111**.

Pour tous les thermocouples introduits par les faces non exposées, la température n'augmente pas pendant un temps d'exposition au feu  $t < 7$  min. Ensuite, la température augmente progressivement jusqu'à environ 100 °C et se stabilise pratiquement pendant 10 minutes environ. Ce plateau correspond à la phase de séchage du bois et l'évaporation de l'eau. Cependant, la température du thermocouple introduit à partir de la face exposée au feu augmente de façon continue depuis le début de l'essai. Ceci montre qu'à 20 mm et 30 mm de profondeur, la mesure est discutable en phase initiale du fait de l'échauffement du thermocouple plongé dans le feu et aussi de l'échange possible à travers le trou de perçage dans le bois (**Figure 108** et **Figure 110**). Pour les mesures à une profondeur de 40 mm (**Figure 111**), le thermocouple introduit à partir de la surface exposée chauffe pratiquement de la même façon que celui introduit du côté non exposé en montrant également un plateau autour de 100 °C. Cependant, l'écart se creuse entre les 2 thermocouples à partir d'environ 30 minutes. Ceci montre qu'à partir d'une certaine profondeur, les thermocouples introduits à partir de la surface exposée commencent à avoir, en phase initiale, des mesures peu influencées par l'échange avec la face exposée au feu. Au fur et à mesure de la progression du feu, ces thermocouples commencent à être influencés par la progression du feu sur l'épaisseur du bois.

À des températures supérieures à 100 °C, le niveau de température augmente rapidement. La formation de charbon est considérée comme se produisant à des températures supérieures à 300 °C [21]. Une vitesse moyenne de carbonisation de 0,6 mm/min est ainsi obtenue pour les groupes de thermocouples en pont froid (R20, R21 et R22), contre une vitesse moyenne plus élevée obtenue par les thermocouples en pont chaud aux différentes profondeurs (R10, R11 et R12) de 0,8 à 1 mm/min. Ces estimations déduites des mesures de températures seront confrontées aux mesures d'épaisseur résiduelle de bois comme illustré à la **Figure 109**. Pour les trois mesures de température, à partir des faces non exposées (radiale, tangentielle, longitudinale), l'écart est seulement de l'ordre de 10 % entre les différentes valeurs moyennes de la vitesse de combustion.

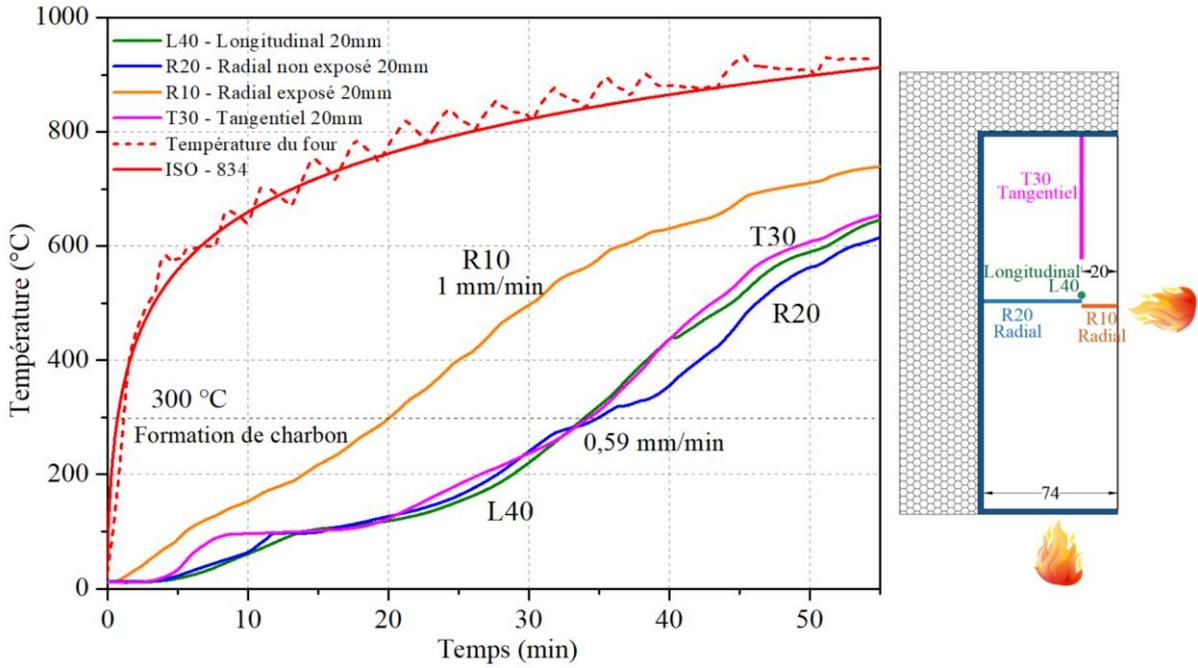


Figure 108: Évolution de la température des thermocouples à 20 mm de profondeur dans le bois (Test n°13)

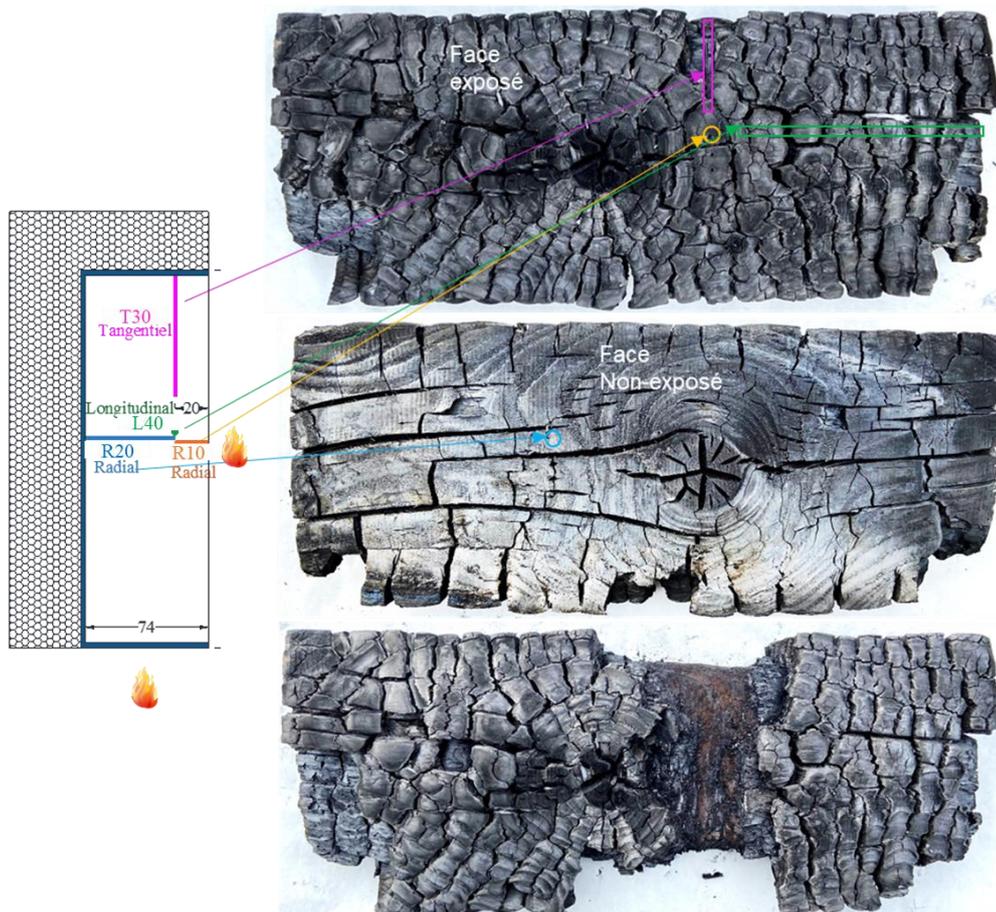


Figure 109: Surface carbonisée et position des thermocouples à 20 mm sur l'échantillon après essai (Test n°13)

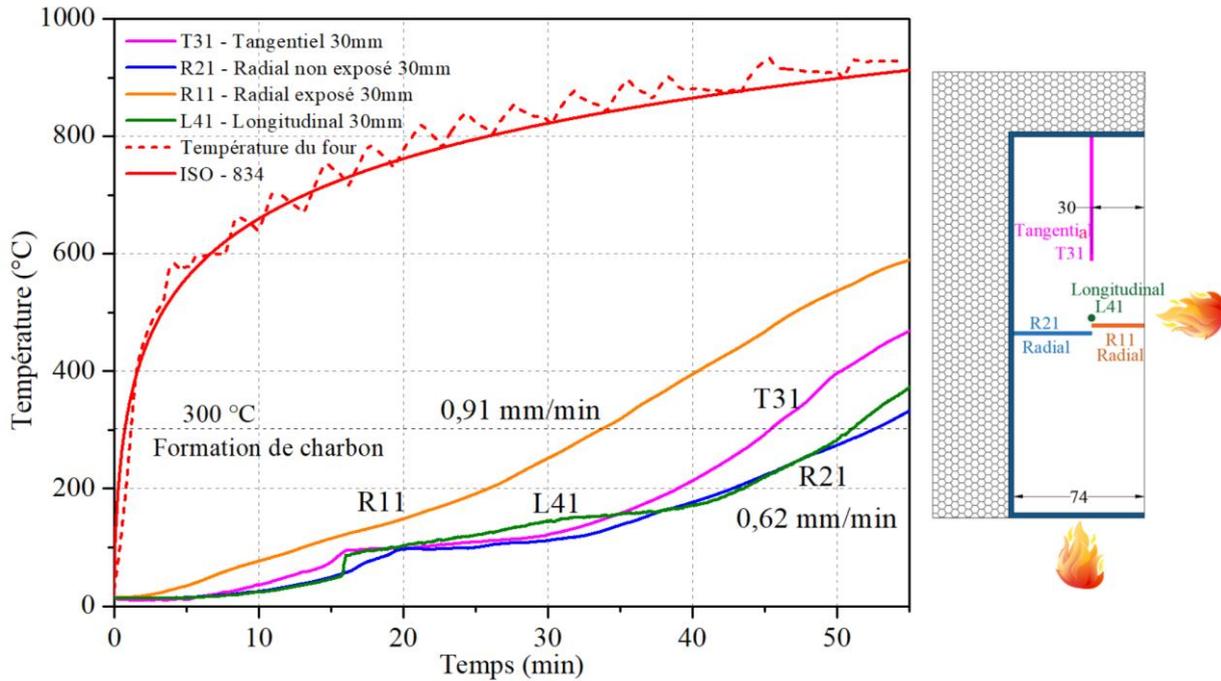


Figure 110 : Évolution de la température des thermocouples à 30 mm de profondeur dans le bois (Test n°13)

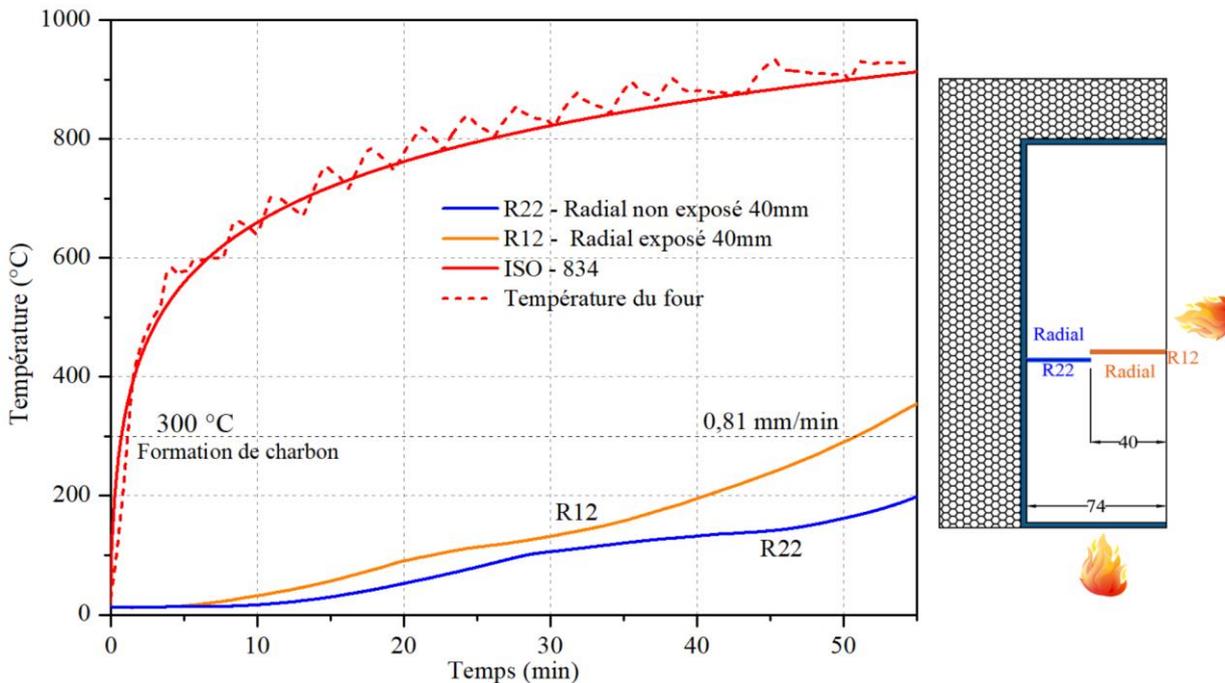
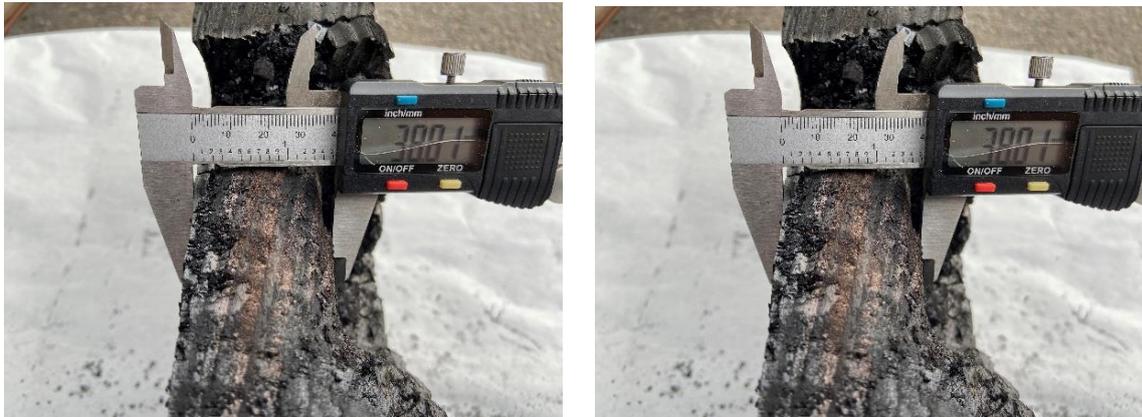


Figure 111 : Évolution de la température des thermocouples à 40 mm de profondeur dans le bois (Test n°13)

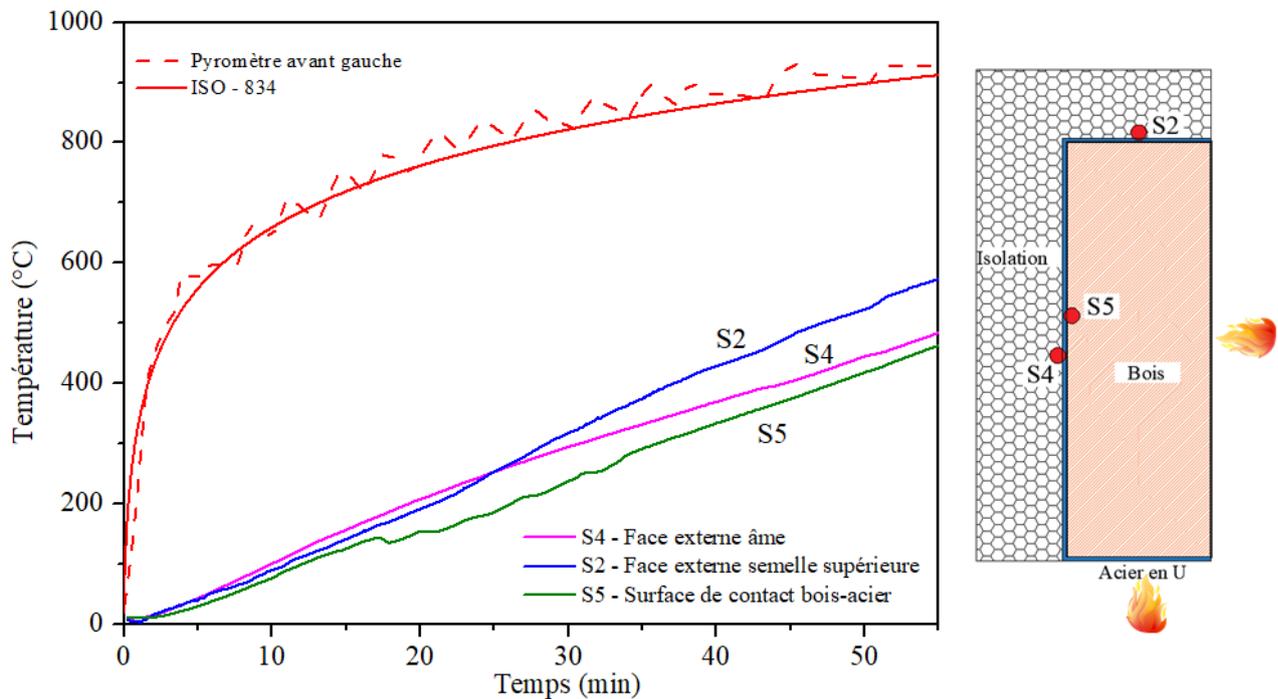
Les mesures effectuées à partir de différentes faces ont montré que la face exposée donne les températures les plus élevées. Pour juger de la précision de ces mesures, elles sont comparées en considérant la vitesse de carbonisation du bois (300 °C) et la mesure de la section carbonisée du bois après essai. Ainsi, la couche résiduelle du bois (non carbonisée) est mesurée (Figure 112) )

afin d'en déduire l'épaisseur de la couche de charbon formée. Les résultats issus de ces mesures sont donnés au **Tableau 23**.



*Figure 112: Mesure de la section résiduelle du bois après essai au feu*

Sur l'acier, deux thermocouples sont soudés directement à sa surface par points et fixés par des brides (B26 et B15). Un troisième thermocouple, également de type K (B16), a été placé entre le bois et l'acier pour observer l'évolution de la température au regard de la migration attendue de la vapeur d'eau et du possible effet barrière apporté par la paroi en acier (**Figure 113**).



*Figure 113 : Évolution de la température sur l'acier en fonction de temps (Test n°13)*

La **Figure 113** montre l'évolution de la température des trois mesures sur l'acier : B15, B26 et B16. La courbe du thermocouple B16, disposé entre les deux matériaux acier-bois, montre que la vapeur d'eau a une certaine influence pour une température de l'ordre de 100 °C.

**IV.3.2.2. Une face exposée au feu (bois et profilé acier en U, Test N° 14)**

Dans cet essai, le bois utilisé est du sapin. Les thermocouples sont introduits sur les faces exposées et non exposées (comme pour les essais 12 et 13) (**Figure 114**).

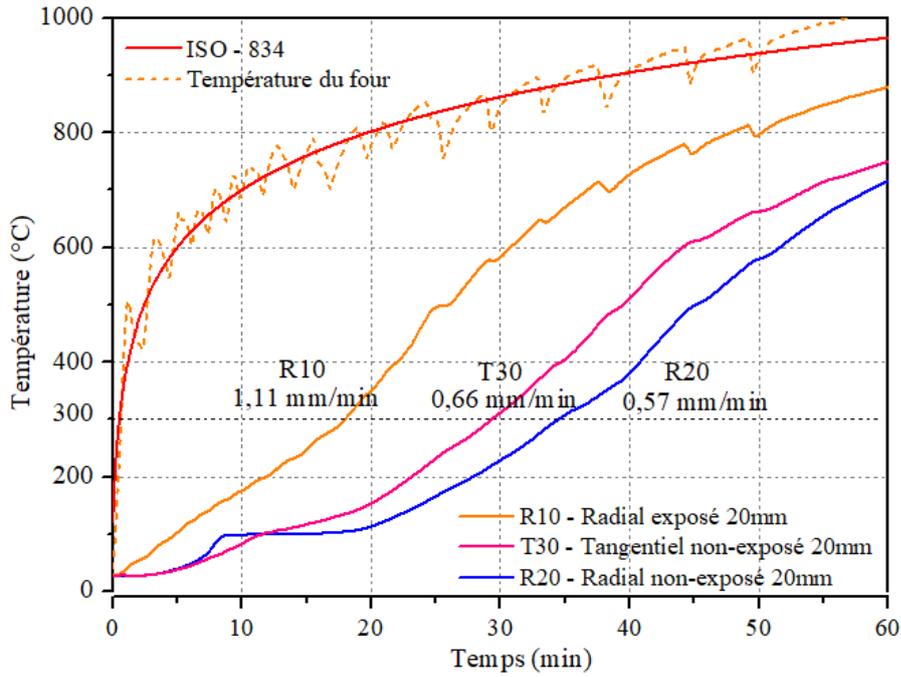


*Figure 114: Préparation de l'éprouvette bois-acier avec thermocouples à différentes profondeurs dans le bois (Test n°14)*

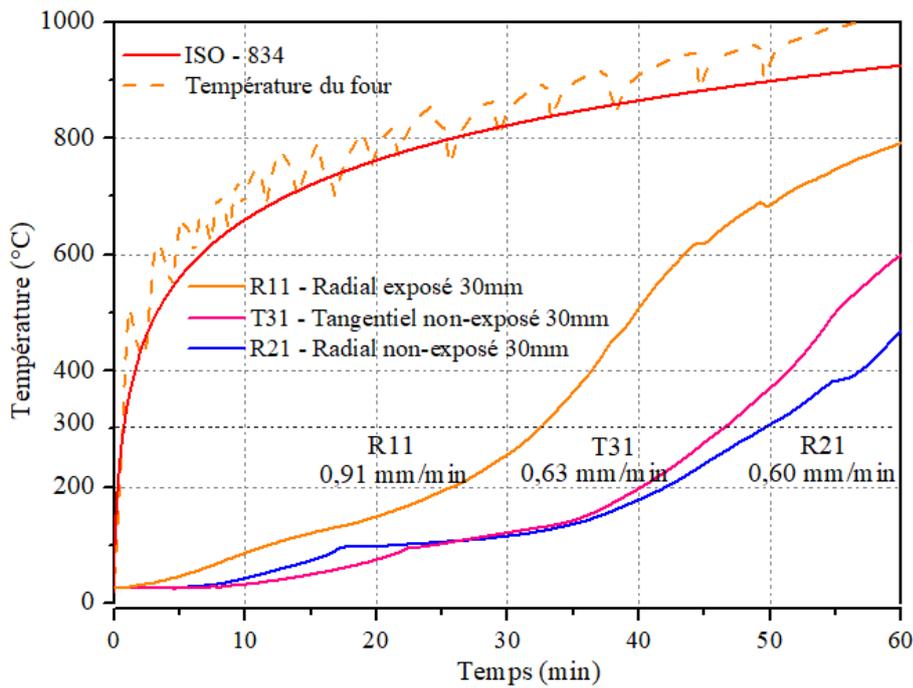
Le **Tableau 20** résume la disposition de chaque thermocouple utilisé dans cet essai (Test N° 14).

*Tableau 20 : Disposition des thermocouples (Test n°14)*

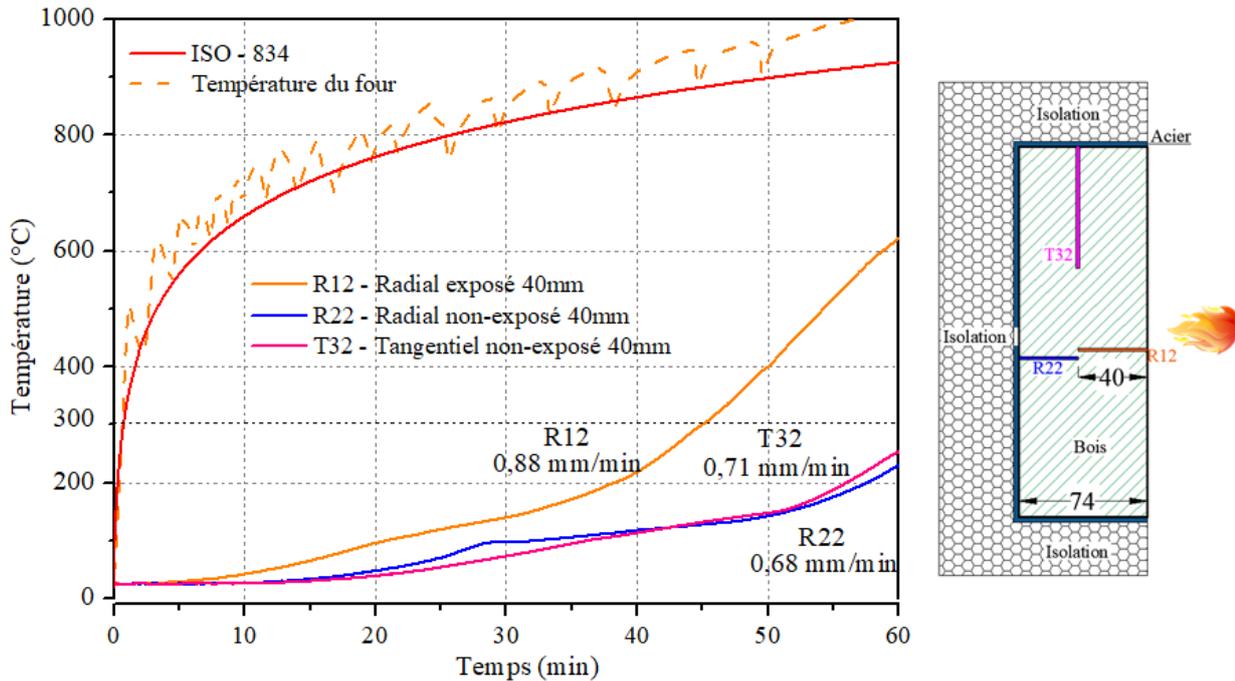
N°		Profondeur (mm)	Disposition	Exposé ou Non exposé	Direction / isotherme
<b>Groupe 1</b>	R10	20	Radiale	Exposé	Perpendiculaire
	R11	30	Radiale	Exposé	Perpendiculaire
	R12	40	Radiale	Exposé	Perpendiculaire
<b>Groupe 2</b>	R20	20	Radiale	Non exposé	Perpendiculaire
	R21	30	Radiale	Non exposé	Perpendiculaire
	R22	40	Radiale	Non exposé	Perpendiculaire
<b>Groupe 3</b>	T30	20	Tangentielle	Non exposé	Perpendiculaire
	T31	30	Tangentielle	Non exposé	Perpendiculaire
	T32	40	Tangentielle	Non exposé	Perpendiculaire



(a)



(b)



(c)

**Figure 115: Évolution de la température des thermocouples à 20, 30 et 40 mm de profondeur dans le bois (Test n°14)**

Les **Figure 115** montre l'évolution des températures mesurées par des thermocouples à différentes profondeurs dans l'échantillon de bois. Comme pour les essais précédents, la profondeur (20, 30 et 40 mm) est considérée à partir de la face exposée. On peut observer pour la profondeur de 20 mm, une différence importante de températures entre les différents modes d'introduction des thermocouples dans le bois. En effet, au bout de 20 minutes d'exposition au feu, la température dans le bois diffère de plus de 300 °C suivant que le thermocouple est introduit à partir d'une face exposée ou non exposée. De plus, le plateau endothermique à 100 °C n'est observé que pour les thermocouples provenant d'une face non exposée. Cette observation est la même pour les autres profondeurs. Cependant, on peut observer que la différence entre les dispositions des faces exposées et non exposées diminue à mesure que la profondeur augmente.

La vitesse moyenne de carbonisation obtenue à partir des thermocouples introduits à partir de la face non exposée dans la direction tangentielle (groupe 3) est de 0,65 mm/min. Celle obtenue par les thermocouples du groupe 2 (radial non exposé) a une valeur de 0,60 mm/min. Ces deux valeurs ne présentent pas une grande différence dans la vitesse moyenne de carbonisation. Par contre, une vitesse de carbonisation élevée de 0,97 mm/min a été obtenue via les thermocouples issus de la face exposée (groupe 1). Ceci prouve que la conduction thermique des thermocouples disposés sur les faces exposées au feu, et les possibles échanges via le trou dans le bois, est un facteur qui affecte directement les résultats de mesure.

De plus, on peut voir que pour toutes les profondeurs étudiées, les thermocouples introduits dans le bois à partir de la face non exposée dans la direction radiale donnent les températures les plus faibles. La principale conclusion de ces résultats est que le choix de la disposition du thermocouple

a un impact important sur les mesures de température. Le **Tableau 21** montre les valeurs de la vitesse de carbonisation obtenues à partir de la mesure de l'épaisseur résiduelle du bois après essai ainsi que celles déduite des mesures de température (à 300 °C). Cette comparaison permet de montrer que les résultats issus de la mesure depuis la surface non exposée est la plus précise, qu'elle soit radiale ou tangentielle. Ces valeurs concernent les 3 essais (Tests 12 à 14).

**Tableau 21 : Profondeurs et vitesses de carbonisation des échantillons de bois**

Test N°	Dimension b×h (mm×mm)	Épaisseur résiduelle du bois (mm)	Couche de charbon (mm)	V <sub>char</sub> par épaisseur de charbon (mm/min)	V <sub>char</sub> par Température (radial non exposé) (mm/min)	V <sub>char</sub> par Température (radial exposé) (mm/min)
<b>12</b>	74 × 220	36,68	37,32	0,635	0,568	0,854
<b>13</b>	74 × 220	38,71	35,29	0,588	0,604	0,955
<b>14</b>	74 × 220	36,72	37,28	0,621	0,605	0,952

Des études existantes ont montré que la vitesse de carbonisation dépend de l'essence du bois, de la densité, de la teneur en humidité et de la durée d'exposition [136]. Les trois essais de la présente étude ont montré qu'une attention particulière doit être portée à la façon dont les thermocouples sont introduits dans le bois pour avoir une mesure de température précise et réaliste. Les introductions à partir des faces non exposées semblent donner les meilleurs résultats.

## IV.4. Etude de sensibilité

Des tests élémentaires sont réalisés sur des thermocouples pour voir l'effet de l'échauffement du corps du thermocouple sur la mesure donnée par la pointe. Quatre tests sont réalisés pour évaluer différentes conditions d'utilisation du thermocouple : le premier consiste à immerger le corps du thermocouple dans le four tout en laissant la tête à l'extérieur (Test n°15). Le deuxième test chauffe la tête ou une partie du corps à l'aide d'une bougie (Test n°16), tandis que le troisième test étudie la conduction sur le thermocouple en éliminant les effets de rayonnement et de chauffage de l'air (Test n°17). Enfin, le dernier test est effectué pour examiner l'effet de la taille du thermocouple sur ses mesures (Test n°18).

### IV.4.1. Influence de la conduction sur le thermocouple K

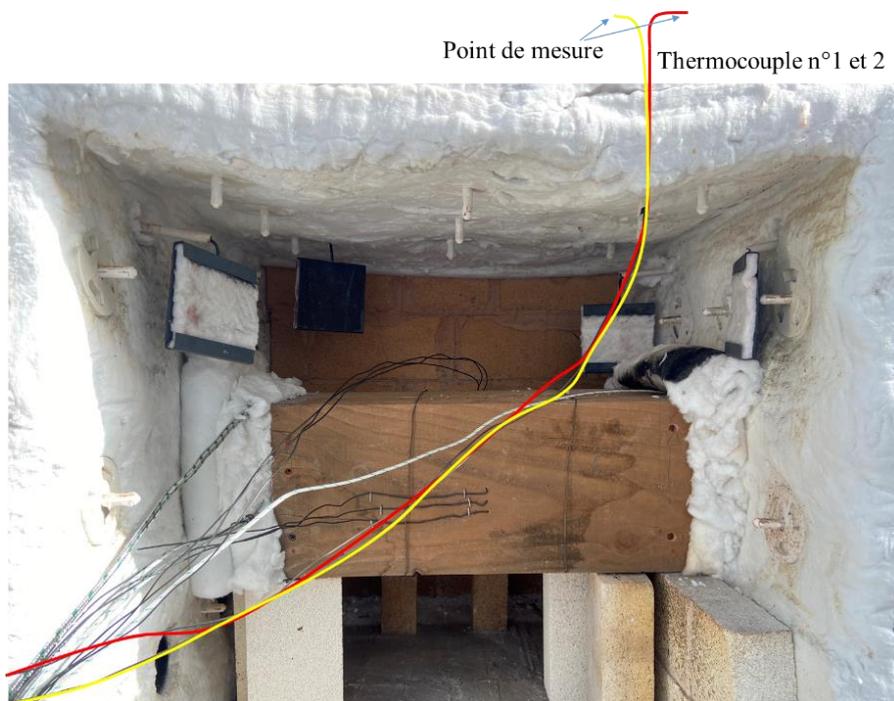
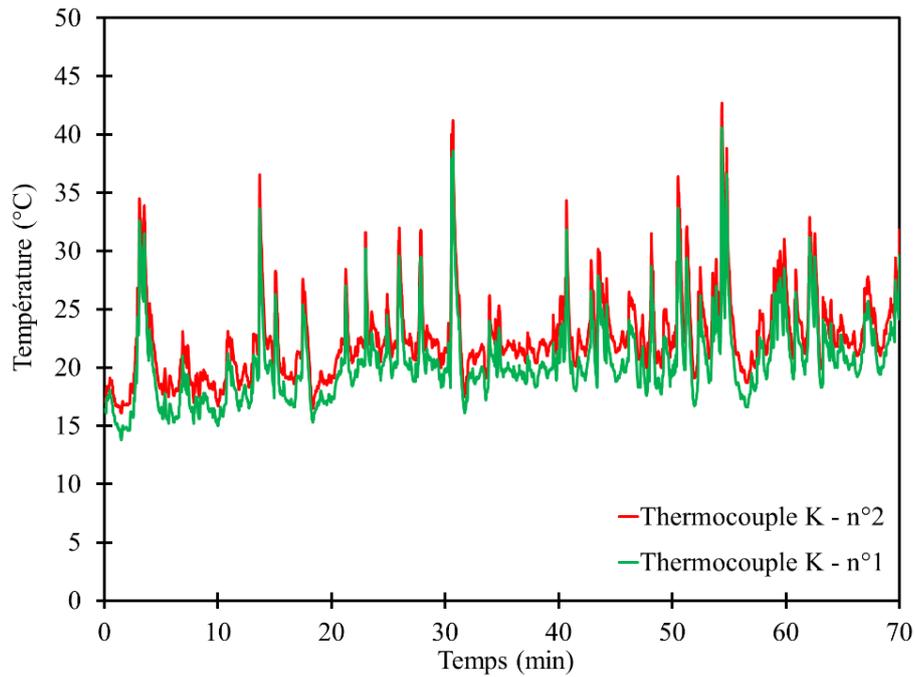


Figure 116 : Test n°15 - Emplacement des deux thermocouples dans le four

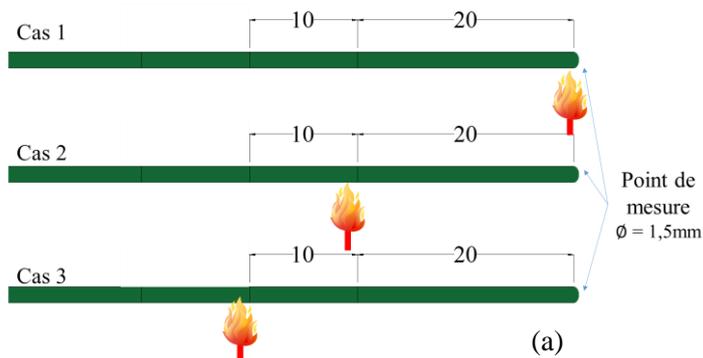
Une étude sur le fonctionnement des thermocouples a été réalisée pour observer le possible effet de la conduction des fils des thermocouples K (1,5 mm de diamètre) situés dans le four. Deux thermocouples ont été utilisés pour étudier la capacité de la conduction des matériaux sur le corps du thermocouple. Ce sont des thermocouples qui donnent des mesures à l'extrémité des fils. Dans cet essai, la tête du thermocouple a été mise à l'extérieur du four et le corps du thermocouple reste à l'intérieur du four sans protection comme il est montré dans la **Figure 116**. La longueur de la partie non exposée des thermocouples (longueur à l'extérieur du four) est de 250 mm.

Les résultats présentés à la **Figure 117** montrent que l'effet de la conduction est négligeable entre le corps du thermocouple et le point de mesure positionné à l'extérieur du four. Des pics sont observés à 5, 15, 30, 40 et 55 minutes. Ils peuvent être expliqués par la mesure de la chaleur au niveau de la sortie de la cheminée du four (effet du vent). Ces valeurs restent faibles (15 à 45 °C) en comparaison avec les températures du feu ISO-834 appliqué sur 70 minutes.

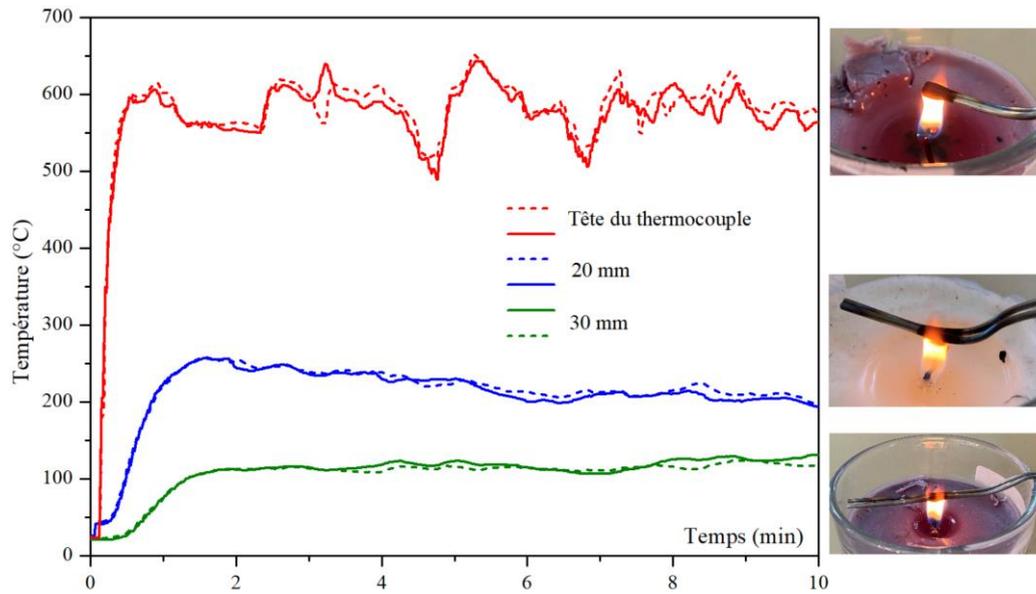


**Figure 117 : Température des thermocouples avec fil dans le four et pointe de mesure à l'extérieur (Test n°15)**

Pour observer l'effet de la conduction thermique et l'échauffement par rayonnement aux endroits les plus proches du point de mesure du thermocouple, une expérience a été réalisée (**Figure 118a**). Elle consiste à utiliser une bougie pour chauffer la tête de mesure du thermocouple (cas 1), une position située à 20 mm (cas 2) et une autre située à 30 mm (cas 3). Le thermocouple utilisé est le même que celui utilisé dans les essais (type K, diamètres 1,5 mm). La durée de chaque essai est de 10 minutes et deux thermocouples sont utilisés simultanément. Un appareil (YC-747UD Data Logger Thermometer) connecté à un ordinateur a été utilisé pour visualiser les courbes de température (**Figure 118b**). Les résultats sont présentés dans la **Figure 119**.



**Figure 118: Mise en place de 3 tests sur le corps du thermocouple (a), équipement de mesure (b) (Test n°16)**



**Figure 119 :** Températures du thermocouple exposé à une flamme à différentes distances de sa pointe de mesure (Test n°16)

Le **Figure 119** montre que la conduction thermique et le rayonnement ont une influence importante sur les mesures effectuées par les thermocouples. Les résultats obtenus lorsque la flamme est à 20 et 30 mm de la tête de mesure, montrent une différence de température moyenne de 120 °C. On peut imaginer que les thermocouples, introduits à partir de la face exposée au feu, et installés à une profondeur de 20 et 30 mm dans le bois se retrouvent dans la même situation que les tests effectués sur thermocouple avec flamme. Ainsi, les thermocouples mesurent non seulement la température dans le bois, mais également l'effet de la conduction thermique. C'est pourquoi, dans le cas 3 la température à la tête du thermocouple augmente de 100 °C, dans le cas 2, cette température augmente de plus de 200 °C.

Ce résultat montre l'influence de la conduction thermique et le rayonnement du thermocouple sur les résultats de mesure obtenus. Ce facteur de conduction de chaleur a été comparé aussi dans des expériences précédentes entre la face exposée et non exposée pour observer l'influence de ce facteur.

Afin d'observer l'effet de la conduction thermique tout en éliminant les influences du rayonnement et du chauffage de l'air, nous avons effectué le test n°17 en plaçant six thermocouples à trois profondeurs différentes (10, 20 et 30 mm) dans le bois douglas. Les thermocouples sont répartis en deux groupes : le groupe 1 comprenant les thermocouples protégés par l'isolant (R'10, R'20 et R'30), et le groupe 2 comprenant les thermocouples non protégés (R10, R20 et R30). Le **Figure 120** présente l'évolution de la température mesurée par des thermocouples K d'un diamètre de 1,5 mm, à des profondeurs de 10, 20 et 30 mm dans le bois. Il est clairement observable que les thermocouples protégés par l'isolant ont une augmentation de température plus lente par rapport aux thermocouples non protégés. Cela souligne la nécessité de protéger les thermocouples introduits depuis la face exposée afin d'obtenir des résultats plus fiables, en raison de la conduction directe sur le corps du thermocouple qui entraîne de grandes variations. Toutefois, les thermocouples placés sur la face exposée continuent à présenter des différences significatives en termes de vitesse de

combustion par rapport aux thermocouples sur la face non exposée, ainsi qu'en comparaison des mesures de la section résiduelle du bois.

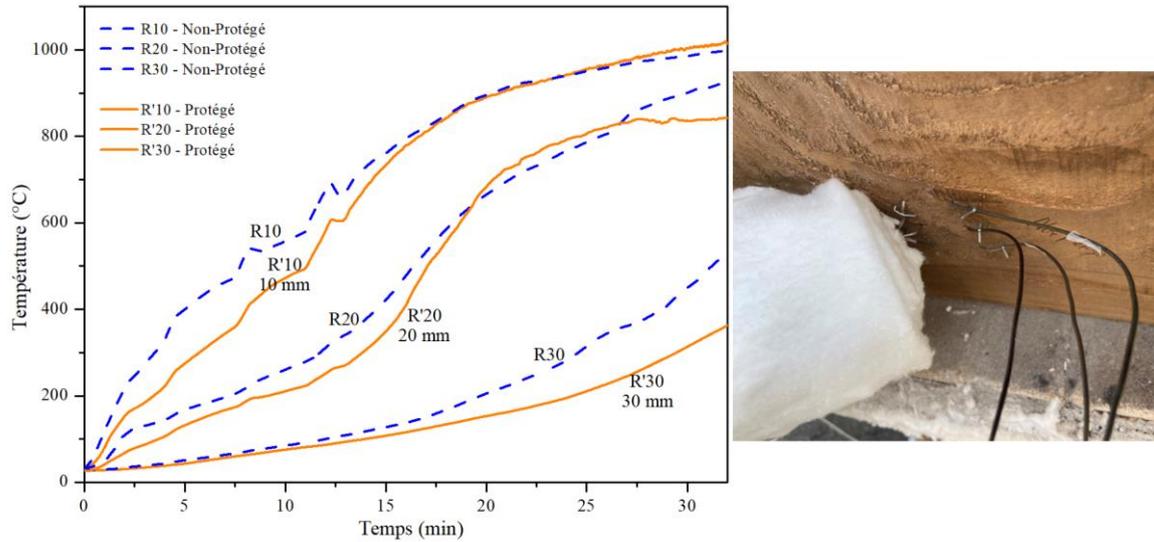


Figure 120 : Evolution de la température obtenue par des thermocouples 1,5 mm à 10, 20 et 30 mm de profondeur (Test n°17)

#### IV.4.2. Influence de la taille des thermocouples

Cette expérience analyse l'influence de la taille du thermocouple sur les résultats de mesures. Deux tailles différentes avec des diamètres de 1,5 mm et 3 mm (K3) ont été sélectionnées pour comparer les résultats. L'échantillon d'essai est une poutre en Douglas exposée au feu ISO-834 sur trois faces. Le thermocouple est introduit à partir de la face exposée au feu. Les thermocouples sont disposés à trois profondeurs différentes dans le bois (20, 30 et 40 mm). A chaque profondeur, sont disposés deux thermocouples de tailles différentes.

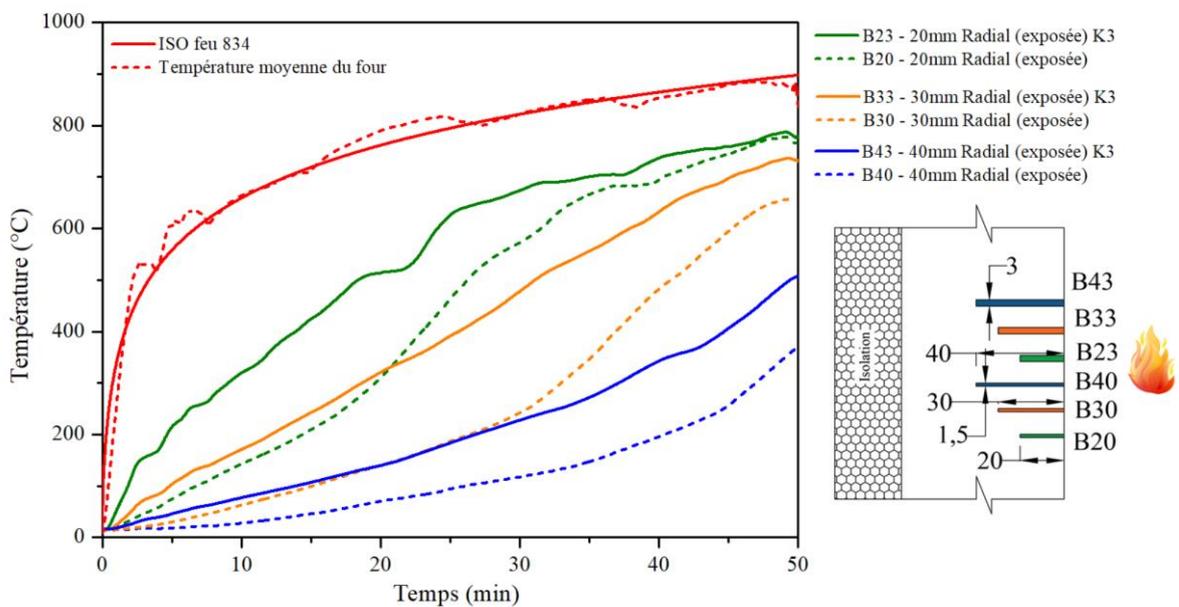


Figure 121: Evolution de la température obtenue par des thermocouples 1,5mm et 3mm (K3) (Test n°18)

**Tableau 22: Valeurs de la vitesse de carbonisation à différentes profondeurs évaluée par des thermocouples de tailles différentes**

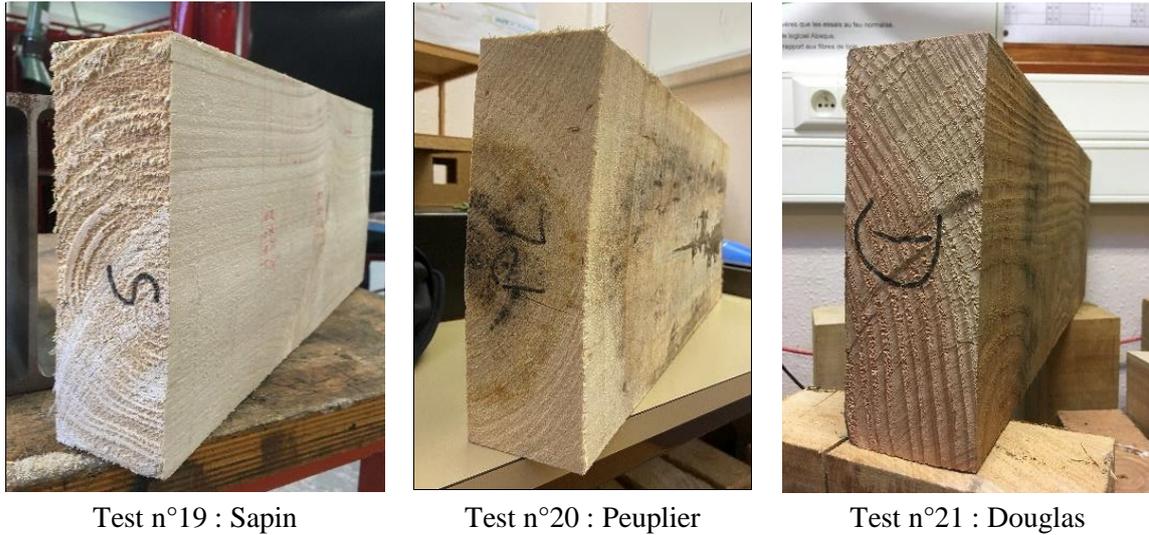
		Vitesse de carbonisation (mm/min)	Vitesse moyenne (mm/min)
<b>Thermocouple 3 mm</b>	B23 – 20 mm	2,22	<b>1,62</b>
	B33 – 30 mm	1,57	
	B43 – 40 mm	1,08	
<b>Thermocouple 1,5 mm</b>	B20 – 20 mm	1,02	<b>0,92</b>
	B30 – 30 mm	0,91	
	B40 – 40 mm	0,85	

La Figure 121 présente la comparaison des températures obtenues par deux tailles différentes de thermocouples. Il existe une différence non négligeable entre les valeurs obtenues par les deux thermocouples. La vitesse moyenne de carbonisation obtenue par des thermocouples de 1,5 mm est de 0,92 mm/min alors que celle des thermocouples de 3 mm est de 1,62 mm/min (Tableau 22).

Cette différence peut s’expliquer par le fait que la taille du thermocouple a une influence sur la conduction thermique et éventuellement l’échange des gaz dans un trou plus grand pendant l’essai. Les thermocouples de diamètre de 3 mm ont une surface exposée plus grande que celle des thermocouples de diamètre de 1,5 mm. Ils seront plus affectés par les trois facteurs de transfert de chaleur : conduction, convection et rayonnement.

#### **IV.5. Bilan de tous les essais au regard de la vitesse de combustion du bois**

En plus des 17 expériences mentionnées précédemment, nous avons mené trois autres expériences sur trois essences de bois différentes : 1 test sur le sapin (Test n°19), 1 test sur le peuplier (Test n°20), et 1 test sur le Douglas (Test n°21) (Figure 122). Ces trois tests ont été mis en place dans la même position dans le four (Figure 103) et soumis à une exposition au feu ISO-834 sur une seule face. Comme pour les essais précédents (Tests 12 à 13 et 17 à 21), les poutres en bois sont installées au fond du four. Les mesures de la température dans le bois sont effectuées par trois groupes de thermocouples K : radial exposé, radial non exposé et tangentiel non exposé. À la fin de chaque essai, des mesures d’épaisseur résiduelle de bois sont effectuées pour définir l’épaisseur de la couche carbonisée.



**Figure 122: Échantillons des essais sur bois seul (Tests n°19, 20 et 21)**

Le **Tableau 23** fait la synthèse des résultats obtenus sur tous les échantillons testés. Il donne toutes les valeurs de vitesse de carbonisation du bois ( $V_{char}$ ) obtenues via différentes dispositions de thermocouples (radial exposé ou non, tangentiel) et pour certaines configurations, la valeur déduite de mesures d'épaisseur de bois résiduel après essai ( $V_{char}$  mesure couche de charbon). L'ensemble des essais est divisé en 2 campagnes correspondant au contenu présenté au chapitre III (test n°3 à n°10) et au chapitre IV (test n°12 à test n°21). Les résultats sont recueillis sur toutes les expérimentations, nous avons mentionné la teneur en eau des échantillons de bois de 8 à 12 % ainsi que leur masse volumique.

**Tableau 23: Valeur de la vitesse de carbonisation du bois**

N°	Type de bois	Humidité (%)	Masse volumique (kg/m <sup>3</sup> )	$V_{char}$ radial non exposé	$V_{char}$ tangentiel non exposé	$V_{char}$ longitudinal	$V_{char}$ radial exposé	$V_{char}$ mesure couche de charbon
1ère campagne	Douglas IPE240 (Test n°3)	8	469				1,04 - 1,35	
	Douglas T230 (Test n°4)	8	469			0,71	0,88	
	Pin T230 (Test n°5)	9	330		0,88 - 0,91	0,91 - 1,02	0,88 - 1,12	
	Sapin IPE200 (Test n°6)	10	425		0,96	0,95	0,93 - 0,95	
	Pin IPE140 (Test n°7)	9	330		1,52	1,28 - 1,34	1,68 - 1,76	
	BLC IPE140 (Test n°8)	9,5	486	0,52 - 0,78			1,03 - 1,11	
	Peuplier IPE140 (Test n°9)	11	445				1,02 - 1,12	
	Douglas IPE140 (Test n°10)	12	567				0,77 - 0,91	
2ème campagne	<b>Douglas (Test n°12)</b>	<b>12</b>	<b>567</b>	<b>0,53 - 0,55</b>	<b>0,59 - 0,64</b>		<b>0,79 - 0,91</b>	<b>0,62 - 0,64</b>
	<b>Douglas + U (Test n°13)</b>	<b>12</b>	<b>567</b>	<b>0,59 - 0,62</b>	<b>0,59 - 0,65</b>	<b>0,59 - 0,60</b>	<b>0,91 - 1,02</b>	<b>0,62 - 0,65</b>

Sapin + U (Test n°14)	11	435	0,54 - 0,57	0,65 - 0,66		0,80 - 1,10	0,58 - 0,62
Douglas (Test n°17)	12	567	0,57 - 0,60	0,58 - 0,64		0,75 - 0,92	
Sapin (Test n°19)	11	435	0,57 - 0,61	0,61 - 0,71		0,82 - 1,11	0,62 - 0,65
Peuplier (Test n°20)	11	445	0,62 - 0,75	0,82 - 1,02		1,11 - 1,17	0,71 - 0,76
Douglas (Test n°21)	12	567	0,55 - 0,56	0,58 - 0,65		0,67 - 0,95	0,62 - 0,65

Dans la campagne d'essais n°1, notre objectif principal était d'obtenir des températures sur l'acier. Dans ce cadre, différentes méthodes de mesure de température dans le bois sont progressivement proposées. Dans le test n°3, qui était la première expérience, nous avons effectué 6 mesures en introduisant les thermocouples à partir de la face exposée à la même profondeur dans le bois de 25 mm. La vitesse de carbonisation obtenue est assez élevée de 1,04 à 1,35 mm/min.

Les tests n°4, 5 et 6 ont été proposés avec différentes méthodes d'introduction des thermocouples, dans les directions radiales (face exposée), tangentielles et longitudinales (face non-exposée). Les résultats de vitesses de carbonisation sont similaires entre les trois méthodes de mesure allant de 0,88 à 1,02 mm/min.

Le test n°7 a été réalisé avec du bois de faible masse volumique de 330 kg/m<sup>3</sup> à une température extrêmement élevée, qui est en dehors de la norme ISO-834. En conséquence, la vitesse de carbonisation mesurée était de 1,68 à 1,76 mm/min. C'est la vitesse de carbonisation la plus élevée mesurée par des thermocouples introduits dans la direction radiale à partir de la face exposée dans toutes les expériences.

Le test n°8 a été réalisé sur du bois BLC exposé au feu ISO-834. Dans cette expérience, il n'y a que deux positions de thermocouple qui ont été étudiées dans la direction radiale exposée et non exposée. Nous avons remarqué qu'il y a une nette différence entre les deux méthodes. Dans la direction radiale exposée avec conduction thermique sur le thermocouple, la vitesse de carbonisation atteint 1,11 mm/min au lieu des 0,65 mm/min mesurés dans le sens radial non exposé. Des observations similaires ont été faites pour la vitesse de carbonisation dans la direction radiale exposée dans les tests n°9 et 10.

Dans la campagne d'essais n°2, l'attention a été portée sur la méthode de mesure de la température du bois. Dans la série des tests de n°12 à n°21, les expériences ont été réalisées sous la même condition de feu ISO-834. Nous pouvons facilement observer qu'il y a toujours une différence de vitesse de carbonisation suivant principalement la face d'introduction du thermocouple (face exposée ou non exposée au feu). Sur la direction radiale non exposée, la vitesse de carbonisation varie de 0,53 à 0,62 mm/min sauf pour le test n°19.

En particulier, sur six tests n° 12, 13, 14, 19, 20 et 21 la détermination de la vitesse de carbonisation du bois est non seulement basée sur les résultats mesurés par des thermocouples à différentes profondeurs, mais nous proposons également une mesure basée sur l'épaisseur de la couche carbonisée après l'essai. Comme le montre le **Tableau 23** la vitesse de carbonisation mesurée par l'épaisseur résiduelle après essai est située entre 0,58 et 0,75 mm/min. Ce résultat est assez similaire

à celui obtenu à partir de thermocouples disposés dans les directions radiale et tangentielle non exposées.

En résumé, il existe de nombreuses méthodes de mesure de la température sur le bois, mais les résultats les plus proches de la littérature et des mesures déduites de l'épaisseur de bois résiduel sont obtenus avec des thermocouples disposés depuis des faces non exposées. En général, il existe un écart des vitesses de combustion moyennes du bois déduites des thermocouples entre les faces non exposée et exposée. Dans le cas du bois soumis à un feu plus sévère, cet écart se situe entre 30 et 60 %, ce qui montre l'influence des conditions d'échauffement dans le four sur la valeur de vitesse de combustion du bois (notamment les thermocouples situés sur la surface exposée). Dans le cas du bois soumis à un feu normalisé ISO-834, cette différence varie de 30 à 40 %.

## IV.6. Conclusion

Nous avons constaté que la mesure de la température sur l'acier est assez précise avec un thermocouple de type K soudé directement sur la surface de l'acier. Cependant, la mesure dans le bois nécessite plus d'attention en raison du caractère anisotrope et combustible du matériau. C'est la raison pour laquelle, nous avons réalisé la deuxième campagne d'essais pour déterminer la bonne méthode de mesure des températures sur le bois. Plusieurs méthodes de mesure ont été évaluées dans cette étude en considérant l'installation des thermocouples dans différentes directions par rapport aux fibres du bois (tangentielle, radiale, longitudinale). Cette 2<sup>ème</sup> campagne a présenté une méthode de mesure de la température dans le bois avec des thermocouples de type K. La disposition des thermocouples dans le bois est l'un des facteurs qui affectent le plus les résultats. Les thermocouples disposés depuis une face exposée donnent les résultats les moins précis en comparaison avec les thermocouples introduits à partir d'une face non exposée dans les conditions de feu ISO-834. Les thermocouples dans la direction parallèle à l'isotherme (longitudinale et tangentielle) ont également été comparés aux thermocouples dans la direction radiale (face non exposée), et la différence de vitesse de combustion varie de 7 à 10 %. Cette observation pourrait dépendre de la profondeur à laquelle la mesure a été effectuée. Ici, nous avons testé trois profondeurs : 20, 30 et 40 mm. Ces différences diminuent avec l'augmentation de la profondeur du thermocouple dans le bois. Ce qui laisse penser que cette différence s'éliminerait à partir d'une certaine profondeur de mesure.

## **Partie 3 : Modélisation du comportement thermique**

## Chapitre V : Modèle du transfert thermique du bois

### Sommaire

V.1.	Introduction .....	138
V.2.	Modèle simplifié de transfert thermique du bois.....	138
V.2.1.	Analyse des hypothèses initiales .....	138
V.2.2.	Type d'élément .....	139
V.2.3.	Conditions initiales.....	139
V.2.4.	Condition du feu .....	139
V.3.	Choix de la taille des éléments finis .....	139
V.3.1.	Détail du processus de modélisation sur Abaqus .....	139
V.3.2.	Résultats de la modélisation de la section en bois .....	142
V.3.3.	Conclusion.....	143
V.4.	Validation du modèle sur le bois massif.....	143
V.4.1.	Résultats du modèle 1D (flux thermique unidirectionnel) .....	143
V.4.2.	Résultats du modèle 2D (flux thermique bidirectionnel) .....	145
V.5.	Validation du modèle sur LVL et BLC .....	147
V.5.1.	Test LVL (Lami bois) par (Menis 2012).....	147
V.5.2.	Test BLC (Bois lamellé-collé) par (Dârmon et Lalu, 2019).....	149
V.6.	Conclusion.....	151

## V.1. Introduction

Ce chapitre présente la modélisation du transfert thermique en 1D et 2D des éléments en bois et en acier non protégés. Il commence par une étude des propriétés thermiques du bois et de l'acier, telles que décrites dans la littérature, afin de déterminer une gamme acceptable de propriétés à utiliser dans la modélisation. Les simulations numériques tiennent compte de la présence d'eau dans le bois en ajustant la conductivité thermique et la capacité thermique volumique [137].

Un des objectifs de la modélisation est de vérifier la capacité du modèle à prédire les sections carbonisées du bois en le comparant avec les observations expérimentales. Ceci concerne aussi bien la section résiduelle mesurée que les températures données par des thermocouples disposés à différentes profondeurs dans le bois.

Le logiciel éléments finis Abaqus 2019 a été utilisé pour les simulations numériques. Le logiciel permet d'effectuer des analyses de transfert de chaleur non couplées, des analyses de contraintes thermiques couplées séquentiellement, des analyses de contraintes thermiques entièrement couplées et des analyses adiabatiques.

## V.2. Modèle simplifié de transfert thermique du bois

Le bois est comme tout solide combustible, sa dégradation se fait en plusieurs étapes : séchage, pyrolyse avec combustion des gaz et combustion lente du charbon. La modélisation de ces phénomènes nécessite la prise en compte de la variation des caractéristiques thermo-physiques en fonction de la température.

### V.2.1. Analyse des hypothèses initiales

Différentes hypothèses sont considérées dans la présente étude pour simplifier le transfert de chaleur :

- Le flux de chaleur est unidimensionnel et bidimensionnel.
- Le bois est considéré comme orthotrope, c'est à dire symétrique autour de ses trois plans mutuellement perpendiculaires.
- Trois modes de transfert ; la conduction, la convection et le rayonnement sont pris en compte.
- Les propriétés thermiques (conductivité thermique, chaleur massique, masse volumique) du bois varient en fonction de la température selon EN-1995-1.2 [99].

La simulation du matériau bois repose sur l'utilisation des paramètres de l'Eurocode 5, en considérant une teneur en eau de 12 %, comme cela a été décrit dans plusieurs études telles que Palma et al., 2019 [138], Peng et al., 2011 [139], Thi et al., 2017 [140], Laplanche, 2006 [98]. Ces études ont obtenu des résultats numériques cohérents avec les mesures expérimentales. Les modèles de simulation développés dans ces études ont été vérifiés à travers une série d'essais de feu sur des échantillons d'épicéa exposés à un feu ISO-834 sur une seule face, comme cela a été décrit dans l'étude de König & Walleij, 1999 [91].

Dans notre modèle thermique simplifié (Abaqus), le transfert de chaleur dans le bois et l'acier est simulé par des éléments finis bidimensionnels (2D) [141]. La validation du modèle est réalisée en comparant les températures prédites par le modèle à celles mesurées expérimentalement. Dans le

cadre des modèles thermiques, il est considéré que toutes les interfaces entre le bois et l'acier sont en contact parfait. Les surfaces exposées au feu subissent des effets thermiques avec une évolution de la courbe de température des gaz, mesurée dans le four pour chaque essai.

### **V.2.2. Type d'élément**

Des éléments de type DC2D4 - quadrilatère de transfert de chaleur linéaire à 4 nœuds, sont utilisés dans les simulations. Temps d'exposition au feu normalisé  $t = 60$  minutes pour les simulations 2D, et  $t = 90$  minutes pour la simulation 1D. Ces temps d'exposition correspondent à ces des essais qui servent à valider le modèle MEF.

### **V.2.3. Conditions initiales**

La température ambiante des nœuds du modèle a été initialement réglée à  $20\text{ °C}$ . D'autres paramètres clés tels que la constante de Stefan-Boltzmann ont été spécifiés pour l'analyse.

### **V.2.4. Condition du feu**

Le feu normalisé ISO-834 [113] a été utilisé pour avoir des résultats comparables. La courbe du feu a été calculée pour la durée de simulation requise et stockée sous forme de jeu de données d'amplitude de température dans le logiciel.

Les conditions de film de surface (convection), sont décrites comme suit :

- Le feu normalisé a été appliqué à la surface exposée sous forme de chaleur radiative avec un coefficient d'émissivité de 0,8 pour le bois [44].
- Le feu normalisé a également été appliqué à la surface exposée avec un coefficient de convection de  $25\text{ W/m}^2\text{K}$  [44].

## **V.3. Choix de la taille des éléments finis**

Pour assurer un maillage représentatif, différentes tailles de mailles ont été testées afin d'optimiser la densité de maillage pour le calcul. Pour cette étude de sensibilité, une poutre en bois de section  $200 \times 200\text{ mm}$  exposée au feu normalisé (modèle Eurocode 5) sur 3 faces pendant une heure a été choisie. Les calculs sont menés pour les tailles de maille suivantes :  $1\text{ mm}$  ;  $2\text{ mm}$  ;  $3,125\text{ mm}$  ;  $5\text{ mm}$  et  $6,25\text{ mm}$ . Le modèle choisi pour cette étude de sensibilité est détaillé ci-après.

### **V.3.1. Détail du processus de modélisation sur Abaqus**

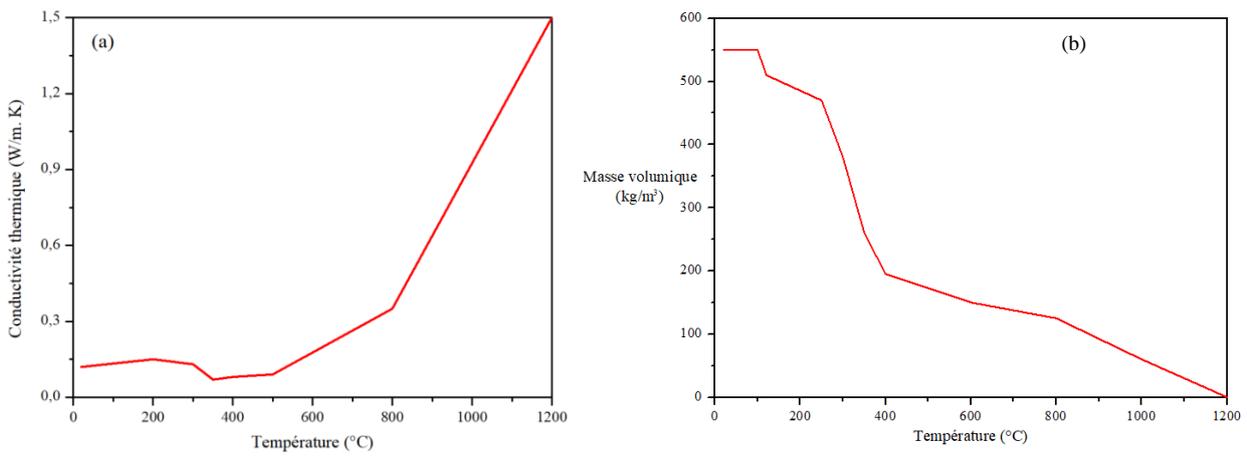
Les charges thermiques et les conditions aux limites sont introduites. Les propriétés physiques du bois en fonction de la température sont les suivantes :

- + Masse volumique ( $\text{kg/m}^3$ )
- + Conductivité thermique ( $\text{W/ m}^\circ\text{K}$ )
- + Chaleur massique ( $\text{J/ kg}^\circ\text{K}$ )

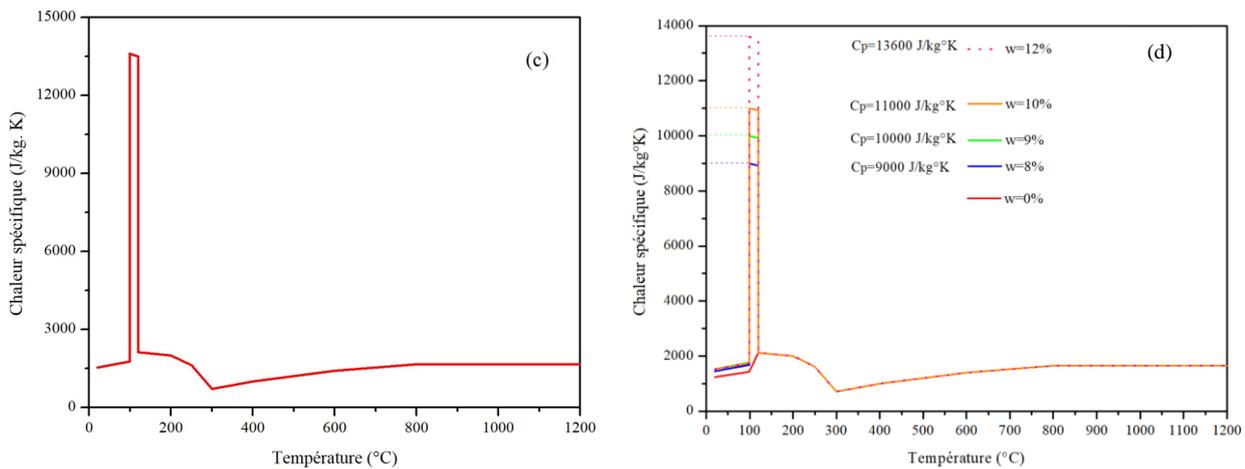
L'évolution de ces paramètres en fonction de la température est donnée par l'EN 1995-1-2 [99] pour le matériau bois. L'évolution de la conductivité thermique est présentée dans la **Figure 123** et celle de chaleur massique est présentée dans la **Figure 124**.

Les valeurs de conductivité thermique de la couche de charbon ont été augmentées à des températures supérieures à 500 °C, afin de prendre en compte l'influence des fissures et du retrait de la couche de charbon [99] (**Figure 123a**).

Les valeurs de chaleur massique  $C_p$  ont un pic observé le plus souvent entre 99 et 120 °C. Il permet de tenir compte de la vaporisation de l'eau dans le bois, et traduit une forte augmentation de l'énergie nécessaire au changement de phase du liquide au gaz (**Figure 124c**).



**Figure 123: Conductivité thermique (a) et Masse volumique du bois (b) selon Eurocode 5 [99]**



**Figure 124: Chaleur massique selon l'EN1995-1-2 (c) et la présente étude (d)**

**Tableau 24: Chaleur massique, masse volumique et conductivité thermique du bois utilisé dans l'étude de König & Walleij, 1999 [92]**

Température (°C)	Chaleur massique (kJ/kg.K)	Masse volumique (kg/m <sup>3</sup> )	Conductivité thermique (W/m.K)
20	1,52	480	0,15

100	1,76	480	
100	13,5	480	
120	13,5	425	
120	1,64	425	
200	2,00	425	
200	1,28	425	
350	0	300	0,07
450	0	300	
450	0,69	300	0,08
800	0,69	300	0,35
1000	0,69	300	
1200	0	0	1,50

Selon Konig & Walleij, les propriétés thermiques suggérées (conductivité thermique et chaleur massique) sont calibrées sur la base des résultats expérimentaux et présentées dans le **Tableau 24**. Ces valeurs sont également mentionnées dans l'Eurocode 5.

Des études ont montré l'influence de l'humidité sur le pic de chaleur massique du bois (**Figure 125**) [142]. Ces courbes de chaleur massique sont utilisées dans les simulations numériques de nos essais pour valider le modèle thermique. Nous avons testé notre modèle simplifié avec toutes les courbes selon (Konig [91] et Eurocode 5 [135], Werther [143] et Frangi [144]). La courbe verte présente notre proposition de la valeur de la chaleur massique en interpolant les courbes des études existantes. Les résultats des simulations montrent que l'approche utilisée pour tenir compte de la teneur en eau du bois dans les simulations numériques a une grande influence sur l'évolution de la température.

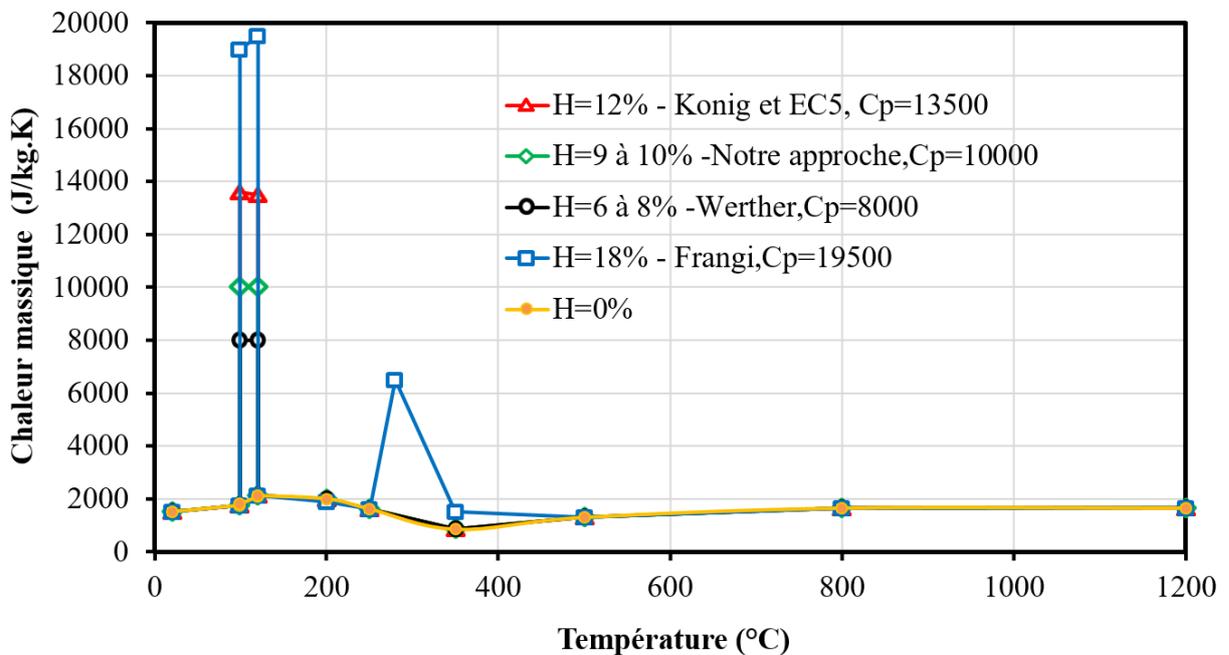


Figure 125: Différentes courbes d'évolution de la chaleur massique du bois : influence de l'humidité

**V.3.2. Résultats de la modélisation de la section en bois**

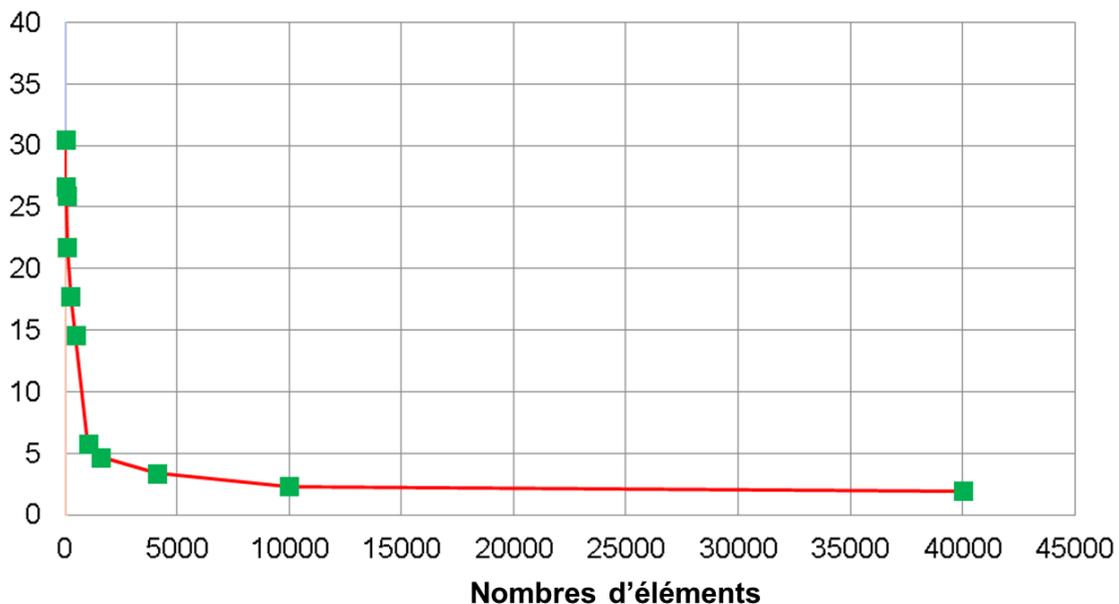
Le **Tableau 25** compare la température du point d’observation à 25 mm de profondeur pour 6 durées d’exposition au feu : A15, A30, A35, A40, A45 et A50 minutes. Les valeurs moyennes d’écart des températures sont calculées en considérant les écarts de six différents temps d’exposition par rapport au modèle de Neill, 2013 [145].

**Tableau 25: Comparaison de la température pour différentes tailles de mailles EF (observation à 25mm de profondeur, 6 durées d’exposition au feu)**

Taille du maillage (mm)	Nombre d’éléments	A15	A30	A35	A40	A45	A50	Moyenne d’écart des températures (%)
6,25	1024	78	240	315	420	525	605	5,76
5	1600	77	235	313	415	522	597	4,67
3,125	4096	75	230	312	410	520	600	3,39
2	10000	74	220	291	405	517	593	2,28
1	40000	73	217	288	403	516	592	1,95
Modèle de Neill, 2013	ISO-834	70	213	320	405	520	610	

La **Figure 126** illustre les résultats du **Tableau 25** et montre la convergence des résultats a été utilisée pour étudier la sensibilité de la taille du maillage au résultat. Il peut être observé qu’une taille de 2 mm permet d’avoir un résultat quasi identique au calcul du modèle de Neill, 2013 [145] à 25 mm. Ces valeurs de référence sont les valeurs moyennes de température obtenues aux 20 mm et 30 mm de profondeur. De plus, la taille de maille de 6,25 mm permet de gagner beaucoup en nombre d’éléments et permet également de conserver une précision acceptable avec un écart inférieur à 6 %.

**Écart de température/modèle de Neil (%)**



**Figure 126 : Évolution de l’écart de température en fonction du nombre d’éléments du maillage (écart mesuré par rapport au modèle de Neil)**

### V.3.3. Conclusion

La densité de maillage est un paramètre important qui influence grandement la précision des résultats de la simulation. Il s'agit de trouver un bon compromis entre la finesse du maillage et le temps de calcul. Une taille de maillage de 1 à 6 mm a été utilisée par plusieurs auteurs pour obtenir des résultats satisfaisants [146], [145], [143].

Dans la présente thèse, la taille maximale retenue pour les éléments est de 5 mm en vue de réaliser des analyses de transfert thermique simples dans le bois avec une bonne précision et un temps de calcul maîtrisé. Le modèle ainsi choisi, au niveau de la densité de maillage, est confronté aux modèles existants dans la littérature ainsi qu'aux mesures expérimentales pour le valider.

## V.4. Validation du modèle sur le bois massif

Le modèle MEF est comparé aux résultats expérimentaux issus de la littérature (König & Walleij) [92]. L'objectif est de l'évaluer en complexifiant les conditions d'échauffement en considérant des flux thermiques unidirectionnels avec des modèles 1D.

Dans les tests de König & Walleij, le bois était de l'épicéa avec une densité sèche d'environ 480 kg/m<sup>3</sup> et une teneur en eau de 12 %. Les mesures d'exposition au feu sont effectuées sur une poutre en bois massif de 45 mm × 95 mm exposée à la courbe ISO-834 pendant 90 minutes.

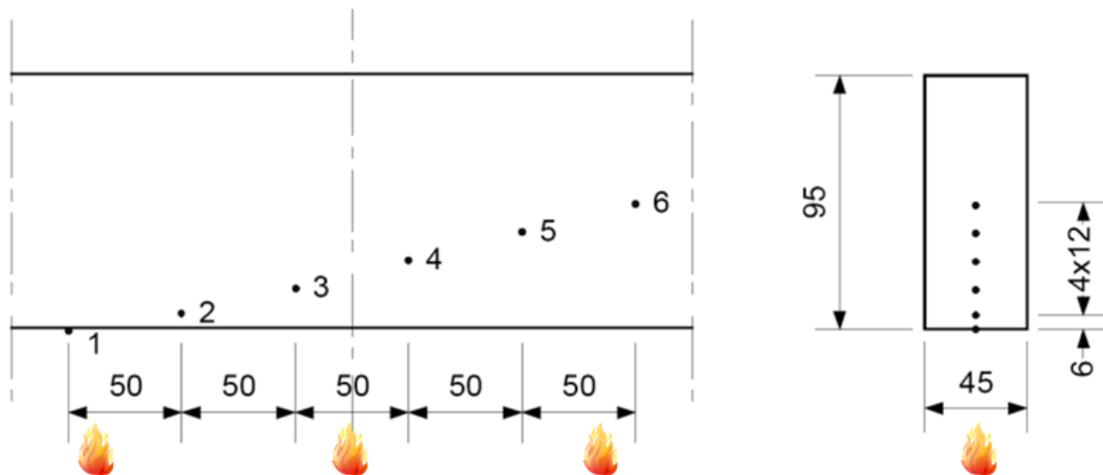


Figure 127: Positions des thermocouples dans le bois (König & Walleij, 1999) [92]

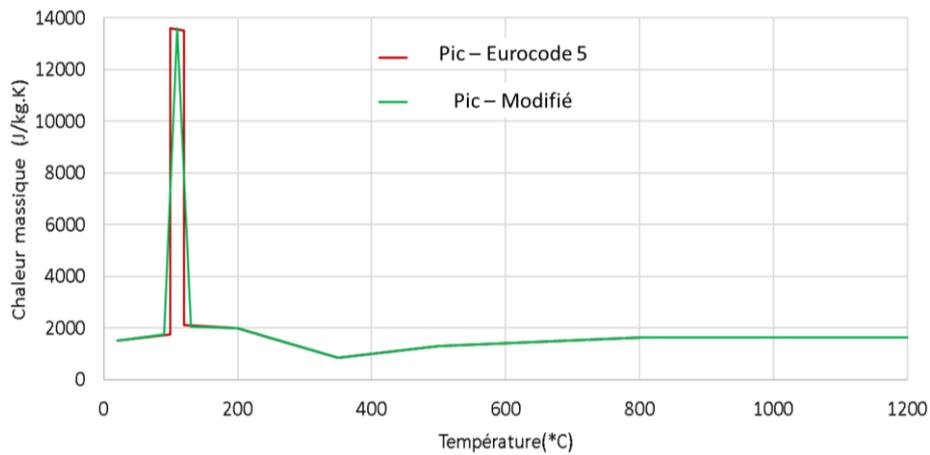
La poutre testée a été modélisée avec des points de température observés qui correspondent aux positions des thermocouples : 0, 6, 18, 30, 42 et 54 mm. Comme dans l'essai, seule la face inférieure est exposée au feu ISO-834 (Figure 127). Les simulations ont été réalisées sur la même durée totale que l'essai (90 min) avec un maillage dont les éléments ont une taille de 5 mm.

### V.4.1. Résultats du modèle 1D (flux thermique unidirectionnel)

Il peut être observé que le pic de chaleur massique permet de retarder l'échauffement dans la hauteur de l'échantillon. Cependant, celui-ci pose certains soucis de convergence numérique et de temps de calcul. Pour pallier ce problème, une représentation équivalente de ce pic est proposée pour obtenir un modèle plus stable et représentatif des résultats expérimentaux de la littérature.

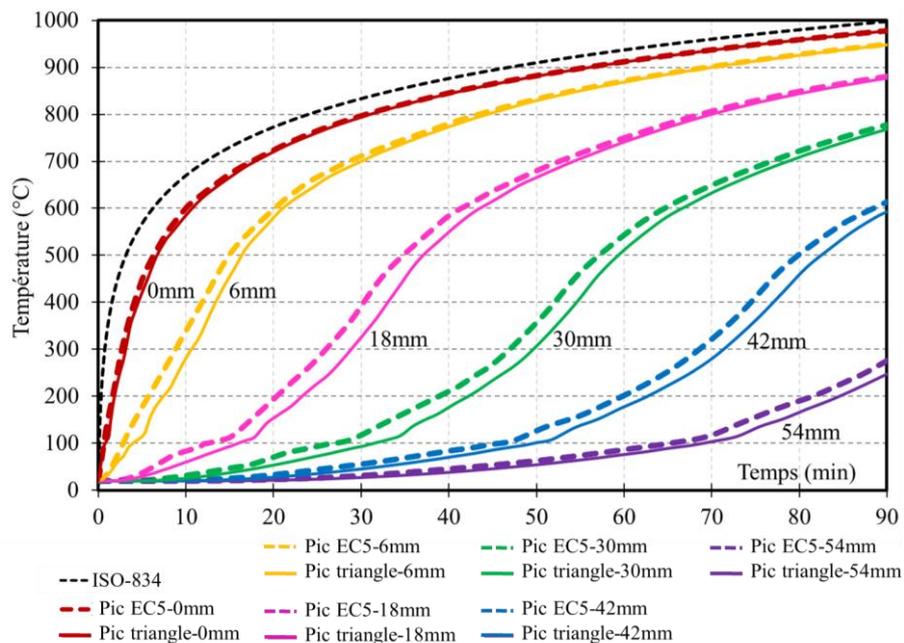
#### a) Avec le pic de la chaleur massique

Pour limiter les problèmes de convergence numérique liés à la pente de la courbe de chaleur massique à 99 et à 120 °C, deux pentes qui correspondent à un triangle sont proposées (voir **Figure 128**). Cette forme du pic de la courbe de chaleur massique sera utilisée dans toutes les modélisations.



**Figure 128 : Pic de chaleur massique du bois modifié**

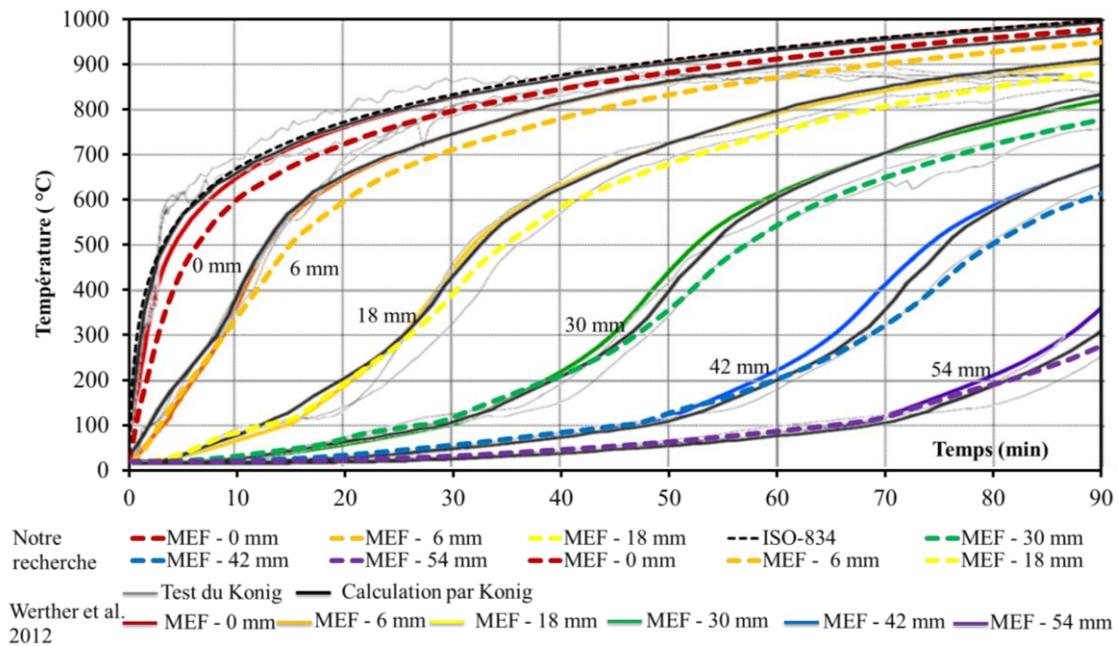
L'utilisation du pic de chaleur massique de l'EC5 génère parfois des problèmes de convergence et, dans cet exemple, le calcul dure 30 minutes. En revanche, en utilisant la pente modifiée, le temps de calcul est ramené à moins de 10 minutes. La **Figure 129** compare les résultats numériques (MEF) obtenus par les deux courbes de pic de chaleur massique : EC5 et modifiée. Les températures sont considérées à différentes profondeurs dans le bois (positions des thermocouples de la **Figure 146**). Elle montre un écart maximal de 50 °C entre les deux modèles. En complément, la **Figure 130** compare les résultats de notre modèle simplifié avec ceux des essais, des calculs de König & Walleij, 1999 et des modélisations de Werther et al., 2012 [143]. Elle montre que les résultats des calculs utilisant le pic triangulaire sont satisfaisants.



**Figure 129 : Comparaison des deux modèles de pic de chaleur massique : EC5 et triangle**

Nous observons bien une bonne correspondance entre les courbes numériques et expérimentales. Les deux modèles EF comparés sur la **Figure 130** (Werther et al., 2012 et le modèle simplifié) utilisent le logiciel Abaqus en considérant les propriétés de l'Eurocode 5.

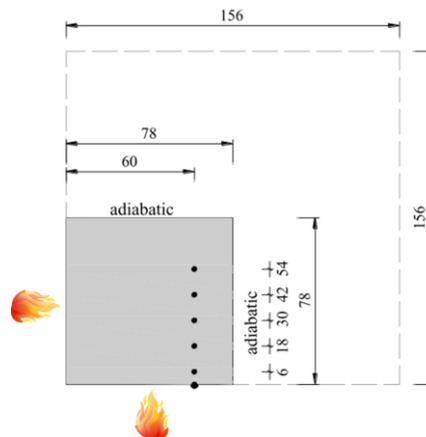
Un écart est observé entre les deux modèles mais il reste inférieur à 50 °C. Le modèle simplifié comparé aux résultats expérimentaux donne des valeurs très proches avec des écarts maximums de 60 °C, notamment pour les profondeurs de 18, 30, 42, et 54 mm.



**Figure 130 :** Comparaison des températures à différentes profondeurs : essais et calculs (König & Walleij, 1999), modèle avec pic triangulaire (présente thèse) et modèle de (Werther et al. 2012)

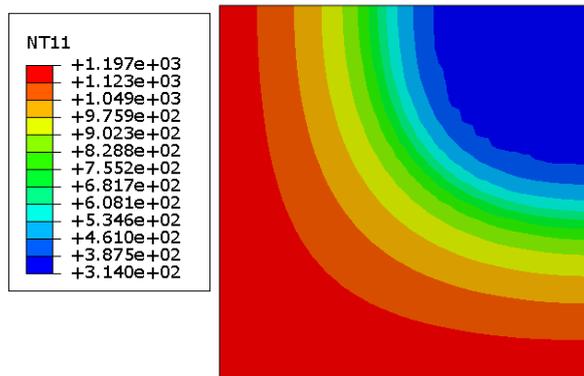
#### V.4.2. Résultats du modèle 2D (flux thermique bidirectionnel)

Le modèle 2D concerne un flux thermique bidirectionnel. Il est validé sur la base des résultats expérimentaux d'un poteau testé au MFPA Leipzig, comme discuté par Werther et al. 2012 [143]. Le poteau de section 156 mm × 156 mm est soumis à un feu ISO-834 sur ses 4 faces pendant 60 minutes (**Figure 131**).



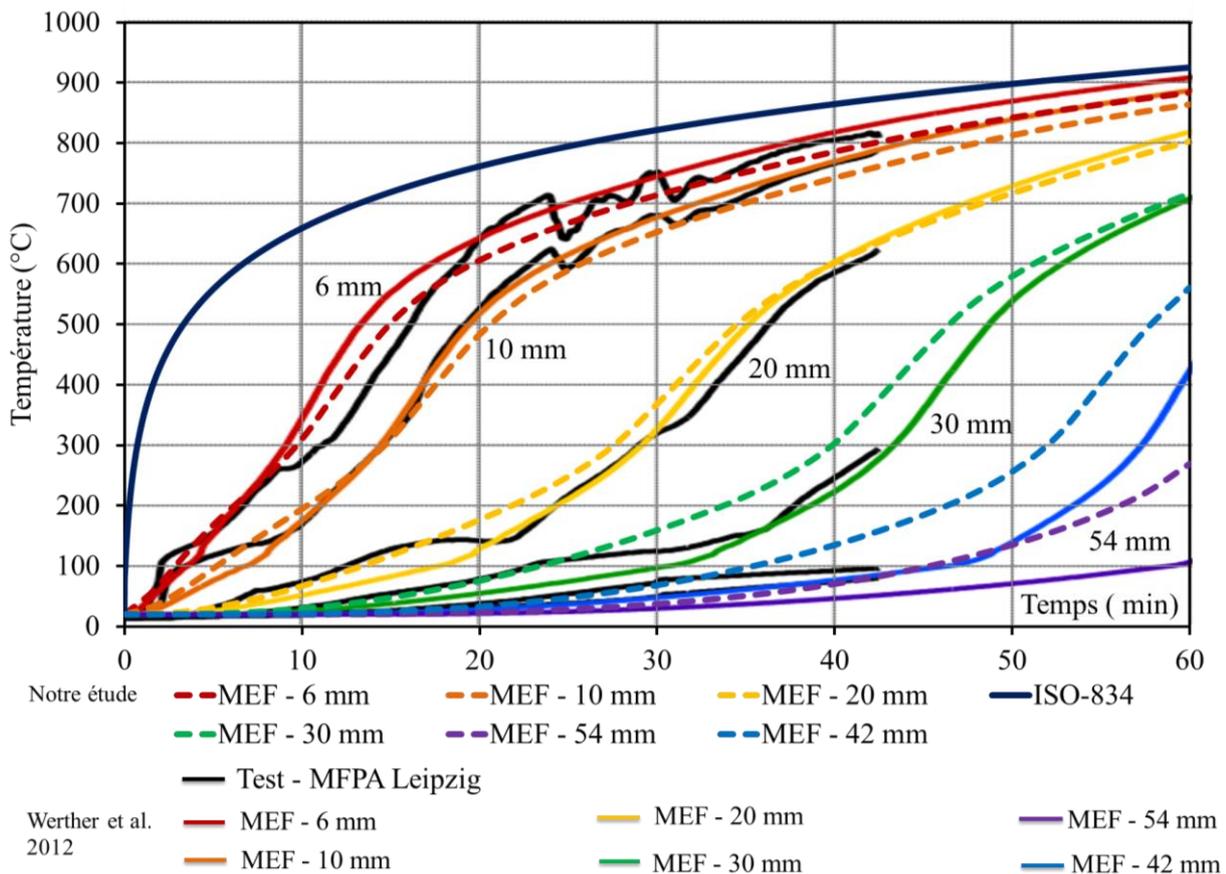
**Figure 131:** Positions des thermocouples sur la section de poteau exposée au feu sur 4 faces et conditions aux limites du modèle MEF [143]

La **Figure 132** présente la distribution de la température après 60 minutes d'exposition au feu sur le quart de section du poteau en considérant les conditions de symétrie.



**Figure 132 :** Température du quart de section après 60 minutes d'exposition au feu (en K)

La **Figure 133** compare les résultats issus de la modélisation simplifiée avec ceux de la modélisation de Werther et les essais du MFPA Leipzig. Les courbes en pointillé correspondent au modèle simplifié, tandis que les courbes en trait plein correspondent aux modélisations de Werther. Les courbes en traits pleins sont celles des essais.



**Figure 133 :** Comparaison des températures entre l'essai de MFPA Leipzig et les simulations (Werther et al., et modèle simplifié)

Il peut être observé sur la **Figure 133** que le modèle simplifié donne des températures significativement plus élevées que celles mesurées expérimentalement pour les profondeurs de 30, 42 et 54 mm. Cependant, aux profondeurs de 6, 10 et 20 mm, le modèle simplifié donne des valeurs proches de celles des essais (MFPA Leipzig) et des simulations de Werther. Des plateaux de températures sont observés autour de 100-150 °C dans les essais caractérisant la réaction endothermique du changement de phase de la vapeur d'eau dans le bois. La question se pose alors concernant la qualité de l'instrumentation en thermocouples qui implique que les températures mesurées pour ce palier seraient plutôt autour de 150 °C.

En effet, certains détails des essais de MFPA Leipzig ne sont pas décrits tels que le mode d'implantation des thermocouples ou la teneur en eau des bois testés.

Ces premières comparaisons ont permis de valider l'utilisation d'un modèle de bois avec pic de chaleur massique suivant une forme triangulaire plutôt que celle proposée par l'Eurocode 5, qui est la cause de temps de calcul parfois très importants. De plus, il a pu être constaté que suivant la teneur en eau du bois, différents modèles de chaleur massique s'avèrent plus ou moins adaptés.

## V.5. Validation du modèle sur LVL et BLC

La validation du modèle est basée sur des résultats expérimentaux obtenus à partir de données provenant du bois massif, mais également du bois lamibois (LVL) et du bois lamellé collé (BLC). De plus, le modèle MEF (modèle aux éléments finis) d'échauffement du bois est confronté à d'autres essais disponibles dans la littérature qui utilisent également du LVL ou du BLC. En confrontant le modèle MEF d'échauffement du bois à d'autres essais disponibles dans la littérature qui utilisent du LVL ou du BLC, on évalue sa capacité à prédire avec précision les phénomènes d'échauffement dans ces matériaux spécifiques. Cette approche permet de renforcer la validité du modèle et d'élargir sa portée d'application.

### V.5.1. Test LVL (Lami bois) par (Menis 2012)

L'échantillon LVL de pin radiata ont été effectués au Fire Engineering Laboratory de l'Université de Canterbury, Nouvelle-Zélande par Menis, 2012 [147]. Les valeurs initiales de la masse volumique et de l'humidité des échantillons testés sont respectivement de 570 kg/m<sup>3</sup> et 12 %.

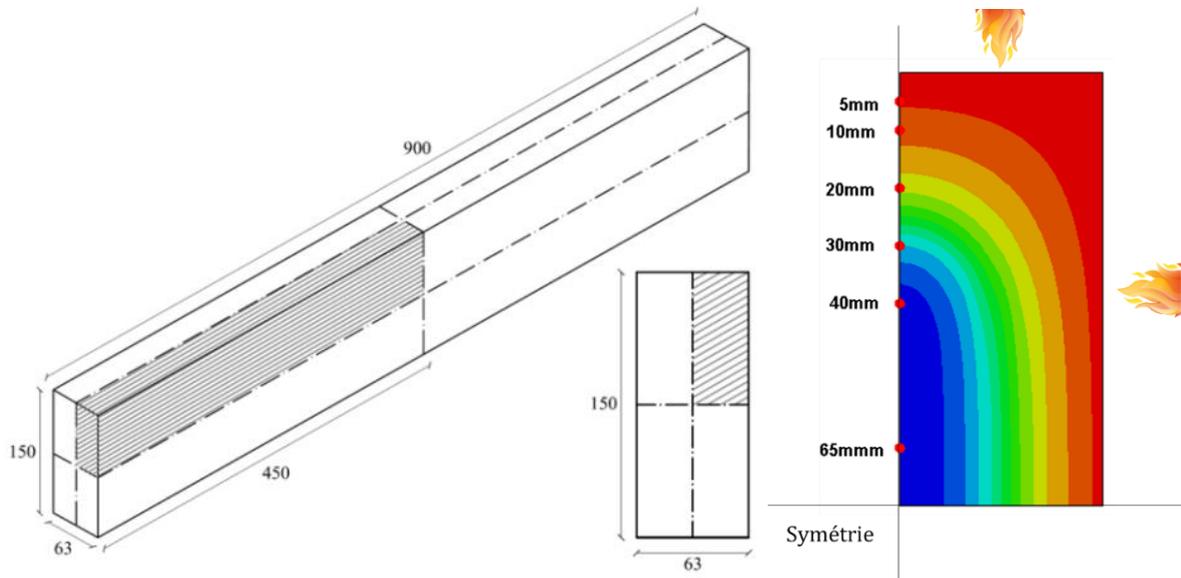


*Figure 134 : Échantillon dans le four avant le test et système chauffant électrique [147]*

Les tests ont été effectués dans un petit four sur mesure composé d'un cylindre de 500 mm de long et d'un cadre en acier comme support. Le cylindre a un diamètre de 500 mm et une ouverture carrée

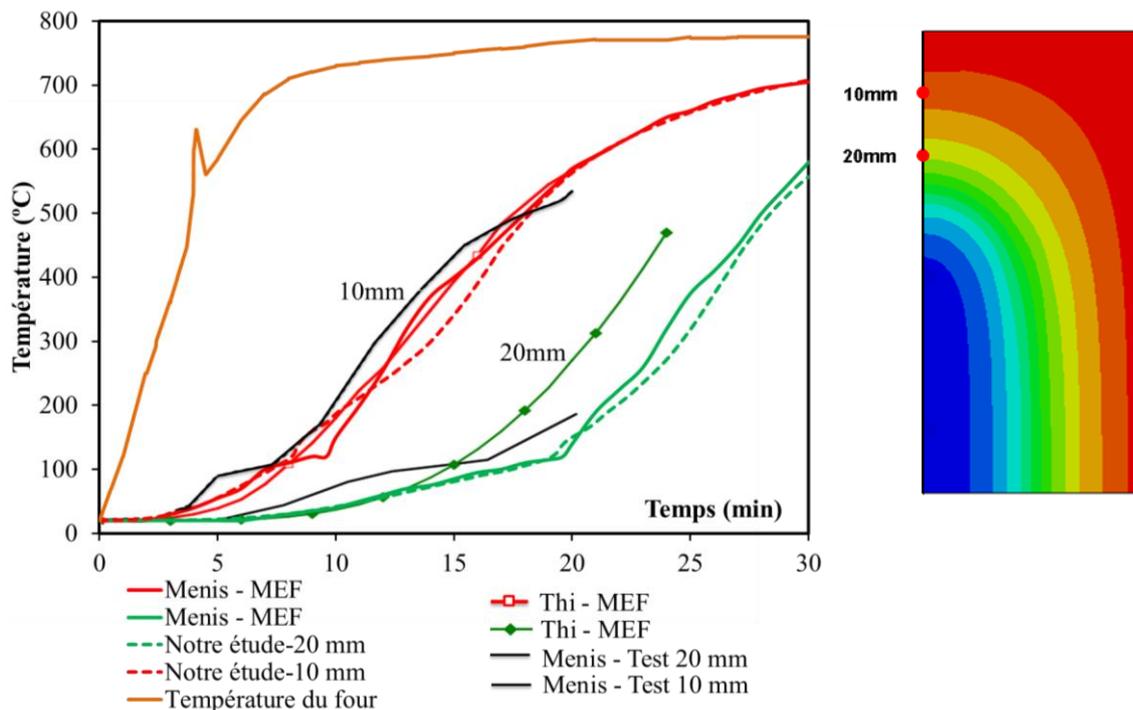
de 180 × 180 mm à chaque extrémité (**Figure 134**). La température moyenne à l'intérieur du four est mesurée par trois thermocouples de type K.

- **Modèle thermique**



**Figure 135 : Section transversale de l'échantillon et modèle des éléments finis**

L'éprouvette en LVL testée a une section transversale de 150 × 63 mm et 4 faces latérales exposées au feu (**Figure 135**). A cause de la symétrie de l'échantillon et de son exposition au feu, seul un quart de l'échantillon est modélisé.



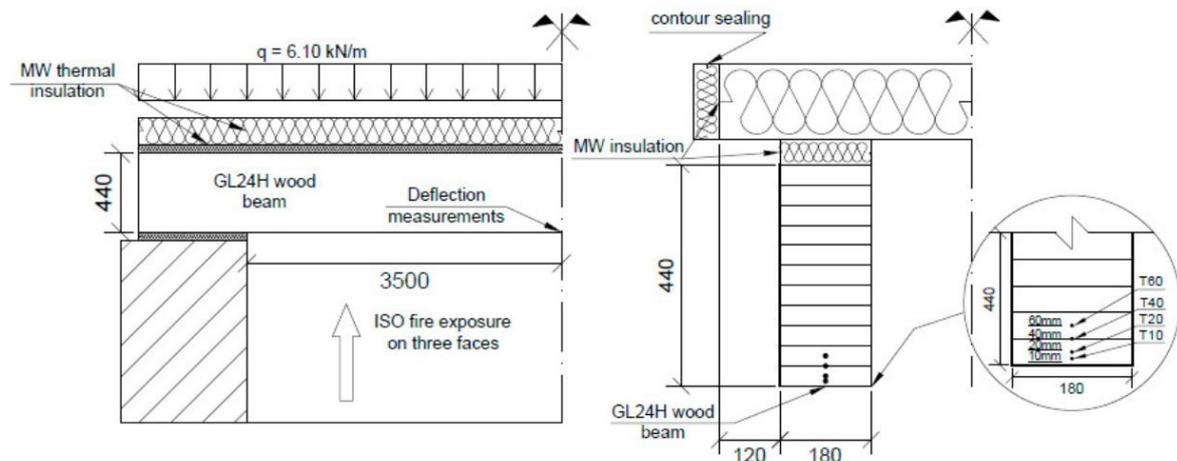
**Figure 136 : Comparaison entre les simulations et l'essai de Menis à 10 et 20 mm de profondeur dans le bois [148]**

La **Figure 136** compare les températures enregistrées à l'aide de thermocouples (Menis, 2012) et les résultats numériques du logiciel Abaqus par (Menis, 2012 [147]), (Thi, 2018 [148]) et le modèle simplifié. Les valeurs expérimentales sont mesurées à deux profondeurs ( $T_1=10$  mm et  $T_2=20$  mm) de la surface supérieure exposée au feu (**Figure 136**). A un temps  $t < 3$  min, la température reste stable ( $T=20$  °C) entre le test et les trois modèles numériques. Au-delà de cette limite, elle progresse lentement jusqu'à  $T=100$  °C.

Pendant les 10 premières minutes, les trois modèles de simulation ont une bonne corrélation entre eux. Après 10 autres minutes, les températures augmentent rapidement pour atteindre des niveaux très élevés  $T=500$  °C à 10 mm de profondeur. La température simulée a augmenté avec un léger retard par rapport à la température expérimentale. Cette prédiction de la distribution de la température est acceptable compte tenu de la grande variabilité du matériau bois en général et, en particulier, des résultats des essais au feu [147].

### V.5.2. Test BLC (Bois lamellé-collé) par (Dârmon et Lалу, 2019)

La poutre testée est en BLC GL24H avec une section transversale de  $180 \times 440$  mm ( $l \times h$ ) et 3 faces exposées au feu ISO-834 pendant 65 minutes (**Figure 137**). Le bois a une teneur en eau de 11,6 % et sa masse volumique est de  $338$  kg/m<sup>3</sup>. Quatre thermocouples ont été installés à partir de la face inférieure exposée de la poutre à 10, 20, 40 et 60 mm de profondeur (Dârmon et Lалу, 2019) [149].



**Figure 137: Poutre testée en flexion : vue latérale, section transversale et position des thermocouples (dimensions en mm) [149]**

La vitesse de carbonisation mesurée (0,65 mm/min) par Dârmon et Lалу est cohérente avec les références trouvées dans la littérature [150], [151]. Des tests effectués sur des poutres en BLC par Kallioniemi, 1979 [150] ont montré des vitesses de carbonisation de 0,47 à 0,75 mm/min, après une heure d'exposition au feu normalisé pour un bois avec une teneur en eau de 7 à 13 %. White & Nordheim, 1992 [65] a rapporté une vitesse de carbonisation de 0,656 mm/min et Ollino & Klippel, 2016 [151] donne des valeurs qui varient de 0,68 à 0,83 mm/min.

La **Figure 138** montre le modèle MEF 2D avec l'emplacement des points de mesure des thermocouples ainsi que la couche carbonisée considérée située au-delà des isothermes de 300 °C.

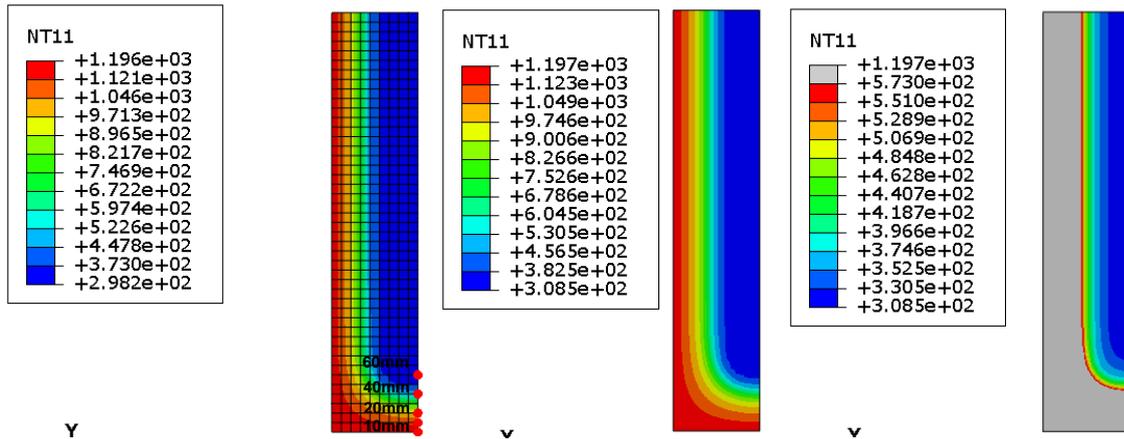


Figure 138: Modèle 2D : Maillage et positions des thermocouples et couche carbonisée après 60 minutes d'exposition au feu

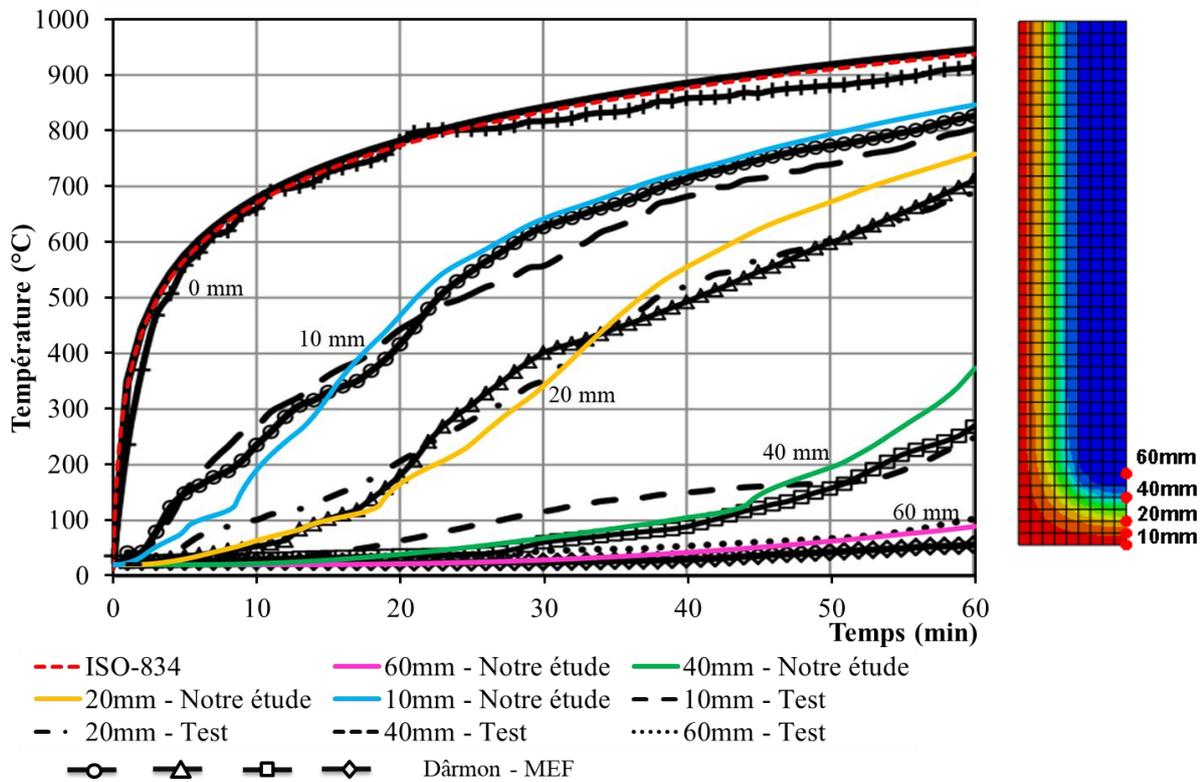


Figure 139: Comparaison entre les résultats du test (Dârmon et Lalu, 2019) et les simulations numériques

La **Figure 139** compare les températures mesurées par les thermocouples avec celles des modélisations de (Dârmon et Lalu, 2019 [149]), utilisant le logiciel SAFIR, et de la présente étude (modèle simplifié) utilisant Abaqus. Il peut être observé que les calculs de Dârmon et Lalu affichent des écarts plus importants par rapport aux essais pour des profondeurs comprises entre 20 et 60 mm. Le modèle simplifié affiche de bons résultats dès la profondeur de 10 mm à partir de 20 minutes d'exposition au feu.

## V.6. Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons présenté le modèle de transfert de chaleur conventionnel basé sur les propriétés des matériaux recommandées par la norme EN 1995-1-2. Nous avons étudié les paramètres d'entrée tels que la masse volumique, la conductivité thermique et en particulier la chaleur massique afin d'améliorer la précision du modèle. Nous avons proposé une modification de la chaleur massique sous forme de "pic triangulaire" qui a permis d'optimiser le temps de calcul sans compromettre la qualité des résultats.

Nous avons également examiné l'importance de la densité de maillage pour obtenir des résultats précis avec un temps de calcul raisonnable. Les résultats de l'étude paramétrique ont montré qu'une taille d'éléments comprise entre 1 et 6 mm offre de bons résultats en termes de précision tout en conservant un temps de calcul raisonnable.

Enfin, nous avons validé notre modèle simplifié en le comparant avec des mesures expérimentales ainsi qu'avec les résultats numériques obtenus par différents auteurs. Les résultats de cette validation ont montré que notre modèle peut être utilisé pour mener des modélisations sur des éprouvettes testées au laboratoire.

## Chapitre VI : Modèle du transfert thermique des poutres mixtes

### Sommaire

VI.1. Introduction.....	153
VI.2. Modèle thermique 2D de l'acier .....	153
VI.2.1. Choix de la densité de maillage .....	153
VI.2.2. Comparaison du modèle avec un essai sur profilé IPE 240.....	154
VI.3. Modèle thermique 2D des poutres mixtes acier-bois.....	155
VI.3.1. Introduction.....	155
VI.3.2. Profilé totalement enrobé.....	157
VI.3.3. Profilé partiellement enrobé.....	160
VI.4. Comparaison de la simulation des configurations sous un feu ISO-834 .....	170
VI.5. Conclusion .....	172

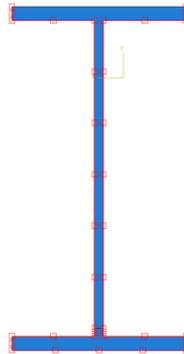
## VI.1. Introduction

Dans ce chapitre, nous présentons l'application du modèle simplifié à nos propres essais. Ceci concerne aussi bien l'acier sans protection que les sections mixtes acier-bois. Les comparaisons sont basées sur une durée d'exposition au feu d'une heure.

## VI.2. Modèle thermique 2D de l'acier

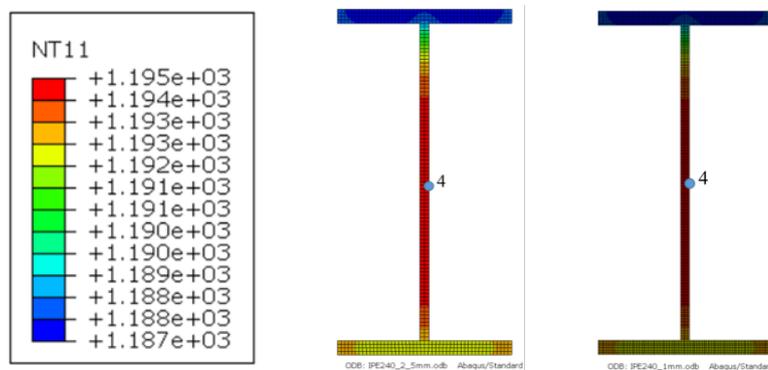
### VI.2.1. Choix de la densité de maillage

Le profilé métallique modélisé est un IPE 240 exposé sur 3 faces. Les lignes exposées, illustrées par des carrés rouges à la **Figure 140**, montrent les zones où les conditions aux limites sont définies pour les échanges thermiques des faces exposées du profilé. La température du four suit celle de la courbe ISO-834. Comme pour les éléments en bois, modélisés en chapitre V, différentes densités de maillage sont testées pour choisir celle qui représente l'échauffement du profilé métallique de façon précise avec une taille de calcul raisonnable.



*Figure 140 : Section IPE 240 – Surfaces d'interaction (3 faces d'exposition au feu)*

La comparaison des résultats de champs de température pour différentes densités de maillage est présentée à la **Figure 141**. Deux densités de maillage sont sélectionnées avec des tailles d'éléments de 1 et 2,5 mm. La température observée au centre de la section (mesure n°4) ne montre pas de différences entre les différentes densités de maillage (**Figure 142**).



*Figure 141 : Densités de maillage étudiées (tailles des mailles : 2,5 mm et 1 mm)*

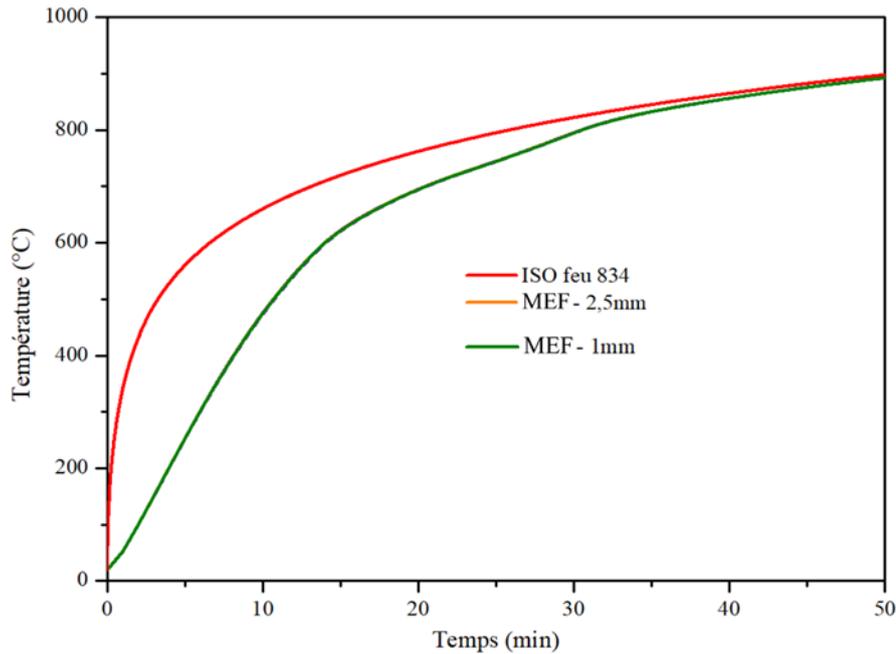


Figure 142 : : Température au centre de l'acier (mesure N°4) pour différentes densités de maillage

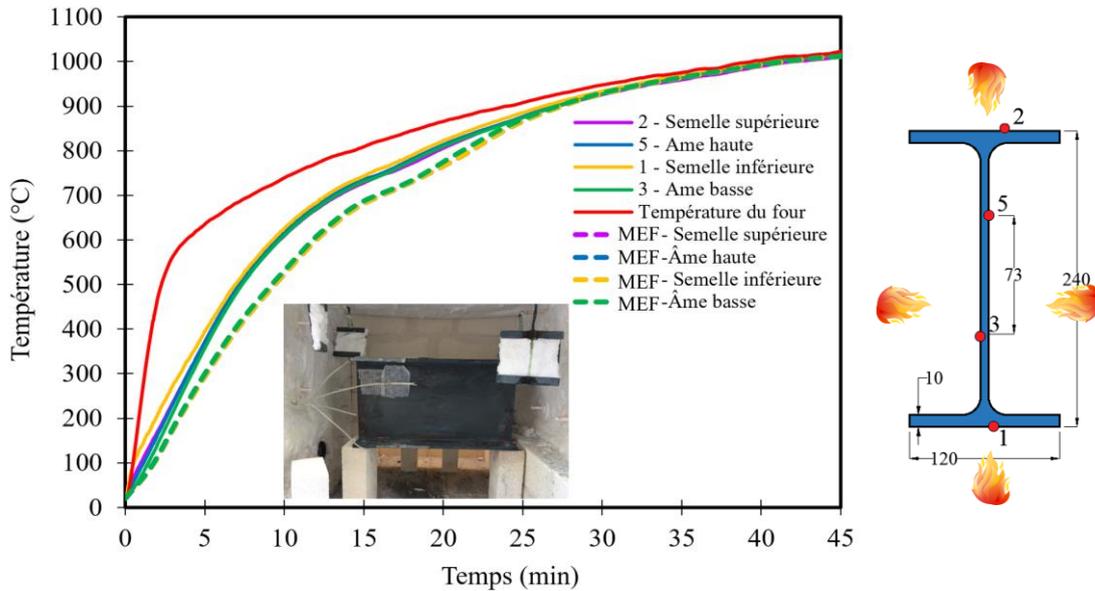
Rahnavard & Thomas, 2018 [152] ont utilisé le logiciel Abaqus pour étudier l'effet de la densité de maillage des poutres IPE300 et des assemblages. Ils ont montré qu'une taille de 5 mm donne des résultats satisfaisants.

### VI.2.2. Comparaison du modèle avec un essai sur profilé IPE 240

Un essai est réalisé avec une poutre IPE240 non protégée pour vérifier le fonctionnement du four et comparer la montée en température de l'acier avec la courbe ISO-834. Quatre thermocouples sont soudés sur la surface de l'acier : deux sur l'âme (mesures 3 et 5) et un sur chaque semelle (mesures 1 et 2). La poutre est exposée au feu sur quart faces (**Figure 143b**).

La **Figure 143a** montre une comparaison des températures mesurées avec celles données par notre modèle MEF simplifié. Il est visible que la température augmente en fonction du temps. Un écart maximum de 8 % est constaté entre la simulation numérique et les mesures expérimentales.

Les quatre points de mesure sont comparés aux valeurs du modèle numérique. Il est visible que la température augmente en fonction du temps. Il y a un écart de 8 % entre la simulation et notre test dans ce cas. Les résultats de la simulation les plus proches des valeurs expérimentales sont obtenus en utilisant l'Eurocode 3.



a) courbes température-temps      b) positions des thermocouples sur le profilé

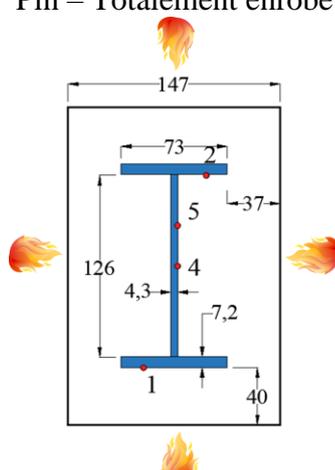
Figure 143: Montée en température sur différents points du profilé en acier fonction du temps d'exposition au feu

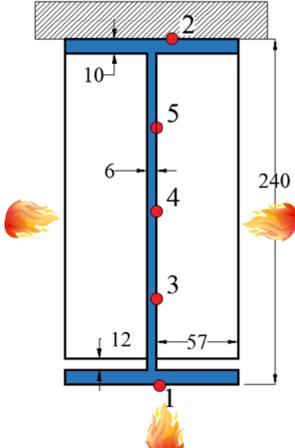
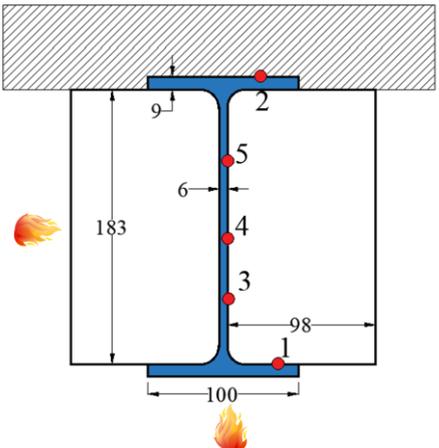
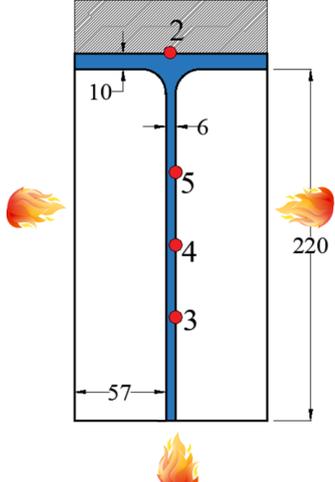
### VI.3. Modèle thermique 2D des poutres mixtes acier-bois

#### VI.3.1. Introduction

Dans cette section, les résultats du modèle thermique sont comparés à ceux des essais réalisés dans le four du laboratoire. Les quatre éprouvettes acier-bois testées, avec différentes dispositions, sont présentées dans le **Tableau 26**. Les 4 essais sont testés avec un brûleur de 35 kW. Pour mieux suivre le comportement réel de feu dans le four, les températures moyennes mesurées de chaque côté de l'échantillon (gauche et droite) sont appliquées pour notre modèle simplifié.

Tableau 26: Listes des essais sur éprouvettes acier-bois

Test n°	Profilé d'acier	Bois et disposition de protection	Nombre de faces exposées au feu
7	PRS en I140 – Poutre	Pin – Totalemment enrobé 	4 faces

<p><b>3</b></p>	<p>PRS en I240 – Poutre</p>	<p style="text-align: center;">Douglas Partiellement enrobé</p> 	<p>3 faces</p>
<p><b>6</b></p>	<p>IPE 200 – Poutre</p>	<p style="text-align: center;">Sapin Partiellement enrobé</p> 	<p>3 faces</p>
<p><b>5</b></p>	<p>T230 – Poutre</p>	<p style="text-align: center;">Pin – Partiellement enrobé</p> 	<p>3 faces</p>

### VI.3.2. Profilé totalement enrobé

Dans cet essai, une poutre en PRS 140 a été fabriquée à l'atelier avec des semelles de 7,2 mm d'épaisseur et une âme de 4,3 mm. Elle est complètement enrobée par le bois (**Figure 168**).



Figure 144 : Mise en place de l'échantillon dans le four et vue de la section totalement enrobée

La poutre est disposée horizontalement dans le four (**Figure 144**). La flamme du brûleur est parallèle à la poutre sur le côté gauche de l'échantillon.

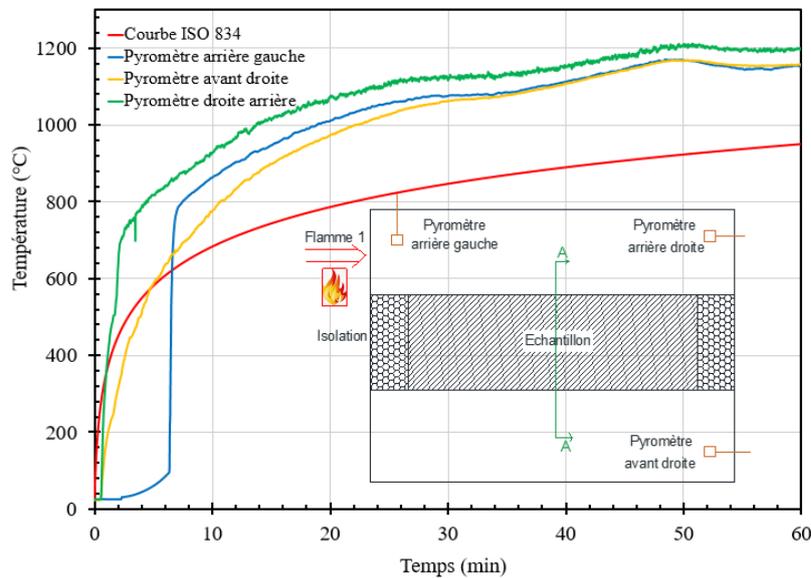
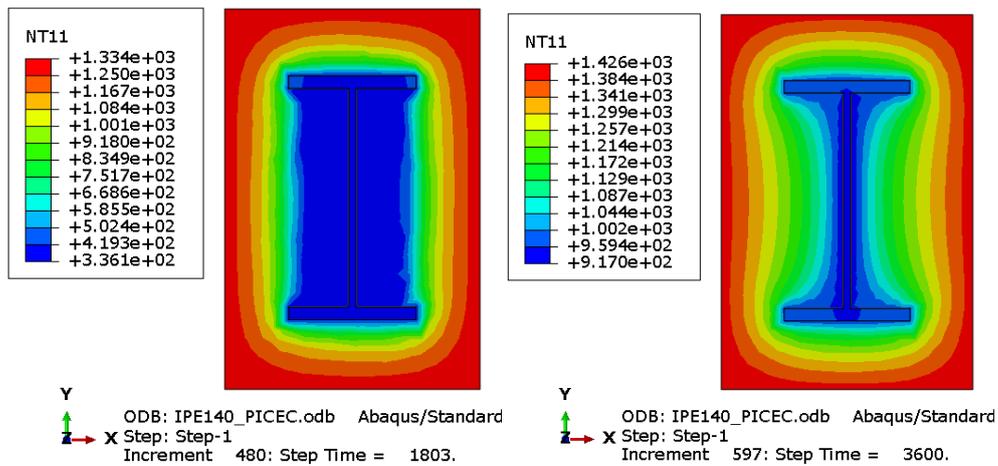


Figure 145 : Position des pyromètres dans le four

Les courbes de températures dans le four, bien que supérieures à la courbe de feu ISO-834 restent en dessous de 1200 °C (**Figure 145**). Le pyromètre arrière gauche donne une très basse température pendant 5 minutes. Cela peut s'expliquer par le fait que ce pyromètre est fixé à l'isolant aux extrémités de la poutre. Après 5 minutes, nous avons réajusté sa position en repoussant le fil du pyromètre afin de reprendre sa mesure. La mesure est relativement homogène avec un écart de 200 °C qui se réduit en fin d'essai. La distribution de la température obtenue par le modèle MEF,

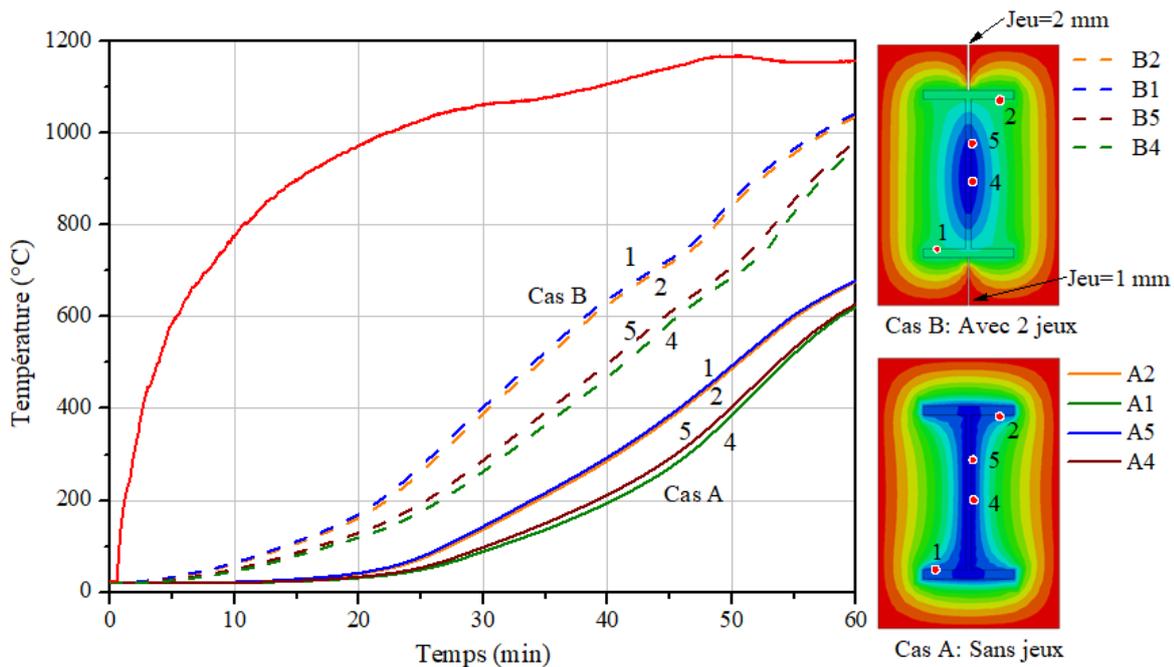
appliqué à l'échantillon testé, est montrée sur la **Figure 146** après 30 et 60 minutes d'exposition au feu mesuré expérimentalement. Les tailles de maillage sont choisies à 2 mm pour l'acier et à 5 mm pour le bois.



**Figure 146 : Modèle thermique à 30 et 60 minutes**

Lors de la préparation des essais, un jeu a été observé entre les 2 pièces de bois servant à encapsuler le profilé métallique. Les jeux initiaux mesurés sont de 2 mm en haut et de 1 mm en bas de l'éprouvette. Ainsi, pour que la modélisation soit plus représentative, ce jeu a été introduit dans le modèle. Le modèle permet alors de comparer les cas avec et sans jeux, afin d'évaluer l'influence de ce jeu sur l'échauffement du profilé métallique.

Les lignes pleines montrent les résultats expérimentaux obtenus et les lignes en tirets les résultats de la simulation (**Figure 147**) avec une valeur de  $C_p = 8000$  (J/kg.K) définie sur la base de la teneur en eau du bois utilisé dans l'essai.



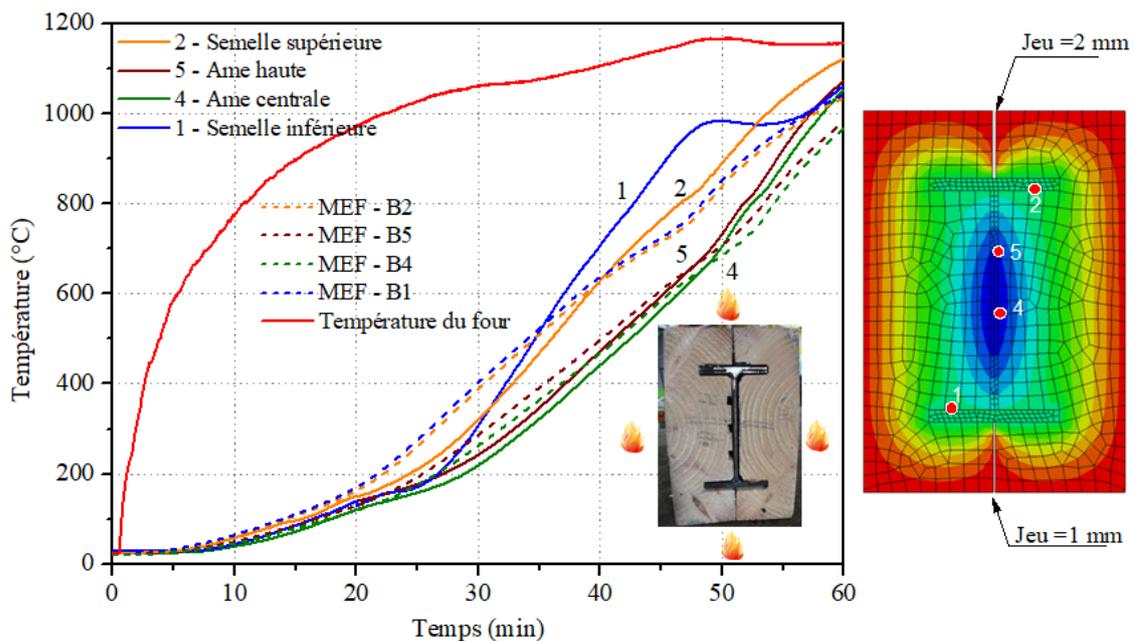
**Figure 147 : Comparer la température sur l'acier entre deux cas A et B**

La **Figure 147** compare les températures déduites des 2 modèles E.F. avec et sans jeux dans le bois. Le modèle sans jeux (cas A) montre un échauffement plus faible que celui du modèle avec jeu (cas B). Le **Tableau 27** compare les valeurs des températures relevées aux points de mesure (semelles et âme du profilé) après 30 et 60 minutes d'exposition au feu.

**Tableau 27 : Comparaison des températures entre deux cas A et B (avec et sans jeu)**

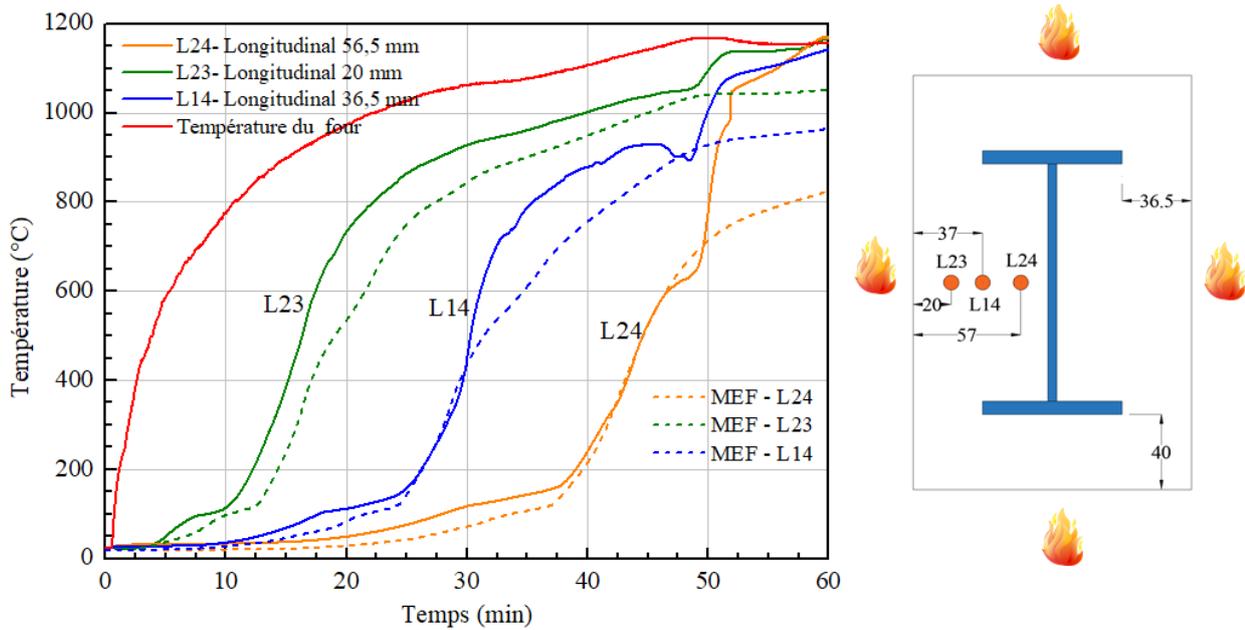
	Semelle inférieure N°1		Âme milieu N°4		Âme haut N°5		Semelle supérieure N°2	
	Cas A (sans jeu)	Cas B (jeu)	Cas A	Cas B	Cas A	Cas B	Cas A	Cas B
30 min.	92	<b>407</b>	101	<b>266</b>	148	<b>291</b>	141	<b>393</b>
60 min.	621	<b>1044</b>	628	<b>969</b>	680	<b>983</b>	676	<b>1037</b>

Comme l'éprouvette a des jeux dans la réalité, c'est le modèle du cas B (avec jeu) qui est confronté aux résultats expérimentaux. La comparaison entre le modèle et les résultats expérimentaux montre que le modèle E.F. représente de façon correct les essais (**Figure 148**). Dans nos essais, il y a généralement un jeu entre l'acier et l'élément en bois en raison du placement des thermocouples, ce qui facilite la pénétration de la chaleur à l'intérieur. Cependant, nous avons bien protégé les extrémités de la poutre afin d'assurer l'étanchéité. En effet, la réalité du terrain fera qu'on aura toujours un jeu. D'où l'intérêt d'étudier l'effet des jeux sur le comportement des structures métalliques protégées par le bois. De plus, la présence des jeux initiaux entre les pièces en bois favorise sa carbonisation dans la zone des jeux, ce qui fait augmenter les températures des semelles de l'acier (mesure n°1 et n°2) (**Figure 148**). Sur les semelles, il est observé un écart moyen de 21 % à 30 minutes et de 5 % à 60 minutes. Sur l'âme, cet écart est de 15 % à 30 minutes et de 8 % à 60 minutes. Sur les courbes température-temps, les plus gros écarts sont observés sur les deux semelles qui sont plus susceptibles de subir les défauts dus aux jeux entre éléments en bois.



**Figure 148: Comparaison des températures entre essais (ligne continue) et modélisation numérique (ligne pointillée)**

La **Figure 149** compare les températures dans le bois entre le modèle E.F. et les résultats expérimentaux. Cette comparaison se fait pour 3 profondeurs dans le bois : 20 mm, 36,5 mm et 56,5 mm. A 49 minutes, le bois est complètement brûlé et tous les thermocouples K sont situés en dehors de l'échantillon. Ceci explique l'augmentation soudaine de température à la fin de l'expérience et les gros écarts observés par rapport au modèle de simulation sur ces trois mesures L23, L14 et L24. Cette comparaison montre que le modèle numérique reproduit la forme générale d'évolution des températures y compris le pseudo-plateau observé autour de 100 °C à cause de l'évaporation de l'eau. Dans l'ensemble, les valeurs des températures issues de la modélisation sont en bon accord avec les résultats des essais.



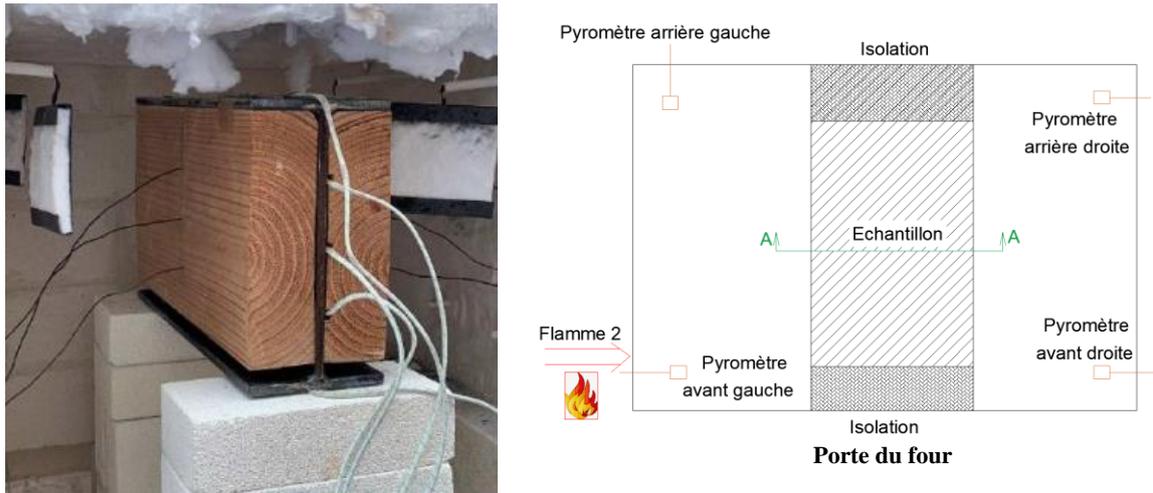
**Figure 149 :** Évolution des températures mesurées et calculées à différentes profondeurs dans le bois (20, 37 et 57 mm).

### VI.3.3. Profilé partiellement enrobé

Trois profilés partiellement enrobés sont testés. Deux profilés en I et un en T. Le bois est du douglas, sapin et pin. Il enrobe uniquement l'âme du profilé métallique.

#### a) Profilé en I avec Douglas

Cet essai vise à étudier l'échauffement d'une poutre PRS en I240, exposée sur 3 faces et partiellement enrobée de bois massif (essence douglas). Le bois disposé entre les semelles enrobe presque totalement l'âme (voir **Figure 174**). La masse volumique mesurée du bois est de 469 kg/m<sup>3</sup> et l'humidité de 8 %. La simulation numérique est réalisée avec une valeur de  $C_p = 8000$  (J/kg.K) pour le bois. La courbe d'échauffement réelle dans le four est utilisée pour notre modélisation. Le contact est considéré parfait entre le profilé métallique et le bois.



a) profilé partiellement enrobé installé (semelle supérieure isolée) ; b) vue en plan du four et disposition des pyromètres

Figure 150: Profilé partiellement enrobé avant la mise en place de l'isolant sur la semelle supérieure et plan du four

La **Figure 151** compare les températures entre modélisation et mesures expérimentales sur différents points du profilé métallique. Les 5 points de mesure (2 sur les semelles et 3 sur l'âme) sont illustrés à la **Figure 151**. Les écarts entre simulations et mesures sont relativement faibles. L'écart le plus significatif correspond à la mesure au niveau de la semelle supérieure (point 2) où les températures mesurées sont plus élevées que celles calculées. La raison possible de cet écart peut être liée à un défaut au niveau de l'isolant de cette semelle supérieure (voir **Figure 152**).

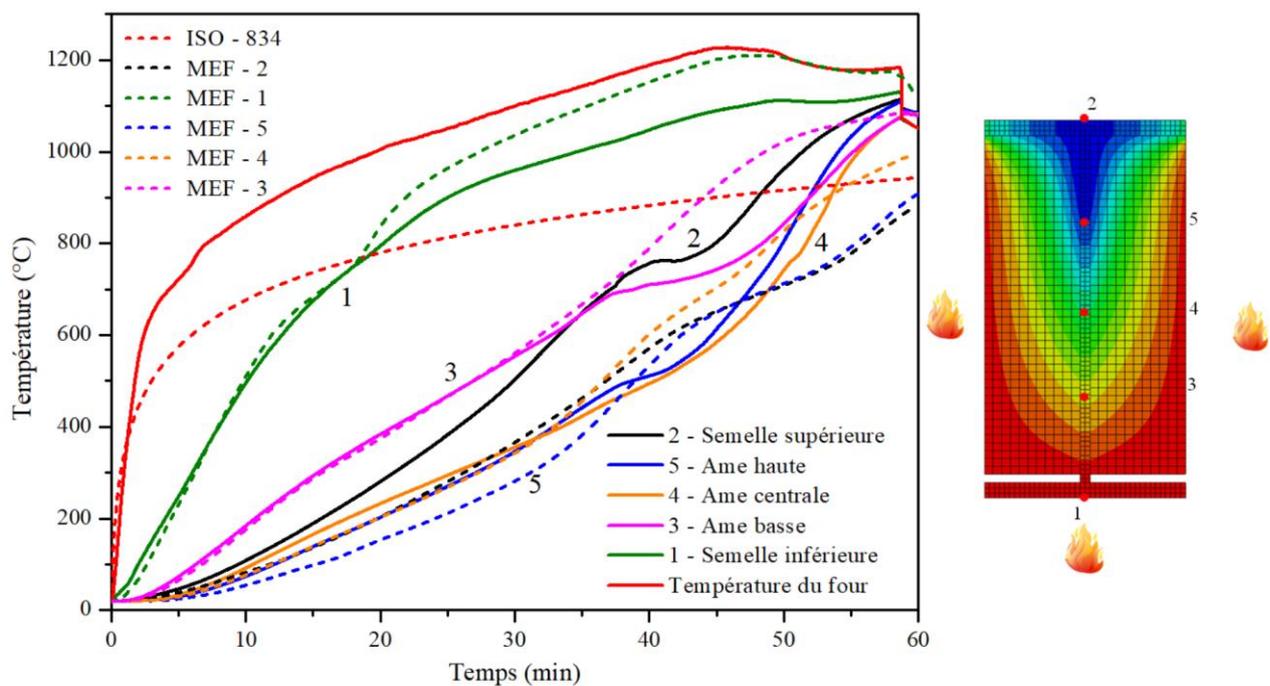


Figure 151: Évolution des températures mesurées et calculées sur différents points du profilé en acier



Figure 152: Mise en évidence d'un défaut d'isolation au niveau de l'isolation de la semelle supérieure

Un jeu important de 12 mm existe entre le de bois et la semelle inférieure du profilé. Ainsi, le bois est exposé au feu sur une face supplémentaire. L'âme n'est donc pas couverte sur toute sa hauteur. De la même façon que pour les jeux étudiés sur la configuration totalement encapsulée, une étude comparative est menée avec le modèle E.F. pour évaluer l'impact d'un tel jeu sur la distribution de température dans la section d'acier. La **Figure 153** montre une comparaison entre deux modèles avec un espace de 12 mm (cas B) et sans espace (cas A), en considérant un feu ISO-834 pendant 1 heure. Cette comparaison montre que le transfert de chaleur est plus rapide dans le cas B, notamment au niveau de la semelle inférieure (point 1) en raison d'une exposition de cette semelle pouvant être plutôt comparée à une exposition sur toutes ses faces de la semelle.

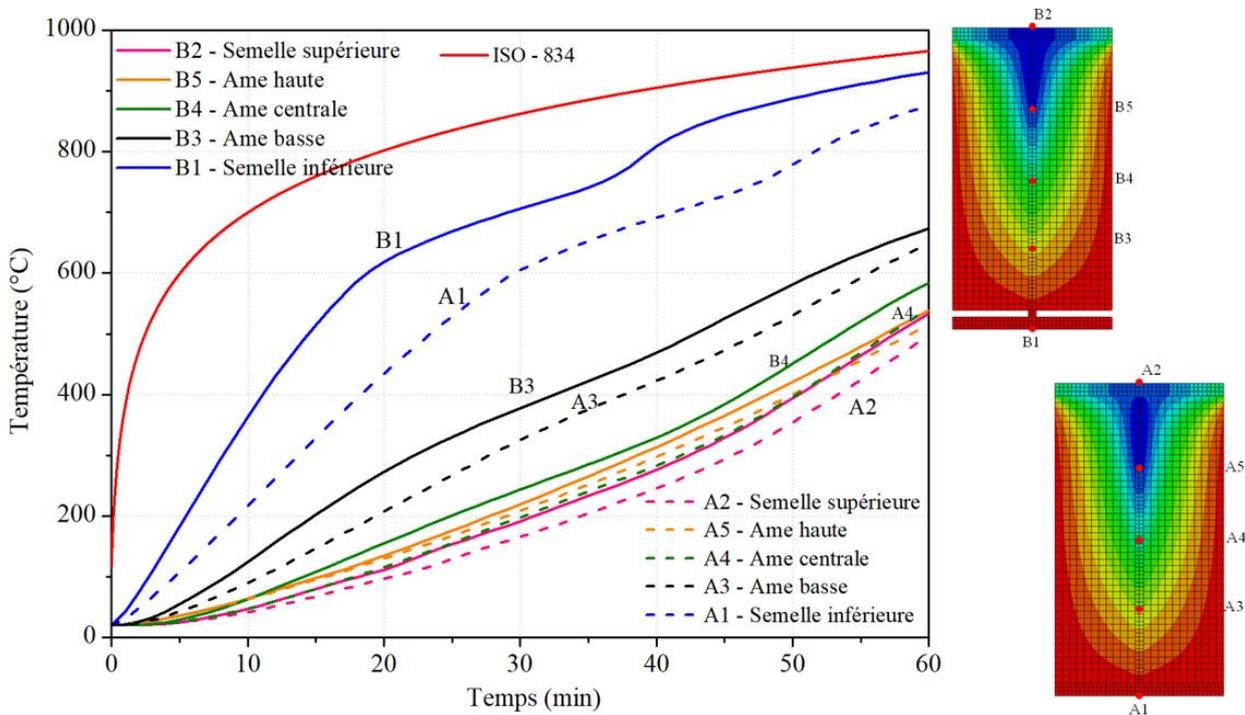


Figure 153: Comparaison de l'effet du jeu entre le bois et la semelle inférieure

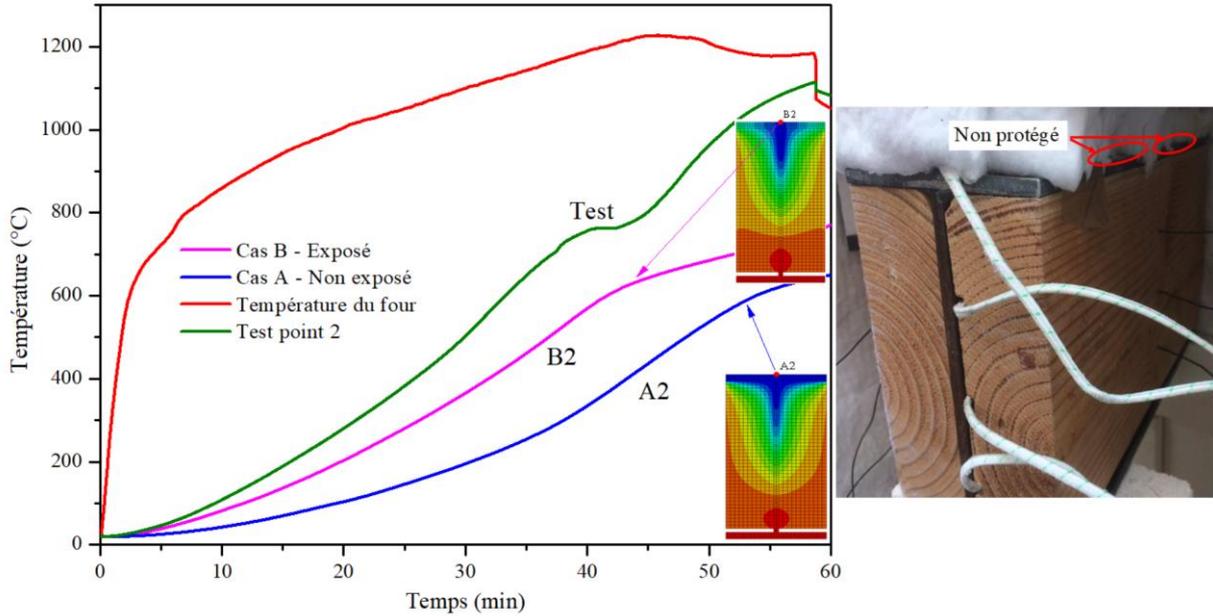


Figure 154: Effet de la surface d'exposition au feu sur la semelle supérieure (défaut d'isolation)

La Figure 154 montre l'influence du nombre de surfaces exposées au feu sur l'échauffement de la semelle supérieure. Le cas B considère la semelle supérieure exposée sur 3 côtés (surface supérieure et surfaces latérales), alors que le cas A a une semelle supérieure non exposée. Il peut être observé que le cas B donne des valeurs de température plus élevées que celles du cas A mais qui restent inférieure à celles mesurées. Ainsi, le défaut d'isolation représenté par l'exposition au feu de la surface externe de la semelle supérieure n'explique pas seul l'écart avec les essais. En outre, il y a aussi une autre raison importante sur le petit jeu entre le bois et la semelle supérieure. La combustion du bois dans cette zone fait augmenter la température sur la semelle supérieure encore plus que le défaut d'isolation montré sur la Figure 152.

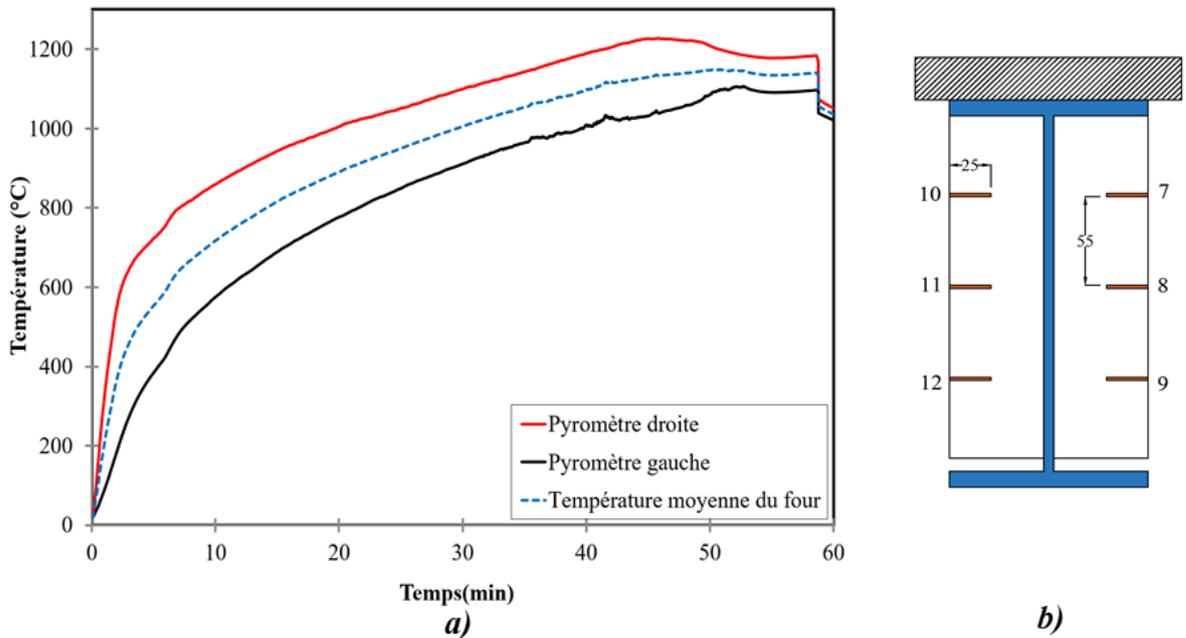


Figure 155: Évolution de la température du four (a) et position des thermocouples sur l'éprouvette (b)

Lors des essais avec éprouvettes bois-acier, il est observé que les températures dans le four sont différentes sur les deux côtés de l'éprouvette testée (**Figure 155**). Cette différence est prise en compte dans la modélisation. Les **Figure 156** et **Figure 157** montrent les isovaleurs de température sur la section échauffée de façon différente entre droite et gauche.

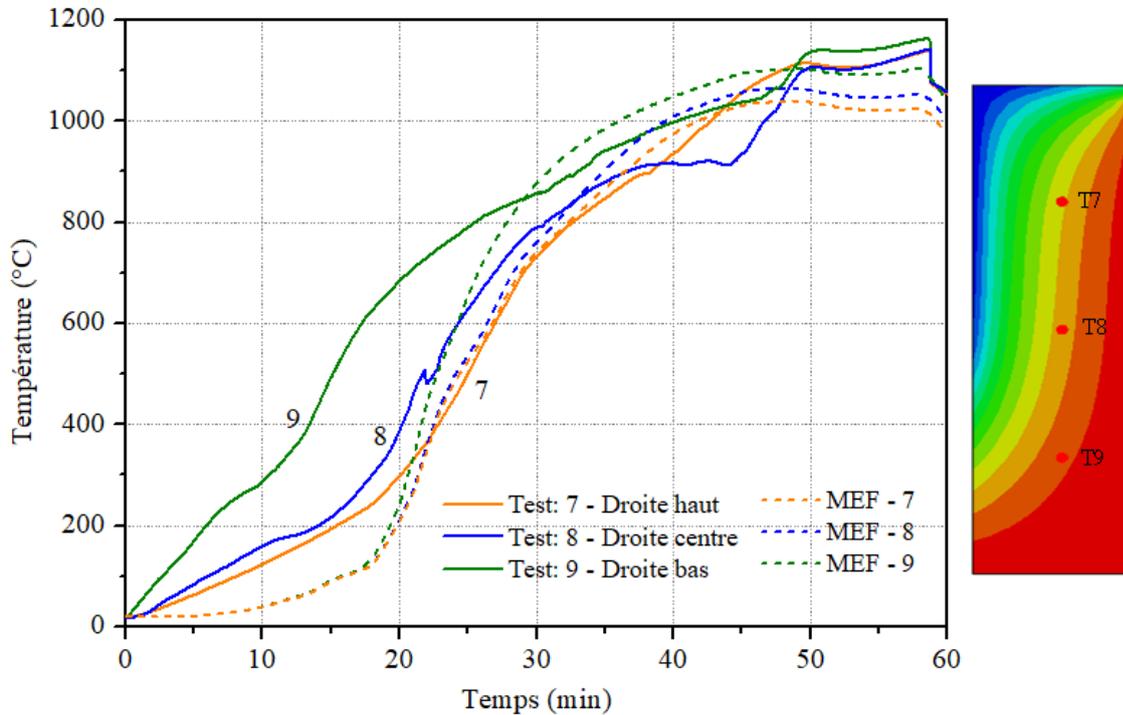


Figure 156 : Température du bois à droite (Pyromètre droite)

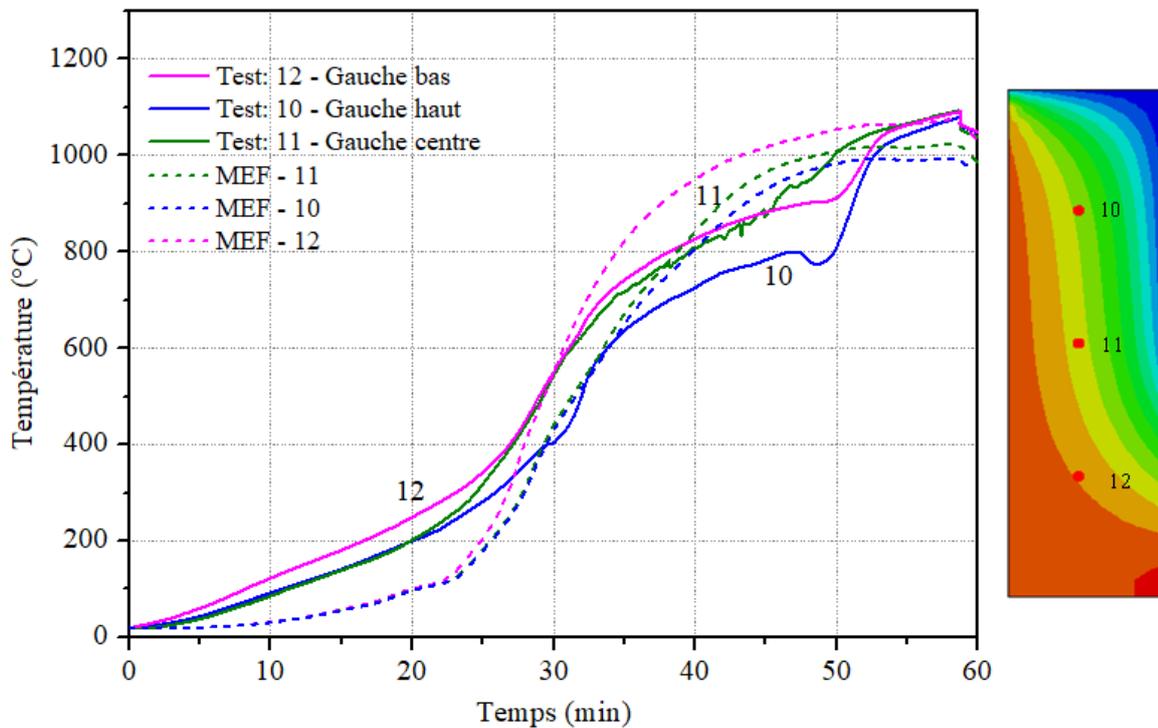
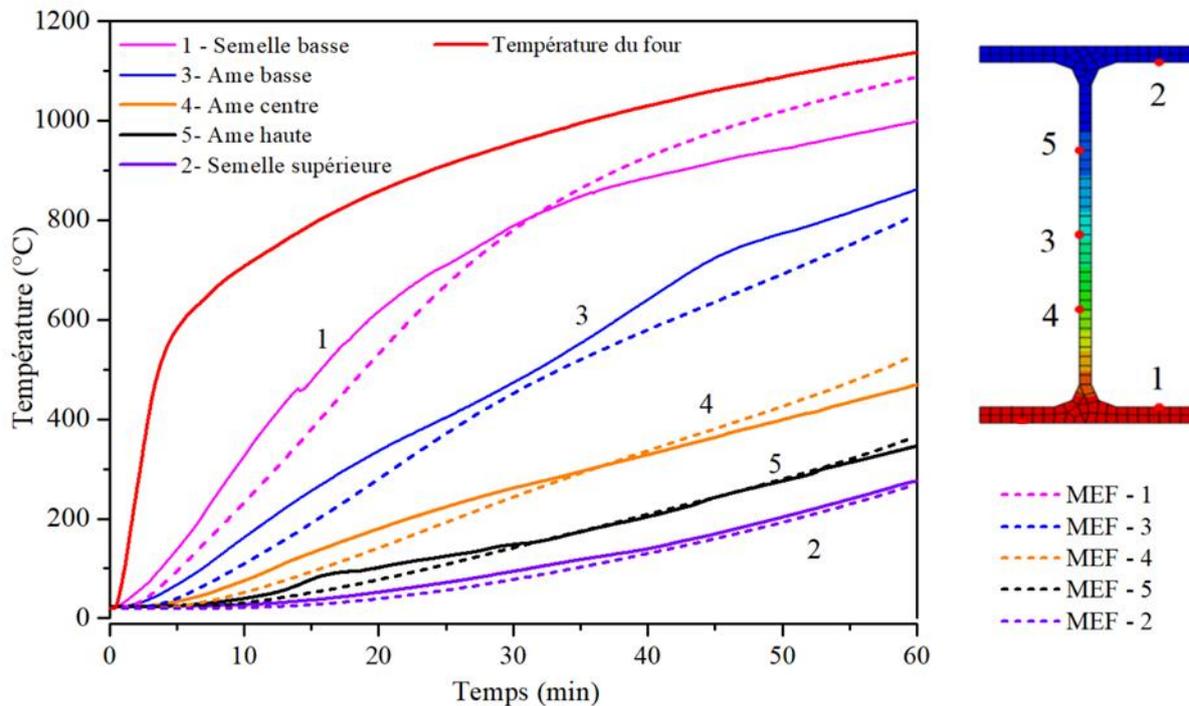


Figure 157: Température du bois à gauche (Pyromètre gauche)

Six thermocouples type K sont installés dans le bois (3 de chaque côté du profilé). Les thermocouples sont introduits à partir de la face exposée (pont chaud) et situés à 25 mm de profondeur (**Figure 155**). La **Figure 156** présente la comparaison des températures dans le bois au niveau des 3 points de mesure du côté droit (T7, T8 et T9). La vitesse de combustion moyenne calculée de ce côté droit est de 1,25 à 1,78 mm/min (résultats-test) et de 1,02 à 1,13 mm/min (résultats-MEF). Il y a un grand écart de la vitesse de combustion du bois entre les résultats mesurés et calculés. Sur le côté gauche du bois une vitesse de combustion moyenne de 0,93 à 1,03 mm/min peut être calculée (**Figure 157**). D'après les résultats d'analyse ci-dessus, nous observons qu'il existe une grande différence entre les résultats obtenus à partir des thermocouples radiaux (pont chaud) et les résultats de la simulation numérique. Cette différence peut être due à la conduction thermique à travers les thermocouples dans le bois (voir l'annexe 1).

**a) Profilé en I avec Sapin**

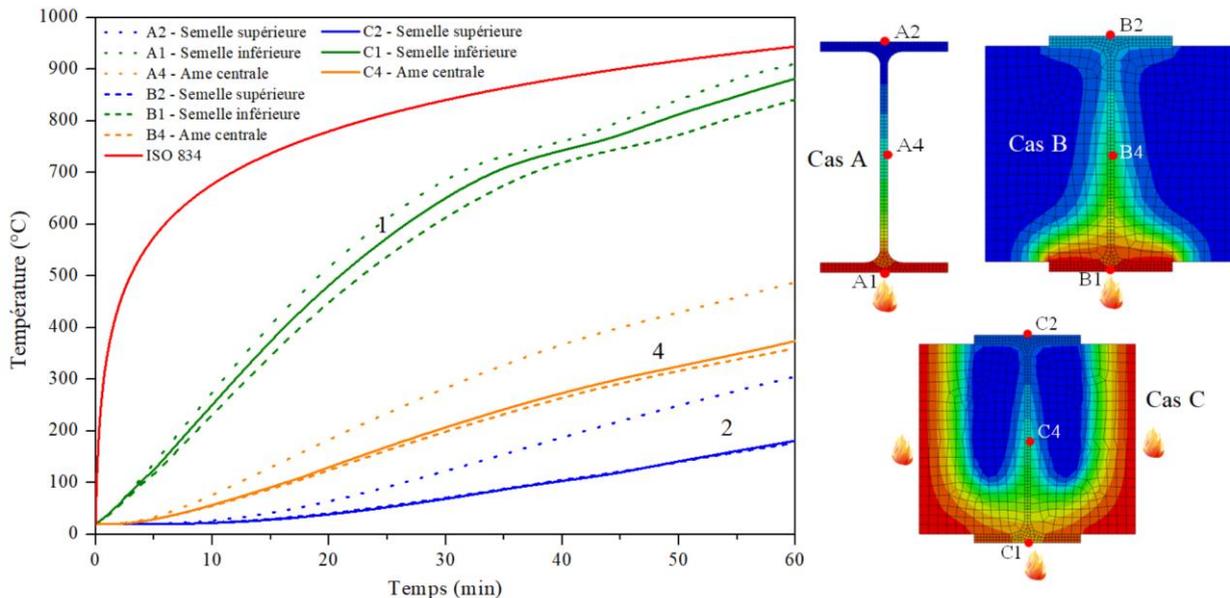
Il s'agit ici d'un profilé partiellement enrobé comme le cas précédent mais avec quelques différences. Le profilé ici est un IPE 200 (**Figure 158**) et la partie du bois qui le protège n'a pas de jeu avec les semelles et elle a une largeur plus importante que la précédente. Pour le profilé en acier, la comparaison des températures calculées avec celles mesurées montre une bonne concordance entre les deux. Dans cet essai, le contact entre le bois et l'acier est assuré avec une grande précision et aucun jeu n'apparaît entre les deux matériaux. Par conséquent, les températures obtenues à partir de la modélisation sont proches de celles des essais.



**Figure 158 : Montée en température de l'acier IPE 200 en fonction de temps**

Pour établir la contribution du bois en termes de transfert de chaleur, une étude vise à comparer 3 modèles de poutres exposées sur 3 côtés. Le premier modèle (cas A) correspond à une poutre en acier exposée sur sa semelle inférieure uniquement (des conditions adiabatiques sont considérées sur toutes les autres faces). Ainsi, l'augmentation de la température de l'acier est due uniquement à

la conduction dans la hauteur du profilé. Le deuxième modèle, de poutres acier-bois, est exposé uniquement sur la semelle inférieure (cas B), et le troisième modèle est également en bois-acier mais avec 3 faces exposées (cas C). Les résultats peuvent être observés sur la **Figure 159**.



**Figure 159: Évolution de la température sur le profilé en acier pour trois conditions différentes (A, B et C)**

La **Figure 159** compare l'évolution des températures sur la semelle supérieure (point n°2), le milieu de l'âme (point n°4) et la semelle inférieure (point n°1) pour les trois modèles A, B et C. Il peut être observé que le bois agit effectivement comme un absorbeur. Les différences de température sont d'autant plus importantes que l'on s'éloigne de la semelle inférieure exposée. De plus, pour une telle épaisseur de bois, l'exposition du bois au feu a une influence négligeable sur la température de l'acier.

Lors de l'essai montré sur la **Figure 158**, où la température dans le four est plus sévère que le feu ISO-834, le gradient thermique entre les deux semelles supérieure et inférieure est d'environ 750 °C après 60 minutes d'exposition au feu. La présente simulation est effectuée avec un feu ISO-834 et donne un gradient thermique, après 60 minutes d'exposition au feu, qui prend les valeurs suivantes :

- Cas A : acier uniquement exposé sur la semelle inférieure :  $\Delta T = 588 \text{ }^\circ\text{C}$ .
- Cas B : Acier-Bois exposé sur la semelle inférieure :  $\Delta T = 673 \text{ }^\circ\text{C}$
- Cas C : Acier-Bois exposé sur 3 faces (mêmes conditions que l'essai) :  $\Delta T = 701 \text{ }^\circ\text{C}$

En conclusion, le bois apporte clairement en plus d'un caractère isolant, un volume supplémentaire permettant d'absorber la chaleur réduisant ainsi le gradient thermique dans la hauteur de la section.

Dans la suite, nous étudions la distribution de température dans le bois. La température dans le four est l'une des données d'entrée les plus importantes. Dans le four, 4 pyromètres ont été disposés comme décrit dans le test de température du four. Grâce aux températures mesurées, nous observons que la vitesse d'échauffement du bois des deux côtés (gauche et droite) est différente. Ainsi, pour mieux suivre le comportement réel, la

température moyenne mesurée de chaque côté de l'échantillon est appliquée au modèle. Les évolutions des températures sont montrées sur les **Figure 160** et **Figure 161**.

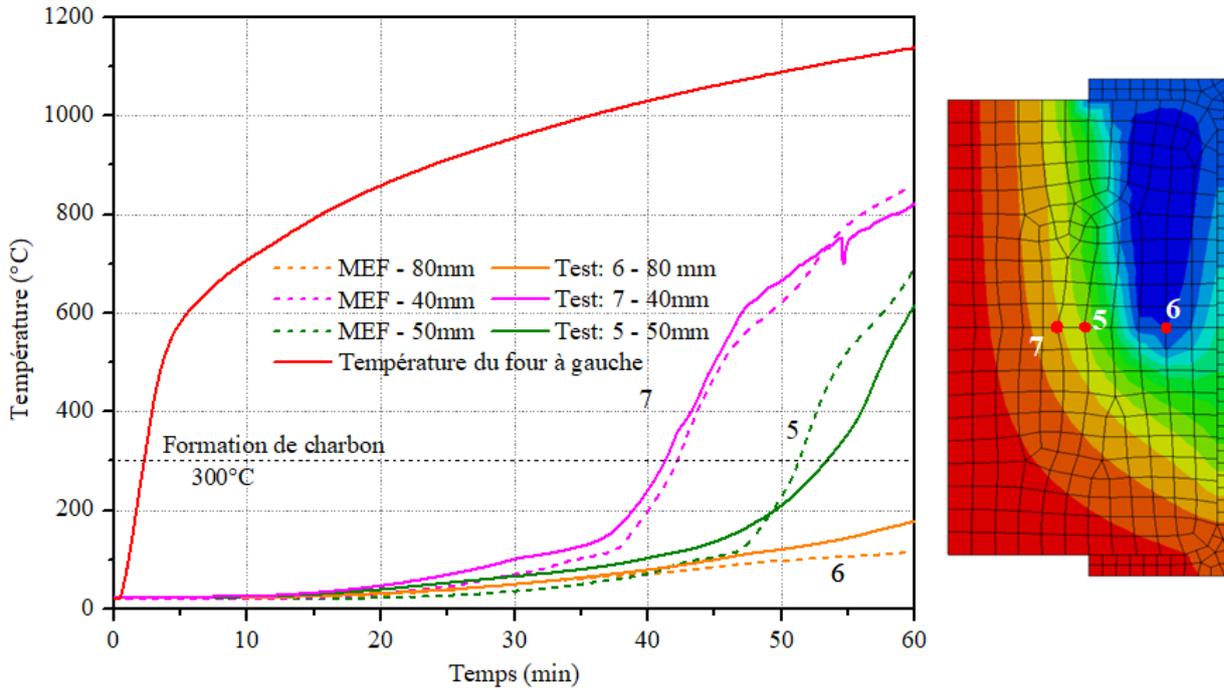


Figure 160 : Température du bois sur le côté gauche de l'éprouvette

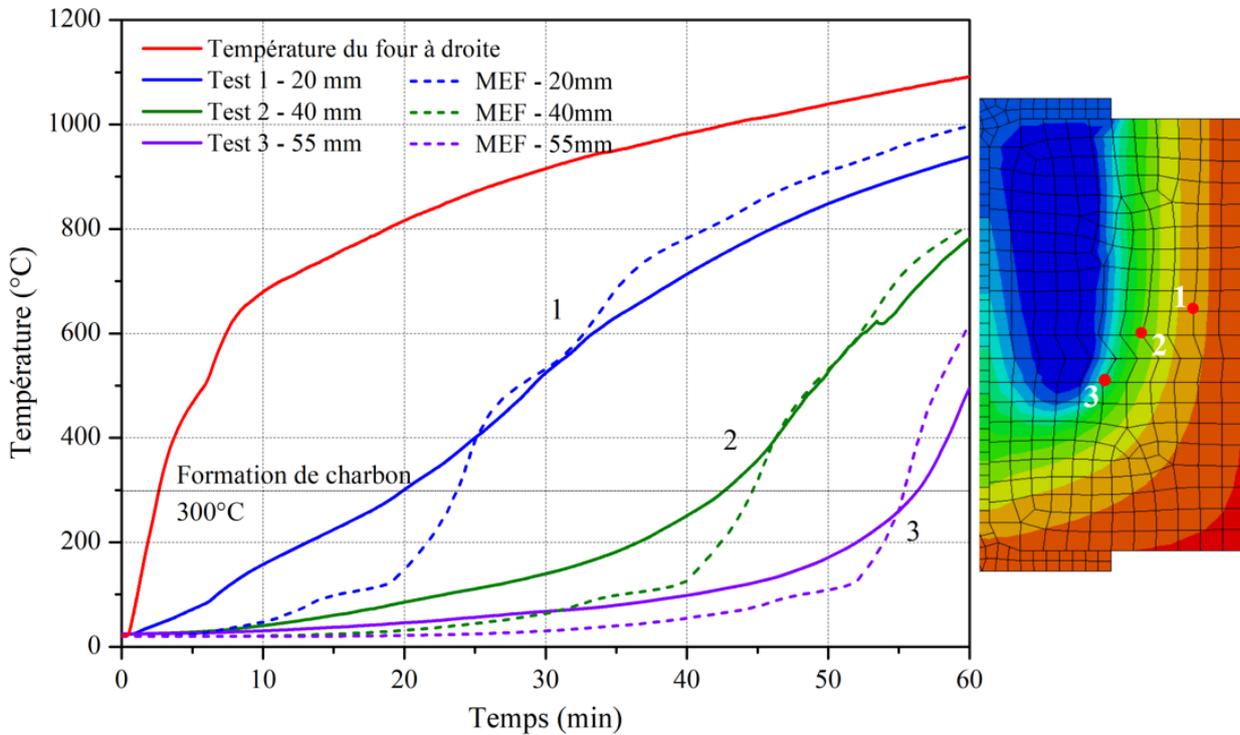


Figure 161 : Température du bois sur le côté droit de l'échantillon

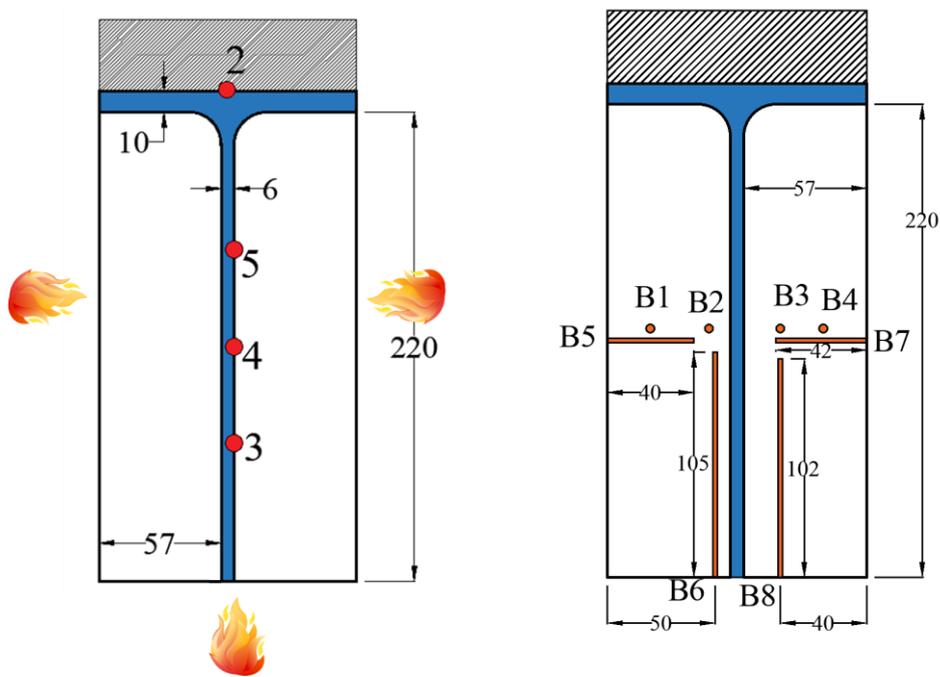
Comme pour l'observation des températures dans le bois disposé à gauche de l'éprouvette (**Figure 160**), les températures mesurées sur la partie droite (**Figure 161**) sont proches de celles calculées.

Certains écarts sont observés notamment en début de l'essai (thermocouple 1) sur les 25 premières minutes. Il peut être observé que le modèle montre un palier à 100 °C qui n'est pas observé expérimentalement à cause de l'emplacement des thermocouples sur la direction radiale exposée (le pont chaud).

Un écart de température est observé entre le modèle et l'essai pour le thermocouple n°2. Cet écart se réduit pour le thermocouple n°3. Cela signifie que lorsque nous progressons dans l'épaisseur du bois, l'erreur induite par le pont chaud diminue. L'étude de l'isotherme à 300 °C permet notamment de déduire une vitesse de carbonisation du bois d'une valeur de 0,96 mm/min.

**b) Profilé en T avec Pin**

Cet essai concerne un profilé en Té partiellement enrobé par du bois en pin. La masse volumique mesurée du bois est de 330 kg/m<sup>3</sup> et son taux d'humidité de 9 %. La poutre est exposée sur trois faces. La quatrième face, au-dessus de la semelle, est isolée par une couche d'isolant mince (20 mm) et une plaque de silico calcaire de 50 mm d'épaisseur par-dessus (**Figure 162**).



**Figure 162: Profilé en Té partiellement enrobé et position des thermocouples**

La **Figure 163** montre la comparaison des températures mesurées avec celles déduites du modèle numérique. Dans cet essai, la température de la semelle isolée (mesure A2) monte plus vite que les deux autres mesures (A3 et A4) à partir 30 minutes (**Figure 163**). Les valeurs de température données par la simulation (courbes en pointillé) et l'expérimentation (courbes pleines) sont assez proches. Toutefois, la courbe de température de la simulation s'écarte de la courbe expérimentale vers 25 minutes. Après 50 minutes d'exposition au feu, la température simulée est d'environ 100 °C inférieure à celles mesurées (points A4 et A1). Les températures mesurées du point A3 sont proches de celles simulées.

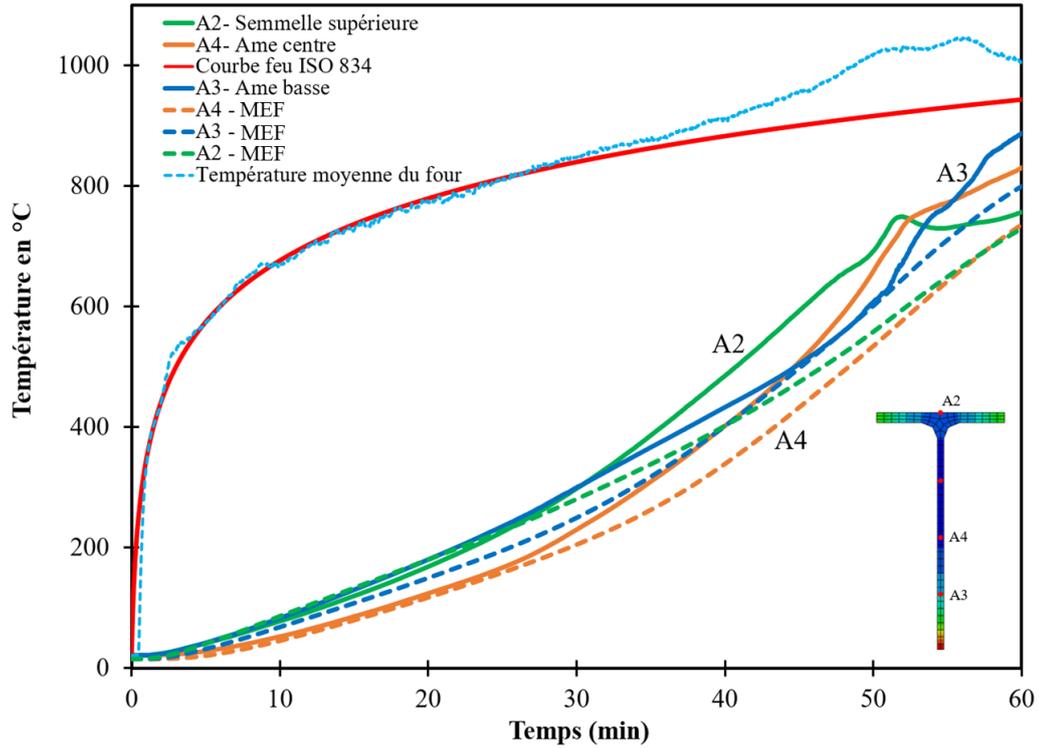


Figure 163 : Évolution de la température dans le profilé en T : comparaison essais et modélisation

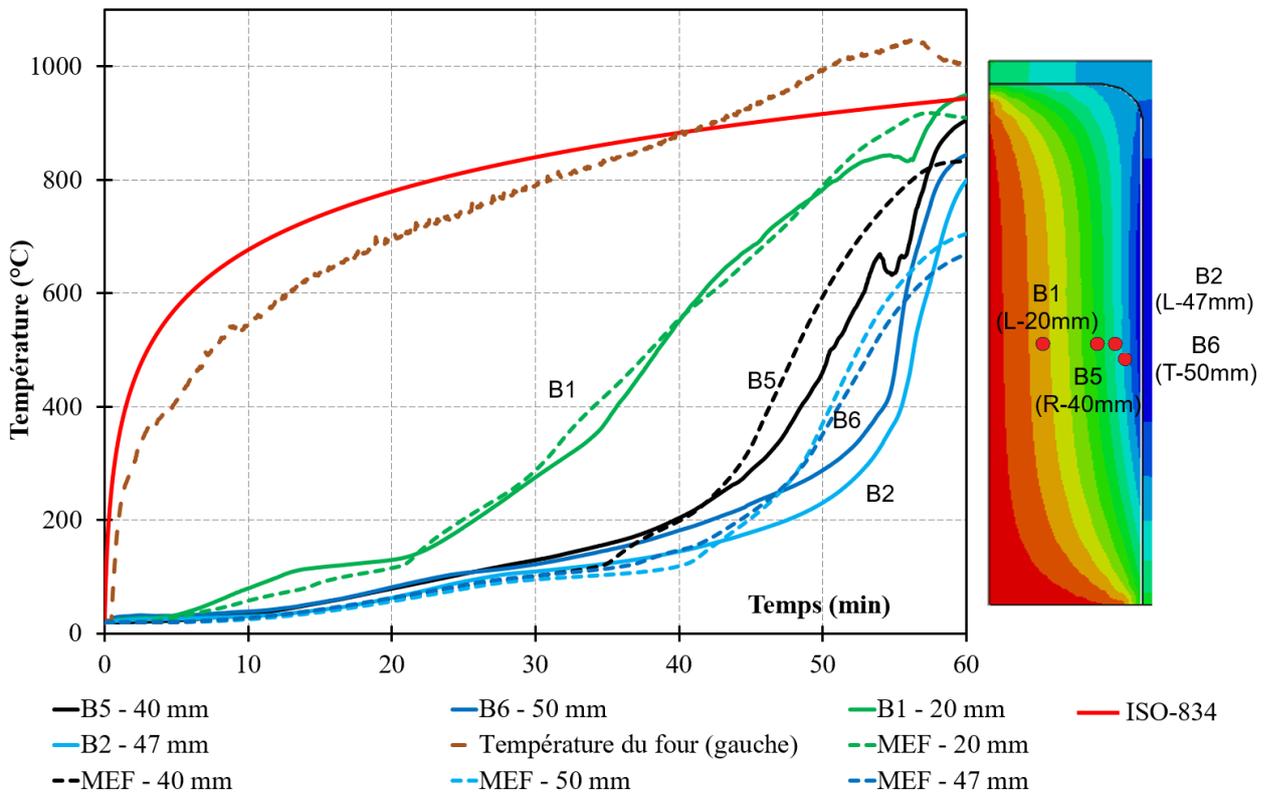


Figure 164 : Évolution des températures dans le bois (partie gauche de l'éprouvette)

La Figure 164 compare les valeurs mesurées et calculées dans le bois. Au niveau expérimental, les valeurs relevées dans le bois, à la même profondeur, mais avec des thermocouples introduits dans

différentes directions peuvent présenter des écarts. Les thermocouples sont disposés de la façon suivante : B1 (20 mm, longitudinale), B2 (47 mm, longitudinale), B5 (40 mm, radiale pont chaud) et B6 (50 mm, tangentielle). Dans le modèle numérique, nous avons utilisé la valeur du pic de la chaleur massique  $C_{p,bois} = 10\ 000$  (J/kg.K) pour simuler le bois de pin à 9 % d'humidité.

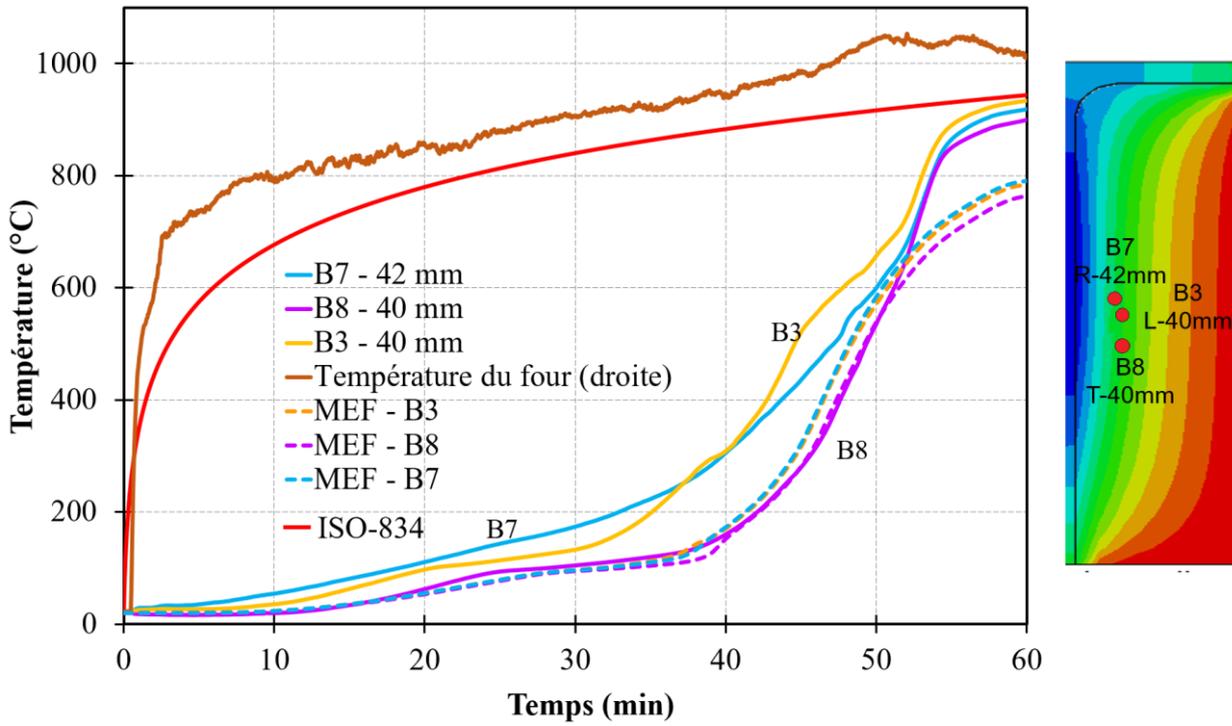


Figure 165 : Évolution des températures dans le bois (partie droite de l'éprouvette)

La **Figure 165** présente trois mesures dans le bois à différentes profondeurs. Les thermocouples sont disposés de la façon suivante : B7 (42 mm, radiale pont chaud), B3 (40 mm, longitudinale), B8 (40 mm, tangentielle). La comparaison entre ces trois points de mesure, disposés à la même profondeur, montre une différence significative avec le modèle pour le point de mesure B7 et B3. Le point de mesure B7 du test a la montée en température la plus rapide même s'il est à la plus grande profondeur (42 mm), mais du fait que ce thermocouple est disposé dans le sens radial du pont chaud, les résultats ont une nette différence par rapport au point de mesure B8. Le point de mesure B8 montre une courbe du test assez proche de la courbe de simulation numérique car il est en parallèle à l'isotherme (tangentielle). Le thermocouple B3 est disposé parallèlement à l'isotherme (longitudinal), cependant, l'écart constaté peut être dû à la précision du perçage pour atteindre la position de mesure dans le bois, de sorte que la montée en température est similaire à celle du point de mesure B7.

#### VI.4. Comparaison de la simulation des configurations sous un feu ISO-834

Les comparaisons entre le modèle E.F. et les essais ont montré que le modèle donne des résultats représentatifs des essais. Ce modèle peut alors être utilisé comme base pour comparer les configurations étudiées entre elles, en utilisant des conditions d'exposition (ISO-834) et des sections d'acier identiques.

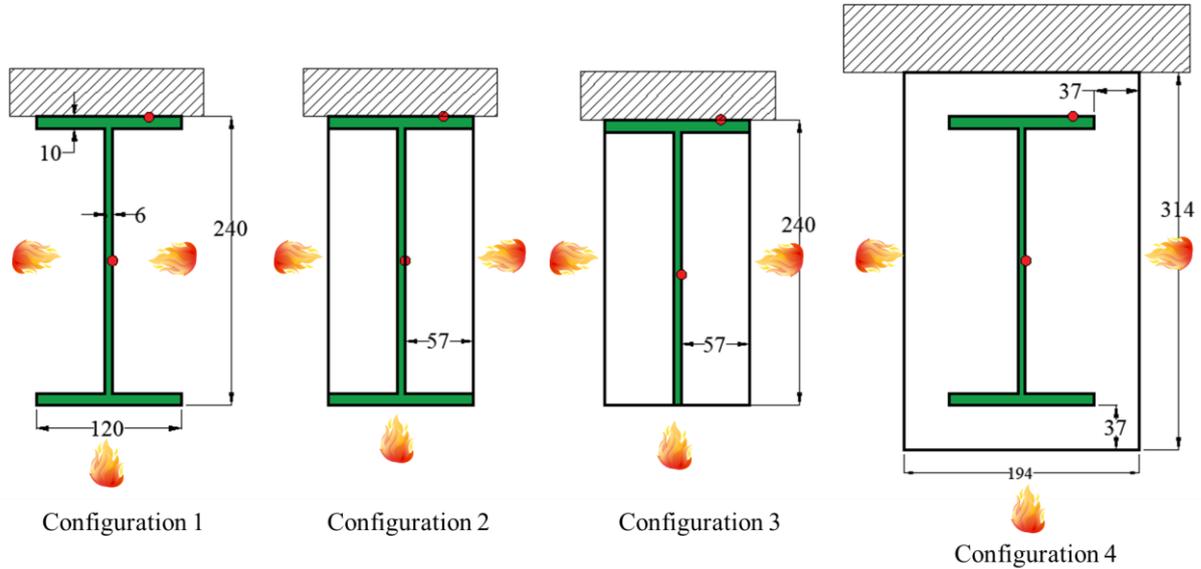


Figure 166: Configurations étudiées (PRS en I240 et T240) avec ses dimensions

Les **Figure 167** et **Figure 168** présentent une comparaison des configurations étudiées en utilisant un profilé en acier (I240 ou T240) exposé sur 3 faces. Il s'agit de profilé en I non protégé (configuration 1), partiellement enrobé (configuration 2) ou totalement enrobé (configuration 4), ainsi que de profilé en Té partiellement enrobé (configuration 3) (**Figure 166**). Il peut être observé que les températures de la semelle supérieure isolée par le haut sont proches pour les profilés en I et Té partiellement enrobés. La **Figure 168** montre que les températures sur l'âme sont aussi relativement proches pour ces deux profilés.

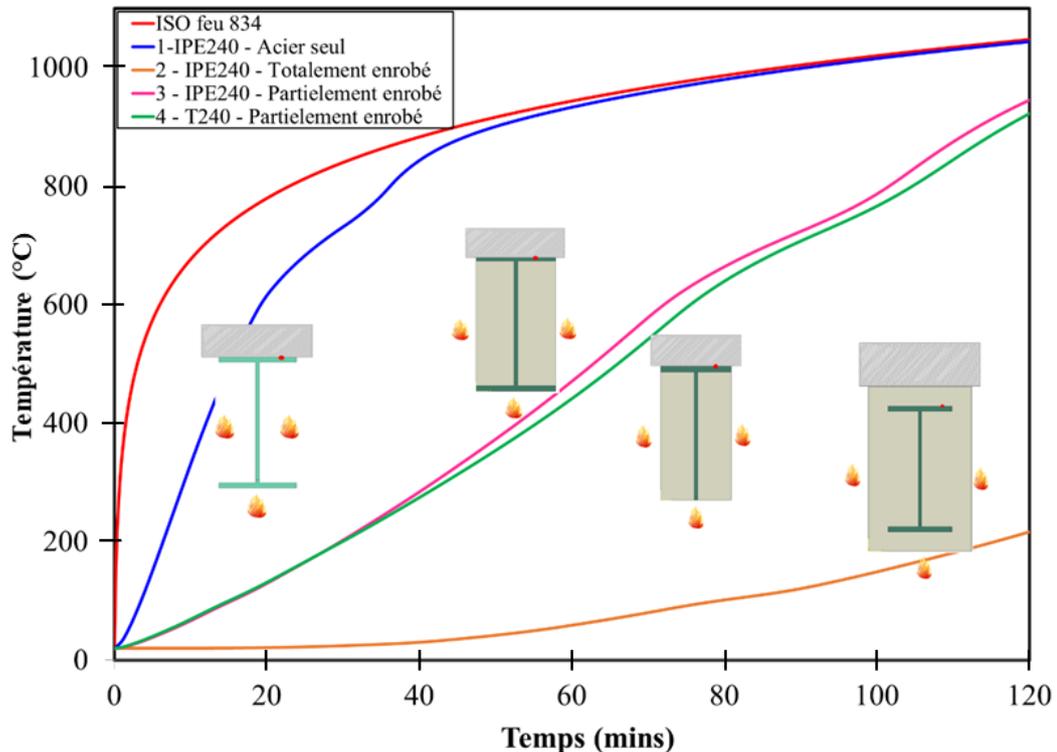


Figure 167: Évolution de la température sur la semelle supérieure isolée (modèle MEF)

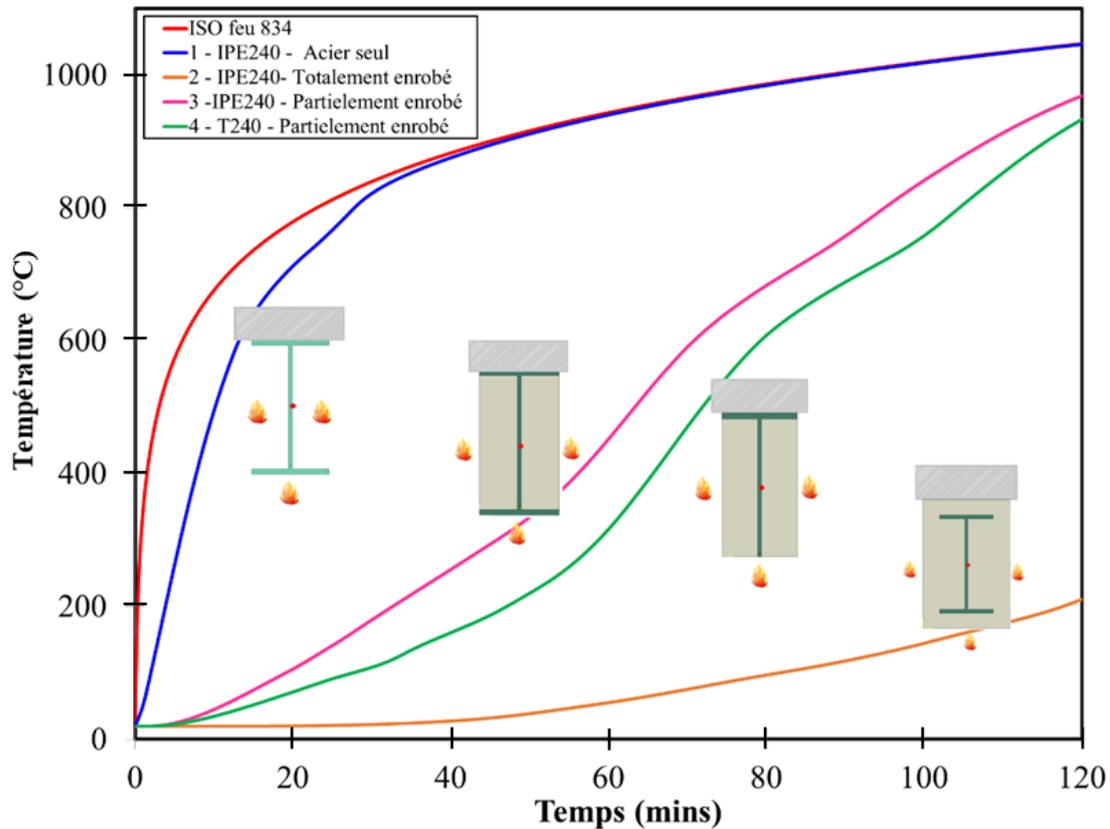


Figure 168: Évolution de la température sur l'âme centrale (modèle MEF)

## VI.5. Conclusion

Dans ce chapitre VI, nous avons présenté les résultats de simulations numériques du comportement au feu des poutres mixtes en acier-bois.

Des écarts ont été observés entre les résultats de simulation et les résultats expérimentaux. Ces différences peuvent provenir de plusieurs facteurs tels que des imperfections géométriques dans le contact entre l'acier et le bois, des conditions limites et d'exposition au feu (comme l'échange par convection dans le four, des conditions asymétriques dans le four, l'absence d'isolation sur la partie protégée, etc.), ainsi que du choix des caractéristiques des matériaux. De plus, l'emplacement des thermocouples dans différentes directions du bois peut également influencer directement les résultats des essais. La simulation du comportement au feu du bois peut s'avérer difficile en raison de la complexité du comportement de ce matériau. Toutefois, l'utilisation des paramètres thermo-physiques de l'Eurocode 5 a permis d'obtenir des résultats numériques assez proches des mesures expérimentales.

Concernant les fissures du charbon de bois observées dans les essais, elles sont prises en compte de façon globale dans l'évolution des propriétés thermiques, en particulier la conductivité thermique.

Les résultats de simulation ont également été utilisés pour analyser les observations expérimentales et améliorer le protocole d'essai. En effet, certains écarts entre les résultats de simulation et les résultats expérimentaux ont permis de remettre en question le dispositif expérimental et d'identifier les problèmes à résoudre, tels que la distribution de température dans le four et la méthode

d'instrumentation des éprouvettes. Grâce à ces simulations, nous avons pu améliorer les conditions des essais afin d'obtenir des résultats expérimentaux plus fiables. En utilisant les résultats de simulation pour optimiser le protocole d'essai, nous avons pu augmenter la précision de nos résultats et mieux comprendre le comportement au feu des structures en bois.

## **Conclusions générales et perspectives**

Le travail de recherche mené dans le cadre de cette thèse a permis de proposer plusieurs méthodes de protection des structures métalliques en cas d'incendie. Une des solutions courantes utilisant des peintures intumescentes est testée. Les échauffements des profilés métalliques protégés par la peinture intumescente ou par le bois massif, utilisé comme isolant, sont comparés. Des expériences au feu sont réalisées pour obtenir l'évolution de la température sur les surfaces des profilés en acier. Ainsi, des thermocouples sont installés sur la surface des profilés en acier et sur différentes profondeurs des éléments en bois. Tout au long de ce travail, nous avons montré que le bois peut être une bonne protection des structures métalliques en cas d'incendie. Notre étude est appliquée à différentes essences de bois (résineux et feuillus) et à l'acier carbone utilisé dans la construction.

Afin de répondre aux besoins de compréhension du comportement thermique des matériaux acier et bois, 3 grandes parties ont été développées dans ce mémoire de thèse. Chaque partie est organisée en deux chapitres.

Les chapitres I et II constituent une base bibliographique où les caractéristiques des matériaux acier et bois sous température élevée sont présentées. Cette analyse bibliographique nous a permis de situer notre étude vis-à-vis des différentes recherches réalisées. Nous avons listé les propriétés thermo-physiques importantes de l'acier et du bois telles que la conductivité thermique et la chaleur massique. Ces propriétés thermo-physiques sont basées sur les Eurocodes 3 et 5. A haute température, ces caractéristiques varient en fonction de la température, ce qui influence le comportement mécanique de l'acier et du bois. Une méthode de mesure de la température sur l'acier a été choisie en utilisant la soudure par point. Elle a été utilisée dans tous nos essais et a montré des résultats fiables en comparant les calculs théoriques avec les essais au feu des poutres en acier sans protection. Pour les mesures dans le bois, les thermocouples sont habituellement placés dans des échantillons par perçage de trous parallèles au flux thermique, c'est-à-dire dans la direction perpendiculaire à la surface exposée du bois. Cette méthode d'implantation par perçage est facile à mettre en œuvre mais moins précise que l'insertion par usinage du bois. En effet, dans le bois, il est difficile de percer des trous de petit diamètre à grande profondeur, du fait de la fragilité mécanique du foret de petite taille et de la forte hétérogénéité du bois (nœuds, cernes de croissance).

Les chapitres III et IV présentent les deux campagnes d'essais réalisées. La première campagne a permis de mesurer les températures sur l'acier seul. Elle a également permis de tester les premières approches de mesure des températures dans le bois. Les essais réalisés ont montré des résultats positifs et encourageants pour la protection des profilés métalliques par le bois. En effet, les températures mesurées sur l'acier protégé atteignent une valeur de 550 °C après 35 à 40 minutes d'exposition au feu alors que le même profilé non protégé atteignait cette valeur après 5 à 10 minutes. Le bois est un matériau isolant mais combustible. Lors des essais, il est nécessaire de faire attention au contrôle de la température dans le four pour obtenir la courbe ISO-834, car le bois brûlé devient une charge de feu. Avec de nombreuses expériences réalisées, nous avons remarqué que le thermocouple disposé radialement sur la face exposée, à une profondeur de moins de 25 mm,

entraîne une carbonisation plus rapide du bois à cause de la chaleur qui pénètre dans le trou du thermocouple ou de leur déplacement par rapport à la position initiale lors du processus de mesure. Pour les thermocouples radiaux à une plus grande profondeur, il n'y a pas beaucoup de différence par rapport aux thermocouples disposés longitudinalement.

La deuxième campagne d'essais a permis de tester des méthodes de mesure de la température dans le bois. La disposition des thermocouples dans le bois est l'un des facteurs qui affectent directement les résultats. Les thermocouples introduits à partir de la face exposée donnent des résultats moins précis que les thermocouples introduits par la face non exposée dans les conditions de feu ISO-834 et avec des échantillons de taille standard. Cette observation peut dépendre de la profondeur à laquelle la mesure est effectuée. Les écarts de mesure entre les différentes dispositions de thermocouples diminuent avec l'augmentation de la profondeur dans le bois. La détermination de la vitesse de carbonisation du bois est basée sur l'épaisseur de la couche de charbon après l'essai. La valeur de la vitesse de carbonisation en mesurant la couche de charbon est entre 0,58 et 0,65 mm/min. Ce résultat est assez similaire à celui obtenu à partir de thermocouples disposés dans la direction radiale ou tangentielle non exposée, en considérant le front de carbonisation à 300 °C.

Les chapitres V et VI concernent le modèle numérique du transfert thermique. Dans le chapitre V, un modèle simplifié basé sur les paramètres de l'Eurocode 5 est proposé pour estimer l'échauffement des profilés métalliques, des éléments en bois et des profilés métalliques protégés par le bois.

Le modèle validé par comparaison aux résultats d'essais, issus de la bibliographie ou réalisés à l'Institut Pascal (site de Montluçon), est utilisé pour explorer différentes configurations acier-bois. Les propriétés thermo-physiques sont déterminées pour être utilisées dans le modèle, en combinant ressources bibliographiques et mesures thermo-physiques en laboratoire, afin de modéliser de manière appropriée le transfert de chaleur dans le bois. Les observations des résultats sont basées sur la vitesse de carbonisation du bois et la montée en température de l'acier. L'étude s'est concentrée sur le flux unidirectionnel ou bidirectionnel du bois sous les conditions de feu normalisé ISO-834.

Une étude de sensibilité a été menée en comparant différentes densités de maillage de l'acier et du bois pour définir celle qui convient le mieux en termes de précision et de temps de calcul. Des conditions aux limites sont utilisées pour décrire les flux de chaleur radiatifs et convectifs sur les surfaces exposées.

Dans le chapitre VI, le modèle est appliqué aux essais réalisés dans le cadre de la thèse sur des poutres mixtes acier-bois. Les conditions réelles dans le four sont prises en compte dans le modèle numérique pour comparer essais et simulation. Les comparaisons basées principalement sur les températures en quelques points montrent des écarts qui restent maîtrisés. Ces différences peuvent provenir soit d'une imperfection géométrique notamment au niveau du contact entre l'acier et le bois, soit des conditions aux limites et des expositions au feu (échange par convection dans le four, nombre de faces exposées dans le four, absence d'isolation sur la partie protégée) et enfin du choix des caractéristiques des matériaux. Le bois est un matériau naturel et la simulation de son comportement au feu reste difficile à mener. Cependant, nous avons pu constater que les propriétés thermo-physiques du bois proposé par l'Eurocode 5 permettent d'avoir des résultats numériques en accord avec les essais expérimentaux. Les simulations numériques tiennent compte de la présence d'humidité dans le bois en faisant varier la conductivité thermique et la chaleur massique.

Les résultats montrent que le bois peut être considéré comme matériau de protection des structures en acier contre le feu par le pouvoir isolant du matériau. Cette solution contribue au développement de la protection passive des structures en acier en utilisant des matériaux biosourcés.

Les travaux menés se sont concentrés sur la performance thermique du bois utilisé comme protection au feu des structures métalliques en s'appuyant sur des essais expérimentaux et de la modélisation numérique. Un certain nombre de champs d'investigation restent ouverts pour les études futures. Il s'agit du comportement thermique des structures acier-bois dans les conditions de feu naturel, du comportement thermomécanique sous feux normalisé et naturel, ainsi que du comportement des structures mixtes après exposition au feu. Le modèle numérique simplifié proposé dans la thèse considère les comportements thermiques en 1D et 2D. Une extension à la modélisation 3D peut avoir son intérêt pour étudier le comportement thermomécanique des poutres mixtes acier-bois.

## Production scientifique liée à la thèse

### Conférences

1. **M.H. Nguyen**, S.E. Ouldboukhidine, S. Durif, V. Saulnier, A. Bouchaïr, Experimental and numerical evaluation of various solutions for fire protection of steel structures, *SEMC 2022*, 5 - 7 September 2022 | Cape Town, South Africa, Pages 913-918.
2. **M.H. Nguyen**, S.E. Ouldboukhidine, S. Durif, V. Saulnier, A. Bouchaïr, Comportement au feu des structures mixtes acier-bois, *Colloque Recherche IUT Clermont Auvergne*, 5 - 6 Juillet. 2022, Montluçon.
3. **M.H. Nguyen**, S.E. Ouldboukhidine, S. Durif, V. Saulnier, A. Bouchaïr, Protections passives au feu des structures métalliques par le bois, *8ème journée du GDR science du bois à Epinal* 18,19,20 Novembre 2019.
4. **M.H. Nguyen**, S.E. Ouldboukhidine, S. Durif, V. Saulnier, A. Bouchaïr, Évaluation des performances thermomécaniques de protections au feu innovantes pour les structures métalliques (Prix de la meilleure présentation). *Journées scientifiques des doctorants par l'Ecole doctorale SPI* – 28, 29, 30 Juin 2021 à Clermont Ferrand.
5. **M.H. Nguyen**, S.E. Ouldboukhidine, S. Durif, V. Saulnier, A. Bouchaïr, Comportement au feu des structures hybrides acier-bois, *29èmes journées du GDR Feux* 01 et 02 juillet 2021.
6. **M.H. Nguyen**, S.E. Ouldboukhidine, S. Durif, V. Saulnier, A. Bouchaïr, Simulation numérique des structures hybrides acier-bois en cas d'incendie (Prix du meilleur poster). *10ème journée du GDR science du bois à Montpellier* 17,18,19 Novembre 2021.

### Concours

1. **Concours Ma thèse en 180 secondes** 03/2021, Clermont Ferrand, *Evaluation des performances thermomécaniques des protections innovantes au feu des structures métalliques ; Approches pluridisciplinaires*.
2. **Concours ma thèse en vidéo**, 39ème rencontres de l'AUGC, 26-28/05/2021, *Evaluation des performances thermomécaniques des protections innovantes au feu des structures métalliques (Prix de la meilleure vidéo)*.
3. **Concours ACCELERONS** pour une construction plus responsable - Concours d'open innovation par Cougnaud Construction 01/2020, Paris, *Structures mixtes acier-bois en lien avec l'Écoconception - solutions constructives bas carbone*.

## Publications éditées en rapport avec la thèse

### Articles publiés

1. **M.H Nguyen**, S.E Ouldboukhitine, S. Durif, V. Saulnier, A. Bouchair (2022) “Passive fire protection of steel profiles using wood” – 18 pages, *Engineering Structures Journal*. <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2022.115274>
2. **M.H Nguyen**, S.E Ouldboukhitine, S. Durif, A. Bouchair (2023) “Method of measuring the temperature of wood materials at high temperatures with type K thermocouple” – 20 pages, *Fire Safety Journal*. <https://doi.org/10.1016/j.firesaf.2023.103752>

### Articles révisés soumis

3. G. Tlaji, **M.H Nguyen**, S.E Ouldboukhitine; P. Biwole, F. Pennec “The fire behavior of multilayered straw wall according to ISO-834 fire resistance test” – 12 pages. *En cours de rédaction*

## Bibliographies

- [1] G. Li and P. Wang, *Advanced Analysis and Design for Fire Safety of Steel Structures*. Shanghai, China: Springer Science, 2013.
- [2] EN-1993-1-2, “Eurocode 3: Design of steel structures - Part 1-2: General rules - Structural fire design,” *The-European-Union*, vol. 1, 2005.
- [3] D. Shah and J. Shah, “Comparative study of fire-resistant design of steel structures as per IS800:2007, AS4100:1998, AISC360:2010 and EN1993-1-2,” *Structural-Engineering*, vol. 11, pp. 289–301, 2019, doi: 10.1007/978-981-13-0362-3\_23.
- [4] M. Łukomski, P. Turkowski, P. Roszkowski, and B. Papis, “Fire Resistance of Unprotected Steel Beams-Comparison between Fire Tests and Calculation Models,” *Procedia-Engineering*, vol. 172, pp. 665–672, 2017, doi: 10.1016/j.proeng.2017.02.078.
- [5] M. Islam and R. Bin Ali, “Fire Protection of Steel Structure : An Overall Review,” *An-International-Scientific-Journal*, vol. 102, no. June, pp. 131–145, 2018.
- [6] P. Iuliia, “Passive fire protection methods of load-bearing structures in case of hydrocarbon fire,” Thesis - Saimaa University of Applied Sciences Technology, 2018.
- [7] D. Liew, Y. Chuan, R. Abdullah, and K. Bakar, “Behaviour of composite slim floor structure in fire,” *Journal-of-Structural-Engineering-ASCE*, vol. 20, no. 2, pp. 284–294, 2008.
- [8] S. Arezki and I. Said, “Practical fire design of partially encased composite steel-concrete columns according to Eurocode 4,” *MATEC-Web-of-Conferences.*, vol. 11, p. 01029, 2014.
- [9] M. Korzen, J. Rodrigues, and A. Correia, “Composite columns made of partially encased steel sections subjected to fire,” *Struct. Fire - Proc. Sixth Int. Conf. SiF'10*, no. January 2010, pp. 341–348, 2010.
- [10] S. Uesugi, T. Harada, and Y. Namiki, “Fire resistance of sugi covering materials for structural steel,” *Journal-of-Wood-Science*, vol. 48, no. 4, pp. 343–345, 2002, doi: 10.1007/BF00831358.
- [11] A. Hassanieh, H. R. Valipour, and M. A. Bradford, “Experimental and numerical study of steel-timber composite (STC) beams,” *Journal-of-Constructional-Steel-Research*, vol. 122, pp. 367–378, 2016, doi: 10.1016/j.jcsr.2016.04.005.
- [12] W. Winter, K. Tavoussi, A. Fadai, F. R. Parada, and I. Prašnjak, “Development of prefabricated timber-steel-concrete ribbed decks,” *WCTE 2016 - World-Conference-on-Timber-Engineering*, no. August 2019, 2016, doi: 10.4028/www.scientific.net/amm.887.21.
- [13] M. T. Tsai and T. D. H. Le, “Determination of initial stiffness of timber-steel composite (TSC) beams based on experiment and simulation modeling,” *Sustainability-Journal-MDPI*, vol. 10, no. 4, 2018, doi: 10.3390/su10041220.
- [14] E. Katayama, “Steel construction Today & Tomorrow\_ Kunimi Town Office Building,” *The-Japan-Iron-and-Steel-Federation-Edited*, vol. 73, no. 7, p. 50, 2001.
- [15] S. Jang, Y. Kim, Y. Jang, and I. Shin, “Fire resistance of steel column glued with structural glulam covers,” *11th-World-Conference-on Timber-Engineering-2010, WCTE 2010*, vol. 3, pp. 2165–2168, 2010.
- [16] L. Twilt and J. Witteveen, “The fire resistance of wood-clad steel columns,” *Fire-Prevention-Science-and-Technology*, 1974.
- [17] K. Tavoussi, W. Winter, T. Pixner, and M. Kist, “Steel reinforced timber structures for multi storey buildings,” *11th-World-Conference-on Timber-Engineering-2010*, vol. 3, no. Figure 2, pp. 2011–2015, 2010.
- [18] B. Jurkiewicz, S. Durif, and A. Bouchair, “Behaviour of steel-timber beam in bending,” *Eurosteel-Ce/Papers-Denmark*, vol. 1, no. 2–3, pp. 2283–2291, 2017, doi: 10.1002/cepa.275.
- [19] W. Winter, K. Tavoussi, F. Parada, and A. Bradley, “Timber-steel hybrid beams for multi-storey buildings: Final report,” *WCTE 2016 - World-Conference-on Timber-Engineering*, 2016.
- [20] Q. Hu, Y. Gao, X. Meng, and Y. Diao, “Axial compression of steel-timber composite column consisting of H-shaped steel and glulam,” *Engineering-Structures*, vol. 216, no. May, p. 110561, 2020, doi: 10.1016/j.engstruct.2020.110561.
- [21] P. B. Cachim and J. M. Franssen, “Comparison between the charring rate model and the conductive

- model of Eurocode 5,” *Fire-and-Materials*, vol. 33, no. 3, pp. 129–143, 2009, doi: 10.1002/fam.985.
- [22] P. B. Cachim and J. M. Franssen, “Assessment of Eurocode 5 charring rate calculation methods,” *Fire-Technology*, vol. 46, no. 1, pp. 169–181, 2010, doi: 10.1007/s10694-009-0092-x.
- [23] J. Hietaniemi and E. Mikkola, *Design Fires for Fire Safety Engineering*, vol. 77, no. 49. 2010.
- [24] G. Bihina, “Analyse du comportement au feu des planchers mixtes acier-béton constitués de poutres cellulaires,” 2012.
- [25] M. Audebert, “Approche expérimentale et modélisation du comportement au feu d’assemblages bois sous différents types de sollicitations,” *Cent. Sci. Tech. du Bâtiment – Département Sécurité Struct. Feu – Div. Ingénierie la Sécurité des Technol. Assoc.*, 2010.
- [26] M. Machů, L. Drozdová, and B. Smetana, “On Methods for Determining the Specific Heat Capacity of Steels,” *Met. 2021 - 30th Anniv. Int. Conf. Metall. Mater. Conf. Proc.*, vol. 3, no. 1, pp. 77–82, 2021, doi: 10.37904/metal.2021.4089.
- [27] H. Fang, M. B. Wong, and Y. Bai, “Use of kinetic model for thermal properties of steel at high temperatures,” *Australian-Journal-of-Civil-Engineering*, vol. 13, no. 1, pp. 40–47, 2015, doi: 10.1080/14488353.2015.1092637.
- [28] I. R. Choi, K. S. Chung, and D. H. Kim, “Thermal and mechanical properties of high-strength structural steel HSA800 at elevated temperatures,” *Materials-and-Design*, vol. 63, pp. 544–551, 2014, doi: 10.1016/j.matdes.2014.06.035.
- [29] A. M. Slovaca, A. Metall, and S. Conf, “The influence of enthalpy and specific heat on the distribution of temperature in the continuous steel casting process,” *Acta-Metallurgica-Slovaca-Conference*, vol. 4, pp. 82–89, 2014, doi: 10.12776/amsc.v4.251.
- [30] T. T. Lie, *Structural Fire Protection*, vol. 4, no. 1. 1980.
- [31] V. Kodur, M. Dwaikat, and R. Fike, “High-temperature properties of steel for fire resistance modeling of structures,” *Journal-of-Materials-in-Civil-Engineering*, vol. 22, no. 5, pp. 423–434, 2010, doi: 10.1061/(ASCE)MT.1943-5533.0000041.
- [32] BS 5950: Part8, “British Standard BS 5950, Part 8, Fire Resistance Design of Steel Structures,” in *Fire Resistant Design of Steel Structures*, 1990, p. 132.
- [33] *European Convention for Construction Steelwork, Calculation for Fire Resistance of Composite Structures*. 1989.
- [34] “Technical Code for Fire Safety of Steel Structure in Buildings,” *China Assoc. Eng. Constr. Stand.*, vol. China Plan, pp. 2–3, 2006.
- [35] M. Li, J. A. Brooks, D. G. Atteridge, and W. D. Porter, “Thermophysical property measurements on low alloy high strength carbon steels,” *Scripta-Materialia*, vol. 36, no. 12, pp. 1353–1359, 1997, doi: 10.1016/S1359-6462(97)00051-1.
- [36] T. Kargul, E. Wielgosz, and J. Falkus, “Application of thermal analysis tests results in the numerical simulations of continuous casting process,” *Archives-of-Metallurgy-and-Materials*, vol. 60, no. 1, pp. 221–225, 2015, doi: 10.1515/amm-2015-0035.
- [37] X. Qiang, X. Jiang, F. S. K. Bijlaard, and H. Kolstein, “Mechanical properties and design recommendations of very high strength steel S960 in fire,” *Engineering-Structures*, vol. 112, pp. 60–70, 2016, doi: 10.1016/j.engstruct.2016.01.008.
- [38] L. Meng and Y. Shi, “Experimental study on sheared high-strength bolted connections fabricated of high strength fire-resistant steel at high temperature,” *Ninth-International-Conference-on-Advances-in-Steel-Structures-(ICASS’2018)*, no. December, pp. 5–7, 2018, doi: 10.18057/ICASS2018.P.048.
- [39] O. Jyri, K. Olli, and M. Pentti, “High-Temperature testing of structural steel and modelling of structures at fire temperatures,” *Research Report Finlande*, 2001.
- [40] BS EN 10025-6, “Hot rolled products of structural steels, Part 6: Technical delivery conditions for flat products of high yield strength structural steels in the quenched and tempered condition,” vol. 3, 2004.
- [41] ASTM E8, “Standard test methods for tension testing of metallic materials,” *Annual-Book-of-ASTM-Standards-4*, no. C, pp. 1–27, 2010, doi: 10.1520/E0008.
- [42] M. Feng, Y. C. Wang, and J. M. Davies, “Structural behaviour of cold-formed thin-walled short steel channel columns at elevated temperatures. Part 1: Experiments,” *Thin-Walled-Structures*, vol. 41, no. 6, pp. 543–570, 2003, doi: 10.1016/S0263-8231(03)00002-8.
- [43] M. Mobarakian, M. Safarabadi, and M. Farahani, “Developing a thermomechanical and thermochemical model for investigating the cooling rate effects on the distortion of unsymmetrical viscoelastic polymeric composite laminates,” *Polym. Test.*, vol. 87, no. March, p. 106503, 2020, doi:

- 10.1016/j.polymeresting.2020.106503.
- [44] EN-1991-1-2, “Eurocode 1: Actions on structures - Part 1-2: General actions - Actions on structures exposed to fire Eurocode,” vol. 1, no. 2005, 2011.
- [45] N. Benlakehal, A. Kada, B. Lamri, and B. Achour, “Comportement des structures métalliques sous l’effet d’incendie: application du transfert de chaleur dans les profils métalliques selon l’Eurocode 3,” *Séminaire-National-de-Génie-Civil-sur-les-Matériaux-et-Protection-de-l’Environnement*, pp. 1–8.
- [46] D. Drysdale, “An Introduction to Fire Dynamics, 3rd Edition - Dougal Drysdale.” University of Edinburgh UK, p. 574, 2011, [Online]. Available: <http://eu.wiley.com/WileyCDA/WileyTitle/productCd-EHEP002263.html>.
- [47] O.Vassart, B.Zhao, L.G.Cajot, F.Robert, U.Meyer, and A.Frangi, *Eurocodes: Background & Applications Structural Fire Design*, no. January 2014. Italy.
- [48] J. O. Favreau, “Mesure des températures de surface par thermométrie de contact,” *CETIAT-Revue-de-Physique-Appliquée*, 2015.
- [49] Fluke-Calibration, “L’essentiel des thermocouples,” États-Unis, 1820. [Online]. Available: [https://download.flukecal.com/pub/literature/6004059A-fr-thermocouple-fundamentals-an-w\\_0.pdf](https://download.flukecal.com/pub/literature/6004059A-fr-thermocouple-fundamentals-an-w_0.pdf).
- [50] U. Wickström, “Temperature Calculation in Fire Safety Engineering,” *Book-Journal-of-Fire-Sciences*, vol. 34, no. 6, pp. 530–533, 2016, doi: 10.1177/0734904116664535.
- [51] A. Hamins, K. McGrattan, K. Prasad, A. Maranghides, and T. McAllister, “Experiments and modeling of unprotected structural steel elements exposed to a fire,” *Fire-Safety-Science*, pp. 189–200, 2005, doi: 10.3801/IAFSS.FSS.8-189.
- [52] J. P. Bardon and B. Cassagne, “Température de surface - Mesure par contact,” *Techniques-de-l’ingénieur*, vol. RC3, no. Dossier R2730, pp. 1–27, 1998.
- [53] J. Chung, “Determination of Thermal Conductivity of Wood Exposed to Fire based on Small Scale Laboratory Trials for Finite Element Calculations,” 2017.
- [54] R. Pamnani, M. Vasudevan, T. Jayakumar, P. Vasantharaja, and K. C. Ganesh, “Numerical simulation and experimental validation of arc welding of DMR-249A steel,” *Defence-Technology*, vol. 12, no. 4, pp. 305–315, 2016, doi: 10.1016/j.dt.2016.01.012.
- [55] M. R. Hormozi, F. Biglari, and K. M. Nikbin, “Investigation of stress stabilization behavior of type 316 steel,” *American-Society-of-Mechanical-Engineers*, vol. 6 B, no. July, 2013, doi: 10.1115/PVP2013-97593.
- [56] P. Triboulot and B. Reitz, “Le bois dans le contexte des matériaux de construction,” *Revue-Forestiere-Francaise*, vol. 52, no. 4, pp. 291–302, 2000.
- [57] J. J. Harrington, “Hierarchical modelling of softwood hygro-elastic properties,” Thesis - University of Canterbury, Christchurch, New Zealand., 2002.
- [58] P. Niemz, W. Sonderegger, and W. Hering, “Thermal conductivity of Norway spruce and European beech in the anatomical directions,” *Forestry-and-Wood-Technology*, vol. 72, no. 72, pp. 66–72, 2010, [Online]. Available: <http://annals-wuls.sggw.pl/files/files/fwt/fwt2010no72art13.pdf>.
- [59] V. Hankalin, T. Ahonen, and R. Raiko, “On Thermal Properties of a Pyrolysing Wood Particle,” *Process-Engineering*, pp. 1–20, 2009.
- [60] J. Gérard, D. Guibal, S. Paradis, and J.-C. Cerre, “Atlas des bois tropicaux,” Versailles, 2016. [Online]. Available: <http://www.quae.com/fr/r4976-atlas-des-bois-tropicaux.html> RI - archive%0Ahttp://agritrop.cirad.fr/582838/1/Livre ATLAS BOIS TROPmini.pdf LB - K50.
- [61] H. Gu and J. F. Hunt, “Two-dimensional finite element heat transfer model of softwood. Part III. Effect of moisture content on thermal conductivity,” *Wood-and-Fiber-Science*, vol. 39, no. 1, pp. 159–166, 2007.
- [62] K. W. Ragland, D. J. Aerts, and A. J. Baker, “Properties of wood for combustion analysis,” *Bioresource-Technology*, vol. 37, no. 2, pp. 161–168, 1991, doi: 10.1016/0960-8524(91)90205-X.
- [63] H. Ş. Kol, “Thermal and dielectric properties of pine wood in the transverse direction,” *BioResources*, vol. 4, no. 4, pp. 1663–1669, 2009, doi: 10.15376/biores.4.4.1663-1669.
- [64] H. Gu, “Structure Based, Two-dimensional, Anisotropic, Transient Heat Conduction model for Wood,” 2001, pp. 8–29.
- [65] R. H. White and E. V Nordheim, “Charring rate of wood for ASTM E 119 exposure,” *Fire-Technology*, vol. 28, no. 1, 1992.
- [66] E. L. Schaffer, “Charring Rate Of Selected Woods - Transverse To Grain,” *Forest-Service-Research-*

- Paper*, no. April, 1967.
- [67] J. Hietaniemi, "A Probabilistic Approach to Wood Charring Rate," *VTT-Building-and-Transport*, pp. 1–54, 2005.
- [68] I. Bohnke, "Étude expérimentale et théorique des traitements thermiques du bois . Caractérisation physico-mécanique des bois traités .," 1993, [Online]. Available: <https://tel.archives-ouvertes.fr/tel-00844044>.
- [69] M.-C. Trouy-Triboulot, "Matériau bois Structure et caractéristiques," *Techniques-de-l'Ingénieur*, vol. 33, no. 0, pp. 0–26, 2001.
- [70] R. Le Roy, "Particularités du matériau bois possibilités de mixité," 2014.
- [71] A. V. T. Nguyen, "Multi renforcement du bois lamellé collé - étude théorique et expérimentale," Thèses de doctorat de l'Ecole des Ponts.
- [72] B. Xu, "Modélisation du comportement mécanique d'assemblages bois avec prise en compte de critères de rupture," Thèses de doctorat de l'Université Clermont Auvergne, 2012.
- [73] G. Pluvinaige, "La rupture du bois et de ses composites," *Cépaudès-Edtions-Toulouse*, p. 320, 1992.
- [74] V. Joffrey, "Classement mécanique des bois de structure. Prise en compte des singularités dans la modélisation du comportement mécanique," Thèses de doctorat de l'Université de Lorraine, 2015.
- [75] R. J. Ross, "Wood Handbook- Wood as an Engineering Material," *Forest-Products-Laboratory*, vol. 39, no. 4, pp. 523–531, 2010, doi: 10.1161/01.RES.39.4.523.
- [76] CTBA, "Bois massifs structuraux," Centre technique du bois et de l'ameublement, 2007.
- [77] Afnor, "NF EN 338: Bois de structure —Classes de résistance," 2016.
- [78] E. Mikkola, "Charring Of Wood Based Materials," *Fire-Safety-Science*, vol. 3, pp. 547–556, 1991, doi: 10.3801/iafss.fss.3-547.
- [79] M. G. Gronli and M. C. Melaaen, "Mathematical model for wood pyrolysis-comparison of experimental measurements with model predictions," *Energy-and-Fuels*, vol. 14, no. 4, pp. 791–800, 2000, doi: 10.1021/ef990176q.
- [80] I. Arne, "Evaluation of the burning behaviour of wood products in the context of structural fire design," *Master thesis Submitt. Erasmus Mundus Study Program.*, vol. 51, no. 1, p. 51, 2014.
- [81] A. I. Bartlett, R. M. Hadden, and L. A. Bisby, "A Review of Factors Affecting the Burning Behaviour of Wood for Application to Tall Timber Construction," *Fire-Technology*, vol. 55, no. 1, pp. 1–49, 2019, doi: 10.1007/s10694-018-0787-y.
- [82] W. L. Schaffer, "Review of Information Related to the Charring Rate of Wood," *Forest-Products-Laboratory*, p. 55, 1980.
- [83] R. . Knudson and A. . Schniewind, "Performance of structural wood members exposed to fire," *Forest-Products-Journal-(USA)*, p. 7501067, 1975.
- [84] T. Harada, "Thermal constants of wood during the heating process measured with the laser flash method," *Journal-of-Wood-Science*, vol. 44, no. 6, pp. 425–431, 1998, doi: 10.1007/BF00833405.
- [85] C. A. Koufopoulos, A. Lucchesi, and G. Maschio, "Kinetic modelling of the pyrolysis of biomass and biomass components," *The-Canadian-Journal-of-Chemical-Engineering*, vol. 67, no. 1, pp. 75–84, 1989, doi: 10.1002/cjce.5450670111.
- [86] B. V. Babu and A. S. Chaurasia, "Modeling for pyrolysis of solid particle: Kinetics and heat transfer effects," *Energy-Conversion-and-Management*, vol. 44, no. 14, pp. 2251–2275, 2003, doi: 10.1016/S0196-8904(02)00252-2.
- [87] B. Fredlund, "Modelling of heat and mass transfer in wood structures during fire," *Fire-Safety-Journal*, vol. 20, no. 1, pp. 39–69, 1993, doi: 10.1016/0379-7112(93)90011-E.
- [88] D. Hopkin, "The fire performance of engineered timber products and systems," vol. 2, no. October, 2011, doi: <https://dspace.lboro.ac.uk/2134/8981>.
- [89] T. Z. Harmathy, *Properties of Building Materials. The SFPE Handbook of Fire Protection Engineering*. Canada, 1988.
- [90] J. R. Mehaffey, P. Cuerrier, and G. Carisse, "A model for predicting heat transfer through gypsum-board/wood-stud walls exposed to fire," *Fire-and-Materials*, vol. 18, no. 5, pp. 297–305, 1994, doi: 10.1002/fam.810180505.
- [91] J. König and L. Walleij, "One-dimensional charring of timber exposed to standard and parametric fires in initially unprotected and postprotection situations," Stockholm, 1999. [Online]. Available: <http://ri.diva-portal.org/smash/get/diva2:1079803/FULLTEXT01.pdf%0Ahttp://urn.kb.se/resolve?urn=urn:nbn:s e:ri:diva-28629>.

- [92] J. König and L. Walleij, “Timber frame assemblies exposed to standard and parametric fires,” 2000.
- [93] F. Dunlap, “The specific heat of wood,” *Forest-Service*, 1912.
- [94] J. J. Fuller, R. J. Leichti, and R. H. White, “Temperature distribution in a nailed gypsum-stud joint exposed to fire,” *Fire-and-Materials*, vol. 16, no. 2, pp. 95–99, 1992, doi: 10.1002/fam.810160206.
- [95] A. Frangi, “Brandverhalten von Holz-Beton- Verbunddecken,” 2001.
- [96] P. Clancy, “Time and probability of failure of timber framed walls in fire,” Thesis - Victoria University of Technology, Australia, 1999.
- [97] M. Janssens, “Thermo-Physical Properties for Wood Pyrolysis Models,” *Pacific-timber-engineering-conference*, pp. 1–12, 1994, doi: 10.23919/icact51234.2021.9370453.
- [98] K. Laplanche, “Etude des assemblages de structures bois au feu. Approche expérimentale et modélisation,” Thèse préparée au Centre Scientifique et Technique du Bâtiment – Département Sécurité Structure Feu – Division Ingénierie de la Sécurité et des Technologies Associées Et au Laboratoire Génie Civil, 2006.
- [99] EN-1995-1-2, “Eurocode 5: Design of timber structures - Part 1-2: General - Structural fire design,” vol. 1, 2011.
- [100] N. Margossian, “Le comportement au feu des bois,” *Economie-et-foret*, pp. 472–478, 1974.
- [101] J. Mindeguia, “Calcul réglementaire de la résistance au feu des structures en bois – utilisation standard de l’Eurocode et calculs avancés,” *Journée-Technique-ISMANS-EFFECTIS*, no. March, 2016, doi: 10.13140/RG.2.1.2332.5840.
- [102] R. H. White, *Analytical Methods for Determining Fire Resistance of Timber Members*. SFPE Handbook of Fire Protection Engineering, 1995.
- [103] F. L. Browne, “Theories of the combustion of wood and its control,” *Forest-Products-Laboratory*, no. December, 1955.
- [104] M. A. Lahouar, “Réponse thermique de quatre essences de bois de construction soumises à un feu normalisé,” pp. 0–16, 2015.
- [105] J. M. Njankouo, J. C. Dotreppe, and J. M. Franssen, “Experimental study of the charring rate of tropical hardwoods,” *Fire-and-Materials*, vol. 28, no. 1, pp. 15–24, 2004, doi: 10.1002/fam.831.
- [106] D. Lipinskas and R. Mačiulaitis, “Further opportunities for development of the method for fire origin prognosis,” *Journal-of-Civil-Engineering-and-Management*, vol. 11, no. 4, pp. 299–307, 2005, doi: 10.1080/13923730.2005.9636361.
- [107] M. Tiso, A. Just, J. Schmid, and K. N. Mäger, “Evaluation of zero-strength layer depths for timber members of floor assemblies with heat resistant cavity insulations,” *Fire-Safety-Journal*, vol. 107, no. December 2018, pp. 137–148, 2019, doi: 10.1016/j.firesaf.2019.01.001.
- [108] T. Robinet and J. Signoret, “Résistance au feu des structures bois,” *Rapport-Master*, 2018.
- [109] Y. Lizhong, Z. Yupeng, W. Yafei, and G. Zaifu, “Predicting charring rate of woods exposed to time-increasing and constant heat fluxes,” *Journal-of-Analytical-and-Applied-Pyrolysis*, vol. 81, no. 1, pp. 1–6, 2008, doi: 10.1016/j.jaap.2007.06.006.
- [110] J. M. Njankouo, J.-C. Dotreppe, and J.-M. Franssen, “Fire resistance of timbers from tropical countries and comparison of experimental charring rates with various models,” *Construction-and-Building-Materials*, vol. 19, no. 5, pp. 376–386, 2005, doi: 10.1016/j.conbuildmat.2004.07.009.
- [111] AS-1720.4, “Timber structures Australian Standard, Part 4: Fire-resistance of structural timber members,” *Australian-Standard*, 1990.
- [112] R. H. White, “Charring rates of different wood species,” *Journal-of-Allergy-and-Clinical-Immunology*, vol. 130, no. 2, p. 556, 1998, [Online]. Available: <http://dx.doi.org/10.1016/j.jaci.2012.05.050>.
- [113] ISO-834-1, “Fire resistance tests-elements of building construction, Part 1: General requirements,” *International-standard*, 1999.
- [114] R. H. White and E. L. Schaffer, “Transient Moisture Gradient in Fire-Exposed Wood Slab,” *Wood-and-Fiber*, vol. 13, no. May 1980, pp. 17–38, 1981.
- [115] N. Burley, R. Powell, G. Burns, and M. Scroger, “The nicrosil versus nilsil thermocouple: properties and thermoelectric reference data,” *National-Bureau-of-Standards-Monograph*, vol. 161, no. 161, pp. 1–167, 1978, [Online]. Available: <http://adsabs.harvard.edu/abs/1978nbs..reptU....B>.
- [116] J. Schmid, R. Fahrni, M. Klippel, and A. Frangi, “Correct temperature measurements in fire exposed wood,” *WCTE 2018 - World-Conference-on-Timber-Engineering*, 2018.
- [117] B. William D, “Effect of thermocouple wire size and configuration on internal temperature

- measurements in a charring Ablator,” *The-Mechatronics-Handbook*, pp. 19-73-19–88, 2002, doi: 10.31399/asm.tb.smmn.t52140201.
- [118] C. Republic, T. Structures, C. Republic, S. Šulc, V. Šmilauer, and F. Wald, “Thermal model for timber fire exposure with moving boundary,” *Materials-MDPI*, vol. 14, no. 3, pp. 1–10, 2021, doi: 10.3390/ma14030574.
- [119] J. V. Beck, “Thermocouple Temperature Disturbances in Low Conductivity Materials. Journal of heat transfer.,” pp. 131–132, 1962.
- [120] R. Fahrni, J. Schmid, M. Klippel, and A. Frangi, “Investigation of Different Temperature Measurement Designs and Installations in Timber Members as Low Conductive Material,” SiF 2018 - The 10th International Conference on Structures in Fire FireSERT, 2018.
- [121] A. A. Owusu, “Structural Performance of Hybrid Timber Connections With Varying Bolt Patterns At Ambient and Elevated Temperatures,” Thesis - Carleton University, 2019.
- [122] S. B. A. Boadi, “Full Scale Tests on the Performance of Hybrid Timber Connections in Real Fires,” Thesis - Carleton University Ottawa, Ontario, 2015.
- [123] A. O. Akotuah, S. G. Ali, J. Erochko, X. Zhang, and G. V. Hadjisophocleous, “Study of the fire performance of hybrid steel-timber connections with full-scale tests and finite element modelling,” *Applications-of-Structural-Fire-Engineering*, no. October, pp. 15–16, 2017, doi: 10.14311/asfe.2015.039.
- [124] W. D. Gardner and D. R. Syme, “Charring of Glued-Laminated Beams of Eight Australian-Grown Timber Species and the effect of 13mm Gypsum Plasterboard Protection on their Charring,” *Australian-National-Library*, pp. 1–3, 1994.
- [125] S. Zöllig, A. Frangi, S. Franke, and M. Muster, “Timber structures 3.0 - New technology for multi-axial, slim, high performance timber structures,” *WCTE 2016 - World-Conference-on-Timber-Engineering*, vol. 27, no. 1, pp. 32–40, 2016.
- [126] L. Osborne and C. Dagenais, “Preliminary CLT Fire Resistance Testing Report,” *Advanced-Building-Systems*, vol. 53, no. 9, pp. 1689–1699, 2012.
- [127] E. Andersen, “Fullstendig brannforløp i limtrekonstruksjoner Vurdering av resultater fra branntest,” 2017.
- [128] H. Kinjo, “Experimental study on the decrease in yield strength of structural laminated beam beams subjected to standard fire heating during the cooling process,” Thesis - Chiba University, Graduate School of Engineering, 2016.
- [129] NF-EN-1363-1, “Essais de résistance au feu - Partie 1: exigences générales. AFNOR Normalisation.,” 2013.
- [130] V. Saulnier, “Evaluation des performances humo-physiques des protections au feu de structures métalliques et leurs influences sur la résistance mécanique Soutenue,” Thèse - Université Clermont Auvergne, 2022.
- [131] ISO-834-1, “Fire-resistance tests — Elements of building construction — Part 1: General requirements,” 1999.
- [132] R. Hrčka and M. Babiak, “Wood Thermal Properties,” *Intech*, no. tourism, p. 13, 2016, doi: <http://dx.doi.org/10.5772/57353>.
- [133] F. Bozzoli, A. Mocerino, S. Rainieri, and P. Vocale, “Inverse heat transfer modeling applied to the estimation of the apparent thermal conductivity of an intumescent fire retardant paint,” *Exp. Therm. Fluid Sci.*, vol. 90, no. August 2017, pp. 143–152, 2018, doi: 10.1016/j.expthermflusci.2017.09.006.
- [134] A. Carlton, S. Ma, S. E. Quiel, and C. J. Naito, “Tunnelling and Underground Space Technology incorporating Trenchless Technology Research Comparative response of tiled finishes and bonded fire resistive coatings for normal weight concrete tunnel liners under high-intensity one-sided heating,” *Tunn. Undergr. Sp. Technol. Inc. Trenchless Technol. Res.*, vol. 139, no. May 2022, p. 105225, 2023, doi: 10.1016/j.tust.2023.105225.
- [135] Eurocode 5, “Design of timber structures - Part 1-2: General rules - Structural fire design,” vol. 1, no. 2005, 2011.
- [136] R. H. White and E. V Nordheim, “Charring Rate of Wood for ASTM E 119 Exposure,” *Fire-Technology*, vol. 28, no. 1, 1992.
- [137] J. MacLean, “Thermal conductivity of wood,” *Heating-piping-and-air-conditioning*, vol. 13, no. 6, pp. 380–391, 1941, [Online]. Available: [http://originwww.fpl.fs.fed.us/products/publications/specific\\_pub.php?posting\\_id=60944&header\\_id=p](http://originwww.fpl.fs.fed.us/products/publications/specific_pub.php?posting_id=60944&header_id=p).

- 
- [138] P. Palma and A. Frangi, "Modelling the fire resistance of steel-to-timber dowelled connections loaded perpendicularly to the grain," *Fire-Safety-Journal*, vol. 107, no. February 2017, pp. 54–74, 2019, doi: 10.1016/j.firesaf.2017.12.001.
- [139] L. Peng, G. Hadjisophocleus, J. Mehaffey, and M. Mohammad, "Predicting the Fire Resistance of Wood-Steel-Wood Timber Connections," *Fire-Technology*, vol. 47, no. 4, pp. 1101–1119, 2011, doi: 10.1007/s10694-009-0118-4.
- [140] V. D. Thi, M. Khelifa, M. Oudjene, M. El Ganaoui, and Y. Rogaume, "Finite element analysis of heat transfer through timber elements exposed to fire," *Engineering-Structures*, vol. 143, pp. 11–21, 2017, doi: 10.1016/j.engstruct.2017.04.014.
- [141] Dassault systemes, "Abaqus/CAE User's Guide," *Abaqus User's Guid.*, p. 1138, 2013.
- [142] N. V. Werther, B. Einflussgr, B. Dipl, and B. G. Umwelt, "Influencing factors on the burning behavior of wooden components and their consideration in empirical and numerical assessment procedures," 2015.
- [143] N. Werther *et al.*, "Parametric Study of Modelling Structural Timber in Fire With Different Software Packages," *7th-International-Conference-on-Structures-in-Fire*, 2012.
- [144] A. FRANGI, "Fire resistance assessment of timber structures Basic design methods Worked examples Institute of Structural Engineering," no. November, pp. 27–28, 2012.
- [145] J. W. O. Neill, "The Fire Performance of Timber Floors in Multi-Storey Buildings," Thesis - University of Canterbury, Christchurch, New Zealand, 2013.
- [146] M. Klippel, A. Frangi, and M. Fontana, "Influence of the Adhesive on the Load-Carrying Capacity of Glued Laminated Timber Members in Fire," *Institute-of-Structural-Engineering*, vol. 2, no. 1, pp. 1219–1232, 2011, doi: 10.3801/IAF.
- [147] M. A, "Fire resistance of Laminated Veneer Lumber ( LVL ) and Cross-Laminated Timber ( XLAM ) elements," Thesis - University of Cagliari - UniCa, 2012.
- [148] V. D. Thi, "Modélisation du comportement au feu des structures en bois," Thèses de doctorat de l'Université de Lorraine, 2018.
- [149] R. Dârmon and O. Lalu, "The fire performance of Cross Laminated Timber beams," *Procedia-Manufacturing*, vol. 32, pp. 121–128, 2019, doi: 10.1016/j.promfg.2019.02.192.
- [150] P. Kallioniemi, "On the fire resistance of load-bearing wooden constructions." 1979.
- [151] A. Ollino and M. Klippel, "Testing of glulam beams in fire with specific local material properties," 2016.
- [152] R. Rahnvard and R. J. Thomas, "Numerical evaluation of the effects of fire on steel connections; Part 1: Simulation techniques," *Case-Studies-in-Thermal-Engineering*, vol. 12, no. June, pp. 445–453, 2018, doi: 10.1016/j.csite.2018.06.003.

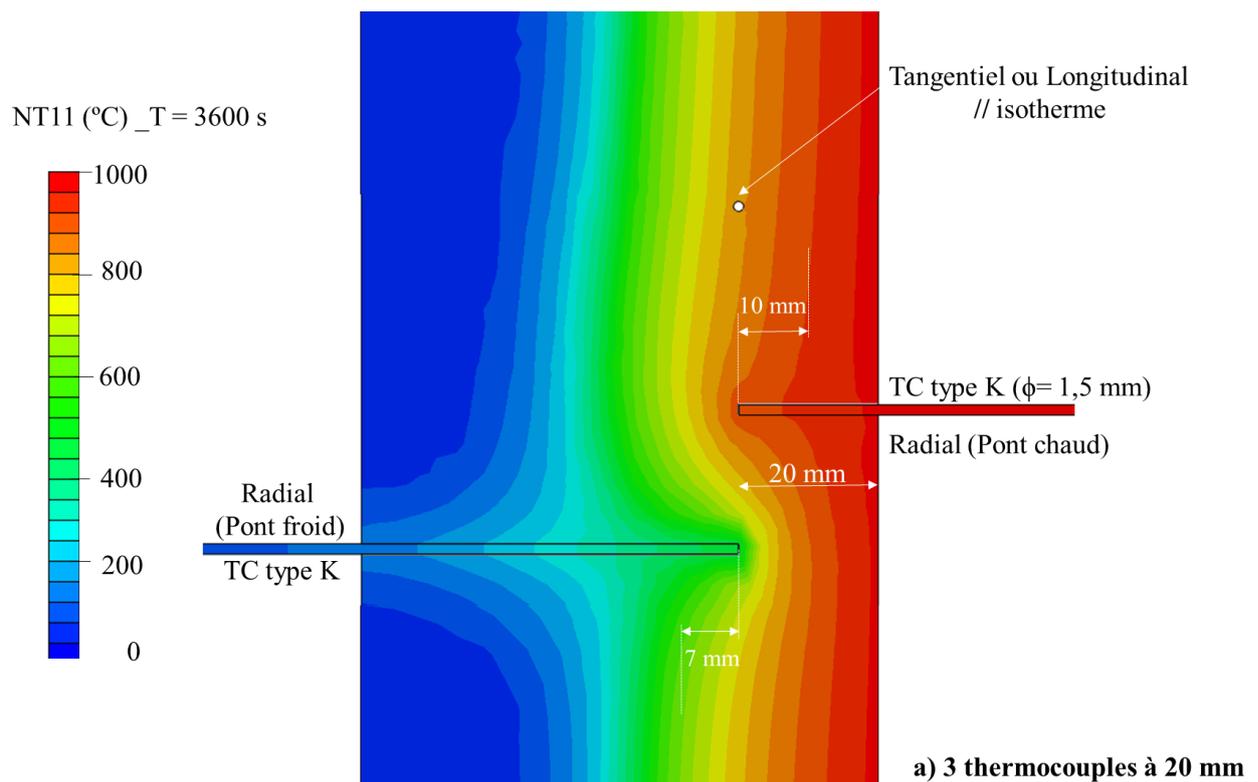
## **ANNEXES**

## Annexe 1 : Modèle thermique de la perturbation du champ thermique des thermocouples K dans le bois

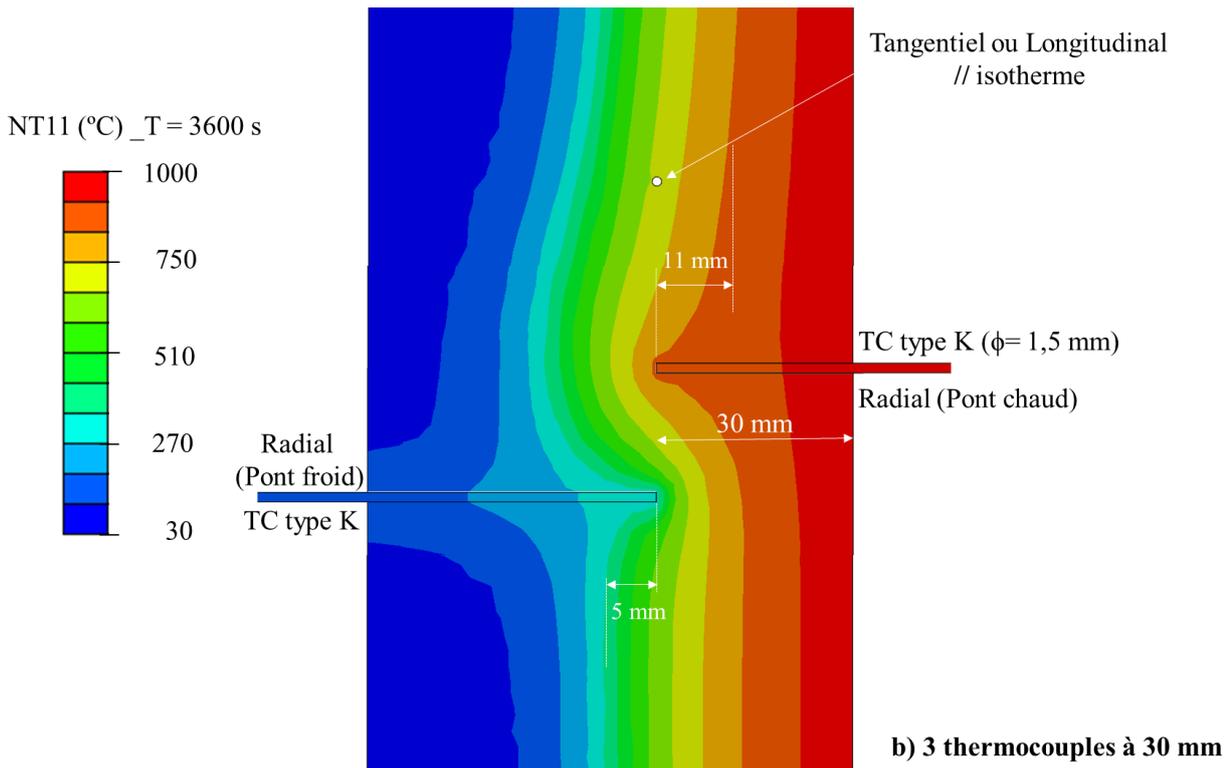
Les figures A1-1, A1-2, A1-3 et A1-4 illustrent la perturbation du champ thermique engendrée par les présences des thermocouples perpendiculaires (radial pont chaud, radial pont froid) et parallèles à l'isotherme (longitudinal, tangentiel) aux différentes profondeurs dans le bois.

Il y a une distorsion importante des isothermes à proximité de la tête du thermocouple. Pour les thermocouples radiaux, cette distorsion engendre une zone relativement froide (TCs radial pont froid) et une zone relativement chaude (TCs radial pont chaud) à proximité de la tête du thermocouple K. La distorsion des isothermes est particulièrement prononcée en bout de thermocouple, à l'interface entre l'inconel et le bois. La coque des thermocouples K est en matériau inconel, ils ont donc la bonne conductivité thermique (27 W/m.K).

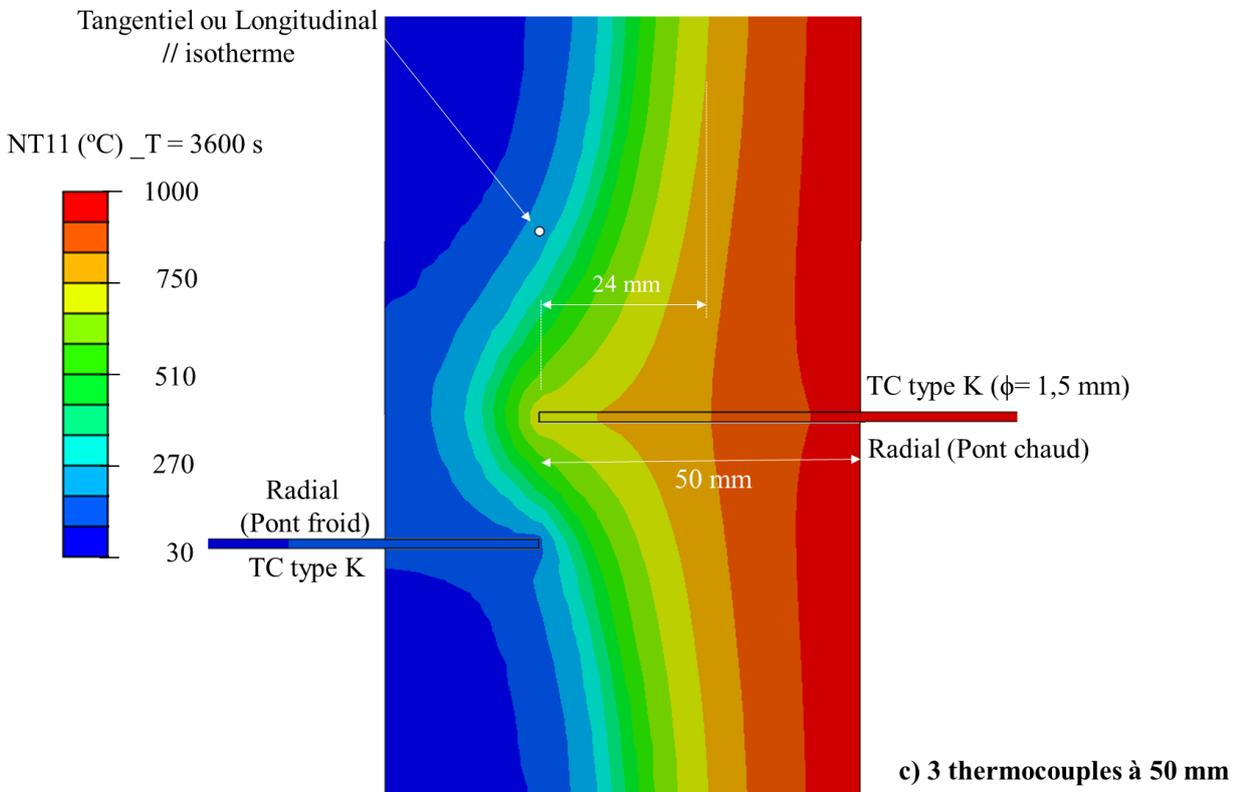
Pour les thermocouples parallèles à l'isotherme, les simulations numériques montrent une légère perturbation thermique dans ce cas, à l'interface bois-inconel le transfert de chaleur d'un matériau à l'autre n'est pas perturbé du fait de la présence d'un thermocouple. Cela explique pourquoi cette disposition de thermocouple fournit les meilleures mesures.



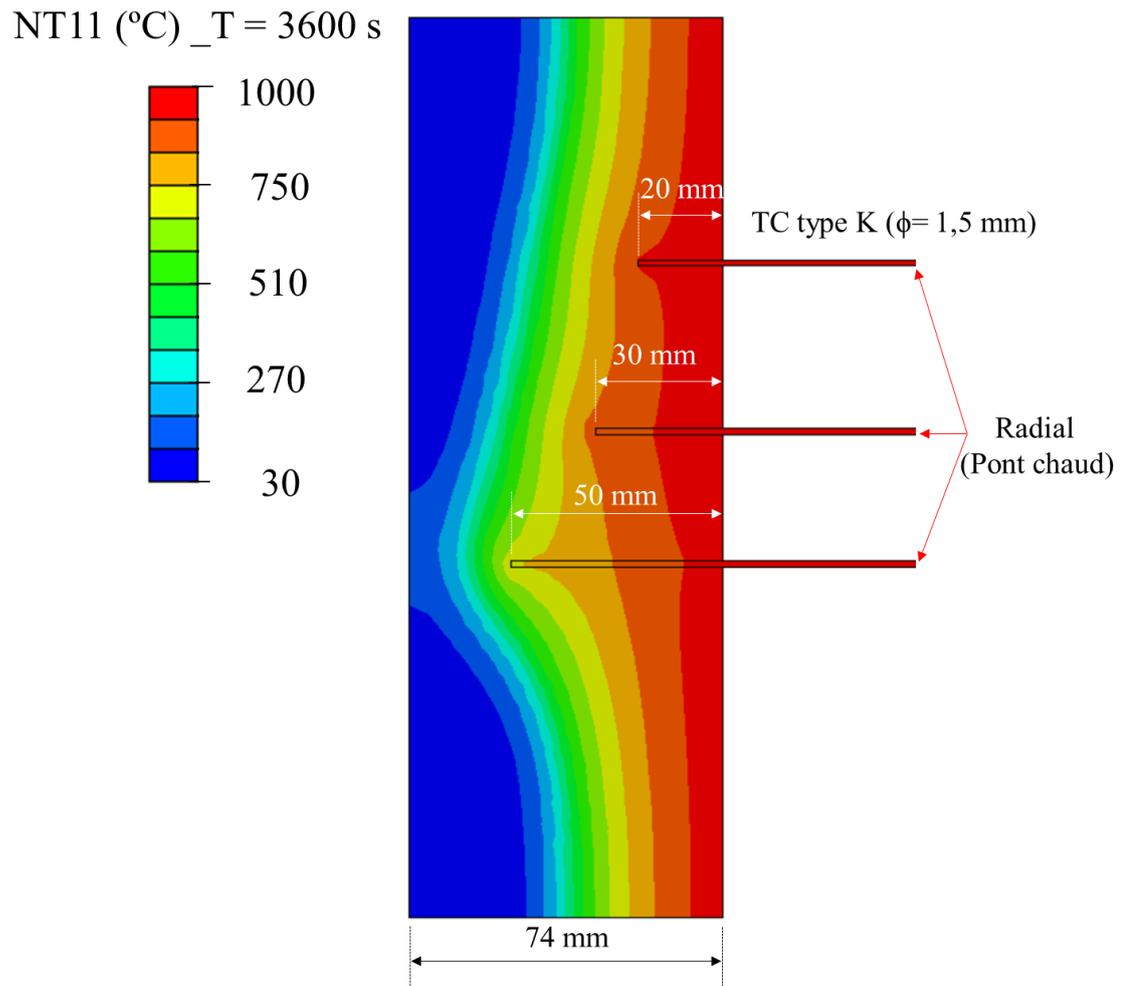
**A1-1 : Perturbation thermique des thermocouples K insérés à 20 mm de profondeur dans le bois (exposé au feu ISO-834 pendant 3600 secondes)**



**A1-2 : Perturbation thermique des thermocouples K insérés à 30 mm de profondeur dans le bois (exposé au feu ISO-834 pendant 3600 secondes)**



**A1-3 : Perturbation thermique des thermocouples K insérés à 50 mm de profondeur dans le bois (exposé au feu ISO-834 pendant 3600 secondes)**



***A1-4 : Perturbation thermique des thermocouples K (radial pont chaud) insérés à 20, 30, 50 mm de profondeur dans le bois (exposé au feu ISO-834 pendant 3600 secondes)***