



**HAL**  
open science

# Evaluation des performances humo-physiques des protections au feu de structures métalliques et leurs influences sur la résistance mécanique

Véronique Saulnier

► **To cite this version:**

Véronique Saulnier. Evaluation des performances humo-physiques des protections au feu de structures métalliques et leurs influences sur la résistance mécanique. Matériaux. Université Clermont Auvergne, 2022. Français. NNT : 2022UCFAC043 . tel-03999198

**HAL Id: tel-03999198**

**<https://theses.hal.science/tel-03999198v1>**

Submitted on 21 Feb 2023

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

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

UNIVERSITE CLERMONT AUVERGNE

ECOLE DOCTORALE

SCIENCES POUR L'INGENIEUR DE CLERMONT-FERRAND

Institut Universitaire de Technologie  
de Montluçon

# Thèse

Présentée par

**Véronique SAULNIER**

Agrégée de Sciences Industrielles de l'Ingénieur option ingénierie des constructions

Master énergétique de l'Université Bretagne Sud

Ingénieur-maitre génie civil de l'IUP de Cergy-Pontoise

pour obtenir le grade de

**DOCTEUR D'UNIVERSITE**

**SPECIALITE : MATERIAUX GENIE CIVIL / STRUCTURE**

Titre de la thèse

**Evaluation des performances humo-physiques des protections au  
feu de structures métalliques et  
leurs influences sur la résistance mécanique**

Soutenue publiquement le 21 juin 2022 devant le jury :

Mme	Sylvie YOTTE Professeure	Université de Limoges	Présidente
M	Abdelhamid BOUCHAÏR Professeur	Université Clermont Auvergne	Directeur de thèse
M	Bruno JURKIEWIEZ, MCF-HDR,	Université Claude Bernard Lyon 1	Rapporteur
M	Paulo PILOTO, Professeur	Institut polytechnique de Bragança Portugal	Rapporteur
M	Sébastien DURIF, MCF	Université Clermont Auvergne	Examinateur
M	Salah OULDBOUKHITINE, MCF	Université Clermont Auvergne	Examinateur



# Résumé

L'acier est un matériau de construction courant caractérisé par un très bon rapport résistance/poids et un comportement ductile. Les progrès techniques du 19<sup>ème</sup> siècle ont permis de l'utiliser pour des constructions de grandes portées et grandes hauteurs. Cependant, avec une forte élévation de température, ses caractéristiques mécaniques de résistance et de rigidité baissent rapidement, ce qui peut générer de grandes déformations et le possible effondrement des structures. Différentes solutions de protections passives existent. Elles sont utilisées afin de retarder l'échauffement des éléments porteurs.

La présente thèse a pour objectif d'étudier les mécanismes de protection au feu de l'acier et de tester certaines solutions. Les essais sont réalisés dans un four, conçu et réalisé au laboratoire, capable de reproduire des conditions conformes à un feu normalisé.

Une étude complète a été menée sur l'échauffement de l'acier en considérant des plaques et des profilés. Les comparaisons sont menées en considérant les éléments non protégés et protégés par peinture intumescente. Les observations expérimentales ont permis d'obtenir les courbes d'échauffement des éléments protégés. Des essais sont également réalisés en protégeant l'acier par des plaques de plâtre. Les résultats d'expérience sont comparés aux valeurs données par les formules de l'Eurocode 3 pour une protection d'épaisseur constante.

L'étude s'est également attachée à vérifier la viabilité de la protection au feu d'éléments de structures en acier tels que des poutres en I et des poutres en T par des éléments en bois en considérant différentes solutions d'assemblages. Les essais ont permis d'observer différentes possibilités de mise en œuvre des thermocouples dans les éléments en bois exposés au feu. Ils ont aussi montré le pouvoir isolant du bois car, bien qu'il soit combustible, il ralentit l'échauffement de l'acier permettant ainsi de le protéger contre le feu. Les dimensions choisies ont permis de maintenir la température en dessous de 500°C pour près de 40 minutes.

A partir des résultats des essais, une simulation numérique a été réalisée avec le logiciel COMSOL Multiphysics®. Les simulations ont permis de comprendre les écarts relevés entre les courbes expérimentales d'échauffement de l'acier et les courbes théoriques. Les mécanismes de protection de la peinture intumescente avec la modification des caractéristiques géométriques et thermodynamiques ont pu être simulés et ont donné des résultats de simulations proches de ceux des essais. Quelques simulations préliminaires sur l'association entre l'acier et le bois ont également été menées.

**Mots-clefs :** Résistance au feu, peinture intumescente, acier, bois, four

# Abstract

Steel is a common construction material with a very good strength-to-weight ratio and ductile behaviour. Technical progress in the 19th century made it possible to use it for constructions with large spans and heights. However, with a strong rise in temperature, its mechanical characteristics of strength and stiffness drop rapidly, which can generate large deformations and the possible collapse of structures. Different passive protection solutions exist. They are used to delay the heating of the structural elements.

The aim of this thesis is to study the protection mechanisms of steel exposed to fire and to test some solutions. The tests are carried out in a furnace, designed and built in the laboratory, capable of reproducing conditions in accordance with a standardized fire.

A complete study was carried out on steel warming up considering plates and profiles. The comparisons are carried out considering unprotected and protected elements using intumescent paint. The experimental observations allowed to obtain the heating curves of the protected elements. Tests are also carried out using gypsum boards as steel protection. The experimental results are compared with the values given by the formulas of Eurocode 3 for a protection with constant thickness.

The study also investigated the viability of fire protection of structural steel elements such as I-beams and T-beams by wooden elements considering different connection solutions. The tests showed different possibilities for the use of thermocouples in wooden elements exposed to fire. They also showed the insulating power of wood because, although it is combustible, it slows down the heating of the steel, thus protect it from fire. The dimensions chosen made it possible to keep the temperature below 500°C for almost 40 minutes.

Based on the test results, a numerical simulation was performed with COMSOL Multiphysics® software. The simulations made it possible to understand the discrepancies between the experimental and theoretical heating curves of the steel. The protection mechanisms of the intumescent paint with the change in geometrical and thermodynamic characteristics could be simulated to obtain simulation results close to those from tests. Some preliminary simulations on the association between steel and wood were also conducted.

**keywords:** Fire resistance, Intumescent painting, Steel, wood, furnace

# Remerciements

Ce travail de thèse a été réalisé au sein du Laboratoire Mécanique, Génie Mécanique, Génie Civil, Génie Industriel (M3G) de l'institut Pascal à l'Université de Clermont Auvergne.

J'exprime ma plus profonde gratitude à Abdelhamid BOUCHAÏR (Directeur de thèse), Sébastien DURIF et Salah Eddine OULDBOUKHITINE (Co-encadrants de thèse) qui m'ont inlassablement guidée et conseillée avec enthousiasme tout au long de cette étude. Vous avez su réorienter mon travail quand cela était nécessaire. Merci de vous être rendus disponibles, de m'avoir donné des pistes de travail et de m'avoir encouragée. Merci du suivi et du soutien que vous m'avez apporté.

La construction du four et les essais ont pu être réalisés grâce au financement de l'institut Carnot (MECD) au travers du projet MIBAPRO. Ce projet a permis de collaborer avec Gisèle BIHINA et Bin ZHAO du CTICM avec lesquels j'ai eu des échanges d'une grande richesse.

La société PROMAT, que je remercie, a fourni les peintures intumescentes et les plaques silico-calcaires.

Je tiens à remercier chaleureusement les membres du jury Bruno JURKIEWIEZ, Paulo PILOTO, Sylvie YOTTE qui ont accepté de rapporter et d'examiner mon travail de thèse.

Un grand merci à l'ensemble de mes collègues et le personnel technique de L'IUT de Montluçon, particulièrement Myriam MOISSAING, Daniel ROBIN, Gilles MONDIERE, Stéphane ROY, Gérard GANGI et Lionel GRAVILLON pour leur aide et leur soutien.

Les travaux et les essais menés tout au long de cette thèse sont aussi le résultat du travail d'une multitude de petites mains qui m'ont accompagnée dans nombre de travaux lors de stages ou de projets : Jérémy LAVIGNON (stagiaire troisième), Vincent GESSELLE (stagiaire IUT GTE), Youssef ELHANSALI (stagiaire Master 1), Théo KREISS, Lucas RICHER, Dorian CHAPIRON, Huseyin SEYHUN (Stagiaires Licence Professionnelle BEPCB), Manh Hung NGUYEN, (stagiaire Master 2). Il y a aussi Audran PELLISSIER, Vincent ESPINASSE, Maxime DERRIEN, Lucas SACCAZAN, Maxime PAKOSZ et Julien TABARD qui ont conçu, construit et participé à la mise en service du four au cours de leur projet d'étude du DUT GTE. Je remercie particulièrement mon collègue Christian BOY qui m'a fait confiance pour encadrer ces projets et qui a activement supervisé la mise en œuvre des travaux à l'atelier avec Daniel ROBIN.

J'adresse aussi mes remerciements aux directeurs successifs de l'école doctorale : Françoise PALADIAN et Thierry CHATEAU, ainsi qu'à la directrice de l'IUT d'Allier, Cécile CHARASSE qui a toujours soutenu mon projet.

Je remercie également Sophie DERET pour son aide administrative et Sylvie NORRE pour ces conseils lors de ma demande de décharge.

Je sais gré également à mon conjoint Christophe CHARRIERE qui m'a soutenue tout au long de cette thèse et qui m'a également apportée son aide pour les essais et le pilotage du four.

Merci aussi à Julien CHANUDET pour sa relecture attentive.

Et j'adresse une pensée et un grand merci à mon collègue Philippe AUDEBERT qui est à l'origine de ma participation à ces travaux. Il a fait le lien entre moi et l'équipe encadrante de la thèse au sein de l'axe M3G de l'Institut Pascal.



# Sommaire

RESUME .....	3
ABSTRACT .....	4
REMERCIEMENTS .....	5
INTRODUCTION GENERALE .....	9
PARTIE 1. ANALYSE BIBLIOGRAPHIQUE.....	13
1.1. CONSTRUCTIONS ET PROBLEMATIQUE D'INCENDIE .....	15
1.2. STRUCTURE ACIER ET INCENDIE .....	16
1.3. LES TRANSFERTS THERMIQUES .....	18
1.4. LES CHARGES THERMIQUES EN SITUATION D'INCENDIE .....	32
1.5. L'ACIER.....	35
1.6. LES PROTECTIONS PASSIVES DE L'ACIER .....	40
1.7. LES PEINTURES INTUMESCENTES.....	43
1.8. LE PLATRE.....	49
1.9. EVOLUTION DE LA CONDUCTIVITE DES ISOLANTS THERMIQUES DE TYPE LAINE MINERALE SOUS CHARGE THERMIQUE .....	52
1.10. LE BOIS .....	54
1.11. BOIS, ACIER OU LES DEUX ? .....	68
1.12. CONCLUSION ET OBJECTIFS .....	71
PARTIE 2. ESSAIS DE PROTECTION THERMIQUE DE L'ACIER SOUMIS AU FEU.....	73
2.1. LES DISPOSITIFS EXPERIMENTAUX UTILISES POUR LES ESSAIS .....	75
2.2. ESSAIS DE PROTECTION DE L'ACIER PAR LES PEINTURES INTUMESCENTES .....	89
2.3. PROTECTION DE L'ACIER PAR LE PLATRE .....	116
2.4. ESSAIS SUR DES ELEMENTS ACIER TYPE IPE NON PROTEGE DANS LE FOUR ACIER .....	121
2.5. ASSOCIATION ACIER BOIS .....	127
2.6. ANALYSES DES MESURES DANS LE BOIS FAITES AU COURS DES DIFFERENTS ESSAIS D'ASSOCIATION ACIER- BOIS OU BOIS SEUL .....	147

2.7. CONCLUSION DES ESSAIS .....	158
PARTIE 3. SIMULATIONS DE L'ECHAUFFEMENT DES ELEMENTS EN ACIER SUIVANT LE TYPE DE PROTECTION .....	161
3.1. RESOLUTION DE L'EQUATION DE LA CHALEUR PAR SIMULATION NUMERIQUE .....	163
3.2. HYPOTHESES DE MODELISATIONS .....	167
3.3. MODELISATION DES PLAQUES D'ACIER AVEC DIFFERENTS PARAMETRES.....	170
3.4. MODELISATION DE LA PROTECTION DE L'ACIER PAR PEINTURE INTUMESCENTE .....	179
3.5. LES SIMULATIONS ACIER-BOIS .....	195
3.6. CONCLUSIONS DES SIMULATIONS .....	200
CONCLUSIONS ET PERSPECTIVES .....	201
PUBLICATIONS EN LIEN AVEC LA THESE .....	205
ANNEXES.....	207
ANNEXE 1. FICHE TECHNIQUE DES PLAQUES SILICO CALCAIRE .....	209
ANNEXE 2. IPE DIMENSIONS .....	210
ANNEXE 3. PEINTURE PROMAT .....	211
ANNEXE 4. SUPERWOOL .....	212
ANNEXE 5. BRIQUES REFRACTAIRES .....	214
ANNEXE 6. DIMENSIONS DES DIFFERENTES PIECES DE BOIS (BENOIT, 2008) .....	215
ANNEXE 7. FOUR .....	216
ANNEXE 8. ARBRE DES POSSIBLES.....	223
ANNEXE 9. MESURE DE LA MASSE VOLUMIQUE DES BOIS D'ESSAIS.....	224
ANNEXE 10. RESULTATS COMPLETS DES ESSAIS DE CARBONISATION .....	225
BIBLIOGRAPHIE.....	229

# Introduction générale

L'objet des travaux menés dans le cadre de la présente thèse est l'étude des protections passives des structures métalliques. L'étude est axée principalement sur la résistance au feu de profilés en acier et les différents moyens de protection pouvant retarder leur montée en température en vue de remplir leurs fonctions en tant qu'éléments de structures. Cette recherche porte en partie sur les peintures intumescentes. Elle tend à approfondir la compréhension des mécanismes de protection apportée par ces peintures intumescentes en s'appuyant sur des essais et des simulations. Le but est de proposer une évaluation de l'échauffement de l'acier utilisant les bases des modèles analytiques des Eurocodes en considérant des protections d'épaisseurs constantes. Un autre volet de cette étude est d'explorer la viabilité d'une protection de l'acier par un matériau biosourcé tel que le bois. Les essais expérimentaux sont réalisés en utilisant un four électrique disponible et des fours au fioul fabriqué localement. Les mesures de températures sont effectuées en différents points des profilés pour suivre leurs échauffements durant toute la durée d'exposition au feu. La simulation numérique utilise le logiciel COMSOL Multiphysics® pour comprendre le comportement et les mécanismes de protection de la peinture intumescente.

Ce mémoire est organisé en trois parties.

La première partie présente différentes recherches existantes sur les phénomènes physiques mis en jeu. Elle détaille les différents phénomènes thermiques : rayonnement, convection et conduction et leur traduction par les équations de l'Eurocode 1. Elle donne aussi les équations de calcul de l'échauffement de l'acier avec ou sans protection en précisant les limites d'utilisation de ces formules. Un paragraphe est consacré aux charges thermiques et aux différentes courbes d'échauffement. Les propriétés et les comportements des différents matériaux utilisés dans les essais à hautes températures sont passés en revue. Cette présentation concerne principalement l'acier, les peintures intumescentes, le plâtre et le bois. Elle décrit également la conductivité des laines minérales.

La deuxième partie aborde les moyens de mise en œuvre des essais en s'intéressant aux différents fours et moyens de mesures des températures. Elle décrit ensuite les campagnes expérimentales réalisées et les conditions de mise en œuvre. Les premiers essais portent sur des plaques en acier, de différentes dimensions, protégées par peinture intumescente. Des essais sont également réalisés en utilisant des plaques de plâtre ou de la laine de verre comme protection en vue de comparer les solutions courantes entre elles. Les températures mesurées dans ces essais sont comparées à celles obtenues par les équations analytiques existantes. Les derniers tests sont réalisés pour évaluer la viabilité d'une protection de profilés au moyen d'éléments en bois dont la conductivité thermique est favorable pour la fonction ciblée de protection au feu.

La troisième partie est consacrée aux simulations réalisées tout au long de l'étude. Les simulations par éléments finis réalisées pour la plupart avec le logiciel COMSOL Multiphysics®, vont permettre à partir des résultats expérimentaux de comprendre certains écarts avec la théorie, notamment au regard des mesures de température de l'acier et les conditions des transferts thermiques dans le four. Une partie de la simulation a concerné la représentation

du développement de la peinture intumescente. Quelques simulations ont été réalisées, sur l'échauffement des éléments acier-bois, en amont des essais. Les résultats expérimentaux ont permis d'alimenter des modèles numériques réalisés avec ANSYS dans le cadre d'un échange avec le CTICM (BIHINA, 2011)

La conclusion fait un bilan des travaux réalisés et des résultats obtenus. Elle met aussi en avant les possibilités d'études futures notamment sur la protection de l'acier par des matériaux biosourcés.



## PARTIE 1. Analyse bibliographique

L'étude du comportement des Structures et des matériaux soumis à un incendie est d'une grande complexité. Les phénomènes physiques qui influencent les réponses thermiques des matériaux et par conséquent la résistance mécanique mettent en jeu beaucoup de paramètres. Lors d'une élévation de température, les réponses mécaniques et thermiques des structures dépendent fortement des matériaux qui les composent. Les équations de transfert thermique ne permettent pas d'avoir des solutions simples. De plus, les caractéristiques des matériaux varient en fonction de la température. Par conséquent, le calcul de l'échauffement d'une structure nécessite le recours à des solutions basées sur la simulation numérique. Cette partie a pour but, après un bref rappel historique et contextuel de la préservation des structures face à l'incendie, de faire une synthèse des connaissances sur le sujet. Elle recense les différents modes de transferts thermiques et les charges thermiques en situation d'incendie. Elle passe en revue le comportement au feu des structures métalliques, les différents types de protections contre l'incendie avec un intérêt plus particulier pour le plâtre et les peintures intumescentes. Elle aborde l'évolution de la conductivité thermique des laines minérales. Et pour finir, elle propose une synthèse exhaustive des propriétés mécanique et thermiques des matériaux acier et bois.

## 1.1. Constructions et problématique d'incendie

Les premières constructions humaines sont faites à partir des matériaux disponibles dans l'environnement immédiat. Dans les zones tempérées où la végétation est florissante, le bois, ou plutôt les branchages ont servi de base aux premiers habitats. Dans les zones moins arborées, les matériaux à disposition tels que la terre ou les pierres voire la glace, ont été façonnés afin d'ériger des murs. Au fil du perfectionnement des techniques, on élève des édifices de plus en plus sophistiqués en terre, bois, en pierre ou encore en associant le bois et l'argile. Si on remonte à l'Antiquité, les Grecs et les Romains étaient maîtres dans l'art de la pierre pour la construction des monuments et des villas bourgeoises. Les contrées plus boisées se sont plutôt spécialisées dans la construction en ossature bois. On construit dans les villes des maisons à pans de bois sur plusieurs étages (ALIX, 2018). Aujourd'hui encore, de nombreux immeubles parisiens sous enduit sont en fait de très anciennes constructions à pans de bois (CARBONNIER, 2007). Cependant, les constructions à pans de bois se pratiquent moins dès le 16<sup>ième</sup> siècle pour des raisons de sécurité. Si l'on excepte les incendies volontaires, de nombreux sinistres se déclarent au fil des années et ravagent les villes. On peut citer la ville de Bourges qui a connu de nombreux incendies (588, 1252 (FELICELLI, 2002), 1259, 1338, 1353, 1407, 1463, 1467, le 27 juillet 1487, en 1508 et en 1538). Des ordonnances royales, des édits et des lois ont réglementé ces constructions. Pour finir, les constructions existantes ont été enduites pour protéger le bois des flammes (HERZOG, 2005).

Au fil des siècles, on construit de plus en plus en pierre et on réserve le bois aux planchers, aux charpentes et aux menuiseries. Le fer et l'acier sont surtout utilisés pour l'outillage, du moins en occident (poutres en fer forgé utilisées en Orient). L'utilisation structurelle du fer réservée aux tirants destinés à empêcher l'écartement des murs, est déjà présente dans l'architecture gothique (Ministère des affaires culturelles, 1972). Mais l'utilisation du bois et de la pierre est prédominante jusqu'à la révolution industrielle. Le 19<sup>ième</sup> siècle voit l'avènement de l'industrie avec un essor considérable de la sidérurgie. Les ouvrages en aciers : ponts, halls de gares, immeubles de grandes hauteurs se multiplient sur la planète. Ce matériau offre des qualités de résistance mécanique et permet ainsi l'édification de structures aux dimensions bien plus grandes que le bois et la pierre (BEZANCON, et al., 2014).

Les constructions à pans de bois se sont raréfiées au profit du béton et de l'acier. Cependant, des bâtiments construits en matériaux ininflammables sont encore en proie aux incendies. En 2001, les tours jumelles s'effondrent sur elles-mêmes (DUMAS, 2011). Les tours ont bien résisté à l'impact des avions mais le feu qui a suivi leur a été fatal. Les protections actives ont été mises en défaut ; les sprinklers, faute d'alimentation en eau n'ont pas joué leur rôle. Le feu s'est intensifié. La perte de résistance mécanique de l'acier sous l'effet de la chaleur a conduit à la destruction des tours. Cet événement, exceptionnel en tant que sollicitation pour le bâtiment, et unique par sa répercussion mondiale et sa dimension spectaculaire nous rappelle à l'ordre quant aux précautions à prendre vis-à-vis de la résistance au feu des structures métalliques. Depuis 2014 en France, sur 300 000 départs de feux en moyenne par an, 5800 sinistres environ se sont déclarés dans des entrepôts (courbes oranges) et des locaux industriels (courbes jaunes) (Figure 1). Ces bâtiments sont souvent en structures métalliques

(JOLLY, 2014). L'acier est certes incombustible et présente d'intéressantes propriétés mécaniques mais celles-ci se dégradent dès que la température dépasse les 500°C. En situation d'incendie, sous l'effet combiné de la forte conductivité thermique et de la faible épaisseur de l'acier, la plupart des éléments porteurs atteignent leur limite de résistance mécanique en quelques minutes.

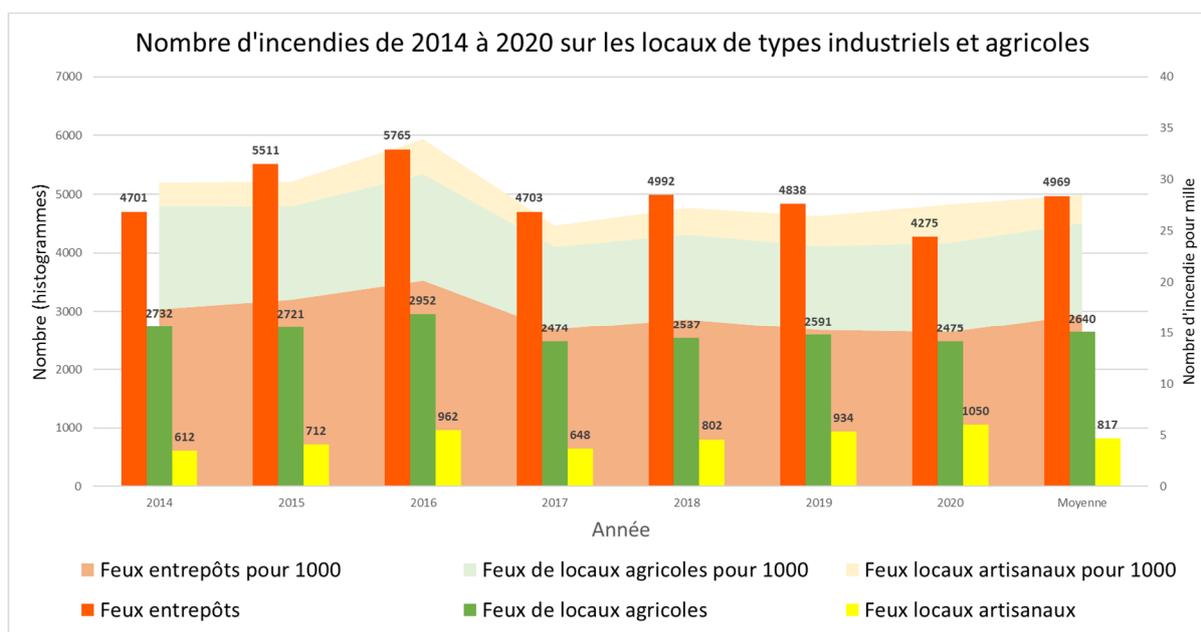


Figure 1 : Type d'incendies en France sur les 8 dernières années d'après les statistiques du Ministère de l'Intérieur

## 1.2. Structure acier et incendie

Les structures en acier sont connues pour leur vulnérabilité face aux fortes élévations de température de type incendie. En effet, les propriétés mécaniques de l'acier se dégradent sous très hautes températures. La température limite de résistance d'un élément porteur en acier dépend de sa dimension et de la charge. Cette température, dite température critique, est prise à 500°C en première approximation.

La structure soumise à une charge thermique de type incendie va se déformer suivant deux phases principales. En premier lieu, l'acier chauffé va se dilater avec peu d'évolution de ses caractéristiques mécaniques. Cela va engendrer des contraintes de compression interne sur certains éléments avec un risque d'effondrement de la paroi vers l'extérieur (Figure 2-c). Dans le deuxième temps, à partir de certaines valeurs de température, l'acier perd sa résistance mécanique, se déforme et favorise un effondrement de la structure vers l'intérieur. L'illustration de la Figure 2-e montre un cas favorable qui suppose que la partie non soumise à l'incendie est dimensionnée pour résister à la traction de la partie effondrée et ne se déforme pas. Dans le cas contraire, les parties adjacentes peuvent aussi s'écrouler sous l'effet des efforts de traction dus à la déformation de la structure soumise au feu (Figure 2, Figure 4), (OBIALA, et al., 2010). La Figure 3 montre la déformation des poutres cellulaires soumises à un feu naturel.

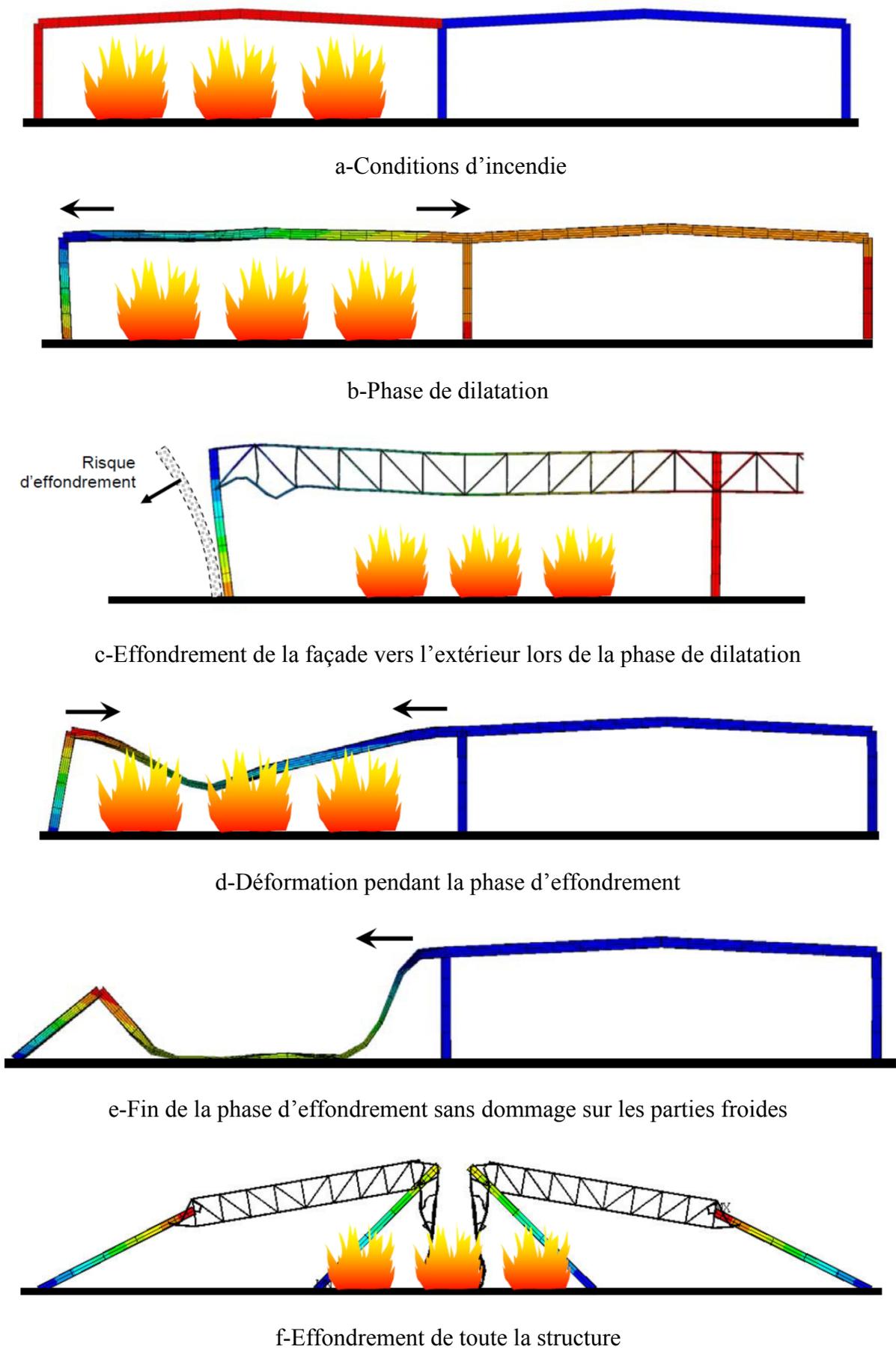


Figure 2 : Comportement des structures en cas d'incendies (OBIALA, et al., 2010)

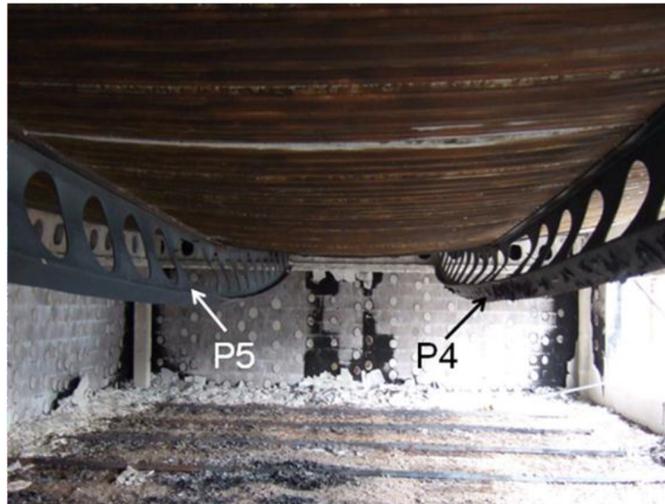


Figure 3 : Déformation des poutres cellulaires en acier lors d'un essai après la combustion de 45 palettes de bois (BIHINA, 2011)



Un incendie a ravagé, lundi 18 mai 2020, 9000m<sup>2</sup> d'entrepôts au Blanc-Mesnil (Seine-Saint-Denis). (©BSPP Paris)



Un entrepôt a été ravagé par les flammes dans la zone d'activités de Cuers, dans la nuit de mardi à mercredi. Photo C. L.26/09/2019

Figure 4 : Comportement des structures métalliques sous incendie

### 1.3. Les transferts thermiques

Les phénomènes de propagation de la chaleur vont jouer un rôle important dans l'étude de la résistance des structures métalliques sous charge thermique. Les transferts thermiques se font suivant trois modes de propagation : le rayonnement, la convection, et la conduction. L'énoncé des phénomènes de transferts de la chaleur remonte seulement au milieu du 19<sup>ème</sup> siècle. Il a fallu dans un premier temps dissocier les notions de chaleur et de température et réussir à quantifier l'une et l'autre. L'énoncé du phénomène des transferts thermiques est lié au premier et second principe de la thermodynamique et à la compréhension de la matière à l'échelle atomique (LOCQUENEUX, 1996).

#### 1.3.1. Le rayonnement

La plus grande partie du flux de chaleur va se propager sans support par rayonnement électromagnétique. Le rayonnement thermique est dans la gamme d'onde des infrarouges.

Tous les corps émettent un rayonnement propre et les transferts thermiques par rayonnement sont l'échange de ce rayonnement entre les corps. Il y a à la fois émission et réception du rayonnement. Le flux thermique net échangé sera la différence de ces rayonnements.

Le flux de chaleur net par rayonnement dépendra de l'angle d'inclinaison de la surface par rapport à la source, de la capacité d'absorption de l'atmosphère qui l'entoure, de la forme et de l'émissivité des objets émetteur et récepteur.

Soit  $J$  l'émittance apparente d'une surface que l'on nomme la radiosité de la surface grise.

$$J = \epsilon m^0 + \rho E \quad (1-1)$$

Avec  $m^0$  l'émittance d'un corps noir

$$m^0 = \sigma T^4 \quad (1-2)$$

$\sigma$  constante de Stefan-Boltzman  $5.67.10^{-8}W/(m^2.K^4)$

et  $\epsilon$  est l'émissivité de la surface

$E$  éclaircissement de la surface

$\rho$  facteur de réflexion tel que

$$\rho + \alpha + \tau = 1 \quad (1-3)$$

$\alpha$  est le facteur d'absorption.

$\tau$  le facteur de transmission

Si on considère des parois opaques, le facteur de transmission  $\tau$  est nul.

Donc

$$\rho = 1 - \alpha \quad (1-4)$$

Le flux net de la surface  $S$  est alors :

$$\Phi_{net} = (J - E).S = \epsilon m^0.S - \alpha.E.S \quad (1-5)$$

Avec la loi de Kirchhoff

$$\epsilon = \alpha \quad (1-6)$$

Il en découle que le flux de chaleur net de rayonnement reçu par la surface  $S_1$  d'un corps 1 vis-à-vis des  $n$  surfaces  $S_n$  considérées sera de la forme

$$\Phi_1 = \varepsilon_1 S_1 \frac{m_1^0 - J_1}{1 - \varepsilon_1} \quad [\text{W}] \quad (1-7)$$

Avec  $J_1$  émittance de la surface 1 solution de l'équation suivante :

$$\begin{bmatrix} 1 + (\varepsilon_1 - 1)f_{11} & \dots & (\varepsilon_1 - 1)f_{1i} & \dots & \dots & (\varepsilon_1 - 1)f_{1n} \\ \vdots & \ddots & \vdots & \ddots & \vdots & \vdots \\ (\varepsilon_i - 1)f_{i1} & \dots & 1 + (\varepsilon_i - 1)f_{ii} & \dots & \dots & (\varepsilon_i - 1)f_{in} \\ \vdots & \cdot & \vdots & \cdot & \ddots & \vdots \\ \vdots & \cdot & \vdots & \cdot & \cdot & \vdots \\ (\varepsilon_n - 1)f_{n1} & \dots & (\varepsilon_n - 1)f_{ni} & \dots & \cdot & 1 + (\varepsilon_n - 1)f_{nn} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} J_1 \\ \vdots \\ J_i \\ \vdots \\ J_n \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \varepsilon_1 m_1^0 \\ \vdots \\ \varepsilon_i m_i^0 \\ \vdots \\ \varepsilon_n m_n^0 \end{bmatrix} \quad (1-8)$$

Les facteurs de forme  $f_{ij}$  représentent la fraction de flux émis de la surface  $i$  vers la surface  $j$ . L'expression des facteurs de forme dépend de la forme des surfaces émettrices et réceptrices. Le calcul des facteurs de forme peut être assez complexe. Dans certains cas de formes géométriques il est possible d'avoir des abaques de détermination ou d'utiliser les formules établies par Ritoux (RITOUX, 1982).

Les facteurs de forme sont à la base de l'estimation de l'effet d'ombre (rayonnement de l'élément sur lui-même) (NF EN 1993-1-2, 2005).

Si les surfaces sont convexes ou planes ( $f_{11}=f_{22}=\dots=f_{ii}=0$ ), on obtient une diagonale avec tous les termes égaux à 1.

Dans le cas de l'émission d'une surface plane comme une plaque d'acier (corps 1) vers une surface concave comme les parois du four corps 2, et en supposant que le corps 1 ne rayonne pas sur lui-même, les facteurs de forme prennent les valeurs suivantes :

$$f_{12} = 1 \quad (1-9)$$

Car tout le rayonnement de la plaque est transmis vers les parois de l'enceinte (ici le four)

$$f_{21} = \frac{S_1}{S_2} f_{12} \quad (1-10)$$

Donc d'après (1-9)

$$f_{21} = \frac{S_1}{S_2} \quad (1-11)$$

Formule de réciprocité

$$f_{11} = 0 \quad (1-12)$$

La plaque ne rayonne pas vers elle même

$$f_{22} = 1 - \frac{S_1}{S_2} \quad (1-13)$$

La somme des facteurs de forme  $\sum_i f_{ij}$  est égale à 1.

En considérant que tous le flux émis par le corps 1 est absorbé par le corps 2 on peut écrire :

$$\Phi_1 = S_1 \cdot \frac{m_1^0 - m_2^0}{\frac{1 - \varepsilon_1}{\varepsilon_1} + \frac{1}{f_{12}} + \frac{1 - \varepsilon_2}{\varepsilon_2} \cdot \frac{S_1}{S_2}} \quad (1-14)$$

Soit le facteur de forme gris

$$F_{12} = \frac{1}{\frac{1}{\varepsilon_1} + \frac{1 - \varepsilon_2}{\varepsilon_2} \cdot \frac{S_1}{S_2}} \quad (1-15)$$

Alors

$$\Phi_1 = S_1 F_{12} \sigma (T_1^4 - T_2^4) \quad (1-16)$$

et si  $S_1$  est très petite devant  $S_2$  alors  $F_{12} = \varepsilon_1$

L'émissivité  $\varepsilon$  est un paramètre important dans le calcul du flux de rayonnement. C'est le rapport du rayonnement émis par une surface réelle sur le rayonnement d'une surface noire à la même température. L'émissivité dépend de la température, de la longueur d'onde, comme on peut le voir sur les mesures réalisées par Monchau (MONCHAU, 2013) dans le cadre de sa thèse sur le diagnostic des structures par thermographie infrarouge (Figure 5) et de la direction du rayonnement.

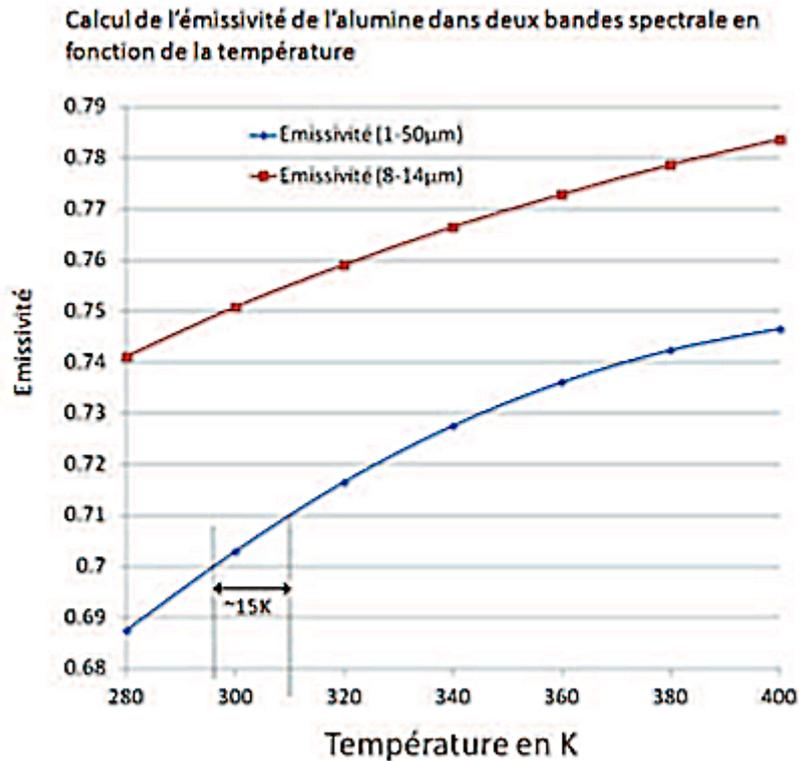


Figure 5 : Variation de l'émissivité de l'alumine en fonction de la température suivant la longueur d'onde (MONCHAU, 2013)

L'émissivité d'un matériau varie également suivant l'état de surface du matériau comme on peut le voir sur la Figure 6 présentée dans un article de Cabannes (CABANNES, 1967) d'après les résultats des travaux de thèse de Paulmier (PAULMIER, 1963).

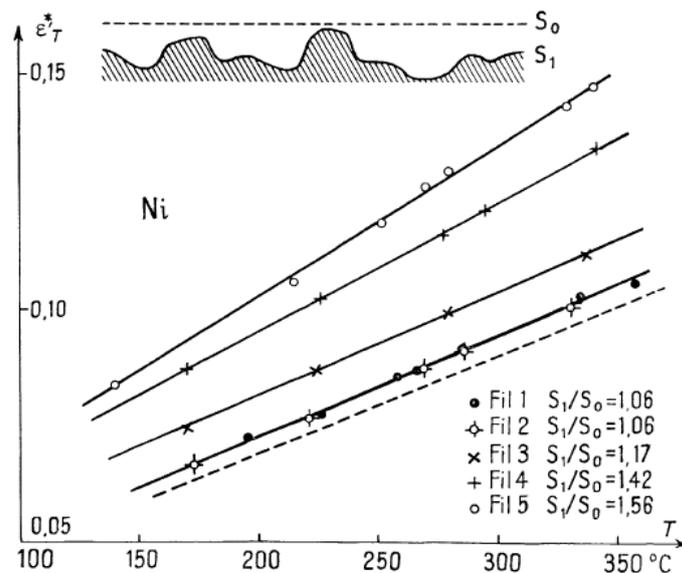


FIG. 3. — Influence de la rugosité sur le facteur total d'émission  $\epsilon_T$  du nickel (d'après [43]).

$S_0$  : surface apparente. —  $S_1$  : surface réelle du métal. — Courbe discontinue : valeurs extrapolées pour  $S_1/S_0 = 1,00$ .

Figure 6 : Variation de l'émissivité en fonction de l'état de surface (CABANNES, 1967)

Le rayonnement reçu par une surface peut aussi dépendre de l'émissivité des gaz autour du corps 1, il faudra prendre en compte l'émissivité  $\varepsilon_g$  des gaz qui dépend aussi de la température.

Dans ce cas, on peut écrire (JANNOT, et al., 2016):

$$\Phi_1 = S_1 \varepsilon_1 \sigma (\varepsilon_g T_g^4 - T_1^4) \quad (1-17)$$

Si on tient compte de l'absorptivité des gaz  $A_g$  et des parois  $A_p$  on aura la formule suivante (BIANCHI, 2004) :

$$\Phi_1 = S_1 \left( \frac{A_p + 1}{2} \right) \sigma (\varepsilon_g T_g^4 - A_g T_1^4) \quad (1-18)$$

### 1.3.2. La convection

La convection est le transfert de chaleur par mouvement du fluide en contact avec la paroi. Le coefficient de transfert par convection dépend du type d'écoulement, convection naturelle ou forcée et des régimes d'écoulement de la convection forcée, laminaires ou turbulents. Le coefficient est calculé à partir de corrélations empiriques qui dépendent des différents régimes, du type de paroi (rugosité), des propriétés du fluide (masse volumique, conductivité, viscosité, chaleur massique, dilatation thermique) et de la forme de la paroi (parois planes, cylindriques...).

La convection naturelle vient de la poussée d'Archimède provoquée par la dilatation du fluide chauffé. Lors d'un incendie les gaz chauds vont s'élever vers le haut. Cela va provoquer un appel d'air frais qui va venir alimenter le feu en oxygène. L'EN1991-1-2 (NF EN 1991-1-2, 2004) propose une valeur pour le coefficient de convection égale à 25 W/(m<sup>2</sup>.K) pour les parois directement exposées sous un feu normalisé. Le coefficient de convection naturelle de l'air à température ambiante est d'environ 10 W/(m<sup>2</sup>.K). Mais dans le cas d'un feu les températures sont plus élevées, la convection naturelle est plus importante. En réalité, le calcul du coefficient de convection est très complexe. Il va dépendre de la géométrie de la surface : plane, cylindrique... et du sens de transfert de chaleur : vertical ou horizontal. Le phénomène de convection est généralement favorisé par un écart de température entre une source chaude et une source froide.

Si on prend en compte les équations de convection, la convection est certainement plus importante pour les éléments verticaux de la structure que pour les éléments horizontaux. L'échauffement des éléments horizontaux situés au-dessus du foyer de l'incendie tient surtout à l'accumulation des gaz chauds qui montent (Figure 7).

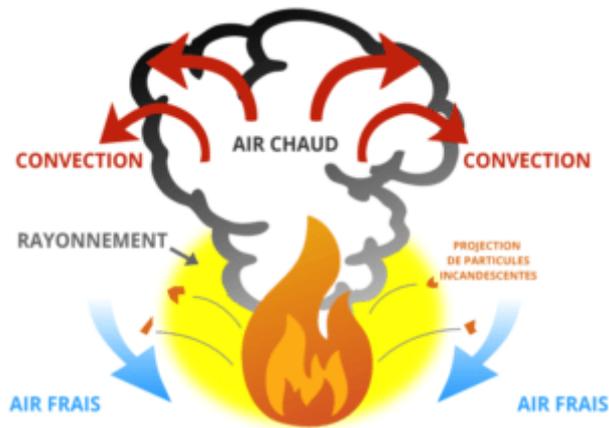


Figure 7 Illustration de la circulation des gaz dans un foyer d'incendie (GOUGOU, 2020)

Les dimensions de l'enceinte peuvent aussi avoir une incidence sur la valeur du coefficient de convection. Concernant la propagation de la chaleur dans une enceinte fermée comme les fours, Padet indique dans son ouvrage que le mouvement des fluides va surtout se faire sur les parois de l'enceinte et que le milieu reste relativement immobile. « [] les mouvements de fluide dans la cavité sont assez souvent des écoulements de couche limite, avec une zone stagnante dans la partie centrale » (PADET, 1997).

L'auteur propose la corrélation suivante pour des cavités rectangulaires verticales, selon leur allongement  $H / L =$  hauteur / largeur.

La longueur de référence est la largeur  $L$

On a le nombre de Nusselt

$$N_u = \frac{hL}{\lambda} \quad (1-19)$$

Avec  $\lambda$  conductivité thermique en  $W/(mK)$

Et  $h$  le coefficient de convection naturelle en  $W/(m^2K)$

Le nombre de Boussinesq

$$B_0 = \frac{g\beta(T_c - T_f)L^3}{\alpha^2} \quad (1-20)$$

Avec  $g$  l'accélération de pesanteur

$T_c$  la température chaude et  $T_f$  la température froide toutes deux imposées et uniformes

$\alpha$  est le coefficient de diffusivité thermique

et  $\beta$  est le coefficient de dilatation thermique

Pour  $1 < \frac{H}{L} < 2$  et  $\frac{B_0}{0,2 + Pr} \geq 10^3$  alors

$$N_u = 0,18 \left( \frac{B_0}{0,2 + Pr} \right)^{0,29} \quad (1-21)$$

$Pr$  nombre de Prandtl

Le flux de convection surfacique  $\varphi_{conv}$  en  $W/m^2$  se calcule suivant la formule (1-22)

$$\varphi_{conv} = h(T_g - T_p) \quad (1-22)$$

$T_g$  est la température des gaz (ambiance)

$T_p$  est la température de la paroi

### 1.3.3. La conduction

La conduction est le phénomène de propagation de la chaleur dans le solide. Elle dépend de la capacité du matériau à conduire la chaleur. Elle est caractérisée par la conductivité thermique du matériau  $\lambda$  en  $W/(m.K)$ . Plus la valeur de conductivité est élevée, plus le matériau conduit la chaleur. A contrario, un matériau de faible conductivité thermique sera un matériau isolant ( $\lambda < 1$ ). L'acier est un assez bon conducteur. Sa conductivité thermique à  $20^\circ C$  est de l'ordre de  $50 W/(m.K)$ . Par exemple, l'aluminium qui est un très bon conducteur de chaleur a une conductivité thermique d'environ  $200 W/(m.K)$  à  $20^\circ C$ .

Dans le cas d'un matériau anisotrope, la conductivité thermique varie en fonction de la direction.

La propagation de la chaleur en fonction du temps dépend de la masse volumique et de la chaleur massique. On note la chaleur massique d'un solide  $C_p$  et elle s'exprime en  $J/(kg.K)$  ou en  $J/(kg.^{\circ}C)$ . C'est la quantité d'énergie qu'il faut fournir pour élever la température d'un matériau d'un degré.

Ces trois grandeurs thermiques dépendent de la température.

### 1.3.4. L'équation de la chaleur

Les transferts de chaleur dans un solide sont régis par l'équation de la chaleur (FOURIER, 1822). Cette équation découle de la loi de conservation de l'énergie. Si on part de l'énergie interne d'un système fini,  $U$  est une grandeur extensive. On peut donc écrire

$$dU = \delta U_{entrant} - \delta U_{sortant} + \delta U_{créé \text{ ou } absorbée} \quad (1-23)$$

L'énergie est comptée négativement si elle sort du système et positivement si elle entre dans le système.

$$\frac{dU}{dt} = \text{Puissance thermique avec } \frac{\delta U}{dt} = \iint \vec{q} \cdot dS \quad (1-24)$$

Où  $q$  est le gradient de température appelé aussi densité de flux en  $W/m^2$

Or  $dU = \rho(dV) C_p dT$

$\rho$  est la masse volumique , elle dépend de la température et  $V$  le volume.

$C_p$  est la chaleur massique, elle dépend aussi de la température.

Donc

$$\frac{dU}{dt} = \rho C_p dV \frac{\partial T}{\partial t} \quad (1-25)$$

Loi de Fourier

$$\vec{q} = -\lambda \overrightarrow{\text{grad}}(T) \quad (1-26)$$

En combinant les équations on obtient l'équation dite équation de la chaleur

$$\rho_{(T)} C_{p(T)} \frac{\partial T(t,x,y,z)}{\partial t} = \text{div}(\lambda_{(T,x,y,z)} \overrightarrow{\text{grad}}(T)) + s(t,T) \text{ [W/m}^3] \quad (1-27)$$

$s(t,T)$  source de chaleur interne (réaction chimique exothermique ou endothermique, résistance électrique,...)

Si le matériau est isotrope la conductivité dépend seulement de la température. L'équation de la chaleur s'écrit alors

$$\rho_{(T)} C_{p(T)} \frac{\partial T(t,x,y,z)}{\partial t} = \lambda_{(T)} \text{div}(\overrightarrow{\text{grad}}(T)) + s(t,T) \text{ [W/m}^3] \quad (1-28)$$

### 1.3.5. Les conditions aux limites et les simplifications

#### 1.3.5.1. *Problème de résolution de l'équation de la chaleur*

L'équation de la chaleur qui permet d'évaluer les transferts de chaleur dans un corps n'a pas de solution simple. La première difficulté est l'évolution des caractéristiques des matériaux (chaleur massique, conductivité thermique et masse volumique) en fonction des températures. L'autre difficulté est l'instabilité temporelle de la charge thermique : les conditions d'ambiance évoluent avec le temps. Et pour finir, même si on pouvait s'affranchir des deux premières difficultés, il reste que tous les points d'un corps soumis à une charge thermique ne seront pas à la même température et que les isothermes dépendent de l'homogénéité du matériau et de sa configuration géométrique (paroi plane, cylindrique, sphérique...).

Un dernier problème se pose sur les conditions qui vont s'appliquer à la frontière de l'élément étudié (plaque, IPE,...). Il va donc falloir définir des conditions aux limites qui peuvent avoir des conséquences sur la précision des résultats.

#### *1.3.5.2. Les conditions aux limites*

Dans les problèmes de transfert de chaleur, l'objet étudié va se retrouver dans une ambiance (le four) et subir une charge thermique (l'élévation de température). Dans le cadre de la résolution de l'équation de la chaleur, deux conditions aux limites sont généralement utilisées :

La condition de Dirichlet : la température sur la surface de la paroi est connue.

La condition de Neumann part de l'hypothèse que le gradient de température est connu. En thermique, le gradient de température est donné par la loi de Fourier(1-26). Cela revient à fixer le flux de chaleur reçu par la paroi. Dans notre cas, pour une poutre exposée au feu, le flux de chaleur sera l'addition des apports par rayonnement de l'ambiance et l'échange par convection (flux de convection). Le coefficient de convection utilisé généralement par les chercheurs est celui donné par l'Eurocode1 (NF EN 1991-1-2, 2004). Dans leur article, Torero, Law et Maluk soulignent que si le matériau est isolant, l'impact de cette condition est négligeable. Ils notent aussi que les conditions appliquées pour se mettre aux « conditions réelles » sont parfois très éloignées des conditions expérimentales (TORERO, et al., 2017).

Sur les parties non exposées de l'élément étudié, c'est-à-dire les surfaces en contact avec un autre élément comme par exemple une dalle, la paroi est considérée comme parfaitement isolée et donc adiabatique. Dans ce cas, le flux de chaleur et donc le gradient de température est nul. Cette hypothèse simplifie les calculs mais dans la pratique aucune surface n'est totalement isolée. La chaleur va se propager par conduction entre la paroi et le support. C'est pour cette raison que l'Eurocode 1 (NF EN 1991-1-2, 2004) propose d'appliquer sur la face non exposée, un flux de convection dont le coefficient d'échange convectif est de  $4 \text{ W}/(\text{m}^2.\text{K})$ .

Les hypothèses sur les conditions aux limites influenceront de façon importante la précision des résultats des simulations numériques comme nous le verront lors de la simulation de l'échauffement des plaques.

#### *1.3.5.3. Répartition des températures dans l'élément*

L'acier ayant une conductivité élevée, et les éléments de structure étant constitués de parois de faibles épaisseurs, la température peut être considérée comme homogène dans toute la section d'un élément exposé à une source de chaleur. Il suffit, pour valider cette hypothèse de calculer le nombre de Biot. Ce nombre est le rapport de la résistance thermique de conduction sur la résistance thermique de convection et de rayonnement qui correspond à l'inverse du coefficient radio-convectif. Si la conductivité de l'objet est grande et si son épaisseur est petite, comme c'est le cas pour les pièces en acier de l'étude, alors il est probable que la résistance thermique soit suffisamment petite devant le coefficient radio convectif pour

que le nombre de Biot soit très inférieur à 0,1. Dans ces conditions, on peut considérer que la température est uniforme dans la section.

$$Bi = \frac{he}{\lambda} \quad (1-29)$$

Avec h un coefficient radio convectif en W/(m<sup>2</sup>K)

e épaisseur en m

λ conductivité en mK/W

Le nombre de Bi est sans dimension.

L'acier étant un matériau de conductivité thermique élevée, dans les cas d'éléments à faible épaisseur, le nombre de Biot sera inférieur à 1. Torero et al ont validé dans leur étude l'hypothèse de la répartition uniforme des températures pour l'acier. Cette hypothèse ne sera plus valide pour des matériaux de conductivité plus faible comme le béton ou le bois (TORERO, et al., 2017).

L'hypothèse de la répartition homogène de la température dans la section de l'élément ne sera plus bonne pour un élément de structure de conductivité plus faible ou enrobé d'un matériau de conductivité plus faible.

#### 1.3.6. Solution particulière de l'équation de la chaleur : Equation d'échauffement

A partir de l'équation de la chaleur, il est possible d'obtenir une équation d'échauffement. Si on part de l'hypothèse que la température T est la même en tout point de l'objet alors tout le flux entrant par la surface est égal à l'échauffement du volume au cours du temps. On peut écrire l'équation (1-30)

$$q \cdot S = \rho_{(T)} \cdot C_{p(T)} \cdot \frac{dT}{dt} \cdot V \quad (1-30)$$

Et donc

$$\Delta T = \frac{q}{\rho_{(T)} \cdot C_{p(T)}} \cdot \frac{S}{V} \Delta t \quad (1-31)$$

S/V est défini comme étant le facteur de massiveté.

Cette équation permet de calculer la température d'échauffement supposée uniforme d'élément en acier de faible épaisseur. La Figure 8 donne un exemple d'utilisation de la formule (1-31) pour le calcul de l'échauffement d'une plaque d'acier de 10 mm d'épaisseur sous feu iso.

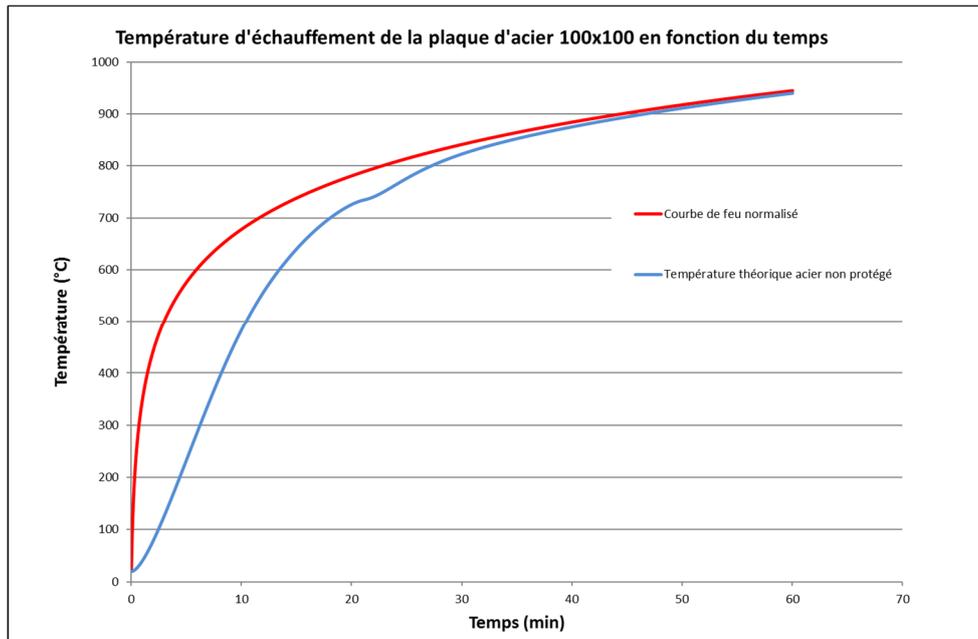


Figure 8 : Courbe d'échauffement d'une plaque en acier de 10 mm d'épaisseur sous feu normalisé résultant de l'équation de la chaleur

### 1.3.7. Les équations de calcul du flux de chaleur relatif à la température des gaz selon l'eurocode

Le flux de chaleur reçu par une surface est égal à la somme des flux de convection et de rayonnement. Le calcul des flux est présenté dans le détail aux paragraphes 1.3.1 et 1.3.2.

L'Eurocode 1 redéfinit les grandeurs et donne les équations théoriques des différents modes de transfert de chaleur avec ses notations propres. (NF EN 1991-1-2, 2004).

Le flux de chaleur surfacique net reçu par la structure en W par m<sup>2</sup> est la somme du flux de chaleur convectif et radiatif.

$$\dot{h}_{net,d} = \dot{h}_{net,c} + \dot{h}_{net,r} \quad (1-32)$$

Flux convectif en W/m<sup>2</sup>

$$\dot{h}_{net,c} = \alpha_c(\theta_g - \theta_m) \quad (1-33)$$

- $\alpha_c$  est le coefficient de transfert thermique par convection
- $\theta_g$  est la température des gaz à proximité de l'élément exposé
- $\theta_m$  est la température de surface de l'élément

Flux radiatif en W/m<sup>2</sup>

$$\dot{h}_{net,c} = \phi \varepsilon_m \varepsilon_f \sigma [(\theta_r + 273)^4 - (\theta_m + 273)^4] \quad (1-34)$$

- $\Phi$  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 ( $= 5,67 \times 10^{-8} \text{ W/m}^2\text{K}^4$ )
- $\theta_r$  est la température de rayonnement effectif de l'environnement du feu ( $^{\circ}\text{C}$ )
- $\theta_m$  est la température de surface de l'élément ( $^{\circ}\text{C}$ )

Ici le texte règlementaire ne fait que reformuler les équations théoriques de calcul du flux thermique comme étant la somme du flux de rayonnement et du flux de convection.

On note cependant une différence dans l'expression du flux radiatif par rapport à l'équation (1-18) du § 1.3.1. Mais comme  $\varepsilon_f = 1$  et  $\Phi = 1$ , on retrouve une équation classique d'échange par rayonnement de deux corps dans l'hypothèse des surfaces enrobées enrobantes (§ 1.3.1).

### 1.3.8. Calcul de la température de l'acier suivant l'Eurocode 3

#### 1.3.8.1. Élément d'acier non protégé

Pour un élément d'acier non protégé l'Eurocode 3 propose l'équation (1-35) qui n'est que la reformulation de l'équation (1-31) démontrée au paragraphe 1.3.6. Les hypothèses d'utilisation de cette équation seront donc les mêmes, à savoir : température de l'objet uniforme et flux de chaleur unidirectionnel.

$$\Delta\theta_{a,t} = k_{sh} \cdot \frac{\dot{h}_{net,d}}{C_a \cdot \rho_a} \cdot \frac{A}{V} \cdot \Delta t \quad (1-35)$$

$\frac{A}{V}$  est appelé le coefficient de massivité de l'élément en  $\text{m}^{-1}$  (l'inverse donnerait une épaisseur fictive de l'élément).

$C_a$  est la chaleur spécifique de l'acier [ $\text{J/kgK}$ ]

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

$\rho_a$  est la masse volumique de l'acier [ $\text{kg/m}^3$ ]

$k_{sh}$  est le facteur de correction pour l'effet d'ombre, sa valeur dépend de la géométrie de l'élément. La valeur maximale de  $k_{sh}$  est 1. Dans ce cas l'effet d'ombre n'est pas pris en compte et l'échauffement peut être surestimé.

L'équation (1-35) permet d'obtenir la courbe d'évolution des températures en fonction du temps pour une pièce en acier nue exposée à un flux de chaleur (FRANSSEN, et al., 1986). La même équation est utilisée quel que soit le nombre de faces exposées. Suivant le nombre de faces exposées, la valeur du facteur de massivité sera différente.

#### 1.3.8.2. Élément d'acier protégé

Pour les pièces d'acier protégées par un isolant d'épaisseur constante  $d_p$ , de chaleur massique  $C_p$  et de conductivité  $\lambda_p$ , la formule de l'Eurocode 3 est la suivante (NF EN 1993-1-2, 2005):

$$\Delta\theta_{a,t} = \frac{\lambda_p \cdot \frac{A_p}{V} \cdot (\theta_{g,t} - \theta_{a,t})}{d_p \cdot C_a \cdot \rho_a \cdot \left(1 + \frac{\Phi}{3}\right)} \cdot \Delta t - \left(\frac{\Phi}{10} - 1\right) \cdot \Delta\theta_{g,t} \quad (1-36)$$

Avec  $\Delta\theta_{a,t} > 0$

$$\Phi = \frac{C_p \cdot \rho_p}{C_a \cdot \rho_a} \cdot d_p \cdot A_p \quad (1-37)$$

$A_p/V$  est le facteur de massiveté pour l'élément en acier isolé 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

$V$  est le volume de l'élément par unité de longueur

$C_a$  est la chaleur spécifique de l'acier [J/kgK]

$C_p$  est la chaleur spécifique du matériau de protection contre le feu [J/kgK]

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

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

$\theta_{a,t}$  est la température de l'acier au temps  $t$

$\theta_{g,t}$  est la température ambiante des gaz au temps  $t$

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

$\lambda_p$  est la conductivité thermique du matériau de protection contre le feu [W/mK]

$\rho_a$  est la masse volumique de l'acier, suivant 3.2.2 [kg/m<sup>3</sup>]

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

$\Delta t$  le pas de temps ne doit pas excéder 5 secondes.

La formule (1-36) découle des travaux de Ulf Wickström. (WICKSTRÖM, 1985) ; travaux qui s'appuient sur des études de 1976 (PETTERSSON, et al., 1976).

Il est à noter que les résultats sont complètement indépendants des conditions d'exposition au feu et notamment du coefficient de convection.

Il est possible d'utiliser la forme simplifiée (1-38) (FRANSSEN, et al., 2005)

$$\Delta\theta_{a,t} = \frac{\lambda_p \cdot \frac{A_p}{V} \cdot (\theta_{g,t} - \theta_{a,t})}{d_p \cdot C_a \cdot \rho_a} \cdot \Delta t \quad (1-38)$$

On parvient à cette équation en posant

$$\dot{h}_{net,d}(t) = \frac{\lambda_p}{d_p} (\theta_{g,t} - \theta_{a,t}) \quad (1-39)$$

$\dot{h}_{net,d}$  Flux de chaleur net de convection et de rayonnement

L'équation (1-38) permet de faire un calcul plus simple mais néglige la chaleur spécifique de l'isolant. Cependant, les résultats obtenus sont sensiblement différents et dépendent du type d'isolant comme on peut le voir dans l'étude de Pignatta et Silva (SILVA, 2005). Cette étude compare la formule retenue pour la norme brésilienne, la formule de l'Eurocode, la formule simplifiée de Jean-Marc Franssen (FRANSSEN, et al., 2009) et la formule de Petterson (PETTERSSON, et al., 1976) appliquée à l'acier protégé par de la vermiculite, de l'isolant céramique et du béton.

Les équations données par l'Eurocode permettent d'estimer la température de l'élément en acier assez fidèlement à condition que la température soit uniforme dans l'acier et que les épaisseurs des éléments soient faibles. Ce sera le cas pour des pièces minces et de formes simples comme les plaques. Pour des éléments plus grands avec des parois plus épaisses, il sera alors nécessaire d'avoir recours à des simulations numériques.

## 1.4. Les charges thermiques en situation d'incendie

### 1.4.1. Les différentes courbes d'échauffement

Pour mener des études sur l'échauffement des structures soumises au feu, il est nécessaire de connaître la température des gaz de l'ambiance environnante. Cette température est liée à la charge thermique générée par l'incendie. Comment sera le feu auquel peut être soumise la structure ? A la base, le feu pourra se développer avec la concomitance de trois paramètres : le combustible, le comburant et la chaleur. Les premières règles ont été établies suivant les observations faites sur des incendies réels (SUZANNE, 2009). C'est sur l'un d'eux que s'appuie Thomas (THOMAS, 1983) pour décrire le processus de développement d'un incendie dans un espace clos. Il propose dans ce même article la physionomie d'un feu naturel (Figure 10). Le feu présente une phase de croissance (pré flashover) : le feu est peu important et les températures restent faibles. Mais durant cette phase les gaz chauds et les gaz inflammables se forment par pyrolyse et participent au flash-over. Le flash-over est l'embrasement généralisé des gaz et des matériaux de tout le compartiment. Ensuite le feu entre dans sa phase de développement dite post flash-over. Enfin, faute de combustible ou d'oxygène, le feu va décroître progressivement durant la phase d'extinction (courbe bleu de la Figure 10). La courbe de température des gaz relevée lors des essais au feu en grandeur réelle sur un bâtiment avec l'apport d'un combustible pour la thèse de Gisèle BIHINA (Figure 9) a un profil similaire à la courbe de feu naturel. Quintière (QUINTIERE, 1989) analyse le phénomène physique dans toute sa complexité afin d'avoir un aperçu du comportement du feu. Il repart de la formule de Alpert (ALPERT, 1971) pour prédire les valeurs maximales des températures des gaz dans un incendie. Cependant, la complexité des phénomènes physiques mis en jeu entraîne un grand choix d'hypothèses. En effet, le feu dépendra du combustible, de la façon dont il brûle (pouvoir calorifique) et de la quantité disponible. Le deuxième paramètre vient de la quantité de comburant (oxygène). Son apport est lié aux phénomènes de transfert de masse traité en mécanique des fluides. L'arrivée d'air neuf sera elle-même liée au phénomène de convection engendré par la chaleur de l'incendie, sa propagation et son

absorption par l'environnement (mise en jeu des phénomènes thermiques de convection, rayonnement et conduction) (Mc CAFFREY, et al., 1981), (HURLEY, et al., 2015).

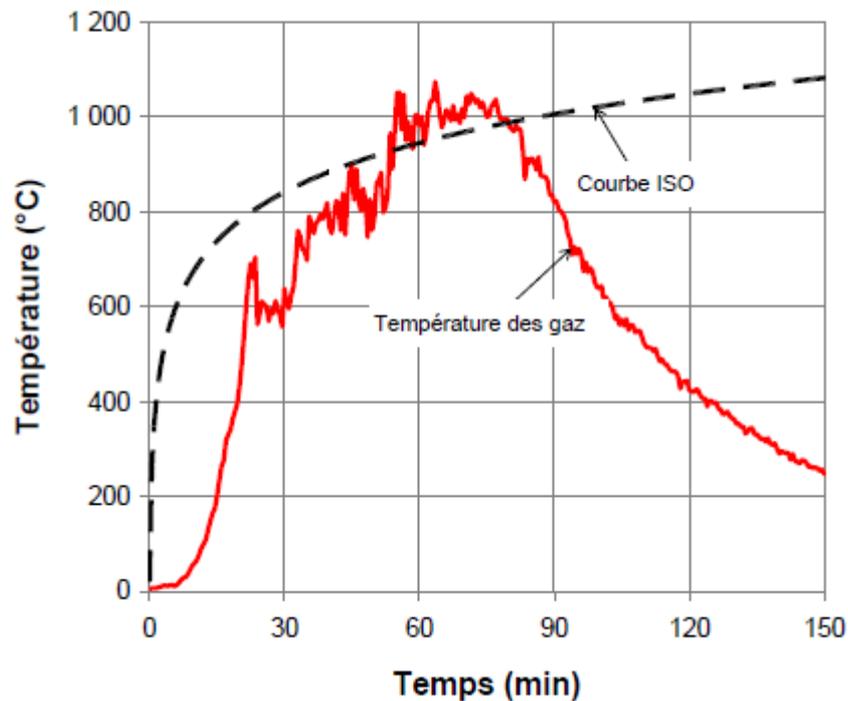


Figure 9 : Evolution de la température des gaz lors d'un essai dans un bâtiment avec un feu de 45 palettes de bois ( BIHINA, 2011)

Pour simplifier les essais en laboratoire ainsi que les procédures de dimensionnement des structures, un standard pour les essais au feu est mis en place (Figure 10). Il existe différentes courbes standardisées qui s'appliquent suivant les cas : feu hydrocarbures (courbe rouge), feu extérieur (courbe verte) et feu normalisé (courbe noire). Les essais sont généralement menés suivant la courbe de feu normalisé dite courbe d'incendie conventionnelle. Elle est définie par la norme NF EN 1363-1 (NF EN 1363-1, 2020). Sa courbe d'évolution est donnée par la formule (1-40)

$$\theta = 20 + 345 \log_{10}(8t + 1) \quad (1-40)$$

$\theta$  Température des gaz dans le four en °C  
 $t$  Temps en minutes

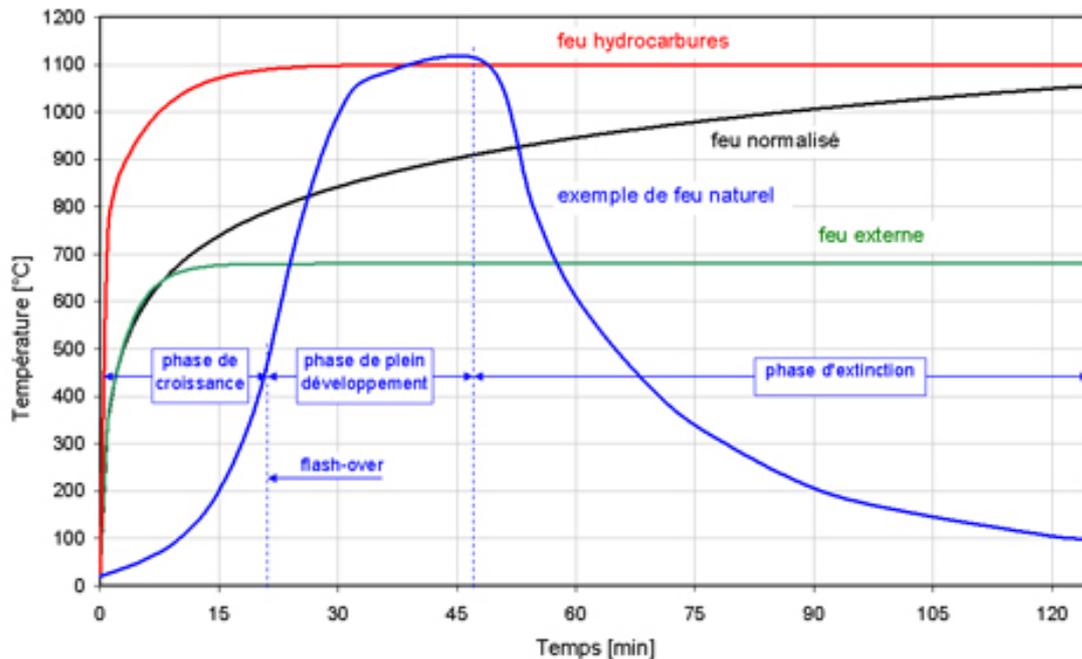


Figure 10: Evolution de la température à travers le temps selon la courbe de feu normalisé, la courbe de feu externe, la courbe de feu hydrocarbures et évolution typique d'une courbe de feu naturel (infosteel)

La courbe de feu normalisée dite aussi courbe ISO 834 est communément admise et représente une base de comparaison de tous les essais de résistance au feu. Le modèle est toutefois discutable et fait encore l'objet de différentes études (FRANSSSEN, 1997). L'article de Torero Law et Maluk remet fortement en cause les méthodes basées sur des exigences normalisées au motif que les charges thermiques utilisés ne représentent pas toute la complexité des phénomènes physiques lors d'un incendie (TORERO, et al., 2017).

La norme 13381-1 reconnaît les limites de l'utilisation d'un feu normalisé et propose un feu semi naturel (Annex A de la norme). Il s'agit de mettre dans le four des bûches de bois dont l'inflammation servira de charge thermique (NF EN 13381-1, 2020). La norme NF EN 1363-2 (NF EN 1363-2, 2020) quant à elle, envisage une modération de l'élévation de température sur les 21 premières minutes. La courbe de feu normalisé est remplacée par une courbe d'équation (1-41):

$$\theta = 154t^{0,25} + 20 \quad (1-41)$$

Après 21 minutes, l'équation rejoint celle de la courbe de feu normalisé. Cette courbe dite d'échauffement lent peut être utilisée dans certains cas d'incendie à développement lent.

#### 1.4.2. Pourquoi la courbe de feu normalisé ?

La courbe de feu normalisé est largement utilisée pour les études, même si la courbe d'échauffement lent apparaît dans les études récentes. Le respect de la courbe de feu

normalisé a l'avantage de servir de référence d'un essai à l'autre, ce qui permet de les comparer sur une même base. C'est la raison pour laquelle il est intéressant de la suivre le mieux possible. En pratique, la mise en œuvre de cette courbe est parfois délicate. Et elle n'est pas utilisable lors des essais au four électrique : l'inertie, les puissances et les systèmes de régulation d'un four électrique ne permettent pas de suivre une telle courbe.

Le respect strict de la courbe de feu normalisée peut se faire par une régulation du fonctionnement des brûleurs gaz ou fuel d'un four. L'inconvénient est que cette solution donne une courbe des mesures des températures dans le four comme celle de la Figure 11.

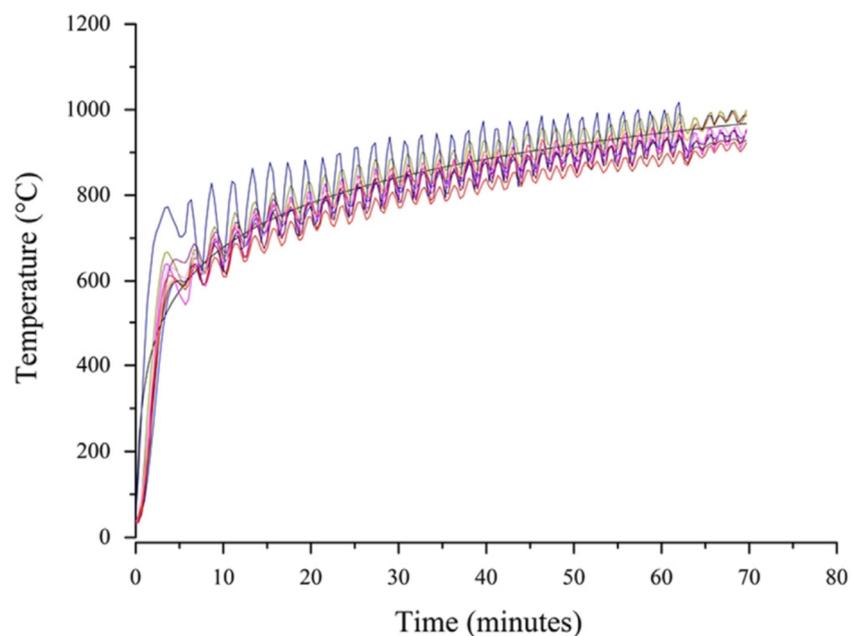


Figure 11 : Courbe de mesure des températures dans le four (TAO, et al., 2012)

Cette solution va fortement impacter les variations de température des matériaux à faible inertie comme l'acier. La question qui se pose ici est : faut-il absolument s'astreindre à la courbe normalisée au détriment d'une courbe d'évolution plus régulière quoique plus éloignée de la courbe de feu normalisée. D'autant qu'avec une simulation des résultats aux conditions expérimentales, il sera peut-être possible de faire une projection des valeurs sous feu normalisé.

## 1.5. L'acier

### 1.5.1. Les caractéristiques thermiques et mécaniques de l'acier

#### 1.5.1.1. Types d'acier

Les aciers utilisés dans la construction sont des aciers non alliés de nuance de type S, en général S235 ou S355 (MURRY, 2003). Les propriétés thermiques et mécaniques de l'acier sont plutôt bien connues. De plus, l'acier présente l'avantage d'être un matériau homogène. C'est un matériau assez facile à étudier et avec des caractéristiques bien connues. Les données

répertoriées par l'Eurocode 3 (NF EN 1993-1-2, 2005) sont une base de départ pour les paramètres des simulations numériques.

#### 1.5.1.2. Masse volumique

La masse volumique de l'acier est considérée comme constante et égale à 7850 kg/m<sup>3</sup> conformément à la valeur de l'Eurocode. Les variations de dimensions sous l'effet de la chaleur sont négligées, cela revient à ne pas prendre en compte les effets de la dilatation thermique.

#### 1.5.1.3. Dilatation thermique

L'acier peut se dilater sous l'effet de la température. L'allongement relatif de l'acier  $\Delta l/l$  évolue suivant les trois courbes ci-dessous (Figure 12) :

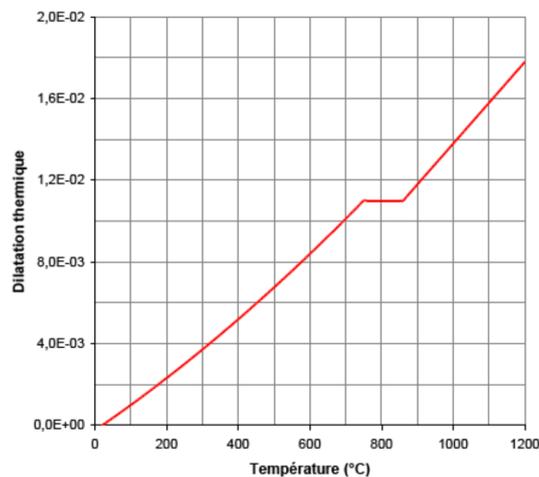


Figure 12 : Dilatation thermique de l'acier (NF EN 1993-1-2, 2005)

$$\frac{\Delta l}{l} = 0,4 \cdot 10^{-8} \theta_a^2 + 1,2 \cdot 10^{-5} \theta_a - 2,416 \cdot 10^{-4} \quad \text{si } \theta_a \leq 750^\circ\text{C} \quad (1-42)$$

$$\frac{\Delta l}{l} = 1,1 \cdot 10^{-2} \quad \text{si } 750^\circ\text{C} < \theta_a \leq 860^\circ\text{C} \quad (1-43)$$

$$\frac{\Delta l}{l} = 2 \cdot 10^{-5} \theta_a - 6,2 \cdot 10^{-3} \quad \text{si } \theta_a > 860^\circ\text{C} \quad (1-44)$$

Ce paramètre a plus d'importance pour les calculs de mécanique que lors des calculs d'échauffement de l'acier.

#### 1.5.1.4. La conductivité thermique

Pour une température inférieure ou égale à 800°C, la conductivité thermique de l'acier évolue suivant une droite décroissante suivant l'équation (1-45) :

$$\lambda_a = 54 - 0,033 \theta_a \quad (1-45)$$

Ensuite, la valeur de la conductivité se stabilise à 27,3 W/(m.K) au-delà de 800°C (Figure 13).

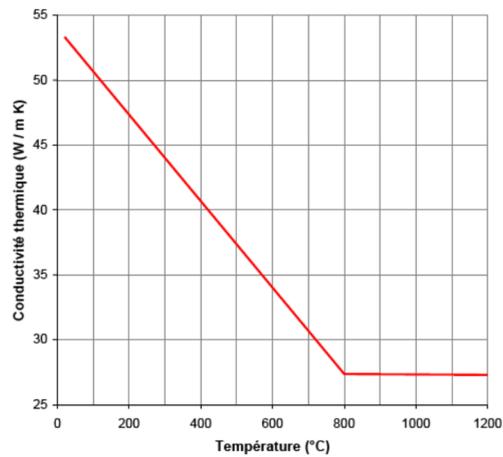


Figure 13 : Evolution de la conductivité thermique de l'acier en fonction de la température (NF EN 1993-1-2, 2005)

#### 1.5.1.5. Chaleur massique

La chaleur spécifique varie peu globalement avec la température et on peut utiliser la valeur de 600 J/kg.K pour les calculs simplifiés (NF EN 1993-1-2, 2005). Autour de 735°C l'acier passe d'une structure ferrito-perlitique à une structure austénitique. Cette modification de structure absorbe de l'énergie et ralentit légèrement l'échauffement de l'acier. On observe, lors des essais une légère inflexion de la courbe de température en fonction du temps. En pratique, un changement d'état de la matière se traduit par une quantité de chaleur dite chaleur latente. Pour un fluide par exemple, ce sera la quantité d'énergie à apporter pour passer la totalité du volume de l'état liquide à l'état solide. Ici l'acier ne subit pas un changement d'état, mais un changement de structure, mais le phénomène reste similaire. Pour faciliter le paramétrage des calculs, on joue sur la valeur de la chaleur massique en faisant augmenter brusquement la valeur jusqu'à 5000 kJ/(kg.K) (Figure 14).

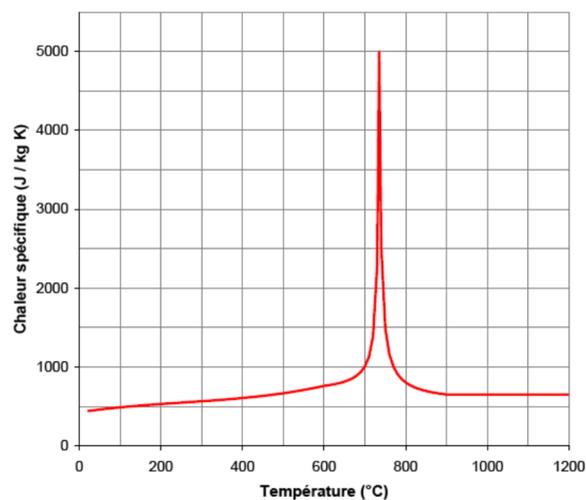


Figure 14 : Chaleur massique de l'acier (NF EN 1993-1-2, 2005)

### 1.5.1.6. Coefficient d'émissivité de l'acier

Le coefficient d'émissivité des matériaux va entrer en jeu dans le calcul du flux de rayonnement reçu par le matériau. Comme cela est précisé dans le paragraphe 1.3.1 sur le rayonnement cette valeur va dépendre de la température, de la longueur d'onde et aussi de l'état de la surface et de la direction. La valeur de l'émissivité du fer oxydé est estimée à 0,74 à 100°C dans le livre de Bramson traduit du russe par Richard Rodman (BRAMSON, 1968). Mais on trouve dans le même ouvrage (pages 535 et 536) des valeurs de l'acier de construction oxydé autour de 0,82 à 20°C.

L'émissivité du métal évolue suivant l'équation empirique (1-46) (BRAMSON, 1968).

$$\varepsilon(T) = 1 - e^{-\delta_i T} \quad (1-46)$$

T est la température en Kelvin

$\delta_i$  est un coefficient relatif au métal étudié

Pour l'équation (1-46), lorsque la température augmente l'émissivité tend vers 1. Au-delà de 500°C l'acier commence à rougir (Figure 15). A ce stade, on peut supposer que l'acier se comporte comme un corps noir, avec une émissivité proche de 1 en accord avec la formule empirique. Mais l'étude de Martin (MARTIN, et al., 1980) sur l'émissivité de l'acier oxydé montre qu'il se comporte comme un mauvais conducteur et que l'émissivité diminue avec l'augmentation de la température contrairement à l'acier non oxydé.

L'Eurocode 3 (NF EN 1993-1-2, 2005) propose une valeur de l'émissivité de l'acier fixe de 0,7. C'est la valeur qui sera utilisée dans un premier temps pour les calculs.

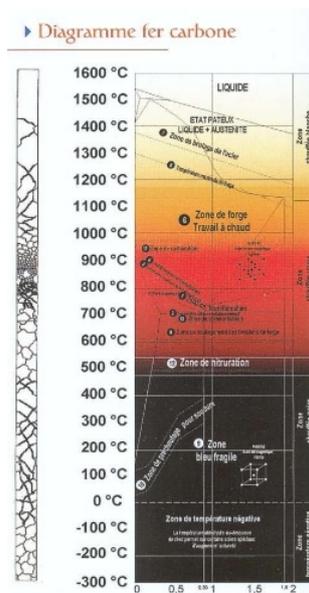


Figure 15 : Diagramme des couleurs de l'acier en fonction de la température

### 1.5.1.7. Propriétés mécaniques de l'acier à hautes températures

Les propriétés mécaniques de l'acier sont considérées les mêmes en traction et en compression mais elles se modifient en fonction de la température (Figure 16).

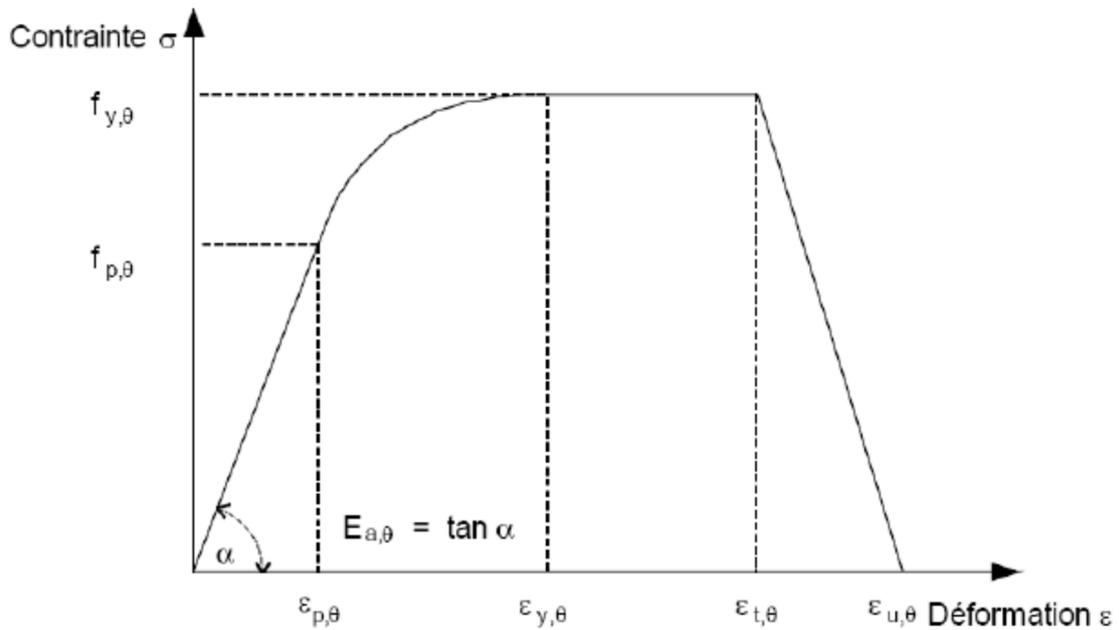


Figure 16 : Courbe contrainte – déformation de l'acier à température élevée (NF EN 1993-1-2, 2005)

- $f_{y,\theta}$  est la limite d'élasticité efficace
- $f_{p,\theta}$  est la limite de proportionnalité
- $E_{a,\theta}$  est le module d'Young
- $\varepsilon_{p,\theta}$  est la déformation à la limite de proportionnalité
- $\varepsilon_{y,\theta}$  est la déformation plastique, égale à 2 %
- $\varepsilon_{t,\theta}$  est la déformation limite en plasticité, égale à 15 %
- $\varepsilon_{u,\theta}$  est la déformation ultime, égale à 20 %

Les valeurs des différentes grandeurs sont déduites des propriétés mécaniques de l'acier à 20°C affectées d'un coefficient donné par les courbes de la Figure 17.

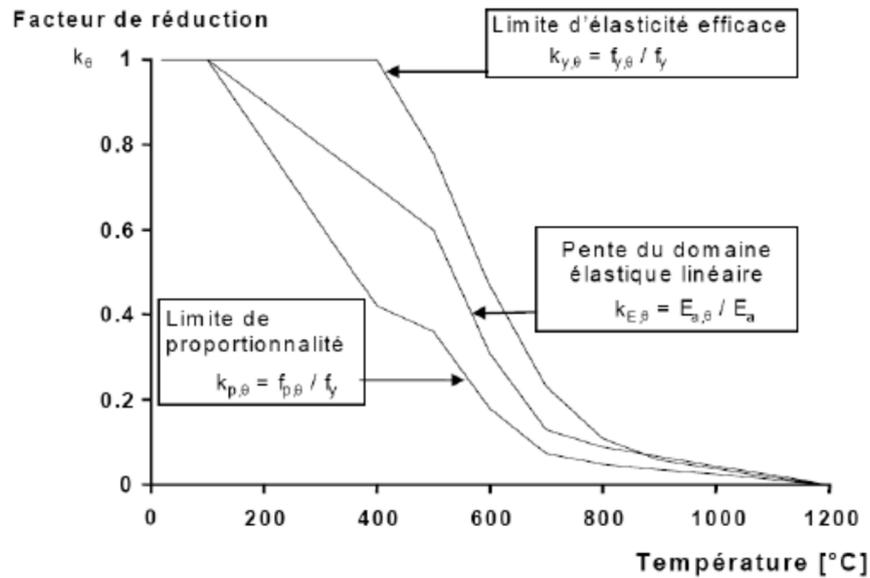


Figure 17 : Coefficients de réduction de l'acier (NF EN 1993-1-2, 2005)

### 1.5.2. Comportement des poutres et poteau acier sous contraintes thermiques

La partie 1-2 de l'Eurocode 3 (NF EN 1993-1-2, 2005) définit les règles de calcul de la résistance des structures métalliques soumises à une élévation de température. Les températures critiques forfaitaires sont admises suivant les éléments. La température critique des poutres isostatiques peut être prise à 540 $^{\circ}\text{C}$ , celle des poutres hyperstatiques à 570 $^{\circ}\text{C}$  et les éléments (type poteau) en compression ou soumis à la flexion et à la compression axiale la température critique sera de 500 $^{\circ}\text{C}$ . Ces valeurs sont en général inférieures aux valeurs obtenues par le calcul (RENAUD, 2020). La valeur de la température critique peut être calculer avec la formule (1-47), donnée par l'Eurocode 3.

$$\theta_{a,cr} = 39,9 \cdot \ln \left( \frac{1}{0,9674 \cdot \mu_0^{3,833}} - 1 \right) + 482 \quad (1-47)$$

$\mu_0$  correspond au taux d'utilisation initial (valeur entre 0,013 et 1)

La température critique de 500 $^{\circ}\text{C}$  correspond à un taux d'utilisation de 0,78. C'est souvent la valeur de repère pour une première estimation de la résistance au feu de la structure.

### 1.6. Les protections passives de l'acier

La structure doit présenter une résistance au feu sur un temps suffisamment long pour permettre l'évacuation des personnes et l'intervention des secours. Ce temps est défini en fonction du type de locaux suivant la norme NF EN 1363-1 (NF EN 1363-1, 2020). L'un des critères est le temps pour lequel la résistance mécanique de l'élément sera assurée (stabilité au feu R). On le note R15, R60, R90, le chiffre indique le temps en minutes. Suivant la classe

de résistance visée, ce chiffre déterminera le temps des essais. Dans notre cas, les essais sont calibrés sur 60 et 90 minutes au maximum sous feu normalisé.

La résistance au feu des poutres en acier au-delà de 15 minutes est assurée par un matériau isolant. Les matériaux généralement utilisés sont des produits de flocages (Figure 18) ou des plaques silico calcaire (Figure 19). La peinture intumescente est également utilisée sur les structures métalliques car elle présente l'avantage de maintenir l'aspect esthétique des poutres métalliques. Le plâtre est un matériau connu pour sa résistance au feu mais il est plus usité pour l'isolement des armoires électriques et des structures bois que pour la protection des structures métalliques.

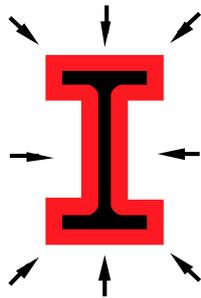


Figure 18 : Poutre avec une protection de type flocage ou peinture intumescente

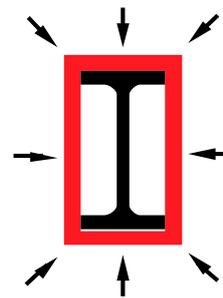


Figure 19 : Poutre avec une protection de type plaques rigides

Les poutres en acier enrobées de béton dites mixtes présentent aussi une bonne résistance au feu car le béton est ininflammable et a une conductivité autour de  $1,75 \text{ W/(mK)}$ . Il sera donc moins conducteur de chaleur que l'acier. Il offre une certaine protection contre l'échauffement de l'acier et garde une certaine résistance mécanique en cas d'incendie. Par exemple, la courbe de la Figure 22 des essais de Li (LI, et al., 2021) pour le poteau C5 HOOP-0.45 montre que la température de l'acier (courbes TC4 et TC5) reste inférieure à  $600^\circ\text{C}$  durant tout l'essai. Cet essai a été réalisé avec une charge mécanique de 5598 kN. Le poteau a cédé à 173 minutes.

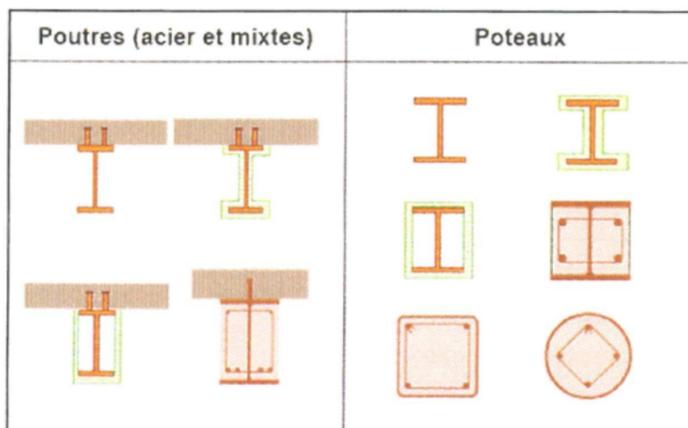
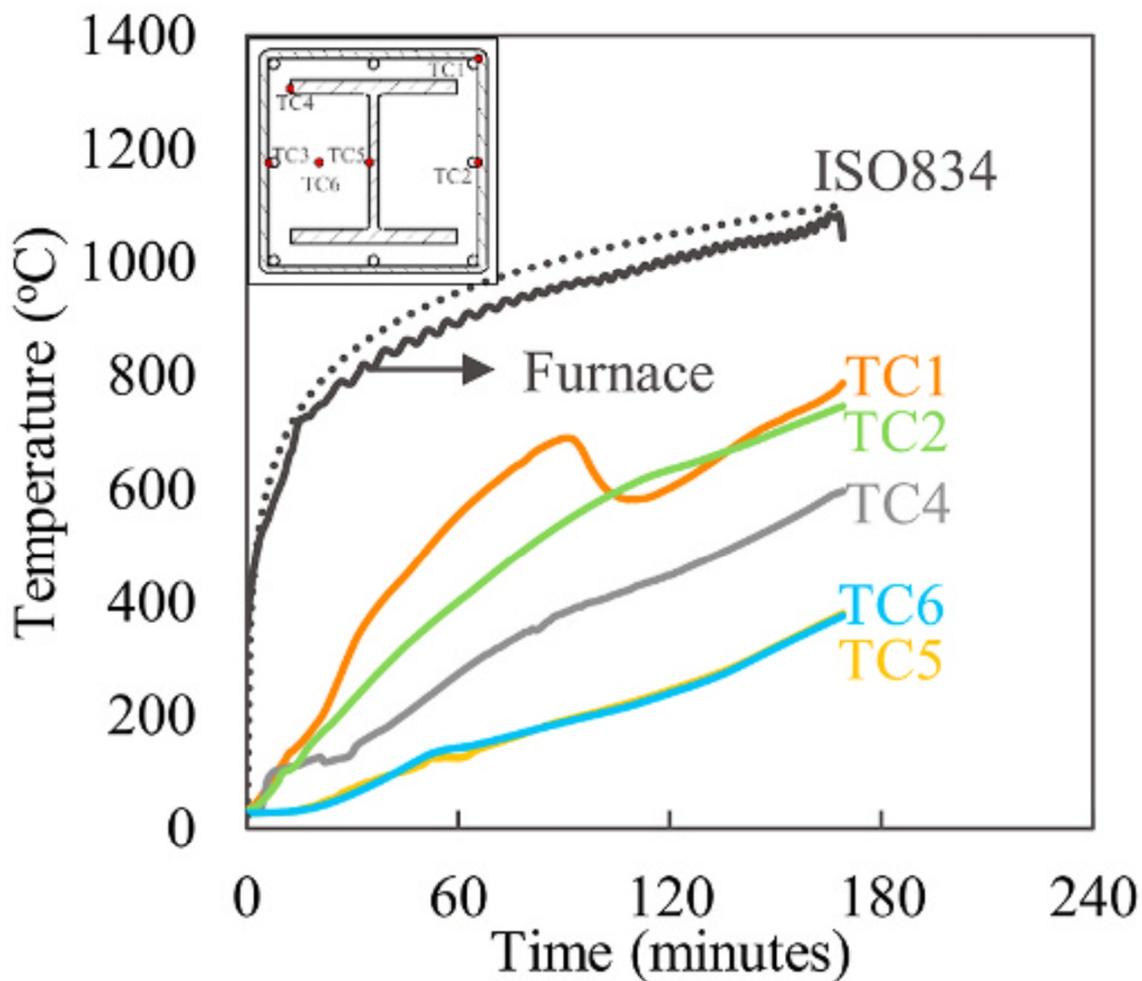


Figure 20 : Différents types d'éléments mixtes acier-béton



Figure 21 : Poutre mixte acier-béton ARCELOR MITTAL



(e) C5-HOOP-0.45

Figure 22 : Courbes d'échauffement d'un poteau acier et béton (LI, et al., 2021)

Les différentes protections passives des structures métalliques sont présentées dans l'article de revue bibliographique de Katarzina Mróz (MRÓZ, et al., 2016). L'article décrit les différents matériaux utilisés en protection passive pour protéger les structures ou contenir le feu (parois coupe-feu...). Il y a les matériaux simplement isolants comme les flocages ou la laine de verre, les matériaux isolants avec une réaction endothermique comme le plâtre, le béton et les matériaux expansifs comme la peinture intumescente.

De façon moins classique, le bois est également envisagé comme protection passive de l'acier (Kunimi, 2016), (IZUMI, et al., 2016), (LE, et al., 2019). L'idée ici est de l'utiliser comme complément structurel en association avec la poutre acier de façon similaire aux poutres mixtes acier béton.

## 1.7. Les peintures intumescentes

### 1.7.1. Présentation des peintures intumescentes

Les peintures intumescentes sont des peintures qui présentent la particularité de s'expanser sous l'effet de la chaleur. Elles forment ce que l'on appelle une meringue qui va retarder l'échauffement de la structure. La composition chimique varie d'un fabricant à l'autre. Elles sont soit à base de solvants soit à base aqueuse. La réaction d'expansion est assurée par un agent spumescent comme la mélamine. La composition est complétée par un agent de carbonisation type hydrates de carbone, et une source d'acide le plus souvent de type phosphates (DELOBEL, et al., 1993).

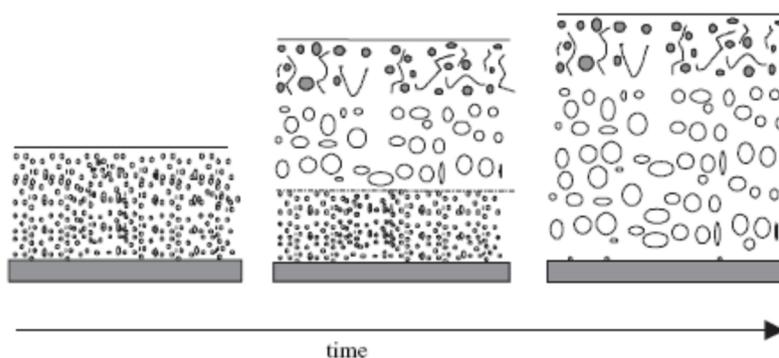
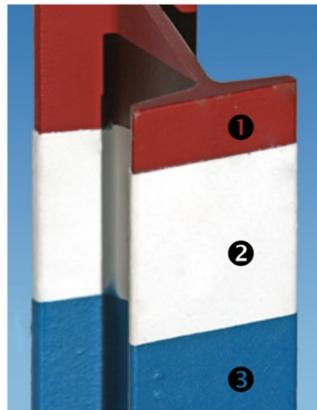


Figure 23 : Modèle schématique de mécanisme d'expansion de la peinture (DUQUESNE, et al., 2005)

Conseillées plutôt en intérieur, ces peintures présentent de nombreux avantages. Elles s'appliquent au pistolet à peinture, au rouleau ou à la brosse. Elles s'adaptent à toutes les formes sans modifier ni amener de surpoids à la structure. L'application de la peinture nécessite du soin à la mise en œuvre et des précautions au regard de la toxicité du produit. Ce type de peinture est très utilisé sur les bâtiments de grande hauteur et les tunnels.

La peinture intumescente est assez répandue pour la protection au feu des structures métalliques. Elle est souvent appliquée sur les parties visibles des structures dans les zones où on recherche une qualité architecturale. Les parties du bâtiment comme les sous-sols seront plutôt traités par des produits de flocage moins esthétiques mais plus simples à mettre en œuvre et surtout moins chers. La peinture intumescente est bien adaptée sur les structures en poutres alvéolaires qui présentent une particularité architecturale ou technique (passage de gaines...). Elle a un aspect blanc, il est possible d'ajouter une couche de peinture de finition (Figure 24). Cette couche de finition apporte d'ailleurs une protection supplémentaire à la peinture intumescente et garantit son efficacité dans le temps en limitant le vieillissement du produit (WANG, et al., 2020).

La tenue dans le temps est d'ailleurs un point soulevé dans la thèse de Thabet qui a soumis le produit à un cycle de vieillissement accéléré. La peinture des plaques vieilles se développe moins (THABET, 2015).



#### STRUCTURE DU SYSTÈME DE PEINTURES INTUMESCENTES

Les systèmes de peintures intumescentes se composent généralement de trois couches:

- Couche de fond (appliquée de préférence en usine)
- Couche de peinture intumescence (appliquée de préférence sur place)
- Revêtement de finition pour la protection et l'esthétique (appliquée de préférence sur place)

Figure 24 : Documentation commerciale SIKA protection incendie construction métallique

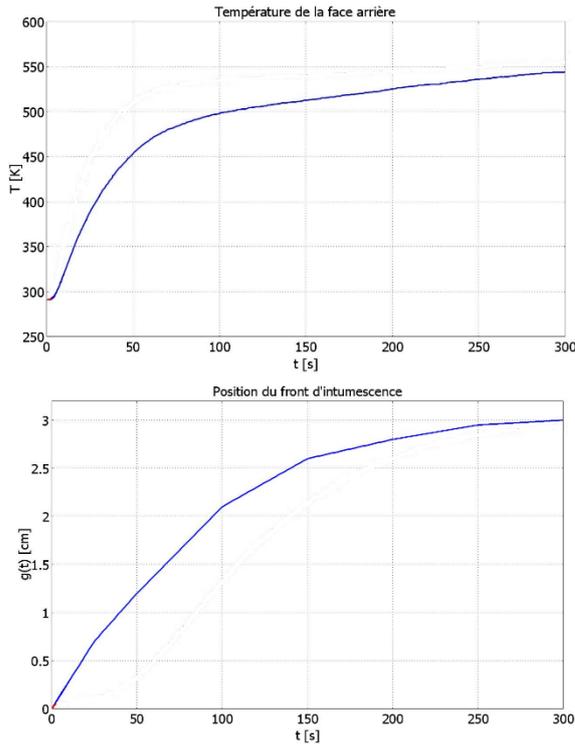
Les épaisseurs à appliquer sur les structures sont données par le fabricant. Par exemple, pour les produits PROMAT, les épaisseurs préconisées sont dans une fourchette de 1 à 7 mm d'épaisseur. La peinture intumescence de PROMAT est utilisable pour l'acier et le béton. Et il existe aussi des peintures ou des vernis intumescents pour le bois (Figure 25).



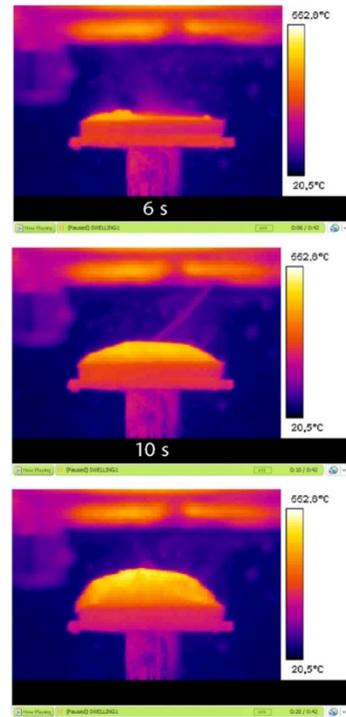
Figure 25 : Echantillon de bois non protégé et protégé par peinture intumescence soumis à une source de chaleur (LUCHERINI, et al., 2019)

#### 1.7.2. Processus de protection de la peinture

La peinture intumescence va entamer son processus de réaction lorsque le support métallique atteindra une température constatée voisine de 250°C. Elle gonfle sous l'effet de la chaleur et forme une meringue isolante de 30 à 50 fois l'épaisseur initiale de la peinture suivant le produit (Figure 26).



Développement de la meringue en cm  
(GILLET, 2009)



Formation de la meringue (STAGGS, 2010)

Figure 26 : Evolution de la peinture au cours de la montée en température

Le développement de la meringue est un processus chimique complexe. La peinture commence par absorber le flux de chaleur. Il va y avoir une réaction endothermique de pyrolyse qui va produire la vaporisation de l'eau et des bulles de gaz qui en montant vers la surface vont provoquer le développement de la meringue. (DUQUESNE, et al., 2005) (ZHANG, et al., 2012) (GILLET, 2009) (ZHANG, et al., 2012). Les courbes de températures de l'acier peint des essais sous feu normalisé comme ceux de Kolsek ou de Li (KOLŠEK, et al., 2015), (LI, et al., 2016), sont les mêmes que la courbe de l'acier non protégé. Lorsque la température de l'acier est autour de 250°C la pente de la courbe des températures diminue, preuve de l'activation de l'effet protecteur de la peinture. En général, les essais réalisés sous feu normalisé montrent un écart de 300°C au moins entre la température de l'acier et la température des gaz dans le four au moment où la meringue se développe. La température des gaz dans le four est donc autour de 750°C. L'écart entre ces températures varie en fonction de la puissance de chauffe du four, et donc du flux reçu par la peinture. L'épaisseur de développement de la meringue sera également conditionnée au flux reçu par la peinture (LUCHERINI, et al., 2020). Cet écart est bien entendu corrélé avec l'épaisseur initiale de la protection. (DE SILVA, et al., 2019) (XU, et al., 2018) (HAN, et al., 2019) (LUCHERINI, et al., 2018) (LI, et al., 2016).

La peinture présente une grande différence d'aspect suivant qu'elle est soumise à un essai au four ou un essai au chalumeau. Sur les essais effectués sur la peinture intumescente au chalumeau on constate que la peinture se carbonise et s'expande très peu (Figure 27). (YEW, et al., 2012), (PURI, et al., 2016), (HU, et al., 2019), (HU, et al., 2020), (ZHAN, et al., 2020).

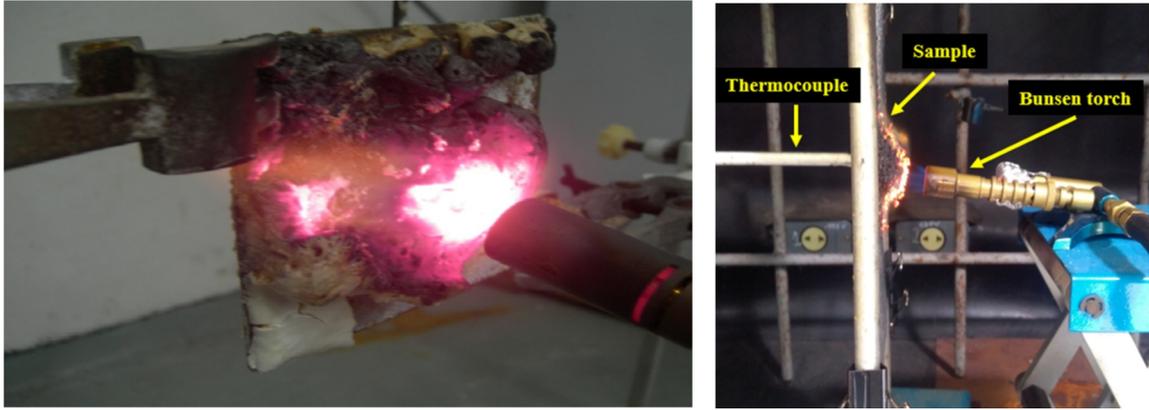
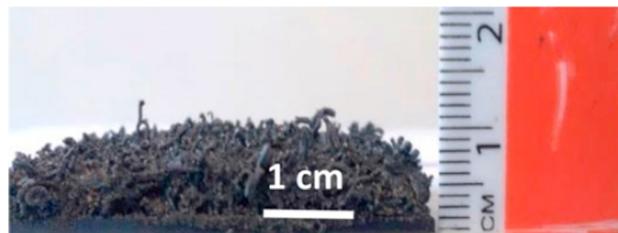


Figure 27 : Tests réalisés au chalumeau (YEW, et al., 2012) (BERALDO, et al., 2019)

Sur le test de la Figure 28 on voit très bien l'aspect noir et brûlé de la peinture. On constate aussi que la hauteur finale de la peinture est très inférieure à 30 fois l'épaisseur initiale. Dans des conditions d'essais par flux thermique la peinture aurait pu atteindre une épaisseur d'au moins 60 mm ( $2,1 \times 30 = 63$  mm). Si on se reporte aux essais du Tableau 1 (GILLET, et al., 2019), les échantillons sont exposés entre 5 et 6 minutes à un flux de chaleur élevé au moyen d'un four solaire. Les épaisseurs de peinture obtenues sont bien de l'ordre de 30 fois l'épaisseur initiale de peinture



After fire (Front view)  
Relative expansion: 79%

Figure 28 : Exemple d'essai au chalumeau sur 2.1 mm de peinture intumescente renforcé de fibre de basalte hauteur finale 10 mm (YASIR, et al., 2019)

Scénario	Température maximum désirées	Temps en minute	Epaisseur de peinture recommandée	Epaisseur attendues	Température maximum mesurée	Epaisseur mesurée
SF	550 K	5	0.9 mm	31 mm	545 K	30 mm
BSF	450 K	6	1.2 mm	35 mm	452 K	33 mm

Tableau 1 : Résultats des essais au four solaire (GILLET, et al., 2019)

Sur les tests de Gillet (GILLET, 2009) la durée d'exposition des éprouvettes est très courte car le but est de tester la protection de la peinture lors d'une explosion.

Les essais menés avec un calorimètre à cône brûlent également la peinture (BOURBIGOT, et al., 2019).

Les échantillons placés dans un four équipé de brûleurs fioul ou gaz présentent un aspect de meringue très blanche (Figure 29). La peinture des essais au chalumeau et par irradiation électrique ont un aspect noir charbon (Figure 30). L'aspect noir de la meringue est dû soit à la présence d'oxygène qui modifie la réaction chimique de la peinture, soit au rayonnement des résistances du four qui cuit la peinture.



Figure 29 : Aspect de la peinture lors des essais de Bailey sur les poutre cellulaires (BAILEY, 2004)

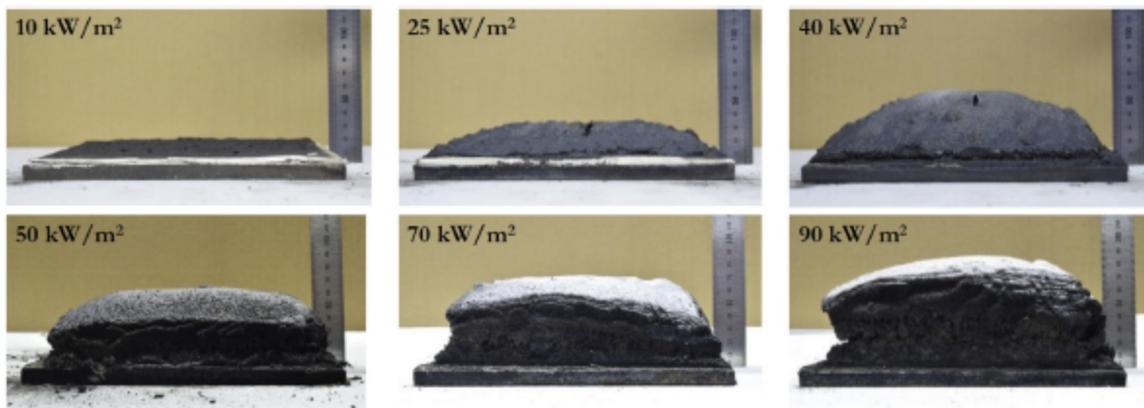


Figure 30 : Essais sur peinture intumescente exposée à un panneau rayonnant (LUCHERINI, et al., 2020)

Les mécanismes de développement de la peinture intumescente ont fait l'objet de nombreuses études. Le processus de réaction est bien maîtrisé. Cependant il reste des points d'incertitude quant à l'évaluation de la protection thermique des structures métalliques. Du fait de l'évolution de l'épaisseur et de la conductivité thermique au cours de l'exposition au feu, il est délicat de prédire l'élévation des températures de l'acier.

L'une des premières études sur les poutres protégées par la peinture est celle de Bailey réalisée sur des poutres cellulaires soumises au feu. Cette étude met en avant un échauffement plus important des poutres cellulaires protégées par peinture intumescente par rapport à une poutre classique également peinte. L'article avance l'hypothèse du retrait de la peinture sur les bords (BAILEY, 2004).

### 1.7.3. Evaluation de la protection thermique de la peinture intumescente

Faute d'études et de simulations fiables, pour l'évaluation de la protection thermique apportée par la peinture intumescente, la seule base est celle des abaques fournis par les fabricants.

Les Eurocodes (NF EN 1993-1-2, 2005), proposent une formule de calcul pour les protections d'épaisseur constante uniquement. La norme (NF EN 1363-2, 2020) donne une évaluation de la protection thermique des peintures intumescentes à partir de l'épaisseur initiale de la peinture.

Au niveau des simulations du phénomène, on peut se référer à la thèse de Mathieu Gillet (GILLET, 2009). Sa simulation est cependant basée sur ses essais au four solaire (Figure 31



Figure 31 : Modélisation du gonflement de la peinture intumescente soumise à un flux gaussien (GILLET, 2009)

Une autre piste intéressante pour l'évaluation de la protection est d'estimer une valeur de conductivité apparente constante afin de prédire l'élévation de température de l'acier au bout d'une heure (LI, et al., 2016). Cette méthode a le double avantage de s'affranchir de la variation de température et de la valeur de la conductivité thermique. L'inconvénient est que chaque valeur de la conductivité thermique doit être déduite de l'expérience, car il s'agit de conductivité apparente et non d'une valeur connue par avance du fait de la propriété du matériau.

La conductivité thermique de la peinture va évoluer en fonction de sa transformation chimique. Gillet, au regard des études antérieures, adopte la valeur de 0,6 W/mK pour la peinture avant son développement (GILLET, 2009).

La valeur de la conductivité thermique de la meringue est calculable mais la méthode est complexe et nécessite des connaissances très approfondies sur la nature de la peinture et les mécanismes de réaction (perte de masse, viscosité, tension superficielle...). (CIRPICI, et al., 2016). Les résultats de l'étude donnent des valeurs de conductivité de la peinture expansée variant de 0,01 à 0,05 W/(m.K) suivant les conditions de feu et les températures de l'acier. L'auteur pointe notamment les variations possibles de l'effet protecteur suivant les conditions d'exposition. L'étude de MESQUITA (MESQUITA, et al., 2007) sur des essais au cône calorimétrique trouve des valeurs plus proches de 0,1 W/mK. D'après le plan d'expérience de Gillet dans sa thèse, c'est l'incertitude sur la valeur de la conductivité de la peinture dans sa phase carbonneuse (meringue) qui a le plus d'impact sur les résultats de la simulation. La valeur de la conductivité de la peinture avant la réaction a un effet imperceptible sur les simulations (GILLET, 2009).

Les valeurs de la masse volumique de la peinture sont autour de  $1200 \text{ kg/m}^3$ . Cela va dépendre du produit. La peinture intumescente Promat a une masse volumique de  $1300$  à  $1350 \text{ kg/m}^3$  suivant les produits. Il est probable que le film de peinture une fois étalé sur le support perde un peu de masse par évaporation de l'eau et que la masse volumique se rapproche de  $1000 \text{ kg/m}^3$ .

La masse volumique de la meringue proposée par Gillet pour sa simulation est de  $50 \text{ kg/m}^3$  (GILLET, 2009). Cela correspond aux valeurs couramment utilisées pour les isolants.

Gillet prend une chaleur massique de  $1200 \text{ kJ/(kg.K)}$  pour la meringue et  $1800 \text{ kJ/(kg.K)}$  pour la peinture avant sa réaction. La chaleur massique de la meringue peut être estimée comme similaire à celle des isolants soit une valeur autour de  $1000 \text{ kJ/(kg.K)}$  (RT2012, 2010). Sur son plan d'expérience réalisé à partir de l'une des simulations, Gillet met en évidence l'influence des différents paramètres sur la température de l'acier (GILLET, 2009). Il conclut que l'incertitude sur le terme de la chaleur volumique ( $\rho C$ ) n'a pas un impact prépondérant. Certes les valeurs doivent être estimées au mieux, mais leur imprécision n'aura pas de répercussions notables pour la détermination des températures lors des simulations.

La peinture intumescente fait de plus en plus l'objet de travaux de recherche et le nombre d'articles augmente d'année en année. Les progrès techniques du matériel, les moyens logiciels, l'amélioration des protocoles d'essais permettent de cerner de mieux en mieux le sujet. Toutefois, les études à partir d'essais sous feu normalisé sont beaucoup moins nombreuses.

Ce paragraphe synthétise les informations nécessaires à l'étude des peintures intumescentes, mais pour une connaissance encore plus approfondie sur la protection incendie des structures métalliques par peinture intumescente, on peut se reporter au papier de Lucherini et Maluk qui ont fait une revue exhaustive de tous les articles utiles sur le sujet (LUCHERINI, et al., 2019).

## 1.8. Le plâtre

Le plâtre est l'un des matériaux utilisés depuis longtemps dans la construction. On le trouve déjà dans l'antiquité. Il peut être obtenu à partir du gypse (roches sédimentaires de l'ère secondaire et tertiaire) ou de l'anhydrite qui se trouvent dans la nature. Le gypse et l'anhydrite existent aussi en produit de synthèse qui sont des sous-produits formés lors de process chimiques industriels (fabrication d'acide phosphorique et borique par exemple) mais le produit a trop d'impuretés pour être employé à moindre coût. Le gypse de synthèse utilisable est celui qui se forme lors de la désulfuration des fumées des centrales thermiques (DALIGAND, 2002).

Le plâtre est commercialisé sous différentes formes (poudre, plaques) et très utilisé dans le bâtiment pour le parement des murs et pour les cloisons.

C'est un matériau avec de bonnes propriétés thermiques. Il est incombustible et a d'intéressantes propriétés de résistance au feu. Les études du matériau sous d'importantes

sollicitations thermiques montrent que sa conductivité thermique va décroître au-delà de 100°C et elle ne retrouvera sa valeur initiale qu'au-delà de 800°C (RAHMANIAN, et al., 2009). L'avancée des recherches permet d'affiner les valeurs pour les hautes températures. Les valeurs proposées peuvent varier d'un auteur à l'autre, (Figure 32) mais la proposition de Mehaffrey, Axenenko et Thorpes est une bonne base de départ pour notre étude. (Figure 33).

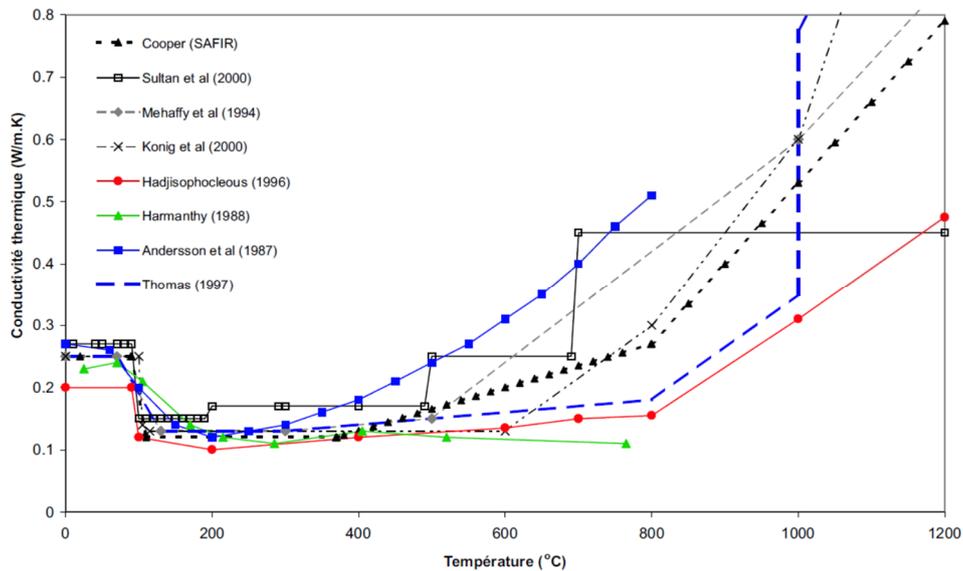


Figure 32 : Inventaire des différentes évolutions de la conductivité thermique de plâtre (DO, 2011)

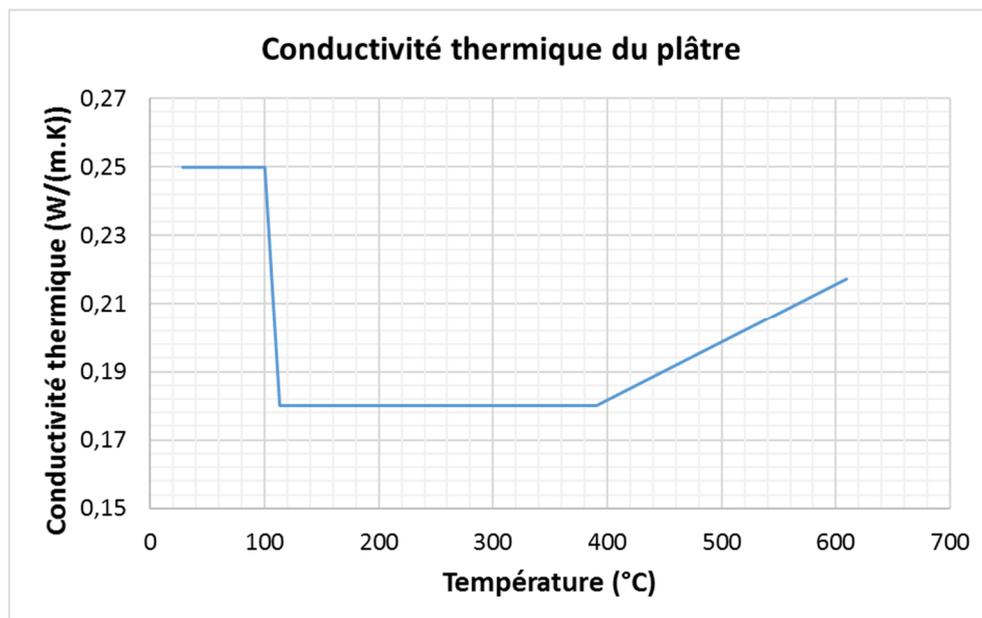


Figure 33 : Conductivité thermique pour le placoplâtre ( (MEHAFFEY, 1994) et (AXENENKO, et al., 1996))

Par ailleurs, c'est un matériau poreux et hygroscopique. Il stocke une certaine quantité d'eau libre en fonction des conditions d'exposition (température et humidité) (Figure 34). Cette eau, lors d'une exposition au feu va migrer vers le support, puis se vaporiser (ANG, et al., 2004). Il va également se produire des réactions chimiques endothermiques de déshydratation sous l'effet de la chaleur à différentes températures. Ces différentes phases vont se traduire par

une augmentation de la chaleur massique du plâtre (THOMAS, 2002) (Figure 35). Là encore les évolutions proposées sont nombreuses et s'affinent au fil des études. Dans sa thèse, Do a répertorié sept courbes issues de différentes mesures. (DO, 2011). Certains auteurs ont même observé une réaction exothermique (valeur négative de la chaleur massique) vers 300°C (HARMATHY, 1988) (KEERTHAN, et al., 2012).

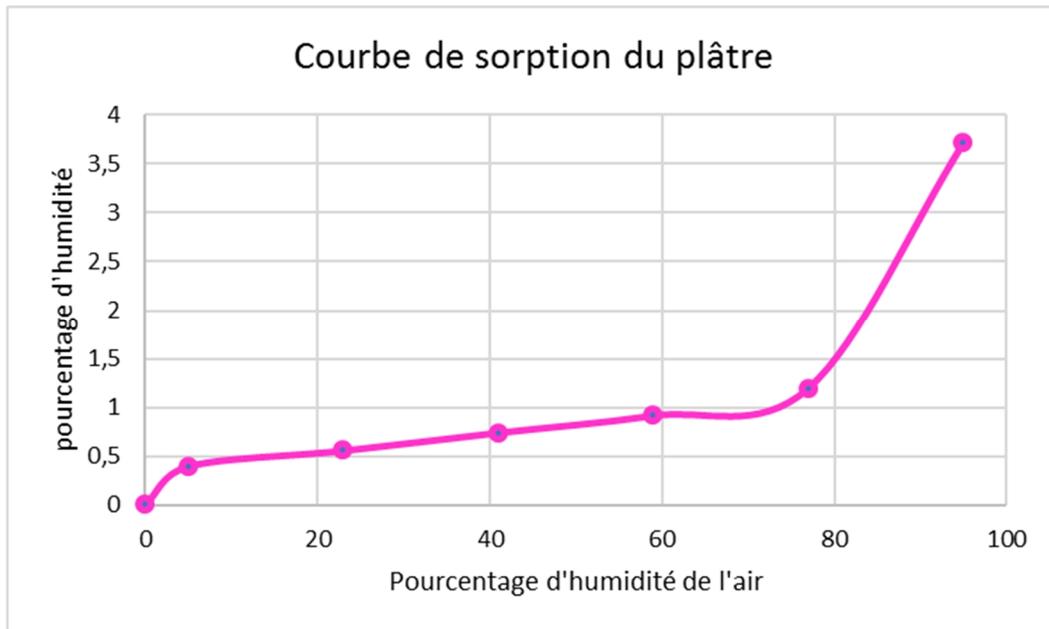


Figure 34 : Courbe de sorption du plâtre (KWIATKOWSKI, 2009)

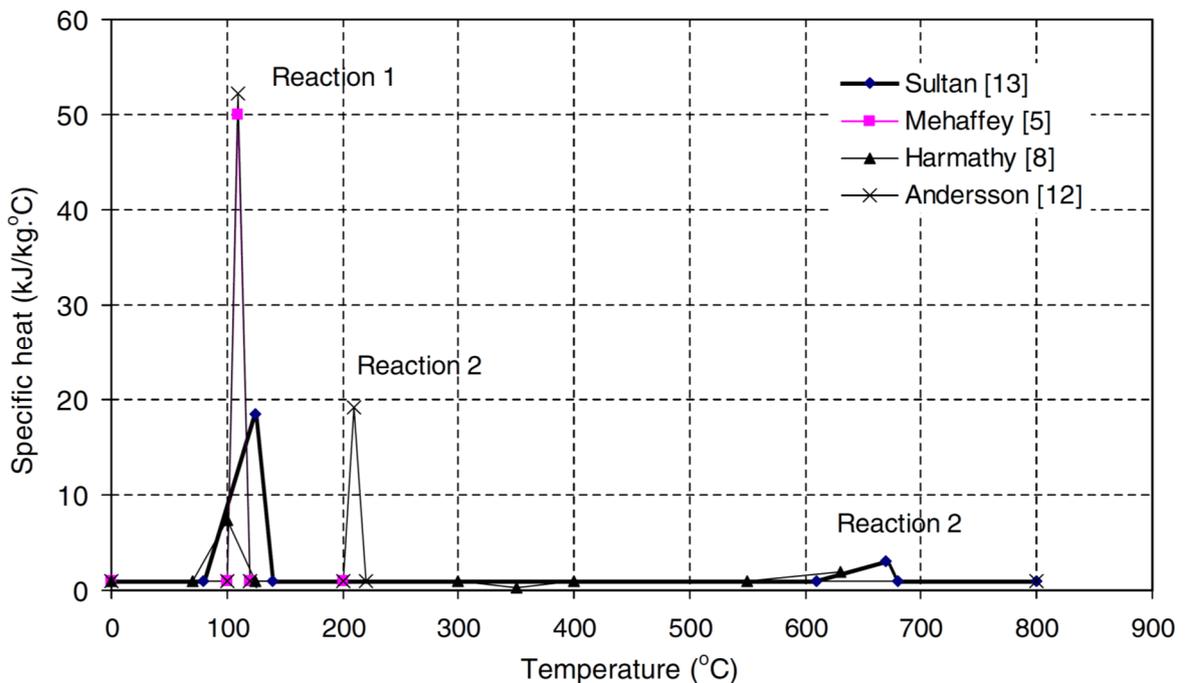


Figure 35 : Quelques résultats de recherches sur la chaleur massique du plâtre en fonction de la température (THOMAS, 2002)

C'est un matériau courant à Paris au 17<sup>ième</sup> siècle car la ville dispose d'un important gisement de gypse, roche sédimentaire de l'éocène à partir de laquelle le plâtre est fabriqué. A l'époque

les propriétés de résistance au feu sont déjà reconnues car en 1667 une ordonnance du roi Louis XIV rend obligatoire le plâtre sur les façades à pan de bois pour protéger les maisons contre la propagation des incendies : « *ausdits propriétaires de faire couvrir à l'advenir les pans de bois de lattes, clouds & plastre tant dedans que dehors, en telle manière qu'ils soient en estat de pouvoir resister au feu, autrement & à faute de ce faire & en cas contravention à ce que dessus, seront lesdits propriétaires et ouvriers qui travailleront ausdits bastimens condamnez à cent cinquante livres d'amende applicable à l'Hospital Général, & les ouvrages abatus & démolis à leurs frais & despens.* ». (BnF. F-5009(20), 1667).

Le plâtre va, grâce à ses propriétés thermiques et l'eau qu'il peut libérer, offrir l'une des meilleures protections passives contre le feu (GHAZI WAKILI, et al., 2007).

Ce matériau a été retenu dans cette étude pour sa facilité de mise en œuvre et son épaisseur constante. Il est aussi courant et bon marché. Lors de son exposition au feu, il ne dégage aucune substance nocive, en revanche il va se déshydrater et présenter des fissures (AXENENKO, et al., 1996). Le matériau devient friable et perd ses propriétés mécaniques avec le risque que les plaques se désolidarisent du support. C'est ce que Chorlton met en avant dans son article sur les protections au feu des structures bois (CHORLTON, 2020).

#### 1.9. Evolution de la conductivité des isolants thermiques de type laine minérale sous charge thermique

En général, lors d'essais sur la laine de verre, on constate que la conductivité croît sous l'effet de la température. Le livre « Hand Book of Heat Transfert » comporte différentes valeurs de conductivités thermiques des matériaux en fonction de la température (ROHSENOW, et al., 1998). En fait, la chaleur dégrade l'isolant qui se tasse et contient moins d'air, d'où sa baisse de performance. Les valeurs de la conductivité thermique de l'isolant du four sont données par le fabriquant (ANNEXE 4).

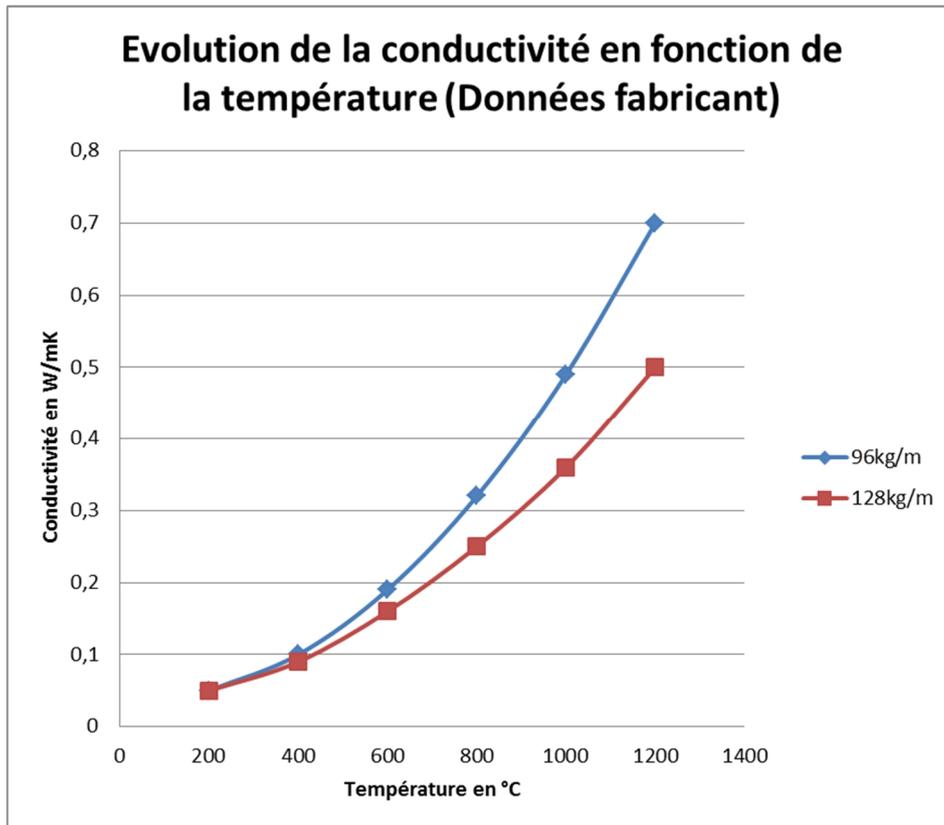


Figure 36 : Evolution de la conductivité de l'isolant SuperwoolBlanket 607HT en fonction de la température (Données fabricant ANNEXE 4)

Les courbes d'évolution de la conductivité thermique de l'isolant suivent une forme en  $x^\alpha$ . On peut donc mettre l'équation de la conductivité thermique sous la forme suivante :

$$\lambda = \lambda_0 \left( \frac{T}{T_0} \right)^\alpha \quad (1-48)$$

T : température en Kelvin (K)

$T_0$  : température initiale en Kelvin (K)

$\lambda_0$  : Conductivité thermique à la température  $T_0$  (W/(m.K))

$\lambda$  : Conductivité thermique à la température T (W/(m.K))

$\alpha$  : facteur puissance qui dépend du matériau

Dans sa thèse, Samaké a établi une valeur de  $\alpha$  pour la laine de roche égale à 1,8 (SAMAKE, 2016).

Cette équation donne une approximation correcte de l'évolution de la conductivité thermique en fonction de la température. Pour la Superwoolblanket 607 HT de masse volumique 128 kg/m<sup>3</sup> le coefficient  $\alpha$  est estimé autour de 2 à partir des données du fabricant.

Dans cette étude les matériaux isolants ont servi pour la construction du four mais aussi comme protection thermique des plaques en acier et pour les derniers essais de plaques

protégées par peinture intumescente, on a ajouté une couche d'isolant de type Superwoolblanket afin de limiter les échanges thermiques entre la plaque peinte et le support silico calcaire.

## 1.10. Le bois

### 1.10.1. Introduction

A la différence des autres matériaux, le bois est un matériau naturel et biologique. Il a le grand avantage d'être une ressource renouvelable et durable. Il représente un réservoir de carbone et une source d'énergie. Il a aussi d'intéressantes propriétés de résistance mécanique qui font qu'il peut être utilisé dans la construction sans modification majeure. Il a également une faible conductivité thermique et des propriétés hygroscopiques. En revanche, c'est un matériau complexe qui présente d'importantes hétérogénéités du fait de sa formation. Non seulement, les caractéristiques mécaniques, thermiques et structurelles varient au sein du matériau mais peuvent être également différentes d'une essence à l'autre. L'objet de ce paragraphe est de présenter quelques données sur le bois, sa formation, sa composition et son comportement sous différentes sollicitations.

### 1.10.2. L'arbre

Le bois est issu uniquement des arbres. La formation d'un arbre découle d'un processus naturel qui peut prendre d'une dizaine à des centaines d'années suivant le type d'arbre.

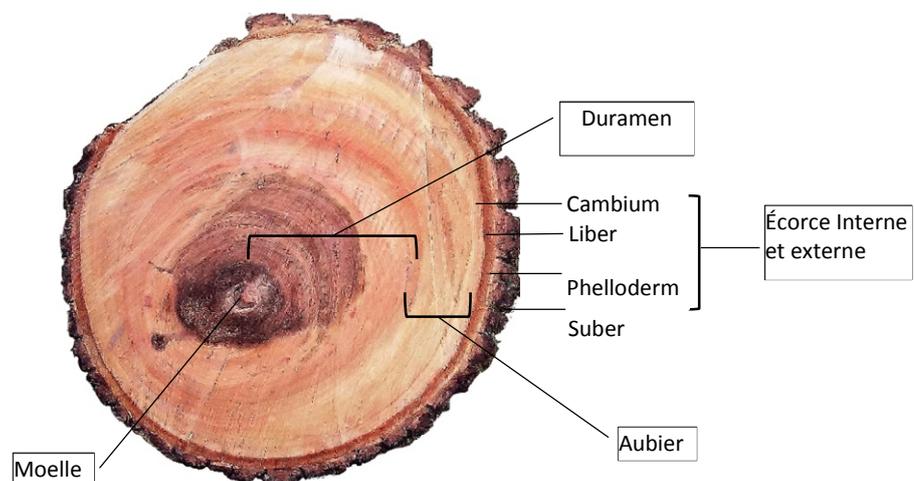


Figure 37 : Structure d'un tronc d'arbre

Un tronc d'un arbre (Figure 37) est constitué en son centre de la moelle (canal au centre de l'arbre) et du duramen. Ce dernier est constitué de cellules mortes et forme une armature dure, dense et imputrescible. Sa couleur plus foncée est due à la concentration à cet endroit des tanins et des pigments. La partie extérieure plus claire est l'aubier. Il est constitué des derniers cernes de l'arbre. C'est dans cette partie que circule la sève brute (ascendante) qui va vers les feuilles. L'aubier est en général plus fragile. Il est utilisé normalement pour les essences comme le noyer, le hêtre, le frêne ou l'érable en menuiserie. Pour d'autres essences,

sa fragilité le rend inutilisable. L'écorce interne est constituée du cambium, lieu de fabrication du bois et du liber. Celui-ci est le lieu de la circulation de la sève élaborée (décadente). L'écorce externe comprend le phelloderme, le phellogène et le suber. Le suber est la partie extérieure du tronc. Le suber, appelé aussi liège est principalement constitué de subérine, substance imperméable, ignifugeante et avec certaines propriétés biocides. Il assure la protection de l'arbre contre les agressions externes (ROIGNANT, 2018).

Au fil des années, le tronc va grandir. Il va pousser en hauteur et il va fabriquer de nouveaux cerne, augmentant son diamètre.

### 1.10.3. Composition chimique du bois

Le bois est constitué principalement de cellulose (C<sub>6</sub>H<sub>10</sub>O<sub>5</sub>) à environ 40%, d'hémicellulose (C<sub>5</sub>H<sub>10</sub>O<sub>5</sub>) à 30% et de lignine à 20% (Figure 38, Figure 39, Figure 40, Figure 41, Tableau 2). Les autres composés sont l'eau et les sels minéraux (SHAFIZADEH, 1982) (MOK, et al., 1992).

Type or espèce	Cellulose (%)	Hemicelluloses (%)	Lignine (%)	Autres (%)
Résineux	41	24	28	7
Bois dur	39	35	20	7

Tableau 2 : Analyse approximative de certains types et espèces de biomasse (SHAFIZADEH, 1982) (Dans autres il y a les composés organiques tels que l'amidon et les matières inorganiques telles que les sels, les minéraux et l'eau.)

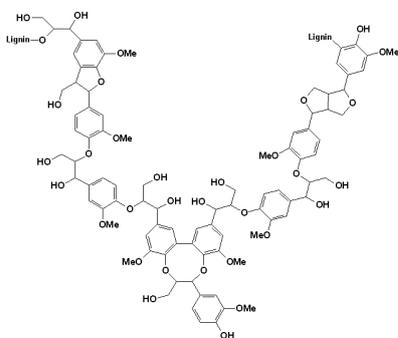
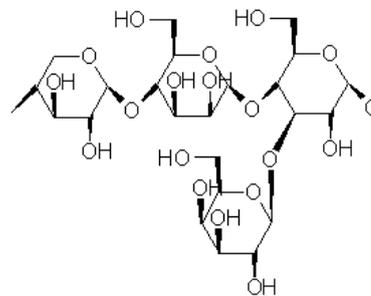


Figure 38 : Lignine



- Xylose -  $\beta$ (1,4) - Mannose -  $\beta$ (1,4) - Glucose  
-  $\alpha$ (1,3) - Galactose

Figure 39 : Cellulose

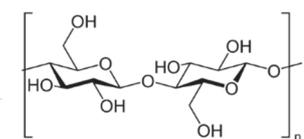


Figure 40: Hémicellulose

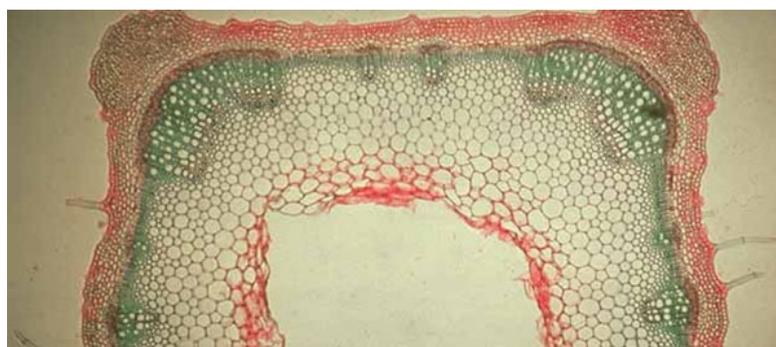


Figure 41: Lignine en vert et cellulose en rouge (PRAT, et al., 2001)

Finalement le bois, quelle que soit son essence a une composition chimique constante en carbone (50%), hydrogène (5,5%), oxygène (44%) et azote (0,2%). Avec cette composition, la formule brute moyenne du bois peut être mise sous la forme  $CH_{1,44}O_{0,66}$  (ROGAUME, 2005).

Le bois est donc constitué principalement de composé carboné combustible et d'eau.

#### 1.10.4. Orthotropie du bois

##### 1.10.4.1. Les axes

Par sa nature et sa formation, le bois va présenter des caractéristiques différentes suivant ses trois directions principales : longitudinale, radiale et tangentielle. Les axes radial et tangentiel sont positionnés par rapport aux cernes de croissance et l'axe longitudinal suit la direction des fibres du bois (Figure 42). Si le tronc d'arbre était un cylindre parfait, on pourrait ramener ces trois axes à des coordonnées cylindriques ( $r$ ,  $\theta$  et  $z$ ).

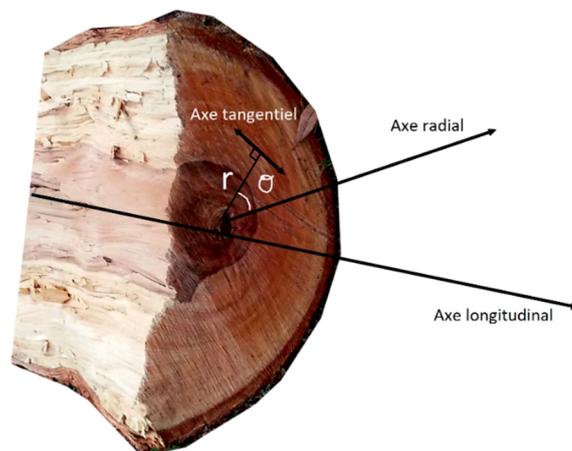


Figure 42 : Les trois directions locales des fibres de bois

##### 1.10.4.2. Caractéristiques Thermomécaniques à froid

Le matériau bois peut être considéré élastique orthotrope. Sa forme proche du cylindre et sa formation en fibres longitudinales permettent de définir des propriétés élastiques axisymétriques.

La loi de Hooke peut s'écrire sous la forme

$$\{\varepsilon\} = [S]\{\sigma\} \quad (1-49)$$

Avec la forme développée

$$\begin{bmatrix} \varepsilon_r \\ \varepsilon_t \\ \varepsilon_l \\ \gamma_{tl} \\ \gamma_{rl} \\ \gamma_{rt} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_r} & -\frac{\nu_{tr}}{E_t} & -\frac{\nu_{lr}}{E_l} & & & \\ -\frac{\nu_{rt}}{E_r} & \frac{1}{E_t} & -\frac{\nu_{lt}}{E_l} & & & \\ -\frac{\nu_{rl}}{E_r} & -\frac{\nu_{tl}}{E_t} & \frac{1}{E_l} & & & \\ & & & \frac{1}{G_{tl}} & 0 & 0 \\ & & & 0 & \frac{1}{G_{rl}} & 0 \\ & & & 0 & 0 & \frac{1}{G_{rt}} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \sigma_r \\ \sigma_t \\ \sigma_l \\ \tau_{tl} \\ \tau_{rl} \\ \tau_{rt} \end{bmatrix} \quad (1-50)$$

Avec  $\varepsilon$  le déplacement relatif et  $\gamma$  l'angle de déformation relatif  $\sigma$  la contrainte axiale et  $\tau$  la contrainte de cisaillement.

- $E_r, E_t, E_l$  les modules de Young dans les directions d'orthotropie.
- $G_r, G_t, G_l$  les modules de cisaillement.
- $E_t \nu_{tr}, \nu_{rl}, \nu_{lt}, \nu_{rt}, \nu_{lr}, \nu_{tl}$  les coefficients de Poisson

La matrice S est symétrique pour un matériau orthotrope donc  $\frac{\nu_{rt}}{E_r} = \frac{\nu_{tr}}{E_t}$ ,  $\frac{\nu_{rl}}{E_r} = \frac{\nu_{lr}}{E_l}$  et  $\frac{\nu_{tl}}{E_t} = \frac{\nu_{lt}}{E_l}$

En thermique, l'équation de Fourier pour un matériau hétérogène s'écrit sous la forme :

$$\{q\} = [K]\{\overline{grad}(T)\} \quad (1-51)$$

Pour le bois qui est un matériau orthotrope on obtient :

$$\begin{bmatrix} q_r \\ q_t \\ q_l \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\lambda_r & 0 & 0 \\ 0 & -\lambda_t & 0 \\ 0 & 0 & -\lambda_l \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \frac{\partial T}{\partial r} \\ \frac{\partial T}{\partial t} \\ \frac{\partial T}{\partial l} \end{bmatrix} \quad (1-52)$$

Avec q densité de flux de chaleur, T la température et  $\lambda$  la conductivité thermique du matériau.

Etant donné les relations, Il y a 12 paramètres thermomécaniques qui définissent le comportement du bois. Le comportement orthotrope du bois va aussi se répercuter sur la dilatation thermique. Il est notable que chacun de ces paramètres varie en fonction de la teneur en eau, de la densité et de la température du bois. Ils sont aussi propres à chaque essence (Tableau 3).

Douglas	Masse volumique	Teneur en humidité	Modules de Young [MPa]			Modules de cisaillement [MPa]		
	$\rho$ [Kg/m <sup>3</sup> ]	w[%]	E <sub>l</sub>	E <sub>r</sub>	E <sub>t</sub>	G <sub>rl</sub>	G <sub>tl</sub>	G <sub>rt</sub>
	590	12	16550	1300	900	1200	929	80
Coefficients de Poisson			Conductivité thermique [W/m.K] (suivant la formule de (TROUY, et al., 2019))			Dilatations thermiques de 0° à 50°C (KOLLMANN, et al., 1968)		
v <sub>rl</sub>	v <sub>rl</sub>	v <sub>rl</sub>	$\lambda_r$	$\lambda_t$	$\lambda_l$	$\alpha_r 10^6$	$\alpha_t 10^6$	$\alpha_l 10^6$
0,03	0,41	0,38	0,216	0,216	0,324	27,1	45	3,5

Tableau 3 : Quelques caractéristiques thermomécaniques du Douglas (NAVI, et al., 2005)

#### 1.10.4.3. Coupe du bois

Au niveau de la coupe du bois, on parlera de section transversale pour une coupe perpendiculaire à l'axe longitudinal (plan (TR)), de section radiale pour une coupe perpendiculaire aux cernes (débit en quartier, plan (LR)) et de section tangentielle pour le sciage des dosses (plan (LT)) (Figure 44 et Figure 45).

Les caractéristiques mécaniques vont être conditionnées par l'endroit de la grume d'où vient le bois. En effet, suivant l'emplacement de l'élément dans la grume, il se déformera plus ou moins (les planches de rive ou dosse se déforment plus). Les déformations viennent en partie des retraits lors du séchage. En effet en dessous de 30% d'humidité, le bois peut se rétracter au total de 5% environ dans le sens radial et autour de 9% dans le sens tangentiel. Le retrait est estimé entre 0,1% à 0,15% par degré d'humidité dans le sens radial et entre 0,2 à 0,35% par degré d'humidité dans le sens tangentiel. Pour avoir le pourcentage de retrait à une humidité différente, il faut multiplier cette valeur par la variation d'humidité du bois. Par exemple pour un madrier de 225 mm à 30% d'humidité qui aura une humidité finale de 10%, le retrait tangentiel maximum sera de  $225 * 0,35 * 0,2 = 15,75\text{mm}$ . Le bois qui présente les plus grandes valeurs de retrait est le chêne. Les valeurs moyennes des retraits pour les résineux sont de 0,17% dans le sens radial et de 0,30% dans le sens tangentiel. Il y a un facteur de 1,5 à 2 entre le sens radial et le sens tangentiel. Les variations de dimensions dans le sens longitudinal sont en revanche de moins de 1% au maximum. (HAMON, et al., 2016). C'est lors des phases de séchage que peuvent apparaître des fentes et des fissures.

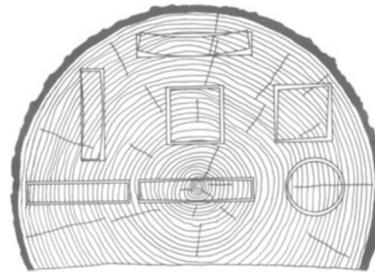
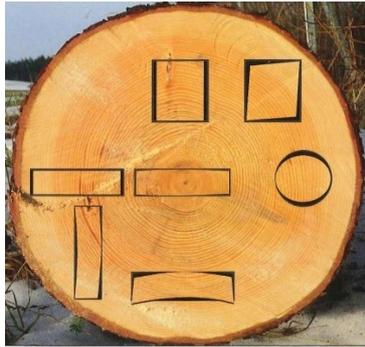


Fig. 6.63. Characteristic shrinkage and distortion of flats, squares, and rounds as affected by the direction of the annual rings. From US Forest Products Laboratory

Figure 43 : Déformation des pièces de bois lors du séchage (Artek, 2018). (KOLLMANN, et al., 1968)

Le bois le plus dur et le plus résistant se trouvant au cœur de la grume, les pièces de structure pour la construction bois seront prises au centre. Les fourchettes des dimensions courantes des pièces de bois sont définies par la norme NF EN 1313 (NF EN 1313-1, 2010).

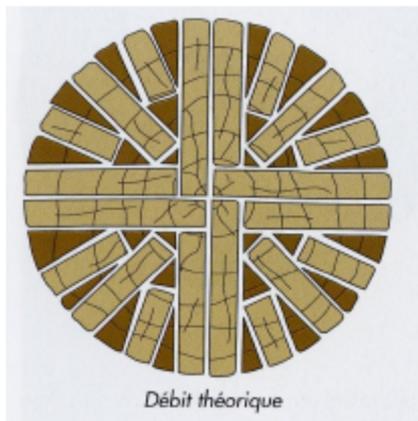


Figure 44 : Sciage en quartiers

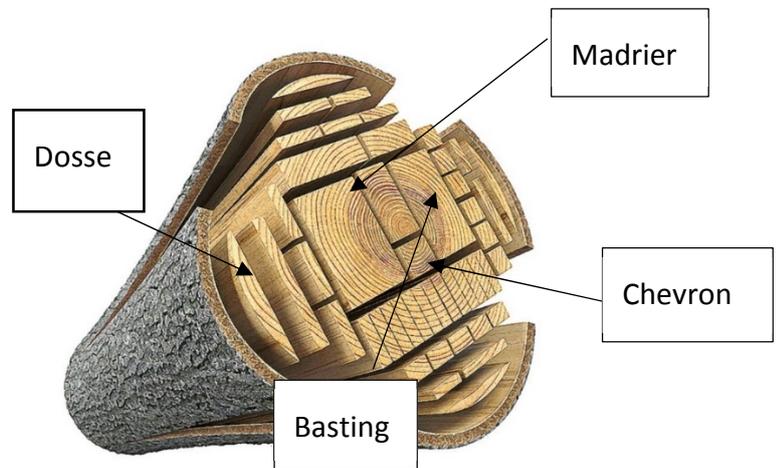


Figure 45 : Autre exemple de sciage

#### 1.10.5. Le bois et l'eau

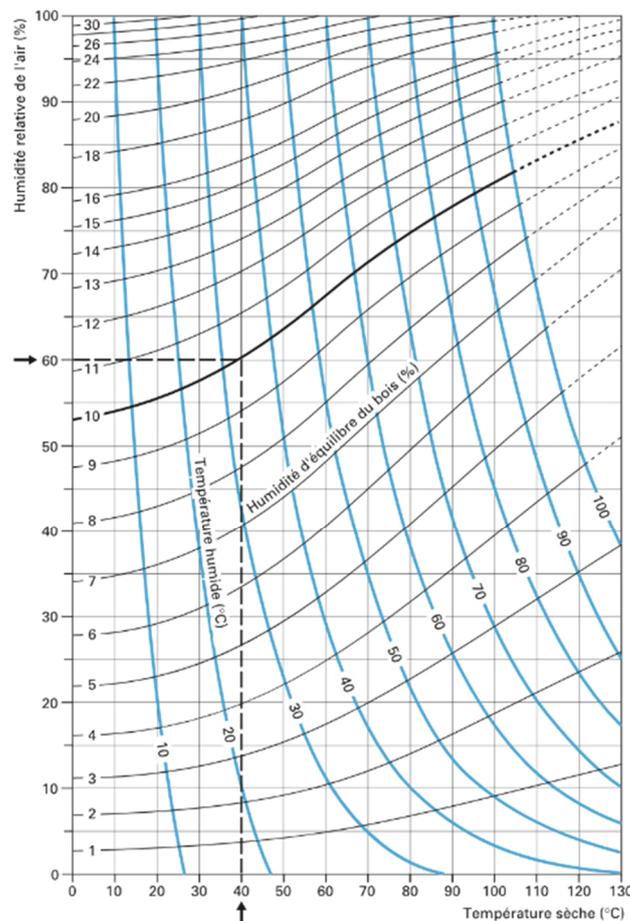
Le bois est un matériau connu pour toujours contenir de l'eau. Ce sont ces propriétés hygroscopiques qui semblent intéressantes au regard de la résistance au feu des structures. Comme pour le plâtre, l'eau contenue dans le bois va absorber une partie de l'énergie thermique produite par l'incendie en se vaporisant et ainsi retarder l'augmentation de température dans les éléments de structure.

L'eau est présente dans le bois sous trois formes. En premier lieu, l'eau de constitution. Cette eau est dans la structure des fibres du bois. Son élimination ne se fera que lors de la combustion du bois. Il y a ensuite l'eau liée. Elle est contenue dans les parois des cellules. Le bois saturé en eau liée a un taux d'humidité de 30 % environ. C'est le point de saturation des fibres (PSF). Au-delà de ce taux, c'est de l'eau libre, elle est contenue dans les cavités du matériau. La quantité d'eau présente dans le bois peut être supérieure à la masse anhydre du bois.

Un bois coupé va perdre rapidement l'eau libre qu'il contient puis son taux va se stabiliser en fonction des conditions dans lesquelles il se trouve. Il atteint son équilibre hygrosopique. Sa teneur en eau peut être estimée grâce à un graphique qui donne le taux d'humidité du bois en fonction de la température sèche et de l'hygrométrie de l'air ambiant ( Figure 46). Dans un bâtiment à 20°C et avec un taux d'humidité relative de 50% le bois aura une teneur en eau de 9% environ (Figure 46).

Le taux d'humidité est mesurable avec un humidimètre, qui mesure la résistance électrique dans le bois (humidimètre à résistance électrique) ou par mesure capacitive (taux de réflexion ou d'absorption d'un champ électrique) (NF EN 13381-2, 2002). Il est aussi possible de mesurer précisément la quantité d'eau contenue dans le bois par la pesée d'un échantillon avant et après son passage dans une étuve à 103°C. Le pourcentage d'humidité est calculé par la différence de masse entre le bois anhydre et le bois humide (NF EN 13381-1, 2020).

La quantité d'eau présente dans le bois va avoir des répercussions sur son comportement mécanique (NAVI, et al., 2005) (DANG, 2016) et ses propriétés thermiques. Les différentes caractéristiques d'un bois sont données en général pour un bois à 12 % d'humidité.



**Exemple :** Température sèche de l'air = 40 °C, humidité relative de l'air = 60 %, d'où l'humidité d'équilibre du bois = 10 %

Extrait de : *Matériau bois - Structure et caractéristiques*,  
Réf. C925, M. TROUY, P. TRIBOULOT - Techniques de l'Ingénieur (2019).

Copyright © 2019 | Techniques de l'Ingénieur | tous droits réservés

Figure 46 : Courbes d'équilibre hygrosopique du bois (STAMM, 1964) (TROUY, et al., 2019)

### 1.10.6. Les propriétés thermiques du bois sous l'effet d'une élévation thermique

#### 1.10.6.1. Le bois matériau combustible

##### a. Mécanisme de combustion

Le bois est utilisé en construction, c'est aussi l'un des premiers combustibles utilisés par l'homme. Sa composition en matières carbonées en fait un bon combustible.

Une réaction d'oxydation se produit lorsque trois conditions sont réunies. Il faut un combustible, ici le bois, un comburant, le plus courant étant l'oxygène et une source de chaleur souvent sous la forme d'une étincelle (arc électrique, petite flamme...). Mais la troisième condition peut se présenter sous la forme d'un échauffement important. En effet tous les combustibles, sous une sollicitation thermique importante peuvent s'auto-enflammer. Le bois entre en combustion spontanée à 300°C.

La combustion du bois est décrite notamment par Sullivan (SULLIVAN, et al., 2012). Dans un premier temps, il y a une phase de séchage du bois qui est due à l'évaporation de l'eau qui se produit aux alentours de 100°C. Sous l'effet de la chaleur, le bois se déshydrate. De 100°C à 250°C il y a dégagement de gaz carbonique et d'eau ainsi que d'acide acétique. Cela est dû à l'oxydation de l'hémicellulose. Entre 250 et 500°C, il se produit une émanation de gaz (monoxyde de carbone, méthane et hydrogène) et la formation de goudron. La réaction devient exothermique. On entre dans la phase de décomposition de la cellulose puis de la lignine. La lignine va contribuer en grande partie à la formation du charbon de bois qui va se former au-delà de 500°C (DEGLISE, 1982).

##### b. Energie thermique de combustion

Au cours de la combustion, le bois dégage une énergie thermique totale de l'ordre de 20 MJ/kg pour un bois anhydre (Pouvoir calorifique supérieur, P.C.S.). Il est possible de calculer le pouvoir calorifique inférieur (PCI) d'un bois humide avec la formule (1-53) (DEGLISE, et al., 2017).

$$PCI_{\text{humide}} = (1-h_b) \times (30,03X_C + 121,64X_H + 12,54X_O) - h \cdot Lv \quad (1-53)$$

Avec  $X_{C,H,O}$  fraction massiques du carbone, de l'hydrogène et du bois,  
 $h_b$  le taux d'humidité calculé par rapport à la masse du bois humide  $h_b$  (1-54)  
 $Lv$  chaleur latente de vaporisation de l'eau à la pression atmosphérique.

$$h_b = \frac{m_{\text{bois humide}} - m_{\text{bois anhydre}}}{m_{\text{bois humide}}} \quad (1-54)$$

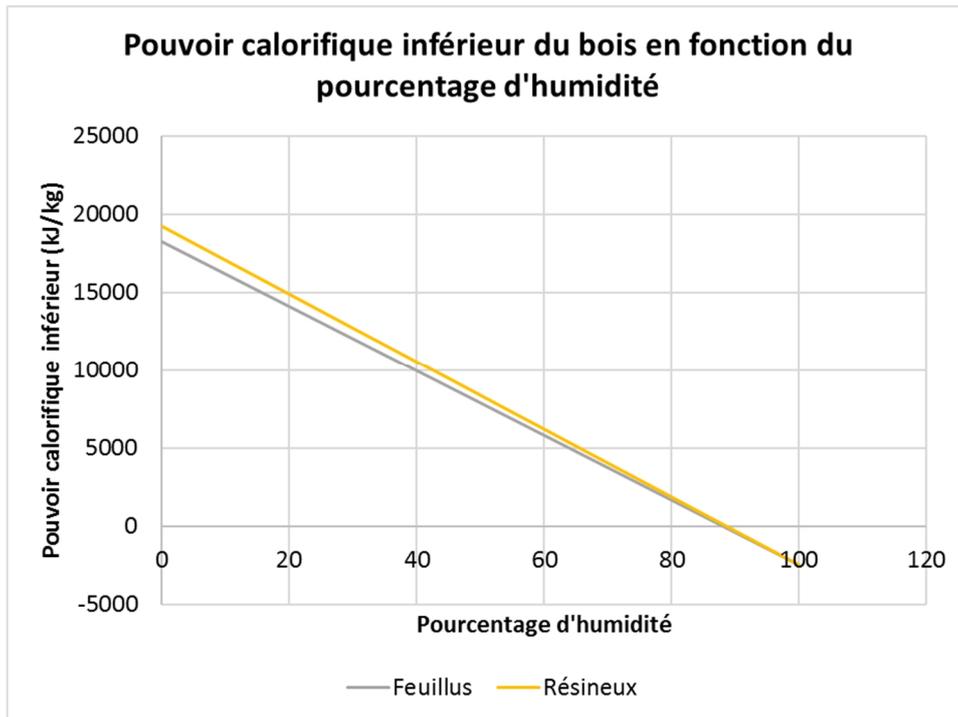


Figure 47 : Evolution du pouvoir calorifique inférieur en fonction du taux d'humidité du bois (source ADEME)

### c. Vitesse de combustion

La vitesse de carbonisation  $\beta_0$  correspond à la vitesse de formation de la couche de charbon (bois brûlé)  $d_{char,0}$  pour une combustion unidirectionnelle. Afin de prendre en compte l'effet des arrondis et des fentes, l'Eurocode 5 définit aussi une dimension fictive  $d_{char,n}$  qui correspond à une vitesse de combustion  $\beta_n$ . (NF EN 1995-1-2, 2005). Pour calculer les épaisseurs de bois brûlé, il faut multiplier la vitesse de combustion par le temps de combustion en minutes. Cela permet d'estimer la section de bois résiduelle et de pouvoir estimer la résistance mécanique de l'élément.

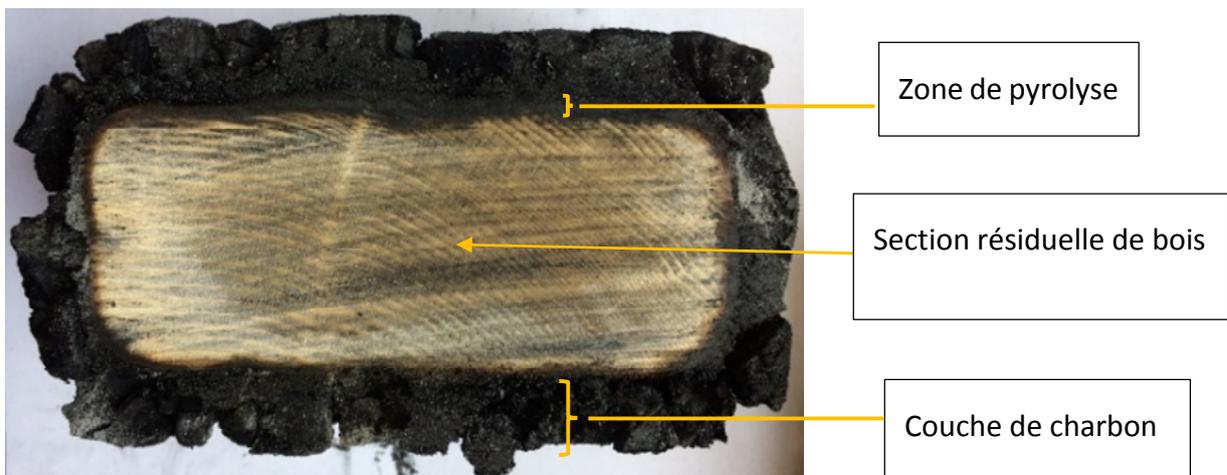


Figure 48 : Essai de combustion bois de sapin

La vitesse de carbonisation est donnée dans des conditions de feu normalisé et pour un bois à 12% d'humidité. Elle peut varier suivant les conditions et l'état du bois. Pour les résineux, le hêtre, les feuillus et le bois lamellé-collé, la valeur de  $\beta_0$  donné par l'Eurocode est de 0,65 mm/min et  $\beta_n$  de 0,7 mm/min.

D'après les mesures de carbonisation faites au calorimètre à cône et la transposition des valeurs au feu normalisé, l'article de Xu conclut que ces valeurs de l'Eurocode sont plus faibles que celles observées (XU, et al., 2015).

Les mesures faites aux conditions de feu normalisé sont plus rares et se basent sur la mesure des températures dans le bois ou de l'épaisseur de la couche de carbonisation (FRANGI, et al., 2003). Toutes les études mettent en avant la variabilité des résultats avec la teneur en humidité du bois et la densité du bois. Bien que l'étude de Hugi se base plutôt sur le taux de pénétration de l'oxygène dans le bois indépendamment de la densité pour les bois de densité moyenne (HUGI, et al., 2007). Pour les essences de densité supérieure à 750 kg/m<sup>3</sup> en revanche, la vitesse de combustion est plus lente (NJANKOUO, et al., 2004).

#### d. Migration de l'eau lors de la combustion

Lors de la combustion, l'eau va se vaporiser. La vapeur va pouvoir se diffuser dans les différentes directions des fibres du bois. Les canaux de sève vont permettre à la vapeur de circuler facilement dans le sens longitudinal (SAMAKE, 2016). La vapeur d'eau va aussi utiliser le sens radial. Sa circulation étant favorisée par la formation des fissures dues aux contraintes internes du matériaux soumis à un assèchement important du fait de la combustion (DI BLASI, 1996) (SHEN, et al., 2007) (PEČENKO, et al., 2015) (PEČENKO, et al., 2019).

#### 1.10.6.2. Chaleur massique du bois

La chaleur massique du bois est une grandeur compliquée à estimer du fait de la nature du bois. Elle peut être déterminée indirectement par mesure de la diffusivité du matériau mais si la masse volumique est assez bien connue, il peut y avoir des incertitudes sur la valeur de la conductivité thermique.

L'un des premiers modèles de l'évolution de la chaleur massique du bois est établi par DUNLAP sur des échantillons de pin douglas sec. (DUNLAP, 1912). Pour une température comprise entre 0°C et 106°C il trouve la formule (1-55) :

$$C_p = 0,266 + 0,0116.\theta \quad (1-55)$$

Avec  $\theta$  température en °Celsius,  
Et  $C_p$  chaleur massique en kcal/(kg.°C).

Ce qui nous donne la formule (1-56) :

$$C_p = 1,1118 + 0,048488.\theta \quad (1-56)$$

Avec  $C_p$  en  $\text{kJ}/(\text{kg.K})$ .

Pour un bois avec un taux d'humidité supérieur à zéro, il est possible de combiner l'équation du bois sec (1-56) avec la chaleur massique de l'eau ramenée à la teneur en eau :

$$C_p(h\%) = h.C_{p_{\text{eau}}} + (1-h)(1,1118 + 0,048488.\theta) \quad (1-57)$$

Avec  $h$  la teneur en eau en %.

Au-delà de  $106^\circ\text{C}$ , l'eau se vaporise, l'énergie consommée par ce changement d'état est simulée par un pic de la valeur de la chaleur massique jusqu'à  $120^\circ\text{C}$ .

Entre  $120$  et  $200^\circ\text{C}$ , la formule (1-56) du bois sec s'applique à nouveau. Après  $300^\circ\text{C}$ , c'est la chaleur massique du charbon qui va être considérée. Certains auteurs utilisent la valeur constante de  $720 \text{ J}/(\text{kg.K})$  (FREDLUND, 1988). Les valeurs données par l'Eurocode 5 sont du même ordre avec un pic à plus de  $13 \text{ kJ}/(\text{kg.K})$  autour de  $100^\circ\text{C}$ , mais avec une augmentation régulière de la chaleur massique du charbon jusqu'à  $1,65 \text{ kJ}/(\text{kg.K})$  (Figure 49).

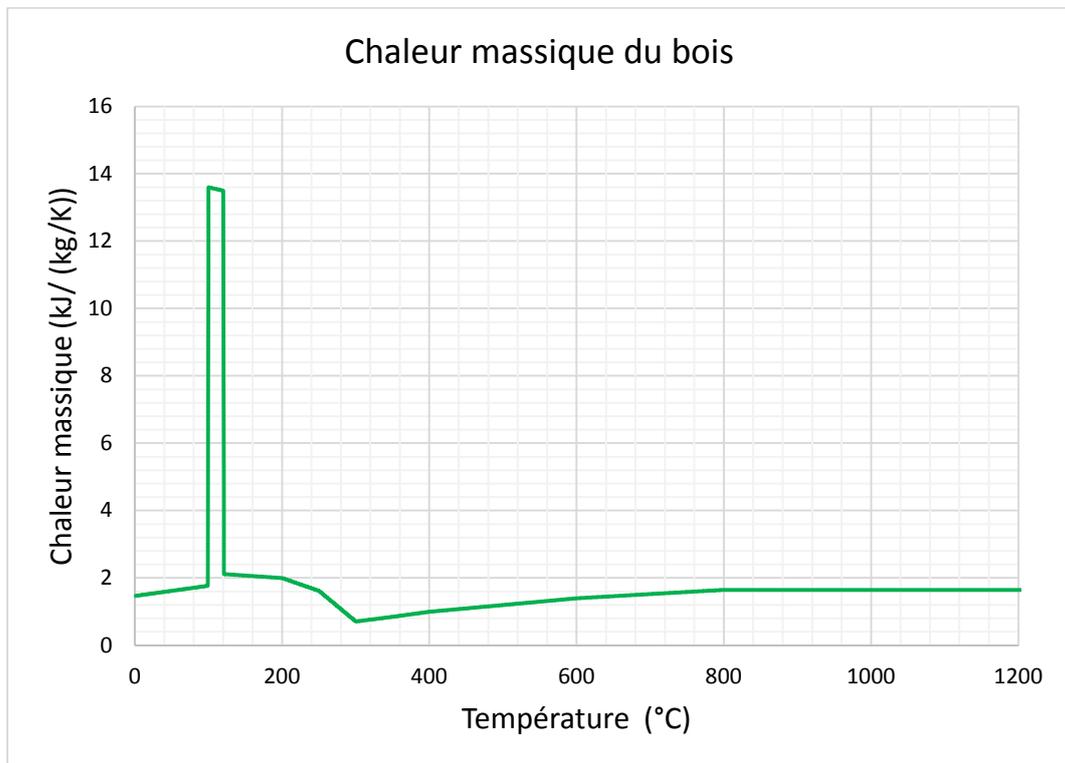


Figure 49 : Evolution de la chaleur massique du bois en fonction de la température selon l'Eurocode 5 (NF EN 1995-1-2, 2005)

### 1.10.6.3. Conductivité thermique du bois

Les valeurs de la conductivité thermique du bois sont importantes pour cette étude car c'est en partie les propriétés isolantes du bois qui sont visées. Or la valeur de la conductivité thermique va varier suivant l'essence du bois en premier lieu, la quantité d'eau contenue dans le bois et sa température.

Les valeurs de la conductivité thermique sont sensiblement les mêmes dans le sens radial et tangentiel. La conductivité dans le sens longitudinal est de 1,5 à 2,8 fois plus élevée. En l'absence de données, la formule (1-58) donne une valeur haute de la conductivité thermique dans les sens radial et tangentiel en fonction de la densité à 12%. La formule (1-59) provenant du livre « Principles of wood science and technology. Vol. I. » (KOLLMANN, et al., 1968) donne des valeurs de conductivité plus proches des valeurs connues pour les résineux :

$$k = 0,62d - 0,15 \quad (1-58)$$

$$k = 0,2005d + 0,024 \quad (1-59)$$

k conductivité thermique en W/(m.K),  
d densité du bois à 12% d'humidité.

Le coefficient de multiplication de la densité peut être exprimé en fonction de la teneur en eau du bois pour un taux d'humidité inférieur à 40% (KOLLMANN, et al., 1968) :

$$k = (0,2 + 0,004h)d + 0,024 \quad (1-60)$$

avec h taux d'humidité du bois.

Il est aussi possible de calculer l'évolution de la conductivité thermique en fonction de la teneur en humidité à partir d'une valeur de conductivité connue à un certain taux d'humidité.

$$k = k_0 \times (1 - 0,0125(h_0 - h)) \quad (1-61)$$

Cette formule est applicable pour un taux d'humidité compris entre 5 et 35%

Finalement même si la conductivité thermique du bois peut varier avec son taux d'humidité, on peut voir grâce aux équations ci-dessus que l'impact est assez faible. D'autant plus que le bois d'œuvre a des taux d'humidité qui sont en règle générale inférieurs à 30%. La conductivité thermique varie sensiblement avec la densité du bois. Mais c'est la variation de température qui a le plus d'impact sur ce paramètre.

Pour les températures inférieures à 200 °C, la conductivité évolue linéairement suivant la formule (1-49) démontrée par F. Kollmann (KOLLMANN, 1936) et tirée des travaux de Nusselt (MAKU, 1954).

$$k = k_0 \cdot \frac{T}{T_0} \quad (1-62)$$

$k_0$  étant la conductivité à la température  $T_0$  avec les températures en Kelvin.

Au-delà de 200°C la valeur de la conductivité thermique du bois va diminuer très sensiblement. Le phénomène est sans doute fortement lié à l'élimination de l'eau liquide.

A partir de 300°C, le bois s'autoenflamme. Il subit une dégradation thermique la vaporisation en totalité de l'eau contenue dans les fibres du bois, la vaporisation et la combustion des gaz formés. La nature du bois change et il se transforme en charbon. Du fait de la formation de fissures importantes, la convection et le rayonnement vont se produire également à l'intérieur du matériau. Cela va avoir un impact important sur l'évolution de la conductivité thermique.

Il existe des modèles plus précis qui permettent de connaître l'évolution de la conductivité thermique du bois en fonction de la densité, de la teneur en humidité et de la température de 250 à 1473 Kelvins. Le modèle inclus les phénomènes de convection et de rayonnement. (THUNMAN, et al., 2002). En première approche, ce sont les valeurs données par l'Eurocode 5 (NF EN 1995-1-2, 2005) qui peuvent être utilisées (Figure 50). Les valeurs sont globalisées et ne tiennent pas compte du sens de l'orientation des fibres. Elles sont données pour un feu normalisé et un bois à 12% d'humidité. Après 500°C, les valeurs sont des valeurs apparentes de la conductivité de la couche carbonneuse qui prennent en compte la détérioration du matériau. Au-delà de 1200°C, le bois est proche de l'état de cendre. Il est possible de considérer que le matériau a complètement disparu.

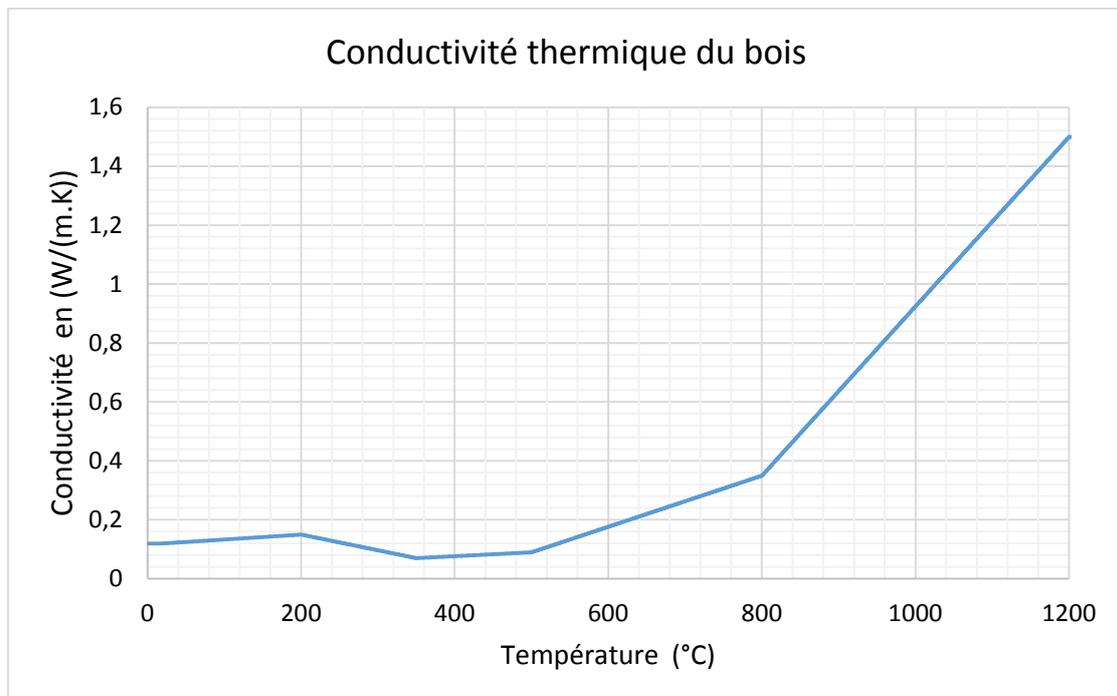


Figure 50 : Evolution de la conductivité thermique du bois en fonction de la température selon l'Eurocode 5 (NF EN 1995-1-2, 2005)

### 1.10.7. Comportement des structures bois en situation d'incendie.

Les bâtiments en structures bois peuvent avoir une bonne tenue au feu (BUCHANAN, 2017). La résistance au feu d'un élément de structure en bois vient du fait que le bois va se consumer en surface mais qu'une partie de la section reste intacte. Les valeurs du module d'élasticité (Figure 51) et des contraintes limites (Figure 52) diminuent avec la température mais l'élément garde pratiquement une résistance mécanique proportionnelle à la section de bois intacte. De plus, la conductivité thermique réelle du charbon de bois est très faible. Lors de la carbonisation du bois, la couche charbonneuse va jouer le rôle d'isolant et limiter l'augmentation de la température du cœur de l'élément.

Le comportement thermomécanique du bois en situation d'incendie fait l'objet de différentes études (THI, 2017).

Le calcul de résistance mécanique au bout d'un certain temps d'exposition au feu, se fera sur la section résiduelle de bois et l'estimation de la section efficace. Cette section dépend de l'épaisseur de la couche de charbon. Les valeurs de résistance seront coefficientées conformément aux prescriptions de l'Eurocode 5. (NF EN 1995-1-2, 2005).

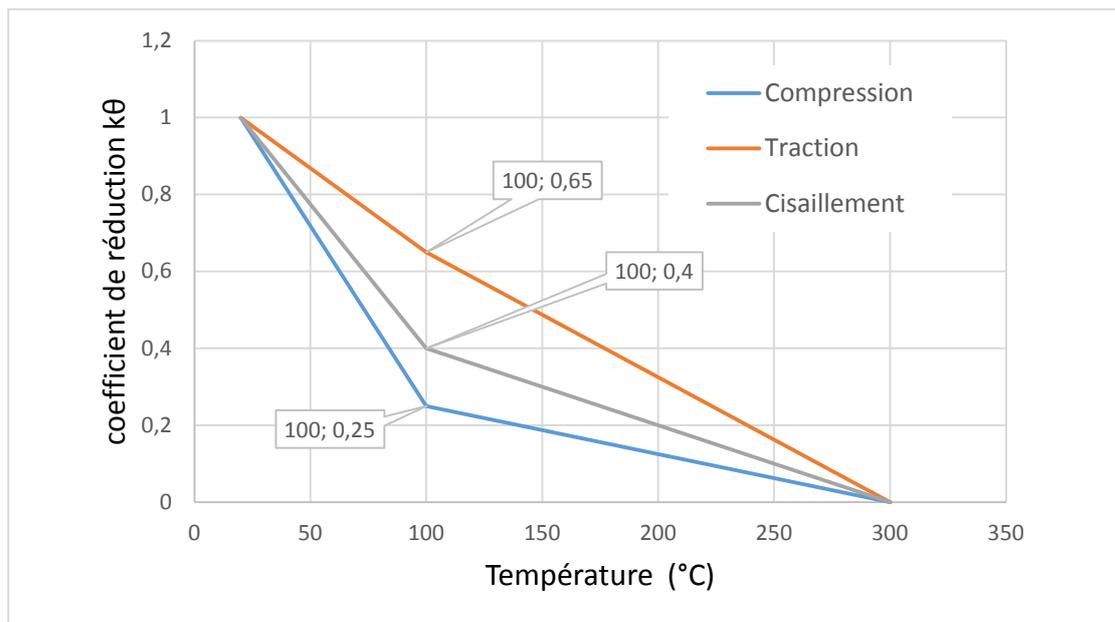


Figure 51 : Coefficient réducteur des contraintes de compression, traction et cisaillement sens longitudinal en fonction de la température (NF EN 1995-1-2, 2005)

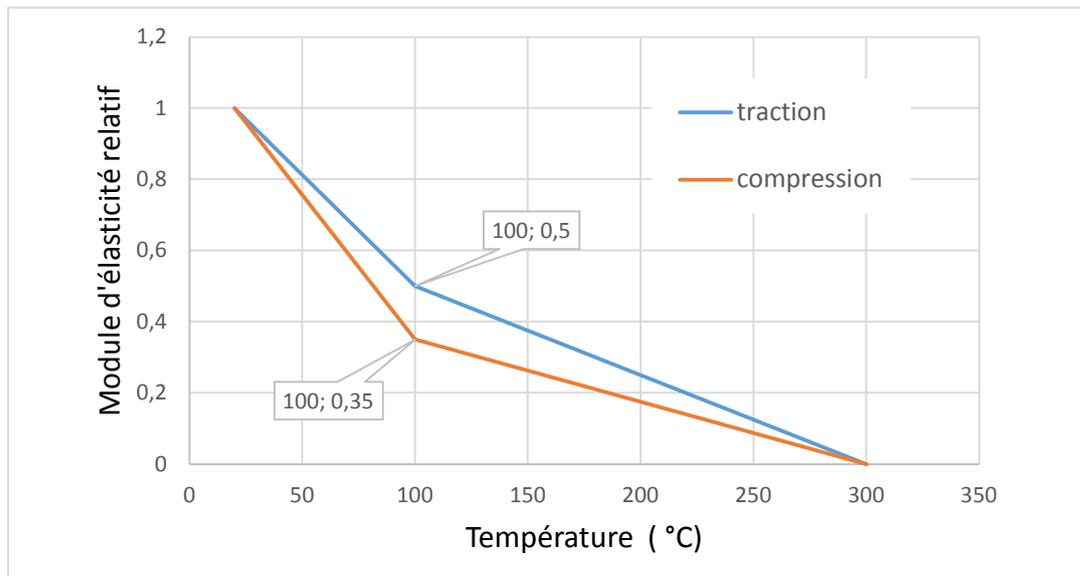


Figure 52 : Evolution du module de traction et de compression relatif en fonction de la température, sens longitudinal (NF EN 1995-1-2, 2005)

### 1.11. Bois, acier ou les deux ?

La Figure 53 montre les dommages subis par des granges à foin lors d'un incendie. On constate que les poteaux de la structure acier de la grange de Crau (photo de droite) se déforme sous l'effet de la chaleur. La structure bois de grange vosgienne (photo de gauche) s'est calcinée et s'est cassée par endroit mais les plus gros éléments de la structure sont restés en place. On a ici une illustration du comportement des matériaux mais l'état final de chaque structure dépendra bien entendu de l'intensité de l'incendie.



Photo Valérie FARINE (PIGNOL, et al., 2016)



Photo Vosges Matin/Mickaël DEMEAUX (DEMEAUX, 2019)

Figure 53 : Incendies de granges : une en structure acier (photo de Valérie FARINE) et une en structure bois (Photo de Mickaël DEMEAUX)

Au regard des propriétés de chaque matériau, leur association peut être un atout dans la résistance au feu des structures.

L'acier est le matériau de construction qui offre les meilleures résistances mécaniques. Il permet de réaliser des structures avec des poutres de très grande portée et des poteaux de grande hauteur. Mais cette résistance décroît avec l'augmentation de la température. Lors

d'un incendie, l'acier perd une grande partie de sa résistance mécanique avec l'augmentation de la température.

Le bois lui est combustible. Sa résistance mécanique diminue avec la réduction de la section de bois qui se carbonise à partir de 300°C.

Le bois a toutefois de bonnes propriétés thermiques et contient naturellement de l'eau. Potentiellement, l'eau du bois en s'évaporant peut avoir un effet protecteur complémentaire vis-à-vis de l'élévation des températures des éléments de structure.

Il existe des études de résistance au feu sur le mariage acier bois au niveau des ancrages acier des poutres bois. Elles montrent un retard d'échauffement de l'acier avec un palier vers 100°C (AUDEBERT, 2010), (SAMAKE, et al., 2014), (AUDEBERT, et al., 2020).

Le bois a aussi des qualités esthétiques et régulateur d'humidité. Il peut absorber l'eau ou la restituer suivant les conditions de l'ambiance.

Le Kunimi Town Office Building (Kunimi, 2016) est un exemple de réalisation d'une structure acier alliée à du bois. Les poutres en acier sont enveloppées par des poutres de bois lamellé-collé et un parement bois est ajouté sur les jonctions boulonnées des poutres aciers. Les poteaux sont totalement entourés de bois. Les poutres sont protégées sur trois cotés. Le quatrième coté (partie supérieure) reçoit le plancher (Figure 54).

Cette solution apporte l'avantage de protéger totalement l'acier, mais on ajoute une quantité importante de bois et donc de combustible. L'enrobage en totalité de l'élément de structure en acier suppose le recours à des poutres de bois de grandes dimensions avec un coût non négligeable. Cependant, au-delà des seuls avantages thermiques, la combinaison d'éléments bois et métallique offre la possibilité de renforcer mécaniquement la structure métallique. En effet plusieurs études montrent un certain bénéfice à associer aux poutres métalliques des éléments bois. Jurkiewicz a montré que dans le cas de profilés laminés, le bois peut apporter un renforcement au déversement ainsi qu'au voilement (JURKIEWIEZ, et al., 2017).

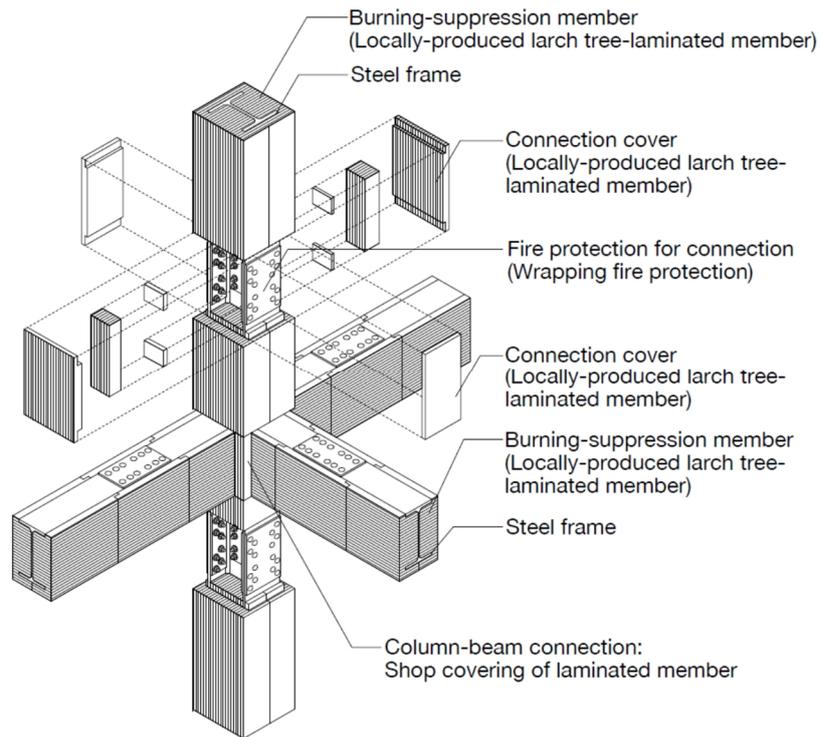


Figure 54 : Schéma d'assemblage de la structure des bureaux de Kunimi (Kunimi, 2016)

Les essais au feu réalisés sur des poutres hybrides composées de bois lamellé-collé autour d'un profilé acier ont montré un réel effet protecteur pour l'acier. L'essai de Izumi sur une poutre IPE 300 enrobée de bois lamellé collé montre un échauffement de l'acier inférieur à 400°C sur toute la durée de l'essai avec une montée en température à 1000°C en 90 minutes et une phase de refroidissement jusqu'à 400°C au bout de 240 minutes (IZUMI, et al., 2016).

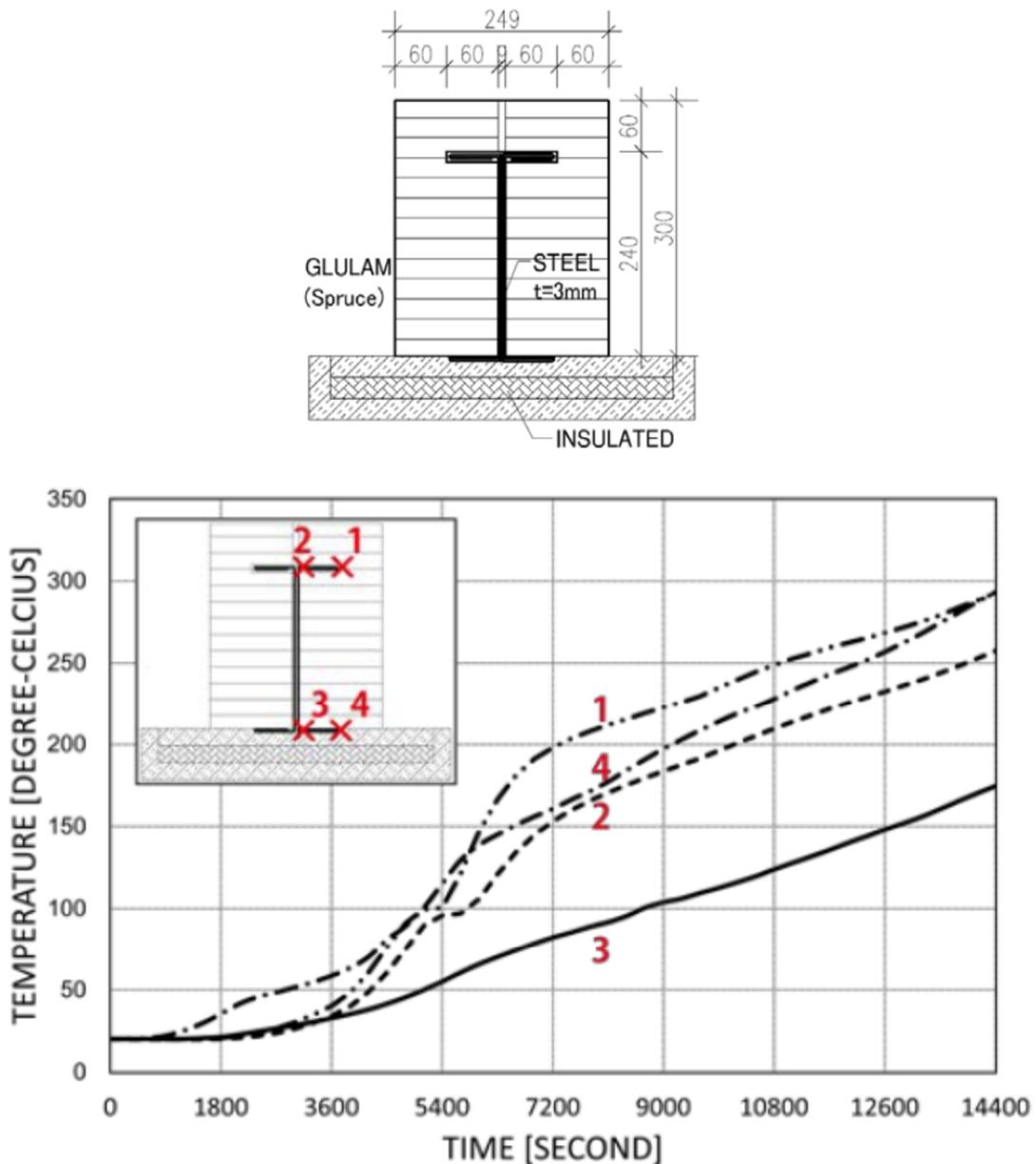


Figure 55 : Essai sur poutre acier enrobée de bois lamellé- collé (IZUMI, et al., 2016)

Les essais de LE porte sur différents enrobages de bois sur un IPE de 150 exposés sur quatre faces. (LE, et al., 2019). Les essais montrent également que la température du profilé reste inférieure à 500 °C au bout d’une heure d’exposition dans des conditions proche d’un feu normalisé. Ces deux études démontrent l’intérêt de cette association de l’acier et du bois. Chaque étude montre un palier très important à 100°C de la courbe d’échauffement de l’acier. Ce palier tient essentiellement à la quantité d’eau contenu dans le bois. D’autres tests pourront apporter de nouvelles informations sur cette association.

### 1.12. Conclusion et objectifs

Cette première partie a permis de bien cerner les différents phénomènes physiques liés à la thermique mis en jeu et de faire un état des connaissances actuelles sur le comportement

des structure aciers en situation d'incendie. Elle donne aussi une vue de l'évolution des caractéristiques thermiques et mécaniques de différents matériaux comme l'acier, le bois ou le plâtre.

Elle met aussi en évidence l'étendue des études menées sur les peintures intumescentes. Mais les protocoles sont très variés et ne permettent pas forcément d'évaluer les performances réelles de la protection dans des conditions d'incendie.

L'objectif principal de ce travail est de tester différents types de protection de l'acier. L'étude porte principalement sur la protection par peinture intumescente. Le but est de comprendre les mécanismes de protection de la peinture du point de vue macroscopique et à partir des essais de pouvoir simuler son comportement. Les essais menés sur le plâtre et la laine de verre permettent d'éprouver les formules de l'Eurocode et de comparer les mécanismes de protection d'isolants d'épaisseurs constantes avec ceux de la peinture intumescente. Le plâtre est un matériau humo physique par excellence qui offre l'une des meilleures protections contre l'échauffement du fait de sa capacité à stocker l'eau. Un autre matériau contenant naturellement de l'eau est le bois. Et contrairement au plâtre, il a aussi de bons résultats en matière de résistance mécanique sous sollicitations thermiques. Il a cependant l'inconvénient d'être combustible. Les essais menés sur l'association du bois et de l'acier ont pour but d'estimer la possibilité d'utiliser le bois en tant que protection passive au feu des éléments de structure en acier.

## PARTIE 2. Essais de protection thermique de l'acier soumis au feu

Cette deuxième partie a pour objectif de rendre compte des différentes campagnes d'essais menées au cours des travaux et de mettre en évidence les résultats obtenus sur les différentes protections testées. Elle comporte un descriptif des moyens expérimentaux. Ensuite, elle aborde les différents essais de résistance au feu réalisés sur des éléments en acier protégés par la peinture intumescente, par le plâtre, ou par le bois.

Les essais réalisés sur les peintures intumescentes ont permis d'observer les mécanismes de protection et d'estimer les temps de protection de l'acier. A partir des valeurs expérimentales des essais de protection par la peinture intumescente, et de l'équation d'échauffement de l'acier protégé de l'Eurocode 3 (NF EN 1993-1-2, 2005), il a été possible de calibrer les paramètres de conductivité apparente de la peinture intumescente.

La protection par le plâtre a été testée dans le four en béton cellulaire et au four électrique. Les courbes de température obtenues pour le plâtre ont également été comparées à l'équation d'échauffement de l'acier protégé de l'Eurocode 3 (NF EN 1993-1-2, 2005).

Les essais au four électrique sur les protections par le plâtre ont été comparés à un essai avec une protection en laine de verre d'épaisseur identique réalisé dans les mêmes conditions.

Cette partie aborde aussi les mesures faites sur les essais de protection de l'acier par le bois. Les essais sont menés sur des poutres en I et en T où l'âme est protégée par des éléments en bois. Certaines sections en I ont été totalement encapsulées (âme et semelles protégées par le bois).

## 2.1. Les dispositifs expérimentaux utilisés pour les essais

Les moyens mobilisés pour les essais sont un four avec une source de chaleur permettant des élévations de température suivant la courbe de feu normalisé ainsi que des systèmes de mesure de la température dans le four et dans les différents matériaux testés.

### 2.1.1. Acquisition et thermocouples

Les températures du four, de l'acier et du bois (le cas échéant) sont enregistrées en continu via une centrale d'acquisition de 20 voies de mesures. La mesure des températures est réalisée au moyen de thermocouples de type K. Etant donné les plages de températures des essais (de 5 à 1200°C), les thermocouples de type K offrent l'une des meilleures solutions dans ces gammes de température (les thermocouples de type N auraient pu convenir aussi à condition de ne pas dépasser 1200°C). Les thermocouples de type R et S ont des plages de températures allant au-delà de 1200°C mais avec un risque de défaillance mécanique à hautes températures. Le type B est plutôt recommandé pour les hautes températures au-delà de 870°C. Ces trois types de thermocouples à base de matériaux précieux sont plus coûteux et pas forcément mieux adaptés au vu des besoins, (ASTM, 1993). Dans les essais, des thermocouples chemisés en gaine inox de 1,5 et 3 mm utilisables jusqu'à 1100°C et des bobines de câbles thermocouples monobrin en soie de verre haute température et soie de verre sous gaine inox garantis jusqu'à 800°C, sont utilisés. Les diamètres utilisés sont 0,5 et 0,8 et 1,29 mm.

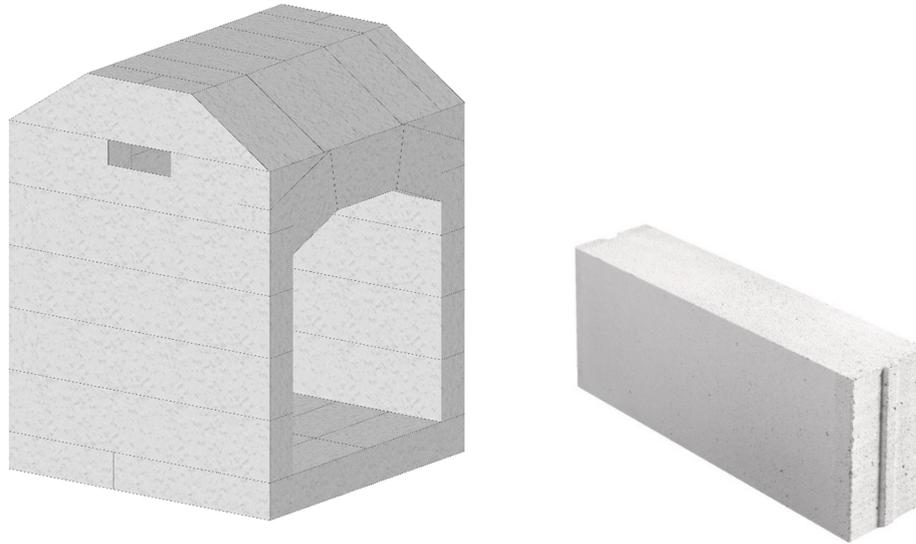
Bien que les thermocouples utilisés soient prévus pour des températures élevées et malgré des protections additionnelles comme des gaines ou des tubes céramiques, les expositions fréquentes à plus de 1000°C génèrent un vieillissement prématuré des thermocouples.

### 2.1.2. Les fours d'essais

#### 2.1.2.1. *Le four d'essais avec parois en béton cellulaire*

Les premiers essais ont été réalisés sur des éprouvettes d'acier recouvertes d'une peinture intumescente. Pour réaliser ces essais, nous disposons d'un four constitué de blocs de béton cellulaire construit sur place et équipé de deux brûleurs fioul avec puissance et réglages approximatifs. Ce four présente l'avantage d'être peu coûteux car les matériaux utilisés sont simples et de mise en œuvre facile. En effet les blocs ont été taillés à la scie et ils sont assemblés entre eux sans mortier. Les blocs de béton cellulaire de 15 cm d'épaisseur comportent des nervures sur les côtés qui facilitent l'emboîtement. Le matériau a l'avantage d'être léger et présente de bonnes caractéristiques thermiques : la conductivité du matériau est d'environ 0,125 W/(m.K) pour une masse volumique de 400 kg/m<sup>3</sup> (RT2012, 2010). C'est également un matériau incombustible. En revanche, il n'est pas prévu pour résister à la chaleur. Après quelques montées en température, les blocs se dessèchent, se craquellent, s'effritent et deviennent cassants (GHAZI-WAKILI, et al., 2015). Le four a donc été refait à neuf avec l'adjonction d'une protection intérieure en plaque silico calcaire PROMATECT L500<sup>®</sup> fabriquée par Promat<sup>®</sup> de 50 mm d'épaisseur (ANNEXE 1). Les plaques silico calcaires sont des

produits utilisés en protection passive au feu des structures et offrent des protections sous feu normalisé pouvant aller jusqu'à 3 heures pour une température critique de 550°C (PROMAT, 2022). Ces plaques ont permis de prolonger la vie des blocs cellulaires et de faire des essais supplémentaires par rapport à la première version. Au fil des essais, les plaques se sont également desséchées et ont fini par s'écrouler.



*Figure 56 : Vue axonométrique du four de béton cellulaire fabriqué sur le site de l'IP (IUT Montluçon)*

Les premiers essais réalisés sur les plaques d'acier nues ou peintes ont présenté deux défauts majeurs. En premier lieu, la courbe de montée en température dans le four suit la courbe de feu normalisé seulement pendant les trente premières minutes. A la suite de quoi, la température n'a pas pu monter au-delà de 800°C avec une évolution très inférieure à la courbe du feu normalisé (Figure 57). La chaleur produite par les deux brûleurs n'est pas suffisante pour compenser les déperditions de chaleur du four. Les déperditions peuvent s'expliquer par l'écart important de température entre l'intérieur et l'extérieur du four, ainsi que la faible épaisseur des parois du four. Une partie de la chaleur produite par les brûleurs est également perdue par les fumées qui s'évacuent directement par une ouverture sur le côté du four (Figure 56).

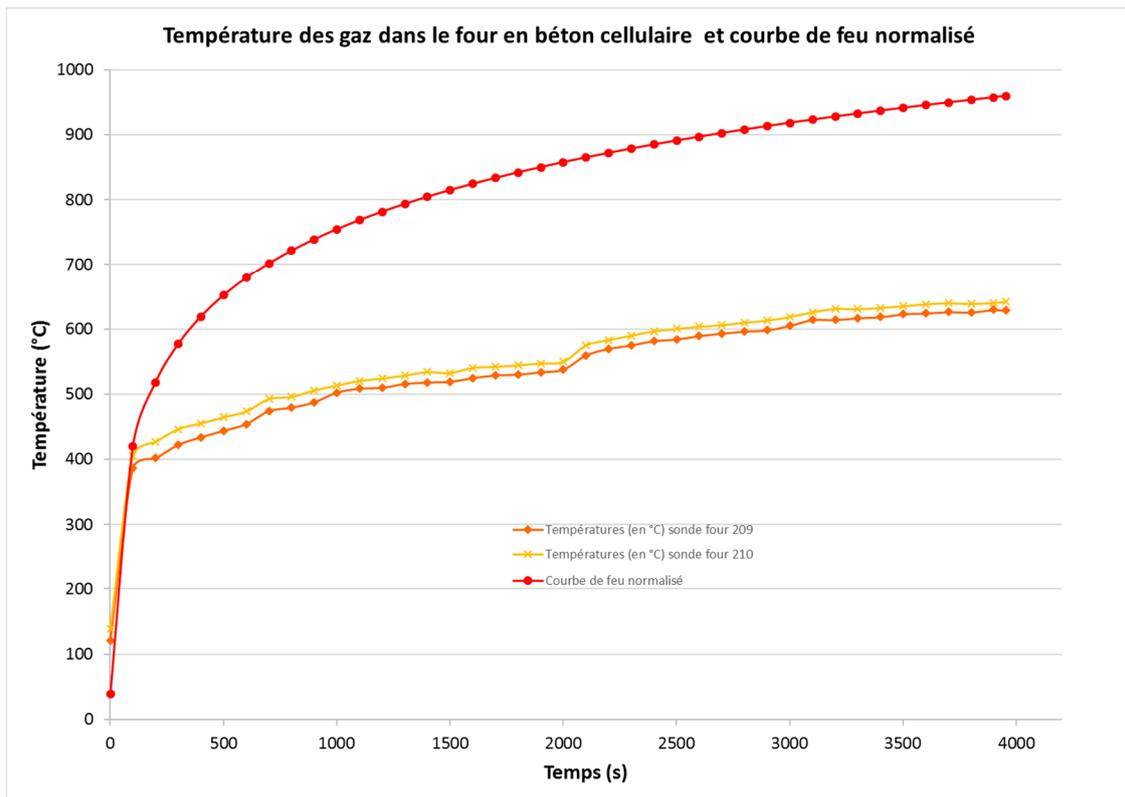


Figure 57 : Courbes de montée en température du four (essai 1)  $T(t) = 74,204 * \ln(t) - 1,7285$

Le deuxième défaut attribué au four, est l'élévation de température inférieure à la théorie (1-35) des plaques d'acier non protégées. En effet, tous les essais réalisés dans le four ont fait ressortir une température d'acier de 100°C moins élevée que les valeurs attendues de la courbe théorique d'échauffement de l'acier (Figure 87). L'hypothèse émise (mais non vérifiée) a été la trop forte inertie des parois du four vers lesquelles l'acier rougi aurait rayonné. La norme d'essais de résistance au feu (NF EN 1363-1, 2020) recommande un four avec des parois de faible inertie (masse volumique inférieure à 1000 kg/m<sup>3</sup>).

Bien que le béton cellulaire présente une inertie assez faible (400 kg/m<sup>3</sup>), il semblerait que la paroi a une certaine capacité d'absorption de la chaleur. L'ajout des plaques silico calcaires de faible inertie (500 kg/m<sup>3</sup>) quoique légèrement supérieure au béton cellulaire, et de résistance thermique meilleure ( $\lambda = 0,09$  W/mK) n'a rien changé. Les problèmes constatés sur les premiers essais étaient toujours les mêmes à savoir une courbe de feu inférieure à la courbe de feu normalisé et des températures de l'acier trop faibles par rapport à la théorie (1-35).

Pour pouvoir situer nos résultats par rapport à la majorité des études existantes dans la bibliographie, il est nécessaire de réaliser les essais en s'approchant le plus possible de la courbe de feu normalisé. L'amélioration du four est donc devenue une priorité.

### 2.1.2.2. Le four électrique

Nous disposons d'un petit four électrique. Il permet des montées en température jusqu'à 1200°C. Mais la puissance disponible ne permet pas de réaliser la rapide montée en température de la courbe de feu normalisée. De plus, les dimensions du four (hauteur 20 cm, largeur 20 cm et profondeur 40 cm) limitent fortement la taille des éprouvettes. Les tests sont

donc limités à de petites éprouvettes. Les parois du four sont en blocs de béton réfractaire. La taille et la composition des parois laisse présager les mêmes phénomènes d'absorption du rayonnement de l'acier et des risques d'effet de bord (interaction des parois du four dans l'échauffement de l'acier par des phénomènes parasites de rayonnement ou de convection du fait de la proximité de l'éprouvette avec la paroi).

Ce four a permis de réaliser quelques tests et surtout d'exposer les pyromètres à plaque à 1000 °C avant la première utilisation suivant les préconisations de la norme (NF EN 1363-1, 2020).

### 2.1.3. Construction du four d'essai à parois légères en Superwoolblanket® et coque acier dit « four acier »

#### 2.1.3.1. *Les différents choix possibles*

Les difficultés rencontrées avec le four en béton cellulaire et le four électrique ont conduit à la conception et à la réalisation d'un nouveau four. Plusieurs solutions étaient envisagées. La première consistait à reprendre la même conception avec le même matériau et d'augmenter la puissance des brûleurs. La deuxième solution était d'améliorer la résistance dans le temps du nouveau four en utilisant des briques réfractaires à la place du béton cellulaire et d'avoir recours à un matériau isolant de plus faible inertie comme la laine minérale SuperwoolBlanket. L'objectif étant d'atteindre des températures de plus de 1000°C, le choix s'est orienté vers une puissance des brûleurs jusqu'à 80 kW, un four de petite taille, plus léger, mobile et dans un matériau de très faible inertie. L'exploration du marché a montré qu'il y a deux familles d'utilisateurs : les industriels qui ont un process qui nécessite une cuisson et les artisans type verriers et potiers. Pour les industriels, les fours sont souvent très imposants avec des formes en tunnels équipés de convoyeurs. Les pièces sont cuites en général à température constante. Les sources d'énergie les plus utilisées sont l'électricité et le gaz naturel. Ces fours sont le plus souvent fabriqués sur mesure. Les fours de potiers et de céramistes sont plus petits utilisant généralement le gaz naturel, le propane ou l'électricité. L'avantage de tels produits est l'existence de modèles standards de petites tailles avec des coûts raisonnables.

Les produits commerciaux présentaient une alternative possible à notre four initial. Cependant il n'était pas certain que le produit répondrait à nos besoins pour les essais. Ces fours entièrement en briques semblaient également lourds, peu mobiles et donc incompatibles avec la nécessité de déplacer le four à l'extérieur pour les essais et l'entreposer à l'abri après les essais.

Pour ces fours, les brûleurs gaz sont positionnés sous le four avec une flamme verticale. Mais il n'y a pas d'écran de protection entre les brûleurs et la partie utile du four. Ces fours sont prévus pour la cuisson des grès et des céramiques qui supportent la flamme directe. Dans le cadre des essais au feu, il ne faut pas que les éprouvettes soient mises en contact avec la flamme.

Les mesures à faire pour les essais nécessitent un grand nombre de thermocouples et pas seulement le simple contrôle de température utilisé pour la cuisson des poteries. Il faut les pyromètres à plaque (NF EN 1363-1, 2020) en nombre suffisant en plus des thermocouples des mesures faites sur les éprouvettes. Les essais menés sur le four électrique ont montré les difficultés de passage des thermocouples au niveau de la porte, le four n'étant pas conçu à cet effet. De plus, les fils de thermocouple sont plutôt rigides. Ce qui rend leur manipulation délicate.

Plutôt que d'acheter un modèle commercial ne correspondant pas aux besoins, le choix a été fait de construire un nouveau four.

### *2.1.3.2. Prospection et cahier des charges*

Les recherches pour la construction du four ont commencé par la visite du laboratoire d'essai au feu de l'université de Liège. Il dispose de deux fours gaz pour tester les parois horizontales et les parois verticales grandeur nature et d'un four électrique. Les fours sont ouverts et la fermeture est faite par l'élément à tester. Leurs équipements permettent de réaliser tous les essais normalisés sur tous les éléments de construction.

L'autre référence consultée, est le CSTB (Centre Scientifique et Technique du Bâtiment). Il a un four vertical pour tester au feu des éléments de trois mètres par trois mètres, d'un four horizontal pouvant éprouver des éléments de structure jusqu'à 5 m et d'un four modulaire pour tester des structures pouvant aller jusqu'à 9 mètres de hauteur et des portées de 7 mètres (CSTB, 2015).

Pour la présente étude, les tests à réaliser portent sur des petits éléments. Ainsi le four envisagé est inspiré de la taille du modèle BRETAGNE GAZ 300 de COMO céramique service (ANNEXE 7).

Sa conception est fortement inspirée de deux sites web de potiers qui font part de leur expérience dans l'auto-construction de leur four (Four, 2007) (DESCAMPS, 2020). Il existe beaucoup de variantes dans la construction de four pour la poterie, mais l'intérêt des deux sites retenus est l'utilisation de matériaux isolants supportés par une structure en acier. Leurs modèles se rapprochent des fours du commerce fabriqués par ROHDE et COMO céramique service (ANNEXE 7).

Les critères de choix pour la réalisation du four sont les suivants :

- Être mobile, et donc le moins lourd possible
- Avoir une puissance suffisante pour maintenir la courbe de feu normalisé pendant au moins une heure. Cela implique de minimiser les pertes par les parois et par les fumées.
- Avoir une répartition de la chaleur la plus uniforme possible dans le four.

- Avoir une utilisation dans les meilleures conditions de sécurité, y compris des parois externes non brûlantes. Il est donc nécessaire d'assurer une isolation de tout le four pour limiter les points chauds.

### 2.1.3.3. Conception

L'enveloppe extérieure du four est constituée d'une coque en tôles acier de 1,5 mm d'épaisseur et des tubes en acier (30x30x2 mm). Le four est équipé de roues et deux brûleurs fioul sur l'un des côtés (Figure 58). La taille extérieure du four ne dépasse pas 1 m<sup>3</sup> et la porte est totalement amovible. Elle sera plaquée grâce à quatre fermetures de serrage.

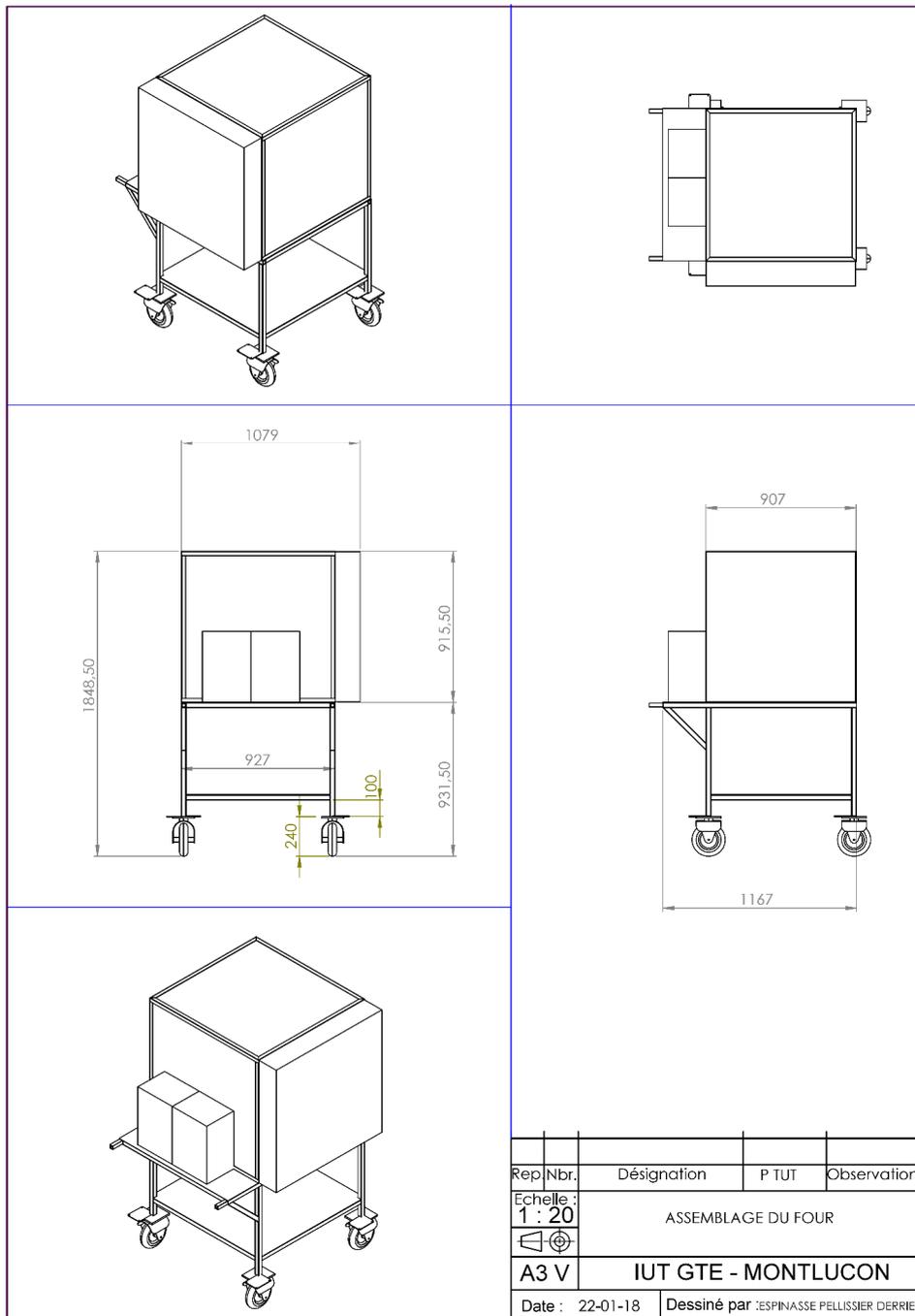


Figure 58 : Dimensions hors tout du four

L'aménagement intérieur est prévu en brique réfractaire de faible densité (masse volumique de 480 kg/m<sup>3</sup>) de classe 23 donnée pour une résistance à des températures de 1230°C (ANNEXE 5). Les briques vont servir à réaliser la sole du four et le conduit de cheminée. L'isolation des parois du four est prévue en isolant Superwoolblanket® HT de masse volumique égale à 128 kg/m<sup>3</sup> et résistant à des températures de 1200°C. L'isolation est réalisée en trois couches de 50 mm chacune sur les parois latérales et la voûte et d'une seule couche derrière la cheminée. Il est possible de prendre un isolant moins résistant pour les couches extérieures, mais pour assurer une résistance thermique durable dans le temps, les trois couches sont identiques. Avec ce choix de matériaux, deux couches auraient pu suffire. En effet, un test de propagation de la chaleur a été pratiqué sur le four électrique. L'ouverture du four électrique a été fermée par deux couches de 50 mm chacune et la température du four a été portée à 1000°C pendant une heure. A la fin du test, la température mesurée entre les deux couches est de 350°C et celle à l'extérieur est de 60°C. Etant donné les pertes par convection sur la couche extérieure, cette température a été estimée trop élevée. Et il a été jugé préférable de mettre trois couches d'isolant. L'isolation est complétée par endroit par une nappe de 10 mm notamment sur la porte et pour renforcer l'étanchéité à la jonction entre les tôles de la voûte et le conduit de cheminée. Pour faciliter sa manipulation, la porte est isolée en utilisant du Superwoolblanket® avec une masse volumique égale à 96 kg/m<sup>3</sup>.

Pour la fixation des briques, le choix s'est porté sur un ciment pâteux prêt à l'emploi résistant et un mastic haute température pour coller l'isolant par endroits. L'isolant est maintenu sur la paroi par des attaches CERAFIX® en céramique vissées sur une tige acier soudée à l'enveloppe du four (Figure 59).

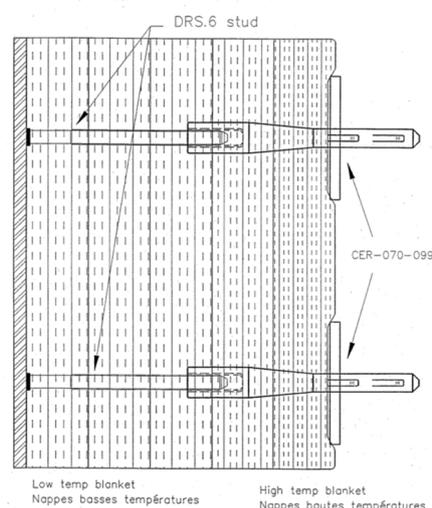


Figure 59 : Ancrage CERAFIX®

La masse totale de l'ensemble est estimée à 300 kg (Figure 66).

Avec sa porte, le four est opérationnel et il va être possible de procéder aux essais.

#### 2.1.3.4. Phase essai du four

Pour le premier essai, l'emplacement des pyromètres à plaque n'est pas encore déterminé. La température dans le four est mesurée par des thermocouples chemisés à différents endroits dans le four. Tous les thermocouples enregistrent une montée en température proche de l'allure de la courbe d'équation  $345 \log(8t+1)$  mais avec une température initiale de 200°C. L'essai avec les deux brûleurs a débuté à cette température car il a fallu plusieurs manipulations pour arriver à lancer les deux brûleurs en même temps. Il y a aussi deux courbes de l'essai qui présentent une brusque variation après 2000 secondes. Il s'agit probablement d'un phénomène local de post combustion des gaz. A moins que le thermocouple soit défaillant à cause des niveaux de températures atteints. Les autres thermocouples ne sont pas affectés (Figure 60).

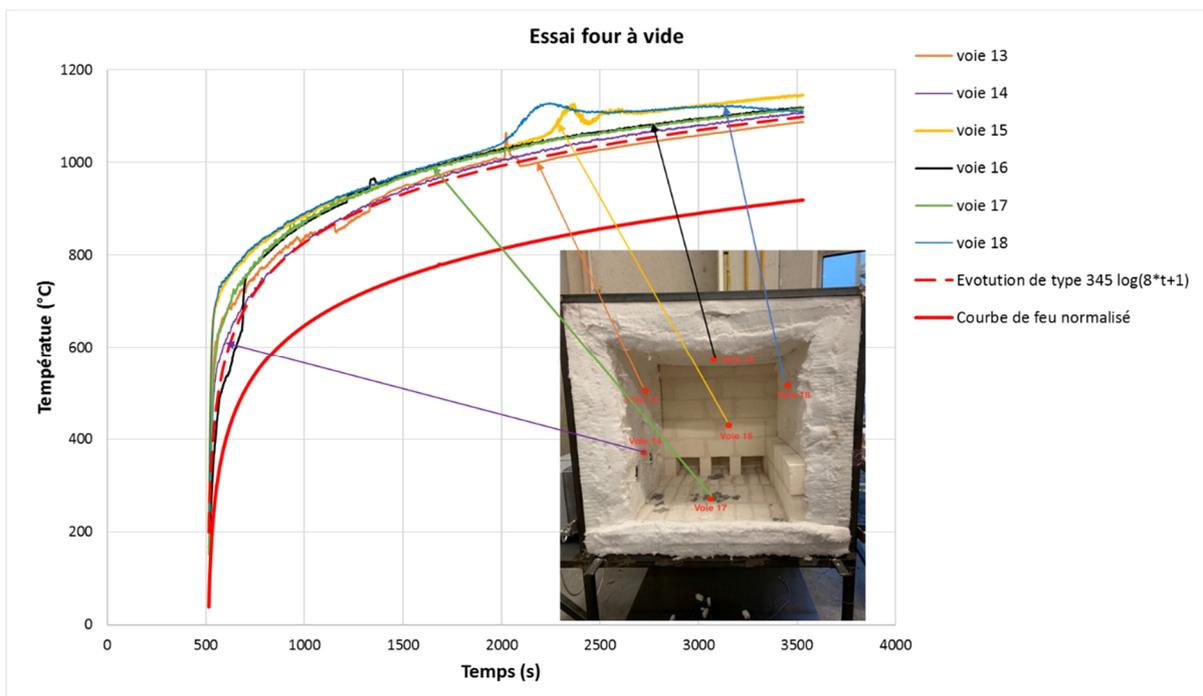


Figure 60 : Mesure des températures dans le four à vide

Ce premier essai montre que le four avec la taille choisie, les deux brûleurs et l'isolation, permet une montée en température qui suit l'allure de la courbe de feu normalisé. Mais il y a un écart de 180°C (200°C-20°C) à cause de la température de démarrage de l'essai. En règle générale le premier point de la courbe est proche de la température ambiante soit autour de 20°C plus ou moins 10°C suivant la saison car nos essais sont réalisés en extérieur.

Les mesures de température dans le four par trois pyromètres lors d'autres essais montrent que la moyenne est proche de la courbe de feu normalisé sur les 15 à 30 premières minutes. Par la suite, la moyenne des températures mesurées se situe au-dessus de la courbe de feu normalisé avec un écart maximum de 100°C (Figure 61).

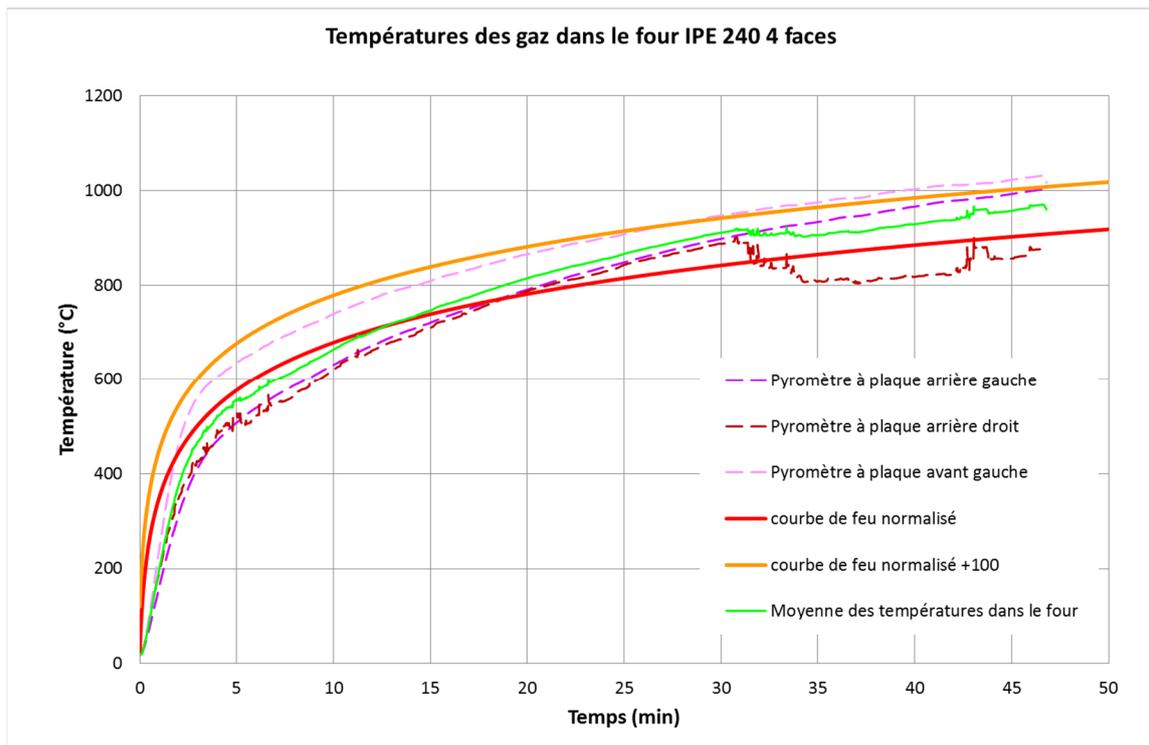
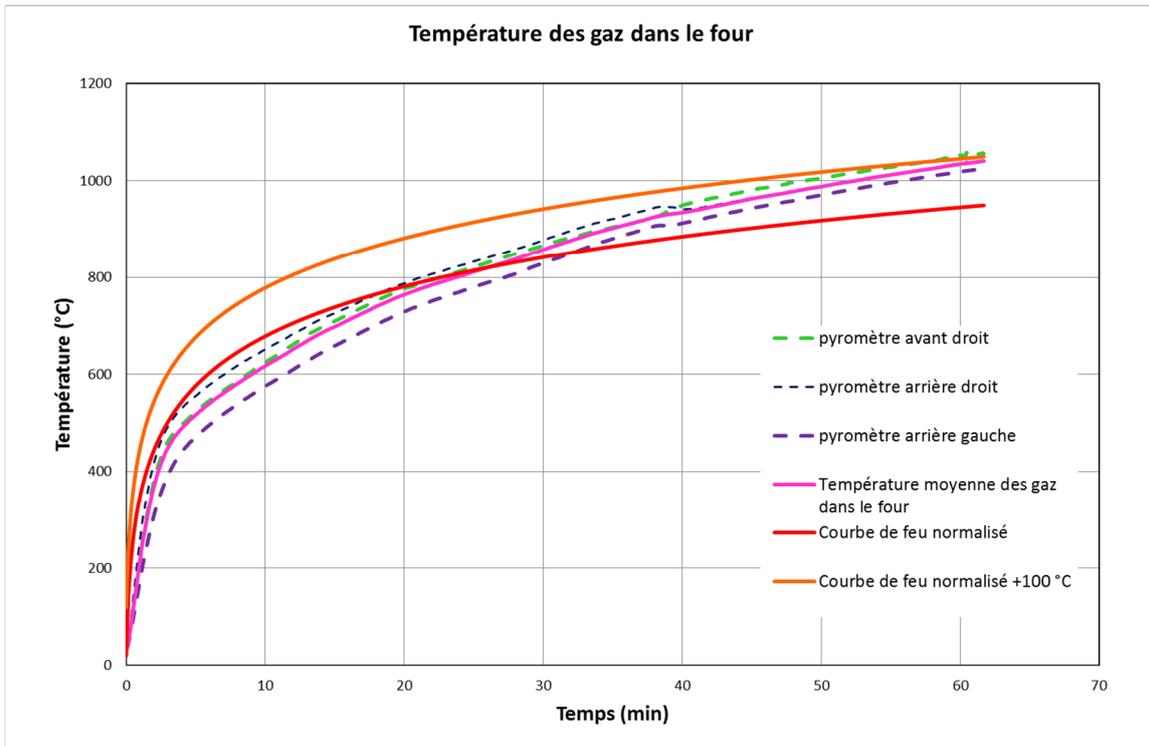


Figure 61 : Températures mesurée dans le four lors d'essais sur un IPE 240

Au regard des résultats de mesure obtenus, l'objectif de construire un four avec une montée en température suffisante est atteint. Pour respecter la courbe de feu normalisé, il est possible de diminuer la puissance des brûleurs ou de moduler leur fonctionnement suivant les besoins.

#### 2.1.4. Choix des brûleurs

Etant donnés les besoins, le four a été équipé de deux brûleurs fioul de marque CUENOD. C'est un matériel courant et d'un coût modeste. Les brûleurs fonctionnent en tout ou rien. Chaque brûleur peut fournir une puissance de 20 à 40 kW (ANNEXE 7). Les brûleurs choisis ne permettent pas de moduler la puissance mais les gicleurs sont changés pour ajuster la puissance. Ainsi, la mobilisation d'un ou de deux brûleurs avec une puissance donnée permet d'aller de 20 kW à 80 kW en puissance.

Les brûleurs sont raccordés à un boîtier électrique de commande de mise en marche et d'arrêt. Chaque brûleur peut être démarré et arrêté indépendamment. Il n'y a pas de régulation prévue hormis celle des brûleurs. Le suivi des températures dans le four est réalisé manuellement par l'opérateur. Toutefois, en cas de présence de flamme dans le four (un brûleur déjà démarré ou matériau combustible dans le four), la cellule photorésistante qui conditionne l'arrêt ou le démarrage bloque l'allumage des brûleurs. Il a donc fallu recourir à une petite modification sur le circuit électronique des brûleurs afin de tromper la cellule photorésistante (ANNEXE 7).

#### 2.1.5. Température du four

Pour la mesure de la température dans le four, différentes solutions ont été testées. Au départ, la mesure de la température dans le four était faite au moyen des thermocouples chemisés en gaine inox (Figure 62), puis nous avons opté pour une mesure de température dans le four au moyen de pyromètres à plaque (Figure 63) fabriqués et éprouvés suivant la norme NF EN 1363-1 (NF EN 1363-1, 2020). La mesure est faite avec un thermocouple de type K mono brin de 0,5 mm en soie de verre sous gaine inox fixée dans la plaque du pyromètre et protégé par un isolant. La gaine du thermocouple est insérée dans un tube en céramique afin de le protéger en cas de températures élevées dans le four (Figure 67). Les pyromètres à plaque ainsi conçus sont utilisables cinquante fois au maximum avant d'être changés. Dans les faits, ils se détériorent assez vite et ils sont renouvelés tous les 5 essais en moyenne. 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. On constate seulement un retard au début de la montée en température dans le four comme on peut le voir sur les mesures effectuées du même côté du four avec un pyromètre à plaque et un thermocouple chemisé (Figure 64). Cela est dû au temps de mise en température de la plaque et de l'isolant, alors que les thermocouples chemisés font une mesure directe de la température dans le four.

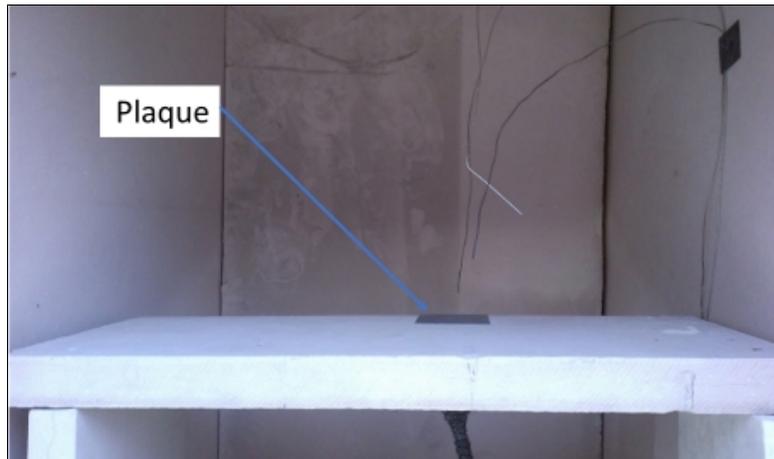


Figure 62 : Mesure de la température des gaz à proximité de la plaque avec des thermocouples chemisés

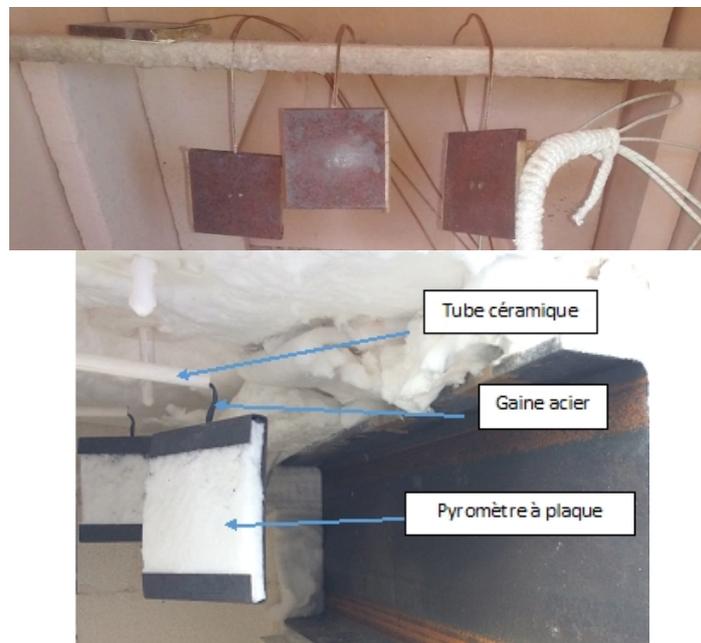


Figure 63 : Pyromètre à plaque pour la mesure de la température dans le four

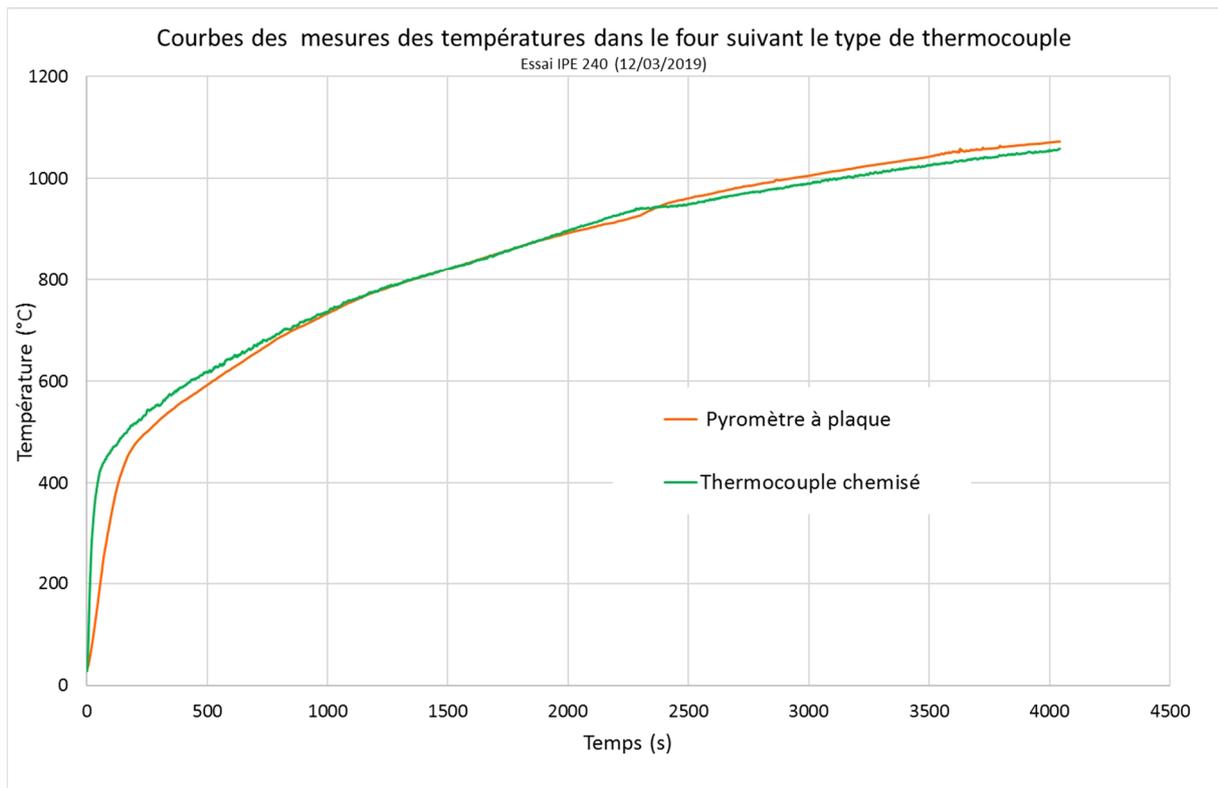


Figure 64 : Courbes de température dans le four suivant les moyens de mesure

#### 2.1.6. Retour d'expérience

Le four ainsi construit a permis la réalisation de la majorité des essais sur le bois et l'acier présentés dans ce mémoire. La construction du four représente une partie importante du travail mené en amont pour aboutir à la phase expérimentale. Le four est facilement manœuvrable et déplaçable. Les parois extérieures chauffent modérément et l'évacuation des fumées se fait bien par la cheminée (pas de fuite même par la porte). Les températures dans le four avec certaines conditions d'essais (matériaux combustibles, réactions exothermiques...) ont atteint des températures de 400°C au-dessus de la courbe de feu normalisée (Figure 65) avec des maximums au-delà de 1200°C. La montée en température du four est même supérieure à celle d'un feu d'hydrocarbure. Les quatre pyromètres installés aux quatre coins du four mesurent la température dans le four. Les courbes de température obtenues montrent une tendance similaire à la courbe de feu normalisé mais avec un écart important. A quarante minutes, l'essai a été stoppé afin de préserver le matériel, d'où la phase descendante des courbes.

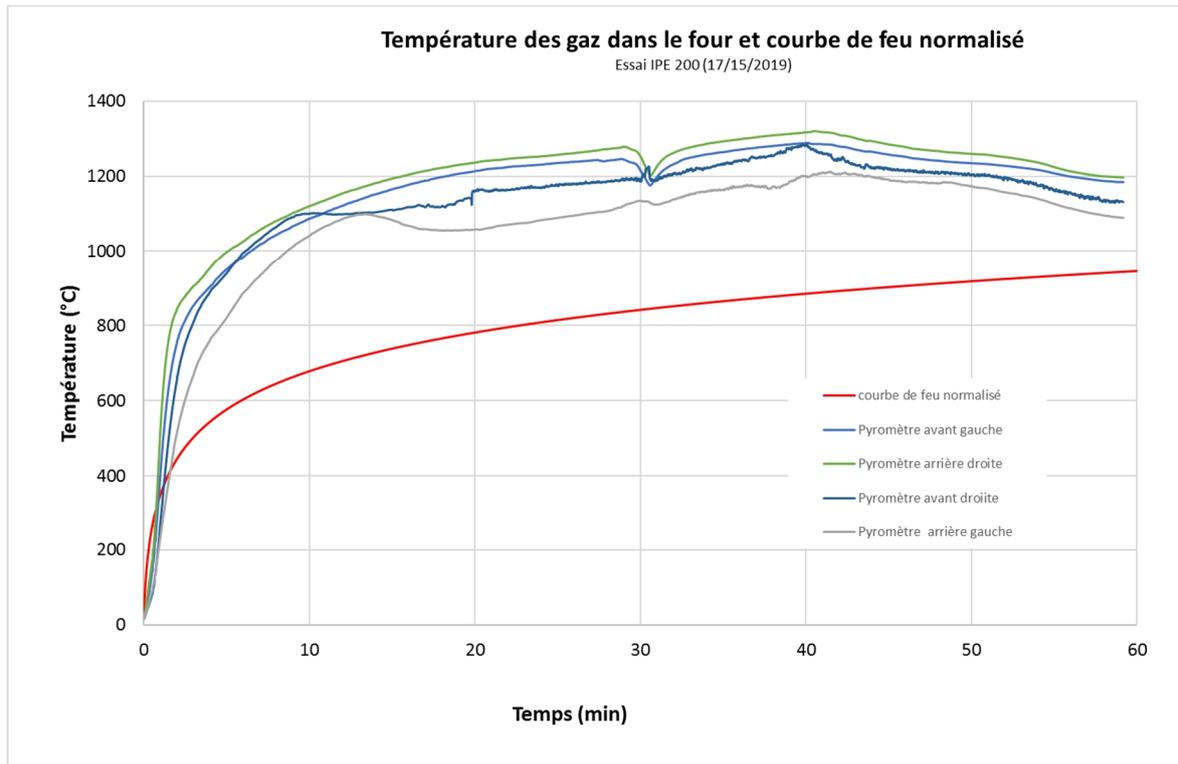


Figure 65 : Courbes des températures dans le four lors d'un essai sur un IPE protégé avec du bois

On note toutefois des écarts de températures dans le four entre l'avant et l'arrière, le côté droit et le côté gauche suivant la disposition des éprouvettes dans le four. Au lieu de disposer les deux brûleurs côte à côte (Figure 66), il aurait peut-être été mieux de les mettre en opposition.



Figure 66 : Four acier version finale avec les deux brûleurs sur le côté gauche

La taille du four et la puissance des brûleurs permet de réaliser un échauffement régulier avec une allure proche de la courbe de feu normalisé sans intervenir sur les brûleurs si les matériaux de l'essai sont incombustibles. Cependant, si la température dans le four augmente trop, la

régulation manuelle tout ou rien n'est pas toujours satisfaisante. L'échauffement des matériaux de faible inertie comme l'acier se trouve très impacté par les cycles d'arrêt et de démarrage en vue de respecter la courbe de feu normalisé.

#### 2.1.7. Mesure des températures de l'acier

De même que pour la mesure de la température dans le four, les mesures sur les éprouvettes testées ont sensiblement évolué entre le premier essai et les essais suivants. Au début, la mesure était faite avec des thermocouples chemisés pour la température de l'acier. Figure 67, on voit les thermocouples qui traversent le support sur lequel la plaque en acier testées est posée et viennent au contact de la plaque. Ce procédé pose plusieurs problèmes. En premier lieu, la mesure se fait par contact, or lors de l'essai et surtout lors de la mise en place, le thermocouple peut s'écarter du support. La température mesurée n'est alors plus celle du matériau, mais celle de l'atmosphère entre le matériau et le thermocouple. Si le contact est maintenu, il y a trois phénomènes : l'effet de convergence, l'effet d'ailette et l'effet de résistance de contact qui crée des résistances thermiques parasites et engendre une erreur de mesure  $\delta\theta$  (BRANDON, et al., 1981)

$$\delta\theta = K.(T - T_E) \quad (2-1)$$

avec T la température à mesurer et  $T_E$  la température de l'environnement et K le coefficient d'erreur.

Dans notre cas de thermocouple et pour la mesure sur un matériau très conducteur comme l'acier, K vaut environ 0,223 (BRANDON, et al., 1981). Il est notable que plus la température de l'ambiance ( $T_E$ ) est élevée plus l'erreur de mesure augmente. Il est possible de diminuer la valeur de K en augmentant la résistance de contact (surface de contact plus grande) et en minimisant l'effet d'ailette. Pour cela il faut veiller à ce que le thermocouple reste le plus proche possible de l'isotherme. Une autre solution consiste à insérer le thermocouple dans le matériau à une faible profondeur dans une rainure. Dans ce cas, il faut que le matériau présente une épaisseur conséquente, car la mise en œuvre est délicate et pourrait altérer la résistance mécanique de l'élément. La mesure la plus fiable, à privilégier pour les matériaux conducteurs, est la soudure directe sur le matériau, au niveau de la soudure chaude, des deux fils de thermocouple à faible distance l'un de l'autre. La mesure donne alors la valeur moyenne de la température de surface (BARDON, et al., 1998). La méthode a l'avantage d'éviter les mesures autres que celle de la température du matériau. Le thermocouple est soudé et immobilisé sur la plaque d'acier afin qu'il soit le plus proche possible de l'isotherme et que la soudure ne lâche pas lors de la manipulation des éprouvettes (Figure 68). Même si les deux fils du thermocouple sont à souder le plus près possible l'un de l'autre, l'écart n'a que peu d'incidence sur la valeur de la température car l'acier est un matériau très conducteur. Si, comme cela se produit parfois, l'une des extrémités se dessoude ou si la jonction est mal faite, les valeurs recueillies seront très loin des valeurs attendues sans équivoque. En général, la courbe des mesures présente un bruit modéré qui permet de confirmer que les valeurs sont

douteuses. L'annexe C des normes NF EN-13381-4 et 13381-8 exclut la fixation mécanique par vis ou boulons des thermocouples (NF EN 13381-8, 2013), (NF EN 13381-4, 2013).



Figure 67 : Positionnement des thermocouples pour la mesure des températures de la plaque

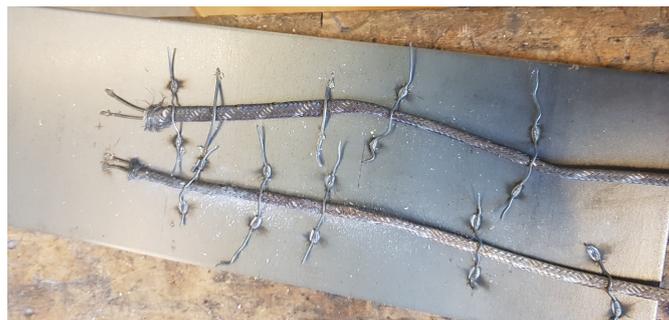


Figure 68 : Thermocouples soudés et immobilisés sur la plaque

## 2.2. Essais de protection de l'acier par les peintures intumescentes

### 2.2.1. Premier essai de test de la peinture

Un essai préliminaire est réalisé avec une seule plaque afin d'observer le comportement de la peinture et de tester le matériel : four en béton cellulaire, centrale d'acquisition et thermocouples. Cet essai porte sur une plaque d'acier carrée de 100 mm de côté, peinte au pistolet. L'épaisseur du film sec de la peinture est de 400  $\mu\text{m}$  (Figure 69). La plaque est chauffée pendant 30 minutes. A la fin de l'essai, on constate que la peinture s'est développée (Figure 70).

La mesure de température est faite sous la plaque au moyen de thermocouples chemisés inox qui traversent la plaque-support silico calcaire. Il y a cinq mesures positionnées suivant le schéma de la Figure 71 (voir aussi Figure 67). La température du four est mesurée également au moyen d'un thermocouple chemisé (Figure 73). Un thermocouple a également été placé sur la peinture au-dessus de la plaque.

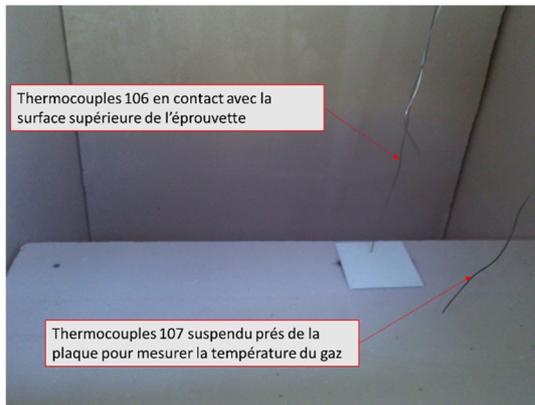


Figure 69 : Plaque carrée de 100 mm posée sur une plaque de silico calcaire dans le four.

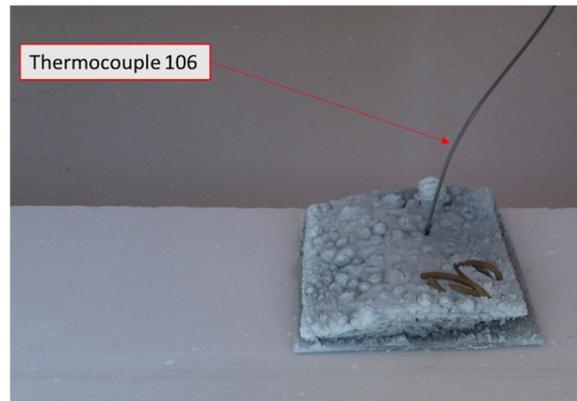


Figure 70 : Développement de la peinture intumescente après l'essai.

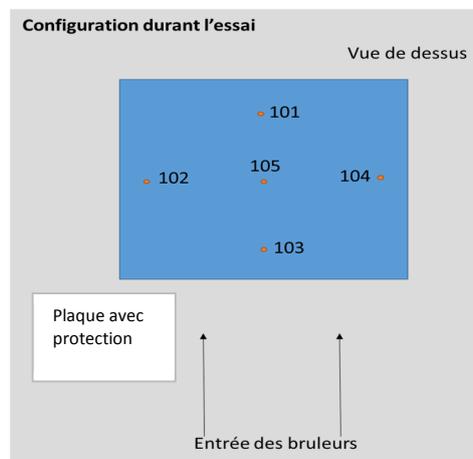


Figure 71 : Schéma des points de mesure de température sous la plaque

Au niveau des mesures de température on remarque que la température dans le four est très inférieure à la courbe de feu normalisé. Cet essai est réalisé avec le premier four en béton cellulaire. La mesure au-dessus de la plaque réalisée par un thermocouple chemisé (Figure 69) a des valeurs très supérieures à celles mesurées par les thermocouples sous la plaque. Au début de l'essai, les thermocouples 101, 102 et 103 indiquent la même température. Le thermocouple 105 (milieu de la plaque) donne une température plus faible dès le début et reste inférieure aux autres températures. A 200 secondes la courbe du thermocouple 102 augmente moins vite puis passe au-dessus des autres courbes avec un écart de 20°C environ. Après 800 secondes les mesures des thermocouples 101, 103 et 104 sont très proches. L'aspect tremblotant de la mesure de la température des gaz dans le four indique que le thermocouple est à la limite de la défaillance et qu'il doit être remplacé (Figure 72).

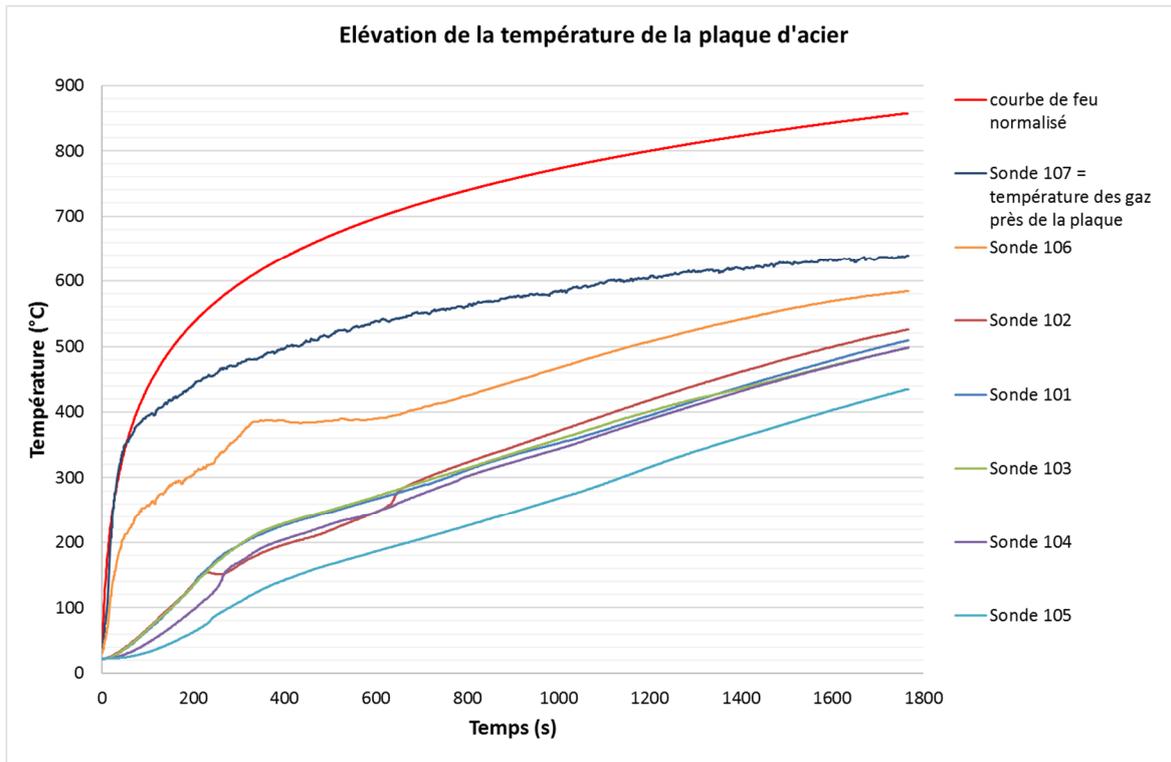


Figure 72 : Courbes des températures mesurées pour la plaque peinte de l'essai test

### 2.2.2. Essais sur des plaques de tailles différentes : première campagne

À la suite de l'essai test avec une seule plaque peinte, un essai est réalisé sur des plaques carrées de différentes tailles avec et sans peinture. Trois tailles de plaques sont testées : 200 mm, 100 mm et 50 mm. Le but est d'observer l'impact de la taille des plaques sur l'échauffement de l'acier et le développement de la meringue. Les plaques ont une épaisseur de 8 mm. Par ailleurs, une cornière 20x20x3 de 500 mm de longueur entièrement a également été testée sans faire de mesure de température en surface. L'objectif est de faire un essai qualitatif concernant l'évolution de la peinture intumescence sur surfaces verticales et horizontales. La surface verticale de la cornière a été percée d'un trou de 10mm de diamètre et marquée de deux rayures de largeurs différentes dans la peinture (Figure 75). L'intérêt est de connaître l'impact de ces modifications sur le développement de la peinture. La Figure 73 montre la disposition des plaques et de la cornière dans le four. L'épaisseur de peinture appliquée au pistolet à peinture sur les différents échantillons testés est de 0,4 mm. La mesure de l'épaisseur du film de peinture a été mesurée au moyen d'une machine à mesure tridimensionnelle et d'un micromètre Palmer. Le film de peinture est assez régulier sur toute la surface. Les positions des thermocouples de température sont montrées sur la Figure 74. La mesure de température des gaz est réalisée par des thermocouples chemisés disposés à proximité des plaques.



Figure 73 : Position des éléments dans le four plaques et cornière

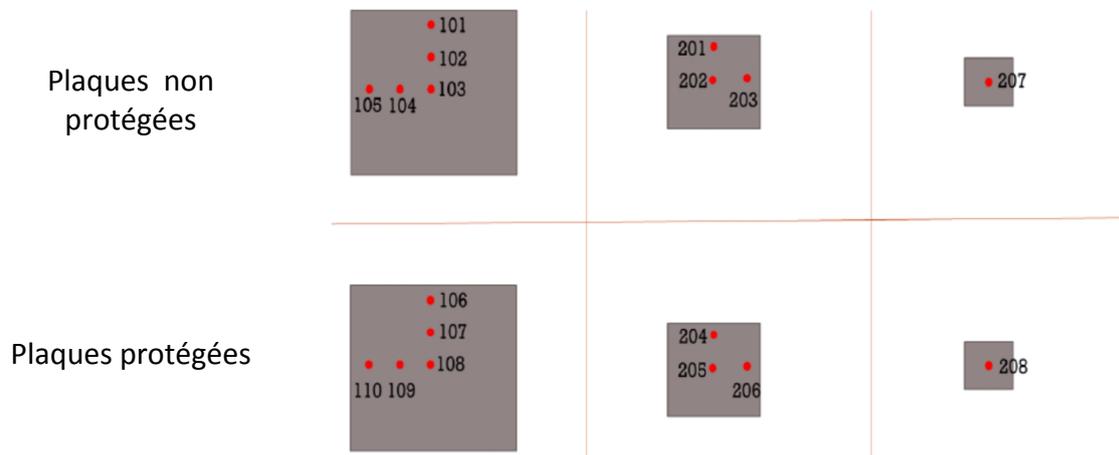


Figure 74 : Schémas des plaques avec les positions des thermocouples



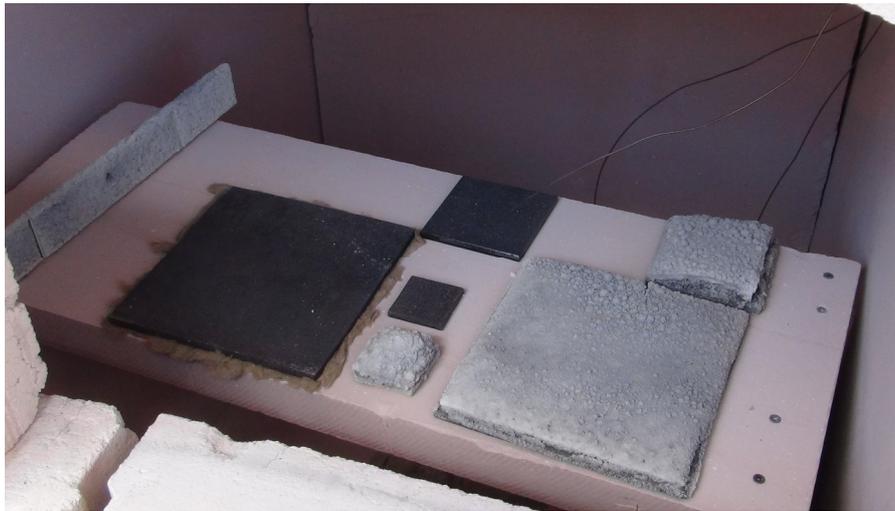
Figure 75 : Cornière peinte avec trou et rainures avant son passage au four

### 2.2.3. Résultats de la première campagne d'essai

#### 2.2.3.1. Analyse des mesures sur les plaques

Cette première campagne a permis d'obtenir les courbes d'échauffement des différentes plaques. Les mesures de la température sur les plaques (Figure 77) montrent qu'avec la

peinture intumescente, l'échauffement augmente beaucoup moins vite aux alentours de 250°C en comparaison avec celle de l'acier non protégé.



*Figure 76 : Aspect des plaques et de la cornière après essai.*

Les plus petites plaques s'échauffent plus rapidement que les grandes. Cette observation confirme la théorie car la formule de calcul d'échauffement de l'acier (1-35) est proportionnelle au facteur de massivité de l'élément. Cependant, les températures des plaques 100x100 et 200x200 non protégées sont assez proches. La courbe de la température des plaques peintes s'infléchit au-dessus de 250°C puis présente à nouveau une évolution régulière sans autre perturbation (Figure 77). La peinture est de couleur blanc-gris (Figure 76). L'épaisseur finale de la meringue est de 10 mm environ. Elle est proche d'un ratio de 25 fois l'épaisseur initiale (le fabricant donne un ratio de 30). On observe aussi que la peinture ne se développe quasiment pas sur les arêtes des plaques (Figure 79).

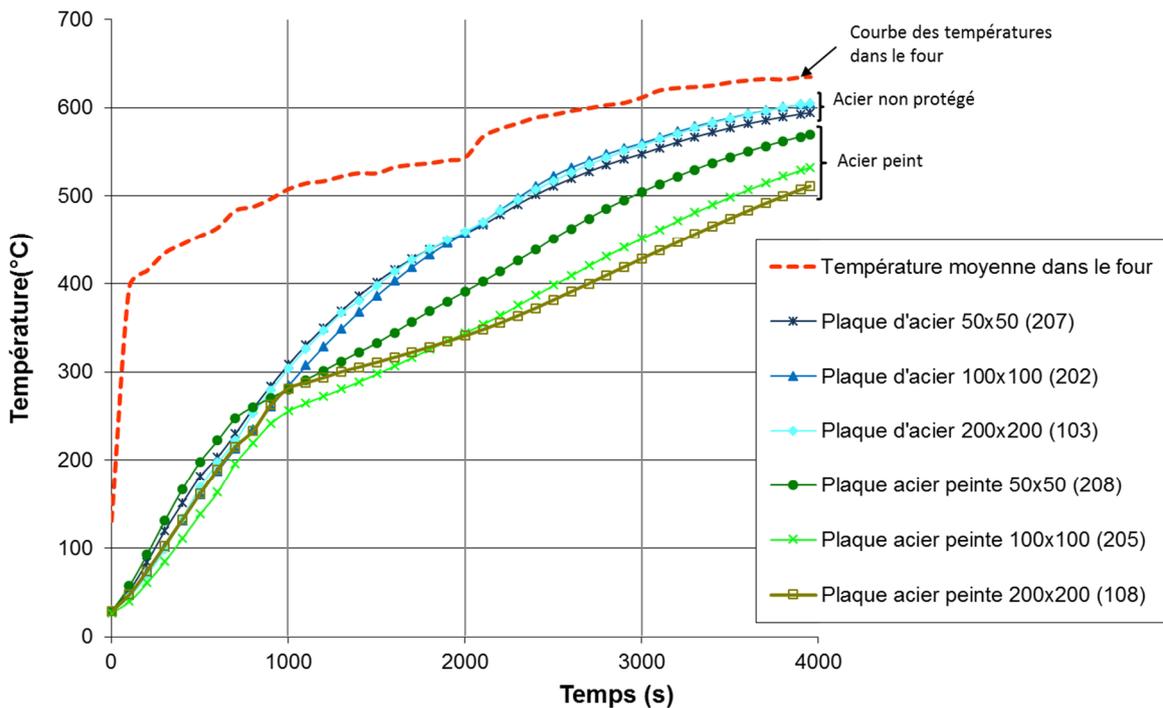


Figure 77 : Courbes globales d'évolution de la température dans les différentes plaques de la première campagne (thermocouple positionné au centre de la plaque).

Concernant le développement de la peinture, la meringue a tendance à gonfler et à se soulever sur les bords de la plaque en laissant les arêtes sans protection (Figure 76, Figure 78, Figure 79). Sur les petites plaques (50x50), la protection présente un aspect bombé alors que sur la plaque de 200 mm, la peinture est plus expansée sur les côtés et le milieu présente un creux.



Figure 78 : Développement de la meringue en bordure des plaques 200x200 et 100x100



Figure 79 : Plaque d'acier peinte après passage au four à brûleurs fioul

Les mesures de températures dans le four sont faites avec deux thermocouples chemisés acier. Les valeurs des mesures sont proches. Toutefois la montée en température des gaz dans le four est très éloignée des températures de la courbe de feu normalisé (voir Figure 57).

Les mesures des températures sur différents points d'une même plaque de 100 mm, non protégée, montrent que les valeurs sont proches (Figure 80). L'écart reste en moyenne inférieur à 20°C. Pour les mêmes mesures, mais sur une plaque peinte, les thermocouples 204 et 205 ont sensiblement les mêmes valeurs avec un écart inférieur à 10°C. Cependant, les valeurs données par le thermocouple 206 diffèrent sensiblement. Ce thermocouple est proche du bord où la meringue s'est le plus développée. A ce stade il y a deux hypothèses pour expliquer cette observation : soit le thermocouple n'est pas bien en place et la mesure est douteuse, soit le développement plus important de la meringue sur ce côté a mieux protégé la plaque (Figure 78 et Figure 80).

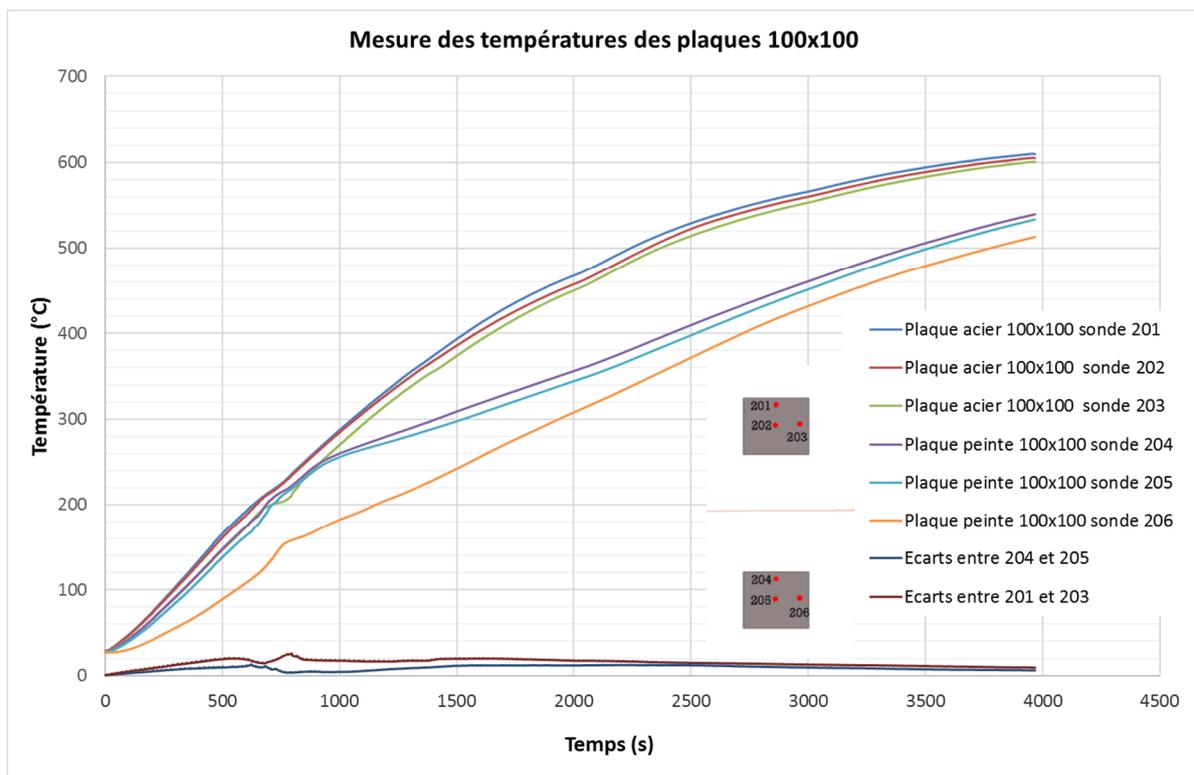


Figure 80 : Courbes d'évolution des températures pour différentes positions des thermocouples (plaques de 100 mm de côté)

Les mêmes mesures effectuées par 5 thermocouples sur chaque plaque (une plaque peinte, une plaque nue) de 200 millimètres, montrent que hormis les sondes 101 et 103, les mesures en début d'essais présentent d'importantes variations. Cela s'explique sans doute par le démarrage des brûleurs et les perturbations que cela engendre avant que les températures dans le four s'homogénéisent. Toutefois, passées les 25 premières minutes de l'essai, les valeurs des mesures de la plaque d'acier non protégée présentent une montée en température plus régulière. Les valeurs des sondes sont très proches hormis la mesure de la sonde 104 qui donne des valeurs inférieures à celle des 4 autres sondes. Pour la plaque peinte, seule la sonde 106 présente une évolution régulière. La sonde 108 au milieu de la plaque donne les valeurs de température les plus élevées alors que ce devrait être la température la plus faible du fait de sa position loin des bords. En effet les bords s'échauffent en principe plus que le milieu de la plaque. Malgré les perturbations de la mesure, on a des courbes de températures qui se rapprochent et qui donnent des valeurs de températures très proches vers la fin de l'essai.

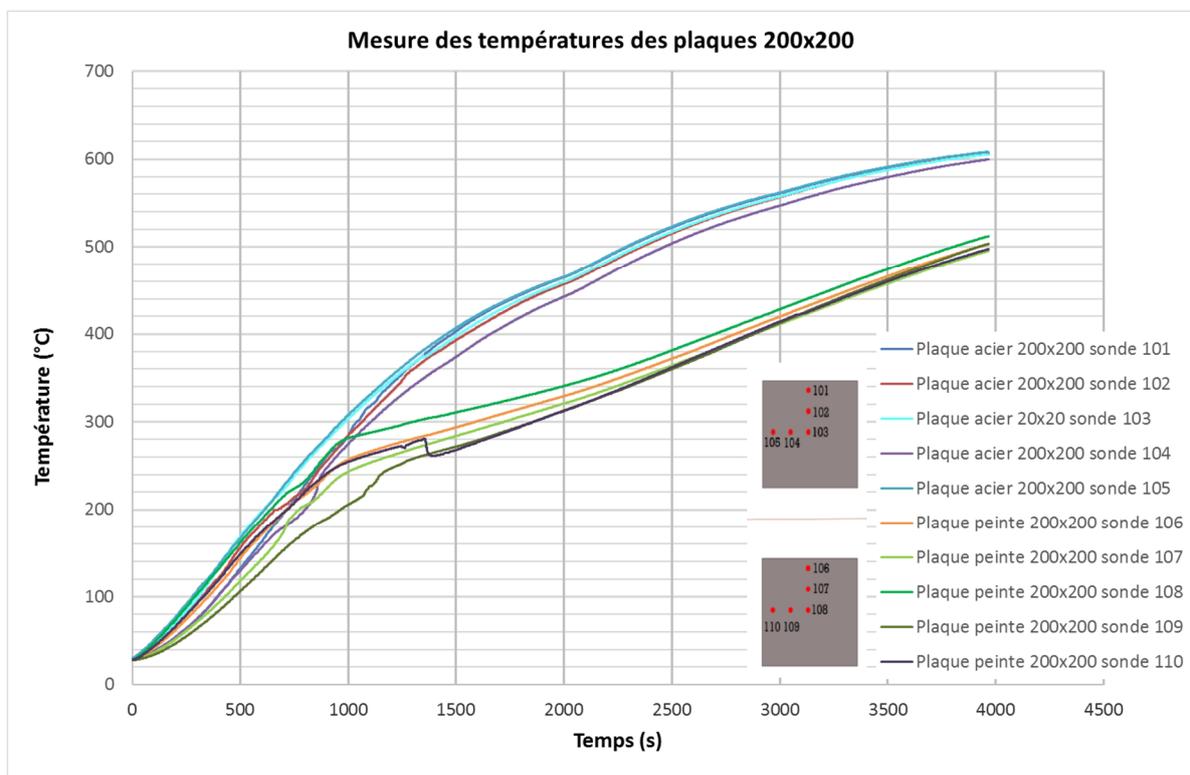


Figure 81 : Courbes d'évolution des températures pour différentes positions des thermocouples (plaques de 200 mm de côté)

En conclusion, même si les mesures des températures présentent des irrégularités et que le procédé de mesure est discutable, ce premier essai permet de constater l'influence de la taille de la plaque au regard de l'échauffement. Même si les facteurs de massiveté (lié au rapport surface / volume) sont proches (135 pour la plaque de 200 mm et 145 pour celle de 100 mm), il y a un écart de température entre les deux plaques. La peinture intumescente retarde l'échauffement de la plaque. L'essai a permis aussi d'observer que le développement de la peinture se produit lorsque la température de la plaque atteint 250°C. Cela correspond à une température dans le four de 450 à 500°C sur cet essai. Il est également notable que la

température dans le four est très inférieure à celle de la courbe de feu normalisé. Cette expérience a permis de mieux définir les caractéristiques de la nouvelle version du four en vue de pouvoir réaliser des essais sous feu standard.

#### 2.2.3.2. Observations sur la cornière à ailes égales

La cornière a permis d'observer l'influence de la jonction entre deux plaques (les ailes) et le développement de la peinture sur une surface verticale. Au premier abord, on constate que la meringue, sur la surface horizontale exposée, s'est développée beaucoup plus que sur les faces verticales. Sur l'intérieur de la cornière, le bas de la plaque verticale a une meringue plus épaisse qu'en haut, comme si la peinture avait coulé dans l'angle de la cornière. Or au départ l'épaisseur de peinture est uniforme sur toute la cornière. La meringue de la face externe de la plaque verticale est beaucoup plus fine. De plus, les parties où des défauts ont été introduits dans la peinture (trou et rayures) sont restées intactes après le développement de la protection. La peinture, en gonflant, n'a pas réparé les anomalies sur la surface. De même le perçage n'a pas été obstrué par le développement de la peinture (Figure 82).

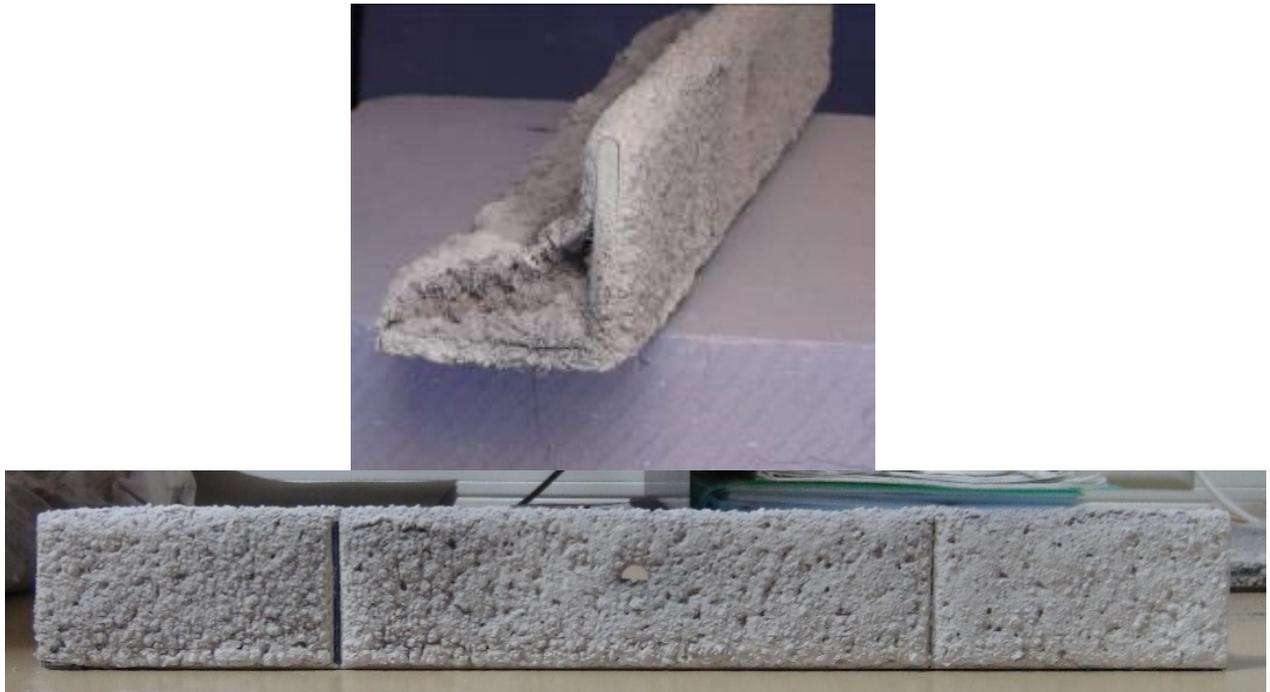


Figure 82. Cornière peinte après essai au feu

#### 2.2.4. Essais sur plaques peintes de 100 mm : deuxième campagne

La première campagne d'essais sur des plaques de tailles différentes a permis d'observer le comportement de l'acier et de valider l'impact du facteur de massiveté  $A/V$  sur l'échauffement des plaques. La deuxième campagne d'essais a été menée sur une série de plaques de 10 cm de côté dans le même four en béton cellulaire. Cette dimension permet de disposer quatre plaques assez espacées les unes des autres et assez loin des parois du four. Les plaques sont peintes au pinceau avec deux épaisseurs différentes de peinture (0,375 et 0,525 mm). Le film de peinture est moins régulier du fait de l'application au pinceau. L'épaisseur du film est une

épaisseur moyenne calculée à partir des mesures au micromètre Palmer en plusieurs points des plaques. Une plaque d'acier non peinte est également utilisée pour servir de base de comparaison (Figure 83). Afin de réduire les incertitudes sur les mesures, les thermocouples sont soudés. Chaque plaque est équipée de quatre thermocouples K soudés, deux sur la face exposée et deux sur la face non exposée (Figure 85). Lors de la première campagne les thermocouples étaient simplement en contact avec l'acier sans soudure (thermocouples chemisés). L'objectif est de vérifier la fiabilité de la mesure. En principe, la mesure sous la plaque est préférable. Mais le fait de souder les thermocouples directement sur l'acier devrait nous garantir que la température relevée est uniquement celle du matériau et que l'ambiance extérieure n'a pas d'impact sur la mesure. Les valeurs mesurées confirment cette hypothèse. Les quatre thermocouples donnent sensiblement les mêmes températures. Cette mesure nous conforte aussi sur la qualité du procédé : quelle que soit la position du thermocouple (face exposée ou non exposée) on a bien la température de l'acier sans influence de l'extérieur ni des conditions de liaison entre la plaque et le thermocouple. L'utilisation de thermocouples soudés a donné lieu à débat lors d'une rencontre recherche. Par suite des discussions, nous avons testé d'autres procédés de fixation des thermocouples. Et en fait, ils se sont avérés beaucoup moins fiables. De plus, lors de la mise en place des essais, les thermocouples non soudés peuvent bouger et la mesure n'est plus faite sur le matériau. Elle donne plutôt la température des gaz dans le four. La courbe de température de mesures donnée par le thermocouple se met à suivre celle de la température du four. En définitive, quand c'est possible, la soudure, si elle résiste, donne des valeurs beaucoup plus fiables (ROGEZ, et al., 1992).

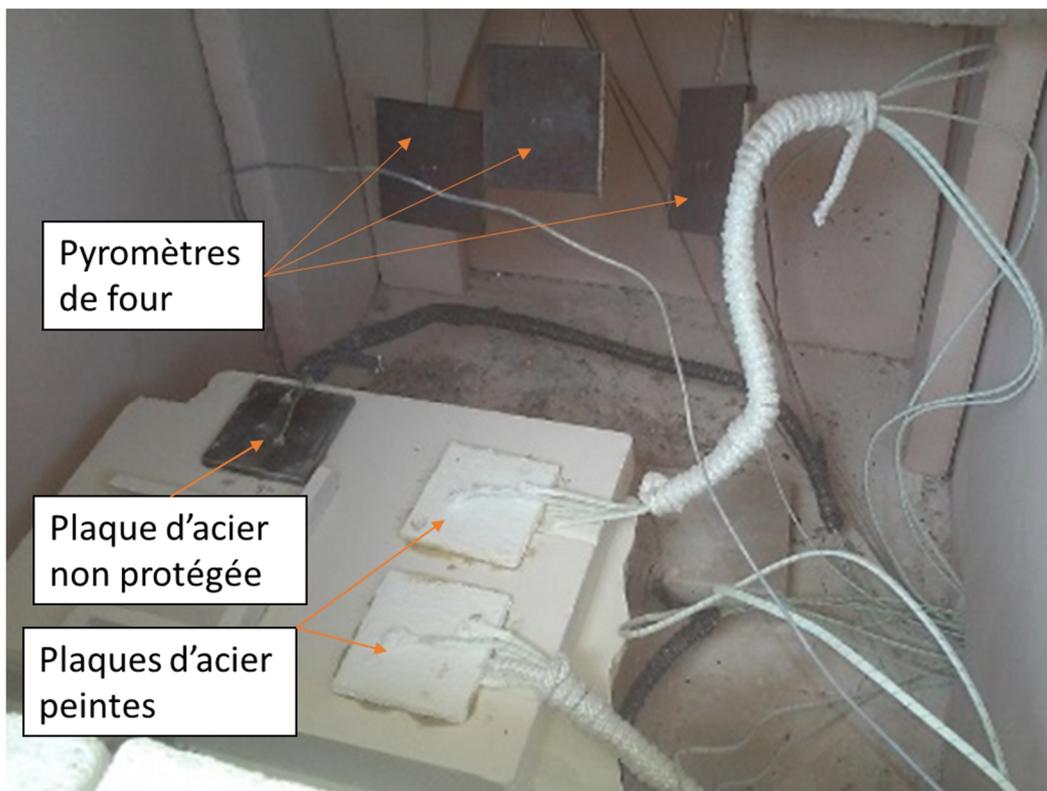


Figure 83. Disposition des plaques dans le four (plaques de 100 mm)

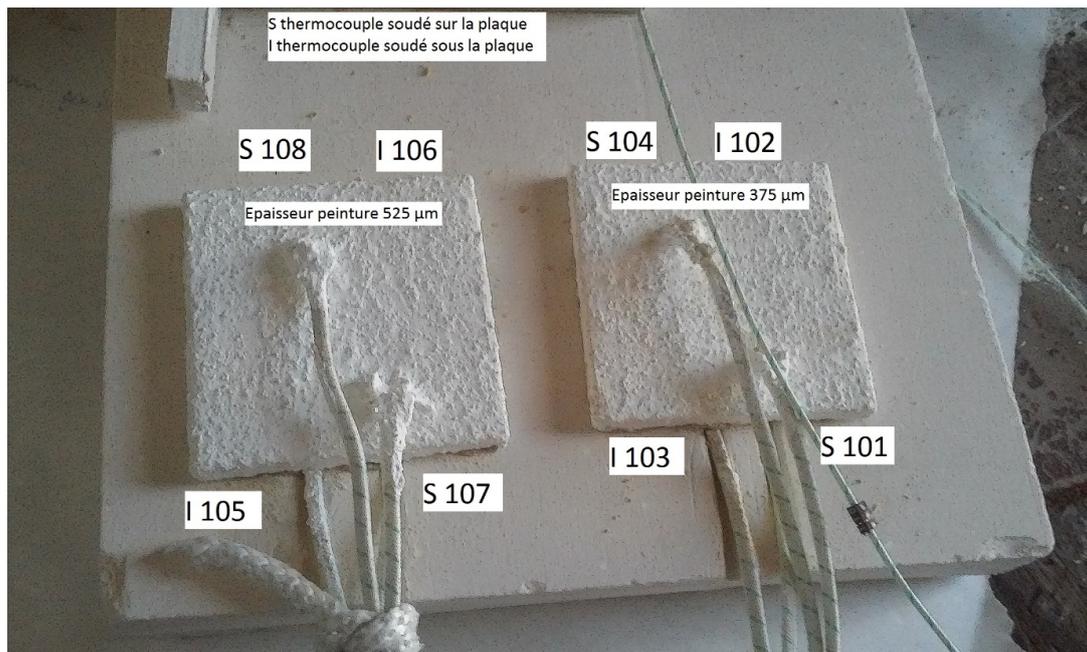


Figure 84 : Disposition des thermocouples sur les plaques peintes

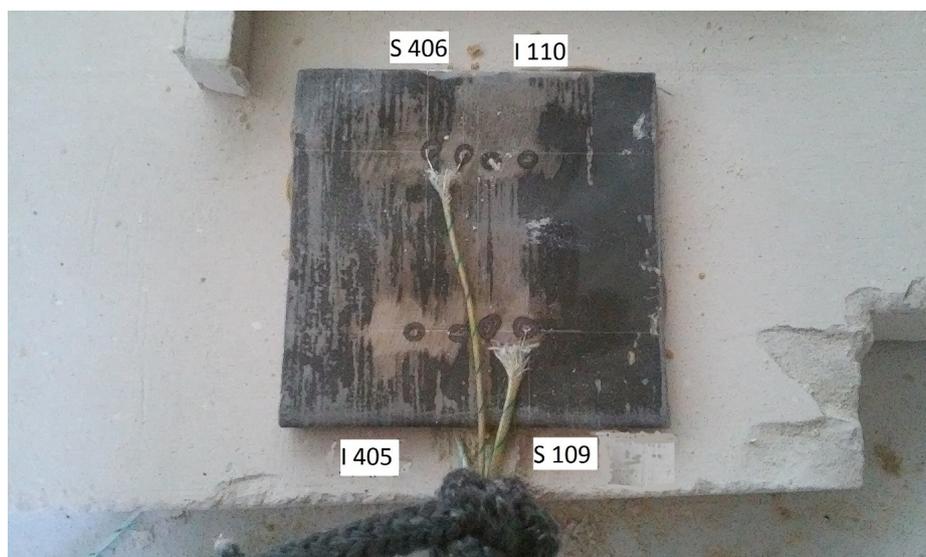


Figure 85 : Disposition des thermocouples sur la plaque non protégée

La mesure de la température des gaz dans le four est faite suivant la norme NF EN 1363-1 (NF EN 1363-1, 2020). Quatre pyromètres à plaque ont été disposés près des échantillons pour mesurer la montée en température du four (Trois d'entre eux sont visibles sur la Figure 83).

#### 2.2.5. Résultats de la deuxième campagne d'essais

Les plaques ont été placées au centre du four le plus loin possible des parois afin que le rayonnement des parois proches n'augmente pas le flux de chaleur reçu par les échantillons. On observe la même inflexion des courbes de température que sur les essais précédents sur les plaques de 100x100. Jusqu'à une température d'acier de 250°C, les courbes des différentes plaques, acier brut et acier peint, suivent la même évolution. Au-delà de cette température, les plaques peintes s'échauffent moins vite (Figure 87).

Sur le tracé de l'écart entre la température de la plaque protégée par 375  $\mu\text{m}$  de peinture et la plaque non protégée, il se dégage trois zones. Dans la zone1, l'écart est nul. Puis la courbe augmente jusqu'à un maximum avant de décroître. La température de la plaque peinte se rapproche de celle de la plaque nue. La protection de la meringue semble diminuer avec l'augmentation de la température après sa phase d'expansion (Figure 88).

On peut voir toutefois que la plaque avec 525  $\mu\text{m}$  de peinture a une température moins élevée dès le départ. Le fait d'avoir une couche de peinture plus épaisse a déjà un effet d'isolation thermique.

Les épaisseurs finales de peinture des deux plaques sont d'environ 30 fois les épaisseurs initiales. Le développement de la meringue est très irrégulier, la couche est fragile et s'abîme facilement. C'est la raison pour laquelle la mesure de l'épaisseur finale est imprécise. Le ratio donné par le fabricant est de 25 à 50 fois l'épaisseur initiale de la peinture suivant la date de la documentation (Figure 86).



Plaque acier100x100 épaisseur de 8 mm avec 375  $\mu\text{m}$  de peinture

Plaque acier100x100 épaisseur de 8 mm avec 525  $\mu\text{m}$  de peinture

Epaisseur initiale	Epaisseur finale	Ratio
0,375 mm	Environ 10 mm	26
0,525 mm	Environ 15 mm	29

Figure 86 : Hauteur de la meringue mesurés après l'essai

La comparaison de la courbe expérimentale d'échauffement de l'acier (courbe bleue) et la courbe théorique de l'acier estimée à partir des températures relevées dans le four (courbe noire) met en évidence un écart de 100°C. Cet écart est également notable sur les essais précédents (Figure 87).

Sur les 1200 premières secondes, la courbe de feu est dans la fourchette basse de la courbe de feu normalisé. Le calfeutrage du four en béton cellulaire et l'ajout d'une chicane sur le trajet des fumées a permis d'avoir des températures plus élevées.

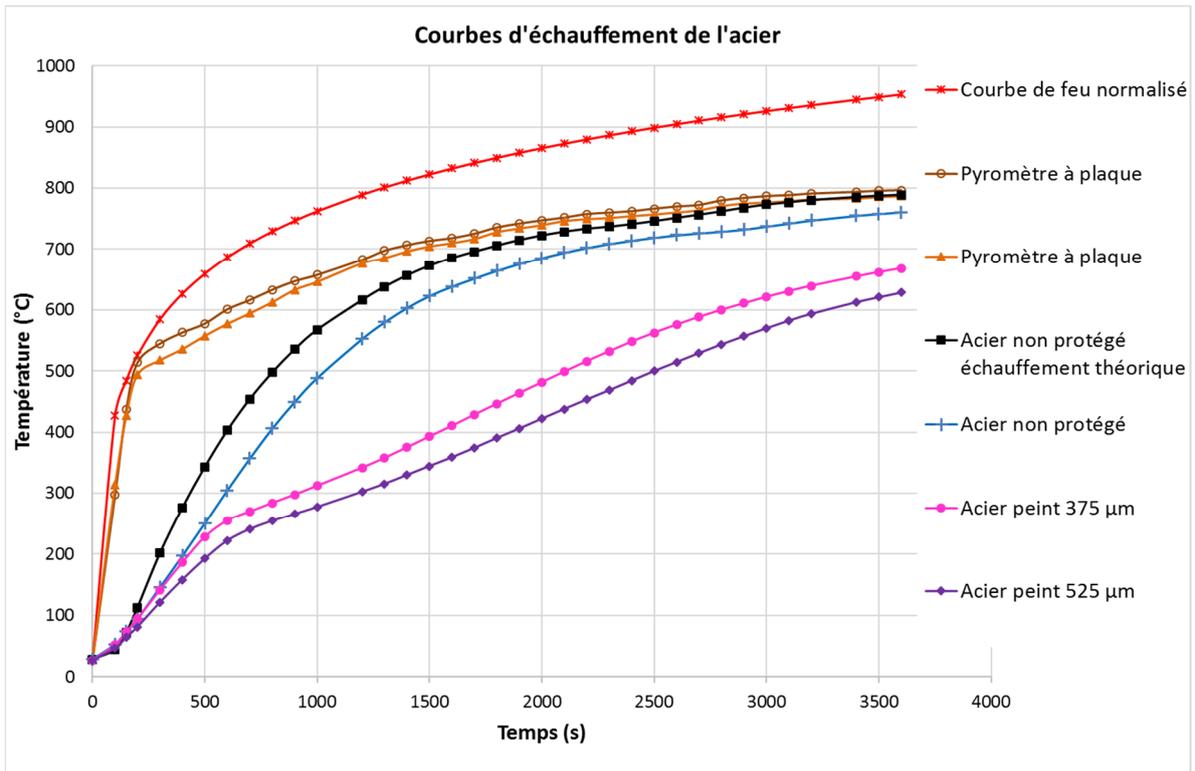


Figure 87 : Courbes théoriques et expérimentales de l'évolution de la température (four et plaques)

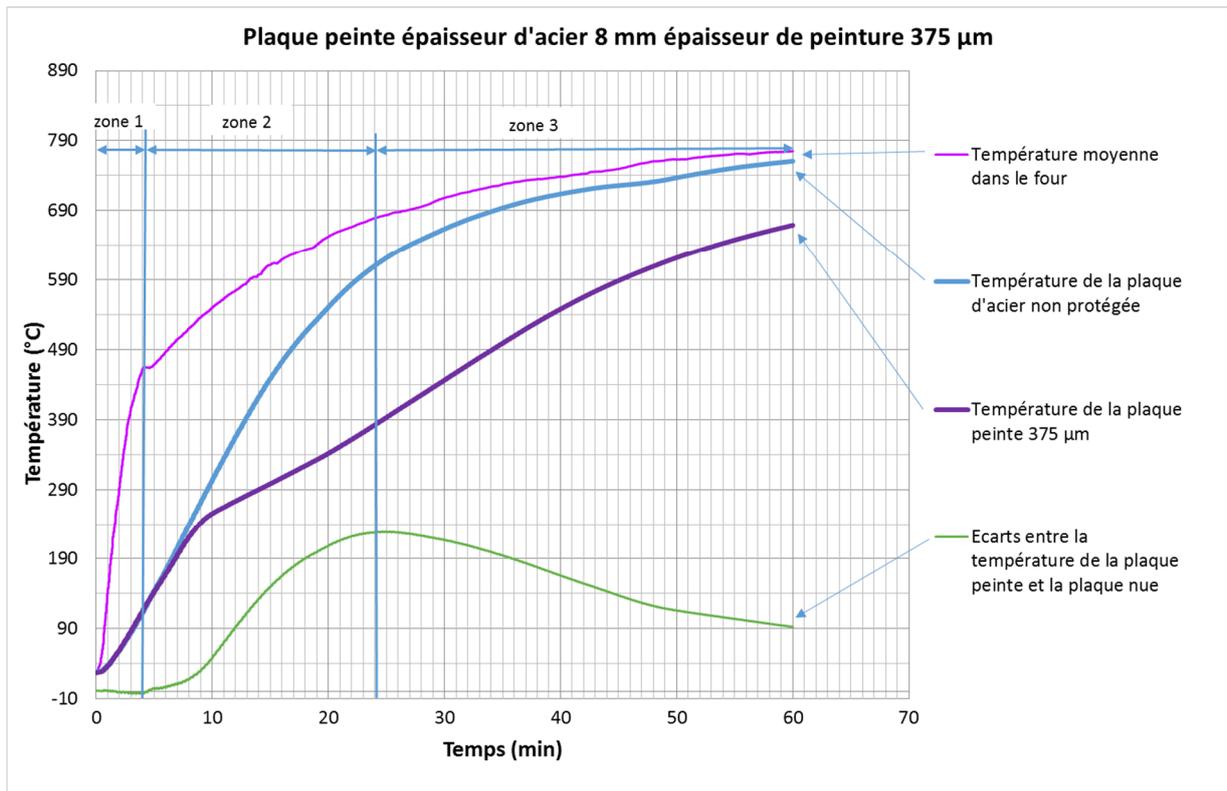


Figure 88 : Echauffement de la plaque de 8 mm d'épaisseur avec 375 µm de peinture avec la courbe des écarts entre la plaque peinte et la plaque nue.

Si on observe de plus près les quatre mesures de la plaque d'acier non protégée, les mesures sont très proches. L'écart maximum entre la courbe inférieure et la courbe supérieure est de 17,9°C (Figure 89). Les courbes des mesures faites sur le dessus de la plaque (S) sont quasiment confondues. Les mesures des températures sous la plaque (I) sont légèrement plus éloignées. L'écart maximum est de 7,5°C. On remarque que la température mesurée sous la plaque est globalement supérieure à celle mesurée au-dessus de la plaque (Figure 90). Les mesures ne présentent pas de variations brusques comme c'était le cas avec celles par thermocouples chemisés. Sur la courbe, on remarque une légère variation de la courbe vers 730°C. Elle correspond probablement à la réaction endothermique de l'acier lors du passage de la structure ferrito-perlitique à une structure austénitique.

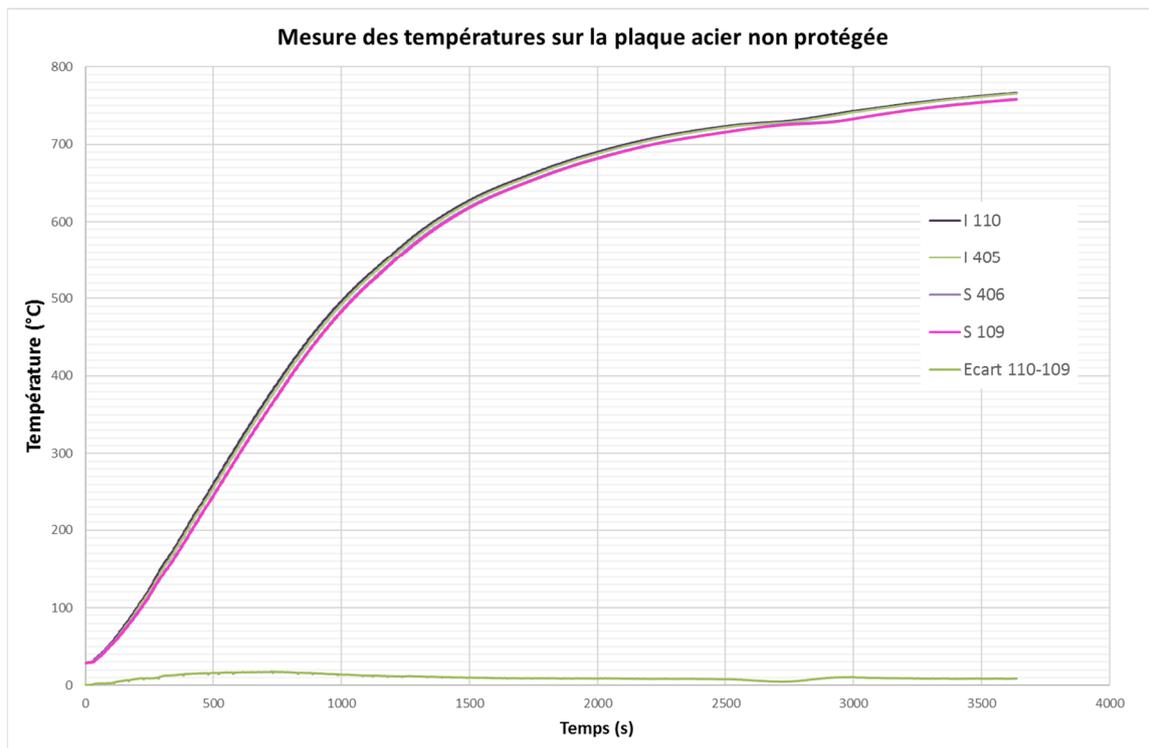


Figure 89 : Mesure des différents thermocouples sur la plaque non protégée

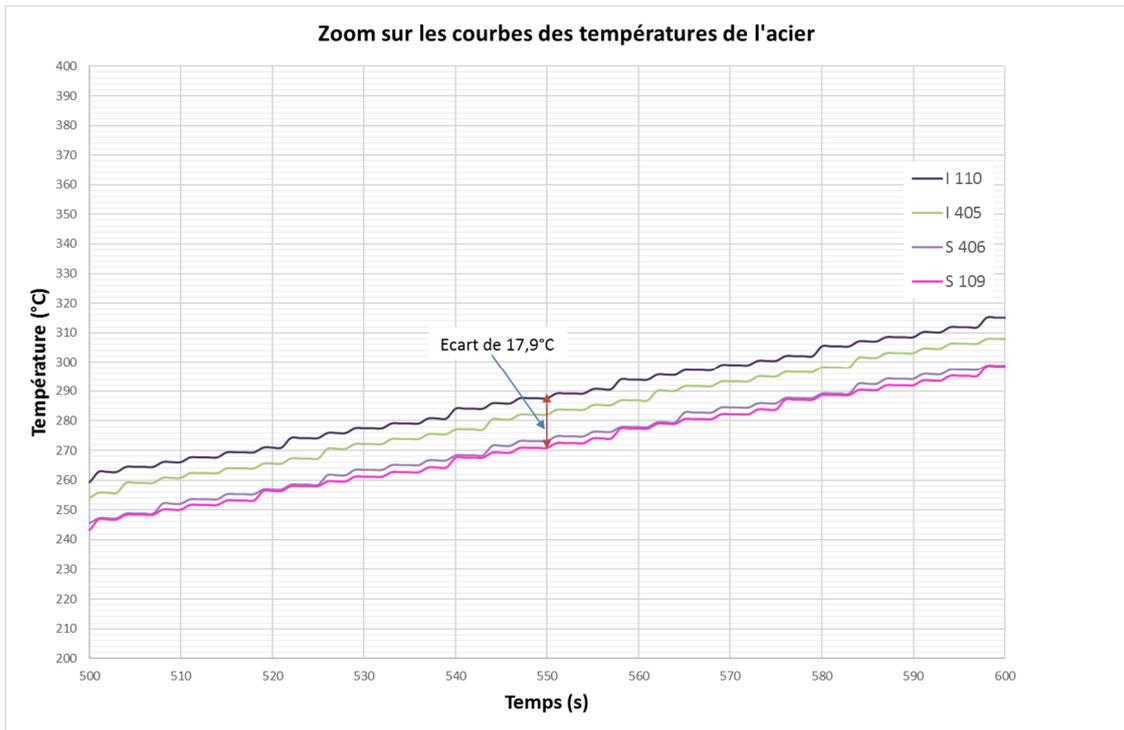


Figure 90 : Grossissement de l'échelle des courbes des températures de l'acier

Pour les courbes de température des plaques peintes, les écarts sont encore plus faibles. Et la différence entre la mesure sur les parties supérieure et inférieure de la plaque est imperceptible (Figure 91).

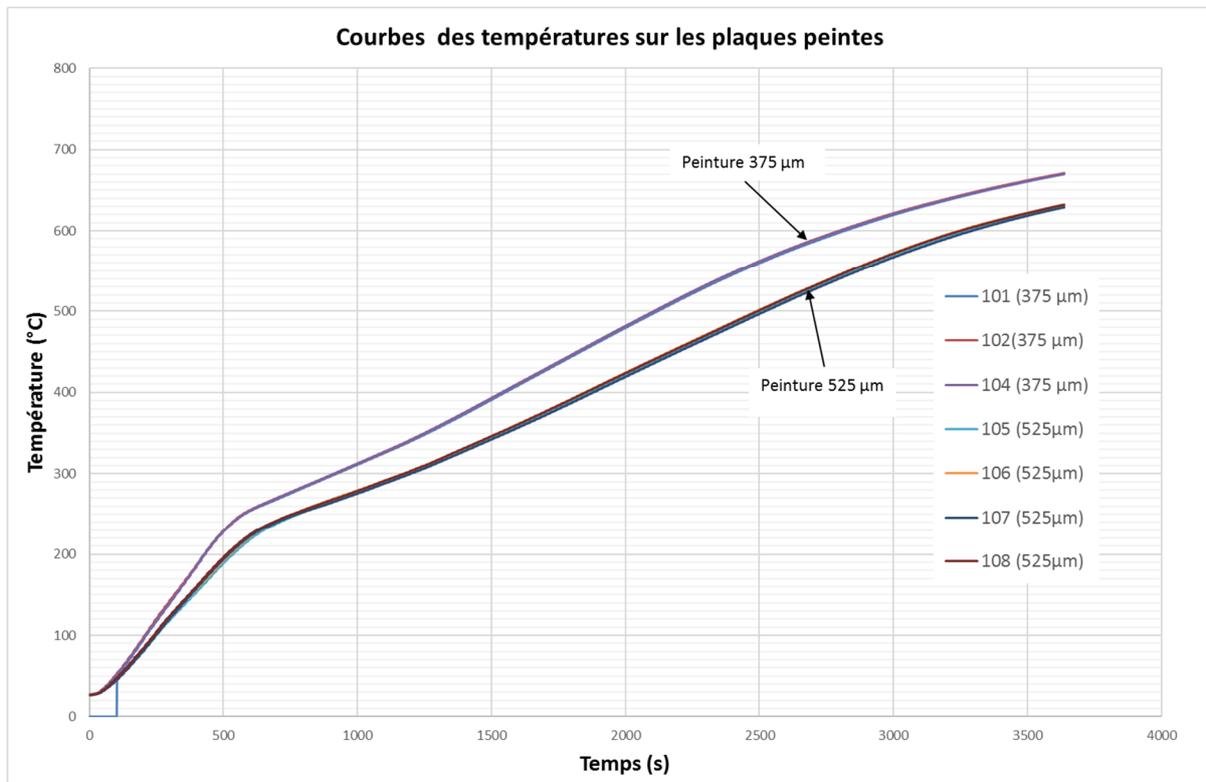


Figure 91 : Courbes des mesures de température des deux plaques peintes (mesures sur parties supérieure et inférieure)

En revanche la mesure de la sonde 103 est inexploitable. En réalité, avec les thermocouples soudés, il y a risque de dessoudage partiel lors de la manipulation des éprouvettes. Dans ce cas les valeurs données par le thermocouple sont très différentes des autres mesures et la courbe présente souvent un aspect irrégulier (bruit) qui est un signe de défaillance de la mesure.

Pour conclure, la soudure sur la face non exposée est la meilleure méthode pour la mesure de la température de l'acier avec une bonne fiabilité de la mesure. Si la soudure est exposée il y aura un léger écart (une dizaine de degrés de plus de température) par rapport à une soudure non exposée. L'hypothèse de l'homogénéité de la température dans tout l'élément (nombre de Biot inférieur à 1) est également valide. L'essai de protection par peinture intumescente sur une plaque de grande longueur limite les effets de bords.

## 2.2.6. Troisième campagne d'essais plaques de 100x450 mm

### 2.2.6.1. Dispositions

Afin de compléter les tests de peinture intumescente, un nouvel essai est effectué sur une plaque de 100x450 mm et de 3 mm d'épaisseur (facteur de massiveté  $353 \text{ m}^{-1}$ ). Afin de limiter les effets de bord, la plaque est volontairement plus longue que large. Elle est recouverte de peinture intumescente appliquée au pinceau. L'épaisseur moyenne mesurées de la plaque avec la peinture est de 3,39 mm. Si on retire l'épaisseur de l'acier de 3 mm, l'épaisseur du film de peinture est de  $390 \mu\text{m}$ . La mesure de température de l'acier est faite au milieu de la plaque avec deux thermocouples gainés. La plaque est posée sur 6 mm de fibres isolantes avec en dessous une plaque silico calcaire qui sert de support au-dessus des brûleurs du four (Figure 92). Pour les essais précédents, les plaques étaient fixées au support avec une colle réfractaire. L'ajout de la fibre isolante a pour but de limiter le transfert de chaleur par conduction entre la plaque d'acier et le support. En effet, les simulations présentées dans la partie 3 montrent un impact non négligeable du support. Afin d'étalonner les futures simulations, une plaque d'acier non peinte est disposée dans le même sens que la plaque peinte. Une troisième plaque peinte mais exposée sur toutes les faces est aussi disposée dans le four. Cet essai est réalisé dans le four acier (nouveau four).

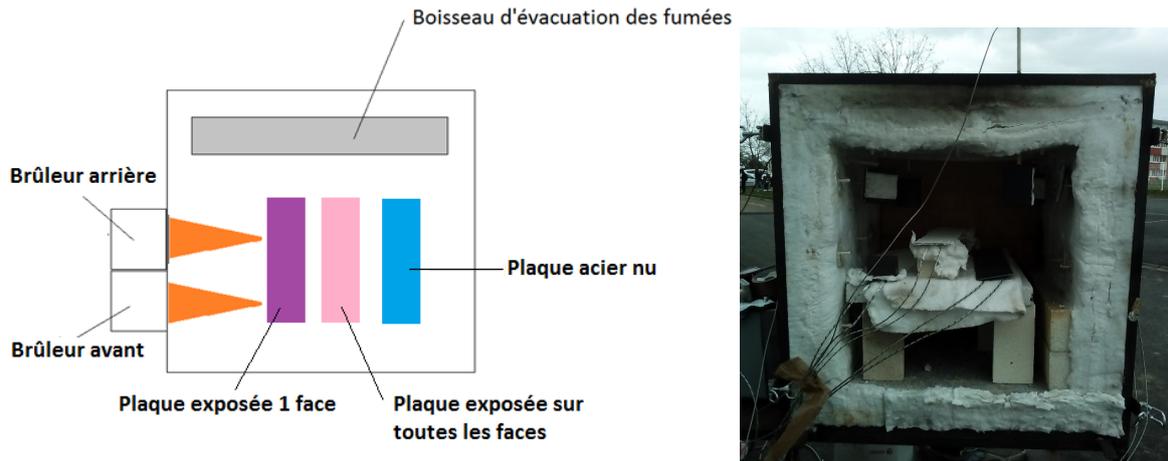


Figure 92 : Vue de dessus du four avec la disposition de la plaque dans le four

Quatre pyromètres à plaque fonctionnels sont disposés dans le four conformément à la norme EN 1363 (NF EN 1363-1, 2020). Ils mesurent les températures des gaz dans le four au-dessus des éprouvettes.

#### 2.2.6.2. Résultats de la troisième campagne

A la fin de l'essai, la meringue s'est développée avec le même aspect que lors des essais antérieurs. L'épaisseur finale de la couche de protection de la plaque exposée sur une seule face varie de 12 à 22 mm. L'épaisseur moyenne est estimée à 15,2 mm soit un ratio proche de 40. Si on se base sur la plus petite épaisseur de meringue le ratio est proche de 35. Il est un peu plus élevé que le ratio des essais antérieurs. Il est possible que la meringue se soit mieux développée car la courbe de température des gaz est supérieure à celle des essais de la première et de la deuxième campagne d'essais. La courbe de température des gaz dans le four est beaucoup plus proche de la courbe de feu normalisé.



Figure 93 : Expansion de la peinture après l'essai (plaque 500x100 mm<sup>2</sup>)

La courbe d'évolution de la température de la plaque protégée suit celle de la plaque non protégée jusqu'à 255°C environ. La courbe verte de la Figure 94 correspond à l'écart des températures entre la plaque peinte et la plaque non protégée. Grâce à elle, il est possible de distinguer 5 zones. Au tout début de l'essai, (zone1) l'écart de température de la plaque d'acier nue et la plaque d'acier peinte est nul. Dans la zone 2, on observe un écart qui va augmenter significativement (zone 3). Les courbes de températures des deux plaques s'écartent, la plaque peinte s'échauffe beaucoup moins que la plaque nue. La courbe représentant l'écart de température présente ensuite un pallier (zone4) avant de diminuer. Dans la zone 5 la pente de la courbe des températures de la plaque peinte augmente. L'écart entre la température de la plaque peinte et celle de la plaque nue diminue (Figure 94).

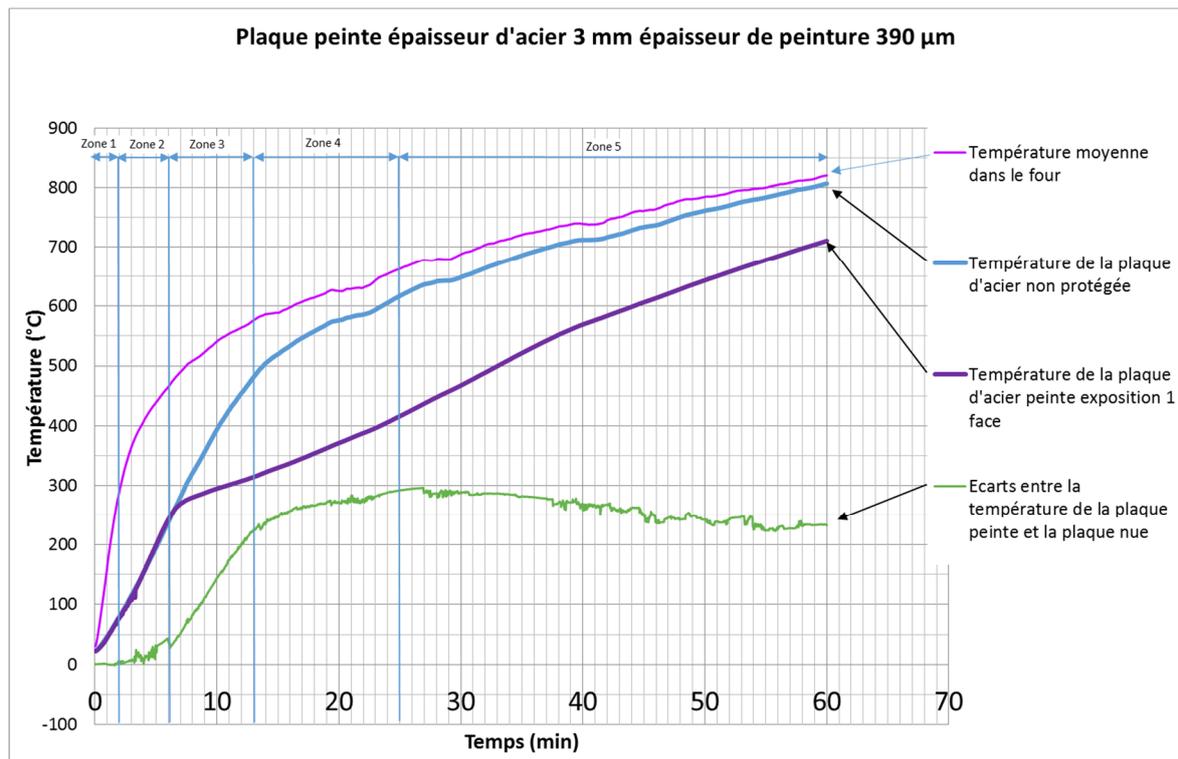


Figure 94 : Comparaison de l'échauffement de deux plaques 10x450 mm<sup>2</sup> exposées sur une face : non protégée et protégée

La courbe de température de la plaque non protégée (courbe bleu de la Figure 94) ne permet pas d'observer la réaction endothermique de l'acier à 735°C. Cela tient à la régulation de la température du four qui impacte la courbe de température de la plaque non protégée. La réponse du matériau est immédiate lors de la variation de la température dans le four. Le maintien de la courbe de feu normalisé perturbe la mesure sur la plaque non protégée.

On retrouve le même type d'évolution que sur les essais de la deuxième campagne, à la différence que la courbe des écarts présente une valeur maximale avant de redescendre régulièrement (Figure 88).

### 2.2.7. Evaluation du développement de la meringue au four électrique

Pour compléter les essais au four à fioul et évaluer l'impact de différents types de fours, deux essais identiques ont été menés dans le four électrique en utilisant les mêmes plaques avec les thermocouples soudés en partie inférieure (non exposée). Il y a à chaque fois une plaque peinte et une plaque non peinte testées simultanément. Les plaques sont exposées en face supérieure. La partie inférieure, non peinte, est posée sur un isolant en laine de verre (Figure 95). L'épaisseur de peinture appliquée est de 2,2 mm. L'objectif de l'essai est d'observer le développement de la meringue dans le four électrique et de vérifier les plages de température de développement de la meringue (GILLET, 2009). La montée en température est effectuée par paliers de 50 ou 100°C programmés sur le régulateur (Figure 96). A chaque palier, on ouvre le four pour photographier les plaques (Figure 95). Les paliers sont repérés par rapport à la température donnée par le régulateur du four. La hauteur de la meringue est estimée sur les photographies par rapport à une référence (décimètre placé sur la photo) et le logiciel Kinovea®. Ce logiciel est conçu pour l'analyse des vidéos sportives. Il peut calculer le déplacement d'un objet en éditant un tableau Excel avec les coordonnées d'un point en mouvement. Deux montages vidéo ont été faits à partir des photos. Puis avec Kinovea®, chaque hauteur de la meringue a été extraite avec le logiciel.



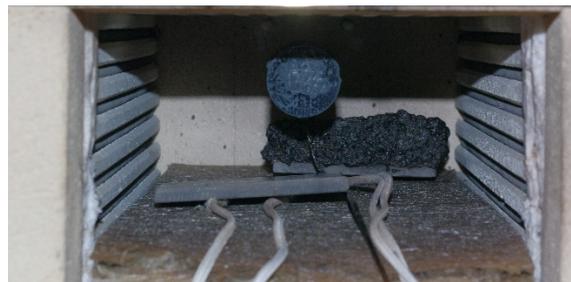
Température plaque peinte de 25°C à 175°C (palier de 200°C)



Température plaque peinte 250 °C (palier de 300°C)



Température plaque peinte 267°C (palier de 350°C)



Température plaque peinte 312°C (palier de 400°C)

Figure 95 : Plaque peinte chauffée dans le four électrique (photos à différents paliers de température de four)

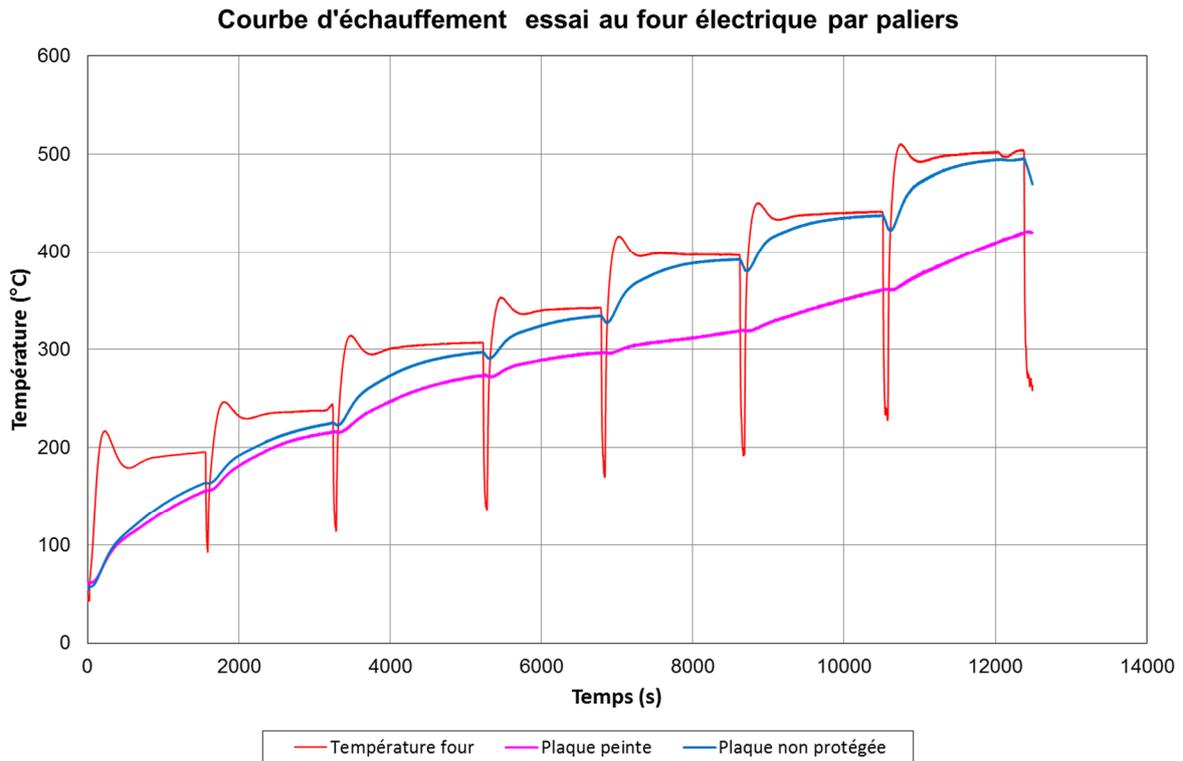


Figure 96 : Courbes d'évolution des températures (essais au four électrique avec montée en température par paliers)

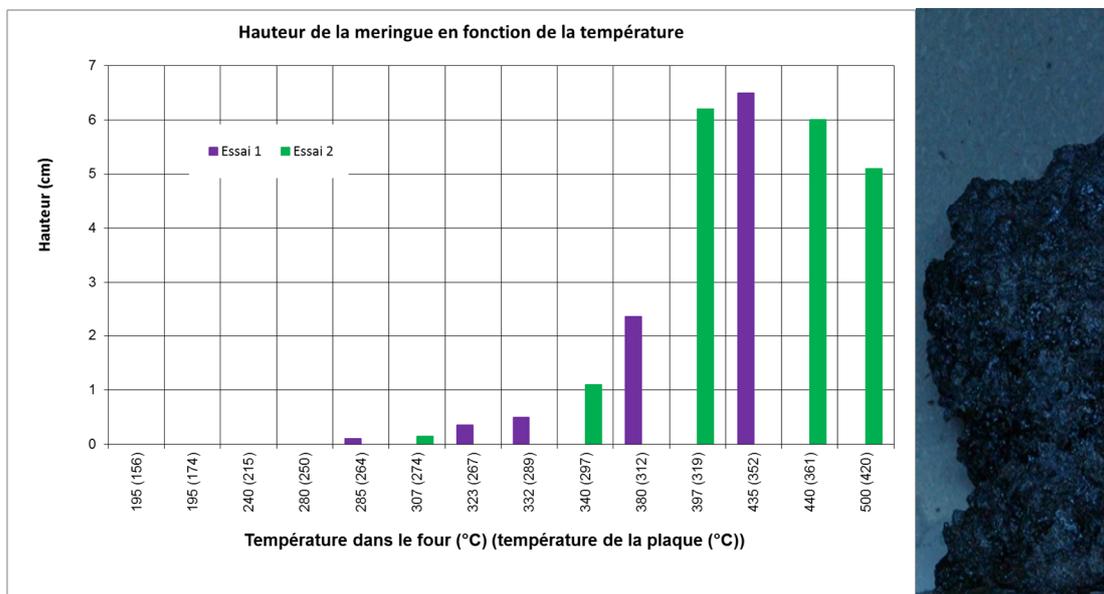


Figure 97 : Hauteur de la meringue en fonction de la température

Pour chacun des deux essais, on relève la température dans le four, la température de la plaque peinte et la température de la plaque nue. La valeur de température (en °C) entre parenthèses est celle de la plaque peinte, l'autre température est celle mesurée dans le four (Figure 97).

Les essais montrent que la meringue commence à se développer juste après 250°C et atteint son maximum vers 350°C.

Le ratio entre les épaisseurs de la peinture (après et avant essai) est de  $62/2,2$  soit 28 pour l'essai 1 et  $51/2,2 = 23,8$  pour l'essai 2. On est proche du ratio trouvé pour les essais de la deuxième campagne.

#### 2.2.8. Estimation de la conductivité apparente de la peinture

L'objectif final étant de connaître l'effet protecteur de la peinture intumescente sur les structures en acier lors de l'élévation de température, cette partie a pour but d'estimer simplement une valeur de conductivité apparente à partir de la formule d'élévation des températures de l'acier donnée par l'Eurocode (1-35).

Les courbes expérimentales sont comparées aux courbes théoriques obtenues dans les mêmes conditions.

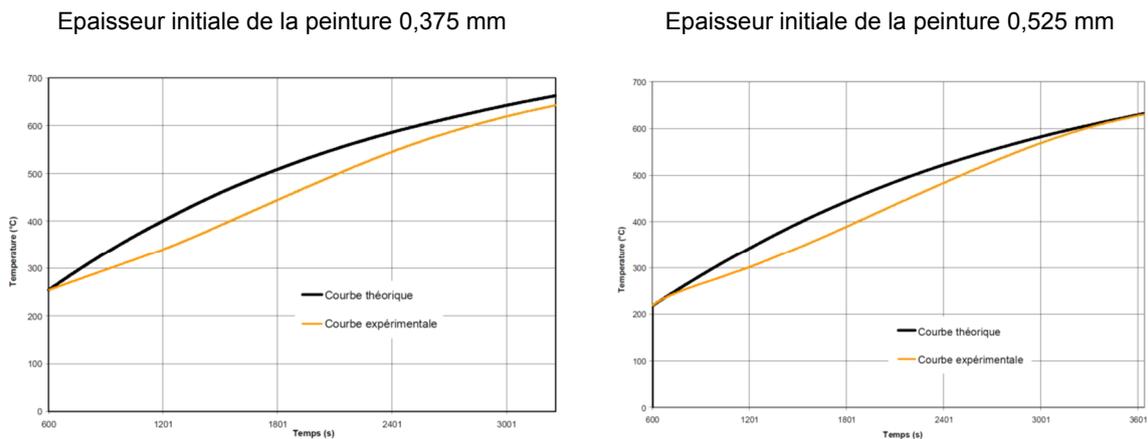
Un tableau Excel a été programmé à partir des formules de l'Eurocode et permet de tracer les courbes d'échauffement de l'acier obtenues au cours des essais et de les comparer aux valeurs théoriques. La température de l'acier est calculée par pas de temps de 1 seconde (pas de temps des relevés lors des essais) par la formule de l'échauffement de l'acier ou de l'acier protégé donnée par l'Eurocode 3 ( (NF EN 1993-1-2, 2005),(1-35)(1-36)). A chaque itération, il est possible de calculer les valeurs des chaleurs massiques et des conductivités thermiques en fonction de la température. Les valeurs de températures ainsi calculées permettent de tracer les courbes d'échauffement de l'acier en fonction du temps et des conditions d'exposition de l'acier (température des gaz).

Ici, l'idée est de déterminer une valeur apparente de la conductivité à partir des résultats de la deuxième campagne d'essais qui porte sur deux plaques peintes avec 375 et 525  $\mu\text{m}$  de peinture intumescente.

Pour cela, on va tabler sur l'hypothèse que le développement de la meringue atteint une épaisseur constante qui n'évolue plus après le point d'inflexion de la courbe de la Figure 87 et que la conductivité reste constante. L'inflexion de la courbe se produit vers une température mesurée de l'acier de 250°C. On prendra, pour les calculs, l'épaisseur finale de la protection mesurée à la fin de l'essai. Afin de ne pas surestimer la protection et pour tenir compte des irrégularités du développement de la peinture, le ratio est pris égal à 25. C'est aussi la valeur donnée dans la documentation de 2013 du fabricant de la peinture. Les paramètres de la simulation pour la peinture sont les suivants : masse volumique 50  $\text{kg}/\text{m}^3$ , chaleur massique 1000  $\text{kJ}/(\text{kg}\cdot\text{K})$  (GILLET, 2009). En utilisant l'équation (1-36) pour l'acier protégé, on constate qu'une variation du simple au double de la masse volumique ou de la chaleur massique n'a qu'une faible influence sur la courbe théorique. Si on double la valeur de la chaleur massique, l'écart moyen entre les deux courbes théoriques est de 0,225°C. Comme la masse volumique et la chaleur massique sont multipliées entre elles dans l'équation, le doublement de la masse volumique aura le même effet sur la courbe théorique. A contrario, la modification de la conductivité thermique a plus d'impact sur les valeurs de température obtenues par la courbe théorique. Si on double la valeur de la conductivité thermique de 0,23 à 0,46  $\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K})$  alors la courbe théorique varie en moyenne de 40°C. C'est pour une conductivité de 0,23  $\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K})$

que la courbe théorique est la plus proche de la courbe expérimentale en restant toutefois au-dessous (Figure 98). En restant sous la courbe, on garde une marge de sécurité en sous estimant la valeur de la protection. (SAULNIER, et al., 2016)

Contrairement aux travaux de Li et ses collaborateurs, (LI, et al., 2016), qui ont considéré une épaisseur de meringue variable, ici la conductivité thermique est estimée à épaisseur constante finale à partir du moment où la meringue est totalement développée. Cette méthode est toutefois moins précise que celle de Kolšek et Cesarek, (KOLŠEK, et al., 2015) qui propose de modifier la valeur de la conductivité thermique pour différents intervalles de temps.



Conductivité thermique 0,23 W/(m.K) épaisseur 25 fois l'épaisseur initiale

Figure 98. Evolution de la température après 200°C

### 2.2.9. Comparaison des valeurs de conductivité apparente estimée avec celle des mesures

Avec les mesures des essais sur les plaques de 100 mm (deuxième campagne) on peut déterminer une valeur de conductivité thermique apparente pour la meringue en utilisant les équations qui s'appliquent aux protections d'épaisseur constante. Toutefois les valeurs réelles de la couche carbonneuse sont beaucoup plus petites en réalité. Les mesures réalisées avec le conductivimètre FP2C de Néotim sur la meringue après l'essai donne des valeurs de l'ordre de 0,04 W/ (m.K).



Figure 99 : Mesure de la conductivité thermique des différentes meringues après essais au feu

## 2.2.10. Essais de plaques exposées sur toutes les faces

### 2.2.10.1. Mise en œuvre des essais pour la plaque exposée sur toutes les faces

L'ensemble des essais réalisés jusqu'à maintenant a concerné des plaques peintes sur une seule face. Pour compléter ces résultats, une plaque (450x100x3 mm<sup>3</sup>) entièrement peinte afin d'observer le phénomène sur un élément exposé sur toutes les faces (Tableau 4). Pour l'essai 1, la plaque est posée sur le plat en appui sur ses extrémités (Figure 100). Pour l'essai 2 la plaque est posée sur le chant (Figure 101). La mesure des températures de l'acier est faite avec deux thermocouples K en acier gainé soudés au milieu de la plaque sur la même face.

Essai	Position	Exposition	Epaisseur moyenne de peinture par face
Essai 1	Sur plat	Toutes les faces	360 μm
Essai 2	Sur chant	Toutes les faces	316 μm

Tableau 4 : Caractéristiques des plaques



Figure 100 : Plaque peinte disposée sur le plat et exposée sur toutes les faces avant et après exposition au feu (essai 1)



Figure 101 : Plaque peinte disposée sur le chant et exposée sur toutes les faces après exposition au feu (essai 2)

Le gicleur d'un des brûleurs a été changé pour avoir plus de puissance car la montée en température des gaz de l'essai précédent, reste inférieure à la courbe de feu normalisé. L'essai 2 a été arrêté au bout d'une demi-heure environ car les montées en température des éléments exposés sur quatre cotés s'échauffent beaucoup plus rapidement.

#### 2.2.10.2. Observations et résultats

Sur l'essai 1, on constate que sur la face supérieure la peinture s'est développée de la même façon que pour la plaque exposée sur 1 face. En revanche, en partie inférieure, au milieu, la meringue est beaucoup plus développée. Finalement, l'épaisseur moyenne de la meringue au-dessus de la plaque est de 15,1 mm et l'épaisseur moyenne en dessous est de 33 mm soit plus du double. A ce stade, il y a deux hypothèses, soit il y a eu une concentration de chaleur en ce point de la plaque qui a provoqué un développement plus important de la meringue, soit il y a un effet de la gravité qui a une influence sur la peinture et donc l'expansion de la meringue. Il est possible que la peinture, lors de sa phase de liquéfaction, coule vers le bas de l'élément.

Le graphique de la Figure 102 montre que la plaque exposée (courbe jaune) sur toutes les faces s'échauffe plus que celle exposée sur une seule face. La courbe de l'écart entre la température théorique de l'acier et celle mesurée de la plaque protégée a la même allure que pour les essais sur les plaques exposées sur une seule face. Elle atteint un maximum aux alentours de 10 minutes d'essai puis décroît régulièrement. La courbe théorique d'échauffement de l'acier seul est obtenue en modifiant le facteur de massiveté ( $687 \text{ m}^{-1}$ ) dans la formule d'échauffement de l'acier de l'Eurocode. Il n'y a pas de valeurs expérimentales pour ce cas. La calibration de la convection est faite à partir des valeurs de l'acier nu exposé sur 1 face.

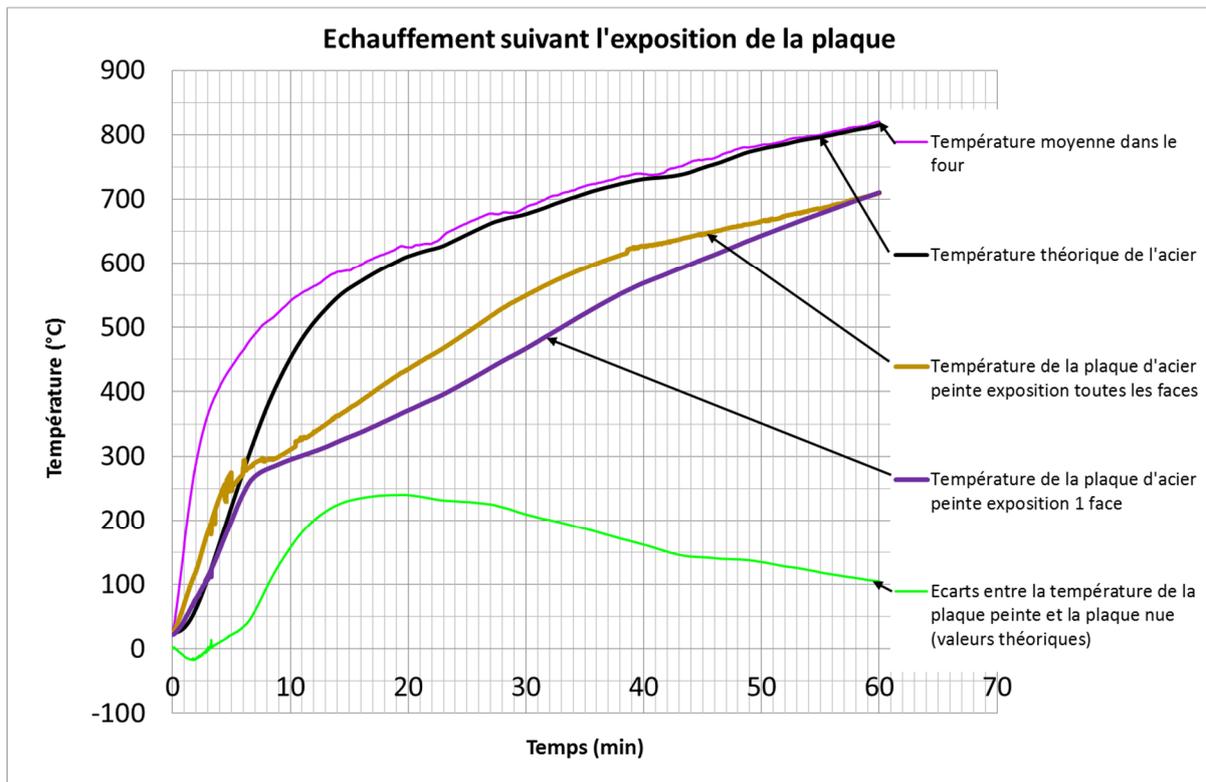


Figure 102 : Courbes de températures d'échauffement de l'acier avec la plaque exposée toutes les faces (courbe jaune) comparée à la plaque peinte exposée sur 1 face (courbe violette)

Pour l'essai 2 (Figure 101) l'épaisseur de la meringue est la même pour les deux faces de la plaque. On note cette fois que la meringue présente des coulures sur l'arrête inférieure de la plaque. Sur l'arête supérieure, la meringue est beaucoup moins épaisse. Les accumulations vers le bas de la peinture observées sur les essais de la cornière semblent se reproduire. Ainsi pour cet essai les courbes ont un aspect beaucoup plus régulier et lisse. La température dans le four est proche de la courbe de feu normalisée sur les 25 premières minutes. La courbe de la température présente des oscillations qui sont dues à l'arrêt des brûleurs afin que la température du four reste proche de la courbe de feu normalisée. On constate que chaque arrêt est très impactant sur la courbe des températures de la plaque d'acier non protégée. La courbe de température de la plaque peinte est moins perturbée par les arrêts du brûleur. Les deux mesures de température de la plaque protégée sont quasiment confondues (Figure 103).

La courbe verte des écarts de température entre la plaque protégée et la plaque nue, atteint 200°C pour 10 minutes d'essai et descend à 100°C vers 30 minutes. La courbe des écarts a le même profil pour chaque essai. La différence entre les plaques exposées sur une seule face et celles exposées sur toutes les faces est l'échelle de temps. La plaque exposée sur les 4 cotés s'échauffe plus vite. Après la phase de développement de la meringue, les écarts de température entre la plaque peinte et la plaque non protégée s'amenuisent à mesure que les températures augmentent (Figure 103). Dans tous les cas, la plaque protégée garde une différence de température d'au moins 100°C, en comparaison avec la plaque non protégée, étant donné le retard d'échauffement dû au développement de la meringue.

Par ailleurs on remarque très nettement sur l'essai 2 (Figure 103) que la courbe théorique de montée en température de l'acier les 2 premières minutes de l'essai est plus lente que la courbe expérimentale. Ce retard d'échauffement sur la courbe théorique s'observe sur tous nos essais. Après 4 minutes, la courbe expérimentale a le même profil que la courbe théorique mais les températures des gaz sont entre 10 et 20°C plus faibles que celles de la courbe théorique. Pour le calcul de la courbe théorique, le coefficient de convection est pris égal à 25 W/(m<sup>2</sup>K) et l'émissivité de l'acier est prise égale à 0,7.

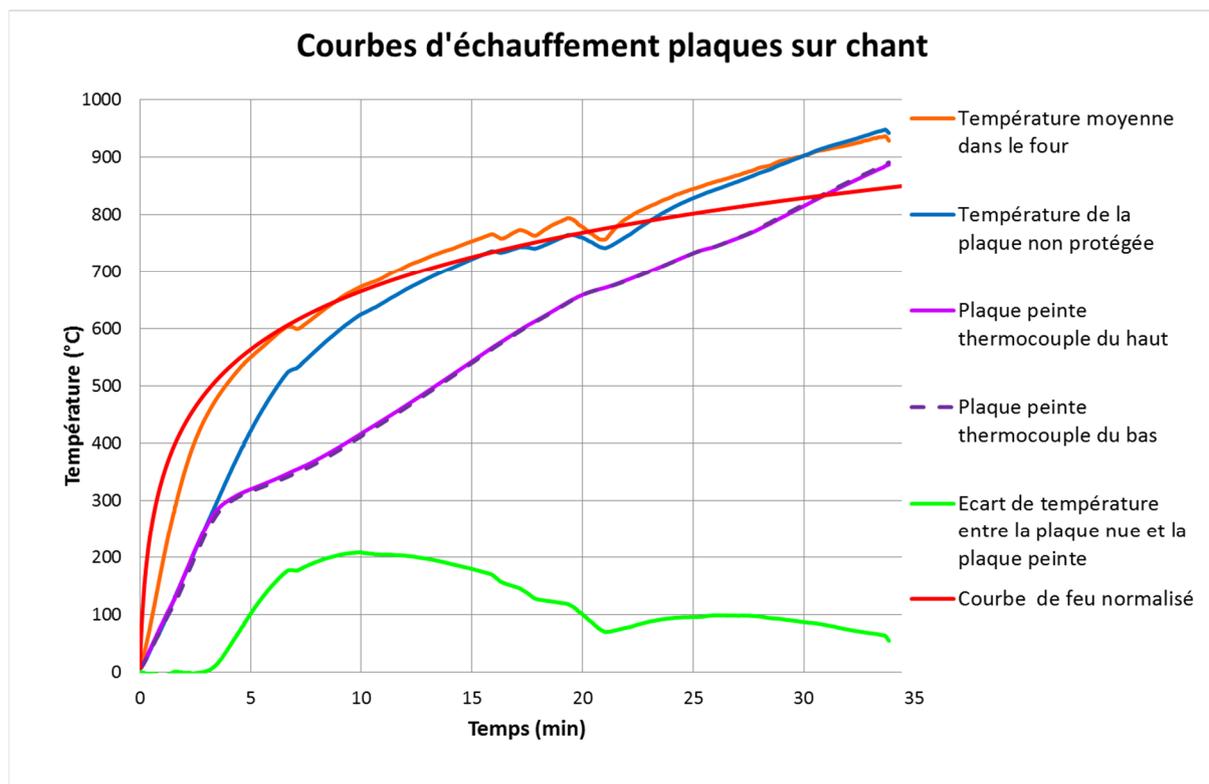


Figure 103 : Courbes des températures d'échauffement des plaques sur chant exposées sur tous les côtés (essai 2)

### 2.2.11. Synthèse des essais de peinture intumescente

Tous les essais menés sur des plaques d'acier peintes avec une seule face exposée présentent les mêmes caractéristiques. La courbe des températures de la plaque peinte s'écarte significativement de celle de la plaque non protégée vers 250°C. Ceci confirme le fait que l'effet protecteur de la peinture intumescente commence à partir de cette température. L'écart maximal entre la courbe d'échauffement de l'acier seul et des plaques peintes est entre 200°C et 300°C sur les plaques avec un film de peinture d'environ 375 µm. Cet écart augmente avec un film de peinture plus grand.

Les essais avec des plaques exposées sur toutes les faces permettent d'observer des inégalités dans le développement de la peinture. On constate sur chaque essai un développement plus important de la peinture dans les zones où elle est soumise à un effet favorable de la gravité (surface inférieure). Sur les faces verticales, on se demande si la peinture ne risque pas de se concentrer vers les parties inférieures avec le risque que la protection laisse une partie de

l'élément sans couverture comme cela s'est produit sur les essais de Bailey sur les poutre cellulaires (BAILEY, 2004). Cela renvoie au premier essai et le constat d'une inégalité de développement de la meringue sur la paroi verticale (Figure 82). La question qui restera en suspens ici est de savoir si cela vient d'une accumulation de chaleur à cet endroit ou d'un effet de la gravité. Il semblerait qu'il y ait là matière à creuser par de nouveaux essais.

Tous les essais réalisés sur protections par peinture intumescente montrent un ralentissement de l'élévation de température de l'acier. La pente de la courbe d'évolution des températures diminue fortement au moment où la meringue se développe.

Toutefois, les courbes théoriques d'échauffement de l'acier non protégé obtenues avec l'équation de l'échauffement de l'acier (1-35) présentent un écart de 100°C de plus avec la courbe des mesures. La première hypothèse invoquée était la liaison imparfaite entre les plaques et le support silico calcaire sur lequel reposent les plaques. Ce défaut a été corrigé lors des essais de la deuxième campagne. Les plaques ont été collées sur le support avec une colle réfractaire utilisée pour fixer les produits réfractaires dans les poêles ou les cheminées, afin d'améliorer la liaison. Mais l'écart entre les températures théoriques de l'acier et les mesures expérimentales subsiste. Les autres hypothèses avancées sont : un transfert de chaleur entre la plaque et le support en silico-calcaire sur lequel est posée la plaque alors que le modèle considère un flux de chaleur nul sur cette face. Il est également possible que les hypothèses du rayonnement et de la convection données par l'Eurocode ne soient pas adaptées pour notre four. Ce point est l'un des problèmes qui sera abordé dans les simulations des essais sous COMSOL Multiphysics®.

Les essais sous feu normalisé sont plus satisfaisants. Il reste cependant une difficulté. Le four actuel a été dimensionné pour suivre la courbe de feu normalisée avec ses deux brûleurs de 29,65 kW. Force est de constater que sur les derniers essais de peinture intumescente, la courbe n'est pas atteinte. La combinaison de l'encrassement des brûleurs et du vieillissement de l'isolation au fil des essais, la puissance n'est plus suffisante. En revanche, si on augmente la puissance de l'un des deux brûleurs, alors on retombe sur la problématique contraire, notre courbe de température est supérieure à la courbe de feu normalisée. Il est possible d'agir sur l'arrêt et le redémarrage des brûleurs pour se maintenir autour de la courbe de feu normalisée (Figure 11) mais alors on n'a plus une évolution bien lissée de notre courbe de chauffe. Même si on peut en tirer une courbe de tendance, la moindre fluctuation a des répercussions sur l'échauffement des éléments de faible inertie comme l'acier (Figure 103). La question qui se pose est : faut-il, à défaut d'obtenir une montée en température parfaite, absolument respecter la courbe de feu normalisé en faisant osciller les températures autour de la consigne, ou avoir une montée en température régulière en dessous ou en dessus de la courbe de feu normalisé. ?

Les essais sur les plaques protégées par la peinture intumescente vont servir de base pour la construction de simulations par éléments finis.

## 2.3. Protection de l'acier par le plâtre

### 2.3.1. Protection par le plâtre

Lors des premiers essais sur les plaques protégées par peintures intumescentes, la question s'est posée d'un matériau isolant d'épaisseur constante qui pourrait servir de référence pour tester les équations de l'Eurocode sur l'échauffement de l'acier protégé. Le choix s'est porté sur le plâtre. Lors de la deuxième campagne, une plaque 100x100x8 mm<sup>3</sup> couverte par un coffret de placoplâtre BA13 est testée. Le plaque de plâtre a une épaisseur de 12,5 mm recouverte d'une feuille de carton d'un demi-millimètre environ (Figure 104).



Figure 104 : Plaque d'acier recouverte de placoplâtre

### 2.3.2. Résultats et analyses

Le plâtre a montré un véritable effet protecteur car la température de l'acier est restée bien inférieure à celle des plaques protégées par la peinture intumescente. Mais les valeurs mesurées présentent un palier de température vers 95°C (courbe verte de la Figure 105) pendant 10 minutes avant de croître à nouveau. Si bien que la température de 500°C ne sera pas atteinte au bout d'une heure.

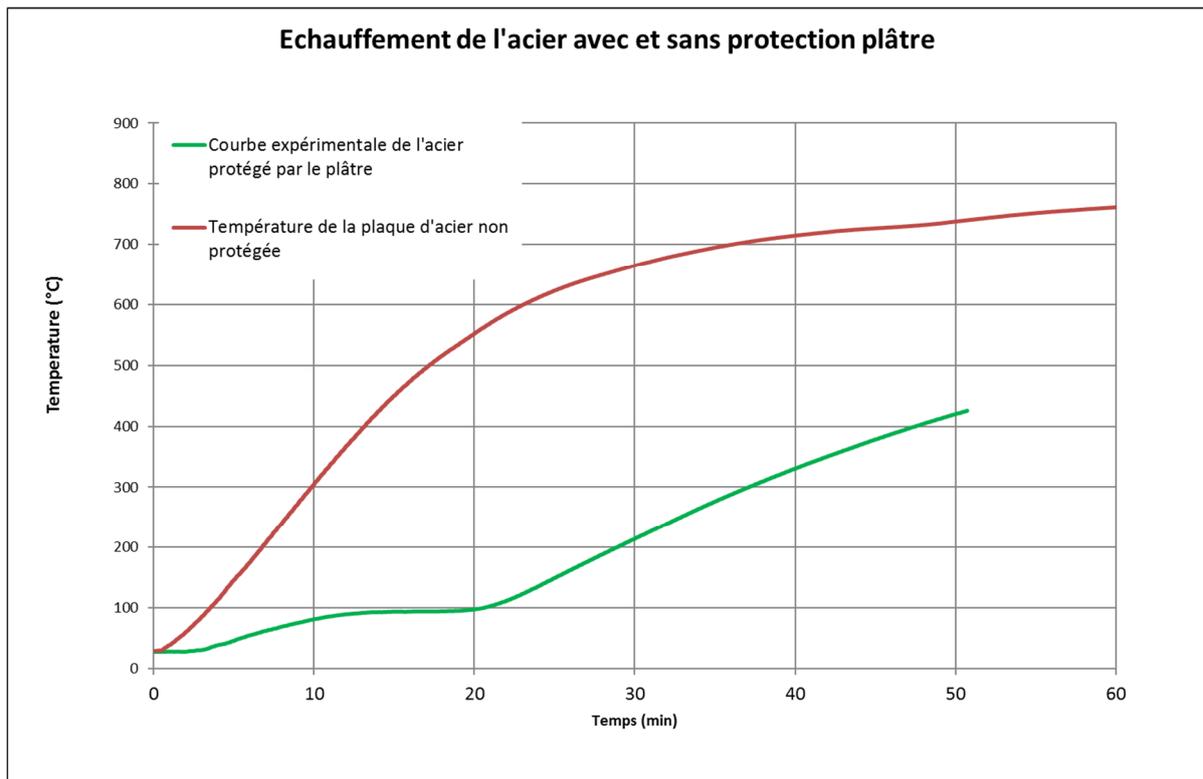


Figure 105 : Courbes de température de l'acier non protégé et protégé par le plâtre

Afin de comparer les courbes expérimentales avec les courbes théoriques obtenues par calcul en utilisant la formule d'échauffement de l'acier protégée de l'Eurocode (§1.4.1) il est nécessaire d'adapter les valeurs de la conductivité et de la chaleur massique du plâtre. En effet, l'eau qui se forme lors de l'échauffement du plâtre explique le palier observé sur la courbe expérimentale. Ainsi si des valeurs constantes sont utilisées pour la conductivité (0,25 W/(m.K)) et la chaleur massique du plâtre (950 W/(mK)), la courbe des températures ne présentera pas ce palier (Figure 106, courbe bleue). Pour obtenir une courbe théorique qui représente le comportement observé, des valeurs variables sont attribuées à la conductivité thermique et à la chaleur massique en fonction de la température. La courbe la plus proche de la courbe expérimentale (Figure 106) a été obtenue en utilisant les valeurs de la Figure 107, pour la chaleur massique, et celles de la Figure 33 pour la conductivité thermique.

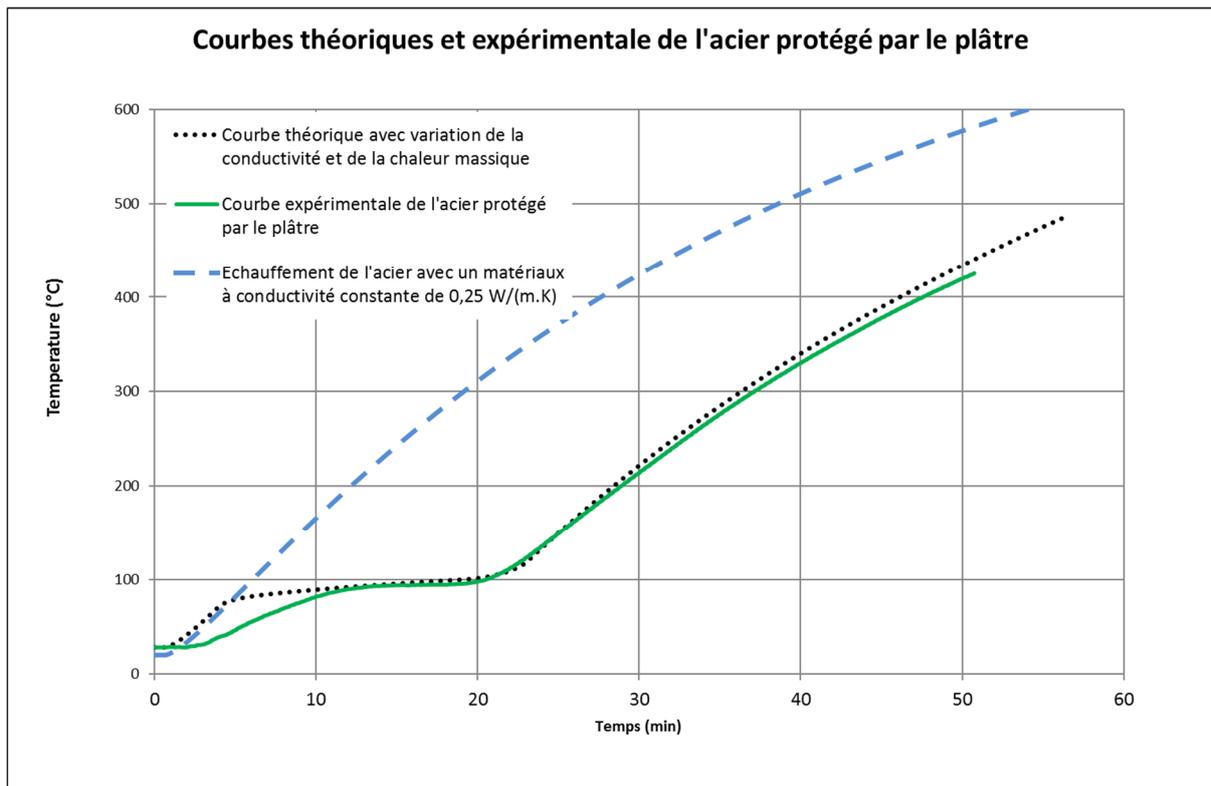


Figure 106 : Courbes expérimentale et théoriques des plaques protégées par le plâtre

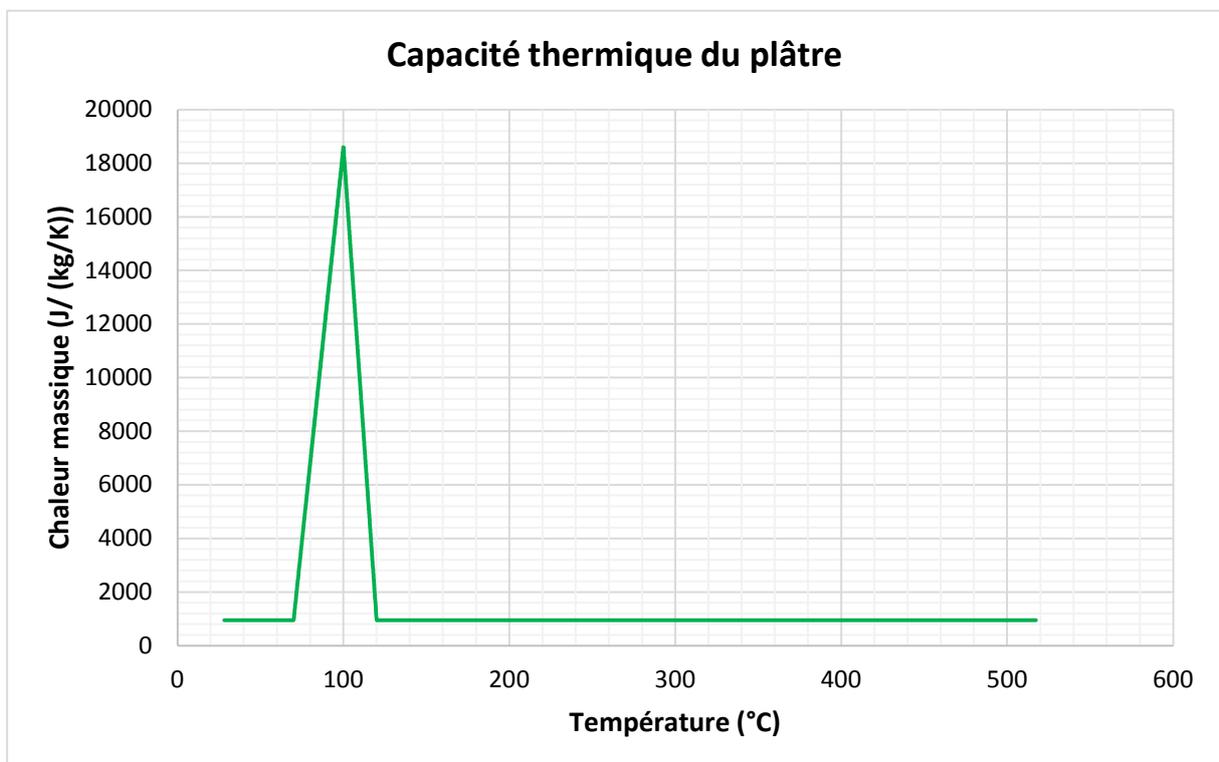


Figure 107 : Courbe d'évolution de la chaleur massique du plâtre utilisée pour les calculs

Le problème principal de cette estimation est que la température de la protection en plâtre n'est pas connue. Les valeurs de la conductivité thermique et de la chaleur massique du plâtre sont calculées à partir de la température de l'acier. Il est certain que la température du plâtre

est plus élevée. Il faudrait pousser plus avant les investigations car lors de cet essai, la teneur en eau exacte du plâtre n'est pas connue pour cet essai. Les mesures effectuées sur le taux d'humidité de la plaque de plâtre des essais suivants ont donné des valeurs de 14% environ. Il est probable que le joint utilisé pour coller les plaques entre elles a modifié la teneur en eau initiale des plaques. Cela a dû contribuer à l'augmentation de la protection. Ces résultats doivent être confirmés par d'autres études.

Un autre essai de protection de l'acier par le plâtre a été réalisé dans le four électrique. La courbe d'échauffement de la plaque a la même allure que celle de l'essai au four en béton cellulaire. Les températures de la plaque restent autour de 100°C pendant 10 minutes avant d'augmenter à nouveau. Dans le four électrique, il n'est pas possible d'avoir la courbe de feu normalisé, les conditions de températures sont moins sévères au début de l'essai.

A partir de la formule de l'Eurocode 3 (1-36) et les mêmes paramètres utilisés ci-dessus, la courbe théorique (pointillés noirs) obtenue est voisine de la courbe expérimentale jusqu'à 200 °C (Figure 108). La courbe expérimentale s'infléchit à nouveau après 500°C. Ce ralentissement de la courbe d'échauffement de l'acier pourrait correspondre avec une troisième réaction chimique de type endothermique qui apparaît chez certains auteurs (SULTAN, 1996).

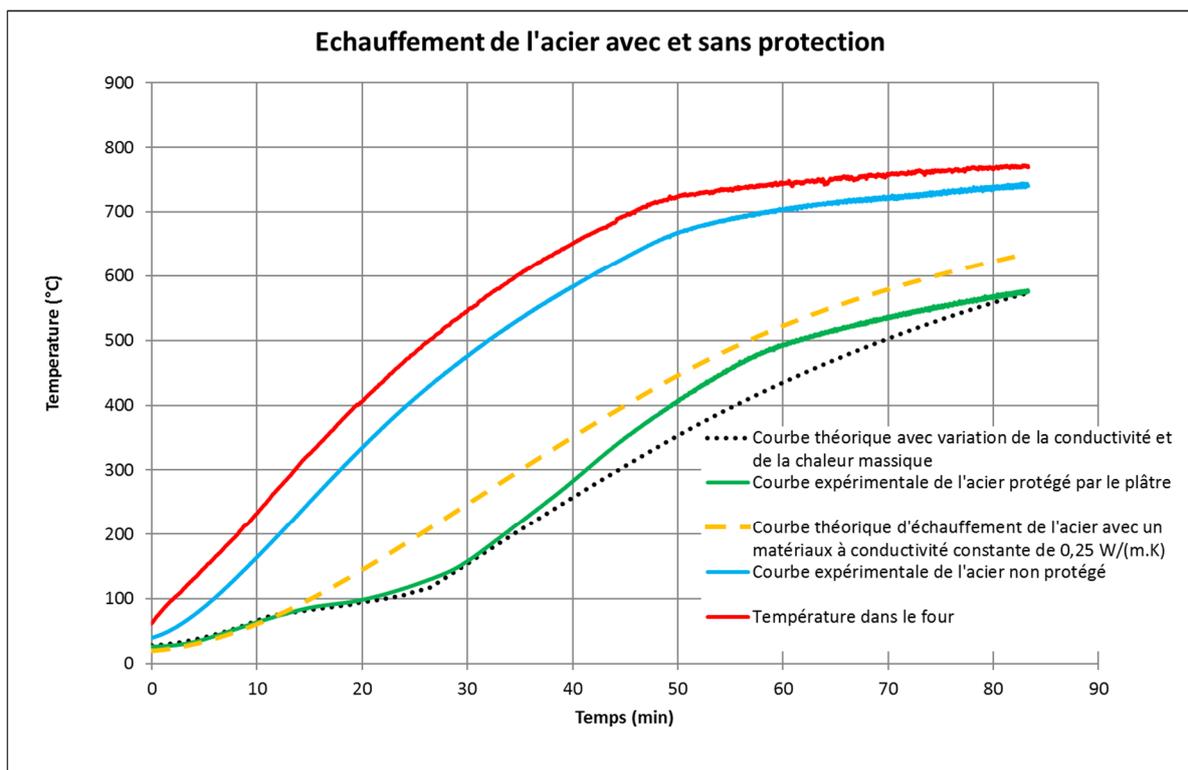


Figure 108 : Courbes expérimentales et théoriques des plaques d'acier protégées par le plâtre (essai au four électrique)

L'effet protecteur du plâtre semble moins important que pour l'essai précédent. Les moyens de fixation utilisés pour la protection n'apportent pas de supplément d'eau. Le taux d'humidité dans la plaque de plâtre mesuré en étuve est de 14%. Malgré les différences entre les deux essais, l'un réalisé au four en béton cellulaire (fioul) et l'autre au four électrique, la

plaque de plâtre ralentit fortement l'échauffement de l'acier avec des températures allant de 200 à 300°C en dessous de la température de la plaque d'acier sans protection.

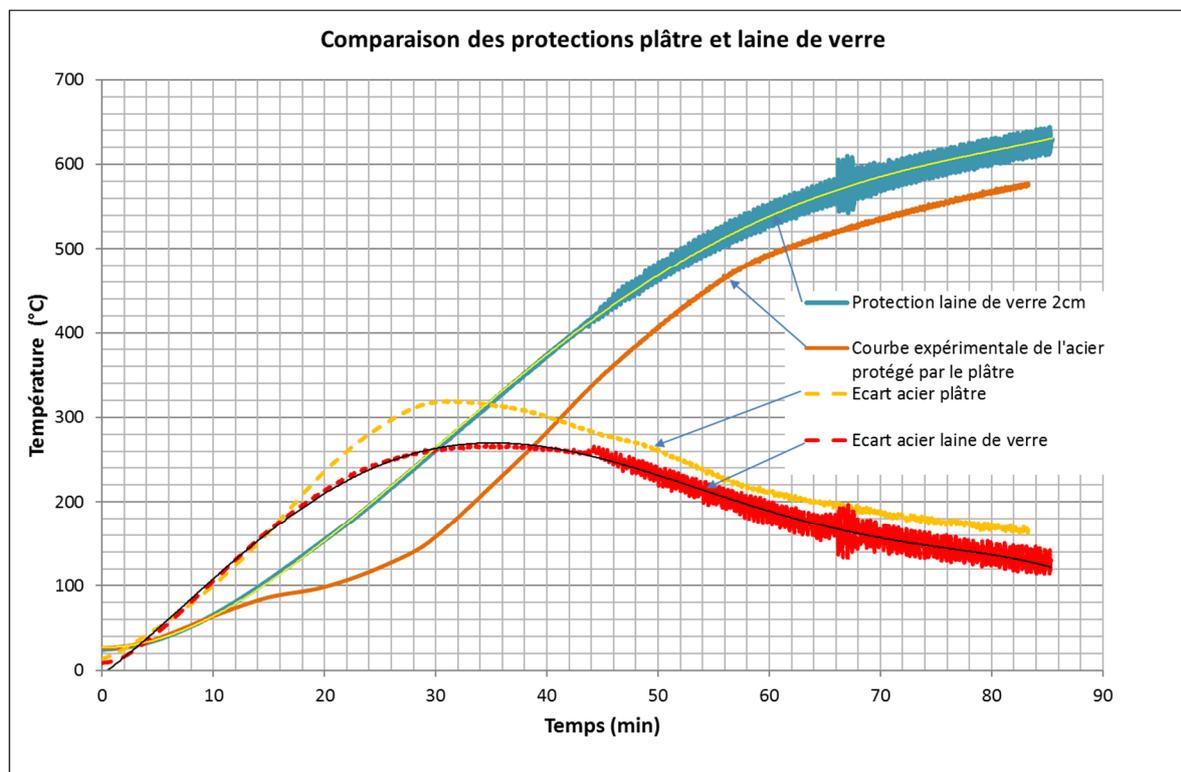


Figure 109 : Comparaison des protections de plâtre et de laine de verre (10 mm d'épaisseur)

Sur les deux essais réalisés dans les mêmes conditions de température, l'un avec une protection en plâtre et l'autre avec 10 mm de laine de verre, on peut observer le retard dans l'échauffement de l'acier protégé par le plâtre. (Figure 109). Les courbes jaune et rouge sont le résultat du calcul de l'écart entre la température de la plaque d'acier non protégée et celle protégée pour chaque essai. L'écart entre les plaques est le même sur les 17 premières minutes. L'acier a une température de 200°C supérieure à la température de la plaque protégée. Ensuite, l'écart entre la plaque d'acier avec le plâtre et celle sans protection augmente plus que pour l'essai avec la laine de verre. Ceci est dû au retard d'échauffement du fait de la vaporisation de l'eau contenue dans le plâtre. Au-delà de 44 minutes, la différence entre les courbes des écarts existe encore, mais l'intervalle devient constant avec une valeur relativement faible (environ 15°C).

### 2.3.3. Bilan des essais sur le plâtre

Ces essais ont été riches d'enseignement. Cette étude montre aussi les limites de la formule de l'Eurocode (§1.3.8) sur l'échauffement de l'acier protégé et la nécessité de simulations plus complexes. Le plâtre a, dans le passé, été associé au bois dans un but de protection au feu. Il s'est avéré avoir certains défauts, comme une résistance mécanique insuffisante au cours de l'incendie. L'association bois plâtre dans de mauvaises conditions peut aussi entraîner la détérioration du bois par un apport trop important d'humidité. Les études de la résistance au feu des plaques de plâtre se sont principalement intéressées aux cloisons. Mais les effets

protecteurs du plâtre sur les parties horizontales de la structure (plafond) ou par coffrage (poteau ou poutre) peuvent être des moyens efficaces de protection contre l'échauffement des structures.

Le choix du plâtre comme matériau test des équations de l'Eurocode n'est pas le meilleur au vu de ses particularités chimiques. Le choix de la laine de verre semblerait plus logique (Pas de réaction chimique, pas de propriétés hygroscopiques, évolution de la conductivité connue.....). Cependant la laine de verre exposée à de fortes températures ne conserve pas une épaisseur constante elle diminue. (SAMAKE, 2016).

Toutefois ces essais sur le plâtre ont ouvert la voie de l'étude des matériaux hygroscopiques tel que le bois.

## 2.4. Essais sur des éléments acier type IPE non protégé dans le four acier

### 2.4.1. Test sur UN IPE 240 exposé sur 4 faces et disposé verticalement

Afin de maîtriser le protocole expérimental dans le four acier pour les futurs essais, des essais sur un profilé acier IPE 240 de 600 mm de longueur ont été faits au préalable. La poutre soudée sur place fait 240 mm de hauteur et des semelles de 120 mm mais l'épaisseur des semelles est de 9 mm et celle de l'âme de 7 mm. Les mesures de températures de l'acier sont faites sur les deux semelles et en trois points équidistants sur l'âme. Les thermocouples sont soudés (Figure 110).



Figure 110 : Soudure des thermocouples sur l'âme de l'IPE 240

L'IPE 240 a été disposé verticalement dans le four (Figure 111). On obtient une montée en température de l'acier très proche de la courbe théorique donnée par l'équation (1-35). Les mesures sur l'acier sont proches entre elle. On observe seulement que la température de la semelle placée vers la paroi du fond du four, est légèrement inférieure aux autres températures (Figure 112). Concernant les températures des gaz dans le four, il y a quelques écarts entre les températures mesurées à l'avant (vers la porte) et à l'arrière (vers la cheminée). De même les températures mesurées à droite (en face des brûleurs) sont plus élevées que les températures mesurées à gauche (coté brûleur) (Figure 113). L'écart reste inférieur à 50°C. La valeur moyenne des mesures dans le four, calculées à partir des mesures des pyromètres à plaque permet d'avoir une courbe de température des gaz représentative

pour les simulations. En effet l'échauffement de l'élément est le résultat des conditions d'exposition de part et d'autre de l'élément. Cet essai permet de vérifier que l'élévation des températures dans le four suit la courbe de feu normalisé sur les 30 premières minutes. Les températures des gaz après 30 minutes passent un peu au-dessus de la courbe de feu normalisé (Figure 112, Figure 113). Comme observé au paragraphe 2.1.5, on constate aussi que la mesure des températures faite au moyen des thermocouples chemisés est proche de celle des pyromètres à plaque si ce n'est une mesure plus haute sur les premières minutes de l'essai (Voir courbes en pointillés sur la Figure 113).



Figure 111 : IPE 240 non protégé disposé verticalement dans le four

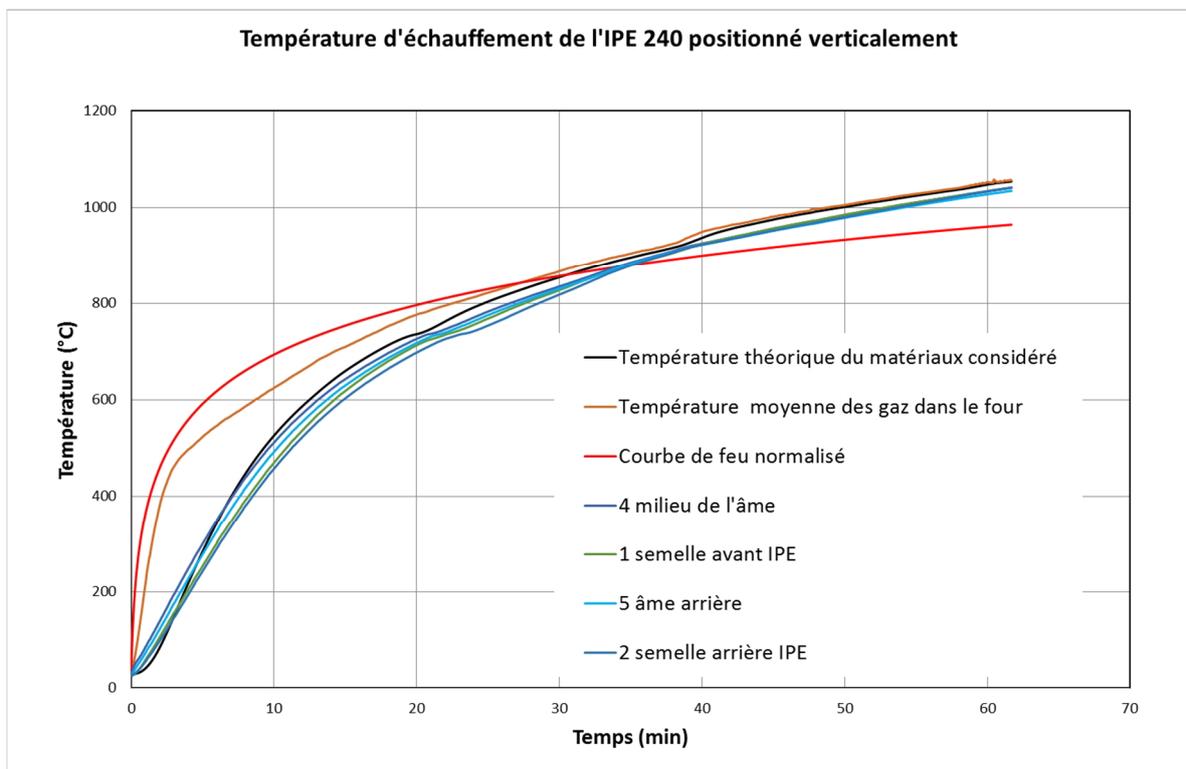


Figure 112 : Courbes de température de l'essai sur IPE 240 disposé verticalement

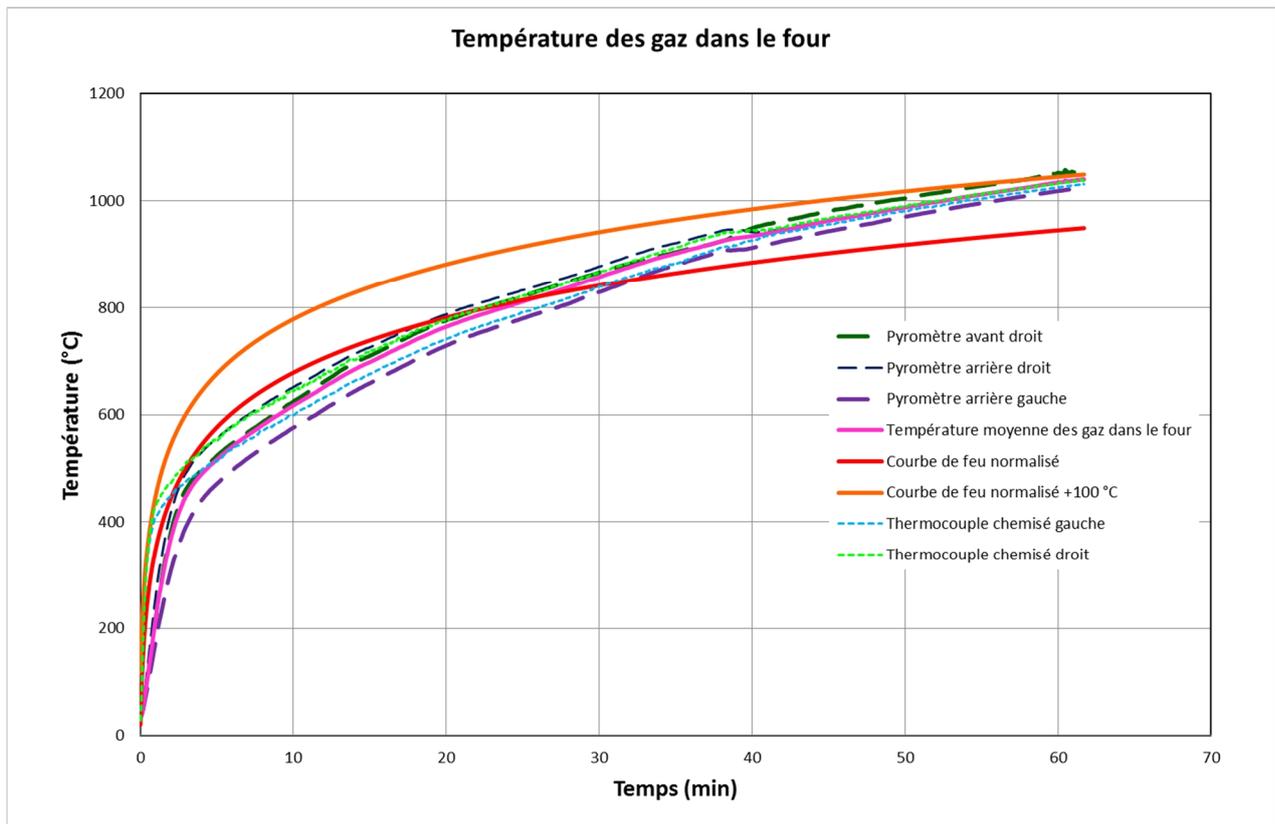


Figure 113 : Températures des gaz mesurées dans le four par 3 pyromètres à plaque et deux thermocouples chemisés.

#### 2.4.2. Test sur un IPE 240 exposé sur 4 faces et disposé horizontalement

Pour cet essai, l'IPE 240 est exposé sur les quatre faces et est placé horizontalement et parallèlement aux flammes des brûleurs. Comme pour l'essai précédent, les thermocouples sont soudés, un sur chaque semelle et deux sur l'âme du profilé. Les thermocouples sur l'âme sont soudés chacun sur une face. (Figure 115).

Dans cette configuration, on constate que les courbes des températures mesurées en différents points de l'élément sont très proches (Figure 114). De plus, les courbes expérimentales et la courbe théorique d'échauffement de l'acier obtenues avec la formule de l'Eurocode (1-35) sont quasiment identiques. La courbe théorique est calculée pour un facteur de correction pour l'effet d'ombre  $k_{sh}$  égal à 1 (L'échauffement théorique est légèrement surestimé). Cet essai confirme l'hypothèse d'une température homogène dans la section de l'élément. Et le paramétrage des conditions d'exposition proposé par l'Eurocode 1, à savoir le coefficient de réflexion de l'acier et le coefficient de convection est adapté à ce cas.

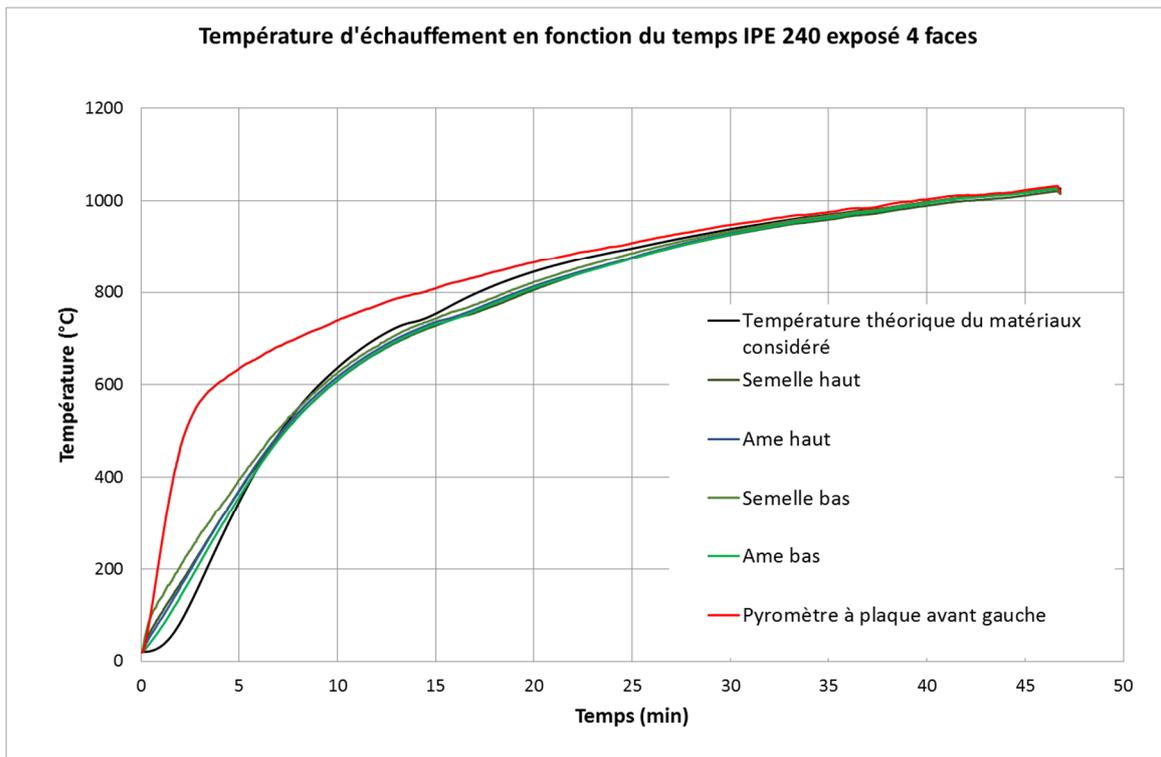


Figure 114 : Essai d'exposition au feu d'un IPE 240 exposé sur les quatre faces



Figure 115 : Disposition horizontale de l'IPE 240 dans le four

#### 2.4.3. IPE 240 exposé sur 3 faces (semelle basse isolée) et disposé horizontalement

L'IPE 240 a aussi été testé avec une exposition sur 3 faces. La semelle inférieure est isolée (Figure 116). Sur cet essai on constate que la courbe d'échauffement des parties exposées au feu suit la courbe théorique d'échauffement de l'acier mais que la semelle protégée s'échauffe moins (Figure 117). On observe aussi que la mesure de température du thermocouple 3 est plus basse que les autres. La disposition de l'élément dans le four fait craindre un effet d'ombre du support par rapport à la source de chaleur qui est en partie basse du four.

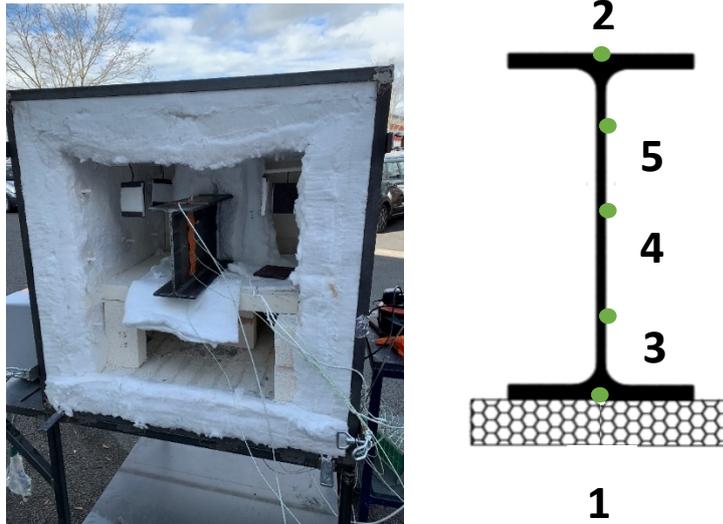


Figure 116 : Disposition de l'IPE 240 exposé sur 3 faces dans le four et positions des thermocouples

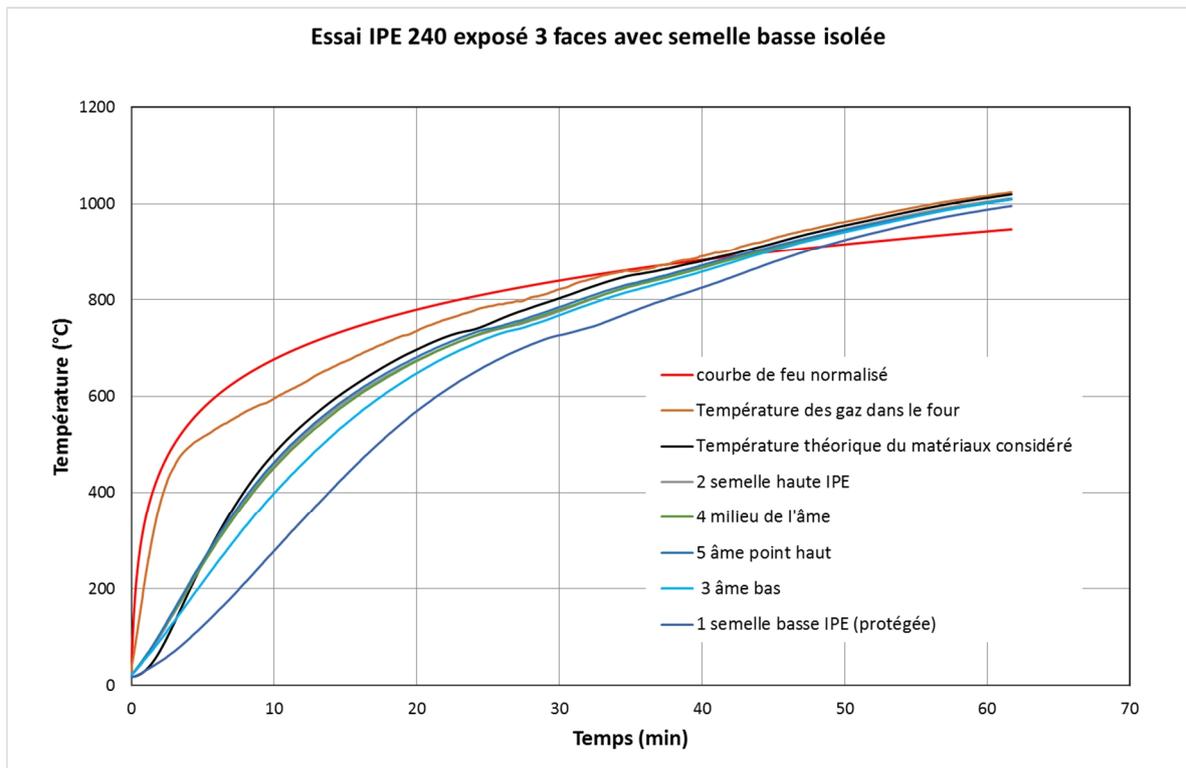


Figure 117 : Courbes des températures pour l'essai sur l'IPE 240 exposé sur 3 faces

#### 2.4.4. IPE 200 horizontal exposé sur 3 faces semelle haute isolée

Cet essai porte sur un IPE 200. Cette fois l'élément est exposé sur trois faces et la semelle isolée est la semelle supérieure (Figure 118). Sur cet essai la mesure des thermocouples présente beaucoup d'anomalies avec notamment un saut de mesure inexplicable vers 21 minutes. La température du thermocouple 2, bien que légèrement inférieure aux autres mesures sur l'âme et la semelle exposée, a une température plus proche des autres mesures des températures de l'acier. L'hypothèse précédente sur l'effet d'ombre du support semble

se confirmer. La température de la semelle protégée reste plus basse que les autres températures durant les 20 premières minutes de l'essai. Ce qui semble normal, car d'une part elle est moins exposée à la chaleur et d'autre part, il peut y avoir un transfert de chaleur par conduction entre la semelle et la protection (Figure 119).

En revanche la mesure de température du thermocouple 4 ne semble pas affecté par l'effet d'ombre de la semelle de l'IPE. La mesure du point 4 est peu différente de celle du point 5 et du point 3.



Figure 118 : Disposition de l'IPE 200 dans le four et positions des thermocouples

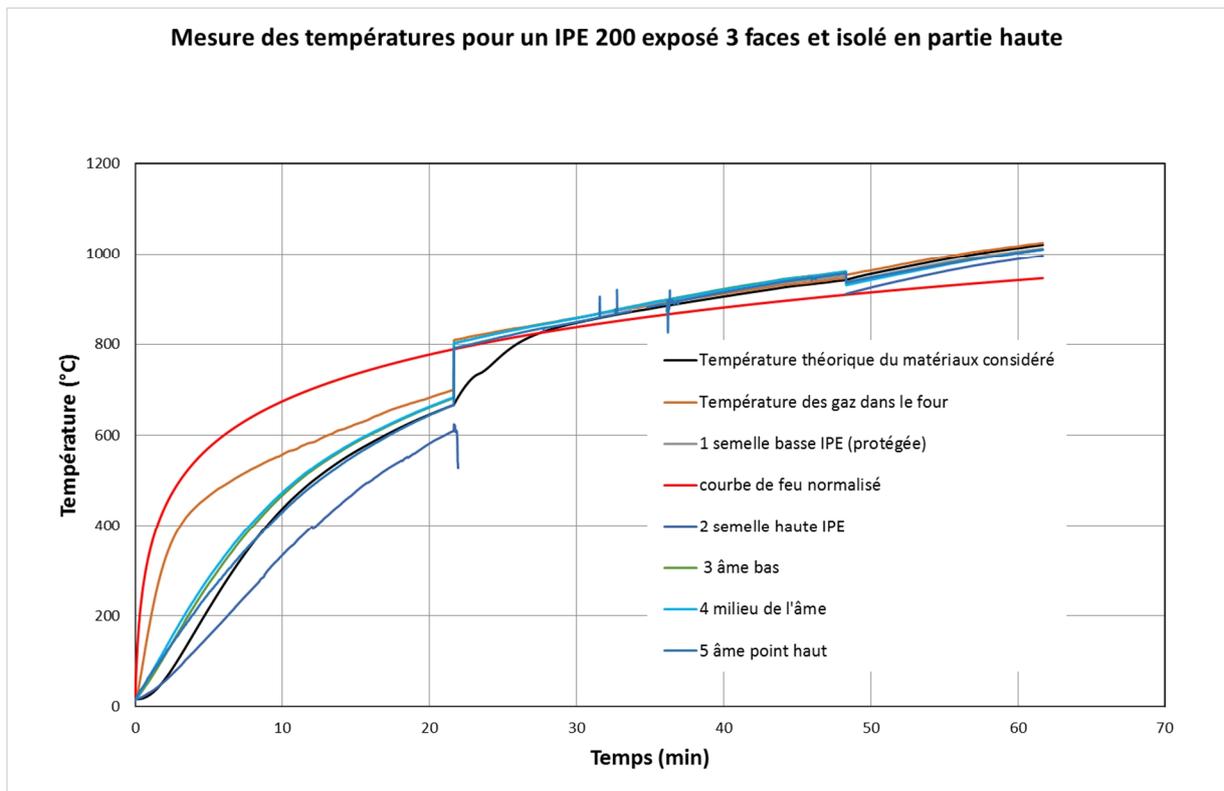


Figure 119 : Courbes des températures pour l'essai sur l'IPE 200 exposé sur 3 faces et isolé en partie haute

#### 2.4.5. Observations et conclusion des essais sur les poutres en I

Cette série d'essais a permis de confirmer l'hypothèse d'un échauffement uniforme de l'acier. On sait aussi que le four nous permet de faire des essais dans des conditions proches d'un feu normalisé. Enfin, les essais ont permis de trancher sur la disposition des échantillons dans le four. Pour les poutres exposées sur trois côtés, la face protégée doit se trouver en partie supérieure. La mise en œuvre est plus simple, elle permet de coller la poutre à la voûte du four. Thermiquement, le support est en contact avec l'extérieur avec moins de convection et de rayonnement sur sa face opposée. Par contre la disposition parallèle ou perpendiculaire à la flamme des brûleurs n'a pas d'impact sur les résultats.

### 2.5. Association acier bois

#### 2.5.1. Dispositifs envisagés pour les essais

Pour les essais sur l'association de l'acier et du bois, plusieurs solutions de protections de l'acier par le bois sont envisagées (Figure 120), avec notamment des configurations poutres (exposition sur 3 faces) et poteaux (exposition 4 faces).

Au niveau de l'assemblage du bois et de l'acier, Il en ressort deux types de configurations avec une épaisseur plus ou moins importante de bois enrobant l'acier : poutrelles en acier totalement ou partiellement enrobées.

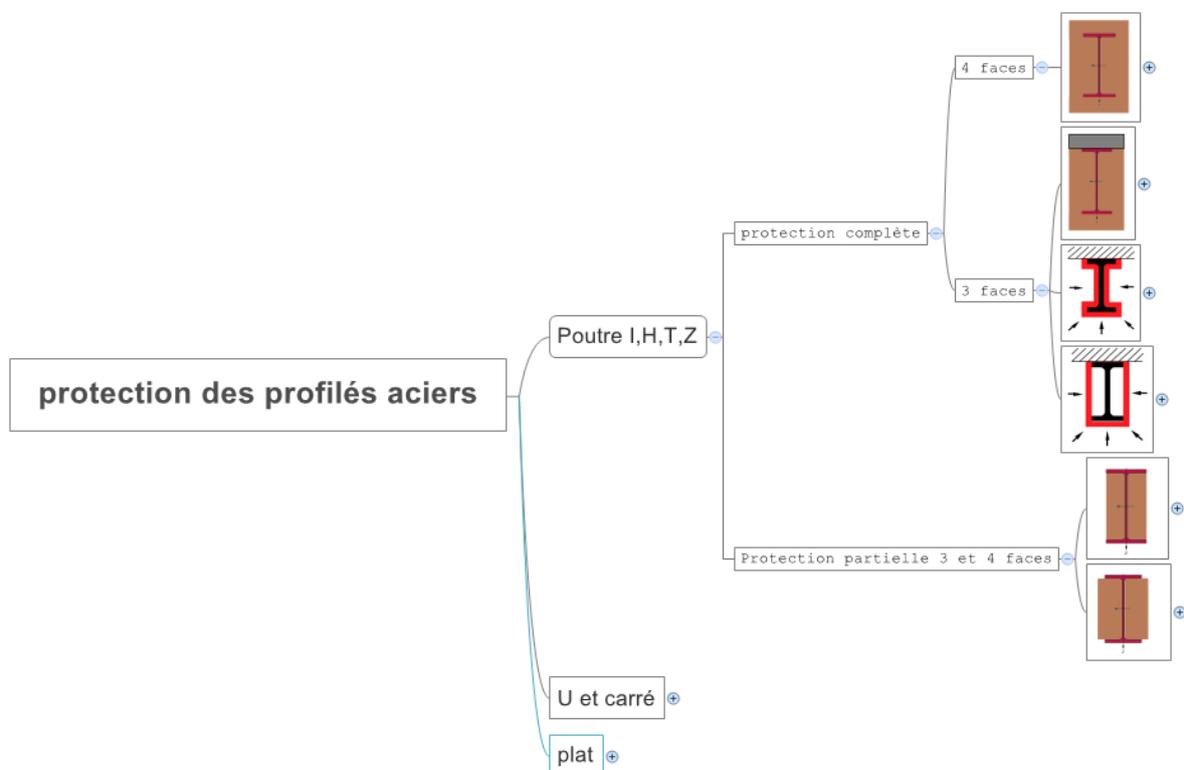


Figure 120 : Différentes configurations envisagées pour les poutres bois-acier

Dans un souci de faisabilité à moindre coût, les assemblages envisagés sont conçus à partir des dimensions standardisées des poutres bois de type madrier<sup>1</sup> ou bastaing<sup>2</sup>. Les essences de bois choisies sont celles les plus couramment utilisées dans la construction : douglas, pin, sapin.

A première vue, la protection partielle de l'acier par le bois semble avoir un intérêt pour les poutres en T exposées sur trois faces. La poutre n'a pas de semelle inférieure exposée au feu et le bois protège presque entièrement l'âme. Les poutrelles en acier totalement enrobées s'entendent exposées sur les quatre faces.

### 2.5.2. Objectifs des essais de protection par le bois

Pour les différents essais sur l'association du bois et de l'acier, il est intéressant de connaître l'évolution de la température dans le bois en plus de celle dans l'acier. Les essais présentés ici ont le double objectif de vérifier la protection de l'acier et de mesurer au mieux l'évolution de la température dans le bois.

### 2.5.3. Température dans le bois

Comme pour tous les essais, la température de l'acier est mesurée avec des thermocouples gainés soudés à l'élément. Des mesures supplémentaires sont effectuées à différentes profondeurs dans le bois en vue de suivre l'évolution de la température en fonction du temps d'exposition au feu. Ces mesures permettent d'évaluer la vitesse de carbonisation du bois. Les thermocouples utilisés sont les modèles chemisés en acier. Comme le bois est un matériau anisotrope, les thermocouples sont disposés suivant les trois directions : dans le sens des fibres (mesure longitudinale), perpendiculairement aux fibres (mesure radiale) et verticalement (mesure tangentielle) (Figure 121). Les fils des thermocouples des mesures radiales ne sont donc pas parallèles aux isothermes. Si on repart de la formule du calcul d'erreur sur la mesure de la température (2-1), on se trouve dans le cas d'un matériau isolant, avec l'incertitude du contact entre le thermocouple et le matériau. Le coefficient K coefficient d'erreur de mesure de la température, est de 0,932 (BARDON, et al., 1998). Seul le thermocouple de la mesure longitudinale permet de diminuer la valeur de K et donc l'erreur de mesure. L'avantage pour la mesure longitudinale est que le câble du thermocouple sera protégé des phénomènes de rayonnement, avec diminution de l'effet d'ailette et qu'il sera proche des isothermes. La mise en place de la mesure est cependant plus délicate puisqu'il faut percer un trou de diamètre le plus petit possible sur une grande longueur. Les essais prévus devant se faire sur des échantillons 400 mm, il a fallu fabriquer un foret de petit diamètre d'une longueur de plus de 200 mm afin d'amener le thermocouple jusqu'au milieu de l'échantillon.

---

<sup>1</sup> Pièce de bois d'essence résineuse, de forte section (75 × 200 mm, ou 75 × 225 mm, ou 100 × 225 mm) (<https://www.larousse.fr>)

<sup>2</sup> Bastaing ou basting : Bois de charpente équarri, de dimensions inférieures à celles du madrier (<https://www.larousse.fr>)

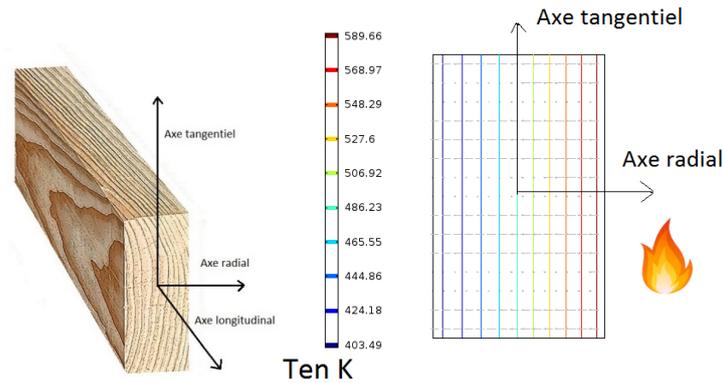


Figure 121 : Axes dans le bois et profil des isothermes dans une paroi exposée à une source de chaleur

Une mesure des températures dans le bois a été réalisée au centre d'une poutre en sapin de 90x200. Les trois thermocouples mesurent la température quasiment au même point. Les sondes sont décalées de seulement 1 ou 2 mm pour qu'elles soient en contact avec le matériau. Comme on peut l'observer sur la Figure 122, les valeurs des températures des trois directions diffèrent sensiblement. En théorie la mesure longitudinale respecterait au mieux les règles de positionnement des thermocouples mais il n'est pas certain que les valeurs relevées correspondent toujours à la température du bois. Sur certains essais il a été constaté que la mesure longitudinale reste proche de 100°C pendant une grande partie de l'essai. Il y a un doute quant à l'action de l'eau présente dans le bois. Du fait de la position longitudinale, le thermocouple peut se retrouver entre les cernes du bois. Les parois des cernes sont imperméables. L'eau y est piégée. Lors de l'élévation de température, l'eau va migrer en grande partie dans la direction longitudinale. Il est donc possible que le thermocouple soit en définitive en train de mesurer la température de l'eau du bois pendant une partie de la combustion.

La mesure des températures dans le bois permet une estimation de la vitesse de combustion et de la formation de la couche de bois carbonisé. Cette information est également utile pour valider d'éventuelles approches de modélisation.

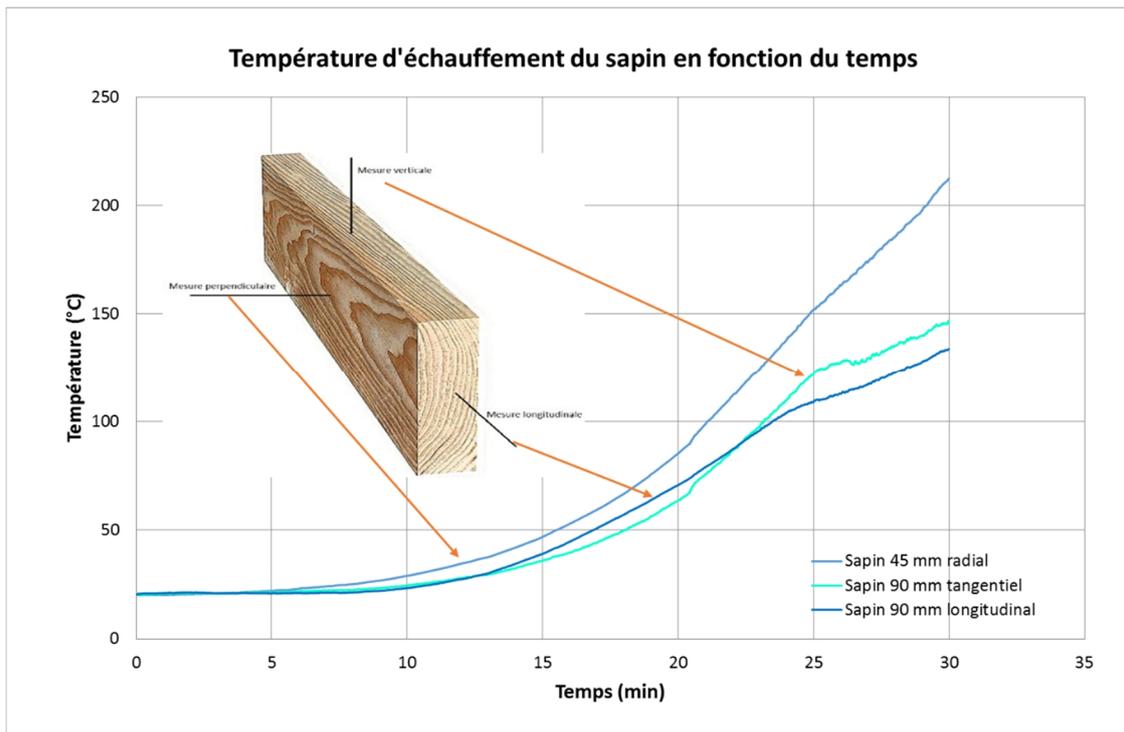


Figure 122 : Mesure des températures en un même point dans une poutre en sapin de section 90x200 suivant les trois directions

#### 2.5.4. Essai bois-acier avec un IPE 240 et du douglas

##### 2.5.4.1. Protocole d'essai

L'IPE 240 utilisé pour les essais de protection de l'acier par le bois a les mêmes caractéristiques dimensionnelles que l'IPE des essais sur le profilé sans protection (§ 2.4). Deux morceaux de douglas (hauteur 210 mm, largeur 56,9 mm) sont fixés de part et d'autre de l'âme du profilé. Le bois est maintenu par quatre vis qui traversent la semelle supérieure. La poutre ainsi constituée a un coefficient de massivité de  $246 \text{ m}^{-1}$  ( $0,0037 \text{ m}^2$  de surface et  $0,910 \text{ m}$  de périmètre). Elle est placée perpendiculairement à la flamme des brûleurs et exposée sur trois faces. La semelle supérieure est protégée par de l'isolant Superwoolblanket®. Trois thermocouples sont soudés à égales distances sur l'âme et un thermocouple est soudé sur chaque semelle (haut et bas). Toutes les mesures sont faites au milieu de la poutre. Les thermocouples qui mesurent les températures dans le bois sont placés à une profondeur de 25 mm (milieu du bois) de chaque côté et à la même hauteur que les mesures dans l'acier (Figure 123) et (Figure 125).

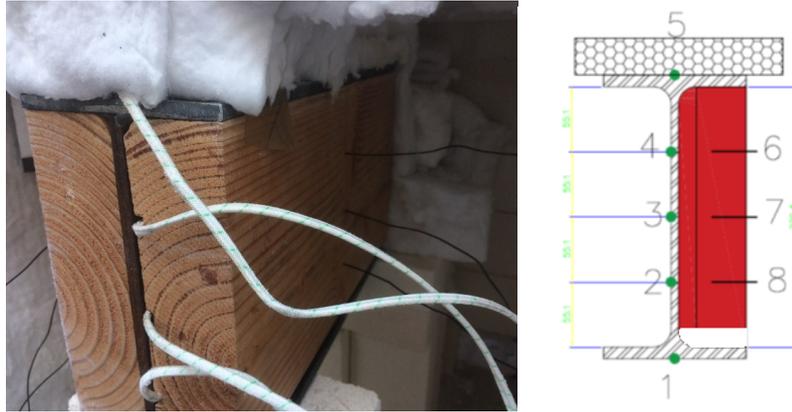


Figure 123 : Positionnement du bois-acier dans le four Repère de la position des thermocouples



Figure 124 : Profilé bois-acier dans le four avant et après l'essai (IPE 240)

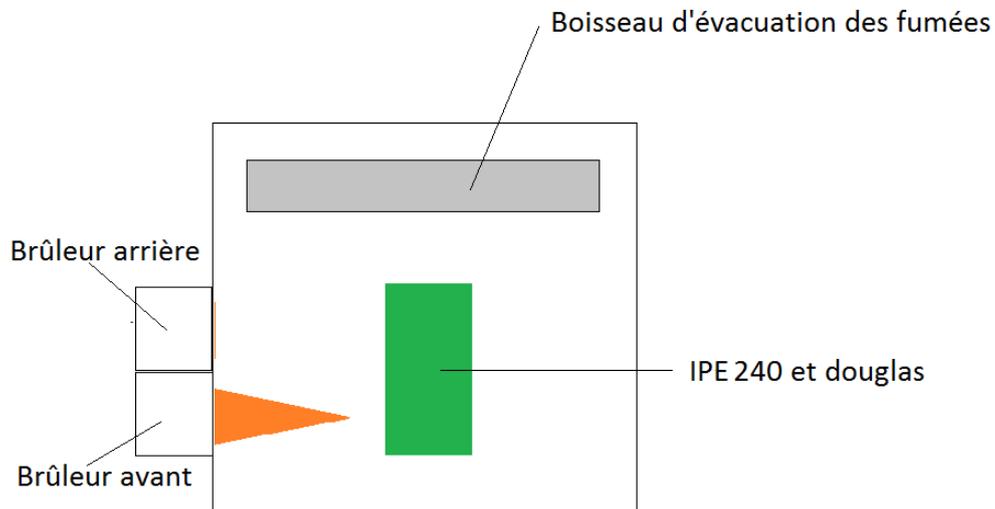


Figure 125 : Vue de dessus du four avec le positionnement de l'échantillon

Le bois a un taux d'humidité de 8,3% (essai fait suivant la norme NF EN 13183-1) pour une masse volumique de 469 kg/m<sup>3</sup> et présente un fort retrait par rapport à la dimension standard (220x75). La hauteur du madrier est en réalité de 210 mm, ce qui fait un retrait de 10 mm. Il reste un espace libre de 12 mm entre les deux semelles. Les pièces de bois ont été ajustées au mieux pour laisser le moins d'air possible entre le bois et l'âme du IPE. L'essai se déroule avec un seul brûleur fioul réglé à 35,58 kW. Le brûleur reste en fonctionnement pendant tout

l'essai. La poutre est exposée au feu pendant une heure environ. En laissant fonctionner le brûleur, on obtient une courbe d'élévation de température dans le four régulière. En contrepartie, le bois brûle plus vite.

#### 2.5.4.2. Résultats des essais bois-acier pour l' IPE 240 et le douglas

La combustion du bois apporte une source d'énergie supplémentaire qui génère température dans le four plus élevée que celle du feu normalisé. Malgré cela, les températures de l'acier sous le bois restent inférieures à la courbe théorique de l'acier pour les températures des gaz mesurées. La semelle De l' IPE s'échauffe moins vite qu'en théorie pour des calculs sans protection (courbe noire pointillée). Les températures des thermocouples 2, 3, 4 et 5 restent inférieures à 600°C pendant 30 minutes. Le bois, bien qu'il brûle, a quand même un effet protecteur sur acier (Figure 126). A la fin de l'essai, les pièces de bois se sont totalement consommées (Figure 124). Il semblerait même que le bois carbonisé se soit détaché de la semelle supérieure où il était vissé. Cela pourrait expliquer l'augmentation de la pente des courbes 3, 4 et 5 après 40 minutes d'essai et la diminution de la pente de la courbe 2.

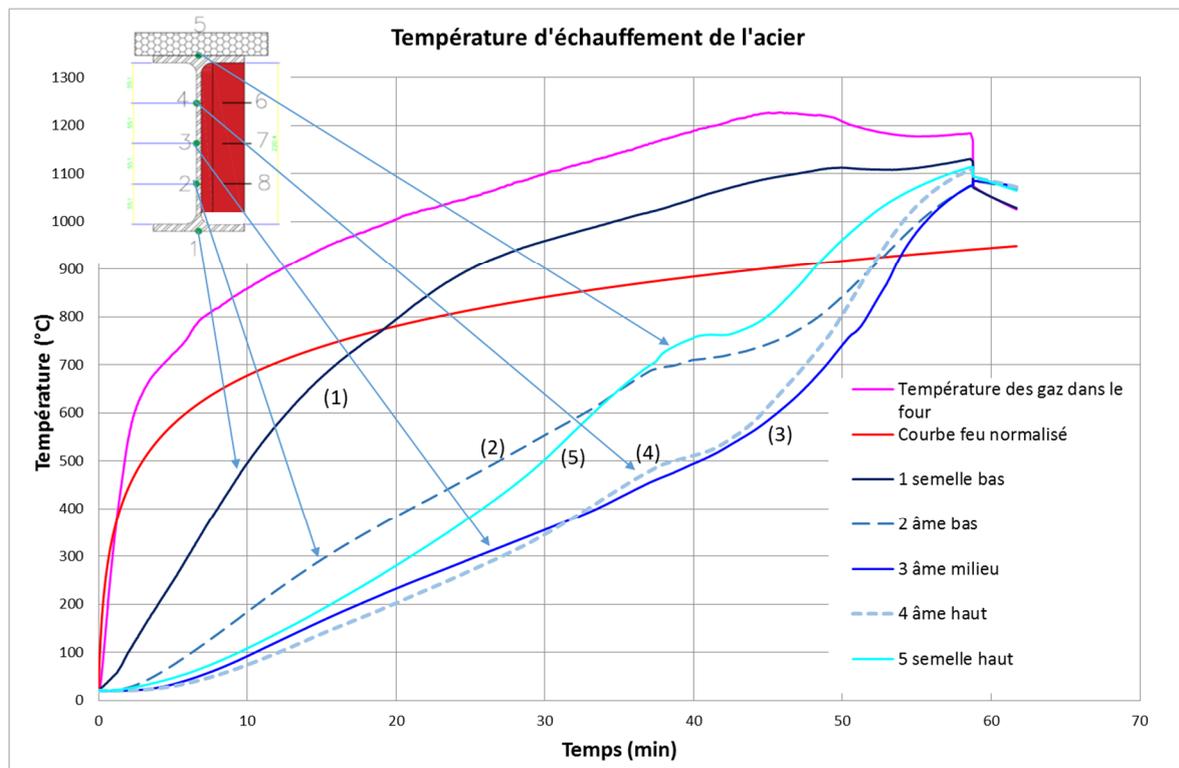


Figure 126 : Mesures des températures du profilé acier protégé partiellement par le bois

Concernant les températures dans le bois (Figure 127), il apparaît que leurs valeurs sont plus élevées du côté droit (courbes traits pointillés) que du côté gauche (courbe traits pleins). Il peut y avoir jusqu'à 400 °C de différence d'une mesure à l'autre. La température des thermocouples est plus élevée en haut de l'élément (température du thermocouple 6>7>8) et décroît globalement avec la hauteur. Il y a un gradient thermique vertical dans le bois assez important. Cela vient peut-être du fait que la chaleur monte et s'accumule en haut malgré la reprise des fumées en partie basse du four. On a l'effet contraire pour les températures de l'acier, la partie basse a une température plus élevée qu'en haut. Cette observation est faite

jusqu'à 40 minutes. Au-delà, il est vraisemblable que le bois ait été complètement carbonisé à ce stade. Les températures mesurées par les thermocouples dans le bois au bout de 40 minutes sont toutes supérieures à 700 °C. Dans le même temps, les mesures 3 et 4 de l'âme de l'IPE atteignent seulement 500 °C.

Au niveau des mesures de température dans le bois, en excluant la mesure du thermocouple 6 de droite, les autres thermocouples atteignent la température de 300°C respectivement à 18 minutes (7 droit), 20 minutes (8 droit), 23 minutes (6 gauche), 24,5 minutes (8 gauche) et 26 minutes (7 gauche). Si on calcule la moyenne de ces valeurs, on obtient 22,3 minutes. Les thermocouples étant placés à 25 mm du bord extérieur, cela donne une vitesse de combustion de 1,12 mm/min (Figure 191). La vitesse de combustion déduite des mesures est supérieure à celle donnée par la norme qui est de 0,65 mm/min (NF EN 1995-1-2, 2005). Mais cette dernière est déterminée pour un feu normalisé avec un taux d'humidité du bois contrôlé.

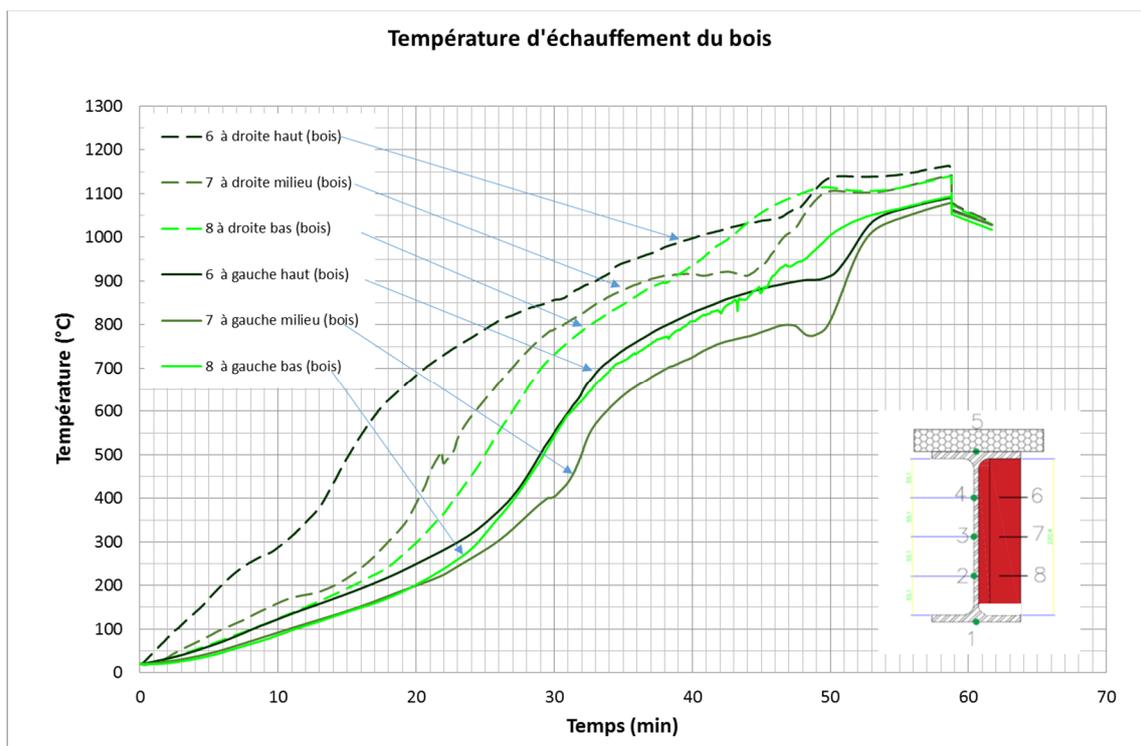


Figure 127 : Mesures des températures dans le bois

Finalement, cet essai a démontré que malgré une couverture partielle, le bois a un effet protecteur et retarde l'échauffement de l'acier. Mais la présence du bois entraîne une forte augmentation des températures de l'ambiance. La vitesse de combustion du bois, évaluée par les températures mesurées, est, elle aussi, supérieure aux valeurs de l'Eurocode 5. Cet essai a aussi révélé des différences de température dans le four. Les températures mesurées dans le four sont plus élevées à droite. L'écart qui s'approche de 400°C au début se stabilise autour de 200°C au cours de l'essai (Figure 128). Cet écart de température vient de deux paramètres : d'une part, les brûleurs sont tous les deux du côté gauche du four. Par conséquent, la flamme vient sur le côté droit du four. D'autre part la disposition de l'éprouvette perpendiculairement à la flamme des brûleurs (Figure 125), fait écran et empêche l'homogénéisation de la

température dans le four. Cet écart de température des gaz dans le four peut expliquer les écarts de température dans le bois entre le côté gauche et le côté droit.

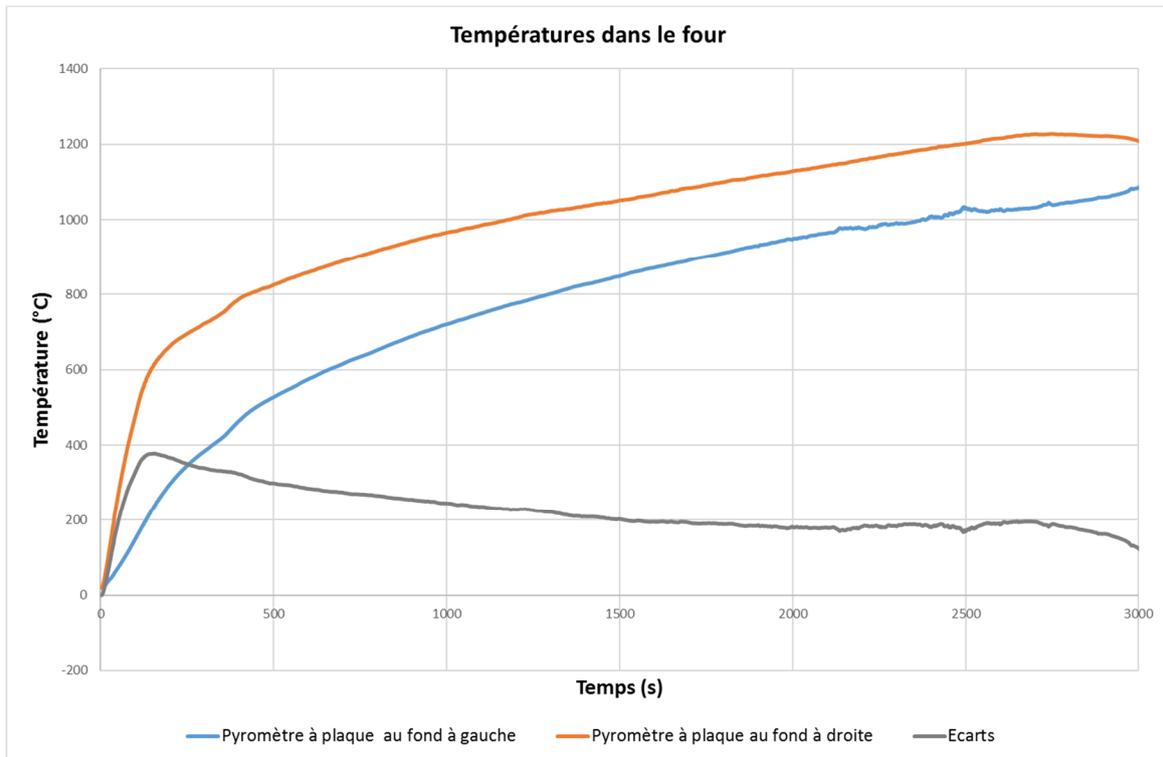


Figure 128 : Courbes des températures dans le four

### 2.5.5. Essai de profilé en T (PRS 230 sans semelle inférieure) et douglas

#### 2.5.5.1. Eprouvette du profilé en T avec le douglas

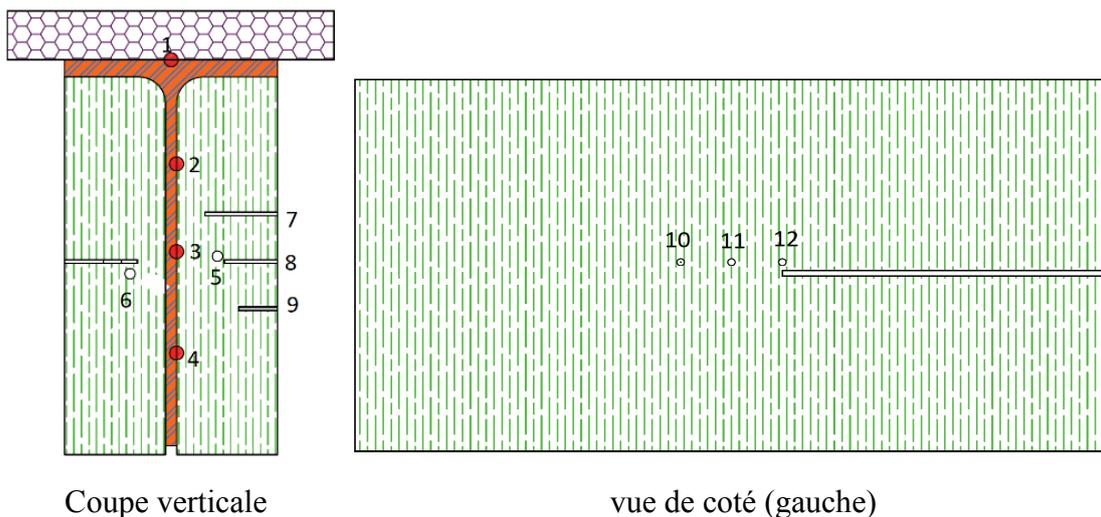


Figure 129 Position des mesures sur la poutre en T (bois et acier)

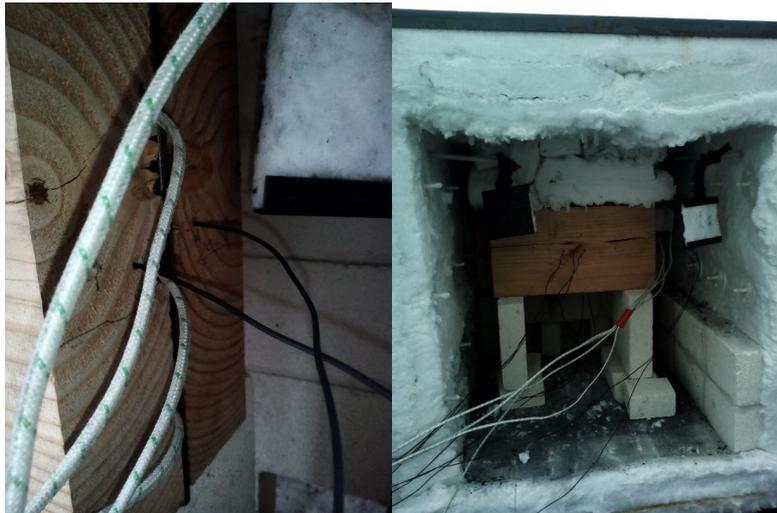


Figure 130 : Vues de l'éprouvette en T dans le four (bois-acier)

Les éléments en bois sont les mêmes que ceux de l'essai sur l'élément acier-bois avec l'IPE 240. Cette fois, l'échantillon est positionné parallèlement à la flamme du brûleur et exposé sur trois faces. Le dessus de l'échantillon est protégé par une couche d'isolant. L'essai est réalisé avec un seul brûleur placé à l'avant (Figure 125) et d'une puissance de 35,58 kW. Les éléments en bois douglas sont positionnés de chaque côté de l'âme et vissés à la semelle du T. L'acier de l'âme dépasse de quelques mm (12 mm) sur la partie inférieure. La position des thermocouples sur l'acier reste la même que pour l'essai précédent. Les mesures dans le bois sont faites à différentes profondeurs, perpendiculairement (thermocouple 6) et longitudinalement (thermocouple 5) à la même hauteur que la mesure 3 au milieu de l'âme. Certains thermocouples ne sont pas exploitables, notamment sur les mesures de température de l'acier (thermocouple 2 et 4) ainsi que la mesure 12 dans le bois (thermocouple défaillant).

#### 2.5.5.2. Résultats des mesures dans le bois et l'acier de la poutre en T avec le douglas

La quantité de bois étant identique et la puissance du brûleur également, les courbes des températures dans le four sont semblables à celles de l'essai précédent. Du fait de la position de la poutre, l'écart entre les valeurs mesurées par les pyromètres à plaque à droite et à gauche de l'éprouvette est moins grand.

La perte de deux mesures sur quatre pour les températures de l'acier ne permet pas de tirer de conclusions. Il est seulement notable que la température du milieu de l'âme est un peu moins élevée que pour l'essai précédent. Cela peut s'expliquer par l'absence de la semelle inférieure (Figure 131).

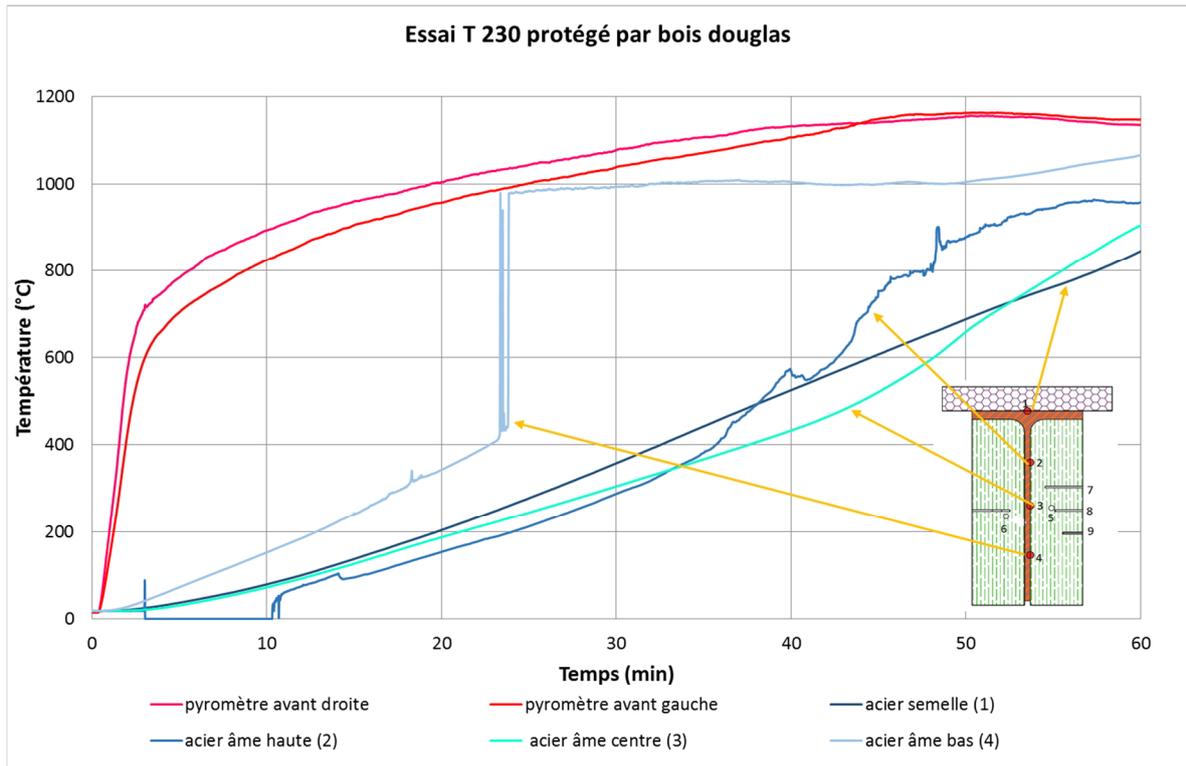


Figure 131 : Courbes des températures dans l'acier et courbes des températures des gaz dans le four

Pour les mesures des températures dans le bois, les thermocouples sont disposés dans le sens radial et le sens longitudinal à différentes profondeurs. L'objectif est d'avoir une vue du gradient de température dans le bois. Assez logiquement, les températures diminuent lorsque la profondeur augmente. La mesure longitudinale de gauche est proche de la mesure du thermocouple en position radiale à la même profondeur. Ce n'est pas le cas du côté droit. La mesure longitudinale est nettement inférieure à la mesure radiale. Mais la mesure radiale à 41 mm de profondeur à gauche a une température très inférieure à celle de droite (Figure 132). A ce stade on ne peut que constater que les mesures de température dans le bois sont relativement peu précises.

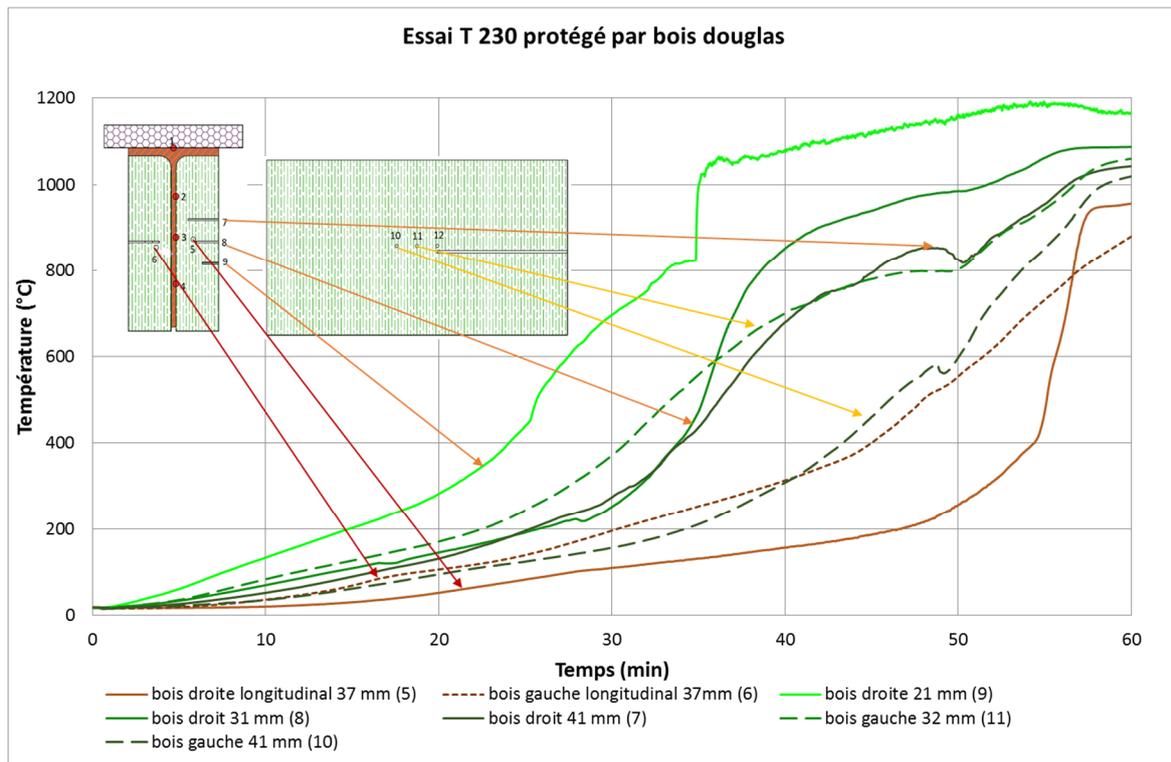


Figure 132 : Courbes des températures dans le bois associé au profilé en T.

#### 2.5.6. Essai T 230 et pin

L'essai sur la poutre en T avec le pin douglas ayant montré des résultats peu concluants, il a été décidé de tester le même profilé en T avec des protections en bois ajustées à la semelle en pin. Afin de se rapprocher d'une courbe de feu normalisé, la puissance du brûleur avant est réglée à 29,65 kW . Seul ce brûleur est mis en route pour l'essai.

Le pin a une masse volumique de  $330 \text{ kg/m}^3$  et un taux d'humidité de 9.2%. Le bois utilisé est plus léger et a un taux d'humidité un peu plus élevé que celui du douglas. L'âme ne dépasse pas du bois.

La poutre bois acier est exposée sur les trois faces avec une protection au-dessus en utilisant une couche d'isolant mince (2 cm) et une plaque de silico calcaire de 50 mm par-dessus (Figure 134).

Au niveau des mesures, il y a quatre thermocouples soudés sur l'acier (A1,A2,A3,A4) et huit thermocouples qui mesurent la température du bois : quatre mesures longitudinales (B1,B2,B3,B4), deux mesures radiales (B5 et B7) et deux mesures tangentielles (B6 et B8) (voir Figure 133).

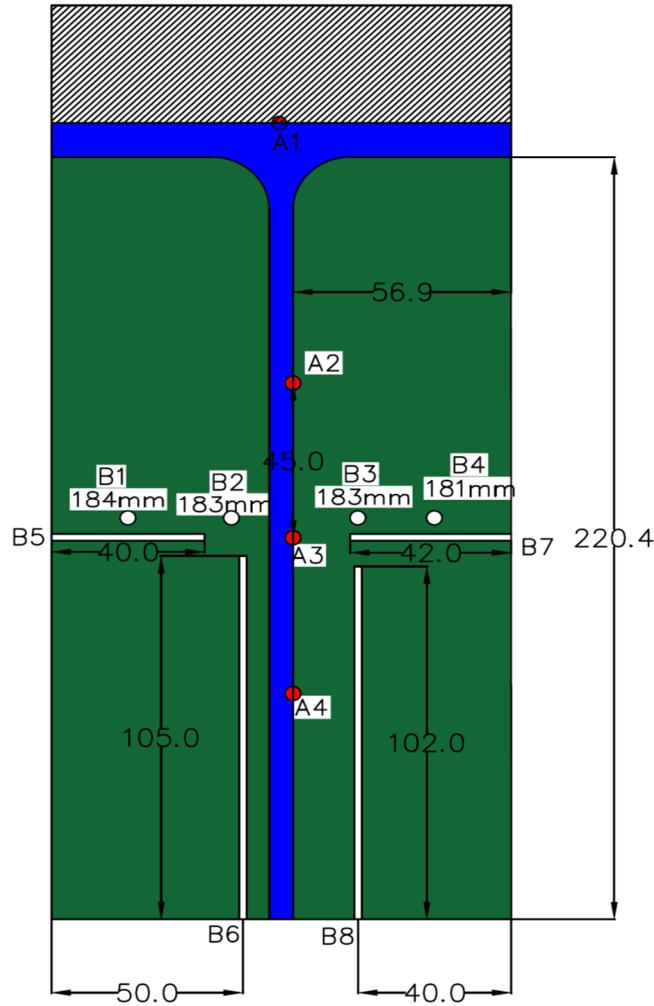


Figure 133 : Position des thermocouples sur l'aciers du T 230 et dans la poutre en pin



Figure 134 : Vue de la poutre T 230 protégée par du pin

Pour cet essai, la température des gaz est moins élevée que pour les essais antérieurs. Etant donné la puissance du brûleur et la quantité de bois, on est dans une fourchette de 100 °C autour de la courbe de feu normalisé. Les conditions d'ambiance sont donc proches de la courbe de feu normalisé. Les températures de la poutre en T atteignent 500°C à 40 minutes d'essai (Figure 135). Les températures des trois mesures ont des valeurs assez proches. La température du profilé est plutôt homogène.

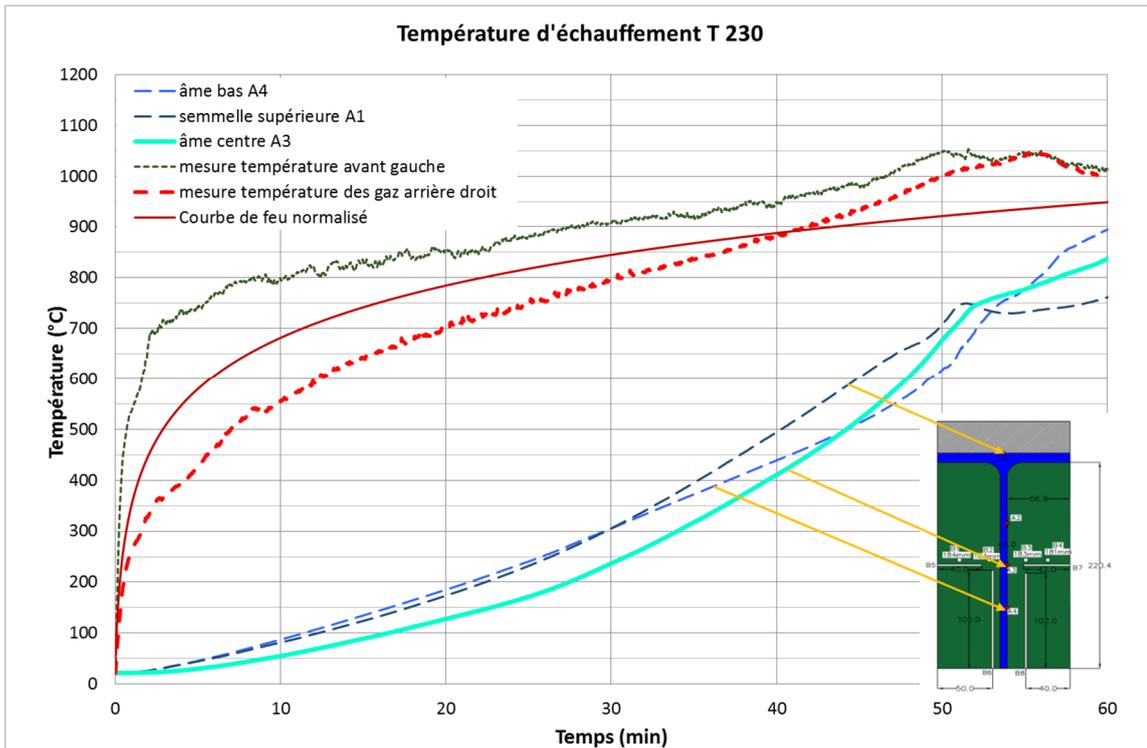


Figure 135 : Température dans le T 230 associé au pin

Les températures dans le bois proche de l'âme sont inférieures à celles de l'acier. On note une élévation importante du thermocouple longitudinal placé en B4. Ce thermocouple est soit défaillant, soit il y avait un défaut de contact et il ne mesure pas la température du bois mais celle des gaz.

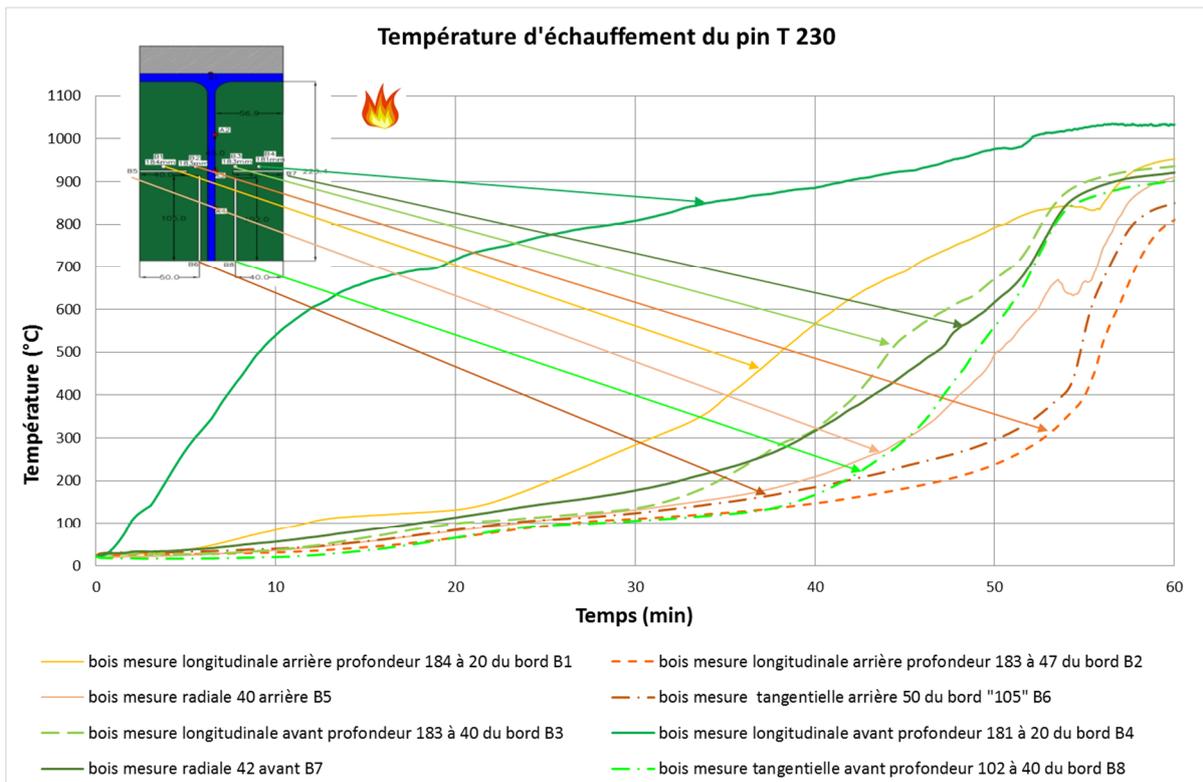


Figure 136 : Température dans le pin associé au T 230

En définitive, l'ajout de bois sur l'élément en T diminue assez fortement l'échauffement de l'acier. Toutefois, cet essai aux conditions de feu normalisé ne permet pas d'obtenir des températures significativement plus basses que l'essai précédent. L'acier atteint 500°C en 40 minutes malgré une courbe de feu plus basse, le gain n'est que de 10 minutes. Il semblerait que le pin douglas offre une meilleure résistance au feu. Pourtant, le bois utilisé a une conductivité thermique plus faible que le pin douglas. Il a aussi une masse volumique plus faible et une teneur en eau un peu plus élevée. Il est possible qu'une densité plus importante joue plus en faveur de la résistance au feu. Un bois plus dense aura une combustion plus lente.

#### 2.5.7. Essai bois-acier IPE 200 et sapin

Pour cet essai, le choix a été fait d'utiliser deux madriers entiers de sapin de 180x100 mm<sup>2</sup>. L'épaisseur de bois est donc plus grande que pour l'essai IPE 240 et douglas. Le bois utilisé est du sapin d'une masse volumique de 425 kg/m<sup>3</sup>. Ils ne sont donc pas retailés et dépassent de chaque côté. Le profilé acier utilisé est un IPE 200. Les mesures de température sur le profilé sont toujours en trois points sur l'âme mais les mesures sur les semelles sont faites sur chaque aile à l'interface bois acier. Sur la semelle inférieure, l'un des thermocouples est soudé à l'extérieur de l'aile au lieu d'être à l'interface bois acier. L'épaisseur de bois étant plus importante, il a été possible de mettre davantage de thermocouples à des profondeurs différentes. La poutre est exposée sur trois faces et est placée parallèlement à la flamme des brûleurs (Figure 137 et Figure 138).

On utilise seulement le brûleur arrière avec une puissance de 29,65 kW afin d'être le plus proche possible de la courbe de feu normalisé.

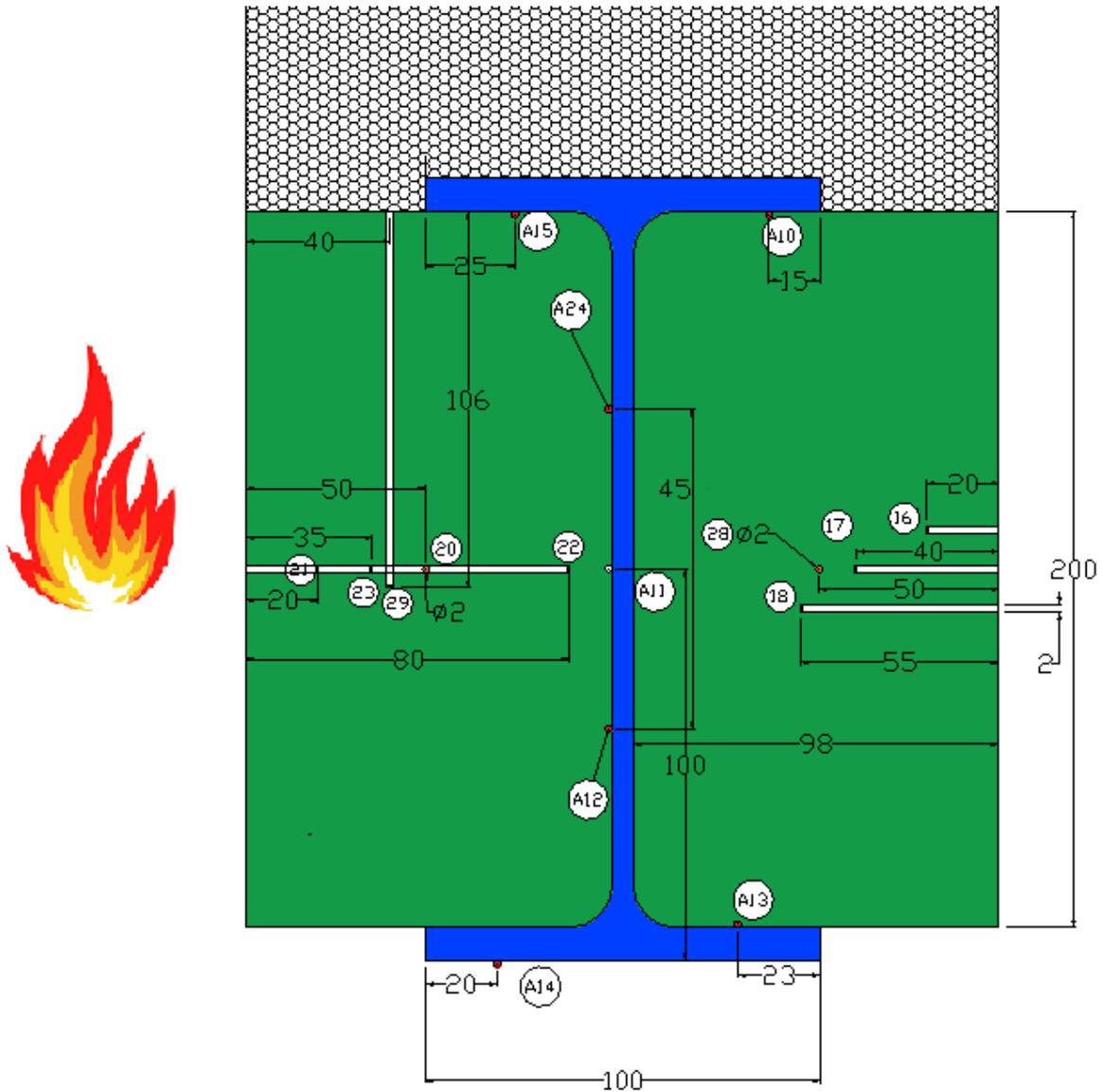


Figure 137 : Position des thermocouples sur l'IPE 200 et dans le madrier sapin



Figure 138 : Profilé IPE 200 avec âme protégée par deux madriers sapin parfaitement ajustés en hauteur

Bien que la surface de bois exposée soit inférieure à celle de la poutre en T avec le pin, la température des gaz dans le four est un peu plus élevée sur cet essai. Mais la température moyenne dans le four est quand même suffisamment proche de la courbe de feu normalisé. Les courbes de température dans l'acier sont sensiblement les mêmes profils que pour l'essai de l'IPE 240 avec du pin douglas (§ 2.5.3). Les valeurs sont légèrement inférieures mais cela tient sans doute en partie à l'utilisation d'un seul brûleur. Les mesures montrent qu'à part la semelle inférieure est exposée au rayonnement du feu, la protection de l'âme et de la semelle supérieure est garantie pendant 30 minutes. Par contre, la température de la partie supérieure de l'IPE est encore inférieure à 500°C au bout d'une heure du côté droit (face non exposée directement). L'augmentation de la température du thermocouple A15 est difficile à expliquer alors que celle du thermocouple A10 reste beaucoup plus basse. L'une des hypothèses serait qu'une détérioration du bois à cet endroit aurait permis au flux de chaleur d'être en contact direct avec l'acier. Ce qui est étonnant c'est que cela n'affecte pas la température de l'aile au point A10. Mais la mesure A10 semble parfaitement logique au regard de la mesure A11 et A24. La défaillance du thermocouple serait une autre hypothèse probable mais la courbe de mesure reste suffisamment régulière. Tous les autres essais montrent une élévation de température de la semelle supérieure plus importante que l'âme au bout d'un certain temps. Cet échauffement plus ou moins grand vient peut-être de la protection isolante qui est au-dessus de l'élément et qui devient moins performante avec l'augmentation de la température dans le four (Figure 139).

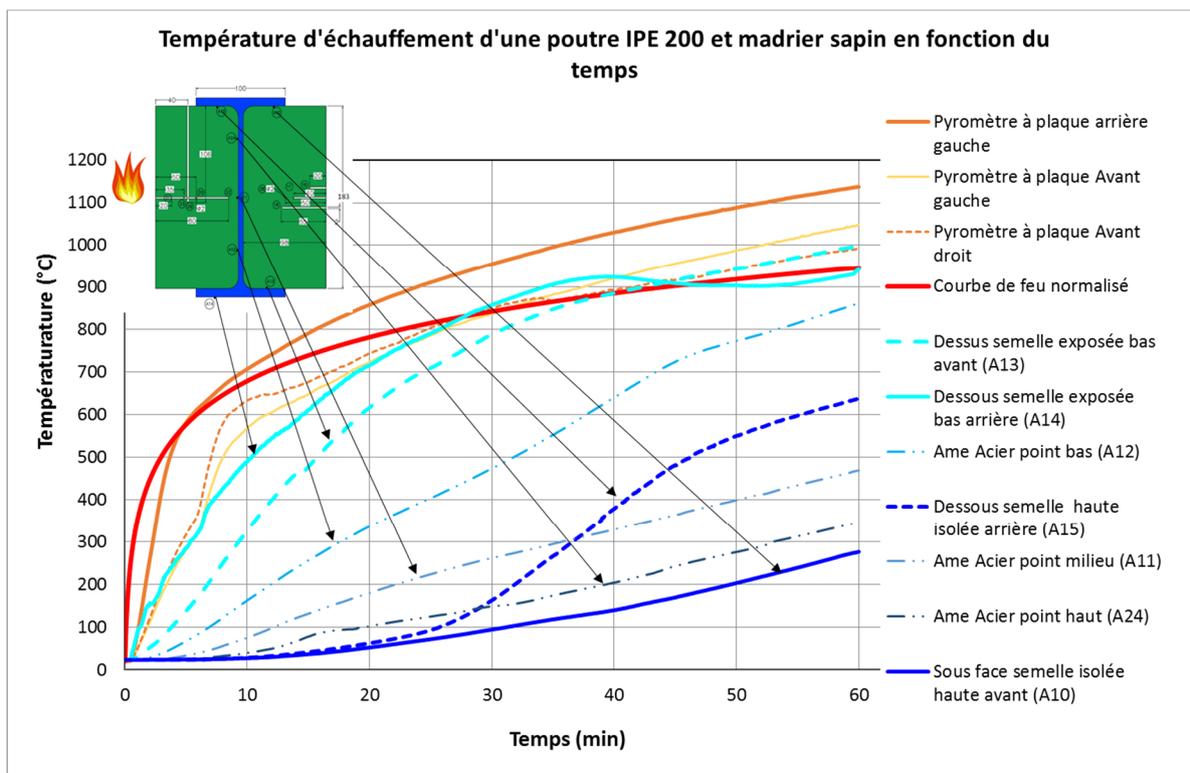


Figure 139 : Evolution des températures sur le profilé IPE 200 avec les madriers sapin

En définitive, l'ajout de pièces de bois autour de l'âme des profilés acier a bien un effet sur la vitesse d'échauffement du profilé. La partie supérieure de l'âme reste à une température très inférieure à celle de la semelle non protégée. On remarque toutefois une augmentation de la

température de la sonde A15 de la semelle supérieure alors que la sonde A10 (même semelle mais de l'autre côté de l'âme) a la courbe de température la plus basse. Il est difficile d'expliquer cette brusque augmentation de la température à cet endroit. Soit la sonde a un problème, soit la combustion du bois a entraîné une surchauffe en ce point.

#### 2.5.8. Essai bois-acier avec profilé IPE 140 totalement encapsulé par le pin

##### 2.5.8.1. *Contexte de l'essai IPE 140 associé au pin*

Après les tests d'enrobage partiel, il a paru intéressant de tester aussi le cas d'un élément acier totalement enrobé dans le bois. Pour avoir des dimensions de bois suffisantes, du bois lamellé collé est utilisé dans 3 essais. Cependant, les grandes dimensions des éléments en bois entraînaient des surchauffes trop importantes du four. Le bois lamellé collé ne présente pas une homogénéité dans la direction des fibres du bois, et la colle présente dans le bois complique le problème. Afin de ne pas apporter d'autres variables à l'étude, le choix a été fait de travailler sur un IPE de taille réduite et qui pourrait être mis dans deux éléments en bois massif accolés.

##### 2.5.8.2. *Descriptif de l'essai*

Cet essai porte sur une poutre de type IPE 140 fabriquée à l'atelier avec des semelles de 7,2 (+0.1) mm d'épaisseur et une âme de 4,3(+ 0,05) mm avec un enrobage en pin. On a un périmètre estimé à 534.6 mm et une surface de section de 1591,28 mm<sup>2</sup>. Cela nous donne un facteur de massiveté de 336 m<sup>-1</sup> environ. La dimension de l'IPE a été choisie en fonction de la dimension de l'élément en pin déjà testé. Ainsi l'épaisseur de bois au-dessus et sur le côté de la semelle est sensiblement la même. L'élément a une longueur totale de 400 mm.

La poutre est disposée horizontalement dans le four et elle est exposée sur les quatre faces. (Figure 141). La flamme du brûleur est parallèle à la poutre. C'est le brûleur avant qui fonctionnera seul pendant l'essai et il est réglé à une puissance de 29,65 kW afin de limiter l'élévation de la température des gaz dans le four. Les thermocouples A17, A27, A28, A29, A19 et A16 sont soudés à l'IPE (Figure 140). Les mesures dans le bois sont faites suivant la direction radiale pour B22 et B13 à 30 et 60 mm de profondeur. Les thermocouples B14, B23, B24, B25 et B26 correspondent aux mesures longitudinales. Les thermocouples B15 et B11 sont deux mesures suivant l'axe tangentiel (Figure 140).

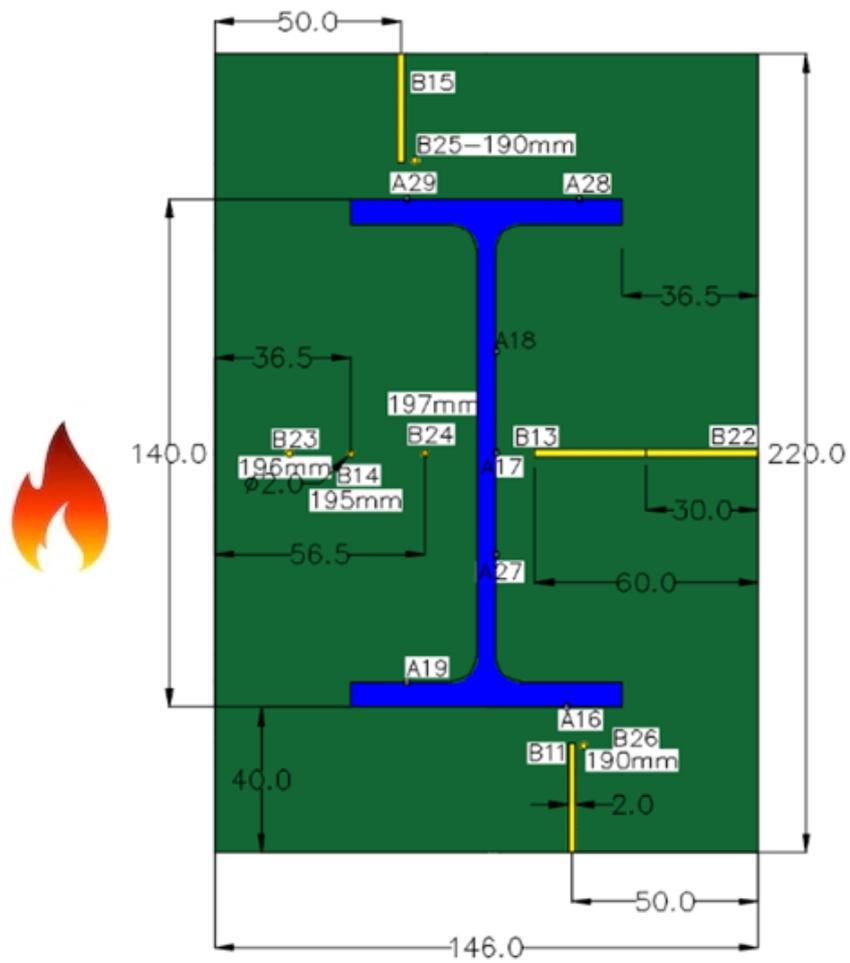


Figure 140 : Position des thermocouples de l'IPE 140 et madrier sapin



Figure 141 : Poutre IPE 140 avec bastaing en pin, enrobage de 40 mm

### 2.5.8.3. Températures des gaz dans le four

Bien que la quantité de bois soit moins importante que celle de l'essai de l'IPE 200 avec les madriers en sapin disposés de chaque côté de l'âme, les courbes de températures dans le four sont un peu plus élevées que la courbe iso feu. Une surface plus importante de bois exposée au feu provoque un échauffement plus important. Elles restent, cependant en dessous de 1200 °C. La mesure de la température des gaz dans le four est relativement homogène avec un écart de 100°C qui se réduit en fin d'essai. La température moyenne de rayonnement (en rose sur le graphique) représente la moyenne des deux courbes jaunes (mesure avant droite et arrière droite). La mesure arrière gauche, qui suit exactement la courbe rose, n'est pas prise en compte car le thermocouple a été inséré dans le four au cours de l'essai. (Figure 142).

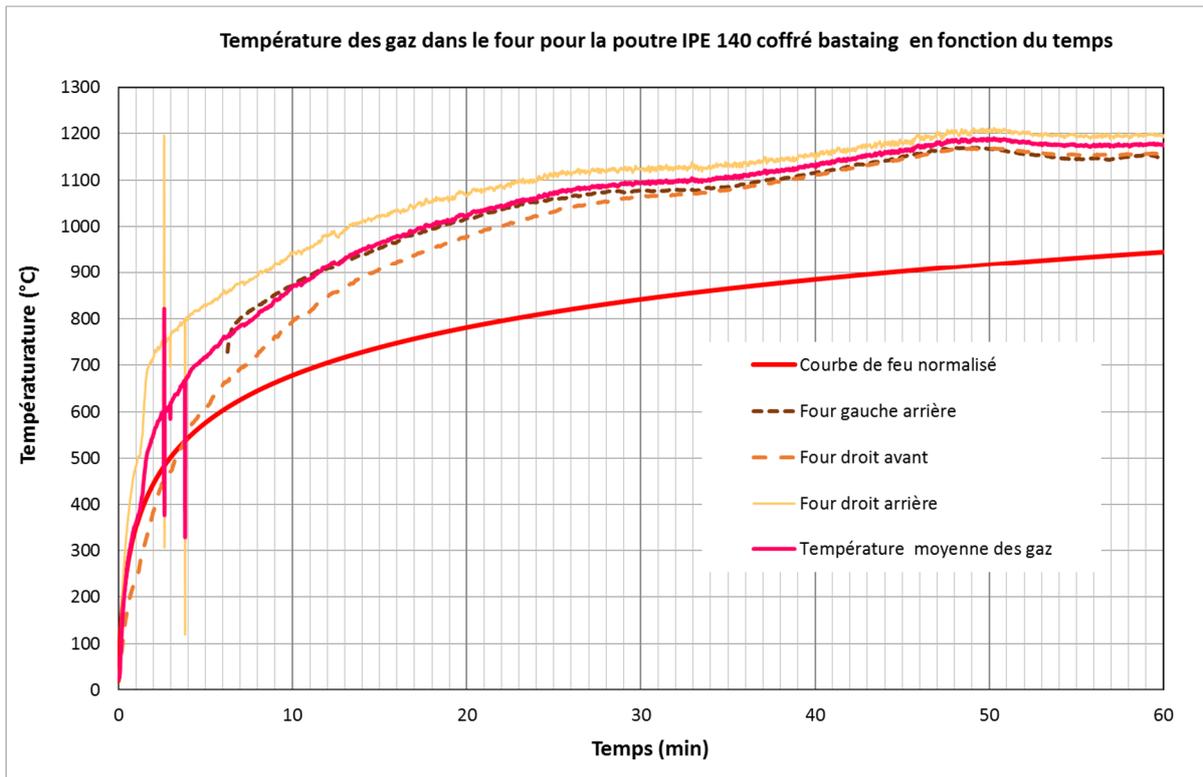


Figure 142 : Courbes des températures dans le four

### 2.5.8.4. Températures de l'acier

Toutes les valeurs de mesure sur l'acier sont exploitables à l'exception de la voie 29 (problème de fixation du thermocouple). On note sur les courbes de mesures que les températures de l'âme sont très proches. Les courbes 19 et 28 qui donnent la mesure des semelles basse et haute sont elles aussi du même ordre de grandeur. Si on exclut la mesure 29, seule la mesure 16 est différente des autres. Il est possible que cette mesure soit également défailante car elle est totalement incohérente par rapport à la mesure 28 qui est réalisée à 50 mm plus loin sur la même semelle. Il s'avère que la soudure du thermocouple était défailante.

Si on se base sur une température critique de l'acier de 500°C, qui est une valeur très sécuritaire en réalité, dans les conditions de l'essai, les semelles atteignent cette température

au bout de 34 minutes. La température de l'âme reste inférieure à 500°C pendant 40 minutes. Pour mémoire, on voit que si l'IPE n'était pas protégé et dans les mêmes conditions de feu, sa température aurait atteint 500°C en moins de 5 minutes. La protection bois dans cette configuration garantie une protection de l'acier pendant 30 minutes (Figure 143).

L'essai réalisé sur l'IPE 140 est l'un des essais les plus exploitables avec des mesures qui semblent cohérentes avec la confirmation des hypothèses faites sur les essais antérieurs, à savoir : réduction significative de la température de l'acier grâce à la présence du bois.

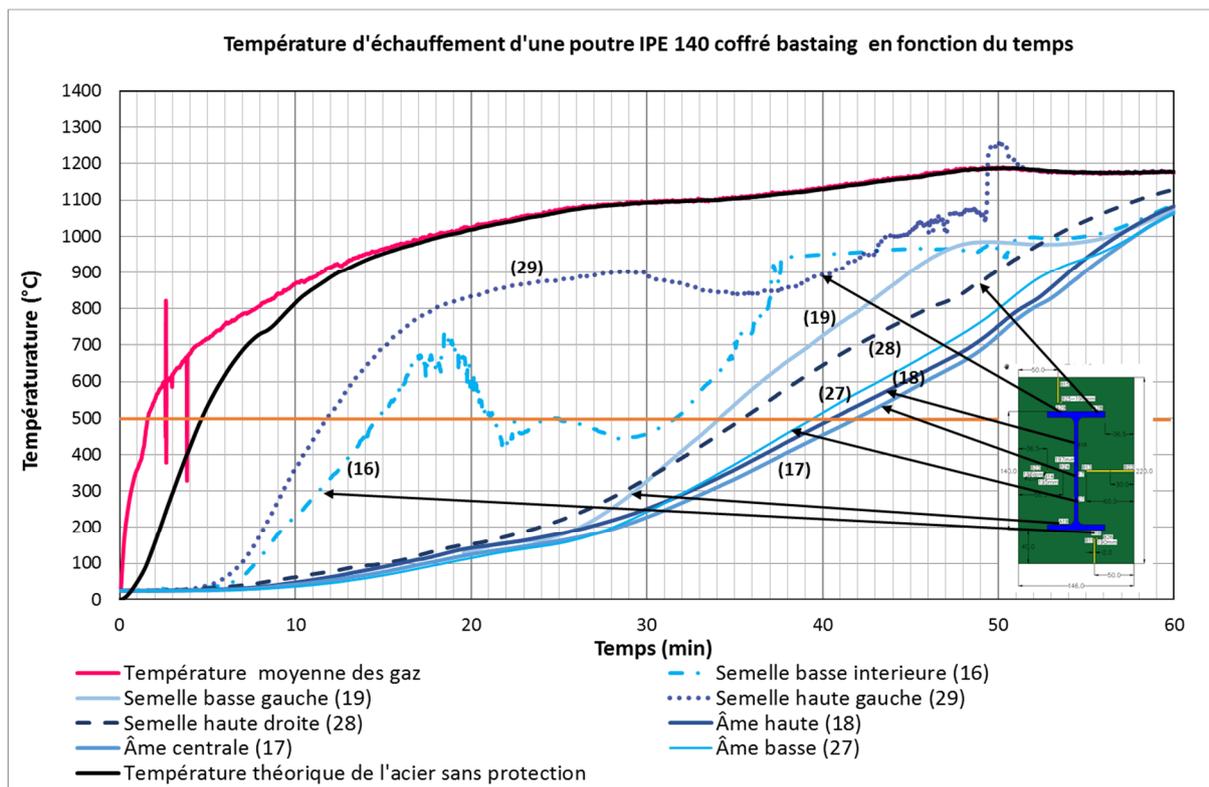


Figure 143 : Mesures des températures de l'IPE 140

On peut supposer qu'avec une sollicitation thermique un peu plus faible, la totalité de l'IPE serait restée en dessous de 500°C jusqu'à 40 minutes mais certainement pas au-delà. La chaleur atteint la semelle car elle se trouve plus près du bord que l'âme. Au-delà de 300°C le bois entre en combustion. Cette combustion dégage sa propre chaleur à proximité de l'acier. L'hypothèse serait que la combustion du bois se fait à une température qui peut être inférieure à la température de l'ambiance. Cela pourrait expliquer les changements de pente des températures des semelles de l'IPE 240 (mesures 5 et 2 Figure 126) (§2.5.4.2) et que l'on observe aussi sur la Figure 143 mesures 19 et 27.

Afin d'atteindre des temps de résistance au feu plus long, il faudrait peut-être augmenter l'épaisseur du bois autour de la semelle ou envisager une solution de traitement du bois pour retarder la réaction d'auto-combustion. Les essais tendraient à montrer qu'un bois plus dense a une combustion plus lente.

## 2.6. Analyses des mesures dans le bois faites au cours des différents essais d'association acier-bois ou bois seul

### 2.6.1. Protocole de mesures

Pour chaque essai, des thermocouples ont été placés dans le bois afin de connaître l'évolution des températures. Les essais sur l'IPE 200 avec une protection partielle et l'IPE 140 totalement enrobé par le bois ont permis d'observer aussi l'échauffement du bois pendant l'essai au feu. Les épaisseurs de bois autour du profilé ont permis de placer plusieurs thermocouples dans toutes les directions des fibres du bois et à différentes profondeurs.

Pour une grande partie des essais, les mesures ont été faites à une même profondeur avec des thermocouples disposés dans la direction perpendiculaire aux fibres du bois (mesure radiale) et parallèle aux fibres du bois (mesure longitudinale). Quand c'était possible, la mesure est aussi faite dans la direction tangentielle (thermocouple vertical). La mesure longitudinale a l'avantage de positionner le thermocouple parallèlement aux isothermes.

### 2.6.2. Comparaisons des mesures des températures dans le bois

Les mesures dans le bois en un même point peuvent présenter des écarts importants (Figure 149). Toutefois, il se dégage des tendances et des mécanismes communs dans les différents essais.

La température du bois a été mesurée au cœur de deux échantillons placés dans le four et soumis à une élévation de température (Figure 144). L'objectif est de mesurer la température du bois au centre d'élément suivant les trois directions (radiale, tangentielle et longitudinale).

La Figure 145 montre l'évolution de la température au cœur de deux madriers (sapin et pin). Les thermocouples ont été mis dans les trois directions pour le sapin (longitudinale, radiale et tangentielle). En 30 minutes, la température du sapin est encore en dessous de 200°C malgré une température d'essai supérieure à la température d'un feu normalisé.

Les mesures de température dans le pin sont plus élevées et augmentent plus vite. Cependant l'allure des courbes est très irrégulière. Il semblerait que les thermocouples aient perdu le contact avec le bois. Cela pourrait expliquer le décrochage des mesures radiale et longitudinale.



Figure 144 : Madrier sapin (à droite) et madrier pin (à gauche) dans le four pour un essai au feu

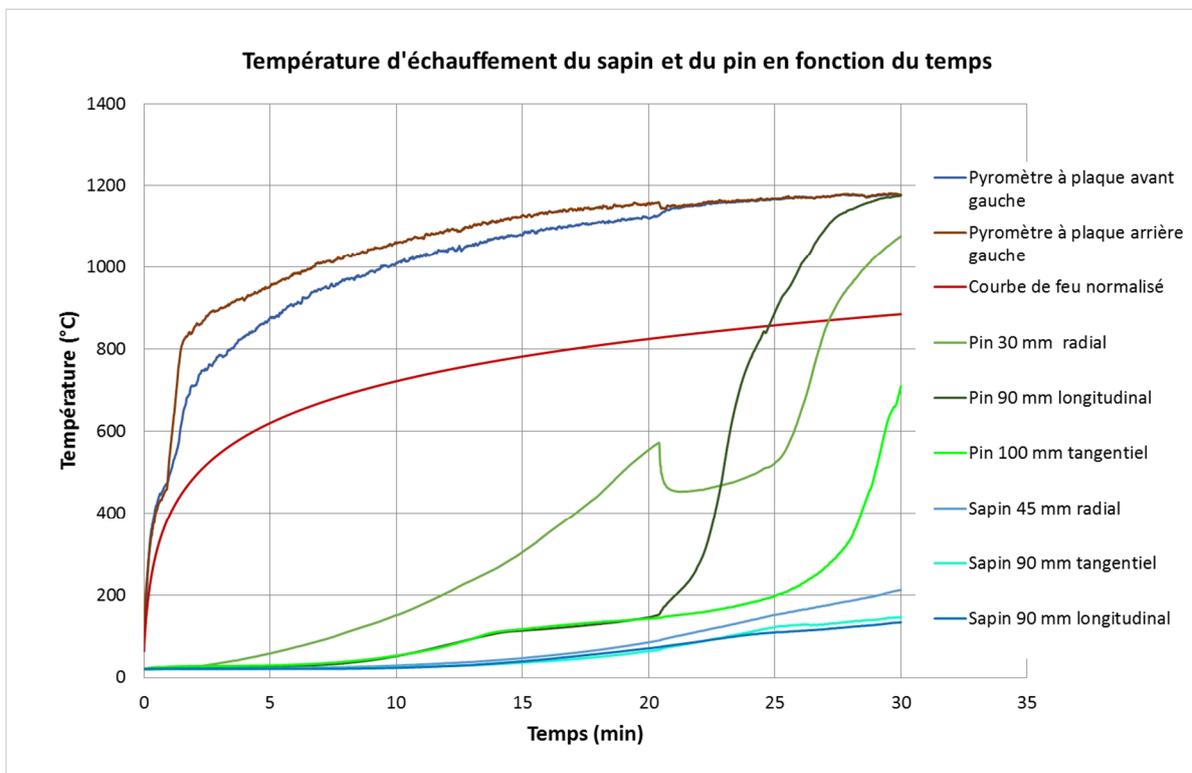


Figure 145 : Evolution de la température au milieu d'un madrier sapin et d'un madrier en pin

Les autres mesures dans le bois ont été faites au cours des essais sur les éléments acier-bois. Sur beaucoup d'essais on constate une différence entre les températures mesurées dans les éléments en bois en fonction de sa position sur le profilé (droite ou gauche). C'est directement en correspondance avec les conditions d'exposition dans le four. Le côté où les températures sont plus hautes correspond au côté où se trouve la flamme du brûleur (Figure 146, Figure 147 et Figure 148).

Au niveau de la position des thermocouples, deux cas de figure se présentent, soit la mesure longitudinale et la mesure radiale sont du même ordre (Figure 150), soit la mesure longitudinale est très inférieure à la mesure radiale. Souvent la mesure longitudinale, présente

un palier autour de 100°C puis augmente fortement pour atteindre les mêmes valeurs que la mesure radiale voire la dépasser (Figure 146 et Figure 147). C'est seulement sur la Figure 149 (mesures B25 et B15) qu'on observe exactement le contraire : la mesure longitudinale a une valeur supérieure à la mesure radiale. Les mesures dans la direction tangentielle ne sont pas assez nombreuses pour en tirer des conclusions. Pour les courbes B11 et B26, les mesures sont faites au même point avec un thermocouple dans le sens tangential et un thermocouple dans le sens longitudinal (Figure 149). La mesure dans le sens tangential donne une valeur supérieure à celle dans le sens longitudinal. La nette modification de la mesure B11 peut venir du décrochage du thermocouple. Il mesure alors la température des gaz. Il peut aussi s'être détérioré sous l'effet de la chaleur. Les mesures faites à de faibles profondeurs dans le bois ont souvent ce genre de problèmes : soit elles sont trop exposées à l'ambiance très chaude du four et elles donnent des mesures moins fiables voire mauvaises car la sonde est abîmée, soit elles ne restent pas en contact avec le matériau. Dans certains cas elles se décrochent et tombent. Sur l'essai de l'IPE 140, les mesures tangentielles sont faites en partie supérieure et inférieure de l'éprouvette et en opposition (en haut à gauche B15 et en bas à droite B11) (Figure 149). Les valeurs mesurées sont les mêmes jusqu'à 600°C environ. Il semble que la mesure dans le sens tangential réagisse comme la mesure dans le sens radial même si les valeurs sont un peu supérieures vers la fin de l'essai. C'est exactement l'inverse pour l'essai avec le profilé T 230 (Figure 147) où la mesure en direction tangentielle est inférieure celle en direction radiale.

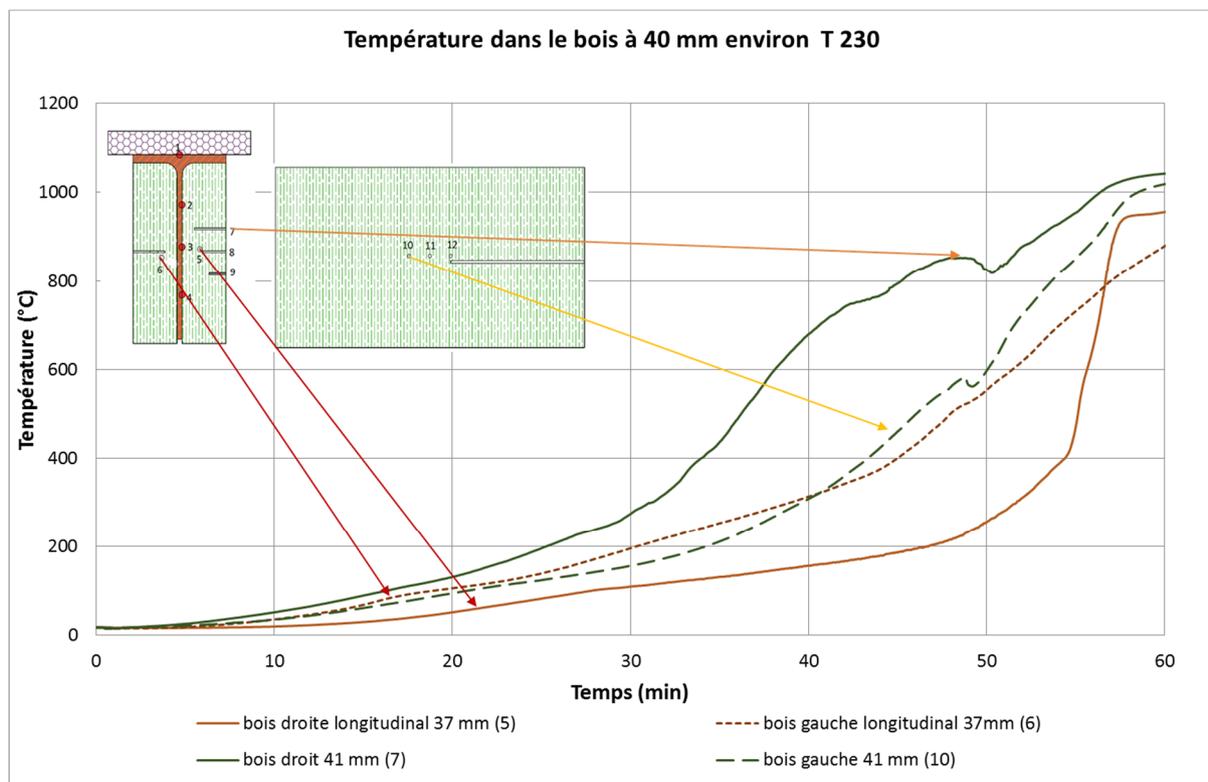
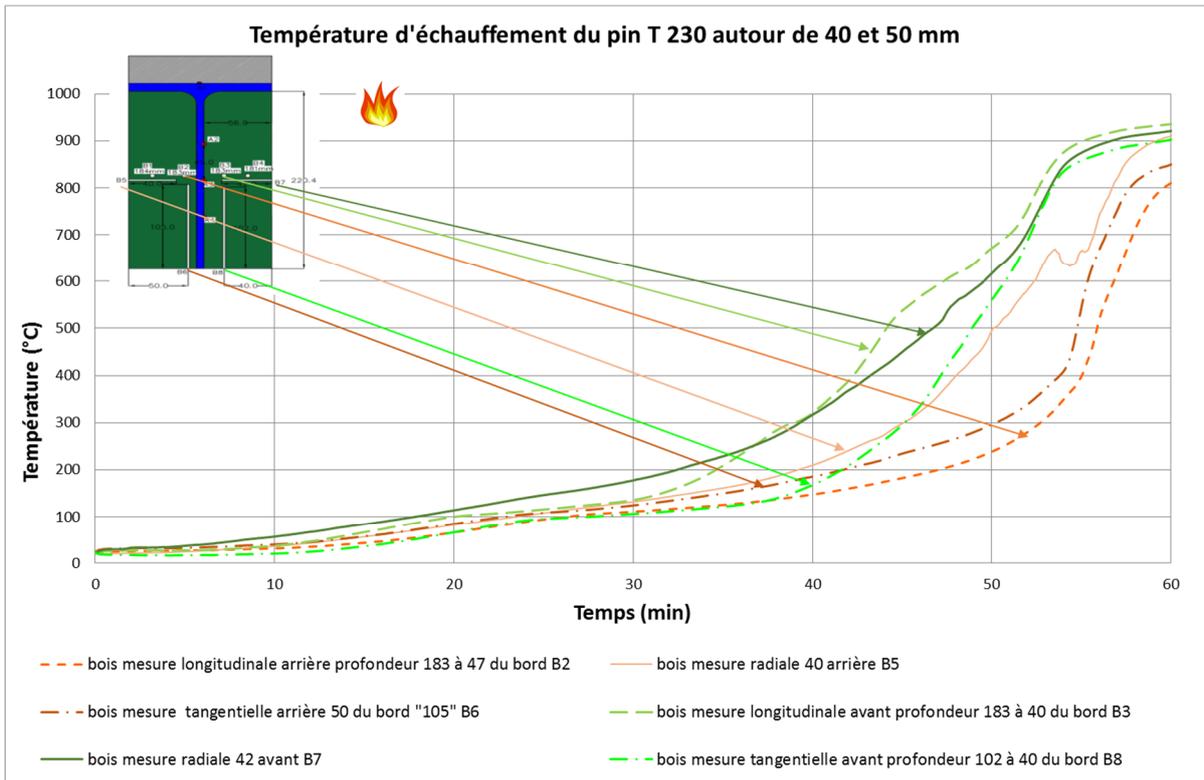
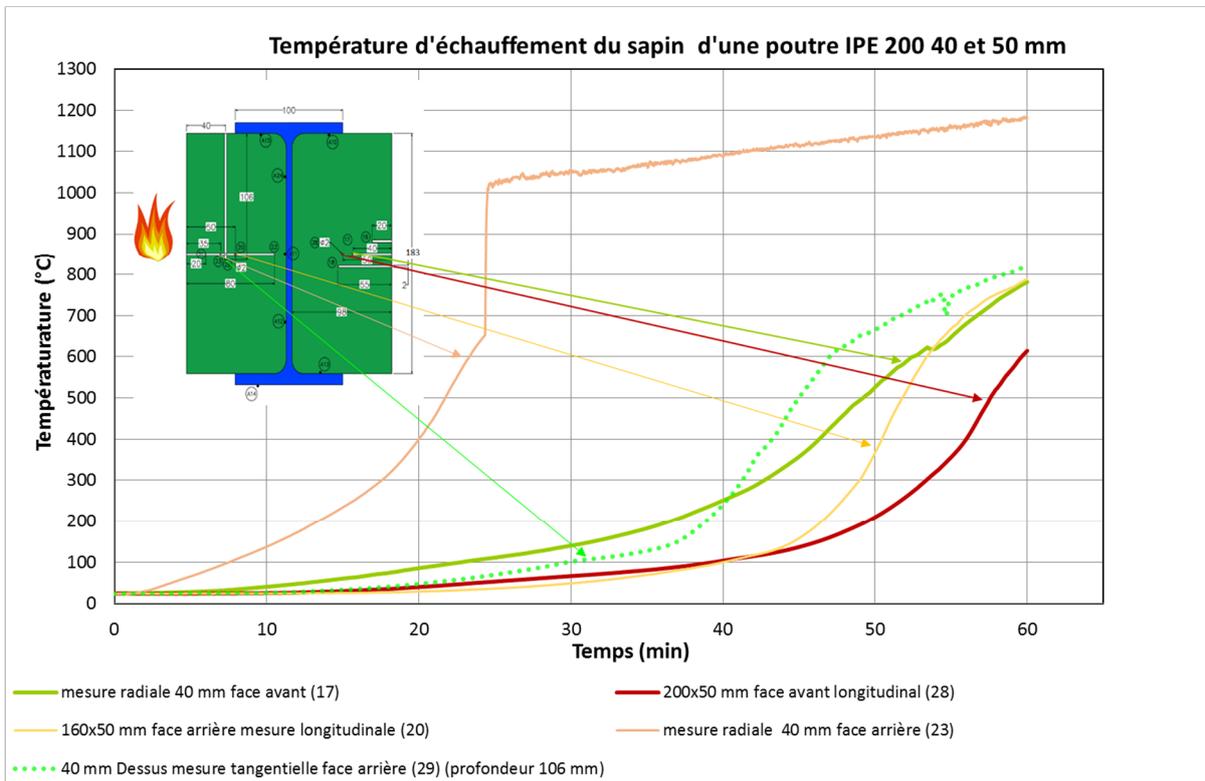


Figure 146 : Mesures des températures dans le douglas (associé au T 230)



*Figure 147 : Mesures des températures dans le pin (associé au T 230)*



*Figure 148 : Mesures des températures dans le sapin (associé à l'IPE 200)*

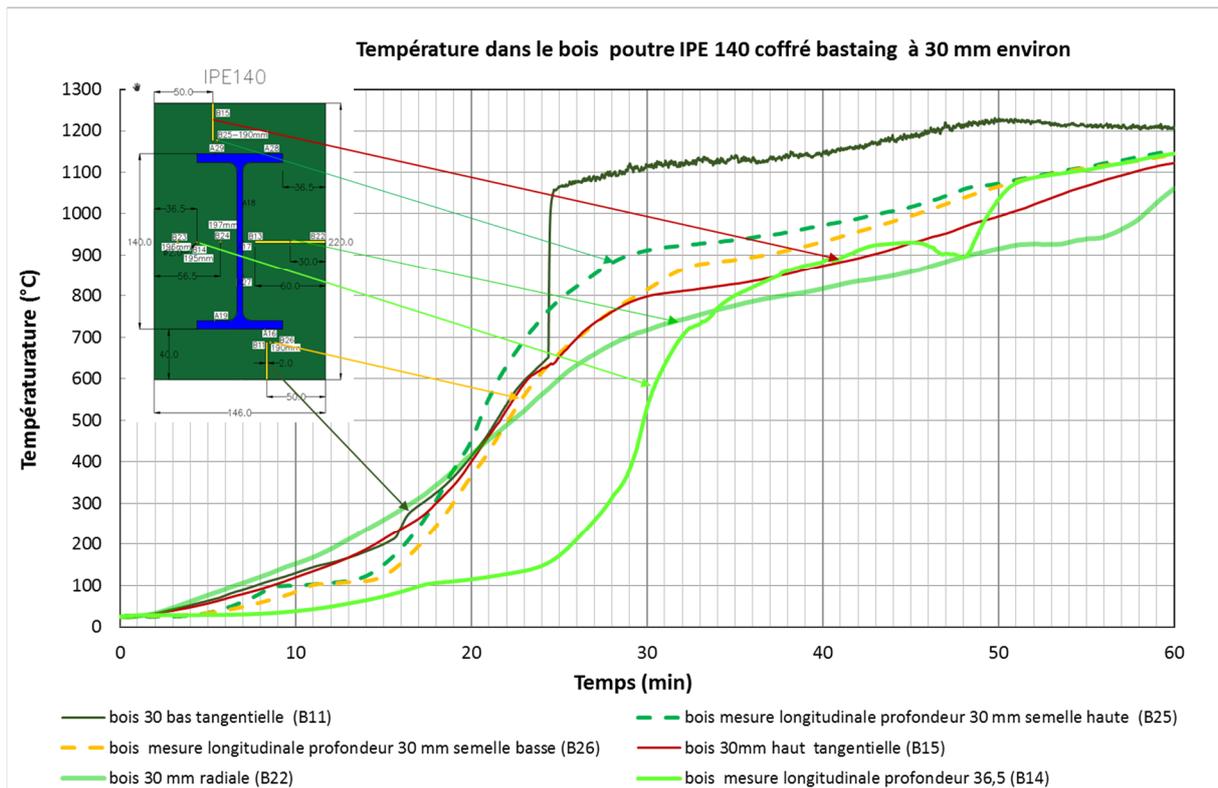


Figure 149 : Mesures des températures dans le pin (associé à l'IPE 140) à une profondeur de 30 mm

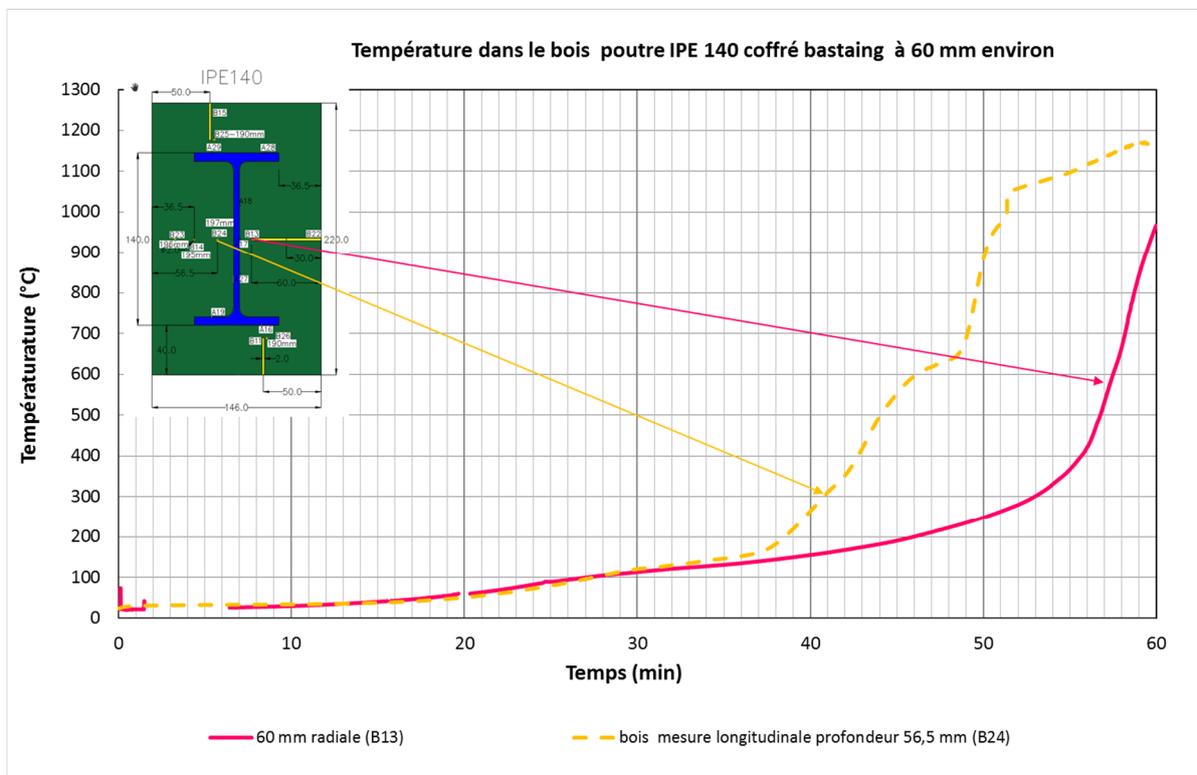


Figure 150 : Comparaison de l'évolution des températures longitudinale et radiale dans le pin (associé à l'IPE 140) à une profondeur de 60 mm de profondeur

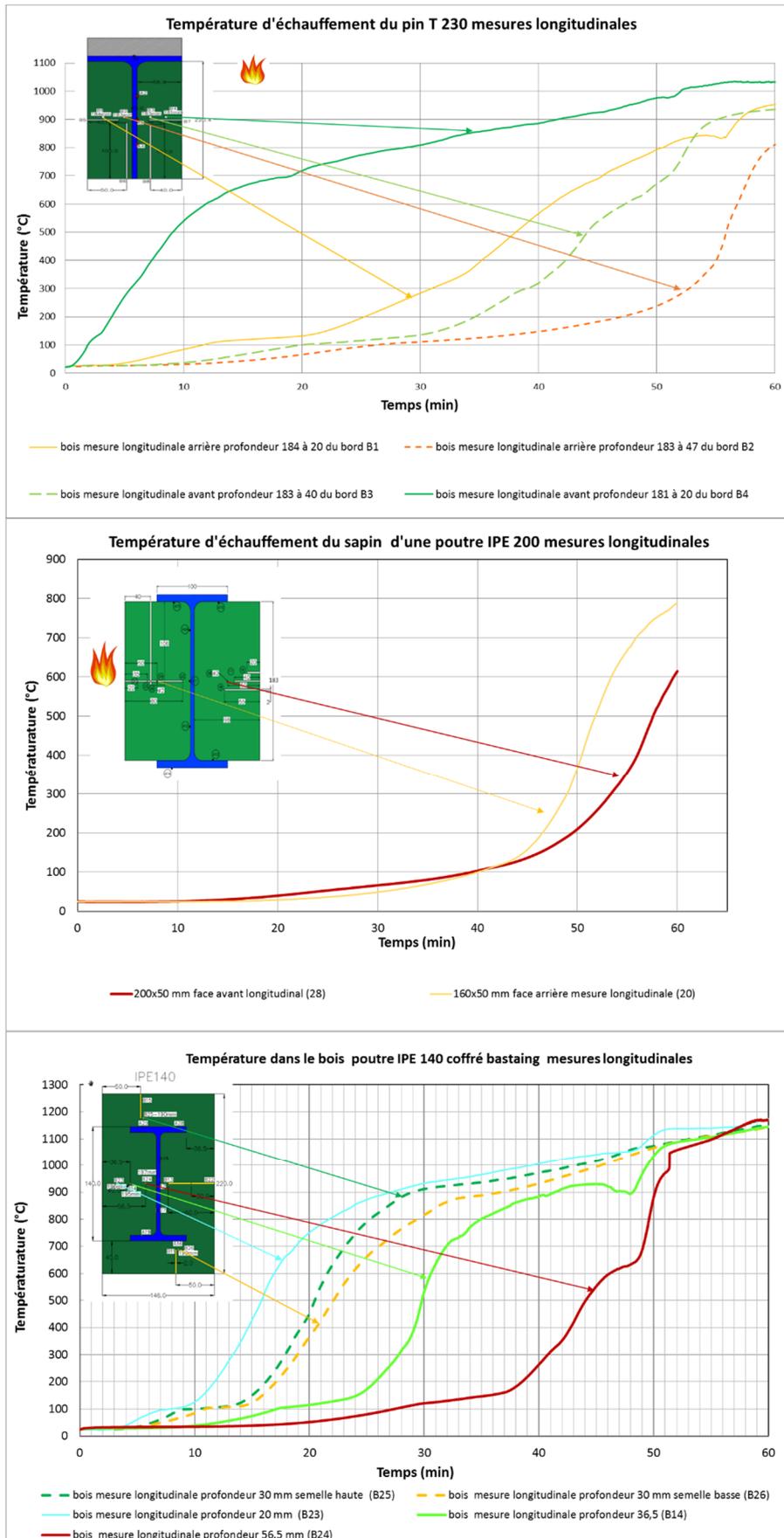


Figure 151 : Mesures longitudinales dans le bois pour différents essais

Sur la Figure 151 sont rassemblés les mesures dans le sens longitudinal de la poutre T230, IPE 200 et IPE 140. Toutes les mesures présentent un palier qui débute à 100°C. Sur l'essai de l'IPE 140, le palier se décale dans le temps en fonction de la profondeur de la mesure (B23, B14 et B24 du graphique (IPE 140) Figure 151).

Ce palier autour de 100°C est peut-être lié à la vaporisation de l'eau. La configuration naturelle du bois favorise certainement la migration de l'eau lors de l'élévation de température par les canaux où passe la sève (donc dans le sens longitudinal). Il est donc possible que les capteurs dans le sens longitudinal se retrouvent entourés d'eau. Cette position qui semblait la plus conforme aux règles de mise en œuvre des thermocouples serait la moins significative quant à la température réelle du bois.

Les mesures dans le sens tangentiel sont plus difficiles à réaliser. Il n'est pas toujours possible de placer les thermocouples. La quantité de mesures est relativement faible pour en tirer des conclusions.

La mesure radiale est compliquée à réaliser à faibles profondeurs. Les thermocouples placés dans le bois sur les faces externes sont trop exposés aux flammes de combustion du bois. Il faudrait, dans la mesure du possible, placer les thermocouples à partir de la face interne en contact avec l'acier. Ils seraient, de la sorte, protégés des chaleurs excessives dues à l'exposition au gaz du four et à la combustion du bois.

### 2.6.3. Estimation des vitesses de combustion

#### 2.6.3.1. Estimation par mesure de la quantité de bois carbonisé

Afin d'estimer les vitesses de carbonisation des bois dans le four, les différentes essences de bois des essais ont été placées dans le four acier (Figure 152). Les échantillons successifs sont laissés dans le four pour une durée allant de 5 à 30 minutes. Le four est stoppé et les morceaux de bois sont immédiatement trempés dans l'eau afin d'arrêter la combustion du bois



Figure 152 : Echantillons de bois dans le four acier

Pour chaque type de bois, on a estimé les masses volumiques et le taux d'humidité (Tableau 5).

Lors de nos essais, on a constaté que la vitesse de combustion diminue avec le temps d'exposition. Il semble que le bois brûle moins vite au fur et à mesure que le front de pyrolyse progresse vers le milieu de l'élément, sans doute à cause de l'effet isolant de la couche carbonieuse. Pour un même élément, (madrier de sapin) dans les mêmes conditions d'exposition, on relève une vitesse de carbonisation de 1,78 mm/min pour une exposition de 10 minutes, 0,92 mm/min à 15 minutes d'exposition et 0,74 mm/min pour 30 minutes d'exposition. Le pin douglas est le bois qui a une vitesse de combustion la plus proche des données de l'Eurocode 5 lors des essais. Les écarts peuvent s'expliquer par les taux d'humidité qui sont inférieurs à 12% et les conditions d'exposition au feu qui sont légèrement plus élevées qu'un feu normalisé (Tableau 6).

Type de bois	Masse volumique (kg/m <sup>3</sup> )	Taux d'humidité (%)
BLC	485,6	9,5%
Douglas	469,3	8,3 %
Sapin	434,6	Non mesuré
Pin	330,0	10,2%

Tableau 5: Masse volumique et taux d'humidité mesurés des différents bois d'essais à l'état initial

Temps d'exposition \ Type de bois	5 minutes	10 minutes	15 minutes	30 minutes
Douglas			0,68 mm/min	
Pin			1,06 mm/min	0,74 mm/min
Sapin		1,78 mm/min	0,92 mm/min	0,75 mm/min
BLC	1,77 mm/min		1,04 mm/min	

Tableau 6: Vitesse de carbonisation suivant le temps d'exposition



Figure 153 : Mesure de l'épaisseur résiduelle de bois après exposition au feu (pin)

L'essai sur l'un des échantillons de pin montre une moindre combustion de la section à l'endroit d'un nœud dans le bois (Figure 153).

Nos essais (ANNEXE 10) ont mis en évidence qu'un bois très nouveau (et qui en général présente des faiblesses mécaniques) offre une meilleure résistance au feu. La partie de la section comportant le nœud se consomme moins vite.

#### 2.6.3.2. Estimation de la vitesse de carbonisation en fonction de la température

Les vitesses de combustion sont estimées à partir des thermocouples placés dans le sens radial. Ils sont disposés à différentes profondeurs. Le temps est relevé quand la courbe croise la température de 300°C. Ce n'est pas un essai normalisé pour déterminer la vitesse de combustion, mais juste une estimation de cette vitesse pour comprendre les conditions et les mécanismes de protection par le bois.

Essai	Essence de bois	Exposition	Thermocouple	Temps	Vitesse de combustion
T 230	Douglas	3 faces	N°7 à 41 mm	31 min	1,32 mm/min
T 230	Douglas	3 faces	N°8 à 31 mm	31,5 min	0,98 mm/min
T 230	Douglas	3 faces	N°10 à 41 mm	39,5 min	1,04 mm/min
T 230	Douglas	3 faces	N°11 à 32 mm	27,5 min	1,16 mm/min
T 230	Douglas	3 faces	N°9 à 21 mm	20,05	1,05 mm/min
IPE 200	Sapin	3 faces	N°21 à 20 mm	1,25 min	16 mm/min
IPE 200	Sapin	3 faces	N°23 à 35 mm	17,5 min	2 mm/min
IPE 200	Sapin	3 faces	N°22 à 80 mm	Pas de temps	Bois non brûlé
IPE 200	Sapin	3 faces	N°16 à 20 mm	20 min	1 mm/min
IPE 200	Sapin	3 faces	N°17 à 40 mm	42,5 min	0,94 mm/min
IPE 200	Sapin	3 faces	N°18 à 55 mm	56,25 min	0,98 mm/min
IPE 140	Pin	4 faces	N° B13 à 60 mm	53 min	1,13 mm/min
IPE 140	Pin	4 faces	N° B22 à 30 mm	16,5 min	1,81 mm/min

*Tableau 7 : Calcul des vitesses de combustion dans le bois à partir des relevés expérimentaux de température*

Globalement les vitesses de combustion estimées sont deux fois supérieures à celles données par l’Eurocode 5 (Tableau 7). Les faces exposées à des températures plus élevées brûlent aussi plus vite. Sur l’essai de l’IPE 200, la mesure 21 proche du bord s’est trouvée rapidement en contact avec l’ambiance du four. Le même décrochage de la mesure s’observe sur le thermocouple 23 après 20 minutes d’essai. Les deux prises de mesure se trouvent du côté le plus chaud dans le four. La mesure 22, qui est aussi du même côté mais à une profondeur plus importante n’atteint pas 300°C (Figure 154, Figure 139). Près de l’âme du profilé, le bois ne s’est pas consumé. Pourtant la température de l’âme sur la mesure centrale est proche de 500°C. Le même phénomène se produit pour l’IPE 140. La vitesse de combustion n’est pas la même des deux côtés. On remarque aussi que plus le thermocouple est placé en profondeur dans le bois, plus la vitesse de combustion est lente. Il y a un ralentissement de la combustion du bois.

La différence des valeurs de vitesse de combustion entre nos essais et l’Eurocode 5 peut venir du taux d’humidité du bois. En effet, il est inférieur au taux de référence de 12%. Les conditions de température favorisent peut-être aussi l’assèchement du bois. Les conditions de température sont toujours un peu au-dessus de la courbe de feu normalisé pour les trois essais.

Le fait que la vitesse de combustion soit plus rapide que celle donnée dans l’Eurocode 5 peut laisser espérer que dans des conditions plus proches des paramètres normatifs, le temps de résistance au feu des éléments serait plus long. Les températures d’échauffement de l’acier pourraient être moins élevées. D’un autre côté, les taux d’humidité du bois testé sont le résultat d’un entreposage à température ambiante dans un local chauffé et ventilé, soit dans les mêmes conditions qu’un élément de structure en situation réelle.

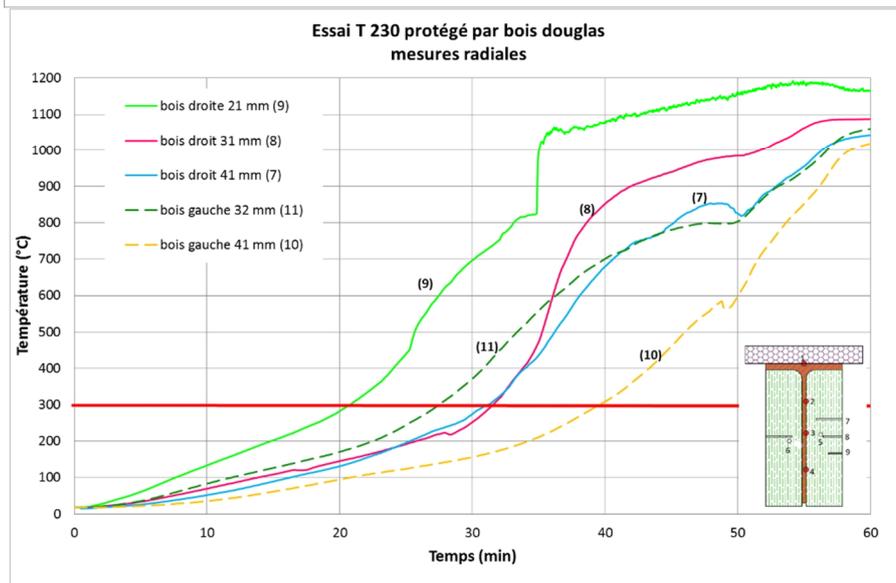
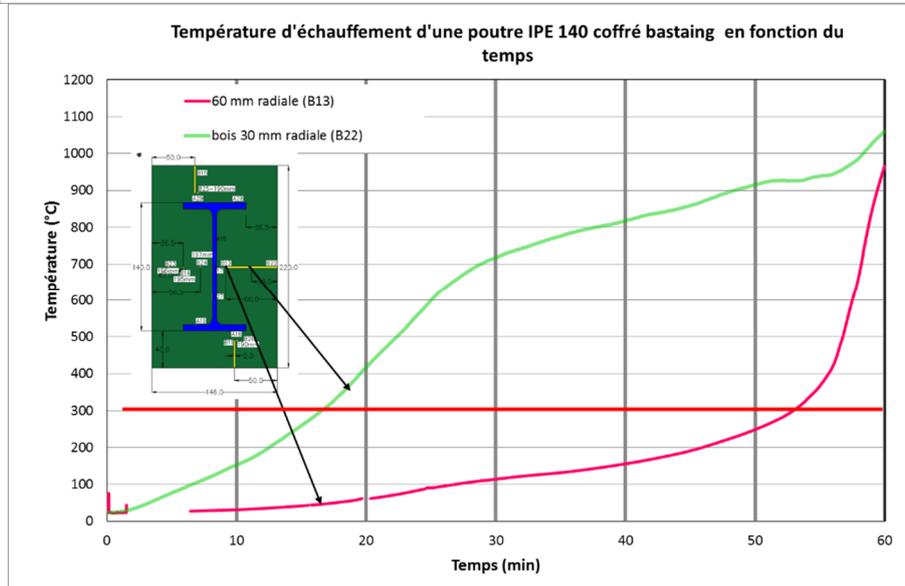
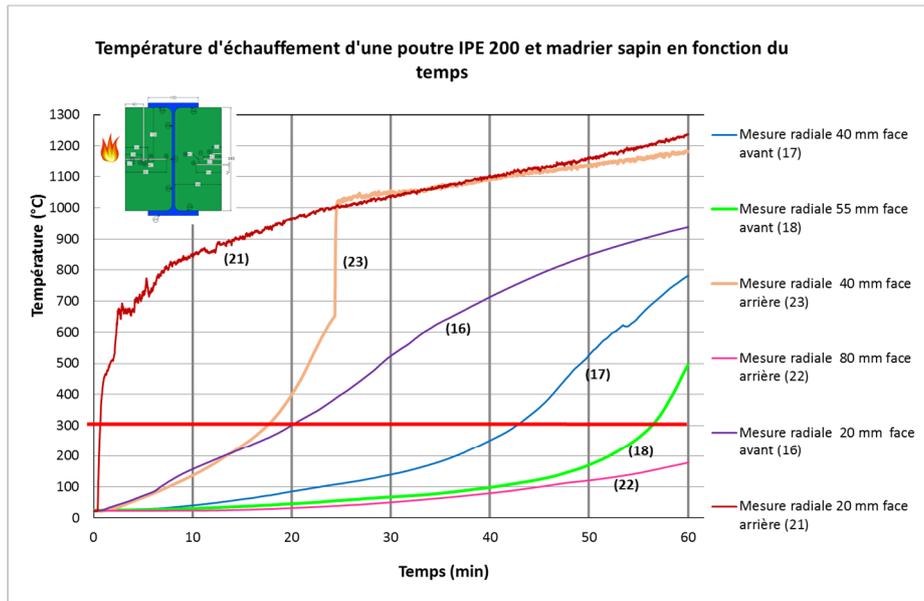


Figure 154 : Mesures de température dans le sens radial à différentes profondeurs dans le bois

#### 2.6.4. Bilan des essais sur le bois

Chaque essai a été instructif et a permis d'améliorer les essais suivants. La mesure des températures et la fiabilité des valeurs ne sont pas toujours évidentes. La présence du bois amène une chaleur supplémentaire qui fait augmenter la température dans le four et détériore les thermocouples. C'est à la suite de cette campagne, qu'on a modifié les brûleurs pour pouvoir mieux contrôler la température dans le four et limiter les températures autour de la courbe de feu normalisé. L'idée de départ était d'avoir un four qui suit, à vide, la courbe de feu normalisé. La combustion du bois est une charge thermique normale qu'on ne cherche pas à contrôler. Avec cette procédure, on a bien démontré l'effet protecteur du bois mais cela ne garantit pas un temps de résistance sous feu normalisé. De plus, la rapidité de la combustion du bois prive des observations sur le comportement du bois au cours de l'essai, surtout pour les essais où la quantité de bois est importante par rapport au volume du four. C'est aussi la raison pour laquelle les tailles des échantillons acier ont été réduites sur les derniers essais. Des IPE de taille plus petite permettent de tester des solutions d'enrobage en bois massif et d'avoir moins de combustible dans le four. En effet, les solutions d'encapsulation total de l'acier dans le bois ne sont possibles sur les grandes tailles d'IPE qu'avec du bois lamellé collé (BLC).

Il est compliqué de cocher toutes les cases d'un essai aux conditions des normes. De plus le taux d'humidité du bois est un paramètre important, sachant que c'est la vaporisation de l'eau du bois qui va être en grande partie responsable de la protection au feu. Il est nécessaire de bien maîtriser ce paramètre. Les caractéristiques mécaniques du bois sont en général données pour un bois de 12% de teneur en eau. Mais souvent, on est tributaire des conditions d'ambiance et du type d'essence qui font que cette valeur n'est pas atteinte.

Un autre souci vient de la résistance des pyromètres à plaque du four. Après deux ou trois essais, il faut changer les pyromètres à plaque. En effet, le fil du thermocouple est protégé par la canne creuse en céramique, mais à la jonction entre la canne et la plaque d'acier, le fil est exposé à la chaleur. Il a donc été décidé de mettre les cannes céramiques, non pas horizontalement dans les parois verticales de droite et de gauche, mais de disposer les cannes dans la voûte du four, verticalement. Ainsi la liaison canne/pyromètre peut mieux se faire et la gaine de protection du thermocouple résiste plus longtemps. Cependant les températures importantes des essais ne permettent pas de faire les cinquante essais recommandés par la norme. Dans la dernière version du four, il y a cinq pyromètres à plaque qu'il faut renouveler assez souvent.

#### 2.7. Conclusion des essais

Cette partie 2 a présenté l'ensemble des essais réalisés pour l'étude de l'échauffement de l'acier protégé et non protégé. Au cours des essais, le protocole expérimental a été affiné avec une augmentation de la fiabilité des mesures de température. Un four adapté à nos exigences a été construit afin de pouvoir réaliser des mesures au plus près des conditions de feu normalisé. Les essais ont permis d'observer les effets protecteurs de la peinture intumescente et son développement lors d'une importante charge thermique.

Les essais sur le plâtre montrent un réel impact des matériaux hygroscopiques sur le retard d'échauffement de l'acier. Ce matériau incombustible et capable de capter l'eau de l'air avec une teneur d'humidité relative autour de 10% dans une ambiance à 60% d'humidité. Ainsi il est possible d'avoir un palier assez important autour de 100°C lors de l'échauffement de l'acier. Ce palier permet de retarder le moment où l'acier atteindra sa température critique.

Les tests de protection de l'acier par le bois ont mis en évidence un effet protecteur du bois sur les poutres IPE et T en acier. La température de l'acier n'atteint sa température critique qu'au bout de 30 à 40 minutes sous feu normalisé. Les essais de protections partielles ont montré que la température de l'âme reste inférieure à 500°C après environ 40 minutes d'exposition et cela malgré une élévation de température supérieure à celle d'un feu normalisé.

L'ensemble des essais vont permettre de paramétrer les simulations numériques présentées dans la partie 3.



## PARTIE 3. Simulations de l'échauffement des éléments en acier suivant le type de protection

Cette partie présente en premier lieu les simulations réalisées sur les plaques d'acier avec le logiciel COMSOL Multiphysics®. La première simulation porte sur les plaques d'acier non protégée et l'influence du support des plaques ainsi que l'impact de la variation des paramètres des échanges thermiques : convection et émissivité.

Les simulations suivantes ont pour but de modéliser le comportement de la peinture intumescente et surtout à parvenir à simuler le développement de la meringue.

Il sera ensuite fait état de quelques simulations réalisées avec le logiciel COMSOL Multiphysics® en amont des essais sur le bois et de simulations faites sous le logiciel ANSYS à partir des résultats obtenus.

## 3.1. Résolution de l'équation de la chaleur par simulation numérique

### 3.1.1. Logiciels de simulations

Les logiciels de simulation numérique permettent de résoudre des équations de physique complexes en effectuant le calcul par itérations. Il existe deux méthodes de calculs approchés : la méthode des volumes finis et celle des éléments finis.

Les logiciels de simulation basés sur la méthode des volumes finis ont été développés pour la mécanique des fluides. Le plus connu est ANSYS FLUENT® mais il y a aussi OPENFOAM®. La méthode des volumes finis est particulièrement adaptée aux lois de conservation d'où une utilisation prépondérante en mécanique des fluides. Dans le calcul par la méthode des volumes finis, le maillage n'a pas besoin d'être structuré car le calcul est basé sur le centre de la maille. Le nombre de points de calculs est par conséquent moins grand que pour un calcul aux éléments finis. C'est aussi ce qui explique l'application en mécanique des fluides où les phénomènes mis en jeu, variation de volume, de température, de vitesse...sont complexes.

Les logiciels de simulation basés sur la méthode des éléments finis ont été développés plutôt pour des applications mécaniques. Cette méthode de calcul s'applique plutôt à des objets et est utilisée par les logiciels de calcul de structure tel que ACORD®, ICAB®, CAST3M®, ASTER®. Avec l'augmentation des performances des ordinateurs, des logiciels plus pluridisciplinaires se sont développés. On trouve ANSYS® et COMSOL Multiphysics®. Ce dernier permet des simulations dans plusieurs domaines physiques et des couplages entre eux. Son interface permet une prise en main aisée.

### 3.1.2. Exemple de l'évolution de la température dans une barre d'acier avec le logiciel de simulation COMSOL Multiphysics®

#### 3.1.2.1. *Modélisation des transferts thermique : Hypothèses de simulation*

L'équation de la chaleur n'a des solutions littérales que dans des cas simplifiés, la simulation va permettre de décrire l'évolution des températures dans un système plus complexe. Mais avant de construire des modèles plus élaborés, prenons un exemple simple de transfert de chaleur. Cet exemple sur une section d'acier de 300 mm par 50 mm va permettre de rappeler les différents paramètres d'entrées d'une simulation thermique. L'étude est menée en deux dimensions donc la largeur n'est pas définie. (Figure 155)

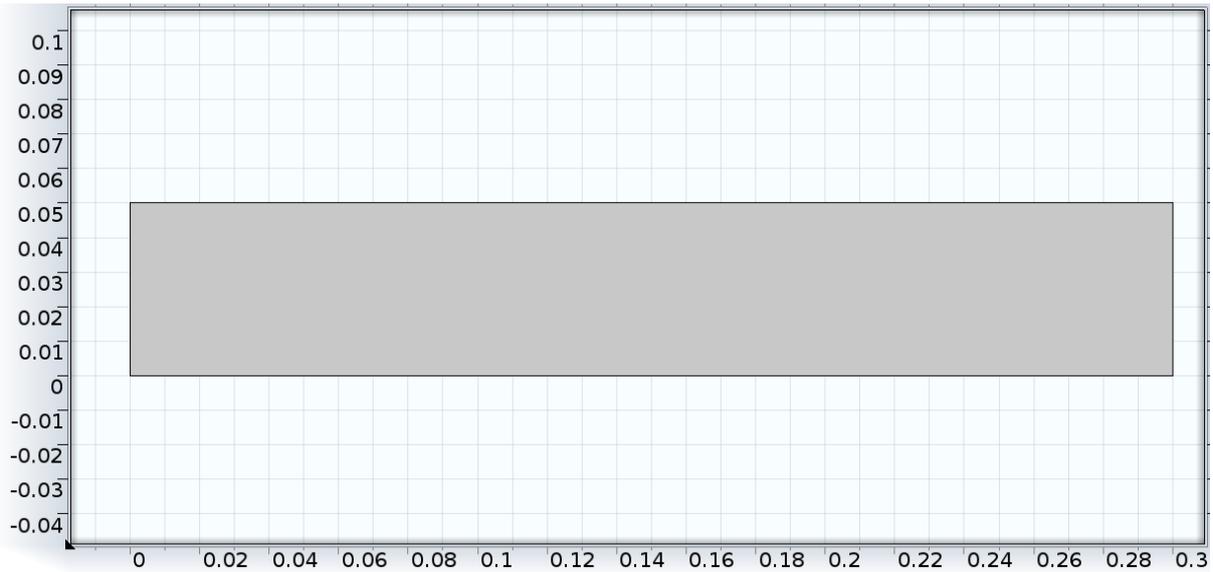


Figure 155 : Section d'acier de 300x50 mm<sup>2</sup>

En premier lieu les transferts de chaleur dans la plaque sont régis par l'équation de la chaleur sans source de chaleur, unidirectionnelle et pour un matériau isotrope.

$$\rho_{(T)} C_{p(T)} \Delta T(t, x) = \lambda_{(T)} \frac{\partial T(t, x)}{\partial t} \quad (3-1)$$

Les caractéristiques de l'acier sont les valeurs suivantes :

Masse volumique : 7850 kg/m<sup>3</sup>

Conductivité : 50 W/(m\*K)

Chaleur massique : 600 J/(kg\*K)

Etant données les plages de températures, les grandeurs physiques sont considérées comme indépendantes de la température (Valeurs constantes).

La température initiale est prise égale à 20°C.

On impose une température à l'une des extrémités : frontière de droite x=0 T= 120°C soit 393,15°K (condition de Dirichlet).

On impose un flux thermique à l'autre extrémité. Le flux thermique est la somme du rayonnement et de la convection avec un coefficient de convection de 25 W/m<sup>2</sup>K

$$-\lambda \overrightarrow{grad}(T) = h(T_g - T) + \varepsilon \sigma (T_g^4 - T^4) \quad 3-2$$

Le facteur d'émissivité de l'acier  $\epsilon$  est pris égal à 0,7

Les autres parois sont considérées comme adiabatiques (flux thermique nul) de sorte que le flux de chaleur dans la plaque soit unidirectionnel. La condition est de type Neumann

$$-\lambda \overrightarrow{\text{grad}}(T) = 0 \quad 3-3$$

### 3.1.2.2. Résultat de la simulation

La simulation est réalisée en transitoire de 0 à 3000 secondes. Ce modèle nous donne une répartition des températures (Figure 156), ici au bout de 50 minutes. Dans ce cas simple, on observe un transfert de chaleur par conduction avec des isothermes parallèles.

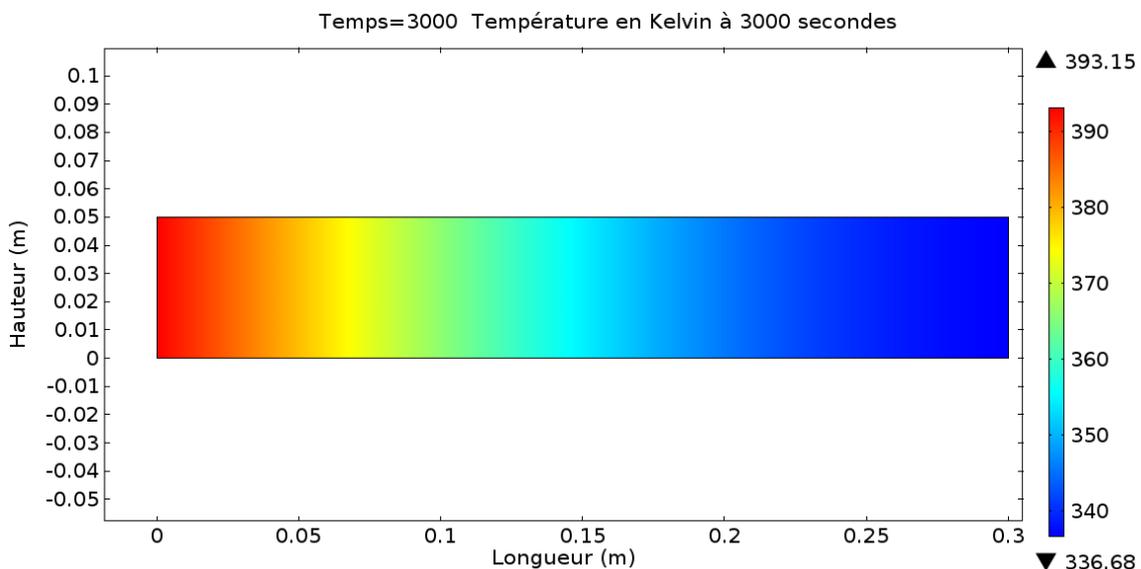


Figure 156 Répartition des températures dans la barre d'acier

### 3.1.2.3. Influence du maillage

L'évolution de la température dans la plaque à 5 secondes présente une diminution de la température vers 4 centimètres (courbe bleu foncé Figure 157). Cette discontinuité n'est pas logique. La température ne peut pas augmenter puis diminuer et ré-augmenter. Elle doit diminuer régulièrement au-delà de 1 minute de simulation, les courbes retrouvent une allure logique.

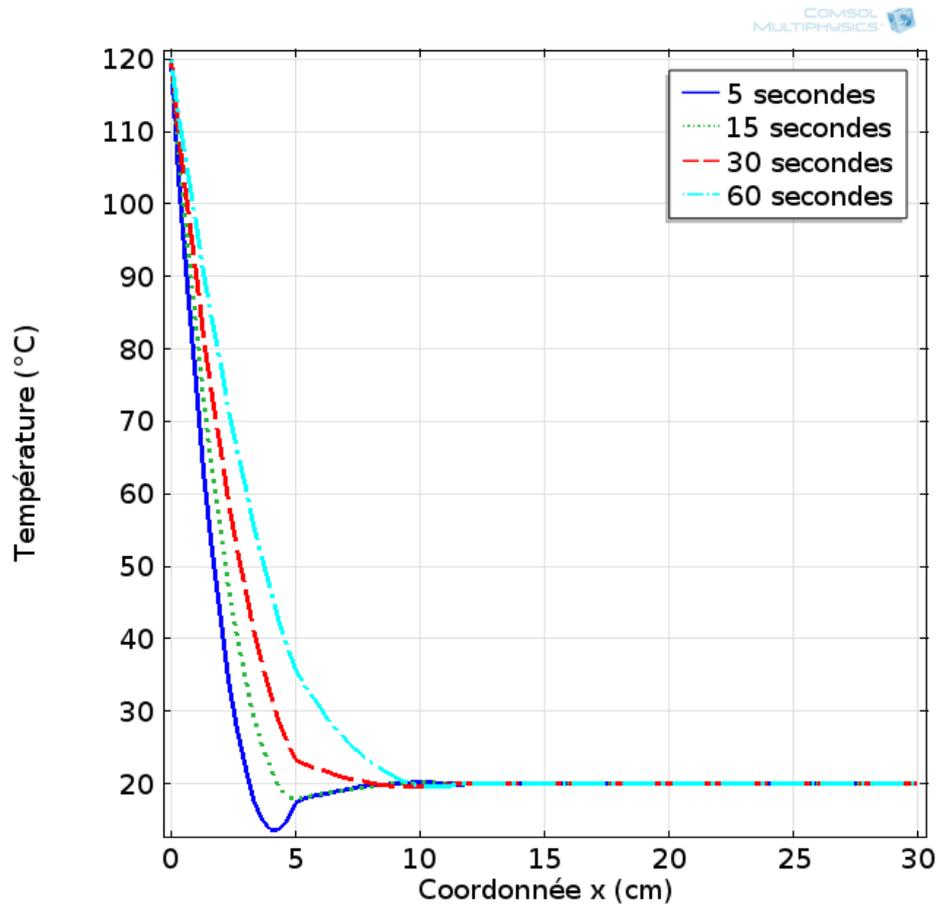


Figure 157 : Evolution de la température dans la barre à 5,15,30 et 60 secondes maillage grossier de 10 éléments

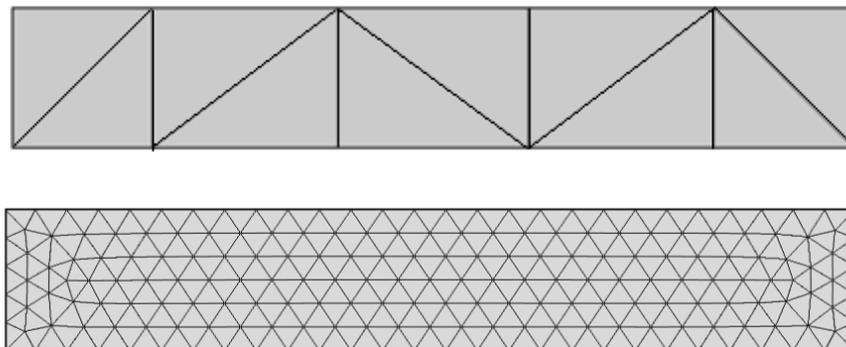


Figure 158 : Maillage à 10 et 336 éléments

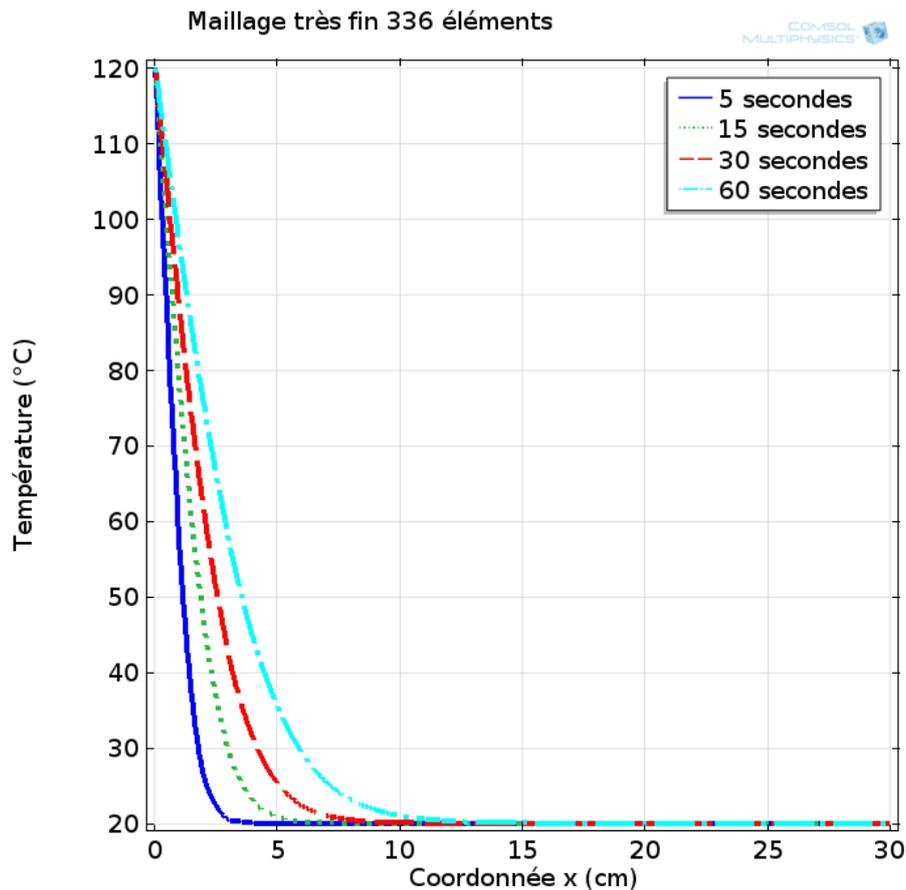


Figure 159 : Courbes de température pour des maillages plus fins

On constate sur la Figure 159 une augmentation de la régularité des courbes pour un maillage plus fin car le nombre de points de calculs est plus grand.

Une étude paramétrique du maillage permet de définir le nombre de mailles minimum à utiliser en fonction de la précision du calcul recherché.

### 3.2. Hypothèses de modélisations

Les essais d'échauffement des plaques d'acier ont mis en évidence un écart entre la température théorique et la température expérimentale. La température mesurée de la plaque est inférieure de 100°C à la température calculée avec la formule de l'Eurocode.

Le but de cette modélisation est de vérifier les hypothèses suivantes : influence sur la température de la plaque de la présence du support et calibrage des échanges entre la plaque et les parois du four par variation de l'émissivité de la plaque d'acier.

Une simulation test d'élévation de température sur les plaques réalisées en 2D avec COMSOL Multiphysics® avec les mêmes paramètres que pour la formule de l'Eurocode donne des courbes de températures similaires (Figure 160).

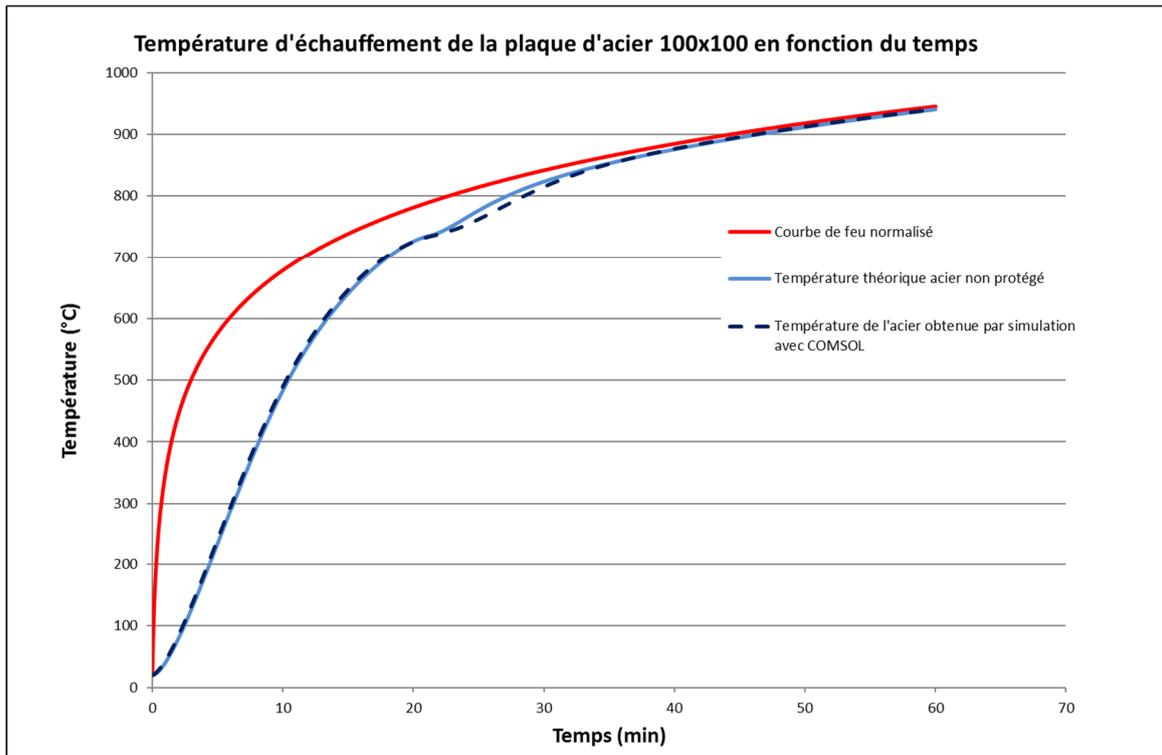


Figure 160 : Comparaison entre les courbes d'échauffement d'une plaque 100x100 d'acier obtenue par simulation avec COMSOL Multiphysics® et l'équation de l'Eurocode 3

Afin de vérifier nos hypothèses et de calibrer le modèle pour l'étude il a été mené une simulation complète des plaques d'acier non protégées avec le logiciel COMSOL Multiphysics®. La modélisation peut être menée en deux dimensions. En règle générale, le phénomène est bidimensionnel, il suffit de regarder ce qu'il se passe dans la section de l'élément. Ici nous avons des plaques carrées avec un phénomène de symétrie qui nous permet de faire l'étude en deux dimensions. Par ailleurs, la faible épaisseur des plaques et la conductivité de l'acier nous permet de dire que la répartition de la chaleur dans la plaque est quasiment uniforme (nombre de Bi << 0,1) voir § 1.3.5.3. Toutefois, la modélisation en trois dimensions peut permettre de connaître l'influence des dimensions de la plaque et l'impact des effets de bord.

Les modélisations traitées dans cette partie ont toutes les mêmes équations physiques données dans ce paragraphe.

Les équations de modélisations sont les suivantes :

Les transferts de chaleur sont traduits par l'équation de la chaleur :

$$\rho_{(T)} C_{p(T)} \frac{\partial T(t, x, y, z)}{\partial t} = \lambda_{(T)} \text{div}(\overrightarrow{\text{grad}}(T)) \quad (3-4)$$

Il n'y a pas de source de chaleur interne et le matériau est considéré comme isotrope

Conditions aux limites (Figure 161) :

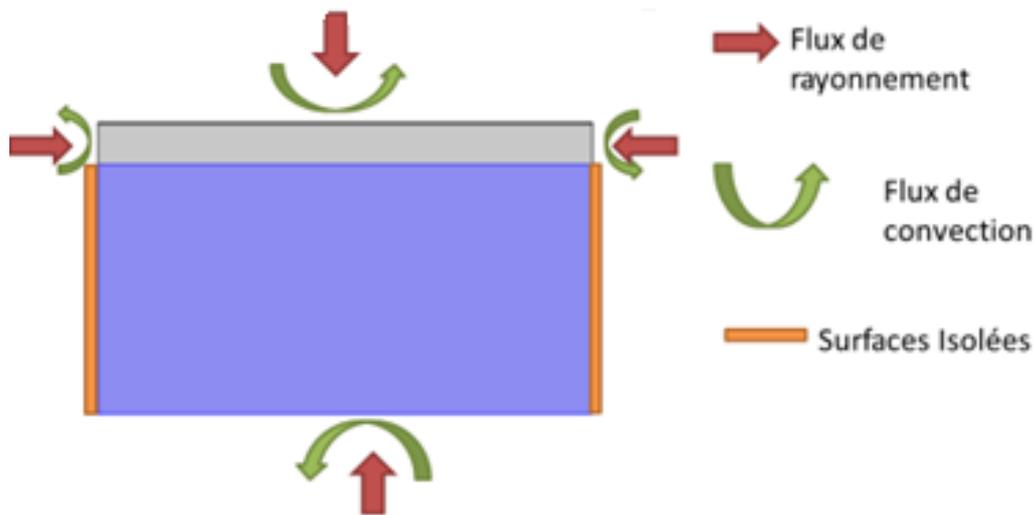


Figure 161 : Schéma des essais avec les conditions aux limites : support en bleu, plaque d'acier peinte en gris

Les plaques et la partie inférieure du support sont soumises aux phénomènes de rayonnement et de convection naturelle.

Les conditions aux limites sont de type

$$-\lambda \overrightarrow{\text{grad}}(T) = h(T_g - T) + \varepsilon \sigma (T_g^4 - T^4) \quad (3-5)$$

(Condition de Neumann).

Aux interfaces des matériaux on considère qu'il y a continuité des températures et du flux

$$-\lambda \overrightarrow{\text{grad}}(T) = \text{constant} \quad (3-6)$$

$$T = \text{constante} \quad (3-7)$$

Lorsque l'échauffement de la plaque est simulé sans le support, la surface inférieure est considérée comme une surface adiabatique. Le support sous la plaque est remplacé par une frontière adiabatique

$$-\lambda \overrightarrow{\text{grad}}(T) = 0 \quad (3-8)$$

### 3.3. Modélisation des plaques d'acier avec différents paramètres

#### 3.3.1. Paramètres de modélisation

##### Matériaux

Matériaux	Conductivité	Chaleur massique	Masse volumique	Emissivité
Unité	W/(m.K)	J/(kg.K)	Kg/m <sup>3</sup>	Sans unité
Acier	Valeurs Eurocode voir §1.5.1.4	Valeurs Eurocode voir §1.5.1.5	7850	Variation de 0,1 à 1
Plaque silico calcaire	0,12 (Valeur mesurée)	1000 (RT2012, 2010)	500 (RT2012, 2010)	0,8 (RT2012, 2010)

Tableau 8 : Caractéristiques des matériaux pour la simulation

##### Courbe de montée en température des gaz ambiants

Courbe des températures simplifiées calquée sur l'essai 2 :

Pour 0 secondes <math>t \leq 161</math> secondes

$$T(t) = 2,5t + 26,6 + 273 \quad (3-9)$$

Pour  $t > 161$  secondes

$$T(t) = 121 \ln(t + 1) + 95 \quad (3-10)$$

Coefficient de convection  $h=25$  W/ (m<sup>2</sup>.K) suivant les préconisations de l'Eurocode (valeur fixe) pour les simulations 1 et 2. Variable de 0 à 25 W/ (m<sup>2</sup>.K) pour la simulation 3

Les caractéristiques thermiques de la plaque silico calcaire sont considérées comme invariantes au cours de l'élévation de température. En pratique la conductivité thermique va légèrement diminuer comme les bétons légers (NF EN 1994-1-2, 2006). Le matériau étant peu hygroscopique, les valeurs de la chaleur massique restent plutôt stables.

La température de départ est prise égale à 26,6°C (conditions d'expérience).

##### Maillage

Le maillage est de 1327 éléments 2489 degrés de liberté résolus (Choix par défaut du logiciel). Le modèle est assez simple et sans particularités géométriques. Et les courbes obtenues avec le logiciel de simulation sont très proche de celles calculées avec la formule d'échauffement de l'acier (1-35), (Figure 160). Une simulation réalisée avec 15811 éléments et la résolution de 24616 degrés de liberté donne sensiblement les mêmes résultats avec un écart de moins de

3°C. Comme il s'agit de tester certains paramètres des essais comme l'influence du support et du coefficient de rayonnement, il n'est pas nécessaire d'avoir un maillage très fin même sur l'acier.

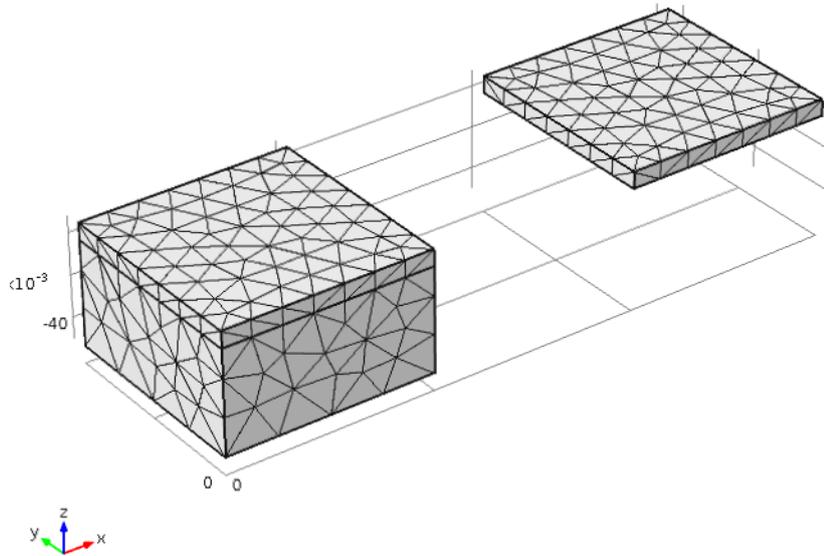


Figure 162 : Maillage du modèle

### 3.3.2. Résultats simulation 1 : impact du support et de l'émissivité

La première étude paramétrique sur la variation de l'émissivité valide l'hypothèse de la quasi-uniformité des températures dans la plaque en acier comme le laissait prévoir la valeur du nombre de Biot. On observe sur cette courbe une variation de 2 Kelvin entre le bord et le milieu de la plaque pour une émissivité de 0,7. Cet écart est assez faible. L'hypothèse d'une température homogène est acceptable (Figure 163).

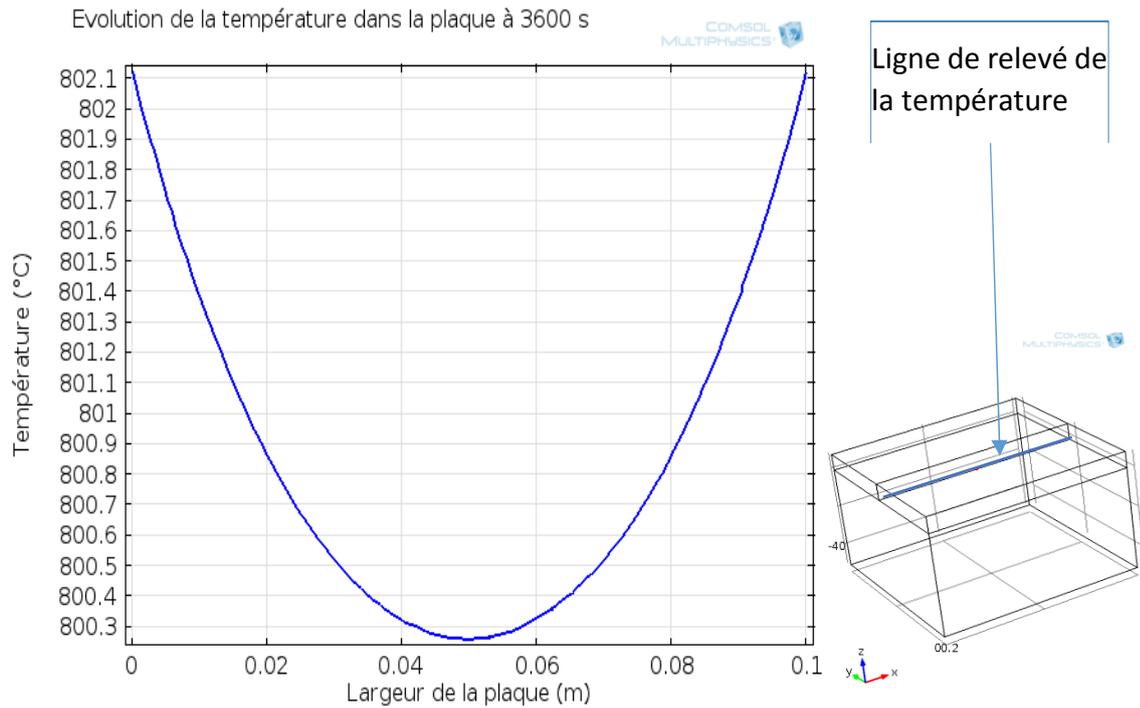


Figure 163 : Evolution de la température au milieu de la plaque, d'un bord à l'autre à 3600 s

On constate aussi une légère différence de température des deux plaques. La plaque sur le support a une température légèrement inférieure. Cette différence est notable mais sa valeur est loin des 100°C constatés lors des essais (Figure 164 et Figure 165).

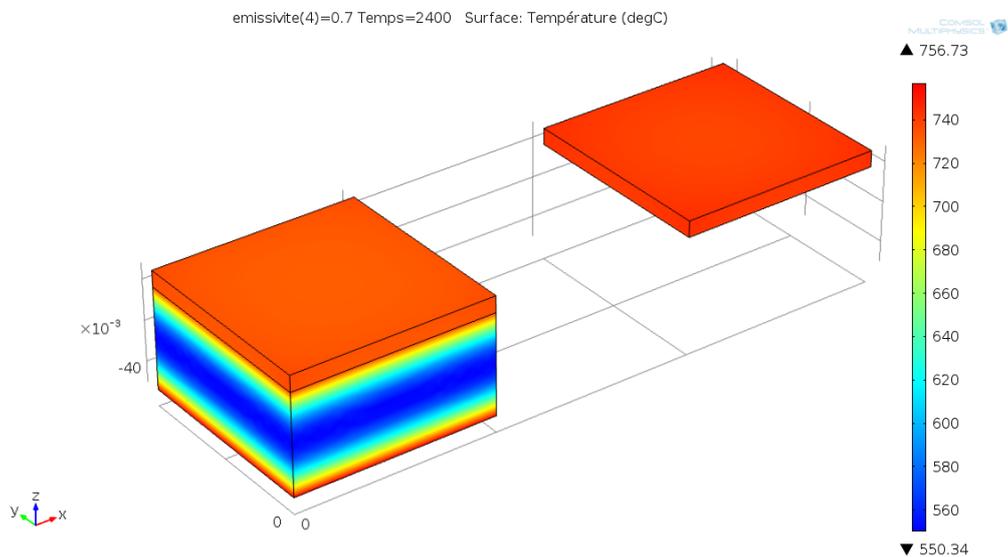


Figure 164 : Visual de répartition des températures

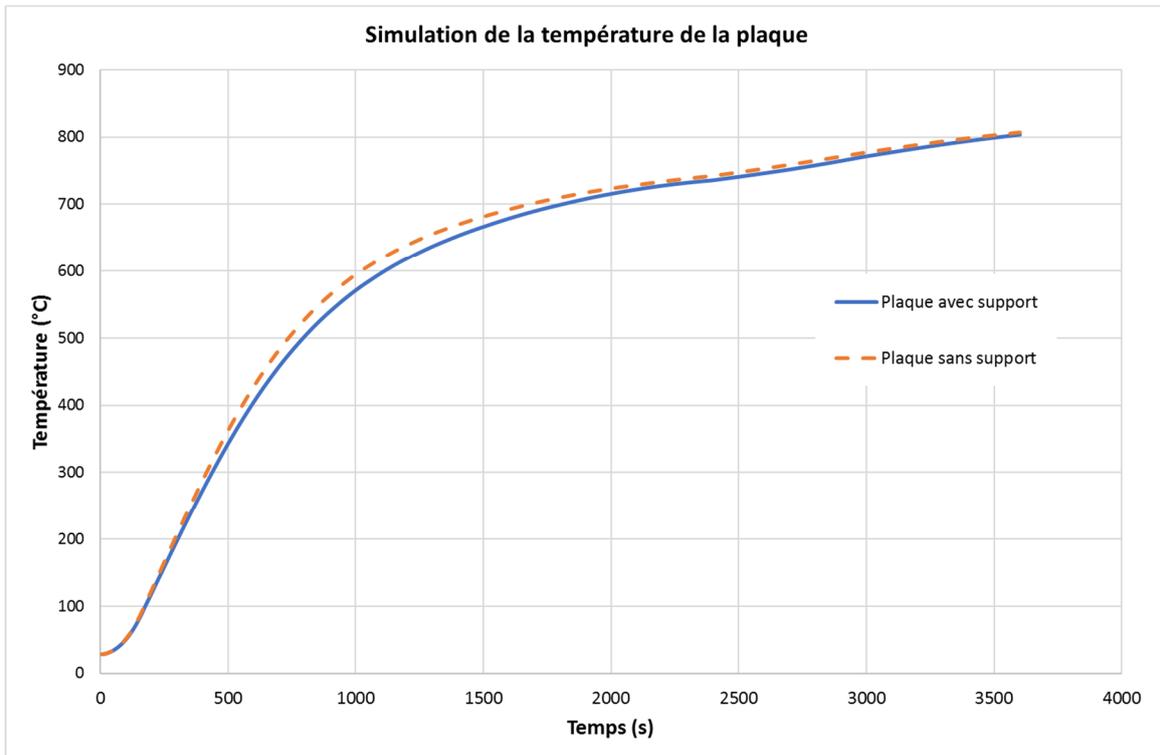


Figure 165 : Courbes des températures simulées des plaques avec et sans support pour une émissivité de 0,7

En revanche, la variation de l'émissivité a un impact plus important sur les températures. On mesure une différence de 100°C entre le modèle à 0,7 d'émissivité et celui à 0,4 d'émissivité (Figure 166).

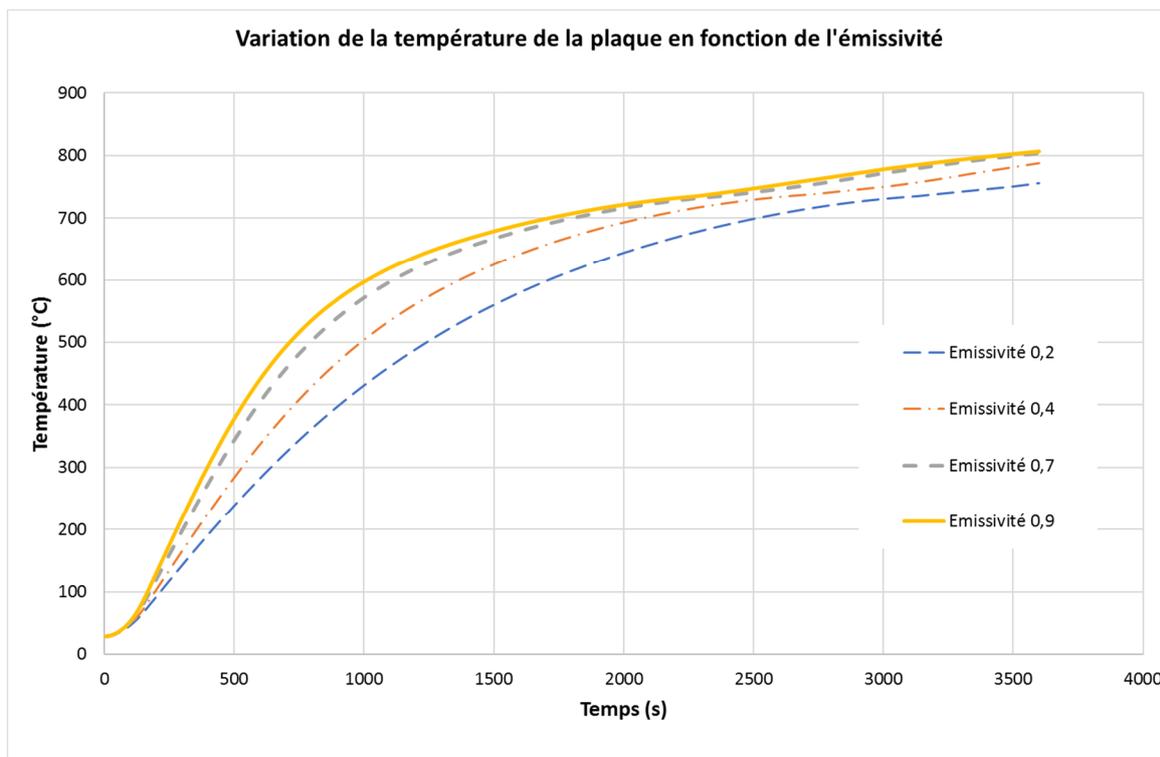


Figure 166 : Influence de la variation de l'émissivité de l'acier avec le support

### 3.3.3. Comparaison des mesures et de la simulation 1 :

La précédente simulation est comparée avec les résultats expérimentaux (Figure 67). On constate que la courbe des valeurs expérimentales relevées sous la plaque et les résultats de la simulation avec une émissivité de 0.4 et le support silico calcaire sont très proches. La moyenne des écarts est de 10°C environ sur les valeurs du temps comprises entre 0 et 2700 secondes. Sur cette plage, la courbe théorique définie dans le logiciel de simulation est proche de la température des gaz dans le four. On observe cependant, (Figure 167) que la courbe théorique (violette) est au-dessus de la courbe expérimentale (noire) entre 200 et 1000 secondes soit entre 100 et 500°C. La valeur de l'émissivité de 0,4 est trop grande pour cette partie de la courbe. Il faudrait encore réduire la valeur. Les écarts constatés sur nos essais et les valeurs théoriques ne proviennent pas que des phénomènes de rayonnement. L'absorption du support, bien que notable (voir la courbe bleue de la Figure 167) d'une vingtaine de degrés n'explique pas non plus la totalité de l'écart de 100°C observé lors de nos essais.

Il faut peut-être envisager de faire varier le coefficient de convection. Cette hypothèse est à vérifier également car, les plaques peintes, auront forcément une émissivité plus proche de 0,8 et le calibrage de l'essai sur la plaque d'acier nu doit servir à simuler le comportement des plaques peintes. On remarque sur nos essais que les plaques peintes suivent la courbe d'échauffement de l'acier pour une température inférieure à 250°C. Une augmentation du coefficient de convection va avoir pour conséquence l'augmentation des échanges thermiques par convection. On observe alors une température de l'acier plus élevée. Il faut donc revoir à la baisse la valeur du coefficient de convection.

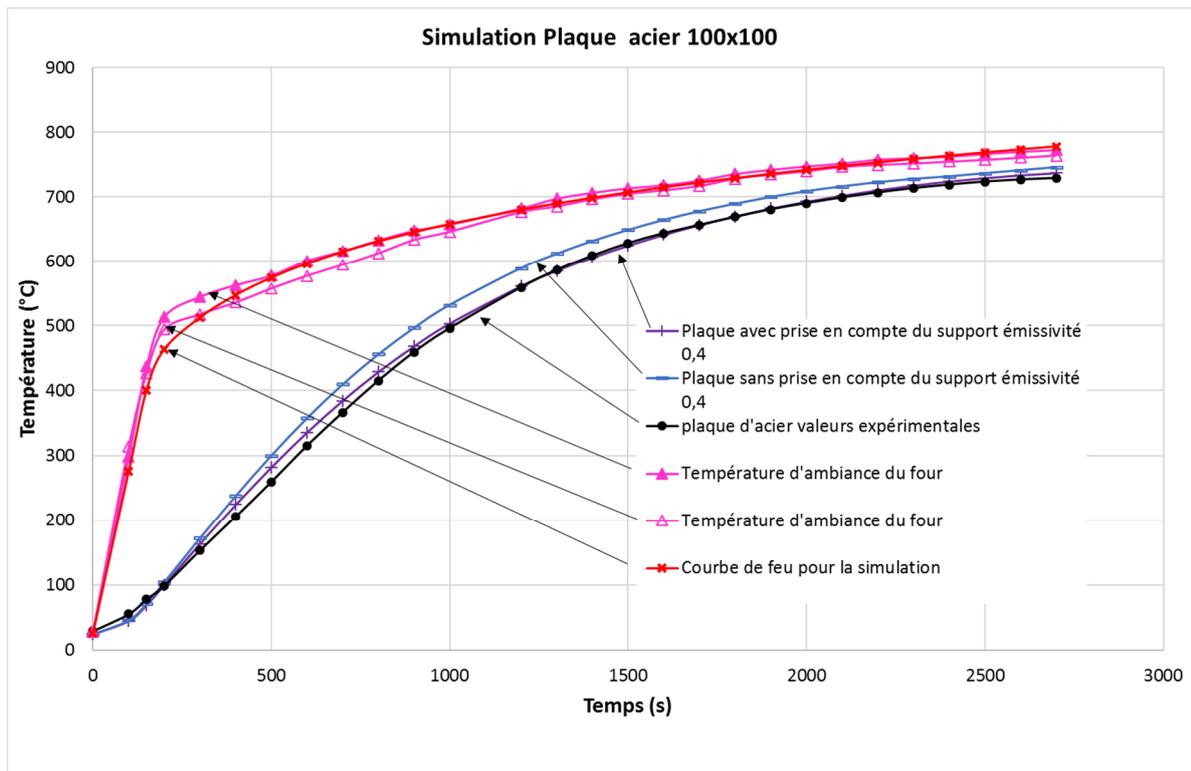


Figure 167 : Comparaisons des résultats de la simulation et des courbes expérimentales pour une émissivité de 0,4

### 3.3.4. Simulation 3 : influence du facteur de convection

Après une série de simulations en faisant varier le coefficient de convection entre 0 et 25  $W/(m^2K)$ , la courbe théorique la plus proche de la courbe expérimentale a un coefficient de convection nul et une émissivité de l'acier de 0,7 jusqu'à 700 K puis de 0,6 (Figure 168). Cependant, la courbe des valeurs simulées présente un écart assez important par rapport aux mesures expérimentales les 100 premières secondes. Si on observe la courbe de simulation avec une émissivité de 0,6 pour l'acier, cette courbe serait quasiment similaire à la courbe des essais expérimentaux avec une translation de 100 secondes. La courbe des simulations précédentes incluant la convection présente une pente plus accentuée à l'origine.

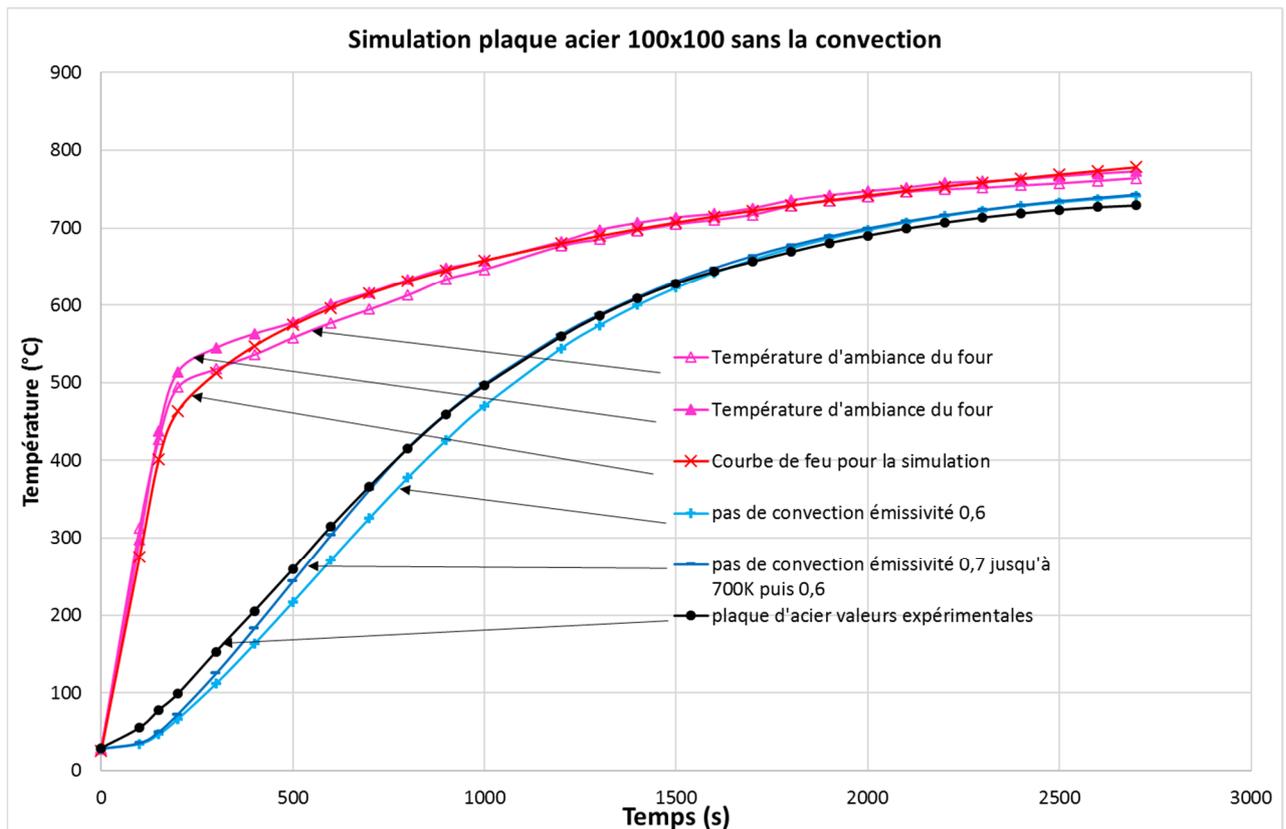


Figure 168 : Simulation sans convection

Si on programme  $25 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$  de convection jusqu'à 350 K puis qu'on enlève totalement la convection avec une émissivité de 0,7 puis de 0,6 au-delà de 700 K on obtient la courbe bleu foncé (deuxième courbe en partant du bas) de la Figure 169. La valeur de 0,7 proposé par l'Eurocode est donc acceptable. Les écarts entre les résultats expérimentaux et les résultats théoriques ne semblent pas venir de l'émissivité des matériaux.

En revanche l'impact du coefficient de convection apparait plus important.

Un rapide calcul mené à partir des formules du paragraphe 1.3.2 avec  $L=0,6 \text{ m}$ , une température chaude de  $800^\circ\text{C}$  (température au niveau des brûleurs) et une température froide de  $450^\circ\text{C}$  (température estimée de la voûte du four) la température de film (température moyenne) est donc de  $625^\circ\text{C}$ . En prenant les caractéristiques thermiques de l'air à 900 K ( $Pr = 0,692$ ,  $C_p = 1121 \text{ J}/(\text{kg}\cdot\text{K})$ ,  $a = 14,3 \cdot 10^{-5} \text{ m}^2/\text{s}$ ,  $\lambda = 0,0628 \text{ W}/(\text{m}\cdot\text{K})$ ,  $\beta = 1/900 \text{ /K}$ ,  $B_0 = 40,3 \cdot 10^{-6}$   $Nu = 29,87$ ). On obtient un coefficient de convection  $h$  de  $3,126 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$ .

Ceci est une estimation en régime permanent. Cela suppose que la source est de température constante (ce qui est une hypothèse acceptable car la source de chaleur est le brûleur) et que la température des parois ne change pas (cette hypothèse est discutable car la température des parois augmente au cours de l'essai).

De plus, les écarts entre les températures chaude et froide s'amenuisent au cours de l'essai. Il est probable que le coefficient de convection soit encore plus petit lorsque la température de l'acier se rapproche de la température du four.

Il semblerait que l'hypothèse de  $25 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$  pour la valeur du coefficient de convection ne soit pas la valeur qui convienne dans nos conditions d'essais pour les plaques planes.

Une autre hypothèse envisagée est celle de l'absorption de la chaleur de la plaque par rayonnement. Mais un calcul rapide avec la formule du facteur de forme gris du paragraphe 1.3.1 en prenant 0,8 pour l'émissivité des parois du four et 0,7 pour l'acier nous donne une valeur du facteur de forme de 0.6999... La surface des parois du four est très grande devant la surface de la plaque et donc l'influence des parois est négligeable.

Un dernier paramètre a été négligé dans les transferts par rayonnement : l'absorption par les gaz brûlés. Cela se traduit par un  $\epsilon_g$ , émissivité du gaz, qui tend à absorber une partie du rayonnement transmis à la plaque. La prise en compte de ce paramètre est assez complexe car l'absorption du gaz va aussi dépendre de la température. Mais cette hypothèse expliquerait pourquoi il est nécessaire de diminuer l'émissivité de l'acier au-delà de 700 K.

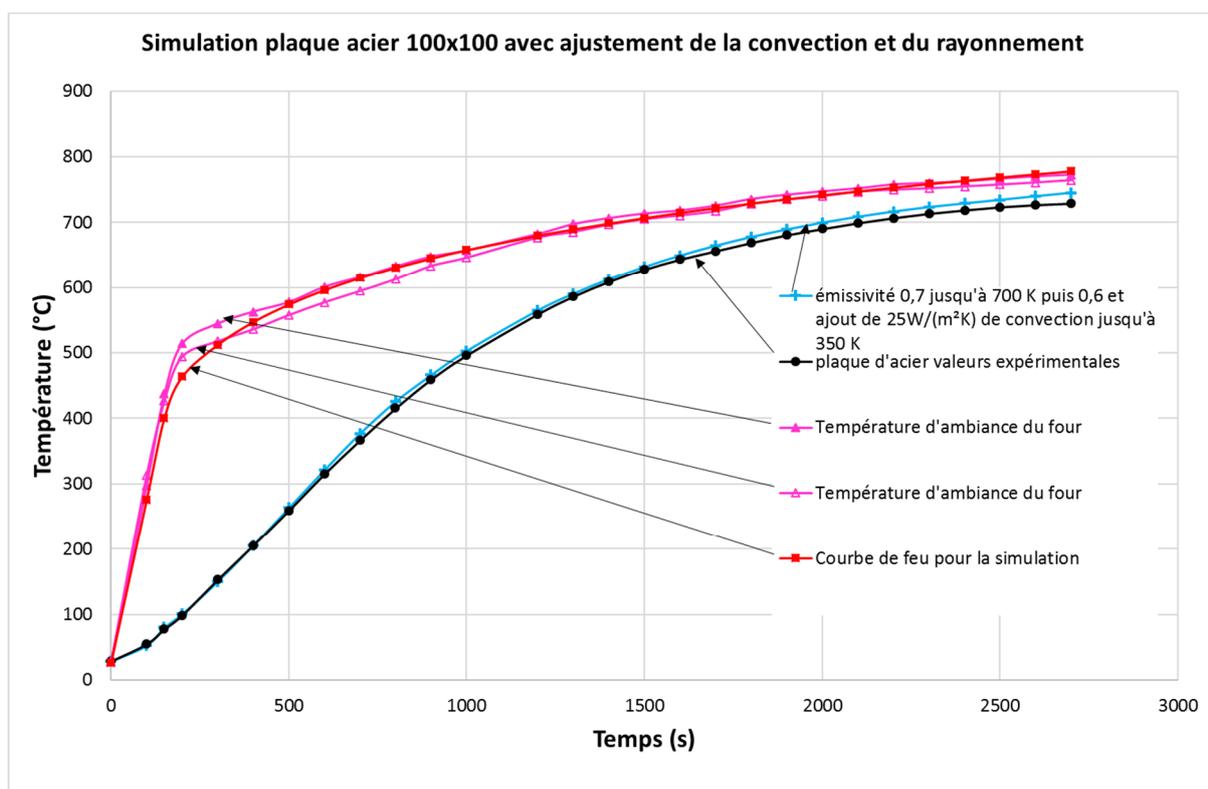


Figure 169 : Ajustement de la valeur de la convection et du rayonnement en fonction de la température

### 3.3.5. Simulations 4 : résultats 2D

La même simulation est menée en 2 dimensions. Cette simulation est faite en prévision de la simulation de l'échantillon avec la peinture intumescente. Une simulation en deux dimensions est moins gourmande en ressources informatiques et se réalise plus vite. En principe, la symétrie de la plaque devrait permettre d'utiliser une simulation 2D et d'avoir des résultats suffisants. La comparaison entre simulations 2D et 3D permettra de confirmer cet aspect.

La comparaison au même point central (Figure 170) nous donne un écart moyen de 13°C environ. La simulation en 2 dimensions donne des températures légèrement inférieures à celles de la simulation en 3 dimensions. De ce fait, les valeurs de la simulation en 2 dimensions s'éloignent un peu plus des valeurs expérimentales. La cause est sûrement imputable à la taille de la plaque. En effet, si on prend une plaque plus longue pour la simulation en trois dimensions, les valeurs de simulation 3D se rapprochent de celles de la 2D.

La petite dimension des plaques testées peut aussi expliquer les écarts entre les valeurs expérimentales et les courbes théoriques obtenues avec les calculs suivant les formules de l'Eurocode. Les essais suivants seront faits sur des plaques plus longues afin de minimiser les effets de bords.

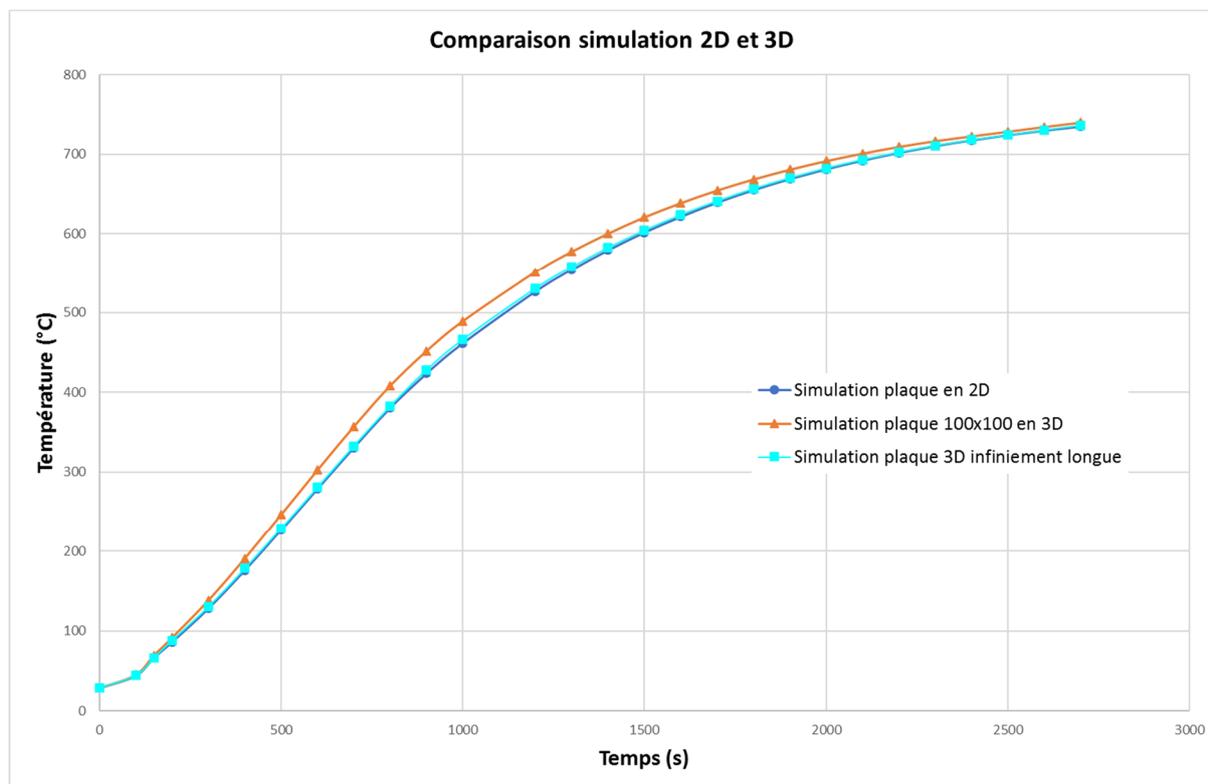


Figure 170 : Comparaison entre les valeurs de températures de la plaque de 100 mm d'épaisseur simulée en 2 dimensions et en 3 dimensions

### 3.3.6. Observations sur les paramètres de simulation

La comparaison des résultats entre les valeurs expérimentales et les simulations sur l'acier seul vont permettre de calibrer les conditions d'essais pour les plaques peintes. Pour chaque essai réalisé dans le four des plaques en acier non protégé ont toujours été testées en même temps que les plaques peintes. En effet, les simulations ont montré que les paramètres des conditions standards données par l'Eurocode 3 ne sont qu'indicatives et peuvent être différentes lors des essais et même varier au cours de l'essai. Il semblerait que dans notre cas, au début de l'essai la convection soit plus prépondérante qu'après quelques minutes. Cela vient sans doute de l'effet combiné de la technologie des brûleurs (brûleurs à air soufflé avec une pré ventilation au démarrage) et les grands écarts de température entre l'ambiance du

four au début et la température de la flamme du brûleur. Toutes ces constatations sont très précieuses et seront très utiles lors de la simulation pour les échantillons protégés par la peinture intumescente.

### 3.4. Modélisation de la protection de l'acier par peinture intumescente

#### 3.4.1. Présentation de la simulation

Les mécanismes de protection de la peinture intumescente sont d'une part la réaction endothermique du produit et d'autre part le développement d'une mousse isolante appelée meringue. Cette meringue a des propriétés proches des isolants classiques et va ralentir durablement l'élévation de température de l'acier qu'elle protège. L'objet de cette partie est de simuler au mieux le phénomène au moyen du logiciel COMSOL Multiphysics®. Nous allons pour cela nous inspirer des méthodes de simulation utilisées par Vincent NICOLAS dans sa thèse sur la cuisson du pain (NICOLAS, 2012). Le but visé est de réaliser la simulation la plus proche possible des résultats expérimentaux en faisant varier l'épaisseur de la protection de peinture.

#### 3.4.2. Mise en place de la simulation et paramètres de simulations

Etant donnés les résultats des simulations sur les plaques d'acier au paragraphe 3.3.2, le support est conservé et pris en compte pour la simulation. Les caractéristiques de l'acier et de la plaque de silico calcaire restent les mêmes. Le coefficient de réflexion  $\epsilon$  est de 0,8 partout puisque l'acier n'est plus directement exposé.

La conductivité de la peinture avant l'exposition est prise généralement à  $0,6 \text{ W}/(\text{m.K})$  (GILLET, 2009). Des mesures effectuées au conductivimètre à fil chaud de Néotim sur un film de peinture sèche nous a donné une valeur de  $0,3 \text{ W}/(\text{m.K})$ . Dans notre cas, cette valeur nous paraît assez correcte car l'aspect de la peinture sèche est proche de celui d'un plâtre assez dense. Cette valeur sera utilisée lors de la simulation jusqu'à ce que la meringue soit développée. Lors des essais, on observe que la courbe de température de l'acier au début de l'essai suit exactement celle de l'acier. Il est possible, en considération de la faible épaisseur du film de peinture de prendre la même conductivité que celle de l'acier. Cependant cette simplification peut fausser les résultats lorsque le film est plus épais. Dans ce cas, on constate un écart de température entre l'échantillon peint et la plaque d'acier nu dès le début de l'essai (Figure 87). Etant donnée la rapidité de la réaction, la phase visqueuse n'est pas prise en compte. La conductivité thermique de la meringue est prise égale à  $0,04 \text{ W}/(\text{m.K})$  en accord avec les mesures effectuées sur les meringues récupérée sur les essais. C'est une valeur sous-estimée si on suit les données de Gillet (GILLET, 2009) et très supérieure aux résultats de Cirpici (CIRPICI, et al., 2016). C'est une valeur classique pour un isolant thermique de type laine de verre. Il est difficile de savoir si la conductivité de la meringue va diminuer avec l'augmentation de la température.

## Caractéristique des matériaux.

Matériaux	Conductivité	Chaleur massique	Masse volumique	Emissivité
Unité	W/(m.K)	J/(kg.K)	Kg/m <sup>3</sup>	Sans unité
Acier	Valeurs Eurocode voir §1.5.1.4	Valeurs Eurocode voir §1.5.1.5	7850	Variation de 0.6 à 1
Plaque silico calcaire	0.12 (valeur mesurée)	1000	500	0,8
Film de peinture intumescence	0,3	1800	1300	0,8
Meringue	0,04	1000	50	0,8

Tableau 9 : Caractéristiques des matériaux pour la simulation

### Paramètres :

Courbe de feu identique à celle de la plaque d'acier du paragraphe précédent formules (3-9) et (3-10).

Coefficient de convection h vaut 25 W/(m.K) jusqu'à 350 K puis zéro.

L'émissivité est prise égale à 0,8.

Pour la peinture intumescence, les caractéristiques thermiques sont calibrées en fonction du temps par rapport aux essais (Tableau 10). A 550 s en moyenne la courbe de température de la plaque protégée s'écarte de celle de la plaque non protégée : L'intervalle de temps pour la conductivité thermique est réajusté au fil des simulations pour obtenir une courbe de simulation proche de la courbe expérimentale (Tableau 11, Tableau 12)

Temps	De 0 à 550 secondes	Des 550 à 1500 secondes	Au-delà de 1500 secondes
Chaleur massique en J/(kg.K)	1800	1000	1000
Masse volumique en kg/m <sup>3</sup>	1300	50	50

Tableau 10 : Paramètres de la simulation pour la chaleur massique et la masse volumique de la plaque 8 mm peinte film de 375 et 525 µm

Temps	De 0 à 600 secondes	Des 600 à 900 secondes	Au-delà de 900 secondes
Conductivité thermique en W/(m.k)	0,3	0,08	0,045

Tableau 11 : Paramètres de la simulation pour la conductivité thermique de la plaque 8 mm peinte film de 375 µm

Temps	De 0 à 500 secondes	Des 500 à 900 secondes	Au-delà de 900 secondes
Conductivité thermique en W/(m.k)	0,3	0,08	0,045

Tableau 12 : Paramètres de la simulation pour la conductivité thermique de la plaque 8 mm peinte film de 525  $\mu\text{m}$

La courbe de l'évolution des températures dans le four est la même que pour la simulation de l'acier puisque les trois plaques, les deux plaques peintes avec 375 et 525  $\mu\text{m}$  et la plaque d'acier non protégé, ont été exposées simultanément dans le four (voir les équations (3-9) et (3-10)).

Le maillage est assez grossier pour la partie du support, plus fin sur la plaque et de type triangles. Ils sont calibrés par rapport aux observations des simulations du §3.1.2.3 (Figure 171).

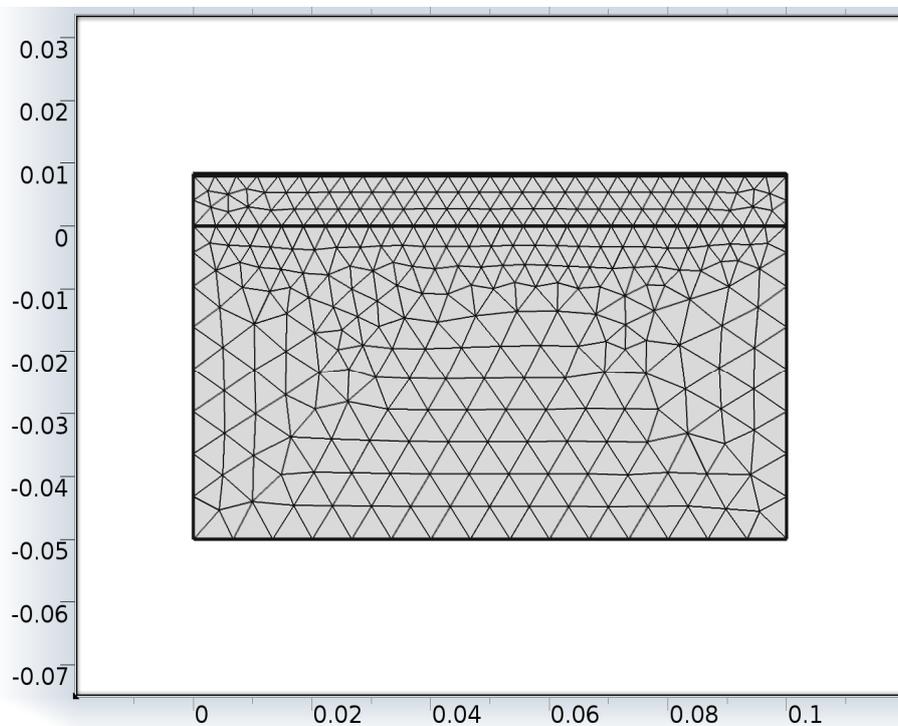


Figure 171 : Maillage des trois parties de haut en bas peinture, plaque et support

En revanche le maillage de la peinture est sous forme de rectangles très petits (Figure 172). Cela vient du fait que la simulation de l'expansion de la meringue est réalisée grâce à un maillage mobile qui va s'étirer à vitesse constante (Figure 173). La vitesse du maillage est prise égale à  $2 \cdot 10^{-5}$  m/s dans tous les cas. Il faut donc que le calcul dans la meringue soit assez précis. On a 8 éléments verticalement et 28 horizontalement (224 mailles) sur 0,375 mm de hauteur.

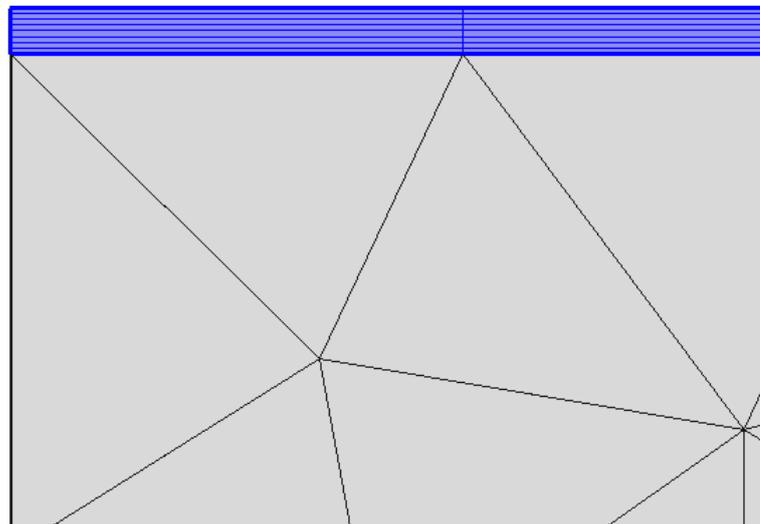
La vitesse de la meringue a été établie en premier lieu à partir des observations expérimentales puis la valeur a été affinée au cours de la mise au point du modèle.

Pour estimer la vitesse, on relève l'intervalle de temps entre 250°C et 350°C de température de la plaque et on divise par la hauteur de la meringue (Tableau 13) .

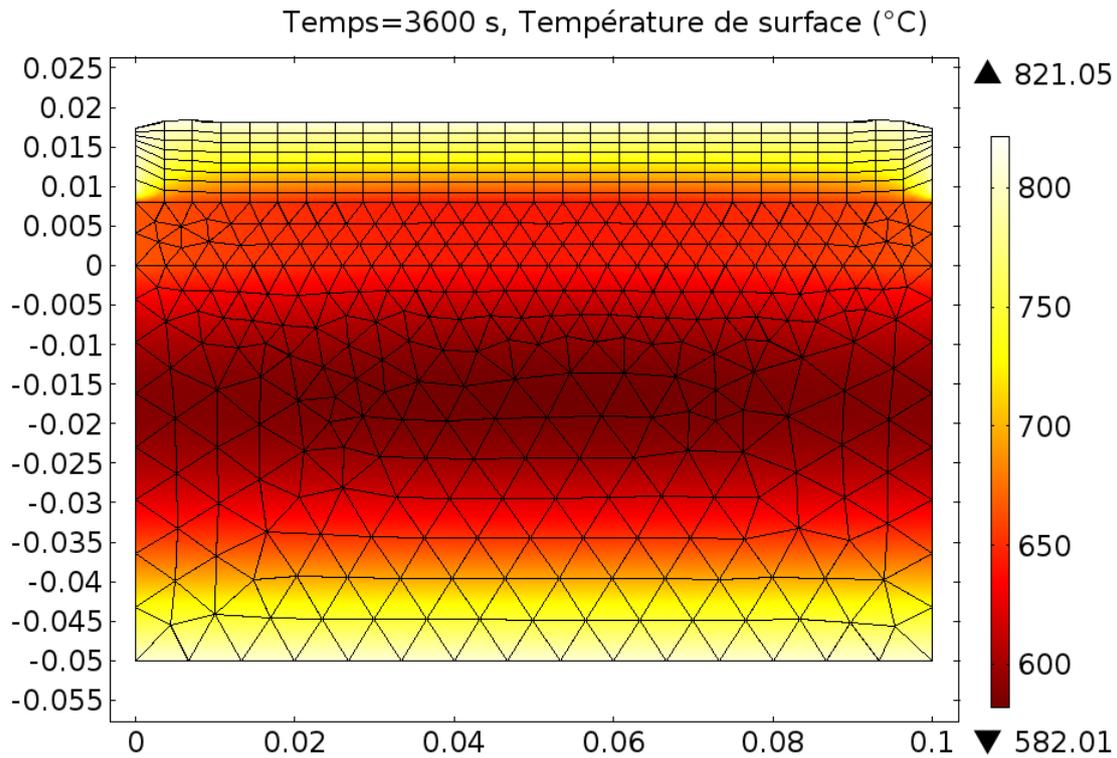
Essai	Temps entre 250°C et 350°C	Hauteur de la meringue	Vitesse calculée
375 $\mu\text{m}$	600 s	10 mm	0,016 mm/s
525 $\mu\text{m}$	700 s	15 mm	0,021 mm/s
390 $\mu\text{m}$	720 s	15 mm	0,021 mm/s

*Tableau 13 : Calcul de la vitesse de développement de la meringue*

Les mesures des épaisseurs de la meringue sont peu précises et une variation de 1 ou 2 millimètres impacte le résultat. La valeur de 0.02 mm/s a été choisie pour les simulations.



*Figure 172 : Détail du maillage déformable de la peinture à t=0 s (en bleu)*



*Figure 173 : développement du maillage en fin de simulation*

La vitesse du maillage est corrélée à la température de la peinture. La vitesse de développement de la peinture est considérée comme constante quelle que soit l'épaisseur de peinture. L'augmentation de l'épaisseur de la meringue est obtenue en augmentant l'intervalle de température.

#### 3.4.3. Simulation de l'essai 2, peinture 375 $\mu\text{m}$ d'épaisseur

La vitesse de développement de la meringue est de  $2 \cdot 10^{-5}$  m/s pour une température comprise entre 450 et 890 Kelvin et nulle en dehors de cet intervalle.

A la fin de la simulation la meringue atteint une hauteur de 10 mm environ proche de l'hypothèse du ratio de 25, Figure 173, Figure 174 et Figure 175 (il faut retirer les 8 mm de la plaque à la hauteur totale donné sur le diagramme). Les bords sont légèrement plus hauts car ils sont plus exposés et s'échauffent plus que le centre.

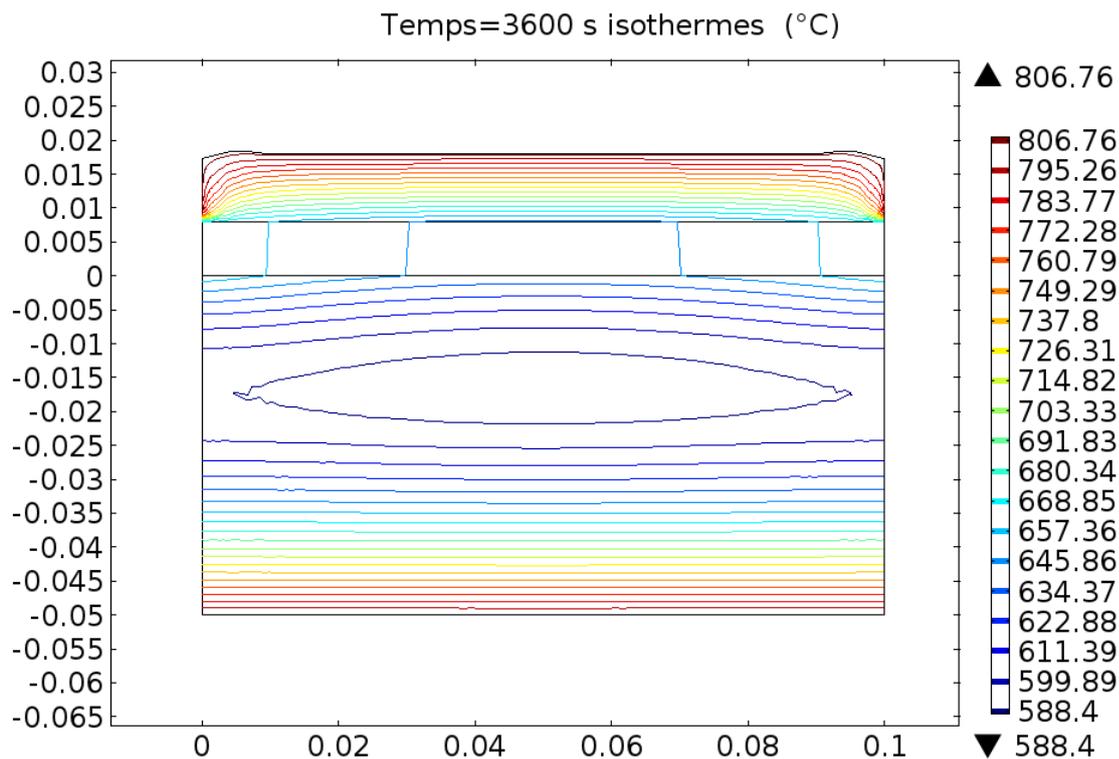


Figure 174 : Isothermes obtenues lors de la simulation pour un film de peinture initial de 375  $\mu\text{m}$

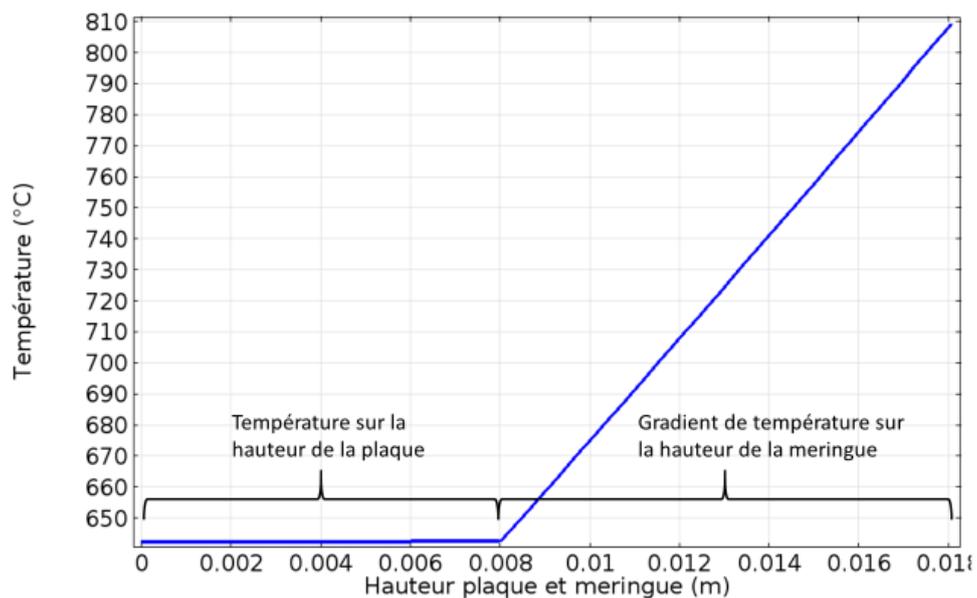


Figure 175 : Evolution de la température dans la plaque et la meringue à  $t=3600$  s (permet d'estimer la hauteur de développement)

#### 3.4.4. Simulation de l'essai 2, épaisseur de peinture : 525 $\mu\text{m}$

Pour cette épaisseur de peinture tous les paramètres sont conservés hormis les plages de température pour le paramètre de la vitesse. La vitesse de développement de la meringue est de  $2 \cdot 10^{-5}$  m/s pour une température comprise entre 430 et 915 Kelvin et nulle en dehors de

cet intervalle. Avec ces valeurs, on obtient une épaisseur finale de peinture proche des résultats expérimentaux (Figure 176). La hauteur totale estimée grâce à la Figure 177 est de 21 mm soit une hauteur de meringue de 13 mm environ.

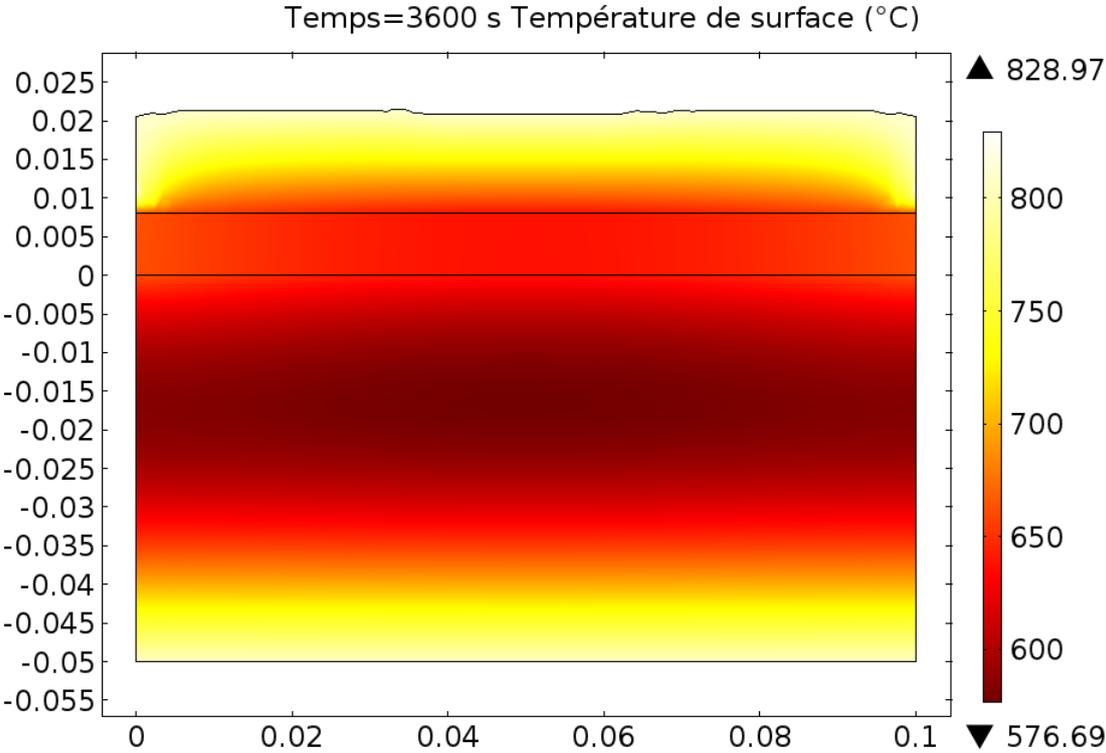


Figure 176 : Températures à t=3600 s pour la plaque de 3 mm

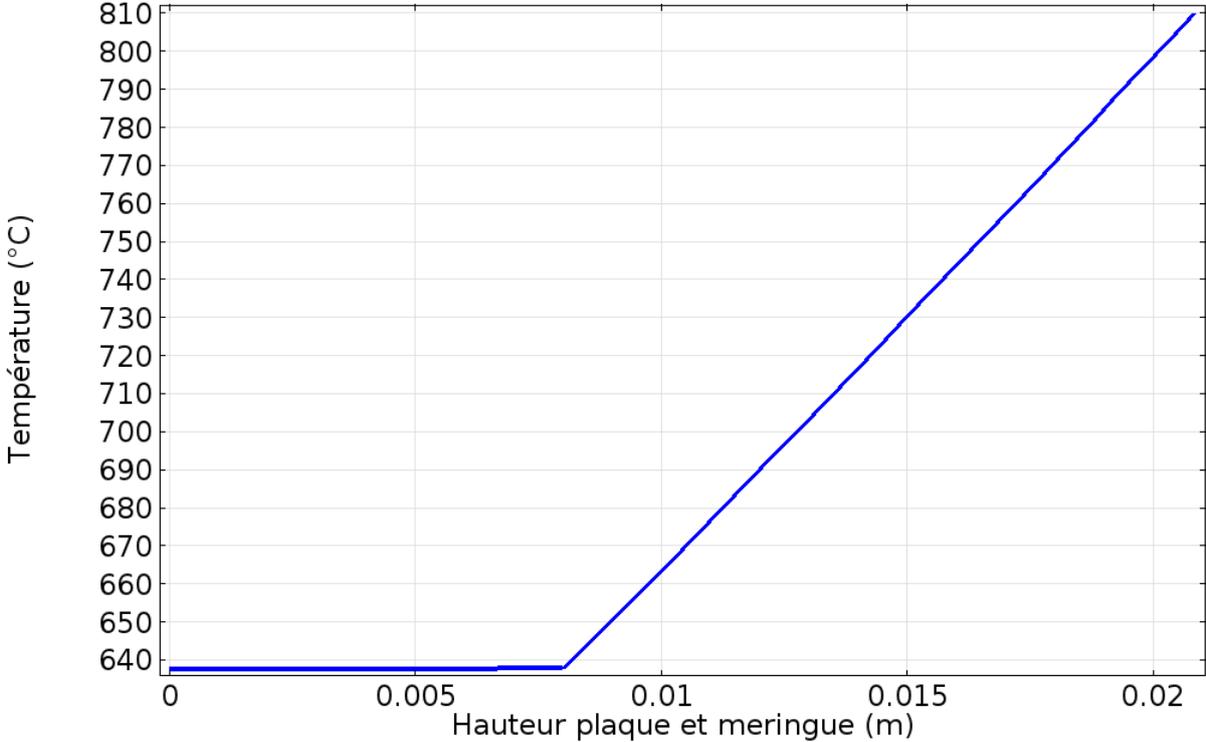


Figure 177 : Evolution de la température dans la meringue à t=3600 s (permet d'estimer la hauteur de développement)

### 3.4.5. Analyse des résultats pour les deux plaques peintes

Lors de la comparaison entre la température de l'acier expérimentale et les valeurs obtenues par la simulation (prises au milieu de la plaque) on constate que, pour la plaque avec 375 $\mu\text{m}$ , les valeurs de la simulation et les valeurs expérimentales suivent la même évolution jusqu'à 1200 secondes. Les valeurs expérimentales croissent plus vite que la simulation au-delà de ce point. A contrario, les valeurs expérimentales de la plaque peinte avec 525  $\mu\text{m}$  restent légèrement en deçà de la courbe des valeurs obtenues par simulation (Figure 178).

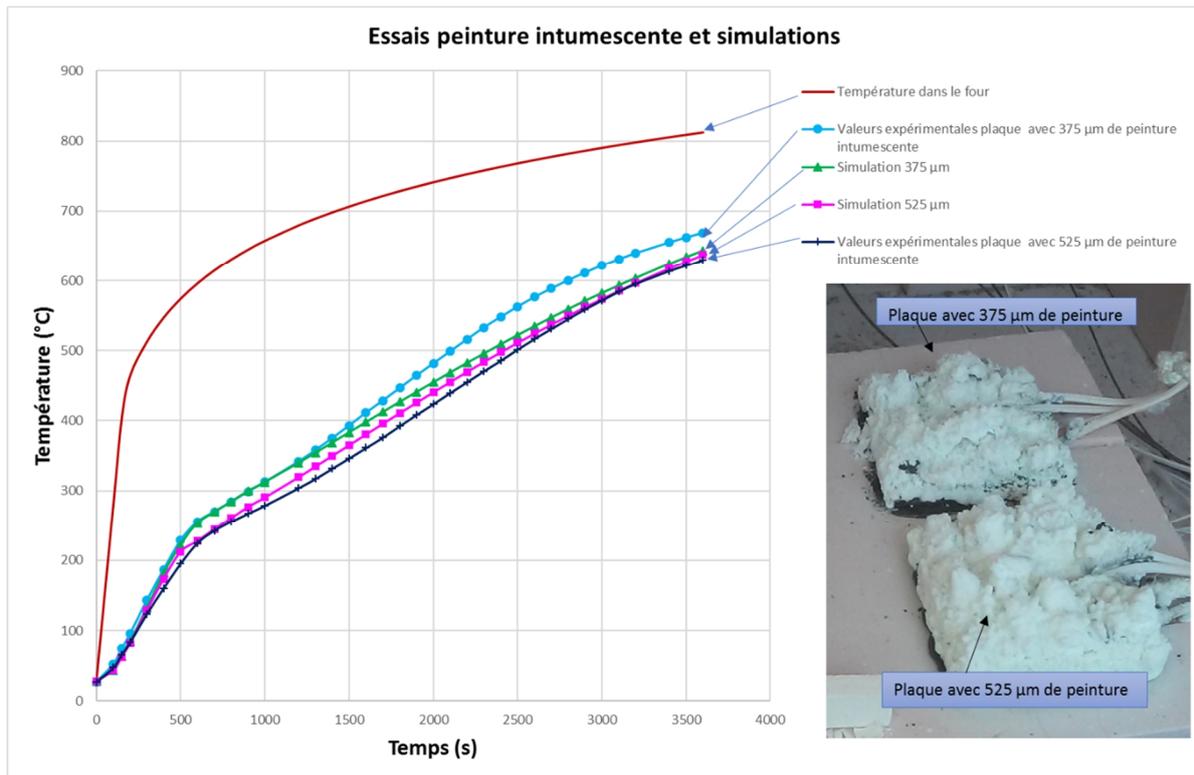


Figure 178 : Courbes de comparaison entre les essais et les résultats des simulations

Il semblerait que la protection de la plaque peinte de 375 $\mu\text{m}$  se soit dégradée lors de l'essai. C'est l'une des explications pour l'élévation des températures de cette plaque. Cette hypothèse serait confirmée par les analyses du §2.2.6.2 quant à l'évolution des écarts de température entre les plaques peintes et non peintes des différents essais. Les écarts peuvent venir aussi des irrégularités de la meringue. Comme on peut le voir sur la photographie en fin d'essai, la protection a un aspect bosselé.

### 3.4.6. Simulation avec l'essai de la troisième campagne

Le modèle est adapté à partir des paramètres des précédentes simulations. Toutefois, certains ajustements sont apportés au modèle. En premier lieu, la courbe de l'acier nu permet de choisir le coefficient de convection, Pour cela on modifie le coefficient de convection pour rapprocher au mieux la courbe expérimentale de l'acier avec la courbe théorique. Il a une valeur de 15  $\text{W}/\text{m}^2\text{K}$  pour une température inférieure à 543 K et une valeur de 5  $\text{W}/\text{m}^2\text{K}$  au-delà. (Il peut rester un léger écart dû à la non prise en compte du support). Les différences

portent sur la géométrie de la plaque (3 mm) et l'épaisseur de la couche de peinture et la courbe de montée en température du four. Les équations de la courbe de feu sont redéfinies à l'aide des courbes de tendances définies à partir des essais.

Courbe de feu

Pour  $0 \text{ secondes} < t \leq 161 \text{ secondes}$

$$T(t) = 1,95t + 29.65 + 273 \quad (3-11)$$

Pour  $t > 161 \text{ secondes}$

$$T(t) = 156,4 \ln(t + 1) - 448,29 + 273,15 \quad (3-12)$$

Temps	De 0 à 450 secondes	Des 450 à 1500 secondes	Au-delà de 1500 secondes
Chaleur massique en J/(kg.K)	1800	1000	1000
Masse volumique en kg/m <sup>3</sup>	1300	50	50

*Tableau 14 : Paramètres de la simulation pour la chaleur massique et la masse volumique de la plaque de 3 mm peinte film de 390 μm*

Temps	De 0 à 450 secondes	Des 450 à 800 secondes	Au-delà de 800 secondes
Conductivité thermique en W/(m.k)	0,3	0,08	0,045

*Tableau 15 : Paramètres de la simulation pour la conductivité thermique de la plaque de 3 mm peinte film de 390 μm*

Les intervalles de temps de la chaleur massique, de la conductivité et de la masse volumique sont adaptés en fonction des résultats expérimentaux. Le premier intervalle de temps est ramené à 450 secondes au lieu de 550 secondes pour l'essai précédent. Le phénomène de protection débute plus tôt lors de l'essai (Tableau 14, Tableau 15).

Pour le film de peinture, les paramètres de la plaque de 8 mm avec 375 μm de peinture sont repris presque à l'identique, c'est la même vitesse de développement de la meringue  $2.10^{-5}$  m/s et les bornes pour les températures sont 450 K et 900 K. La borne supérieure est un peu plus élevée afin d'atteindre la même hauteur de meringue que celle des mesures expérimentales.

Le maillage a été affiné pour avoir plus de mailles dans la plaque d'acier et avoir une plus grande précision sur les températures dans la plaque. Comme elle est plus fine, le nombre de mailles aurait été moins grand si on avait gardé le maillage précédent. Le nombre de maille de la plaque et du film de peinture est de 1602 (Figure 182). Le nombre total de maille du modèle avec le support est de 6198 soit 21063 degrés de liberté. La résolution du modèle avec les valeurs numériques prend entre 5 et 10 minutes.

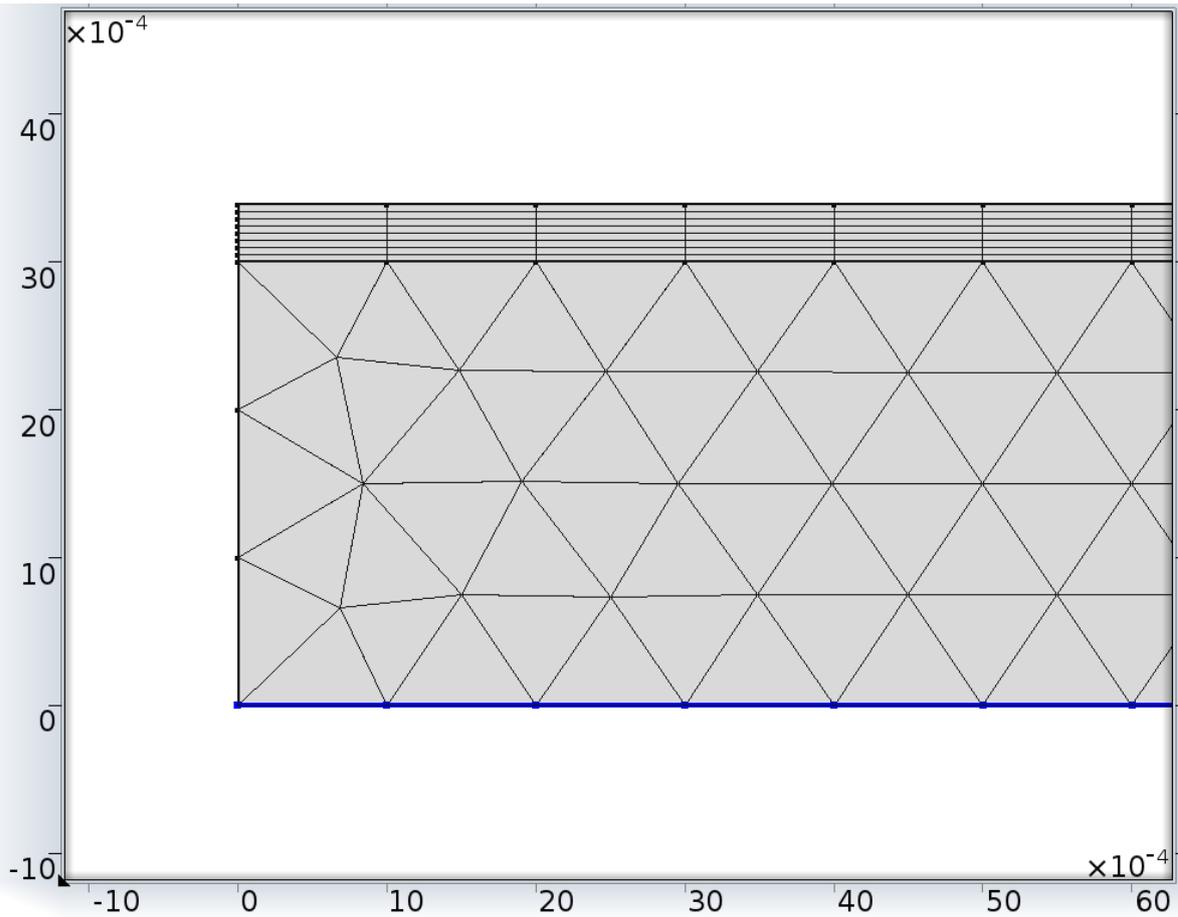


Figure 179 : Maillage de la plaque d'acier et de la peinture

La simulation est faite d'abord sans le support. La condition limite de la partie en contact avec le support est considérée comme adiabatique (Figure 182). Cette première simulation donne une courbe (courbe orange de la Figure 182) très au-dessus des résultats expérimentaux. Et la hauteur de la meringue est moins élevée (Figure 181 et Figure 180).

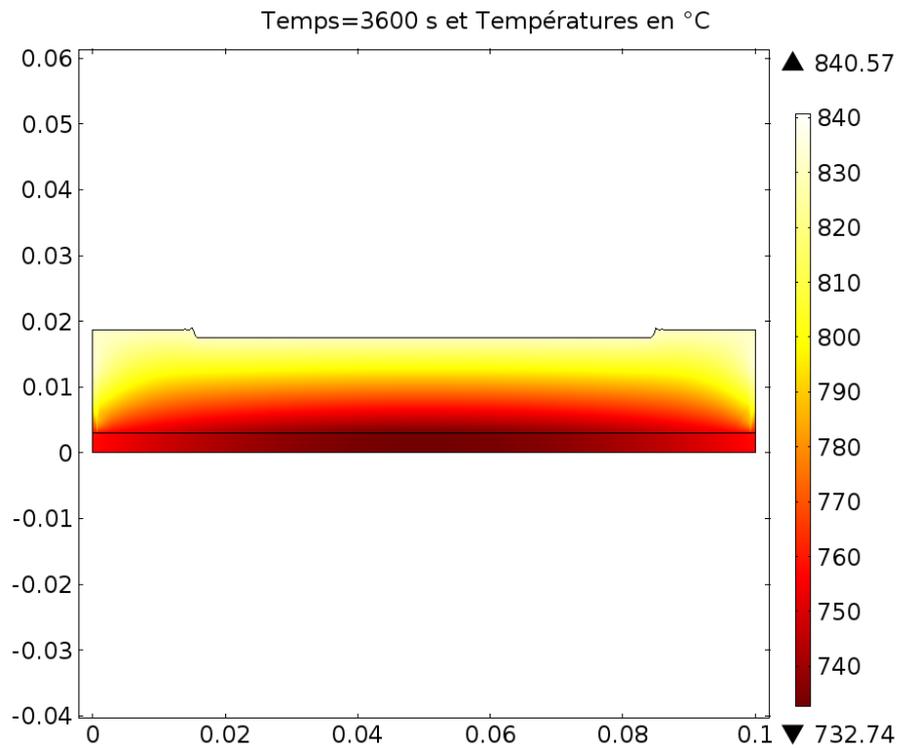


Figure 180 : Hauteur de la meringue de la plaque simulée sans le support

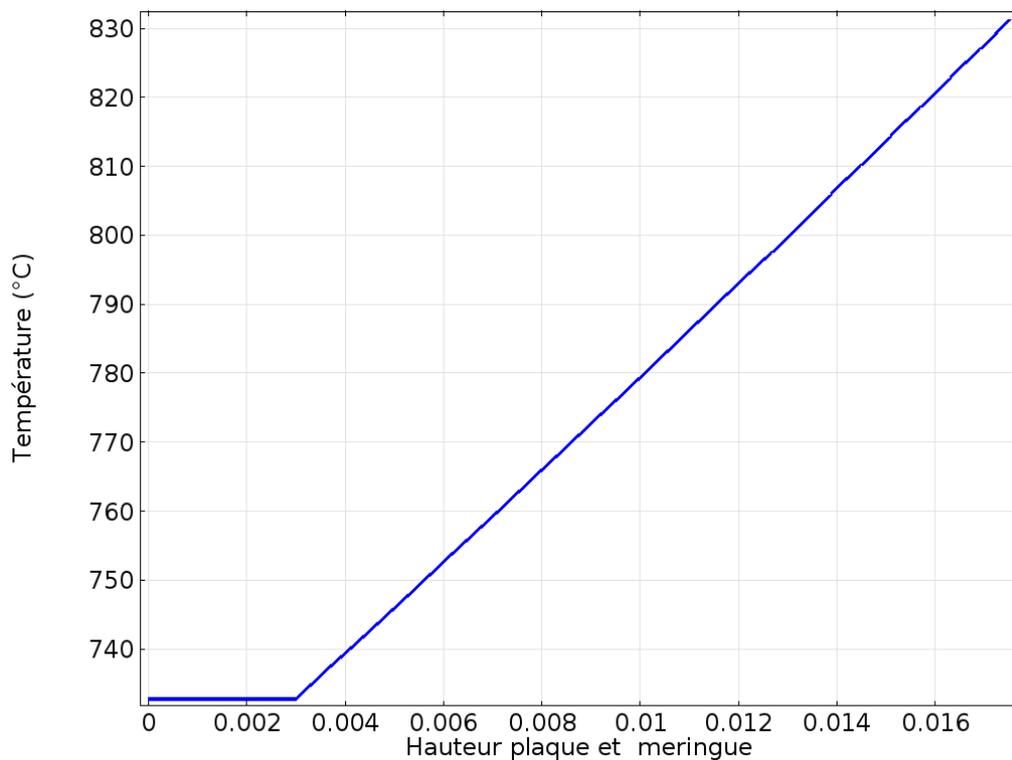


Figure 181 : Profil de la température dans la coupe de la plaque peinte de 3 mm avec la meringue sans prise en compte du support

Si on utilise un coefficient de convection de  $4 \text{ W}/(\text{m}^2.\text{K})$  à la place d'une paroi isolée, on obtient la courbe jaune (Figure 182). La courbe est encore plus éloignée de la courbe expérimentale.

La simulation est donc refaite avec la prise en compte du support. Les caractéristiques de la plaque silico calcaire ne changent pas. En revanche, il faut prendre en compte l'isolant qui s'intercale entre la plaque d'acier et le support. L'isolant est de type Superwoolblanket mais il a déjà subi plusieurs montées en température. Le choix a été donc fait d'utiliser les caractéristiques classiques pour les valeurs de la conductivité thermique de l'isolant et l'équation d'évolution présentée au §3.4.2.

On note que la courbe de température de l'acier d'après la simulation et la courbe expérimentale sont très proches (Figure 182). La courbe de simulation est très légèrement en dessous de la courbe expérimentale sur les 1200 première seconde puis très légèrement au-dessus après. Cela est peut-être la conséquence d'une légère diminution des performances de la meringue au-delà d'une certaine température. Cette éventualité n'a pas été prise en compte dans les simulations. La conductivité de la meringue reste à une valeur de 0,045 W/(m.K) jusqu'à la fin de l'essai.

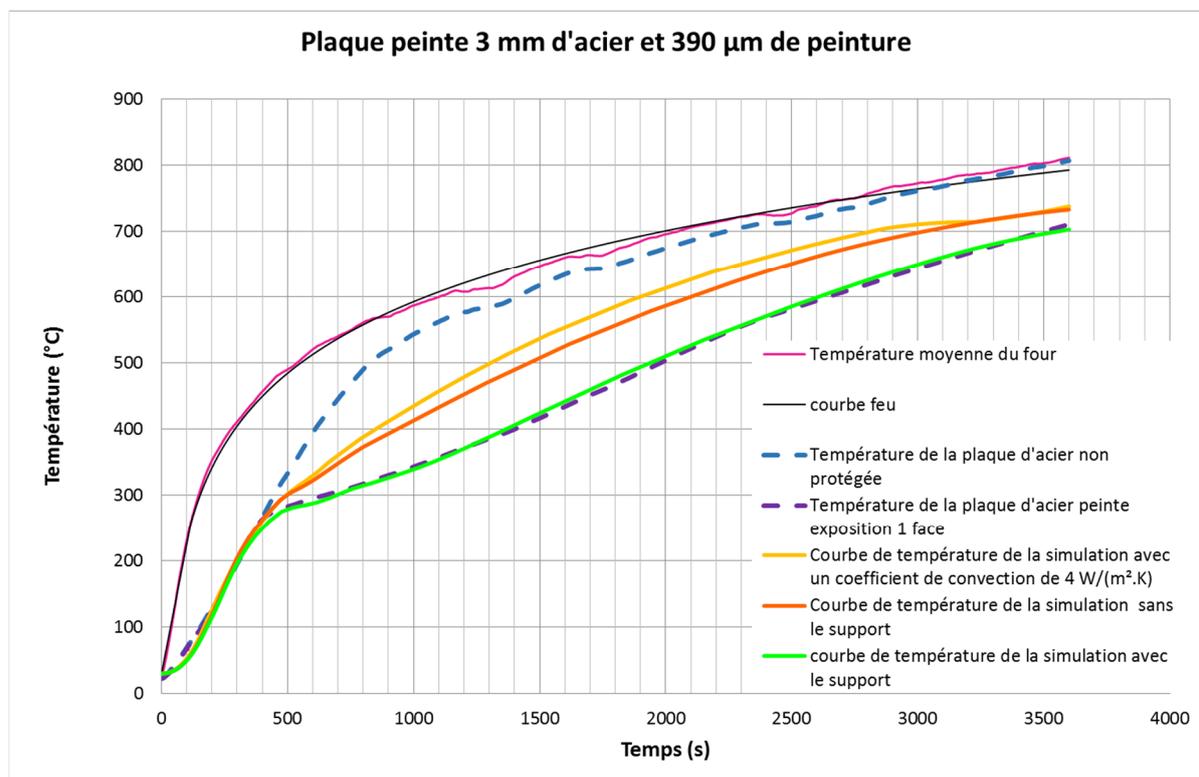


Figure 182 : Comparaison des résultats avec les simulations pour l'essai de la troisième campagne

La hauteur finale simulée de la meringue est d'environ 15 mm (Figure 183). Cette valeur est très proche de la hauteur estimée d'après les mesures expérimentales.

Il y a une irrégularité de développement de la meringue sur le bord des plaques (Figure 184). Cette irrégularité est plus ou moins prononcée suivant le maillage de la plaque et du support. Avec un maillage plus grossier pour la plaque d'acier, 1529 éléments et 7410 degrés de liberté, le développement de la meringue est plus régulier (Figure 185). Avec un maillage extrêmement fin pour la plaque et le support, le développement de la peinture est complètement uniforme (Figure 186). La hauteur de la meringue diminue légèrement quand

le nombre de mailles augmente. L'épaisseur de la meringue diminuant, la courbe de température de l'acier est plus élevée (Figure 187). Le maillage doit être suffisamment fin pour que la température d'échauffement ne soit pas sous-estimée.

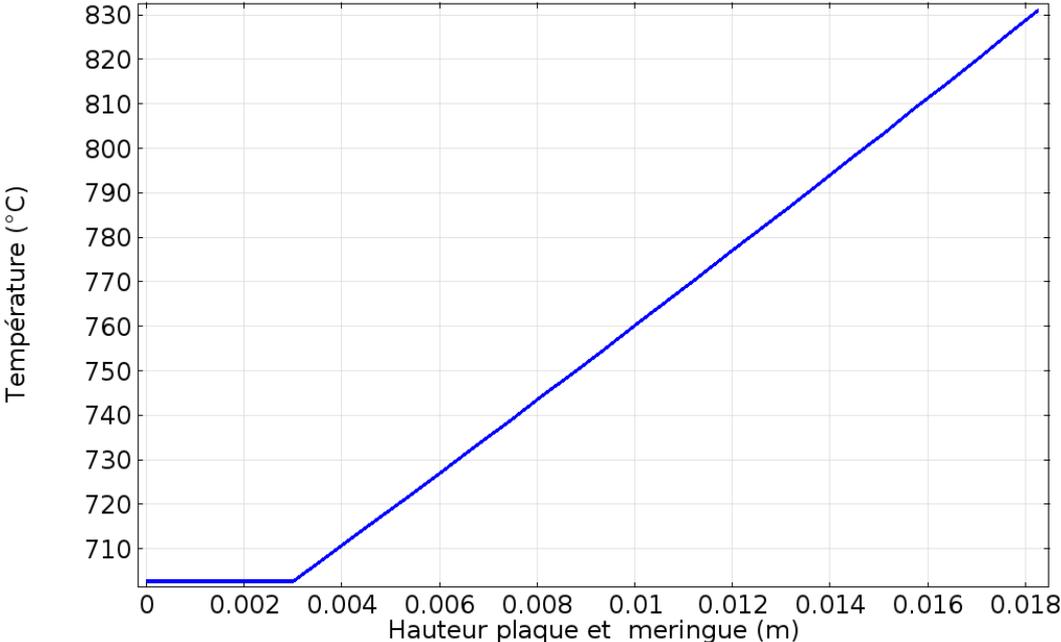


Figure 183 : Profil des températures dans une coupe verticale plaque et meringue (t=3600 s)

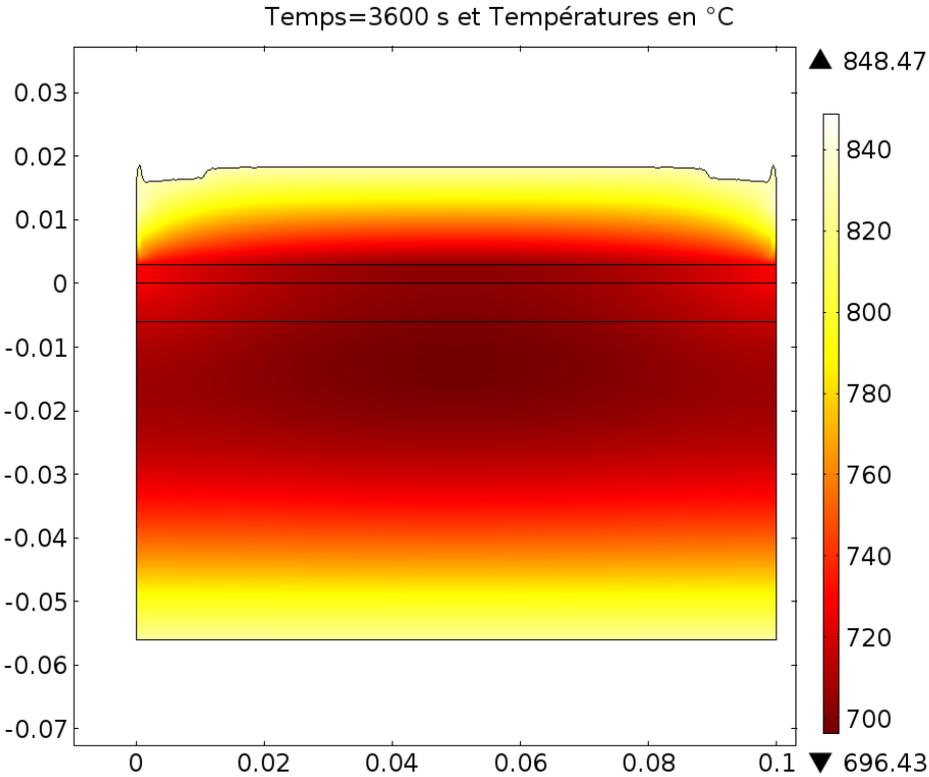
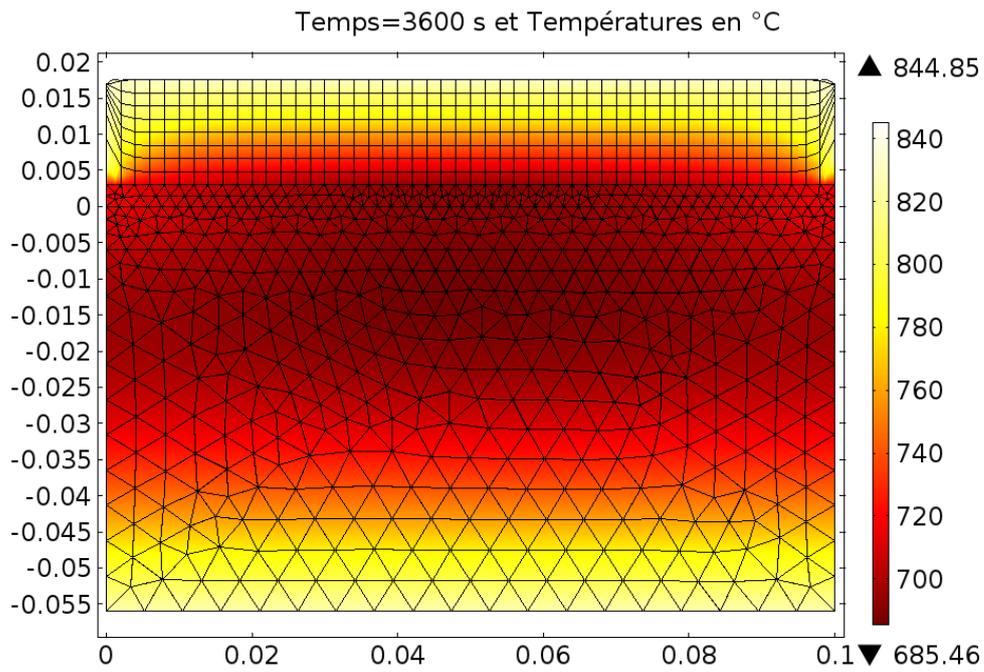
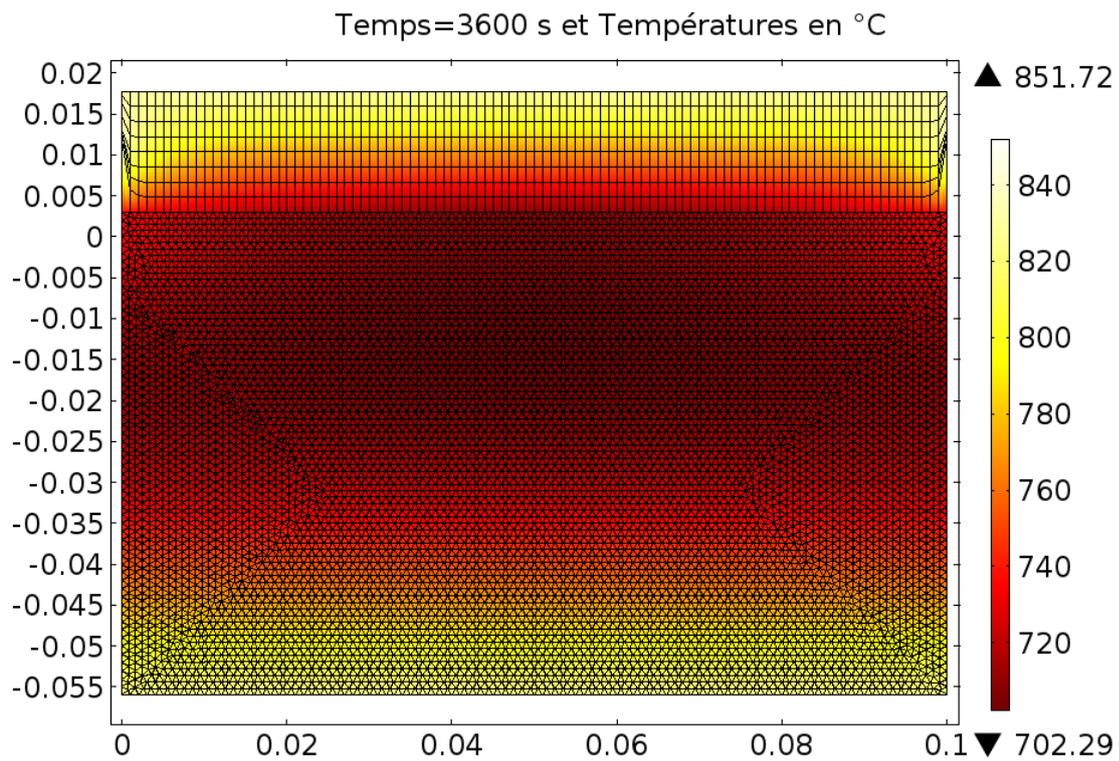


Figure 184 : Hauteur finale (t=3600 s) de la meringue



*Figure 185 : Maillage plus grossier (1529 mailles) de la plaque d'acier*



*Figure 186 : Maillage à 15682 éléments*

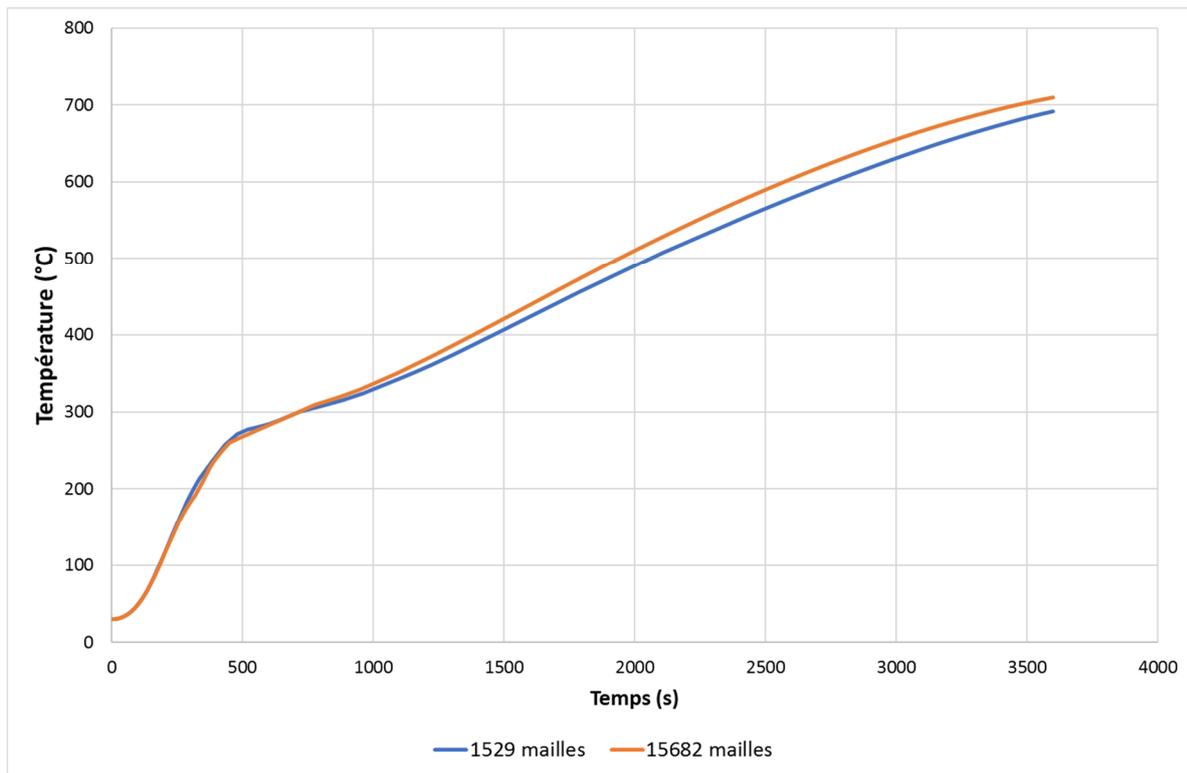


Figure 187 : Température de la plaque simulée suivant le nombre de mailles

#### 3.4.7. Bilan des simulations sur la peinture intumescente

Des simulations assez proches des résultats expérimentaux ont pu être réalisées grâce au logiciel COMSOL Multiphysics®. La modification de la hauteur de la meringue au cours de la simulation permet de simuler fidèlement l'évolution de la température de l'acier sur les 30 premières minutes de l'essai. Les simulations ont aussi permis de mettre en avant certaines observations. En effet, l'écart entre les essais et les simulations au-delà de 30 minutes laisse supposer une évolution de la conductivité thermique de la meringue. Il serait possible d'approfondir cette évolution en faisant diminuer cette conductivité. Ce résultat est à peine visible sur la deuxième campagne. C'est la troisième campagne qui a montré la nécessité de paramétrer éventuellement un intervalle de plus pour la valeur de la conductivité thermique de la meringue. Ces simulations présentent toutefois quelques défauts. Le premier est le paramétrage de la chaleur massique, de la masse volumique et de la conductivité thermique de la peinture en fonction du temps. Cette solution a été choisie pour deux raisons. D'une part, la variation des paramètres en fonction de la température compliquait le calcul et la convergence du système était difficile à obtenir. D'autre part, la connaissance du phénomène de réaction de la meringue est approximative. C'est un processus chimique complexe et différent d'une peinture à une autre. La simulation du processus chimique est un sujet d'étude à lui seul. Aussi, le choix a-t-il été fait de s'appuyer sur les observations expérimentales de développement de la meringue lors d'essai dans le four électrique pour définir des intervalles de temps. Nous avons montré au moyen de simulations simples effectuées avec les formules de l'Eurocode qu'une modification faible de la masse volumique et de la chaleur massique de la peinture n'avait que peu d'effet sur les résultats. En revanche, l'épaisseur et la conductivité

thermique de la meringue pouvaient faire varier sensiblement les résultats. La simulation a été réalisée en jouant surtout sur les paramètres pour ajuster le développement de la meringue. Les intervalles de temps utilisés pour la conductivité thermique ont été fixés sur la première simulation. Ils ont été adaptés en fonction des résultats expérimentaux pour le dernier essai. Concernant le support, les propriétés du silico calcaire sont considérées comme indépendantes de la température. La prise en compte de leurs évolutions pourrait avoir des conséquences sur les résultats obtenus. On constate sur le dernier essai que même l'utilisation d'un matériau isolant ne permet pas de s'affranchir de la prise en compte du support dans la simulation. L'hypothèse de la surface adiabatique fausse les résultats de la simulation. Les simulations ont montré qu'il est impossible dans le cas d'élément exposé sur trois faces de faire abstraction du support.

Enfin, la vitesse de développement de la meringue se trouve liée à la température de celle-ci. Ce choix est le plus proche de la réalité. En fait c'est la quantité d'énergie reçue par la peinture qui enclenche le processus chimique. Donc la liaison avec la température n'est pas aberrante. Dans les premières simulations, afin de retarder l'échauffement de l'acier, j'ai introduit une quantité de chaleur négative sensée simuler la réaction endothermique de la peinture. Outre le fait qu'il est difficile de déterminer la valeur, le paramètre n'avait qu'une incidence minime sur le résultat. Il ne permettait pas de retarder suffisamment l'échauffement de la plaque d'acier. Aussi le choix a été fait de jouer sur les intervalles de température pour ajuster la hauteur de développement de la meringue. La vitesse du développement de la meringue étant considérée comme constante quelle que soit l'épaisseur de la peinture, l'intervalle est pris plus ou moins grand suivant l'épaisseur initiale du film de peinture. Il n'y a pour le moment aucun critère bien précis pour déterminer la limite basse et la limite haute si ce n'est la concordance des courbes expérimentales avec celle de la simulation. On remarque toutefois que pour des épaisseurs proches des intervalles d'amplitude égale sont utilisables mais la température de départ va dépendre des conditions de l'essai. Cette observation est totalement en accord avec le fait que c'est la quantité d'énergie reçue par la peinture qui assure le développement de la meringue. Il faudrait arriver à mettre en relation l'intervalle de température avec la quantité d'énergie fournie. Si la puissance fournie au début est plus importante, la température du début de réaction s'abaisse car la meringue commence à se développer plus tôt. La vitesse de  $2.10^{-5}$  m/s a été choisie au début à partir des observations expérimentales puis par modification de la valeur sur des simulations successives.

Avec les simulations, on observe que, du fait de la dépendance de la hauteur de la meringue avec la température, c'est d'abord le bord qui croit puis le milieu jusqu'à ce qu'il dépasse les bords et se bombe légèrement lors de certaines simulations. On observe ici un phénomène inverse aux hypothèses de Gillet (Figure 31) (GILLET, 2009) sur le développement de la meringue. Et si on regarde bien nos éprouvettes après essais, on a parfois des bords plus relevés que le milieu (Figure 78). Cela paraît logique puisque les bords sont plus chauds que le milieu de la plaque, ils reçoivent plus de chaleur au début de l'essai. Les observations de Gillet sur l'évolution de la meringue sont faussées par le procédé expérimental. Ces plaques sont faces à la source de chaleur mais pas dans une enceinte fermée où la chaleur est répartie. Les bords sur ces procédés sont alors des surfaces déperditives et par conséquent

l'échauffement est moins important. Les bords de la plaque se comportent comme des ponts thermiques, ils évacuent la chaleur reçue au milieu de la plaque. Le problème est identique pour les essais au cône calorimétrique et au chalumeau si on excepte le fait que ces procédés brûlent aussi la peinture. Toutefois le dernier modèle montre que les variations de développement de la meringue sont aussi dépendantes du maillage. L'évaluation de la température de la meringue en limite du modèle est problématique.

Les essais et les simulations ont permis de mieux cerner les mécanismes de protection des peintures intumescentes. Cependant, les paramétrages des simulations sont interdépendants avec les résultats expérimentaux. Il est possible de retrouver une courbe expérimentale avec la simulation mais les paramétrages ne permettent pas d'explorer de nouveaux cas et de pouvoir prédire l'échauffement d'élément plus complexes. Toutefois, c'est une étape importante car une fois que l'évolution de température de l'acier est maîtrisée sur un échantillon, il est possible de simuler le comportement mécanique d'un élément plus grand.

### 3.5. Les simulations acier-bois

#### 3.5.1. Simulation simple

Afin d'estimer la viabilité de l'association bois acier, l'échauffement d'un IPE 240 associé à deux morceaux de bois insérés entre les semelles de part et d'autre de l'âme est simulé avec le logiciel COMSOL Multiphysics® (Figure 188). Les caractéristiques du bois et de l'acier sont celles données par la littérature et principalement les valeurs données par les Eurocodes. (NF EN 1993-1-2, 2005). Les équations utilisées sont données dans le paragraphe 1.3.

L'élévation de température est faite suivant la courbe de feu normalisé. Cette première simulation ne prend pas en compte l'apport thermique dû à la combustion du bois. La dégradation du bois est simulée uniquement dans l'évolution de la conductivité thermique. Le bois étant un matériau isolant, la simulation montre un effet de retard de l'échauffement de l'acier pour l'IPE protégé (Courbes (1) et (4) de la Figure 190).

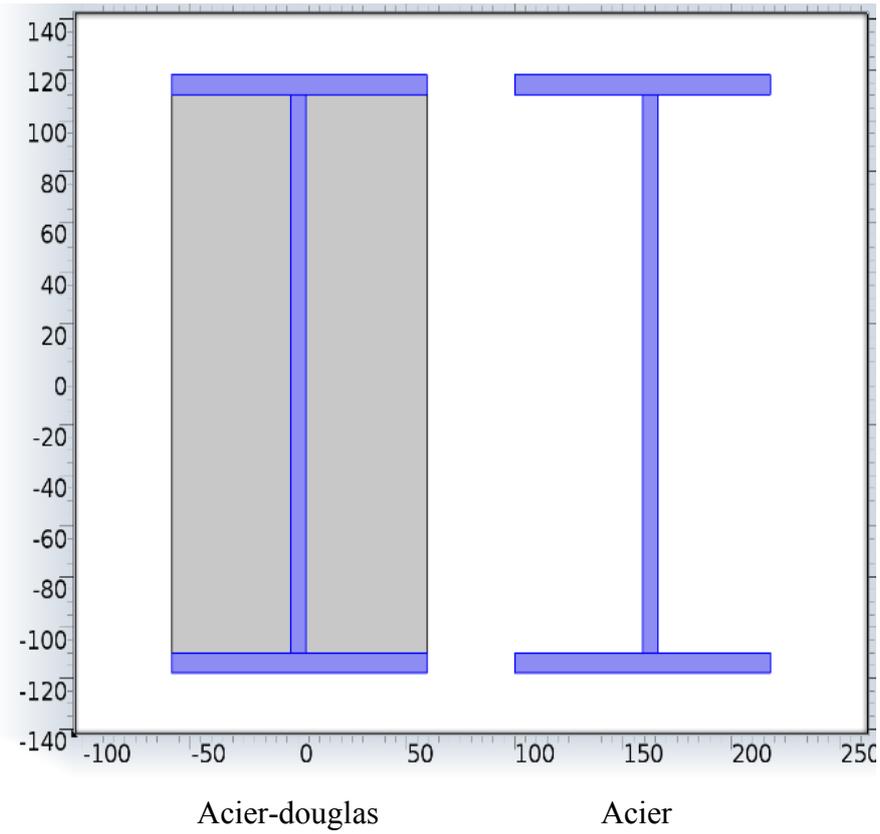


Figure 188 : Configuration IPE 240 et madrier de douglas

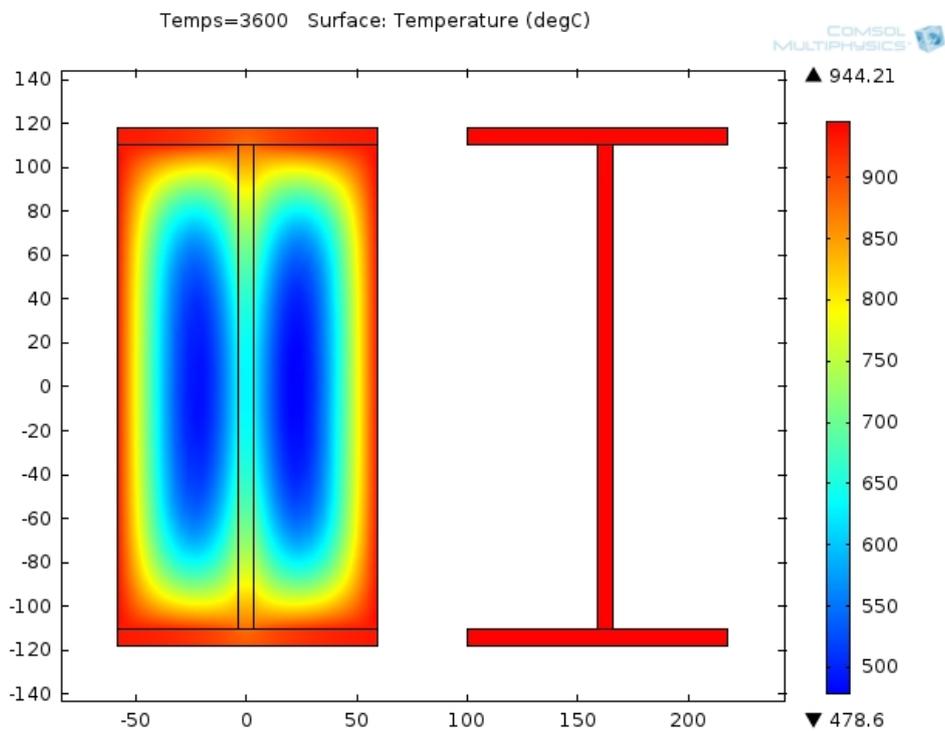


Figure 189 : Résultats de la simulation d'un IPE 240 protégé par deux poutres en pin douglas

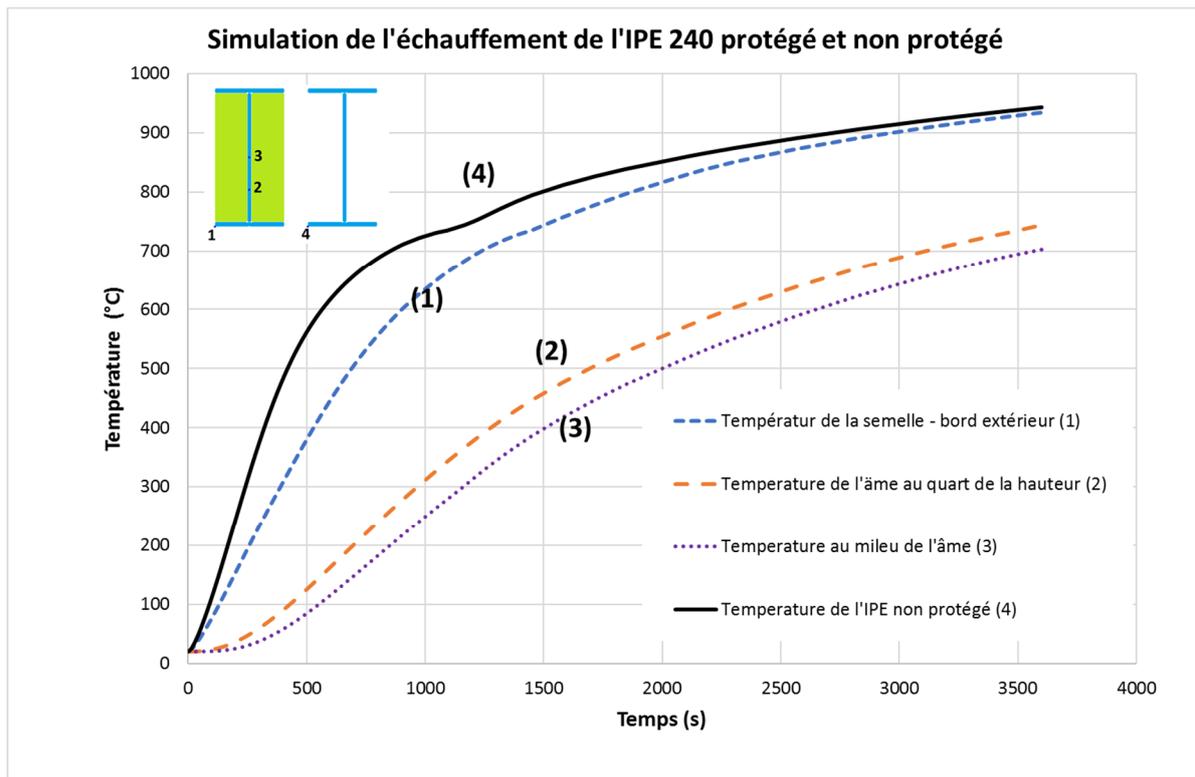


Figure 190 : Evolution des températures simulées dans l'acier au cours du temps

Les deux semelles exposées à la chaleur atteignent rapidement une température de 500°C. Mais la température reste inférieure à celle de l'acier de l'IPE non protégé. En revanche, la température dans l'âme est nettement moins élevée (Figure 189, Figure 190).

En théorie, le bois pourrait permettre de protéger l'acier en retardant son échauffement. Mais ce n'est qu'une étude théorique simple qui nécessite absolument une confirmation expérimentale. C'est dans cette optique que les essais bois-acier ont été faits.

### 3.5.2. Simulations bois plus fines

Les températures simulées de l'IPE 240 pour l'essai du paragraphe 2.5.4 à l'aide du logiciel COMSOL Multiphysics® sous une courbe de feu normalisé sont nettement inférieures aux résultats expérimentaux (Figure 191). Mais cette simulation ne prend pas en compte la chaleur apportée par la combustion du bois.

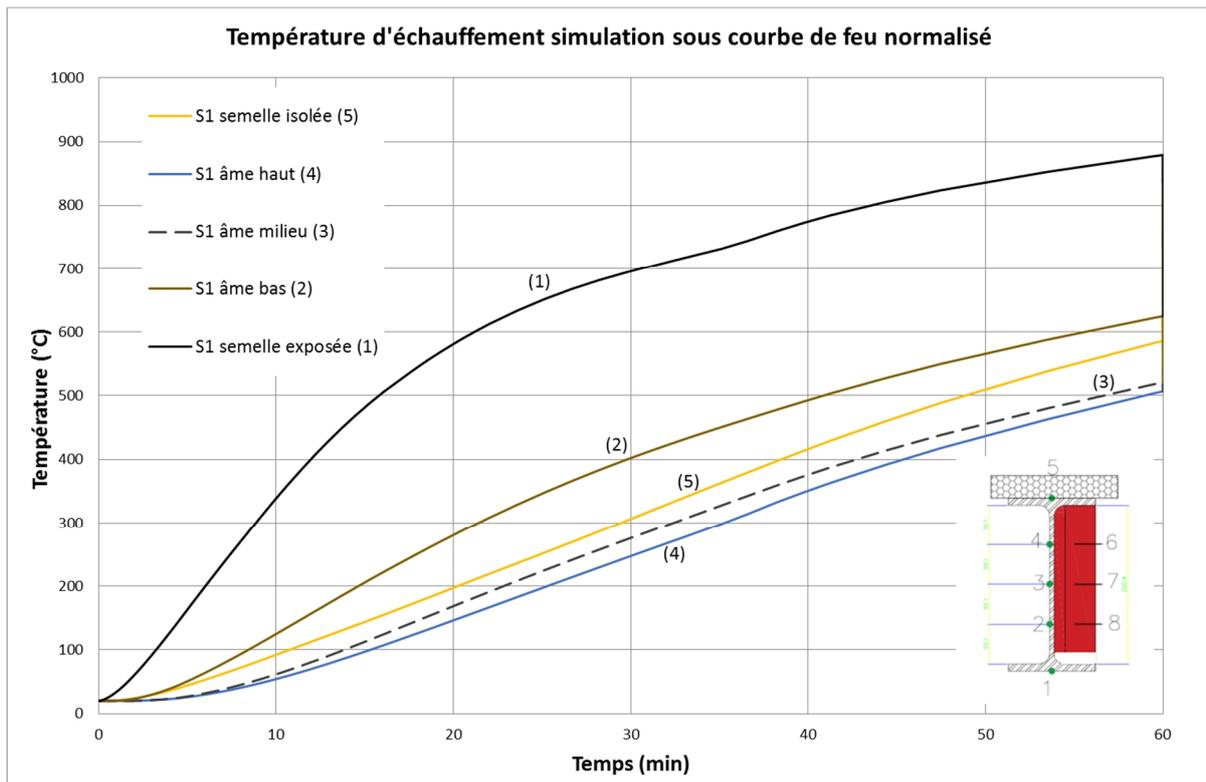


Figure 191 : Courbes des températures simulées sous feu normalisé

Sur la simulation de la Figure 192, il a été ajouté une source de chaleur de frontière de 89,1 kW /m<sup>2</sup>. Cette valeur est estimée pour une combustion d'un mètre carré de bois à une vitesse de combustion de 0,6 mm/min. Cela donne 1 m<sup>3</sup> de bois brûlé par seconde. Avec une masse volumique de 550 kg/m<sup>3</sup> et un pouvoir calorifique de 4,5 kWh soit 16 200 kJ/kg on arrive à la puissance de 89,1 kW pour 1 mètre carré de bois. Tous les paramètres de calcul sont pris pour un bois de pin douglas à 12% d'humidité. ( $\beta \times \rho \times PCI = 0,6/60/1000 \times 550 \times 16200 = 89,1 \text{ kW/m}^2$ ). Avec ce paramètre de simulation, les courbes expérimentales et les courbes de la simulation sont les mêmes pour le début de l'essai. Mais cette solution pour simuler l'apport calorifique de la combustion du bois ne permet pas d'avoir les mêmes températures d'ambiance. Les températures dans le four lors de l'essai s'élèvent beaucoup plus. La difficulté à ce stade c'est que la combustion du bois joue sur la température dans le four d'essai. Si on utilise une source de chaleur interne pour le matériau bois, les parties métalliques qui ne sont pas en contact avec le bois ne bénéficient pas de l'échauffement car cette énergie n'est pas transmise à l'ambiance. Il faudrait peut-être envisager une simulation beaucoup plus complexe avec l'enceinte du four. Mais cette solution ne résoudra pas les particularités de la combustion du bois.

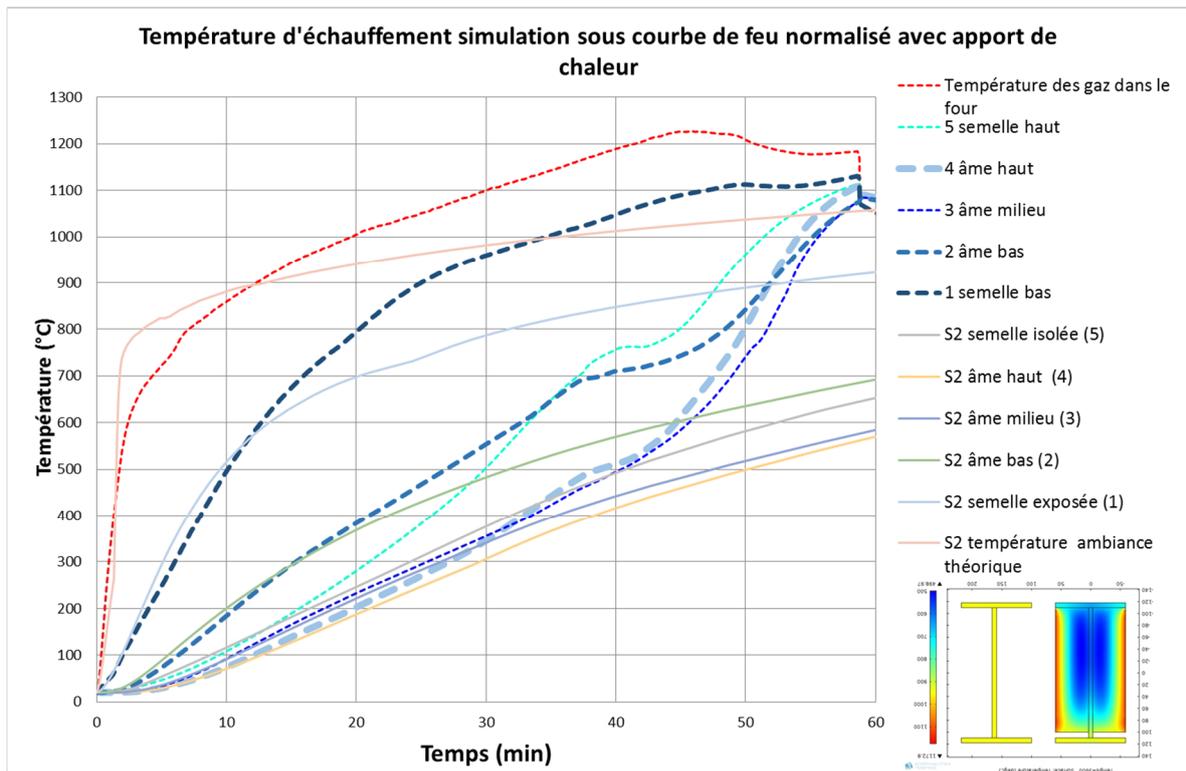


Figure 192 : Courbes des températures de l'acier simulées avec apport de chaleur, comparées aux températures mesurées

La simulation de la Figure 193 est faite avec les conditions réelles de température dans le four avec le logiciel Ansys®. Les courbes de simulation sont plus proches des courbes réelles. Le fait que les courbes de simulation sont supérieures aux courbes réelles tient sûrement au fait que la simulation est faite avec la mesure du pyromètre à plaque de droite. La température mesurée à droite dans le four est en moyenne de 225°C plus élevée que celle du pyromètre à plaque de gauche (Figure 128). La solution de l'utilisation de la température réelle de l'essai est plus satisfaisante. Cela implique de connaître les valeurs d'échauffement et donc d'avoir des résultats d'essais. Pour réaliser des simulations en amont des essais, il faudrait une méthode d'évaluation de l'impact de la combustion du bois.

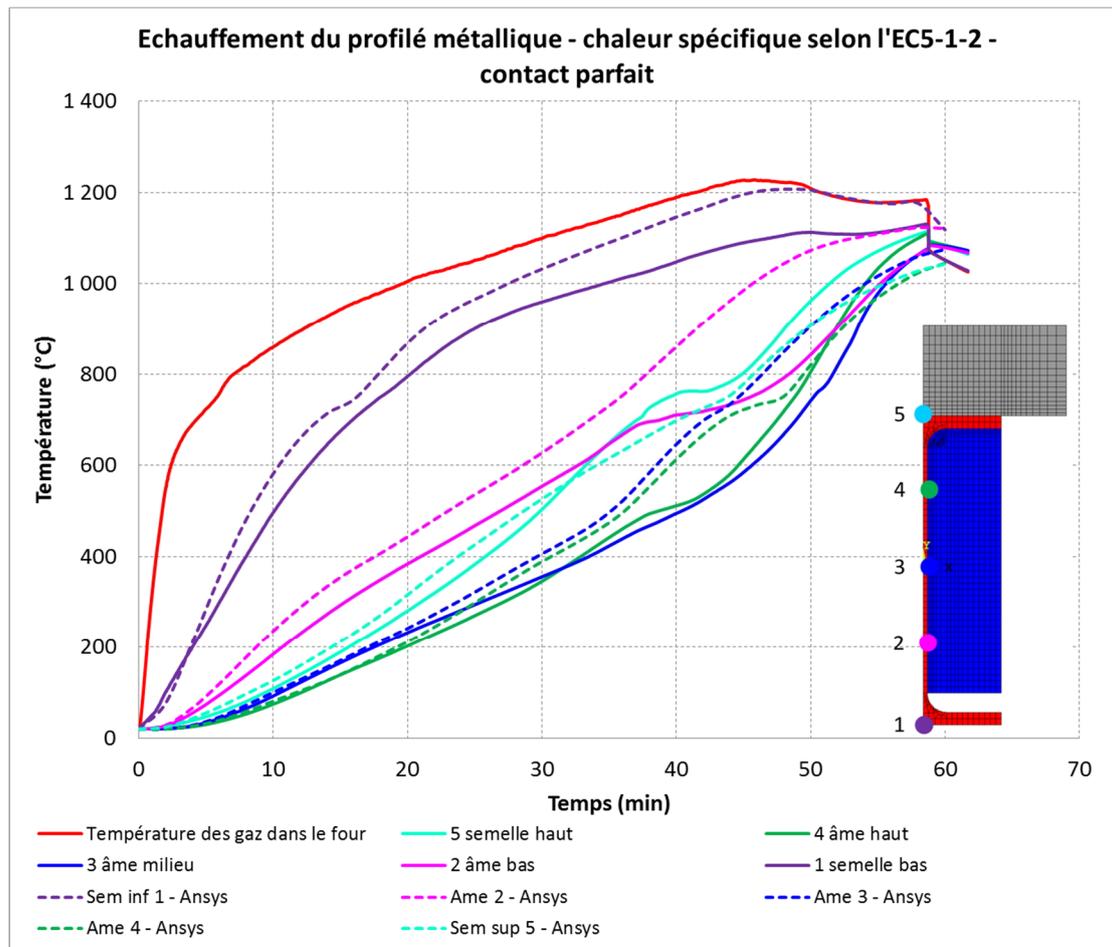


Figure 193 : Simulation avec les conditions de feu réelles (courbes en pointillés) sous Ansys® (BIHINA, et al., 2021)

### 3.6. Conclusions des simulations

Les différentes simulations réalisées ont permis de mieux cerner les paramètres des transferts thermiques de nos essais et l'influence des conditions d'expérience. Au lieu d'utiliser les coefficients de convection préconisés par l'Eurocode 1 (NF EN 1363-1, 2020), nous avons établi que pour notre four, le coefficient de convection est proche de zéro et qu'il est indispensable de simuler les plaques d'acier avec le support. Le support a une importance encore plus marquée pour la peinture intumescente. Sans le support, la meringue se développe uniformément sur toute la surface, ce qui n'est pas le cas avec le support. On note une irrégularité du développement entre les bords et le milieu de la plaque qui se retrouve sur les essais expérimentaux.

Les simulations des essais réalisées sur le bois présentent des résultats d'allures similaires mais avec parfois des écarts importants. Cela tient sans doute à la variabilité du matériau et à une maîtrise encore incomplète des paramètres. Ce sont des premiers indicateurs. La protection de l'acier par le bois nécessite une étude plus approfondie qui passe par l'étude plus précise du comportement du bois. Les écarts entre simulations et expériences viennent aussi des difficultés à mesurer les températures du bois et à la simulation au plus près de l'évolution de sa combustion.

## Conclusions et perspectives

La présente étude sur les peintures intumescentes a permis de bien cerner les mécanismes de cette protection pour les structures métalliques. L'effet protecteur de la peinture est avéré. L'acier peint s'échauffe moins vite. On constate sur les essais une modification significative de la pente de la courbe des températures mais les mécanismes sont très différents de ceux du plâtre. Il n'y a pas de palier marqué comme pour le plâtre. La protection tient surtout au gonflement de la protection. Les essais montrent que la meringue est très volatile et fragile. Elle peut même se dissocier du support pendant l'essai. Il pourrait être intéressant d'explorer les possibilités des nouveaux produits (YASIR, et al., 2019) (WADE, 2009) contenant des adjuvants, comme de la silice par exemple, permettant de durcir la meringue. Nous sommes partis du constat fait par Bailey. lors de ses essais de protection des poutres cellulaires par peinture intumescence (BAILEY, 2004). La meringue ne recouvre pas totalement la poutre notamment près des trous sur l'âme de la poutre. Dans cette étude certains essais ont montré une tendance à un développement plus important en partie basse des éléments, comme si la meringue « coulait » vers le bas. Mais l'accroche de la peinture en partie haute et l'aspect de la meringue ne montrent pas de défaut de protection majeur.

Grâce aux simulations numériques menées avec le logiciel COMSOL Multiphysics® et aux mesures expérimentales, il a été possible d'ajuster au mieux les grandeurs thermodynamiques de la peinture. Le modèle a permis de comprendre les raisons des écarts de température de l'acier entre les mesures expérimentales et les calculs menés avec la formule d'échauffement de l'acier de l'Eurocode 3 (1-35). La modification des valeurs du coefficient de convection et de l'émissivité de l'acier ont permis de trouver des simulations d'échauffement des plaques d'acier très proches des courbes obtenues expérimentalement. Les simulations ont également mis en évidence l'importance du contact entre la face non exposée des plaques et le support.

Les paramètres des simulations de l'échauffement des plaques d'acier ont été transposés pour la simulation des plaques d'acier protégées par peinture intumescence. En calibrant le développement de la peinture en fonction de la température, il a été possible d'établir des courbes de simulation d'échauffement des plaques très proche des résultats expérimentaux. Le modèle a pu être transposé à plusieurs essais réalisés sur des plaques peintes avec des épaisseurs de peinture et d'acier différentes.

Le plâtre est la sérendipité de ces travaux. Au départ c'est la recherche d'un matériau de protection d'épaisseur constante pour éprouver la formule de Ulf Wickström (1-36) qui nous a porté vers le choix du plâtre. C'est en fait un matériau bien connu et très utilisé dans la lutte contre la propagation du feu et sa contribution dans les parois (RAHMANIAN, 2011), (KONTOGEOGOS, et al., 2012), (KOLAITIS, et al., 2014). De plus il est hygroscopique et il n'est pas combustible comme le bois. Comme le montre les essais avec les protections plâtres, le retard d'échauffement est conséquent. Mais contrairement à la peinture intumescence, les plaques présentent un risque d'effondrement car les différentes transformations chimiques qu'il subit au cours de l'élévation de température diminuent la cohésion du matériau. Déjà en 1782 Piroux le note dans son mémoire (PIROUX, 1782). A l'époque Piroux indique qu'il existe une alternative moins onéreuse que le plâtre : le « Blanc-à-bourre » mélange savant de chaux,

de terre, de sable et de foin. Il y a peut-être matière à creuser plus avant les alternatives à base de plâtre pour la protection des éléments porteurs en acier.

Le four spécialement conçu pour les essais a répondu aux attentes. Il a permis de tester différentes solutions de protections. Sa conception et sa construction ont apporté un savoir et une expérience qui pourront être réinvestis dans d'autres fours. Des modifications ont été apportées au fil des essais. Il permet de tester la résistance au feu des matériaux non combustible dans les conditions de feu normalisé. La puissance de feu dont nous disposons, à savoir deux brûleurs de 40 kilowatts chacun, permet d'envisager une taille de four supérieure. Malgré toutes les dispositions prises à la conception du four pour que la chaleur circule dans le four, il y a quand même des problèmes d'homogénéité des températures dans le four. Les problèmes d'homogénéité droit-gauche, et dans une moindre mesure avant-arrière de la température dans le four seraient peut-être résolue par la mise en place d'un troisième brûleur sur la paroi opposée.

Le bois a montré un réel effet protecteur des structures aciers. L'idée de départ est de protéger les structures acier avec le bois. Mais pour que la solution soit viable, il faut qu'elle ait un coût moindre et une mise en œuvre facile. C'est pour cette raison que les types de bois et les pièces choisies l'ont été dans des pièces de bois de construction standards tels que des madriers et des bastaings et des bois résineux. Les résineux sont plus utilisés dans la construction bois. Ils sont aussi plus légers et plus isolants thermiquement. Il est même envisageable d'utiliser des pièces déclassées comportant des nœuds. Du point de vue mécanique les nœuds présentent une discontinuité dans la matière qui peut s'avérer être un point de faiblesse mécanique et un point de rupture de la poutre. Or, lors d'un essai de combustion du bois, on a pu constater que la présence d'un nœud a ralenti la combustion de la section de bois (voir § 1.10.6.1.c). Il serait ainsi possible d'employer des pièces non utilisables en temps normal.

Toutefois, au regard des performances à froid de l'acier et les possibilités techniques qu'il offre, la solution acier-bois n'est pas des plus évidentes. Le bois risque d'avoir qu'un rôle secondaire du point de vue de la résistance mécanique, même si des études ont montré une amélioration mécanique des poutres acier par l'ajout d'éléments structurels en bois (JURKIEWIEZ, et al., 2017). La motivation esthétique a plus de chance de jouer quant à l'ajout de bois au métal que la justification mécanique. A ce stade, il faut déterminer si le bois associé à l'acier est un avantage étant donné son isolation, ou un inconvénient lié à la nature combustible du matériau. A moins que le bois n'amène en plus une résistance mécanique efficace au cours de l'incendie. Cette possibilité reste encore à vérifier. Cette étude a mis en évidence un effet protecteur du bois. Mais il n'a pas été possible de tester l'évolution mécanique de ces assemblages au cours de l'incendie. De plus la présence du bois représente une charge thermique supplémentaire. Il reste à déterminer si sa présence est un atout face à la résistance au feu sans que sa présence ne soit une charge thermique préjudiciable.

Cette étude n'est qu'une première approche du sujet. Elle soulève beaucoup de questions et ouvre de nombreuses voies de recherche. L'un des premiers travaux sera sans doute la mise

au point de modèles numériques fiables et adaptables à la variabilité du matériau. Le défi des futurs essais, serait aussi de pouvoir tester des éléments de structure plus grands, et/ou de coupler essais au feu et résistance mécanique. Et l'idéal serait de pouvoir observer les solutions d'assemblage bois acier sur des cas d'incendies en conditions réelles.

Cette étude permet de dire que l'association du bois et de l'acier a un impact sur la température d'échauffement de l'acier. Mais elle ne peut pas garantir que ce soit la meilleure solution de protection de l'acier. Il faudra mener d'autres études pour cela. Il serait aussi intéressant de tester le cas d'une protection de l'acier par le bois plus une peinture intumescente comme protection du bois et d'associer ce type de test à des essais de résistance mécanique.

## Publications en lien avec la thèse

SAULNIER, Véronique, DURIF, Sébastien, BOUCHAÏR, Abdelhamid, *et al.* Etude du comportement thermique de pièces en acier protégées par peinture intumescente. *Academic Journal of Civil Engineering*, 2016, vol. 34, no 1, p. 841-848.

SAULNIER, Véronique, DURIF, Sébastien, OULBOUKHITINE, Salah, *et al.* Wood as Fire Protection of Steel in Hybrid Structural Elements. In : *International Scientific Conference on Woods & Fire Safety*. Springer, Cham, 2020. p. 420-425.

BIHINA, Gisèle, DURIF, Sébastien, BOUCHAÏR, Abdelhamid, *et al.* Timber encasement of steel structures as an alternative fire insulation. *ce/papers*, 2021, vol. 4, no 2-4, p. 1289-1296.

Manh Hung NGUYEN Protections passives au feu des structures métalliques par le bois - GDR Bois 2019 à Epinal



# ANNEXES



# ANNEXE 1. Fiche technique des plaques silico calcaire

**Promat**

**Caractéristiques techniques de la plaque  
PROMATECT®-L500**

MO P-V CSTB  
92.34.741  
A1 selon EN 13501-1  
ATE 06/0218

01



## Applications

Plafonds et écrans horizontaux  
Protection de structures en acier  
Conduits de ventilation et désenfumage  
Protection d'armatures collées en carbone  
Encoffrements continus  
Protection de chemins de câbles



## Description du produit

Plaque silico-calcaire autoclavée incombustible  
Imputrescible

## Dimensions

1 200 x 2 500 mm (épaisseurs 20, 25, 30, 35, 40, 50 et 60 mm)

## Transport et stockage

Transporter et stocker sur une surface plane et protéger par bâche.

Stocker, de préférence, dans un endroit couvert et ventilé.  
Manutention des plaques sur le chant.

## Mise en œuvre

Les plaques PROMATECT®-L500 peuvent être travaillées au moyen de l'outillage à bois classique.

Pour un travail continu, il y a lieu d'utiliser des machines à disque carbure ou diamant.

L'aspiration de la poussière est obligatoire.

## Pré-traitement

Pour les finitions, le matériau étant poreux et alcalin, il est conseillé d'appliquer une couche primaire pour neutraliser l'alcali, durcir la surface et fixer les poussières.

## Finition

Les plaques PROMATECT®-L500 peuvent être jointoyées au moyen de PROMACOL®-S. Dans le cadre d'une finition homogène, nous vous conseillons d'appliquer une toile de verre avant mise en peinture.

Les plaques PROMATECT®-L500 peuvent être peintes suivant les méthodes traditionnelles. Le choix du type de peinture dépend de l'application et du type de finition souhaité.

## Précautions d'emploi

Lors de l'usinage du produit, ne pas respirer la poussière et respecter les valeurs limites d'exposition sur le lieu de travail pour la poussière totale et respirable. Porter des lunettes de protection et éviter tout contact avec la peau et les yeux.

Utiliser des outils avec système d'évacuation des poussières. Dans un espace mal ventilé, utiliser un équipement respiratoire approprié pour éviter tout effet sur la santé. Pour plus d'informations, consulter l'information de sécurité.

## Environnement et sécurité

Fiche de déclaration environnementale et sanitaire (FDES) bientôt disponible (en cours de renouvellement).  
Information de sécurité disponible sur demande.

Produit classé A+ (émission de COV dans l'air intérieur).

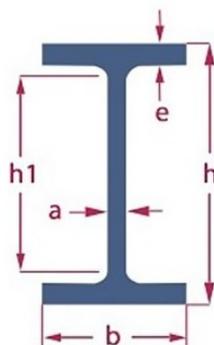
## Caractéristiques

Classement des assureurs français (APSAD)	Matériau dur
Masse volumique nominale ( ± 15 %)	± 500 kg/m <sup>3</sup>
Coefficient de conductivité thermique (λ à 20 °C)	0,090 W/m.K
pH de l'eau au contact du matériau	Légèrement basique
Degré d'acidité (pH)	± 9
Résistance à la diffusion de vapeur d'eau (μ)	± 3,2
Humidité relative à l'air libre	3 à 5 %
Tolérance sur largeur et longueur des plaques	± 3 mm
Tolérance sur épaisseur des plaques	± 0,5 mm
Insectes nuisibles	Aucune attaque
Usinabilité	Excellente

Les données contenues dans ce tableau sont des valeurs moyennes données à titre indicatif. Si certaines propriétés sont essentielles pour une application particulière, il est préférable de nous consulter.

Épaisseurs des plaques PROMATECT®-L500 en mm	Poids des plaques en kg/m <sup>2</sup>	
	À l'état sec	20 °C et 65 % HR
20	10	10,5
25	12,5	13,1
30	15	15,8
35	17,5	18,4
40	20	21
50	25	26,3
60	30	31,5

## ANNEXE 2. IPE dimensions



profils IPE	dimensions en mm					poids kg / ML
	h	b	a	e	h1	
IPE 80	80	46	3,8	5,2	60	6,0
IPE 100	100	55	4,1	5,7	75	8,1
IPE 120	120	64	4,4	6,3	93	10,4
IPE 140	140	73	4,7	6,9	112	12,8
IPE 160	160	82	5	7,4	127	15,8
IPE 180	180	91	5,3	8	146	18,8
IPE 200	200	100	5,6	8,5	159	22,4
IPE 220	220	110	5,9	9,2	178	26,2
IPE 240	240	120	6,2	9,8	190	30,7
IPE 270	270	135	6,6	10,2	220	36,1
IPE 300	300	150	7,1	10,7	249	42,2
IPE 330	330	160	7,5	11,5	271	49,1
IPE 360	360	170	8	12,7	299	57,1
IPE 400	400	180	8,6	13,5	331	66,3
IPE 450	450	190	9,4	14,6	379	77,6

# ANNEXE 3. Peinture PROMAT

## Promat

Protection au feu des poteaux en acier par PROMAPAIN<sup>®</sup>-SC3 - Température critique : 500 °C

ETA 13/0356

10812

R 30 à 120 (à 500 °C)



### Domaine de validité

- Application sur support acier traité antirouille (cf. tableau A, page 3). Mise en oeuvre d'une peinture de finition selon exposition (cf. tableau B, page 3).
- Application sur support sain, sec, exempt de poussières, de résidus de laminage, de rouille, d'huile et de tout autre contaminant pouvant nuire à la bonne adhésion.

### Nota

Les épaisseurs indiquées en µm (DFT : Dry Film Thickness) ont été calculées pour une exposition sur 4 faces.

Pour toute autre mise en oeuvre, nous consulter.

### Épaisseur requise pour R 30 (à 500 °C) - DFT (µm)

	HEA	HEB	IPE	IPN	UAP
80	-	-	-	-	1 951
100	1 951	1 951	-	-	1 951
120	1 951	1 951	-	1 951	-
130	-	-	-	-	1 951
140	1 951	1 951	1 951	1 951	-
150	-	-	-	-	1 951
160	1 951	1 951	1 951	1 951	-
175	-	-	-	-	1 951
180	1 951	1 951	1 951	1 951	-
200	1 951	1 951	1 951	1 951	1 951
220	1 951	1 951	1 951	1 951	1 951
240	1 951	1 951	1 951	1 951	-
250	-	-	-	-	1 951
260	1 951	1 951	-	1 951	-
270	-	-	1 951	-	1 951
280	1 951	1 951	-	1 951	-
300	1 951	1 951	1 951	1 951	1 951
320	1 951	1 951	-	1 951	-
330	-	-	1 951	-	-
340	1 951	1 951	-	1 951	-
360	1 951	1 951	1 951	1 951	-
380	-	-	-	1 951	-
400	1 951	1 951	1 951	1 951	-
425	-	-	-	1 951	-
450	1 951	1 951	1 951	1 951	-
475	-	-	-	1 951	-
500	1 951	1 951	1 951	1 951	-
550	1 951	1 951	1 951	1 951	-
600	1 951	1 951	1 951	1 951	-

### Épaisseur requise pour R 60 (à 500 °C) - DFT (µm)

	HEA	HEB	IPE	IPN	UAP
80	-	-	-	-	1 951
100	1 951	1 951	-	-	1 951
120	1 951	1 951	-	1 951	-
130	-	-	-	-	1 951
140	1 951	1 951	1 951	1 951	-
150	-	-	-	-	1 951
160	1 951	1 951	1 951	1 951	-
175	-	-	-	-	1 951
180	1 951	1 951	1 951	1 951	-
200	1 951	1 951	1 951	1 951	1 951
220	1 951	1 951	1 951	1 951	1 951
240	1 951	1 951	1 951	1 951	-
250	-	-	-	-	1 951
260	1 951	1 951	-	1 951	-
270	-	-	1 951	-	1 951
280	1 951	1 951	-	1 951	-
300	1 951	1 951	1 951	1 951	1 951
320	1 951	1 951	-	1 951	-
330	-	-	1 951	-	-
340	1 951	1 951	-	1 951	-
360	1 951	1 951	1 951	1 951	-
380	-	-	-	1 951	-
400	1 951	1 951	1 951	1 951	-
425	-	-	-	1 951	-
450	1 951	1 951	1 951	1 951	-
475	-	-	-	1 951	-
500	1 951	1 951	1 951	1 951	-
550	1 951	1 951	1 951	1 951	-
600	1 951	1 951	1 951	1 951	-

### Épaisseur requise pour R 90 (à 500 °C) - DFT (µm)

	HEA	HEB	IPE	IPN	UAP
80	-	-	-	-	4 175
100	3 916	3 501	-	-	4 084
120	3 916	3 350	-	4 175	-
130	-	-	-	-	3 916
140	3 804	3 183	4 338	3 951	-
150	-	-	-	-	3 682
160	3 639	2 932	4 175	3 804	-
175	-	-	-	-	3 594
180	3 594	2 792	4 084	3 594	-
200	3 452	2 640	3 916	3 452	3 452
220	3 296	2 476	3 804	3 296	3 350
240	3 062	2 389	3 682	3 124	-
250	-	-	-	-	3 183
260	2 998	2 297	-	2 932	-
270	-	-	3 594	-	3 062
280	2 863	2 202	-	2 792	-
300	2 718	2 103	3 501	2 640	2 932
320	2 560	1 951	-	2 560	-
330	-	-	3 296	-	-
340	2 389	1 951	-	2 389	-
360	2 297	1 951	3 183	2 202	-
380	-	-	-	2 103	-
400	2 202	1 951	2 998	1 998	-
425	-	-	-	1 951	-
450	1 998	1 951	2 863	1 951	-
475	-	-	-	1 951	-
500	1 951	1 951	2 640	1 951	-
550	1 951	1 951	2 560	1 951	-
600	1 951	1 951	2 297	1 951	-

### Épaisseur requise pour R 120 (à 500 °C) - DFT (µm)

	HEA	HEB	IPE	IPN	UAP
80	-	-	-	-	6 705
100	6 359	5 804	-	-	6 584
120	6 359	5 602	-	6 705	-
130	-	-	-	-	6 359
140	6 209	5 379	-	6 406	-
150	-	-	-	-	6 046
160	5 988	5 043	6 705	6 209	-
175	-	-	-	-	5 929
180	5 929	4 855	6 584	5 929	-
200	5 739	4 653	6 359	5 739	5 739
220	5 530	4 433	6 209	5 530	5 602
240	5 217	4 316	6 046	5 300	-
250	-	-	-	-	5 379
260	5 132	4 194	-	5 043	-
270	-	-	5 929	-	5 217
280	4 951	4 067	-	4 855	-
300	4 756	3 933	5 804	4 653	5 043
320	4 545	3 648	-	4 545	-
330	-	-	5 530	-	-
340	4 316	3 648	-	4 316	-
360	4 194	3 494	5 379	4 067	-
380	-	-	-	3 933	-
400	4 067	3 333	5 132	3 794	-
425	-	-	-	3 648	-
450	3 794	3 164	4 951	3 494	-
475	-	-	-	3 333	-
500	3 648	2 985	4 653	3 164	-
550	3 494	2 985	4 545	2 797	-
600	3 494	2 985	4 194	2 599	-

## ANNEXE 4. Superwool



### Superwool™ 607™ HT Blanket

Information Produit



#### AVANTAGES

- Excellentes performances d'isolation thermique
- Absence de liant, de lubrifiant
- Stabilité thermique
- Faible accumulation thermique
- Souplesse et résilience
- Insensibilité au choc thermique
- Aucune réaction avec les briques à base alumine dans la gamme de température d'utilisation en continue typique
- Exonérée de toute classification cancérogène suivant la note Q de la directive 97/69 EC

#### DESCRIPTION

Les nappes Superwool™ 607™ HT Blanket sont obtenues à partir de fibres longues Superwool™ 607™ HT. Leurs performances d'isolation à haute température sont remarquables. D'une grande stabilité thermique, elles conservent une structure fibreuse souple dans toute la zone de température d'utilisation en continue typique.

Elles ne contiennent ni liant, ni lubrifiant, et n'émettent ni fumée, ni odeur lors de la montée en température.

Les nappes Superwool™ 607™ HT Blanket sont souples, faciles à découper et à installer.

#### TYPE

Nappes en laine d'isolation haute température.

#### TEMPÉRATURE DE CLASSIFICATION

1300°C (ENV 1094-3)

La température maximum d'utilisation en continu dépend de l'application. En cas de doute, nous vous recommandons de contacter votre distributeur Thermal Ceramics qui vous conseillera.

SUPERWOOL™ est une technologie brevetée produisant une laine d'isolation haute température et développée afin d'obtenir une faible biopersistance (information sur demande). Ce produit est sous couvert d'un ou plusieurs brevets ou applications brevetées et équivalents étrangers, comme suit : US 5332699, US 5714421, US 5811360, US 5821183, US 5928975, US 5955389, US 5994247, US 6180546, EP 0257092, EP 0621858, EP 0679145, EP 0710628, GB 2383793, WO 03/059835.

Une liste de numéros de brevets étrangers est disponible sur demande auprès de : The Morgan Crucible Company plc. THERMAL CERAMICS, SUPERWOOL et 607 sont des marques déposées par The Morgan Crucible Company plc.



## PRINCIPALES CARACTÉRISTIQUES

Température de classification °C 1300

### Caractéristiques mesurées à l'ambiante (23°C/50% RH)

- Couleur blanc
- Masse volumique kg/m<sup>3</sup> 96, 128
- Résistance à la traction typique pour un produit de masse volumique de 128kg/m<sup>3</sup> (ENV 1094-7) kPa 50

### Performances à haute température

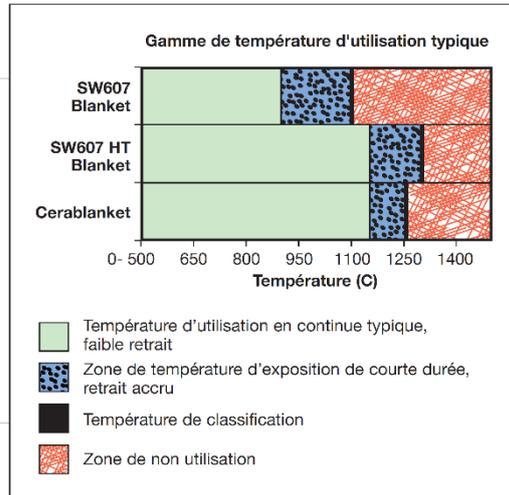
- Retrait linéaire permanent (ENV 1094-7) après 24 heures de chauffage sur toutes les faces à 1260°C % <2

- Conductivité thermique (ASTM C-201)

Aux températures moyennes de:		96kg/m <sup>3</sup>	128kg/m <sup>3</sup>
200°C	W/m.K	0.05	0.05
400°C	W/m.K	0.10	0.09
600°C	W/m.K	0.19	0.16
800°C	W/m.K	0.32	0.25
1000°C	W/m.K	0.49	0.36
1200°C	W/m.K	0.70	0.50

### Composition Chimique

SiO <sub>2</sub>	%	70-80
CaO + MgO	%	18-25
Autres	%	<3



### Présentation, Conditionnement

Les nappes Superwool™ 607™ HT Blanket sont emballés en cartons, sur palette 1260mm x 940mm avec film étirable.

Épaisseur mm	Densité kg/m <sup>3</sup>		Longueur mm	Largeur mm	m <sup>2</sup> /carton
	96	128			
6		X	4 x 5500	610	13.42
13	X	X	14640	610	8.93
25	X	X	7320	610	4.46
38	○	X	4880	610	2.98
50	○	X	3660	610	2.23

Repères (○) et largeur 1220mm sur demande, avec quantités minimum d'accès.

Votre contact local:

Distribué par:

**Thermal Ceramics de France S.A.**  
5, Boulevard Marcel Pourtout,  
F-92563 Rueil-Malmaison Cedex, France  
Tel: +33 (0) 1 47 16 22 00  
Fax: +33 (0) 1 47 16 22 20

Les caractéristiques techniques imprimées ci-dessus sont des valeurs moyennes obtenues selon des méthodes d'essai normalisées. Les caractéristiques techniques mesurées sur un nombre restreint d'échantillons peuvent être différentes des valeurs moyennes, conséquence des variations normales de fabrication. Elles sont fournies à titre de service technique et peuvent changer sans préavis. Elles ne peuvent donc pas être utilisées comme valeurs de spécification. Veuillez contacter votre bureau Thermal Ceramics pour toute vérification.

### Thermal Ceramics Marketing Offices

**Thermal Ceramics Americas**  
2102 Old Savannah Road  
Augusta, Georgia 30903  
Tel: +1 706 796 4200  
Fax: +1 706 796 4398  
E-mail: tceramics@thermalceramics.com

**Thermal Ceramics Asia Pacific**  
28 Jalan Kilang Barat  
Kewalram House, Singapore 159362  
Tel: +65 6273 1351  
Fax: +65 6273 0165  
E-mail: thermalceramics@tcasia.com.sg

**Thermal Ceramics Europe**  
Tebay Road, Bromborough  
Wirral CH62 3PH UK  
Tel: +44 (0) 151 334 4030  
Fax: +44 (0) 151 334 1684  
E-mail: marketing@thermalceramics.co.uk

Website: [www.thermalceramics.com](http://www.thermalceramics.com)

# ANNEXE 5. Briques réfractaires



Prosiref maîtrise des hautes températures depuis 1988

[À propos](#) [Nos produits](#) [Boutique en ligne](#) [Pièces spéciales](#) [Contact](#) [Votre projet](#)



Brique JM 23

## Brique JM 23

✓ En stock

Briques blanches poreuses obtenues à partir de kaolin très pur enrichi en alumine.

Très faible conductivité thermique, légère, faible teneur en fer 0.7%.

Matériau haute performance, bonne résistance à la déformation à chaud.

Température de classification : 1260°C.

Densité : 480 kg/m<sup>3</sup>

### Conductivité Thermique à

400°C 0.12 W/(m×K)

600°C 0.14 W/(m×K)

800°C 0.17 W/(m×K)

1000°C 0.19 W/(m×K)

Dimensions très précises permettant un gain de temps au montage.

Facilement usinable, découpe en coins, couteaux, voussoirs, plaquettes, douelles.

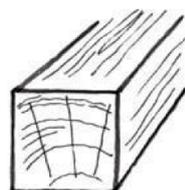
Utiliser notre ciment Blakite ou Procement 2600 pour le collage des briques. Quantité environ 20 kilos pour 100 briques (format 220 x 110 x 60 mm).

Application : fours.

## ANNEXE 6. Dimensions des différentes pièces de bois (BENOIT, 2008)

### Les sciages de section décroissante

**Poutre** Grosse pièce de bois avivé, usuellement nommée pièce équarrie. Sa section est carrée ou sensiblement carrée, de côtés supérieurs à 120 mm.



*Poutre.*

**Madrier** Bois avivé dont le rapport entre la largeur et l'épaisseur est compris entre 2 et 3. Cette pièce est comprise entre 75 × 205 mm et 105 × 225 mm.



*Madrier.*

**Basting** Bois avivé dont le rapport entre la largeur et l'épaisseur est compris entre 2 et 3. Cette pièce est comprise entre 55 × 155 mm et 65 × 185 mm.



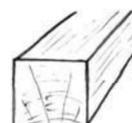
*Basting.*

**Chevron** Bois avivé dont la section est carrée ou sensiblement carrée. Le côté d'un chevron est compris entre 40 mm et 120 mm.



*Chevron.*

**Carrelet** Bois avivé dont la section est carrée ou sensiblement carrée. Le côté d'un carrelet est compris entre 15 mm et 50 mm.



*Carrelet.*

**Lambourde** Bois avivé de section rectangulaire compris entre 26 × 65 mm et 45 × 105 mm.



*Lambourde.*

**Frise** Bois avivé de section rectangulaire dont l'épaisseur est comprise entre 18 et 35 mm et la largeur entre 40 et 120 mm.



*Frise.*

**Volige** Bois avivé de résineux ou de feuillus tendres (peuplier, sapin, épicéa, pin maritime, etc.), dont le rapport entre la largeur et l'épaisseur est égal ou supérieur à 4 et l'épaisseur inférieure à 22 mm.



*Volige.*

**Liteau** Bois avivé compris entre 18 × 35 mm et 10 × 30 mm.



*Liteau.*

**Latte** Bois avivé de section rectangulaire étroit (26 à 55 mm) et de faible épaisseur (5 à 12 mm).



*Latte.*

## ANNEXE 7. Four



### **FOUR BRETAGNE GAZ 300**

**Four 100% BRIQUE**

*Porte entièrement escamotable*

*Equipé d'une canne pyrométrique type S, de la régulation Pyrodrive Mi5+, de 2 brûleurs de 42 kW Double électrovanne à ionisation de flamme et de son manodétenteur. Pression d'utilisation de 0,60 à 2,5 bar.*

*Avec regard dans la porte et cheminée à registre.*

*Ces fours gaz sont montés sur pieds et équipés d'une hotte en inox avec tirage réglable.*

*Dimensions extérieures (L x P x H) : 1110 x 1000 x 1760 mm*

*Dimensions intérieures (L x P x H) : 640 x 620 x 776 mm*

*Température maximum : 1320 °C*

*Volume réel : 308 L*

*Régulation : Pyrodrive Mi5+*

*Volume utile : 276 L*

*Figure 194 : Extrait du descriptif du fabricant COMO céramique*

<https://www.como-ceramique.com/fours-a-gaz-ceramique/1870-four-bretagne-gaz-300l-pyrodrive-mi5-brique-monte-7040201401.html>

### Gas Frontloaders KG series

Gas-fired Frontloaders from the KG series comprise several models with kiln volumes between 250 and 1000 litres. These kilns were designed for use in workshops. Based on electric frontloaders, the entire steel construction is equipped with in-frame ventilation made of stainless steel sheets. The R-SiC ceiling support "System ROHDE" prevents cracks and particles falling from the ceiling onto the ware.

Downdraft flame control technology ensures even temperature distribution also in the KG series. The extremely silent high-performance intermediate pressure burners were developed specially for gas-fired ROHDE Frontloaders. They ensure an optimal temperature rise even in the high temperature range. The gas fittings including safety technology are pre-installed for connection to gas bottles or gas lines according to DVGW (DVGW German Technical and Scientific Association for Gas and Water). A thermocouple with temperature meter is supplied with the kiln.

You can choose the ROHDE Servo Jet equipment for firing a Frontloader from the KG series with natural gas.

Special features of the KG series:

- Downdraft flame control technology
- Stainless steel in-frame ventilation resulting in low external temperatures and corrosion protection
- Stainless steel hood
- Flame baffle plate to protect the kiln construction in the burner area
- Exhaust air handle setting using a guiding scale

Special equipment:

- Oxygen probe for atmospheric measurement
- CO alarm and monitoring device
- ROHDE Servo Jet equipment for working with natural gas
- Castors, stable and robust



KG 500 A

3.



### Gas Frontloaders **KG** series to 1320°C

Model Volume	Tmax °C	Int. dimensions mm			Ext. dimensions mm			Output kW	Burners Quantity	Furniture batts w x d mm	Weight kg
		w	d	h	W	D	H				
KG 250 A	1320	540	670	760	1190	1035	1880*	40	2	600 x 500	590
KG 340 A	1320	700	760	760	1510	1240	1880*	80	4	550 x 340 (2)	800
KG 500 A	1320	610	870	980	1420	1360	2210*	80	4	560 x 380 (2)	900
KG 750 A	1320	830	890	1140	1640	1390	2360*	80	4	400 x 400 (4)	1020
KG 1000 A	1320	830	1050	1210	1640	1550	2440*	120	6	480 x 400 (4)	1250

*Extrait catalogue de la marque RHODE*

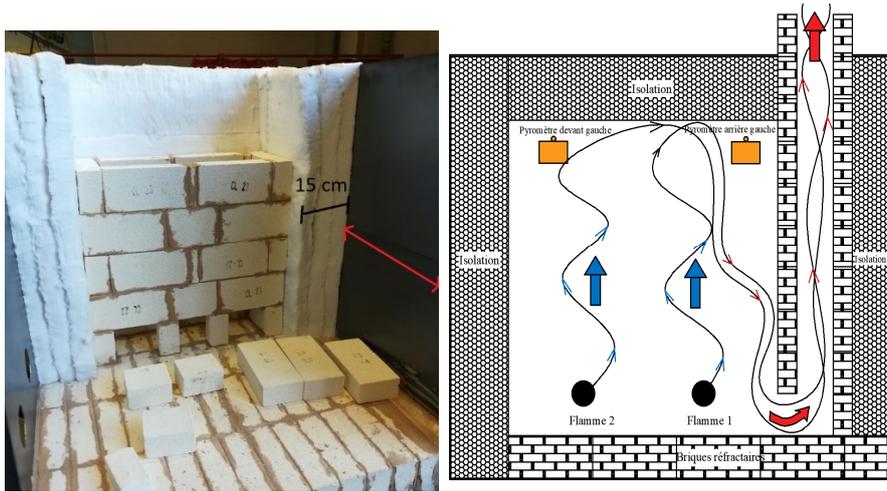
Cout des matériaux	quantité	prix unitaire	prix total HT	Prix TTC en euros
brûleurs	2	490,25	980,5	1176,60
SUPERWOOLBLANKET HT - 128 kg/m <sup>3</sup> - 18500 x 610 x Ep 10 mm	2	123,15	246,3	295,56
BRIQUE WAM 23 - 220 x 110 x 60 mm - 740 bri/palette KG PROCEMENT 2600 -	200	1,38	276	331,20
SUPERWOOLBLANKET PLUS - 96 kg/m <sup>3</sup> - 3660 x 610 x Ep 50 mm	1	123,15	83,87	100,64
SEAU DE 25 KILOS – 1200 kg/palette	50	1,42	71	85,20
SUPERWOOLBLANKET HT - 128 kg/m <sup>3</sup> - 3660 x 610 x Ep 50 mm	2	117,29	234,58	281,50
TUBE PYTHAGORAS Ø 10 x 06 x Long 1600 mm OUVERT 2 EXTREMITES	3	33,66	100,98	121,18
CERAFIX 95% Al2O3 - LG 70 - DIAMETRE M6 (Tige + Rondelle)	27	6,72	181,44	217,73
DRH 8.150.310	27	1,79	48,33	58,00
palette	2	20	40	48,00
transport	1	100	100	120,00
Intérieur du four		<b>sous Total 2</b>	<b>isolant, briques...</b>	<b>1659,00</b>
tube carré 30x30	12,6654	4,5	56,9943	68,39
Tube rectangle 50x30	0,867	8	6,936	8,32
Cornière 25x25x3	13,304	5	66,52	79,82
Tôle	6,1	50	305	366,00
<i>Structure acier du four</i>		<b>sous Total 3</b>	<b>acier</b>	<b>522,54</b>
Roues	4	40	160	192,00
		<b>Total 1+2+3</b>		<b>3358,14</b>

#### Détail du chiffrage des matériaux et du matériel pour le four

Le coût total du four représente une enveloppe de 3600 euros TTC. Les deux postes de dépenses les plus importants sont les brûleurs et les matériaux pour l'habillage intérieur et la cheminée.



Réalisation de la structure en acier et construction de la sole

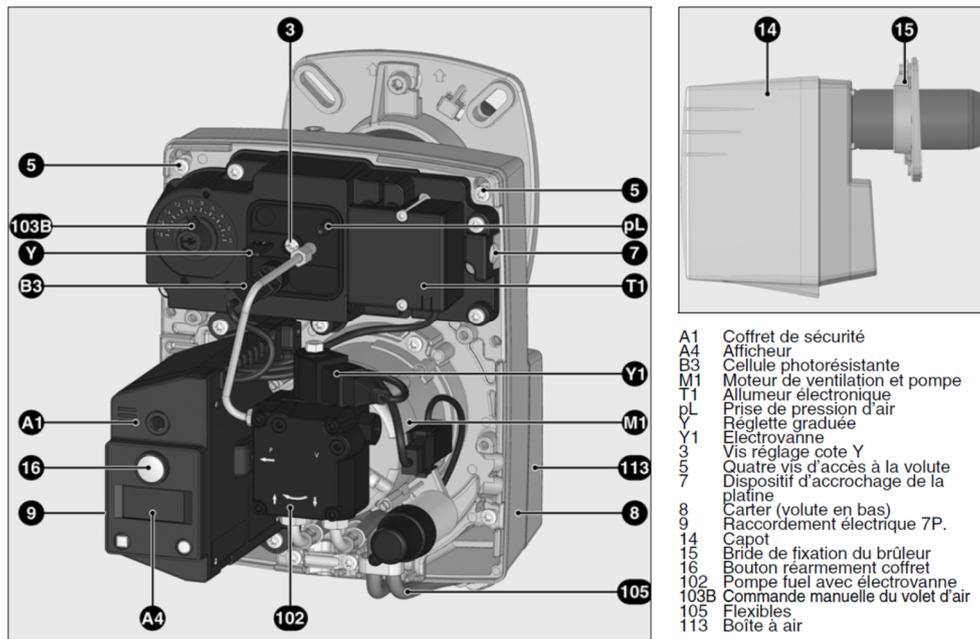


*Isolation et construction de la cheminée*



*Installation et fixation de l'isolation des parois latérales et de la voûte au moyen de tiges CERAFIX®*

## Brûleurs



Brûleur fioul CUENOD NC4 H101 (Notice du fabricant)

Ils sont équipés de base d'un gicleur de 0,6 US gallon par heure soit 2,5 kg/h à 11 bars. La puissance d'un brûleur est de 2,5\*11,86 kWh soit 29,65 kW. Avec un gicleur de 0,75 US gallon par heure, la puissance du brûleur est de 35,58 kW.

Brûleur	Cellule QRB1B	Déflecteur cornique	Débit kg/h	Puissance flamme kW	Gicleur US gal/h	Ligne Gicleur préchauffée	Réglages					
							Puissance chaudière kW	Gicleur Dantoss. °S US gal/h Angle pulvérisation 45° 60°	Cote Y mm	Pression bar	Débit kg/h	Volet d'air 103B graduations
NC 4 R101	Longue 118 mm	Ø 63/16-4 fentes	1,5 - 3,4	18 - 40	0,5 à 0,85	FPHB5	20 24	0,50 0,60	5 5	11 11	1,8 2,2	9 10
NC 4 H101	Longue 118 mm	Ø 63/16-4 fentes	1,7 - 3,4	20 - 40	0,5 à 0,85	non	27,3 32,7	0,75	5 7	11 11	2,5 3,0	10 13
NC 6 H101	Courte 40 mm	Ø 63/16-6 fentes	3,4 - 4,6	40 - 55	1 - 1,2	non	37,1 43,6 48,0	0,85 1,00 1,10	10 12 20	11 11 11	3,4 4,0 4,4	15 15 18

Valeurs données pour un fioul domestique de densité 0,84 à une température de 10°C avec un pouvoir calorifique (Hi) de 11,86 kWh/kg.

Extrait notice du brûleur

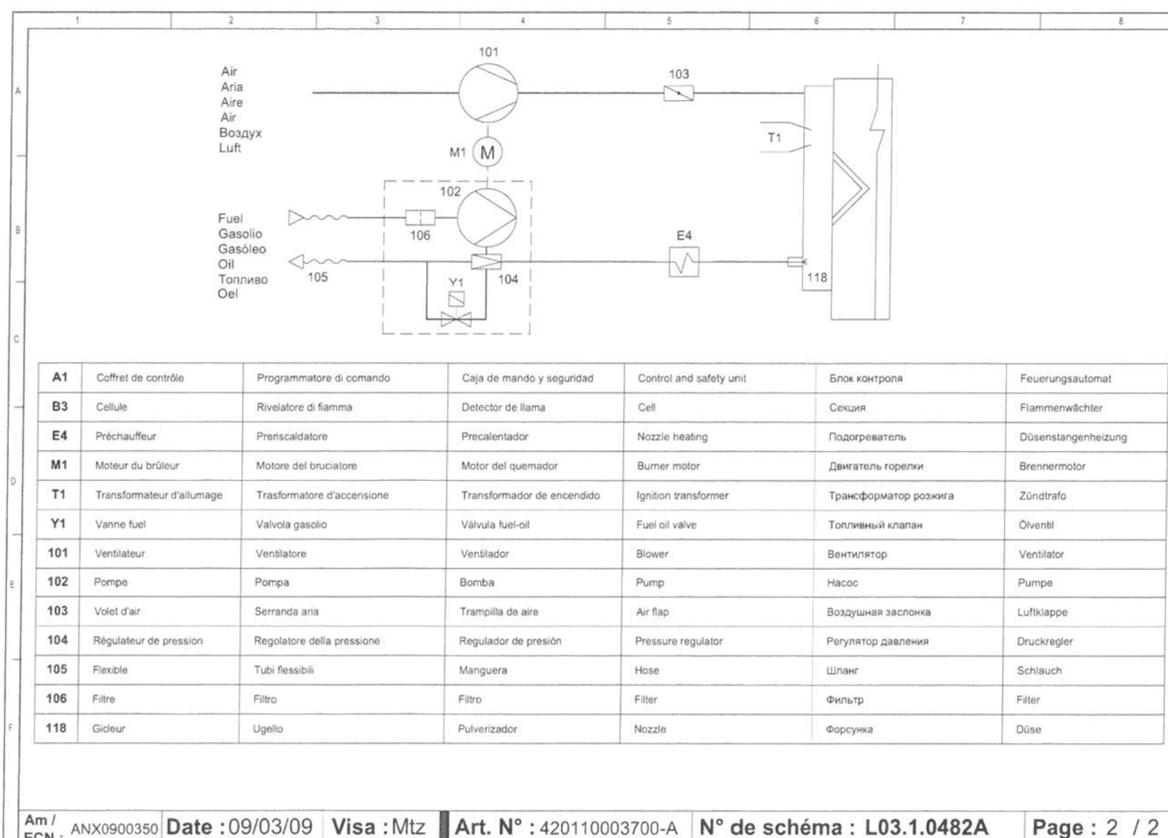
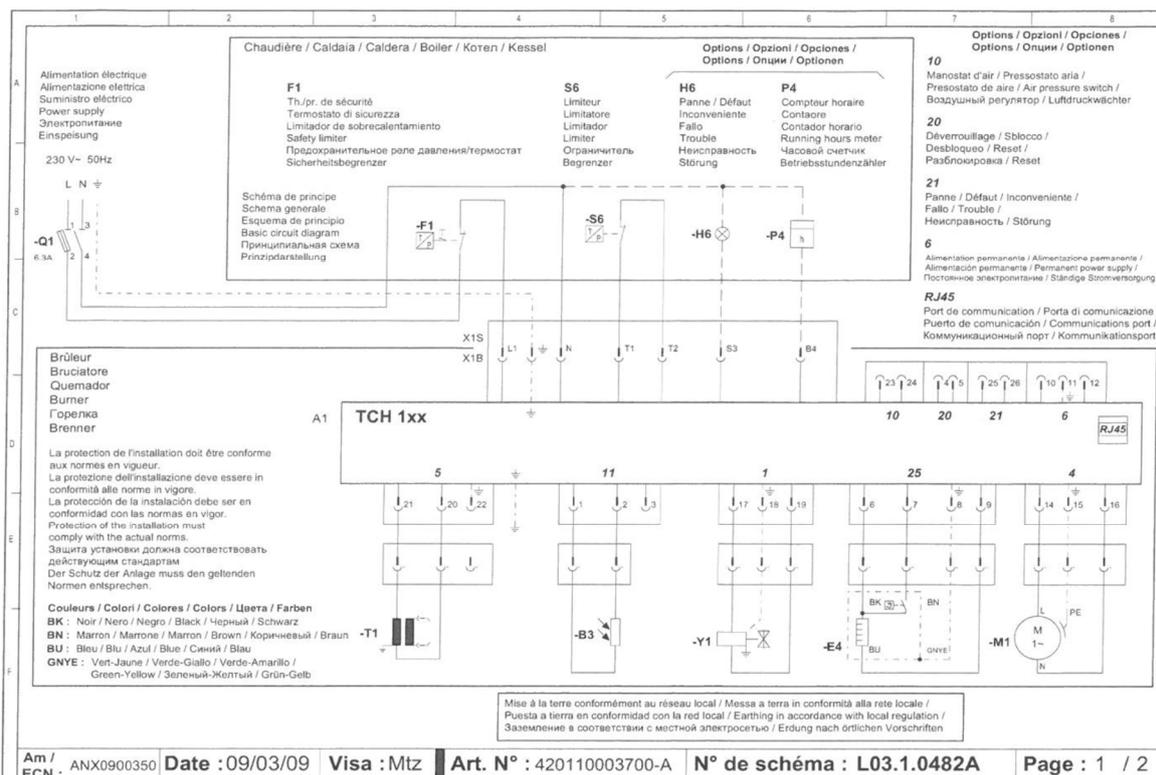
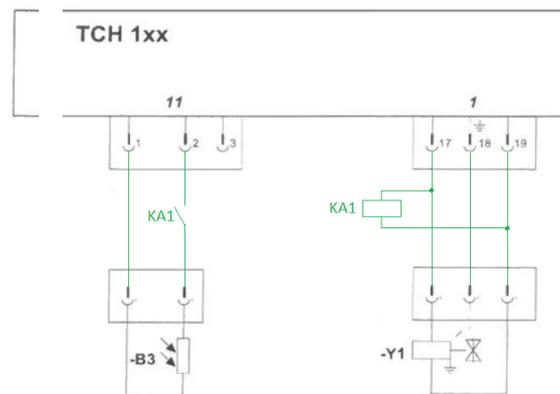


Schéma électrique du brûleur

## Adaptation du fonctionnement des brûleurs

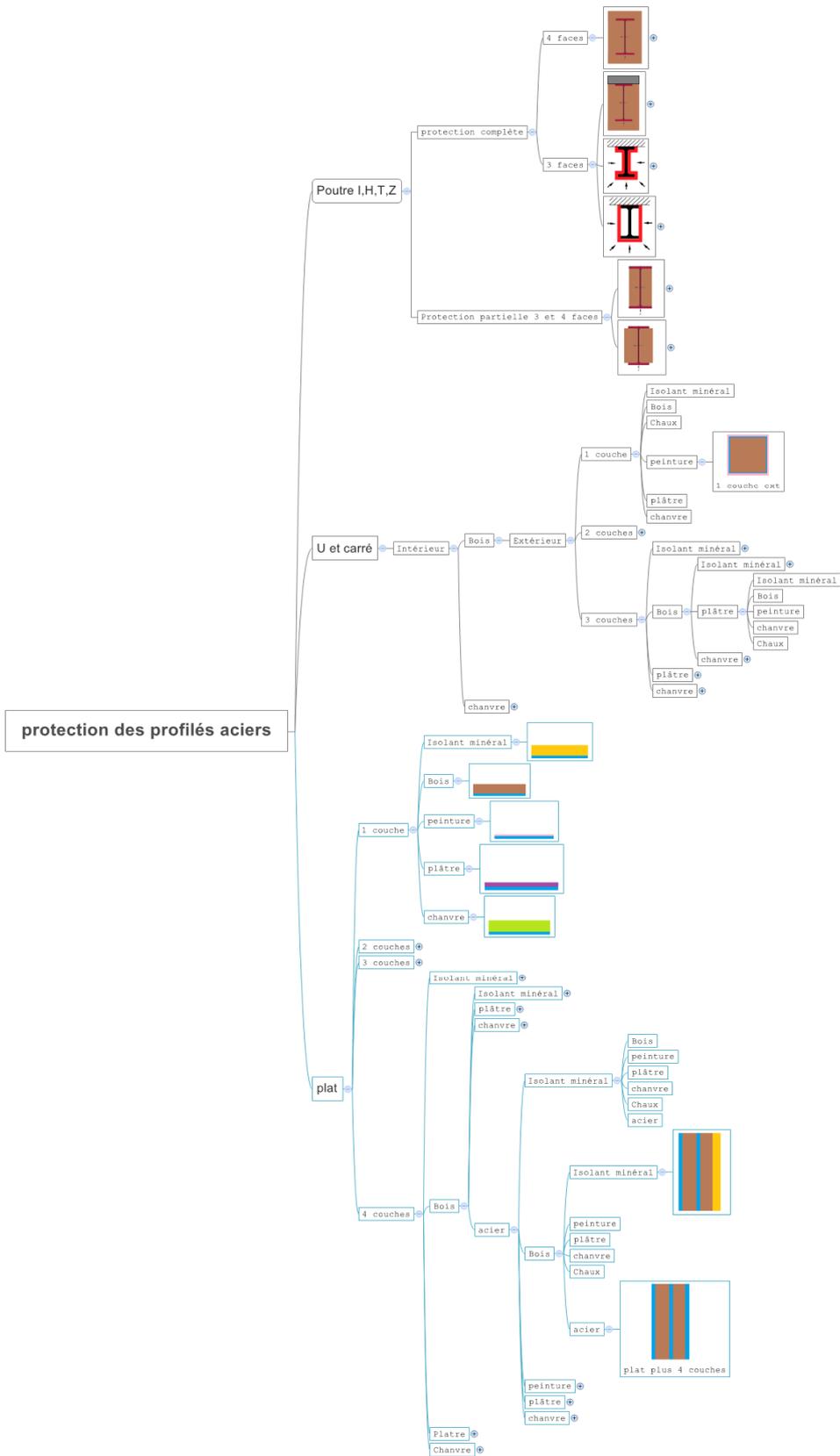
La modification du brûleur consiste à inhiber la sécurité de détection de flamme dans le foyer pendant la phase de pré ventilation. La détection ou non de flamme est assurée par une cellule photorésistante. Celle-ci est directement raccordée au coffret de commande et sécurité du brûleur. L'objectif est de déconnecter la cellule uniquement pendant la phase considérée.

La déconnexion de la cellule sera assurée par l'ajout d'un relais électromécanique. Le contact normalement ouvert du relais est câblé en série avec la cellule photorésistante repère -B3 (voir schéma électrique). La bobine du relais est câblée en dérivation avec celle de l'électrovanne d'alimentation en fioul repère -Y1. Si bien que la cellule est connectée automatiquement au coffret de commande et sécurité du brûleur lors de l'alimentation en fioul.



*Schéma électrique de la modification du brûleur*

# ANNEXE 8. Arbre des possibles



## ANNEXE 9. Mesure de la masse volumique des bois d'essais

Type de bois	L(mm)	b(mm)	h (mm)	m (g)	Masse volumique (kg/m <sup>3</sup> )
<b>BLC</b>	356	87	174	2616.8	<b>485.57</b>
<b>Douglas</b>	399	47	179	1575.3	<b>469.29</b>
<b>Sapin</b>	398	98	186	3153.3	<b>434.65</b>
<b>Pin</b>	401	58	224	1719.3	<b>330.01</b>

## ANNEXE 10. Résultats complets des essais de carbonisation

### ❖ Essai de 5 minutes

- BOIS LC



BLC/Fois	1	2	3	4	5	6	7	8	Moyenne
Avant	88.41	88.11	88.27	88.15	88.33	88.24	88.14	88.22	<b>88.23</b>
Après	70.14	69.35	71.05	70.57	69.29	70.64	71.98	70.77	<b>70.47</b>

Vitesse de carbonisation 1,77 mm/min

### ❖ Essai de 10 minutes

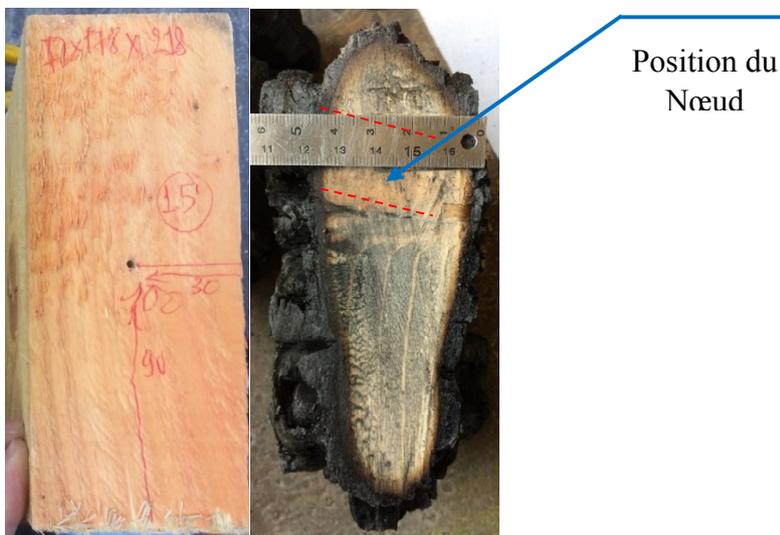
- SAPIN MASSIF



Sapin/Fois	1	2	3	4	5	6	7	8	Moyenne
Avant	98.66	98.22	99.07	98.96	98.91	99.09	98.81	98.84	<b>98.82</b>
Après	62.46	63.68	61.76	64.10	64.13	63.03	63.23	63.22	<b>63.20</b>

Vitesse de carbonisation 1,78 mm/min

- PIN



❖ 15 minutes vitesse de carbonisation 1,06 mm/min

- Douglas (exposé 4 faces)



Douglas/Fois	1	2	3	4	5	6	7	8	Moyenne
Avant	75.52	76.22	76.55	76.71	76.63	77.32	77.10	76.44	<b>76.55</b>
Après	55.98	55.93	55.87	55.45	56.21	55.53	55.45	56.55	<b>55.87</b>

Pendant **15 minutes** on observe la couche de carbonisation de chaque côté est **10.34 mm**

Vitesse de carbonisation de bois massif douglas est **0.68mm/minute**

- **Sapin**



Sapin/Fois	1	2	3	4	5	6	7	8	Moyenne
Avant	98.66	98.22	99.07	98.96	98.91	99.09	98.81	98.84	<b>98.82</b>
Après	70.04	69.77	69.93	69.43	71.86	71.38	71.35	72.10	<b>70.73</b>

Pendant **15 minutes** on observe la couche de carbonisation de chaque côté est **14.04 mm**

Vitesse de carbonisation de bois massif est **0.93mm/minute**

- **Bois LC**



BLC/Fois	1	2	3	4	5	6	7	8	Moyenne
Avant	88.41	88.11	88.27	88.15	88.33	88.24	88.14	88.22	<b>88.23</b>
Après	57.25	57.21	56.03	56.92	57.79	56.62	57.22	57.16	<b>57.02</b>

Pendant **15 minutes** on observe la couche de carbonisation de chaque côté est **15.06**

Vitesse de carbonisation de bois LC est **1.04mm/minute**

# Bibliographie

**ALIX Clément** La construction en pan de bois: Au Moyen Âge et à la Renaissance [Livre]. - Tours : Presses universitaires François-Rabelais, 2018.

**ALPERT Ronald L.** Fire Induced Turbulent Ceiling Jet [Livre]. - Edimbourg : Factory Mutual Research, 1971.

**ANG C. N. et WANG Yong Chang** The effect of water movement on specific heat of gypsum plasterboard in heat transfer analysis under natural fire exposure [Revue] // Construction and Building Materials. - 2004. - pp. vol. 18, no 7, p. 505-515.

**Artek** Pourquoi le bois se déforme [En ligne] // <https://www.arteck-france.com>. - 06 novembre 2018. - [https://www.arteck-france.com/wp-content/uploads/2018/11/06\\_Image-pour-article-Grume\\_variations-dimensionnelles.jpg](https://www.arteck-france.com/wp-content/uploads/2018/11/06_Image-pour-article-Grume_variations-dimensionnelles.jpg).

**ASTM Committee E-20 on Temperature Measurement** Manual on the Use of Thermocouples in Temperature Measurement [Livre]. - Philadelphie : ASTM INTERNATIONAL, 1993.

**AUDEBERT Maxime** Approche expérimentale et modélisation du comportement au feu d'assemblages bois sous différents types de sollicitations [Rapport] : Thèse de doctorat / Université Clermont-Ferrand 2. - 2010.

**AUDEBERT Maxime, DHIMA Dhionis et BOUCHAÏR Abdelhamid** Proposal for a new formula to predict the fire resistance of timber connections [Revue] // Engineering Structures. - 2020. - pp. vol. 204, p. 110041.

**AXENENKO Olga et THORPE Graham** The modelling of dehydration and stress analysis of gypsum plasterboards exposed to fire [Revue] // computational materials science. - 1996. - pp. vol. 6, no 3, p. 281-294.

**BAILEY Colin.** Indicative fire tests to investigate the behaviour of cellular beams protected with intumescent coatings [Revue] // Fire Safety Journal. - 2004. - pp. vol. 39, no 8, p. 689-709.

**BARDON Jean-Pierre et CASSAGNE Bernard.** Mesures et contrôle. Température de surface: Mesure par contact. [Revue] // Techniques de l'ingénieur.. - 1998. - p. no R2730.

**BENOIT Yves** Le grand livre de la machine à bois combinée [Livre]. - PARIS : Editions Eyrolles, 2008.

**BERALDO Carlos Henrique Michelin [et al.]** A new benzoxazine-based intumescent coating for passive protection against fire. Progress in Organic Coatings, [Revue]. - 2019. - pp. vol. 137, p. 105321.

**BEZANCON Xavier et DEVILLEBICHOT Daniel** Histoire de la construction - Moderne et contemporaine en France [Livre]. - Paris : Librairie Eyrolles, 2014. - Vol. Volume 2.

**BIANCHI Ana-Maria, FAUTRELLE, Yves, et ETAY, Jacqueline** Transferts thermiques [Livre]. - Lausanne : PPUR presses polytechniques, 2004.

**BIHINA Gisèle [et al.]** Timber encasement of steel structures as an alternative fire insulation [Revue]. - Sheffield : Eurosteel, 2021. - Vol. vol. 4, no 2-4, p. 1289-1296.

**BIHINA Gisèle** Analyse du comportement au feu des planchers mixtes acier-béton constitués de poutres cellulaires [Rapport] : Thèse de doctorat / Université Blaise Pascal-Clermont-Ferrand II. - 2011.

**BnF. F-5009(20) ordonnance du 18 août 1667. Annexe 3-3** [Livre]. - 1667.

**BOURBIGOT Serge [et al.]** Intumescent polypropylene: reaction to fire and mechanistic aspects [Revue] // Fire Safety Journal. - 2019. - pp. vol. 105, p. 261-269.

**BRAMSON Mikael Abramovic** Infrared radiation [Livre]. - [s.l.] : Optical Physics and Engineering, 1968.

**BRANDON Jean-Pierre et CASSAGNE Bernard** Température de surface-Mesure par contact [Revue] // Techniques de l'Ingénieur. - 1981. - p. vol. 2730.

**BUCHANAN Andrew H** Fire resistance of multistorey timber buildings [Revue] // Fire Science and Technology Springer, Singapore, 2015. - 2017. - pp. p. 9-16.

**CABANNES François** Facteurs de réflexion et d'émission des métaux [Revue] // Journal de Physique. - 1967. - pp. Vol 28 pp.235-248.

**CARBONNIER Youri.** Le bois contre la pierre dans la construction parisienne au XVIIIe siècle: choix économique ou choix technique?. Le bois contre la pierre dans la construction parisienne au XVIIIe siècle [Revue] // MEFRIM. - 2007. - pp. p. 1000-1007.

**CHORLTON Bronwyn. GALES, John** Fire performance of heritage and contemporary timber encapsulation materials [Revue] // Journal of Building Engineering. - 2020. - pp. vol. 29, p. 101181.

**CIRPICI Burak Kaan, WANG Yong C. et ROGERS Benedict** Assessment of the thermal conductivity of intumescent coatings in fire [Revue] // Fire Safety Journal. - 2016. - pp. vol. 81, p. 74-84.

**CSTB** Plateforme d'essais au feu : Vulcain [En ligne]. - 30 Octobre 2015. - 2018. - <https://www.cstb.fr/fr/plateformes-essais/essais-au-feu>.

**DALIGAND Daniel** Plâtre [Revue] // Techniques Ingénieur. - 2002.

**DANG Djily** Mesures de champs pour la caractérisation d'hétérogénéités dans le matériau bois [Rapport] : Thèse de doctorat. - Clermont-Ferrand : Université Blaise Pascal-Clermont-Ferrand II, 2016.

**DE SILVA Donatella, BILOTTA Antonio et NIGRO Emidio** Experimental investigation on steel elements protected with intumescent coating [Revue] // Construction and Building Materials. - 2019. - pp. vol. 205, p. 232-244.

**DEGLISE Xavier et DONNOT André** Bois énergie propriétés et voies de valorisation [Revue] // Techniques de l'ingénieur. - 2017. - p. vol. 33.

**DEGLISE Xavier** Les conversions thermochimiques du bois [Revue] // revue forestière française. - 1982.

**DELOBEL René, LEROY Jean-Marie et FLECHE Guy** Swellable, fire-resistant composition and its use for products based on polymeric materials [Brevet] : EP0555136B1. - Europe, 02 février 1993.

**DEMEAUX Mickaël** Une vingtaine de pompiers pour un feu de grange [En ligne]. - 21 MARS 2019. - 2021. - <https://www.vosgesmatin.fr/edition-de-la-plaine/2019/03/21/une-vingtaine-de-pompiers-pour-un-feu-de-grange>.

**DESCAMPS Didier** Conception et construction d'un four à gaz [En ligne]. - 22 mai 2020. - <http://didierdescamps.fr/index.html>.

**DI BLASI Colomba** Heat, momentum and mass transport through a shrinking biomass particle exposed to thermal radiation [Revue] // Chemical engineering science. - 1996. - pp. vol. 51, no 7, p. 1121-1132.

**DO Thanh Trung** Analyse expérimentale et modélisation du comportement non linéaire thermomécanique de cloison en plaques carton-plâtre-carton, vissées et soumise à des charges thermiques et mécaniques [Rapport] : Thèse de doctorat. - Paris : Université Paris-Est, 2011.

**DUMAS Cécile** 11 septembre : Pourquoi les Twin Towers se sont effondrées [Article] // Sciences et Avenir. - Septembre 2011. - p. N°775.

**DUNLAP Frederick** The specific heat of wood [Livre]. - Madison : US Department of Agriculture, Forest Service, 1912.

**DUQUESNE Sophie [et al.]** Thermoplastic resins for thin film intumescent coatings—towards a better understanding of their effect on intumescence efficiency. Polymer Degradation and Stability [Revue]. - 2005. - pp. vol. 88, no 1, p. 63-69.

**FELICELLI Christine** Le feu, la ville et le roi: l'incendie de la ville de Bourges en 1252 [Revue] // Histoire urbaine, no 1. - 2002. - pp. p. 105-134.

**Four** Four gaz à air induit [En ligne]. - 10 05 2007. - [http://sitepasite.free.fr/poterie/four\\_gaz.html](http://sitepasite.free.fr/poterie/four_gaz.html).

**FOURIER Jean-Baptiste Joseph** Théorie analytique de la chaleur [Livre]. - [s.l.] : Chez Firmin Didot, père et fils, 1822.

**FRANGI Andrea et FONTANA Mario** Charring rates and temperature profiles of wood sections [Revue] // Fire and Materials. - 2003. - pp. vol. 27, no 2, p. 91-102.

**FRANSSEN Jean Marc, KODUR Venkatesh et ZAHARIA Raul** Designing steel structures for fire safety [Livre]. - Londres : CRC Press, 2009.

**FRANSSEN Jean-Marc** Contributions à la modélisation des incendies et de leurs effets sur les bâtiments [Rapport] : Thèse post doctorale / Université de Liège. - 1997.

**FRANSSEN Jean-Marc et BRÜLS Aloïs** Résistance au feu des profilés isolés: détermination de la conductivité thermique apparente [Livre]. - Bruxelles : Symposium "Fire Protection to Steelwork - E.E.C. Harmonisation", 1986.

**FRANSSEN Jean-Marc et ZAHARIA Raul** Design of Steel Structures subjected to Fire. Background and Design Guide to Eurocode 3. [Livre]. - Liège : Les Editions de l'Universite de Liege, 2005.

**FREDLUND Bertil** A model for heat and mass transfer in timber structures during fire: a theoretical, numerical and experimental study [Rapport] : Thèse de doctorat. - 1988.

**GHAZI WAKILI Karim [et al.]** Gypsum board in fire—modeling and experimental validation [Revue] // Journal of fire Sciences. - 2007. - pp. vol. 25, no 3, p. 267-282.

**GHAZI-WAKILI Karim [et al.]** Thermal behaviour of autoclaved aerated concrete exposed to fire [Revue] // Cement and Concrete Composites. - 2015. - pp. vol. 62, p. 52-58.

**GILLET Mathieu** Analyse de systèmes intumescents sous haut flux: modélisation et identification paramétrique [Rapport] : Thèse de doctorat. - 2009.

**GILLET Mathieu, PEREZ Laetitia et AUTRIQUE Laurent** A model based predictive tool for fire safety intumescent coatings design [Revue] // Fire Safety Journal. - 2019. - pp. vol. 110, p. 102908.

**GOUGOU Maxime** Le Feu – partie 2.2 : Les modes de propagation d'un incendie [En ligne]. - 20 mai 2020. - <https://rescue18.fr/formation/le-feu-partie-2-2-les-modes-de-propagation-dun-incendie>.

**HAMON Olivier et ROULLAT Vincent** Technologie des métiers du bois [Livre]. - Paris : Dunod, 2016. - Vol. Tome 1 : 3.

**HAN Jun, LI Guo-Qiang et WANG Yong C.** An experimental study to assess the feasibility of a three stage thermal conductivity model for intumescent coatings in large space fires [Revue] // Fire Safety Journal. - 2019. - pp. vol. 109, p. 102860.

**HARMATHY Tibor Z.** Properties of building materials [Livre]. - Ottawa : National Research Council Canada, Institute for Research in Construction, 1988.

**HERZOG Thomas** Construire en bois [Livre]. - Lausannes : PPUR presses polytechniques et universitaires romandes, 2005.

**HU Xiaochun, ZHU Xiaojun et SUN Zhiqiang** Development of an SEM image analysis method to characterize intumescent fire retardant char layer [Revue] // Progress in Organic Coatings. - 2020. - pp. vol. 139, p. 105461.

**HU Xiaochun, ZHU Xiaojun et SUN Zhiqiang** Efficient flame-retardant and smoke-suppression properties of MgAlCO<sub>3</sub>-LDHs on the intumescent fire retardant coating for steel structures [Revue] // Progress in Organic Coatings. - 2019. - pp. vol. 135, p. 291-298.

**HUGI Erich [et al.]** Correlation between charring rate and oxygen permeability for 12 different wood species [Revue] // Journal of wood science. - 2007. - pp. vol. 53, no 1, p. 71-75.

**HURLEY Morgan J. [et al.]** SFPE handbook of fire protection engineering [Livre]. - [s.l.] : Springer, 2015.

**infosteel** [En ligne]. - <http://www.infosteel.be/fr/materiaux/technique-normes/securite-incendie.html#calculs>.

**IZUMI Bunji [et al.]** Fire performances of timber-cold formed thin steel plate composite beam [Conférence] // WCTE 2016. Vienna University of Technology. - 2016.

**JANNOT Yves et MOYNE Christian.** Transferts thermiques: cours et 55 exercices corrigés [Livre]. - 2016.

**JOLLY Stéphanie** Modélisations de feux [Rapport] : Rapport d'étude / ENERIS. - 2014.

**JURKIEWIEZ Bruno, DURF Sébastien et BOUCHAÏR Abdelhamid** Behaviour of steel-timber beam in bending [Revue] // Ce/Papers. - 2017. - pp. vol. 1, no. 2–3, pp. 2283–2291.

**KEERTHAN Poologanathan et MAHENDRAN Mahen** Numerical studies of gypsum plasterboard panels under standard fire conditions [Revue] // Fire Safety Journal. - 2012. - pp. vol. 53, p. 105-119.

**KOLAITIS Dionysios I. [et al.]** Fire protection of light and massive timber elements using gypsum plasterboards and wood based panels: A large-scale compartment fire test [Revue] // Construction and Building Materials. - 2014. - pp. vol. 73, p. 163-170.

**KOLLMANN Franz FP et CÔTÉ JR Wilfred A.** Principles of wood science and technology. vol. I. Solid Wood. [Livre]. - Berlin, Heidelberg : Springer, 1968.

**KOLLMANN Franz** Technologie des Holzes [Livre]. - Berlin : J. Springer, 1936.

**KOLŠEK Jerneja et ČEŠAREK Peter** Performance-based fire modelling of intumescent painted steel structures and comparison to EC3 [Revue] // Journal of Constructional Steel Research. - 2015. - pp. vol. 104, p. 91-103.

**KONTOGEOGOS Dimos. [et al.]** Heat and moisture transfer through a steel stud gypsum board assembly exposed to fire [Revue] // Construction and Building Materials. - 2012. - pp. vol. 26, no 1, p. 746-754.

**Kunimi Kunimi** Town Office Building [Revue] // Steel construction Today & Tomorrow. - 2016.

**KWIATKOWSKI Jerzy** Moisture in buildings, air-envelope interaction [Livre]. - Villeurbanne : Institut National des Sciences Appliquées de Lyon, 2009.

**LE Truong Di Ha et TSAI Meng-Ting** Experimental assessment of the fire resistance mechanisms of timber–steel composites [Revue] // Materials. - 2019. - pp. vol. 12, no 23, p. 4003.

**LI Guo-Qiang [et al.]** Predicting intumescent coating protected steel temperature in fire using constant thermal conductivity [Revue] // Thin-Walled Structures. - 2016. - pp. vol. 98, p. 177-184.

**LI Shan [et al.]** Experimental investigation on fire resistance of high-strength concrete encased steel composite columns. [Revue] // Fire Safety Journal. - 2021. - pp. vol. 121, p. 103273.

**LOCQUENEUX Robert** Cahiers d'histoire et de philosophie des sciences, n° 45, Préhistoire et histoire de la thermodynamique classique. Une histoire de la chaleur [Livre]. - LYON : ENS Éditions, 1996.

**LUCHERINI Andrea [et al.]** Influence of heating conditions and initial thickness on the effectiveness of thin intumescent coatings [Revue] // Fire Safety Journal. - 2020. - p. p. 103078.

**LUCHERINI Andrea et MALUK Cristian** Intumescent coatings used for the fire-safe design of steel structures: A review [Revue] // Journal of Constructional Steel Research. - 2019. - pp. vol. 162, p. 105712.

**LUCHERINI Andrea, GIULIANI Luisa et JOMAAS Grunde** Experimental study of the performance of intumescent coatings exposed to standard and non-standard fire conditions. [Revue] // Fire Safety Journal. - 2018. - pp. vol. 95, p. 42-50.

**LUCHERINI Andrea, RAZZAQUE QAZI Samia et MALUK Cristian** Exploring the fire behaviour of thin intumescent coatings used on timber [Revue] // Fire Safety Journal. - 2019. - pp. vol. 109, p. 102887.

**MAKU Takamaro** Studies on the Heat Conductin in Wood: The present study is a discussion on the results of investigations made hitherto by author on heat conduction in wood. [Revue] // 木材研究: 京都大學木材研究所報告. - 1954. - pp. vol. 13, p. 1-80.

**MARTIN Christian et FAUCHAIS Pierre** Mesure par thermographie infrarouge de l'émissivité de matériaux bons conducteurs de la chaleur. Influence de l'état de surface, de l'oxidation et de la température [Revue] // Revue de Physique Appliquée. - 1980. - pp. vol. 15, no 9, p. 1469-1478.

**Mc CAFFREY Bernard J., QUINTIERE James G. et HARKLEROAD Margaret F.** Estimating room temperatures and the likelihood of flashover using fire test data correlations [Revue] // Fire Technology. - 1981. - pp. vol. 17, no 2, p. 98-119.

**MEHAFFEY J. R., CUERRIER, P., et CARISSE, G.** A model for predicting heat transfer through gypsum-board/wood-stud walls exposed to fire [Revue] // Fire and materials. - 1994. - pp. vol. 18, no 5, p. 297-305.

**MESQUITA Luis, PILOTO Paulo et VAZ Mario** An experimental study of intumescent fire protection coatings [Conférence] // Proceedings of the International Advanced Research Workshop in Fire Computer Modeling. - 2007.

**Ministère des affaires culturelles** Vocabulaire de l'architecture. Principes d'analyse scientifique [Livre]. - Paris : Imprimerie Nationale, 1972.

**MOK William Shu Lai [et al.]** Formation of charcoal from biomass in a sealed reactor [Revue] // Industrial & engineering chemistry research. - 1992. - pp. vol. 31, no 4, p. 1162-1166.

**MONCHAU Jean-Pierre** Mesure d'émissivité pour la thermographie infrarouge appliquée au diagnostic quantitatif des structures [Rapport] : Thèse de doctorat / Université Paris Est. - 2013.

**MRÓZ Katarzyna, HAGER Izabela et KORNIEJENKO Kinga** Material solutions for passive fire protection of buildings and structures and their performances testing [Revue] // Procedia Engineering. - 2016. - pp. vol. 151, p. 284-291.

**MURRY Guy** Aciers de construction métallique [Revue]. - Paris : Techniques de l'Ingénieur, 2003.

**NAVI Parviz et HEGER Frédéric** Comportement thermo-hydrromécanique du bois: Applications technologiques et dans les structures [Livre]. - Lausanne : PPUR presses polytechniques et universitaires romandes, 2005.

**NF EN 1313-1** Bois ronds et bois sciés - Écarts admissibles et dimensions préférentielles - Partie 1 : bois sciés résineux. - Paris : AFNOR, Mars 2010.

**NF EN 13381-1** Méthodes d'essai pour déterminer la contribution à la résistance au feu des éléments de construction — Partie 1 : Membranes de protection horizontales. - Paris : AFNOR, 2020.

**NF EN 13381-2** Teneur en humidité d'une pièce de bois scié - Partie 2 : estimation par méthode électrique par résistance. - Paris : AFNOR, 2002.

**NF EN 13381-4** Méthodes d'essai pour déterminer la contribution à la résistance au feu des éléments de construction - Partie 4 : protection passive appliquée aux éléments en acier. - Paris : AFNOR, 2013.

**NF EN 13381-8** Méthodes d'essai pour déterminer la contribution à la résistance au feu des éléments de construction - Partie 8 : protection réactive appliquée aux éléments en acier. - Paris : AFNOR, 2013.

**NF EN 1363-1** essais de résistance au feu, partie 1 : exigences générales. - Paris : AFNOR, 2020.

**NF EN 1363-2** Essais de résistance au feu Partie 2 : Modes opératoires de substitution ou additionnels. - Paris : AFNOR, 2020.

**NF EN 1991-1-2** Eurocode 1 - actions sur les structures - Partie 1-2 : actions générales - Actions sur les structures exposées au feu. - Paris : AFNOR, 2004.

**NF EN 1993-1-2** Eurocode 3 - Calcul des structures en acier - Partie 1-2 : règles générales - Calcul du comportement au feu. - Paris : AFNOR, 2005.

**NF EN 1994-1-2** Eurocode 4 - Calcul des structures mixtes acier-béton - Partie 1-2 : règles générales - Calcul du comportement au feu. - Paris : AFNOR, février 2006.

**NF EN 1995-1-2** Eurocode 5-Conception et calcul des structures en bois-Partie 1-2 : Généralités - calcul des structures au feu. - Paris : CSTB EDITIONS, Septembre 2005.

**NICOLAS Vincent** Modélisation multiphysique des transferts de masse et de chaleur dans un milieu poreux déformable non saturé: application à la cuisson du pain. [Rapport] : Thèse de doctorat / Université européenne de Bretagne, Lorient. - 2012.

**NJANKOUO Jacques Michel [et al.]** Experimental study of the charring rate of tropical hardwoods [Revue] // Fire and materials. - 2004. - pp. vol. 28, no 1, p. 15-24.

**OBIALA Renata. [et al.]** Fire safety of industrial halls—A valorisation project, Research Fund for Coal and Steel [Rapport] : Final report RFS2-CT-2007-00032. - 2010.

**PADET Jacques** Principes des transferts convectifs [Livre]. - Paris, France : Polytechnica, 1997.

**PAULMIER Daniel** Influence comparée de l'état de surface d'un métal sur le rayonnement et l'accommodation thermiques [Rapport] / Université de Nancy. - 1963.

**PEČENKO Robert, PLANINC Igor., SVENSSON, Staffan et HOZIAN Thomas** Implementing coupled heat and moisture transfer model in the fire analysis of timber beams [Revue] // Fire Safety Journal. - 2019. - pp. vol. 107, p. 170-178.

**PEČENKO Robert, SVENSSON Staffan et et HOZIAN Thomaz** Modelling heat and moisture transfer in timber exposed to fire [Revue] // International Journal of Heat and Mass Transfer. - 2015. - pp. vol. 87, p. 598-605.

**PETERSSON Ove, MAGNUSSON Sven Erik et THOR Jörgen** Fire Engineering Design of Steel Structures. [Revue] // Bulletin of Division of Structural Mechanics and Concrete Construction. - 1976. - p. Bulletin 52.

**PIGNOL Sylvain et FARINE Valérie** Un feu dans une grange de foin de Crau [En ligne]. - 04 janvier 2016. - 2021. - <https://www.laprovence.com/article/actualites/3736911/un-feu-dans-une-grange-de-foin-de-crau.html>.

**PIROUX Augustin** Moyens de préserver les édifices d'incendies, et d'empêcher le progrès des flammes [Livre]. - Strasbourg : Chez les frères Gay., 1782.

**PRAT Roger, FURELAUD Gilles et RUBINSTEIN Jean-Pierre** Colorations de cellulose et lignine [En ligne] // Planet vie. - 01 octobre 2001. - <https://planet-vie.ens.fr/article/1347/colorations-cellulose-lignine>.

**PROMAT** Protection au feu PROMATECT®-L500 - Poutres et poteaux en acier - R 180 [En ligne] // Promat. - 2022. - <https://www.promat.com/fr-fr/construction/produits-et-systemes/systemes/structures/structures-en-acier/protection-au-feu-promatect-l500-poutres-et-poteaux-en-acier-r-180>.

**PURI Ravindra G. et KHANNA A. S** Effect of cenospheres on the char formation and fire protective performance of water-based intumescent coatings on structural steel [Revue] // Progress in Organic Coatings. - 2016. - pp. vol. 92, p. 8-15.

**QUINTIERE James G.** Scaling applications in fire research [Revue] // Fire Safety Journal. - 1989. - 1 : Vol. 15. - pp. 3-29.

**RAHMANIAN Ima et WANG Yong.** Thermal conductivity of gypsum at high temperatures—a combined experimental and numerical approach [Revue] // Acta Polytechnica. - 2009. - pp. vol. 49, no 1.

**RAHMANIAN Ima** Thermal and mechanical properties of gypsum boards and their influences on fire resistance of gypsum board based systems. - Manchester : The University of Manchester (United Kingdom), 2011.

**RENAUD Christophe** Temperature critique des éléments en acier [En ligne] // Métaletech. - 2020. - <https://metaletech.com/2020/06/08/temperature-critique-des-elements-en-acier/>.

**RITOUX Georges** Evaluation numérique des facteurs de forme [Revue] // Revue de physique appliquée. - 1982. - pp. vol. 17, no 8, p. 503-515.

**ROGAUME Yann** Production de chaleur à partir du bois [Revue]. - Paris : Techniques de l'Ingénieur, 2005. - pp. réf: BE8747, BE8748.

**ROGEZ Jacques et Jean LE COZE** Mesure des températures [Revue]. - Paris : Techniques de l'Ingénieur, 1992. - Vol. R2515.

**ROHSENOW [et al.]** Handbook of heat transfer [Livre]. - New York : McGraw-Hill, 1998.

**ROIGNANT Jeanne** Biologie de développement du bois en réponse à des sollicitations mécaniques environnementales [Rapport] : Thèse de doctorat / Université Clermont Auvergne. - 2018.

**RT2012** Règlementation thermique 2012 [Livre]. - Paris : CSTB, 2010.

**SAMAKE Abdoulaye [et al.]** Thermo-hydric transfer within timber connections under fire exposure: Experimental and numerical investigations [Revue] // Applied thermal engineering. - 2014. - pp. vol. 63, no 1, p. 254-265. - ISSN 1359-4311.

**SAMAKE Abdoulaye.** Etude de l'influence des transferts thermo-hydriques sur les composants d'assemblages bois sous incendie [Rapport] : Thèse de doctorat / Université Blaise Pascal-Clermont-Ferrand II. - 2016.

**SAULNIER Véronique, DURIF Sébastien et BOUCHAÏR Abdelhamid** Etude du comportement thermique de pièces en acier protégées par peinture intumescente [Revue] // Academic Journal of Civil Engineering. - 2016. - pp. vol. 34, no 1, p. 841-848.

**SHAFIZADEH Fred** Introduction to pyrolysis of biomass [Revue]. - Amsterdam : Journal of Analytical and Applied Pyrolysis, 1982. - Issue 4 : Vol. Volume 3. - pp. Pages 283-305.

**SHEN Dekui [et al.]** Modeling pyrolysis of wet wood under external heat flux [Revue] // Fire Safety Journal. - 2007. - pp. vol. 42, no 3, p. 210-217.

**SILVA Pignata Vladimir** Determination of the steel fire protection material thickness by an analytical process—a simple derivation [Revue] // Engineering Structures. - 2005. - pp. vol. 27, no 14, p. 2036-2043.

**STAGGS John E. J** Thermal conductivity estimates of intumescent chars by direct numerical simulation [Revue] // Fire Safety Journal. - 2010. - pp. vol. 45, no 4, p. 228-237.

**STAMM Alfred Joaquim** Wood and cellulose science. [Livre]. - New York : Ronald Press Co, 1964.

**SULLIVAN Andrew L. et BALL Rowena** Thermal decomposition and combustion chemistry of cellulosic biomass [Revue] // Atmospheric Environment. - 2012. - pp. vol. 47, p. 133-141.

**SULTAN Mohamed A.** A model for predicting heat transfer through noninsulated unloaded steel-stud gypsum board wall assemblies exposed to fire [Revue] // Fire Technology. - 1996. - Vol. 32, no 3, p. 239-259.

**SUZANNE Mathieu** Conditions d'utilisation de modèles numériques pour l'évaluation de scénarios de départ de feu dans un cadre d'investigation post-incendie [Rapport] : Thèse de doctorat. - 2009.

**TAO Zhong et YU Qing** Residual bond strength in steel reinforced concrete columns after fire exposure [Revue] // Fire safety journal. - 2012. - pp. vol. 53, p. 19-27.

**THABET Rida** Fire protection durability of intumescent coatings after accelerated aging [Rapport] : Thèse de doctorat / Institut polytechnique de Bragança. - 2015.

**THI Van Diem** Modélisation du comportement au feu des structures en bois [Rapport] : Thèse de doctorat / Université de Lorraine. - 2017.

**THOMAS Geoff** Thermal properties of gypsum plasterboard at high temperatures [Revue] // Fire and materials. - 2002. - pp. vol. 26, no 1, p. 37-45.

**THOMAS Philip** Modelling of Compartment Fires [Revue] // Fire Safety Journal. - 1983. - 3-4 : Vol. 5. - pp. 181 - 190.

**THUNMAN Henrik et LECKNER Bo** Thermal conductivity of wood—models for different stages of combustion [Article] // Biomass and Bioenergy. - 2002. - pp. vol. 23, no 1, p. 47-54.

**TORERO José, LAW Angus et MALUK Cristian** Defining the thermal boundary condition for protective structures in fire [Revue] // Engineering Structures. - 2017. - pp. vol. 149, p. 104-112.

**TROUY Marie-Christine et TRIBOULOT Pascal** Matériau bois-Structure et caractéristiques. [Livre]. - 2019.

**WADE Robin John** INTUMESCENT COMPOSITION [Brevet] : EP 2 346 953 B1. - Europe, 2009.

**WANG Lingling [et al.]** An experimental study of the effects of topcoat on aging and fire protection properties of intumescent coatings for steel elements [Revue] // Fire Safety Journal. - 2020. - Vol. 111, p. 102931.

**WICKSTRÖM Ulf** Temperature analysis of heavily-insulated steel structures exposed to fire [Revue] // Fire Safety Journal. - 1985. - pp. vol. 9, no 3, p. 281-285.

**XU Qing [et al.]** Experimental study of the influence of topcoat on insulation performance of intumescent coatings for steel structures [Revue] // Fire Safety Journal. - 2018. - pp. vol. 101, p. 25-38.

**XU Qingfeng [et al.]** Combustion and charring properties of five common constructional wood species from cone calorimeter tests [Revue] // Construction and Building Materials. - 2015. - pp. vol. 96, p. 416-427.

**YASIR Muhammad [et al.]** Quantifying the effects of basalt fibers on thermal degradation and fire performance of epoxy-based intumescent coating for fire protection of steel substrate [Revue] // Progress in Organic Coatings. - 2019. - pp. vol. 132, p. 148-158.

**YEW Ming Chian et SULONG NH Ramli** Fire-resistive performance of intumescent flame-retardant coatings for steel. [Revue] // Materials & Design, . - 2012. - pp. vol. 34, p. 719-724..

**ZHAN Wang, GU Zhaozhan et JIANG Juncheng** Influences of surface area of graphene on fire protection of waterborne intumescent fire resistive coating. , [Revue] // Process Safety and Environmental Protection. - 2020. - p. 106-113 : Vol. vol. 139.

**ZHANG Yong [et al.]** Global modelling of fire protection performance of intumescent coating under different cone calorimeter heating conditions [Revue] // Fire Safety Journal. - 2012. - pp. vol. 50, p. 51-62..