



Approches expérimentales et numériques pour l'étude de l'impact thermomécanique du feu sur quelques matériaux et structures

Jean-Christophe Mindeguia

► To cite this version:

Jean-Christophe Mindeguia. Approches expérimentales et numériques pour l'étude de l'impact thermomécanique du feu sur quelques matériaux et structures. Mécanique des matériaux [physics.class-ph]. Université de Bordeaux; ED n°209 : École Doctorale des sciences physiques et de l'ingénieur, 2022. <tel-03784606v2>

HAL Id: tel-03784606

<https://hal.science/tel-03784606v2>

Submitted on 9 Nov 2022

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.



Distributed under a Creative Commons CC BY 4.0 - Attribution - International License

Dossier d'Habilitation à Diriger les Recherches de l'Université de Bordeaux

Ecole Doctorale des Sciences Physiques et de l'Ingénieur
Spécialité Mécanique

Approches expérimentales et numériques pour l'étude de l'impact thermomécanique du feu sur quelques matériaux et structures

-

Jean-Christophe Mindeguia

Maître de Conférences – Institut de Mécanique et d'Ingénierie de Bordeaux

Présenté le 15 Septembre 2022, devant le jury composé de :

Jose Luis TORERO CULLEN	Professeur des Universités, University College London, UK	Rapporteur
Thomas ROGAUME	Professeur des Universités, Université de Poitiers	Rapporteur
Stefano DAL PONT	Professeur des Universités, Université de Grenoble Alpes	Rapporteur
Hélène CARRÉ,	Maître de Conférences HDR, Université de Pau et des Pays de l'Adour	Examinatrice, <i>Pdte du jury</i>
Jean-Marc FRANSSSEN	Professeur des Universités, Université de Liège, Belgique	Examineur
Aurélien THIRY	Docteur, Ingénieur, Directeur adjoint, Laboratoire Central Préfecture de Police de Paris	Examineur
Stéphane MOREL	Professeur des Universités, Université de Bordeaux	Examineur

Page intentionnellement laissée vide

Remerciements

Je tiens à vivement remercier les membres du jury d'avoir accepté de poser leurs regards d'experts sur mon travail. Un remerciement tout particulier aux trois rapporteurs, Jose, Thomas et Stefano qui ont apporté un regard critique et constructif sur mon travail. Vos remarques et conseils vont m'aider à me positionner pour les projets futurs. Un grand merci amical à Hélène pour avoir endossé avec brio le rôle de Présidente du jury. J'y ai vu une certaine légitimité, car tu as été à l'origine de ma carrière d'enseignant chercheur. Merci Jean-Marc pour ta relecture attentive du manuscrit, et les quelques erreurs que tu m'as évitées de publier ! Un grand merci à Aurélien pour ta participation et les échanges lors de la soutenance. Stéphane, merci pour ton soutien, tes conseils et ton apport scientifique au quotidien dans mes différents projets.

Le travail présenté dans ce manuscrit a été entièrement réalisé au sein du laboratoire I2M de Bordeaux. Je remercie donc sincèrement sa direction, et tout particulièrement Jean-Christophe Batasale, qui a su m'accueillir et m'orienter lors de mes premières années bordelaises. Je remercie chaleureusement l'ensemble du personnel du département Génie Civil et Environnemental. Vous avez tous contribué, chacun à votre façon, à la réalisation de mes différents projets. Merci Alain, Jean-Luc, Thomas, Philippe, Mehdi, Myriam, Stéphane pour les bons moments que l'on passe ensemble. Merci à Colette de m'avoir fait rencontrer des archéologues intrigués par le feu. Un merci tout particulier à Denys Breyse, pour son accueil au sein du département et l'entière confiance dont il m'a fait preuve, lorsque le feu s'est invité aux problématiques du labo. Je tiens également à remercier les techniciens de la plateforme expérimentale, Bernard, Philippe, Olivier et Sylvain pour leur soutien technique sans faille.

Les projets de recherche ne sont pas l'affaire d'une seule personne. Je tiens donc à vivement remercier tous les confrères universitaires qui m'ont accompagné ces dix dernières années, et tout particulièrement Christian La Borderie et Céline Perlot du laboratoire SIAME, Catherine Ferrier du laboratoire PACEA, Delphine Lacanette, Christophe Pradere, Alain Sommier, Yannick Anguy et Cécile Gaborieau du département TREFLE d'I2M. Un remerciement chaleureux à Jean-Claude Leblanc pour le temps partagé lors du projet CarMoTHaP.

Un grand merci aux partenaires institutionnels et industriels, qui ont su me faire confiance lors des différents projets : Pierre Pimienta et Dhionis Dhima du CSTB, Gildas Auguin et Virginie Dréan d'Efectis France, Fabienne Robert, Christophe Tessier, Siyimane Mohaine et l'ensemble du personnel du laboratoire feu du CERIB, Jean-Didier Mertz et Yannick Mélinge du LRMH, Mathieu Suzanne et Axel Bellivier du LCPP.

Je dois aux doctorants une grande partie de la réalisation des projets de recherche traités dans ce manuscrit. Ils ont donc une place privilégiée dans mes remerciements : Guillaume Cueff, Boris Clouet, Mohamed Bensalem, Fabien Salmon, Silvio Renard et Bruno Fernandes. Messieurs, je vous remercie d'avoir amené vos projets aussi loin que vous l'avez pu, souvent au-delà de mes attentes. J'associe également à mes remerciements les stagiaires qui ont eux aussi contribué à la réalisation des études : Pauline Lambert, Lawrence Kauffmann, Enzo Cabezas, Aurore Montier et Sakina Drissi.

Je remercie l'ensemble du personnel du département Génie Civil et Construction Durable de l'IUT de Bordeaux, pour me permettre de m'épanouir en tant qu'enseignant, tout en me donnant les conditions de travail nécessaires à la poursuite de mes travaux de recherche. Merci pour votre soutien, votre implication auprès des étudiants et pour la vie au quotidien tout simplement.

Je souhaite dédier ces dernières lignes à mon entourage personnel, sans qui je n'aurais probablement pas la motivation et l'enthousiasme nécessaires à l'accomplissement de mon métier. Merci aux amis bordelais et aux amis de toujours, milesker lagunak ! Je remercie ma famille et belle-famille (mercés hèra !), et particulièrement mes parents pour m'avoir inculqué les valeurs de curiosité qui m'animent au quotidien. Enfin, j'ai bien peur de manquer de mots pour remercier ceux qui comptent le plus à mes yeux : Emilie, Louise et Jules je vous dois tellement !

Pour finir, je souhaiterais dédier ce manuscrit à une personne partie beaucoup trop tôt. Merci Christopher pour tout ce que tu étais, sache que tu as aussi contribué à ce travail par ta bienveillance et tes encouragements.

A toi, Lazy Chris... 🎵

Page intentionnellement laissée vide

Page intentionnellement laissée vide

Résumé

Ce manuscrit, présenté dans le but d'obtenir mon Habilitation à Diriger les Recherches de l'Université de Bordeaux, est une synthèse de mes activités professionnelles réalisées depuis ma prise de fonction au sein de l'Université de Bordeaux en 2011. Les activités pédagogiques y sont tout d'abord décrites, puis une synthèse des encadrements d'étudiants et des projets de recherche auxquels j'ai participé est réalisée. Une grande partie du document est ensuite dédié à la présentation des travaux de recherche effectués. Le thème principal est le comportement au feu de quelques matériaux et structures du génie civil. Un travail de contextualisation scientifique et réglementaire est tout d'abord présenté, permettant de justifier les apports des travaux de recherche. Les travaux sont ensuite présentés selon trois grandes familles de matériaux : bétons, bois et pierres. Pour chacune d'entre elles, nous présentons les approches expérimentales et numériques mises en œuvre.

Abstract

This manuscript, presented in order to obtain my "Habilitation to Supervise Research" (HDR) at the University of Bordeaux, is a synthesis of my professional activities carried out since I took up my position at the University of Bordeaux in 2011. The pedagogical activities are first described, then a synthesis of the student supervision and research projects in which I participated is made. A large part of the document is then dedicated to the presentation of the research work done. The main theme is the fire behavior of some materials and structures in civil engineering. A scientific and regulatory contextualization work is first presented, allowing to justify the contributions of the research works. The work is then presented according to three major families of materials: concrete, wood and stone. For each of them, we present the experimental and numerical approaches implemented.

Structure du Manuscrit

Le présent manuscrit est composé de deux parties indépendantes :

- La **Partie I** (21 pages) est un *curriculum vitae* de mes activités professionnelles : d'une part pédagogiques et d'autre part liées à la recherche. Sont présentés, mon parcours professionnel et ma formation ainsi qu'une synthèse de mes activités d'enseignement et responsabilités administratives au sein de l'IUT de Bordeaux. Cette partie I se conclut sur une synthèse des différents étudiants encadrés lors des travaux de recherche, des projets, contrats et groupes de travail qui ont permis la réalisation de ces travaux. Enfin la liste de mes publications est donnée.
- La **Partie II** (135 pages) est une synthèse de mes activités de recherche, débutant par une contextualisation scientifique et réglementaire de celles-ci. Les travaux sont ensuite synthétisés en optant pour une retranscription par grande famille de matériau étudié : béton, bois et pierre. Un bilan et quelques perspectives de recherche concluent cette partie II.

Partie I.....pages 4 à 24

Partie II.....pages 25 à 168

Annexes.....page 169

Page intentionnellement laissée vide

PARTIE I

-

CURRICULUM VITAE

Table des matières

1. Curriculum Vitae	5
2. Activités pédagogiques	7
2-1 Charge d'enseignement	7
2-2 Responsabilités pédagogiques	8
2-3 Autres enseignements	8
3. Activités de recherche	8
3-1 Encadrement d'étudiants	8
3-2 Contrats – projets de recherche	12
3-3 Participation à des groupes de travail	13
3-4 Autres activités	15
3-5 Publications	16
3-5.1 Données bibliométriques	16
3-5.2 Liste des publications	18

1. Curriculum Vitae

Mindeguia Jean-Christophe

Né le 14/05/1981 à Biarritz (64)

Pacsé, 2 enfants

jean-christophe.mindeguia@u-bordeaux.fr



Maître de Conférences – Section CNU 60, Mécanique, génie mécanique, génie civil

Laboratoire de rattachement : Institut de Mécanique et d'Ingénierie de Bordeaux, I2M, UMR 5295, département Génie Civil et Environnemental
Bât A11bis - 351, Cours de la Libération - 33405 TALENCE Cedex

Etablissement d'enseignement de rattachement : IUT de Bordeaux, département Génie Civil et Construction Durable, 15 Rue Naudet, CS 10207 - 33175 GRADIGNAN Cedex

➤ Parcours professionnel

Depuis Septembre 2011	Université de Bordeaux Maître de conférences (section 60) , Institut de Mécanique et d'Ingénierie (I2M), UMR 5295, département Génie Civil et Environnemental (GCE) – IUT de Bordeaux, département Génie Civil et Construction Durable
Mars 2010 – Août 2011	Société EXAM BTP, Canéjan (33) Chargé d'études diagnostic, expertise et contrôle non destructif des ouvrages de bâtiment et travaux publics
Septembre 2009 – Mars 2010	LaSAGeC ² Anglet – CSTB Marne La Vallée Post Doctorat "Compléments expérimentaux et numériques pour l'étude du comportement des structures en béton en situation d'incendie"
Septembre 2008 – Août 2009	Institut Supérieur Aquitain du BTP Attaché Temporaire d'Enseignement et de Recherche

➤ **Formation**

2005 - 2009	Doctorat de Génie Civil de l'Université de Pau et des Pays de l'Adour obtenu avec la mention très honorable. Sujet de la thèse : "Contribution expérimentale à la compréhension des risques d'instabilités thermiques des bétons".
2004 - 2005	Master de Recherche "Mécanique des Solides, des Matériaux et des Structures", option Mécanique et Matériaux. Ecole Nationale des Ponts et Chaussées, Champs sur Marne – Mention bien.
1999 - 2004	Ingénieur de l'Institut Supérieur Aquitain du Bâtiment et des Travaux Publics, Anglet – Mention bien, major de promotion.

➤ **Activités pédagogiques**

Depuis Septembre 2011	Maître de conférences à l'IUT de Bordeaux, Département Génie Civil et Construction Durable Résistance des matériaux Structures métalliques / bois / béton armé Technologie de la construction Sécurité incendie en Licence Professionnelle Bois et Construction Responsable des stages du département Génie Civil Co-responsable du Parcours Bureaux d'Etudes Conception du BUT
Depuis Novembre 2012	Formateur au Conservatoire National des Arts et Métiers CNAM d'Aquitaine UE BTP-128 – Mécanique des structures UE CCV-107 - Résistance des matériaux pour l'ingénieur constructeur UE CCV-130 – Calcul de structure assisté par ordinateur UE CCV-222 - Outils informatiques dans la construction
Année scolaire 2008-2009	Attaché Temporaire d'Enseignement et de Recherche à l'Institut Supérieur Aquitain du BTP (88 heures eqTD) Projets de calcul de structure TP d'essais sur béton (état frais et durci) Logiciel de calcul de structures et RDM Cours de second œuvre, organisation de visites de chantiers

➤ Récompenses

Bénéficiaire de la PEDR période 2014/2017.

Premier Prix du concours « thèses » 2011 de la fondation excellence SMA.

2^{ème} du prix René Houpert 2008 décerné aux jeunes chercheurs du Génie Civil.

2. Activités pédagogiques

2-1 Charge d'enseignement

La majorité de mes enseignements sont dispensés au sein du département Génie Civil et Construction Durable de l'IUT de Bordeaux, sous la forme d'heures de TD, TP et APP (Apprentissage Par Problèmes). Les matières enseignées au niveau bac+2 (DUT) sont les suivantes :

- Résistance des matériaux : théorie des poutres, calcul de contraintes et déplacements dans les structures isostatiques et hyperstatiques du génie civil.
- Calcul réglementaire de structures métalliques, béton armé et bois selon les Eurocodes.
- Logiciels de modélisation mécanique et calcul de structure (Pybar, Robot Structural Analysis, Graitec Ossature).
- Dessin Assisté par Ordinateur (Autocad).
- Technologie de la construction (bâtiment).
- Béton (formulation, fabrication et caractérisation).

La **Figure I- 1** présente l'évolution du nombre d'heures d'enseignements et des équivalences horaires des tâches annexes dispensées à l'IUT de Bordeaux depuis ma prise de fonction en Septembre 2011.

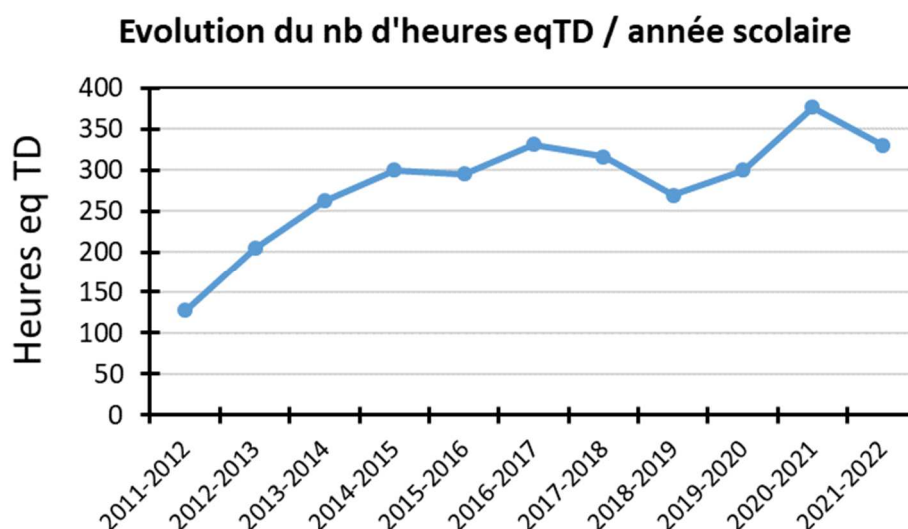


Figure I- 1 : Evolution des heures (enseignements + équivalence des tâches annexes) effectuées à l'IUT de Bordeaux.

En plus des heures dispensées en DUT, j'ai mis en place et j'anime depuis 2013 une journée « Sécurité incendie des structures en bois » (7.5 HETD) en Licence Professionnelle « Bois et Construction » de l'IUT de Bordeaux.

2-2 Responsabilités pédagogiques

Je suis responsable depuis 2011 des stages de 1^{ère} et 2^{ème} année du département Génie Civil et Construction Durable de l'IUT de Bordeaux : informations aux étudiants, aides dans les recherches de stage, suivi administratif, organisation des évaluations, relations avec les entreprises.

Depuis la rentrée scolaire 2021, le diplôme de DUT (Bac+2) est progressivement remplacé par le diplôme de BUT (« Bachelor Universitaire de Technologie », formation en Bac+3). Dans ce contexte, je suis co-responsable de la mise en place et animation du parcours de formation BEC « Bureaux d'Etudes Conception ». Je coordonne également le programme pédagogique du Bloc de Compétences « BC3 – Structures » (Dimensionner des ouvrages et des équipements techniques du BTP).

2-3 Autres enseignements

Depuis 2012, j'interviens en tant que formateur occasionnel au CNAM (Conservatoire National des Arts et Métiers) de Nouvelle-Aquitaine sur des UE très proches de ceux dispensés en IUT. De plus, je participe à des jurys d'admission et de validation de mémoire professionnel.

Depuis 2021, j'interviens ponctuellement sur des enseignements de RDM, calcul de structure métallique et béton armé au CESI de Bordeaux.

3. Activités de recherche

3-1 Encadrement d'étudiants

Les tableaux suivants font la synthèse des étudiants encadrés depuis ma prise de fonction, respectivement les étudiants en thèse de doctorat, stage de M2 et stage de M1. Nous indiquons les taux d'encadrement pour chacun d'entre eux et le devenir professionnel des docteurs.

Nous indiquons également dans quel paragraphe de la partie II du manuscrit sont présentés les résultats correspondants.

➤ Thèses soutenues

Nom étudiant	Prénom étudiant	Diplôme	Titre du travail	Date de début Date de fin	Taux d'encadrement	Autre encadrants et taux d'encadrement	Devenir des étudiants	Traité dans Partie II
Clouet	Boris	Doctorat Université de Bordeaux	Comportement hydromécanique d'assemblages bois collés à l'état vert : approches expérimentale et numérique	15/04/2011 26/05/2014	20 %	DANIS 30 % DELISEE 10 % POMMIER 40 %	Consultant Cap Gemini Engineering	§ 2-2.4
Cueff	Guillaume		Développement d'un modèle thermomécanique du comportement sous agressions thermiques de matériaux cellullosiques	02/11/2011 17/12/2014	50 %	BREYSSE 50 %	Responsable Maintenance et Production Voltania	§ 2-2.1
Bensalem	Mohamed		Suivi des mouvements d'humidité dans des matériaux poreux de la construction par imagerie térahertz	01/10/2015 01/10/2018	33 %	PRADERE 33 % SOMMIER 33 %	Ingénieur de Recherche Epsilon	§ 2-2.4
Salmon	Fabien		Simulation aéro-thermo-mécanique des effets du feu sur les parois. Application à l'étude des thermo-altérations des grottes ornées	01/04/2016 31/03/2019	33 %	PUYO-LACANETTE 33 % SIRIEIX 33 %	Post-Doc I2M Bordeaux	§ 2-3.1
Renard	Silvio		Développement d'un protocole de conduite d'essais de résistance au feu hybrides	20/10/2017 31/07/2020	50 %	MOREL 50 %	Ingénieur Recherche CERIB	§ 2-1.3
Fernandes	Bruno	Doctorat Université de Pau et des Pays de l'Adour	Tenue au feu et durabilité résiduelle de bétons à base de granulats recyclés : approche multi-échelle	01/09/2018 01/09/2022	30 %	Pour l'UPPA : CARRE H. 50 % PERLOT C. 10 % LA BORDERIE C. 10 %	Post-Doc Université de Leeds, UK	§ 2-1.2

➤ Thèse en cours

Nom étudiant	Prénom étudiant	Diplôme	Titre du travail	Date de début Date de fin	Taux d'encadrement	Autre encadrants et taux d'encadrement	Traité dans Partie II
Boukham	Ali	Doctorat Université de Bordeaux	Utilisation optimisée de la MEF et la MED pour l'évaluation structurale post-incendie des Monuments Historiques	04/10/2021 04/10/2014	33 %	MOREL 33% PARENT 33%	§ 2-3.2

➤ Stages de Master 2

Nom étudiant	Prénom étudiant	Diplôme	Titre du travail	Date de début Date de fin	Taux d'encadrement	Autre encadrants et taux d'encadrement	Traité dans Partie II
Lambert	Pauline	Master Recherche Mention Biogéosciences Spécialité : Préhistoire, géoarchéologie, archéozoologie Université de Bordeaux	Les thermo-altérations des spéléofacts de la grotte de Bruniquel : approche expérimentale et archéométrique	01/02/2017 22/06/2017	50 %	FERRIER 50%	§ 2-3.1
Kauffmann	Lawrence	Master Recherche Mécanique des Solides, Modélisation et Simulation Sorbonne Université	Optimisation de la résistance au feu des murs maçonnés en briques de terre cuite	09/03/2020 31/08/2020	33 %	MOREL 33% PARENT 33%	Non traité dans ce manuscrit

Cabezas	Enzo	Master 2 Mécanique Fondamentale et Applications Université de Bordeaux	Etude sur la diffusion de la chaleur dans le bois au cours d'un incendie – Application au cas de Notre-Dame	01/02/2021 23/07/2021	50 %	MAURIN 50%	§ 2-3.2
Montier	Aurore	Ecole d'ingénieurs ISAE- ENSMA Poitiers	Incendie de la Cathédrale Notre-Dame de Paris – étude des actions thermiques	06/04/2021 03/09/2021	100 %	/	§ 2-3.2

➤ **Stage de Master 1**

Nom étudiant	Prénom étudiant	Diplôme	Titre du travail	Date de début Date de fin	Taux d'encadrement	Traité dans Partie II
Drissi	Sakina	Master 1 Mécanique et Energétique Université de Bordeaux	Evaluation des actions thermiques induites par l'incendie de la Cathédrale Notre-Dame de Paris – estimation des flux thermiques par analyse inverse	04/01/2022 25/02/2022	100 %	§ 2-3.2

3-2 Contrats – projets de recherche

Nous présentons ci-après les différents contrats ou projets de recherche qui ont servi de cadre à la majorité des études présentées dans la partie II du manuscrit. Nous présentons dans un premier temps les contrats publics, puis les collaborations avec des partenaires industriels.

➤ Contrats publics

Nom du projet	CarMoThaP	TeraHertz	RECYFEU	DEMEFFI
Type de financement	Conseil Régional Aquitaine	AAP Département Sciences et Technologie de l'Université de Bordeaux	Conseil Régional Nouvelle-Aquitaine	ANR
Dates projet	Juillet 2015 – Juillet 2019	Mars 2015 – Septembre 2018	Septembre 2018 – Septembre 2022	Janvier 2021 – Décembre 2014
Porteur	Catherine Ferrier (laboratoire PACEA, Université de Bordeaux)	Christophe Pradere (laboratoire I2M, Université de Bordeaux)	Hélène Carré (laboratoire SIAME, Université de Pau et des Pays de l'Adour)	Thomas Parent (laboratoire I2M, Université de Bordeaux)
Objet de l'étude	Caractérisation et Modélisation des Thermo-altérations et des résidus de combustion sur les Parois	Suivi des mouvements d'humidité dans des matériaux poreux de la construction par imagerie térahertz	Tenue au feu et durabilité résiduelle de bétons à base de granulats recyclés : approche multi-échelle	Évaluation structurale post-Incendie des Monuments Historiques, vers une utilisation optimisée de la MEF et de la MED
Budget	191 k€ (dont 98 k€ d'allocation doctorale)	85 k€ d'allocation doctorale	235 k€ (dont 98 k€ d'allocation doctorale)	618 k€ (dont 223 k€ d'allocations thèse, post-doc et stages)
Rôle au sein du projet	Membre du Comité de montage (5 membres au total) Membre du comité de pilotage (5 membres au total) Responsable des groupes Expérimentations et Matériaux	Montage scientifique et administratif du projet (2 membres au total) Membre du comité de pilotage (3 membres au total)	Montage scientifique et administratif du projet (3 membres au total) Membre du comité de pilotage (3 membres au total)	Montage scientifique et administratif du projet (11 membres au total) Membre du comité de pilotage (11 membres au total)
Traité dans Partie II	§ 2-3.1	§ 2-2.4	§ 2-1.2	§ 2-3.2

➤ Contrats industriels

Partenaire industriel	Dates contrat	Objet de l'étude	Rôle	Autres membres impliqués (Université de Bordeaux)
EFFECTIS FRANCE	Avril 2013 – Avril 2016	Développement d'un modèle thermomécanique du comportement sous agressions thermiques de matériaux celluloseux	Montage projet Responsable scientifique Suivi projet	Denys Breysse
CSTB	Décembre 2013 - Décembre 2015	Etablissement de recommandations pour la définition d'essais à hautes températures sur béton. Rédaction d'un état de l'art sur le comportement à haute température des bétons à hautes performances		/
BET ECSB	Janvier 2013	Analyse chimique et thermique d'échantillons de résine et de mortier de résine suite à l'incendie de l'Hôtel Lambert à Paris		Philippe Galimard Jean-François Dumail
CERIB	Août 2017 – Juillet 2020	Développement d'un protocole de conduite d'essais de résistance au feu hybrides		Stéphane Morel

3-3 Participation à des groupes de travail

En plus des contrats de recherche précédents, j'ai eu l'opportunité de participer à différents groupes de travail. Nous les décrivons succinctement ci-après.

➤ Action COST FP 1404 « Fire Safe Use of Bio-Based Building Products »

<http://www.costfp1404.ethz.ch/>

Dates : Décembre 2014 ⇔ Décembre 2018

Membres : représentants de 30 pays de l'Union Européenne

Porteur : Joachim Schmid (ETH Zurich)

Cette action a visé à créer une plateforme de réseautage, d'échange et de collecte de données de performance, d'expériences, d'exigences en matière d'utilisation sécuritaire des produits de

construction biosourcés face au risque d'incendie. L'action a permis d'échanger des données, de confronter des idées par le biais de réunions régulières et de rédaction de documents communs.

Au sein de cette action, j'étais membre représentant suppléant pour la France (Nomination officielle du Ministère de l'éducation de l'enseignement supérieur et de la recherche, Mission Europe et international pour la recherche, l'innovation et l'enseignement supérieur, 22/12/2014).

J'étais par ailleurs membre actif du groupe de travail « WG2/TG6 - Natural Fire Design ».

Les travaux réalisés dans ce contexte sont présentés au § 2-2.2 de la partie II du manuscrit.

➤ Comités techniques RILEM TC HPB et TC SPF

<https://www.rilem.net/groupe/227-hpb-physical-properties-and-behaviour-of-high-performance-concrete-at-high-temperature-234>

<https://www.rilem.net/groupe/256-spf-spalling-of-concrete-due-to-fire-testing-and-modelling-309>

Comité	Nom	Dates	Membres	Porteur	Rôle
TC 227-HPB	Physical properties and behaviour of High-Performance Concrete at high temperature	2007 - 2014	27	Dr Pierre Pimienta (CSTB, France)	Membre actif Secrétaire suppléant
TC 256-SPF	Spalling of concrete due to fire: testing and modelling	2014 - 2020	34		Comité de montage du comité Co-responsable WG2 ⁽¹⁾ Secrétaire suppléant Accueil d'une réunion plénière en Mars 2019

⁽¹⁾ Working Group 2: Influence of concrete spalling on fire resistance and residual capacity.

Ces deux comités techniques de la RILEM ont eu pour but d'améliorer la connaissance du comportement à hautes températures des bétons. Les travaux des comités reposent sur 2 réunions plénières par an, qui permettent de synthétiser les actions réalisées dans les différents groupes de travail. Les productions des comités sont essentiellement des recommandations d'essais et des états de l'art.

En particulier, un état de l'art portant sur le comportement global des bétons à hautes performances ainsi qu'un état de l'art sur les travaux de modélisation de ces bétons à haute température, ont été publiés en 2019.

Les travaux réalisés dans ce contexte sont présentés au § 2-1.1 de la partie II du manuscrit.

➤ « Epernon Fire Tests Programme » Project : Energy Contribution of Combustible Material in standard fire tests

<http://www.epernon-fire-tests.eu/>

Dates : 2017 ⇨ en cours

Membres : CERIB (France), Université d'Edimbourg (UK), Université de Bordeaux (France), Université de Liège (Belgique), Université de Brunswick (Allemagne), Société Brandskyddslaget (Suède).

Porteurs : Fabienne Robert (CERIB) – Luke Bisby (Université d'Edimbourg) – Jean-Christophe Mindeguia (Université de Bordeaux)

L'objectif global du projet « Epernon Fire Tests Programme » (EFTP) est de comprendre et d'évaluer si les tests au feu standards sont pertinents pour les matériaux combustibles. Elle vise à quantifier la contribution énergétique des éléments structuraux combustibles lors de la combustion lors d'un essai au feu standard, à quantifier potentiellement son effet sur la résistance au feu de l'élément testé et à en évaluer les conséquences pour un feu naturel. Ainsi, le projet EFTP a pour but de tester des éléments structuraux combustibles et non combustibles dans le cadre de tests de résistance standard et d'essais au feu naturels.

Rôles spécifiques au sein du programme :

- Comité de pilotage projet
- Conception des dalles en matériau combustible (dalles en bois CLT)
- Instrumentation des dalles en bois CLT
- Analyse des résultats expérimentaux
- Simulations thermomécaniques
- Diffusion et publication des résultats

Les travaux réalisés dans ce contexte sont présentés au § 2-2.3 de la partie II du manuscrit.

3-4 Autres activités

➤ Expertises

- Juillet 2020 : évaluateur externe du projet de recherche « TIMFIX » (**T**imber Structures and **F**ire Dynamics - Extending the current limits for future timber buildings). Projet multipartenaires (ETH Zurich, Université TAL TECH Estonie, RISE Suède, Université TUM de Munich, CSTB France). Porteur : Joachim Schmid (ETH Zurich). En charge de l'évaluation de la partie « WG3 – Physics ».
- Janvier 2019 : rapporteur (*External Examiner*) de la thèse de doctorat « Explosive spalling of concrete in fire. Novel experiments under controlled thermal and mechanical conditions » de Mr. Iuean Jack Clowes Rickard, Université d'Edinburgh (thèse effectuée sous la direction du Pr. Luke Bisby).
- Mai 2018 : évaluateur pour l'ANR du projet « ISI-FaceBat ».
- Juin 2014 : Expert désigné par la Swiss National Science Foundation (SNSF), Div. Mathematics,

Physical and Engineering Sciences, pour l'évaluation du projet « 200021_157093 » dénommé « A combined experimental and numerical approach to spalling of high-performance concrete due to fire ».

- Relecteur d'articles pour des revues internationales à comité de lecture

<https://publons.com/researcher/1464851/jc-mindeguia/peer-review/>

- Fire Technology (9 articles relus)
- Construction and Building Materials (2 articles relus)
- Fire and Materials (3 articles relus)
- European Journal of Environmental and Civil Engineering (3 articles relus)
- Fire Safety Journal (4 articles relus)
- Journal of Structural Fire Engineering (2 articles relus)
- Structural Concrete (1 article relu)
- Engineering Structures (1 article relu)

➤ Comité d'organisation de conférences

- 7ème congrès international francophone DIAGNOBETON – Auscultation et évaluation des ouvrages de génie civil, Bordeaux, 24 – 26 Mars 2021.
- 21^{èmes} journées nationales des composites JNC21, Bordeaux, 1-3 Juillet 2019.
- Réunion plénière du comité technique RILEM TC SPF, Bordeaux, 7-8 Mars 2019.
- 5^{èmes} journées du GDR BOIS, Bordeaux, 8-10 Novembre 2016.

➤ Comité scientifique de conférences

- International workshop on concrete spalling due to fire exposure, 2017 (Borås, Suède), 2019 (Sheffield, Royaume-Uni), 2022 (Berlin, Allemagne).
- Scientific-Technical conference on material problems in civil engineering MATBUD, Cracow, Pologne, Juin 2015 et 2018.
- Rencontres universitaires de Génie Civil RUGC, Bayonne, 27-29 Mai 2015.

3-5 Publications

3-5.1 Données bibliométriques

Le tableau ci-après recense le nombre de publications à la date d'écriture de ce manuscrit (sont incluses les publications dans le cadre de ma thèse de doctorat).

La **Figure I- 2** présente l'évolution des publications internationales (articles dans des revues et conférences) sur la période. La nombre de publications est en constante augmentation, avec toutefois une décélération du rythme de conférences internationales sur la période 2019-2022, certainement due à la situation sanitaire.

La **Figure I- 3** présente l'évolution des citations de mes publications selon la base de données « SCOPUS ».

Type de publication	Nombre de publications
Livre	1
Chapitres de livres	4
Brevet	1
Articles dans des revues internationales	19
Articles dans des revues nationales	4
Conférences internationales	31
Conférences nationales	18

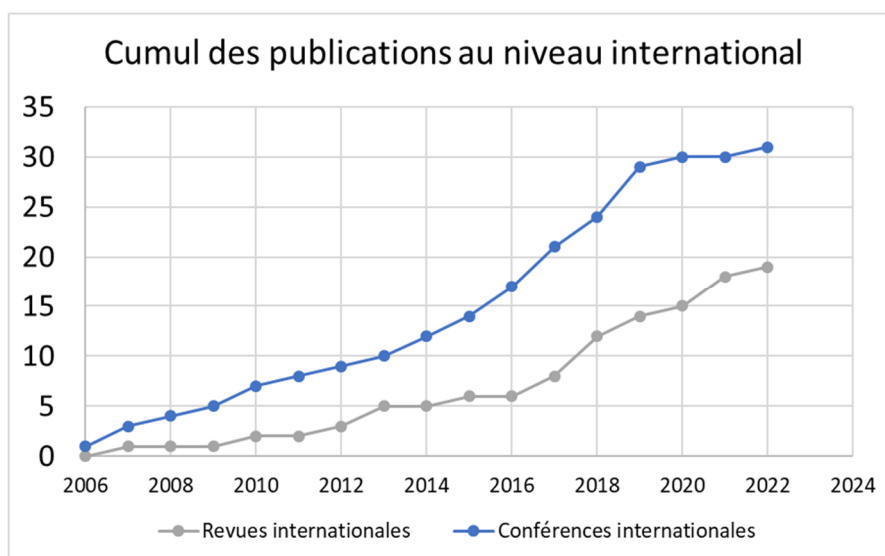


Figure I- 2 : Evolution des articles dans des revues internationales et conférences internationales sur la période 2006-2022.

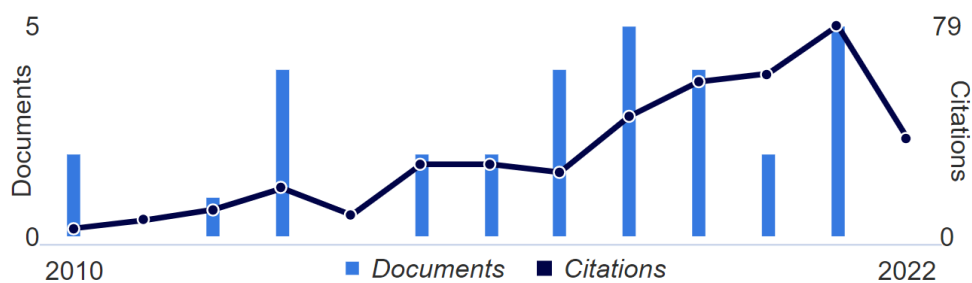


Figure I- 3 : Evolution des publications et du nombre de citations référencées par SCOPUS.

3-5.2 Liste des publications

Pour chaque type de communication, les publications sont présentées dans l'ordre antichronologique. Le nom des étudiants associés aux publications apparaît **en gras**.

➤ Livres

Physical Properties and Behaviour of High-Performance Concrete at High Temperature: State-of-the-Art Report of the RILEM Technical Committee 227-HPB; Pimienta, P., McNamee, R. J., Mindeguia, J.-C., Eds.; RILEM State-of-the-Art Reports; Springer International Publishing, 2019. <https://doi.org/10.1007/978-3-319-95432-5>.

➤ Chapitres de livres

Pimienta, P.; Mindeguia, J.-C.; Debicki, G.; Diederichs, U.; Hager, I.; Huismann, S.; Jumppanen, U.-M.; Meftah, F.; Mróz, K.; Pistol, K. Mechanical Properties. In *Physical Properties and Behaviour of High-Performance Concrete at High Temperature: State-of-the-Art Report of the RILEM Technical Committee 227-HPB*; Pimienta, P., Jansson McNamee, R., Mindeguia, J.-C., Eds.; RILEM State-of-the-Art Reports; Springer International Publishing: Cham, 2019; pp 71–128. https://doi.org/10.1007/978-3-319-95432-5_5.

Pimienta, P.; McNamee, R. J.; Mindeguia, J.-C. Introduction. In *Physical Properties and Behaviour of High-Performance Concrete at High Temperature: State-of-the-Art Report of the RILEM Technical Committee 227-HPB*; Pimienta, P., Jansson McNamee, R., Mindeguia, J.-C., Eds.; RILEM State-of-the-Art Reports; Springer International Publishing: Cham, 2019; pp 1–4. https://doi.org/10.1007/978-3-319-95432-5_1.

Pimienta, P.; McNamee, R. J.; Mindeguia, J.-C. Conclusion. In *Physical Properties and Behaviour of High-Performance Concrete at High Temperature: State-of-the-Art Report of the RILEM Technical Committee 227-HPB*; Pimienta, P., Jansson McNamee, R., Mindeguia, J.-C., Eds.; RILEM State-of-the-Art Reports; Springer International Publishing: Cham, 2019; pp 129–130. https://doi.org/10.1007/978-3-319-95432-5_6.

Pimienta, P.; Mindeguia, J.-C.; Simon, A.; Behloul, M. Behavior of UHPFRC at High Temperatures. In *Designing and Building with UHPFRC*; John Wiley & Sons, Ltd, 2013; pp 579–600. <https://doi.org/10.1002/9781118557839.ch40>.

➤ Brevet

Pommier, R.; Garbay, G.; Mindeguia, J.-C. Multilayer Wood Panel and Method for Cutting and Assembling Quared Green Wood for Producing Such a Panel. WO/2017/021619, 2017.

➤ Articles dans des revues internationales

Fernandes B., Carré H., Mindeguia J.-C., Perlot C, La Borderie C. « Spalling behaviour of concrete made with recycled concrete aggregates », *en cours de publication, Construction and Building Materials*, Mai 2022.

- Fernandes B.**, Carré H., Mindeguia J.-C., Perlot C, La Borderie C. « Effect of elevated temperatures on concrete made with recycled concrete aggregates - An overview », *Journal of Building Engineering*, vol. 44, p. 103235, déc. **2021**, [doi: 10.1016/j.jobbe.2021.103235](https://doi.org/10.1016/j.jobbe.2021.103235).
- Salmon F.**, Mindeguia J.-C., Lacanette D., Sirieix C., Leblanc J.-C. Ferrier C. « Strategies to challenge the simulation of confined fires », *Tunnelling and Underground Space Technology*, vol. 110, p. 103806, avr. **2021**, [doi: 10.1016/j.tust.2020.103806](https://doi.org/10.1016/j.tust.2020.103806).
- Mindeguia J.-C., Mohaine S., Bisby L., Robert F., McNamee R., et Bartlett A., « Thermo-mechanical behaviour of cross-laminated timber slabs under standard and natural fires », *Fire and Materials*, Volume45, Issue7, Special issue on Interflam 2019: Mass Timber and Fire Resistance, **2021**, [doi: https://doi.org/10.1002/fam.2938](https://doi.org/10.1002/fam.2938).
- Renard S.**, Mindeguia J.-C., Robert F., Morel S., Franssen J.-M., « An Adaptive Controller for Hybrid Fire Testing », *Exp Tech*, juin **2020**, [doi: 10.1007/s40799-020-00369-6](https://doi.org/10.1007/s40799-020-00369-6).
- Wiesner F., Bartlett A., Mohaine S., Robert F., McNamee R., Mindeguia J.-C., Bisby L. « Structural Capacity of One-Way Spanning Large-Scale Cross-Laminated Timber Slabs in Standard and Natural Fires », *Fire Technol*, mai **2020**, [doi: 10.1007/s10694-020-01003-y](https://doi.org/10.1007/s10694-020-01003-y).
- Salmon, F.**; Lacanette, D.; Mindeguia, J.-C.; Sirieix, C.; Bellivier, A.; Leblanc, J.-C.; Ferrier, C. Localized Fire in a Gallery: Model Development and Validation. *International Journal of Thermal Sciences* **2019**, 139, 144–159. <https://doi.org/10.1016/j.ijthermalsci.2019.01.025>.
- Salmon, F.**; Lacanette, D.; Mindeguia, J.-C.; Sirieix, C.; Bellivier, A.; Leblanc, J.-C.; Ferrier, C. Development of a Fluid–Structure Coupling Validated with a Confined Fire: Application to Painted Caves. *Fire Technol* **2019**. <https://doi.org/10.1007/s10694-019-00926-5>.
- Bensalem, M.**; Sommier, A.; Mindeguia, J.-C.; Batsale, J. C.; Patino-Lope, L.-D.; Pradere, C. Contactless Transient THz Temperature Imaging by Thermo-Transmittance Technique on Semi-Transparent Materials. *J Infrared Milli Terahz Waves* **2018**, 39 (11), 1112–1126. <https://doi.org/10.1007/s10762-018-0521-3>.
- Bensalem, M.**; Sommier, A.; Mindeguia, J.-C.; Batsale, J. C.; Pradere, C. Terahertz Measurement of the Water Content Distribution in Wood Materials. *J Infrared Milli Terahz Waves* **2018**, 39 (2), 195–209. <https://doi.org/10.1007/s10762-017-0441-7>.
- Cueff, G.**; Mindeguia, J.-C.; Dréan, V.; Breyse, D.; Auguin, G. Experimental and Numerical Study of the Thermomechanical Behaviour of Wood-Based Panels Exposed to Fire. *Construction and Building Materials* **2018**, 160, 668–678. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2017.11.096>.
- Mindeguia, J.-C.; **Cueff, G.**; Dréan, V.; Auguin, G. Simulation of Charring Depth of Timber Structures When Exposed to Non-Standard Fire Curves. *Journal of Structural Fire Engineering* **2018**. <https://doi.org/10.1108/JSFE-01-2017-0011>.
- Lacanette, D.; Mindeguia, J.-C.; Brodard, A.; Ferrier, C.; Guibert, P.; Leblanc, J.-C.; Malaurent, P.; Sirieix, C. Simulation of an Experimental Fire in an Underground Limestone Quarry for the Study of Paleolithic Fires. *International Journal of Thermal Sciences* **2017**, 120, 1–18. <https://doi.org/10.1016/j.ijthermalsci.2017.05.021>.

- Pimienta, P.; Alonso, M. C.; McNamee, R. J.; Mindeguia, J.-C. Behaviour of High-Performance Concrete at High Temperatures: Some Highlights. *RILEM Technical Letters* **2017**, 2, 45–52. <https://doi.org/10.21809/rilemtechlett.2017.53>.
- Mindeguia, J.-C.; Carré, H.; Pimienta, P.; Borderie, C. L. Experimental Discussion on the Mechanisms behind the Fire Spalling of Concrete. *Fire and Materials* **2015**, 39 (7), 619–635. <https://doi.org/10.1002/fam.2254>.
- Mindeguia, J.-C.; Pimienta, P.; Carré, H.; Borderie, C. L. Experimental Analysis of Concrete Spalling Due to Fire Exposure. *European Journal of Environmental and Civil Engineering* **2013**, 17 (6), 453–466. <https://doi.org/10.1080/19648189.2013.786245>.
- Mindeguia, J.-C.; Hager, I.; Pimienta, P.; Carré, H.; La Borderie, C. Parametrical Study of Transient Thermal Strain of Ordinary and High Performance Concrete. *Cement and Concrete Research* **2013**, 48, 40–52. <https://doi.org/10.1016/j.cemconres.2013.02.004>.
- Mindeguia, J.-C.; Pimienta, P.; Carré, H.; Borderie, C. L. On the Influence of Aggregate Nature on Concrete Behaviour at High Temperature. *European Journal of Environmental and Civil Engineering* **2012**, 16 (2), 236–253. <https://doi.org/10.1080/19648189.2012.667682>.
- Mindeguia, J.-C.; Pimienta, P.; Noumowé, A.; Kanema, M. Temperature, Pore Pressure and Mass Variation of Concrete Subjected to High Temperature — Experimental and Numerical Discussion on Spalling Risk. *Cement and Concrete Research* **2010**, 40 (3), 477–487. <https://doi.org/10.1016/j.cemconres.2009.10.011>.
- Mindeguia, J.-C.; Carré, H.; Pimienta, P.; Borderie, C. L. A New Experimental Device for Assessing the Radial Strains of Concrete at High Temperatures. *Revue Européenne de Génie Civil* **2007**, 11 (9–10), 1187–1198. <https://doi.org/10.1080/17747120.2007.9692983>.

➤ Articles dans des revues nationales

- Ferrier, C.; Bellivier, A.; Lacanette, D.; Leblanc, J.-C.; Mindeguia, J.-C.; **Salmon, F.** L'utilisation Du Feu Dans l'endokarst Au Paléolithique: Approche Interdisciplinaire et Expérimentale (Programme CarMoThaP). *Karstologia* **2018**, 70, 23–32.
- Ferrier, C.; Auguin, G.; Aujoux, A.; Bellivier, A.; Bourdier, C.; Brodard, A.; Debar, E.; Decoster, L.; Deldicque, D.; Dréan, V.; Feruglio, V.; Guibert, P.; Kervazo, B.; Lacanette, D.; Leblanc, J.-C.; Mindeguia, J.-C.; Fourrier, N.; Queffelec, A.; Rouzard, J.-N.; **Salmon, F.**; Suzanne, M.; Théry-Parisot, I.; Traoré, A.; Truong, T. Les Feux de La Grotte Chauvet-Pont d'Arc: Approches Expérimentales. *Ardèche Archéologie* **2017**, 34, 3–12.
- Mindeguia, J.-C. Contribution Expérimentale à La Compréhension Des Risques d'instabilité Thermique Des Bétons. *Annales du Bâtiment et des Travaux Publics* **2010**, 7.
- Carré, H.; Mindeguia, J.-C.; La Borderie, C.; Pimienta, P. Dispositif d'observation de La Microstructure et de Pesée Des Bétons Au Cours d'un Chauffage. *Annales du Bâtiment et des Travaux Publics* **2007**, 32.

➤ Conférences internationales

Fernandes B., Carré H., Mindeguia J.-C., Perlot C., La Borderie C., « Fire spalling sensitivity of concrete made with recycled concrete aggregates (RCA) », Acta Polytechnica CTU Proceedings, vol. 33: fib International Conference on Concrete Sustainability, p. 168-174, mars 2022, [doi: 10.14311/APP.2022.33.0168](https://doi.org/10.14311/APP.2022.33.0168).

Mindeguia J.-C., « CLT slabs under standard and natural fires: some thermomechanical issues », présenté à Fire Safety of Tall Timber Buildings: A Workshop on Research Needs and Resources, Portland, OR, USA, janv. 2020.

Mindeguia, J.-C.; Mohaine, S.; Bisby, L.; Robert, F.; McNamee, R.; Bartlett, A. Thermo-Mechanical Behaviour of Cross-Laminated Timber Slabs Under Standard and Natural Fires. In *Interflam'19*, Egham, UK, 2019; pp 85–98.

Renard, S.; Mindeguia, J.-C.; Robert, F.; Morel, S.; Franssen, J.-M. An Adaptive Controller for Hybrid Fire Testing. In *Joint ETH-MECHS Workshop: New Frontiers and Innovative Methods for Hybrid Simulation*; Zurich, Switzerland, 2019.

Berges, B.; Mindeguia, J.-C.; Jordana, F.; Olive, J.-M.; Jacques, C. P. Laser Melting Alloys vs. Casting Alloys: Tensile Strength Study. In *CED-IADR/NOF - Oral Health Research Congress*; Madrid, Spain, 2019.

McNamee, R.; Mindeguia, J.-C.; Pimienta, P. Material Properties in Eurocode 2 – A Background Synthesis and Beyond. In *Interflam'19*, Egham, UK, 2019; pp 1581–1592.

Mohaine, S.; Kalaba, N.; Franssen, J.-M.; Bisby, L.; Bartlett, A.; Mindeguia, J.-C.; McNamee, R.; Zehfuss, J.; Robert, F. Thermal and Mechanical Response of Reinforced Concrete Slabs under Natural and Standard Fires. In *6th International Workshop on Concrete Spalling due to Fire Exposure*; Sheffield, UK, 2019.

Bensalem, M.; Sommier, A.; Mindeguia, J.-C.; Batsale, J. C.; Pradere, C. Capability of THz for Thermo-Transmittance/Water Content Measurements of Insulating Materials: Heat and Mass Transfer. In *QIRT, Quantitative InfraRed Thermography*; Berlin, Germany, 2018.

Salmon, F.; Ferrier, C.; Féruglio, V.; Lacanette, D.; Leblanc, J.-C.; Mindeguia, J.-C.; Sirieix, C. Numerical Simulation to Understand Thermoalterations and Fires in the Chauvet-Pont d'Arc Cave. In *20th International Rock Art Congress IFRAO*; Valcamonica, Italy, 2018.

Salmon, F.; Lacanette, D.; Mindeguia, J.-C.; Sirieix, C.; Ferrier, C.; Leblanc, J.-C. FireFOAM Simulation of a Localised Fire in a Gallery. In *European Symposium on Fire Safety Science (3rd ESFSS)*; Nancy, France, 2018.

Drean, V.; Auguin, G.; Sarfati, S.; Ferrier, C.; Leblanc, J.-C.; Lacanette, D.; Mindeguia, J.-C.; Bellivier, A. Numerical Modelling of Thermal Conditions during Fires in Cave-like Geometry. In *15th International Conference and Exhibition on Fire and Materials 2017*; San Francisco, USA, 2017; Vol. 1, pp 319–333.

Mindeguia, J.-C. Simulation of Charring Depth of Wooden-Based Products When Exposed to Natural Fire Curves. In *Book of abstracts of COST FP 1404 MC and WG*; Prague, Czech Republic, 2017; p 38.

Bensalem, M.; Mindeguia, J.-C.; Sommier, A.; Batsale, J. C.; Pradere, C. Measurement of Water Content in a Wood Sample by Terahertz Imaging. In *Poromechanics 2017 - Proceedings of the 6th Biot Conference on Poromechanics*; Paris, France, 2017; pp 847–854.

- Moreau, B.; Mindeguia, J.-C. Influence of Spalling on Fire Resistance of Common Reinforced Concrete Structures – Case 1: Simple Beam. In *5th International Workshop on Concrete Spalling due to Fire Exposure*; Borås, Sweden, 2017.
- Este, A.; Toson, B.; Saliba, J.; El Yagoubi, J.; Mindeguia, J.-C.; Martin, E.; Morel, S. A New Approach to Simulate Interface Damage in Brittle Matrix Composites. In *21st European Conference on Fracture, ECF21*; 21st European Conference on Fracture, ECF21, 20-24 June 2016, Catania, Italy; Catania, Italy, 2016; Vol. 2, pp 2456–2462. <https://doi.org/10.1016/j.prostr.2016.06.307>.
- Mindeguia, J.-C.; **Cueff, G.**; Dréan, V.; Auguin, G. Simulation of Charring Depth of Wooden-Based Products When Exposed to Non-Standardized Fire Curves. In *Structures in Fire SIF'16*; Princeton, USA, 2016; pp 675–683.
- Salmon, F.**; Ferrier, C.; Lacanette, D.; Leblanc, J.-C.; Mindeguia, J.-C.; Sirieix, C. Étude Des Thermo-Altérations et Des Feux de La Grotte Chauvet-Pont d'Arc Par La Simulation Numérique. In *5ème rencontre de l'Art des Sociétés Préhistoriques (ASP)*; Santander, Spain, 2016.
- Ferrier, C.; Lacanette, D.; Leblanc, J.; Mindeguia, J.-C.; Baffier, D.; Bourdier, C.; Brodard, A.; Cantin, N.; Debard, E.; Feruglio, V.; et al. Function of the Fires of the Cave Chauvet-Pont d'Arc: Contributions of the Experiment and the Digital Simulation. In *XIXe International Rock Art Conference IFRAO 2015: "Symbols in the Landscape: Rock Art and its Context"*; Cáceres, Spain, 2015.
- Lacanette, D.; Ferrier, C.; Leblanc, J.-C.; Mindeguia, J.-C. Simulation of a Fire in a Gallery of an Archaeological Cave (Chauvet-Pont d'Arc, France). In *Proceedings of CHT-15 ICHMT International Symposium on Advances in Computational Heat Transfer*; Begel House Inc.: Rutgers University, Piscataway, USA, 2015.
- Cueff, G.**; Mindeguia, J.-C.; Drean, V.; Auguin, G.; Breyse, D. Thermomechanical Behaviour of Cellulose-Based Materials: Application to a Door under Fire Resistance Test. In *Proceedings of Structures in Fire SIF14*; Shanghai, China, 2014.
- Lacanette, D.; Ferrier, C.; Mindeguia, J.-C.; Debard, E.; Kervazo, B. 3D Simulation of a Fire in a Simplified Gallery of the Chauvet-Pont-d'Arc Cave (Ardèche, France). In *XVII World UISPP Congress*; Burgos, Spain, 2014; p 49.
- Carré, H.; Pimienta, P.; La Borderie, C.; Pereira, F.; Mindeguia, J.-C. Effect of Compressive Loading on the Risk of Spalling. In *MATEC Web of Conferences, Concrete Spalling due to Fire Exposure: Proceedings of the 3rd International Workshop*; 2013; Vol. 6.
- Pimienta, P.; Mindeguia, J.-C.; Simon, A.; Behloul, M.; Felicetti, R.; Bamonte, P.; Gambarova, P.; others. Literature Review on the Behaviour of UHPFRC at High Temperature. In *Hipermat 2012-3rd International Symposium on UHPC and Nanotechnology for High Performance Materials*; Kassel University Press GmbH, 2012; pp 549–556.
- Mindeguia, J.-C.; Pimienta, P.; Hager, I.; Carré, H. Influence of Water Content on Gas Pore Pressure in Concretes at High Temperature. In *2nd International RILEM Workshop on Concrete spalling due to fire exposure*; Delft, The Netherlands, 2011; pp 113–121.
- Pimienta, P.; Anton, O.; Mindeguia, J.-C.; Avenel, R.; Cuypers, H.; Cesmat, E. Fire Protection of Concrete Structures Exposed to Fast Fires. In *4th International Symposium on Tunnel Safety and Security (ISTSS)*; Frankfurt, Germany, 2010.

Pimienta, P.; Pardon, D.; Mindeguia, J.-C. Fire Behaviour of High Performance Concrete - An Experimental Investigation on Spalling Risk. In *Structures in Fire - Proceedings of the Sixth International Conference, SiF'10*; Michigan, USA, 2010; pp 880–889.

Mindeguia, J.-C.; Pimienta, P.; Carré, H.; La Borderie, C. Experimental Study on the Contribution of Pore Vapour Pressure to the Thermal Instability Risk of Concrete. In *1st International Workshop on Concrete Spalling due to Fire Exposure*; Leipzig, Germany, 2009.

Meunier, P.; Mindeguia, J.-C.; Pimienta, P. Mass, Temperature and Pressure Measurements during the Dry out of Refractory Castables. In *51st International Colloquium on Refractories*; 2008; pp 95–98.

Mindeguia, J.-C.; Pimienta, P.; Simon, A.; Atif, N. Experimental and Numerical Study of an UHPFRC at Very High Temperature. In *Concrete Under Severe Conditions: Environment and Loading, CONSEC'07*; Tours, France, 2007.

Mindeguia, J.-C.; Pimienta, P.; La Borderie, C.; Carré, H. Experimental Study of Fire Behavior of Different Concretes—Thermo-Hydral and Spalling Analysis. In *Proceedings of the Fib workshop Fire design of concrete structures*; Coimbra, Portugal, 2007.

Mindeguia, J.-C.; Pimienta, P.; Hager, I.; La Borderie, C.; Carré, H. Experimental Study of Transient Thermal Strain and Creep of an Ordinary Concrete at High Temperatures. In *Proc. 4th Int. Workshop Structures in Fire (SiF2006)*; Aveiro, Portugal, 2006; pp 697–708.

➤ Conférences nationales

Fernandes, B., Gaborieau, C., Carré, H., Mindeguia, J.-C., Perlot-Bascoulès, C., Anguy, Y., La Borderie, C., Pigot, L. « Microstructure of concrete made with recycled concrete aggregates after exposure to elevated temperatures », présenté à JEMP21 - 15èmes journées d'études des milieux poreux, Strasbourg, France, oct. 2021.

Cabezas E., Mindeguia J.-C., Maurin E., « Conséquence du feu sur les propriétés mécaniques du bois sous le front de carbonisation - Application au cas de Notre-Dame », présenté à Les bois altérés, diagnostics et traitements - 10e Journée d'études du Groupe Bois de la SFIIC, C2MRF, Paris, France, oct. 2021.

Mindeguia J.-C., « Eléments sur la modélisation de l'incendie de la Cathédrale Notre-Dame et de l'impact thermomécanique sur la structure », présenté à Intervenir sur le bâti en bois du patrimoine : méthodes d'hier à aujourd'hui, nov. 2020.

Ferrier, C.; Bellivier, A.; Auguin, G.; Aujoux, A.; Bourdier, C.; Debard, E.; Decoster, L.; Deldicque, D.; Dréan, V.; Féruglio, V.; Lacanette, D.; Leblanc, J.-C.; Mindeguia, J.-C.; Fourier, N.; Queffelec, A.; Rouzaud, J.-N.; **Salmon, F.**; Suzanne, M.; Théry-Parisot, I.; Traoré, A.; Truong, T. Traces et Indices de Feu Dans La Grotte Chauvet-Pont d'Arc : Enquête 36 000 Ans Avant Les Faits. In *Colloque de la Compagnie des Experts de Justice en Criminalistique (CEJC)*; Paris, France, 2018.

Salmon, F.; Mindeguia, J.-C.; Lacanette, D.; Sirieix, C.; Ferrier, C.; Leblanc, J.-C. Simulation Des Impacts Thermiques de Feux Par Un Couplage OpenFOAM-Cast3m. In *Club Cast3m*; Paris, France, 2018.

Salmon, F.; Ferrier, C.; Lacanette, D.; Leblanc, J.-C.; Mindeguia, J.-C.; Sirieix, C. Simulation Numérique Des Feux et Des Thermo-Altérations de La Grotte Chauvet-Pont d'Arc (Ardèche). In *21ème colloque national du GMPCA*; Rennes, France, 2017.

- Mindeguia, J.-C. Calcul Réglementaire de La Résistance Au Feu Des Structures En Bois–Utilisation Standard de l'Eurocode et Calculs Avancés. In *ournée technique ISMANS-EFFECTIS sur les méthodes avancées de la résistance au feu des structures et ouvrages*; Le Mans, France, 2016.
- Dréan, V.; Ferrier, C.; Leblanc, J.-C.; Lacanette, D.; Mindeguia, J.-C.; Bellivier, A.; Sarfati, S. Modélisation Des Conditions Ambiantes Lors de Feux Dans Des Grottes Ornées Paléolithiques – Projet CarMoThaP. In *22ème journées du GDR CNRS 2864 Incendie*; Paris, France, 2016.
- Verdet, C.; Sirieix, C.; Anguy, Y.; Gaborieau, C.; Ferrier, C.; Leblanc, J.-C.; Mindeguia, J.-C.; Lacanette, D.; Naessens, F.; Allègre, V.; et al. Suivi Par Micro-Tomographie de Résistivité Électrique d'une Paroi de Carrière Calcaire Soumise Au Feu. In *10e colloque GEOFCAN « Approche GÉophysique et structurale de l'organisation spatiale et du Fonctionnement des Couvertures pédologiques Anthropisées et Naturelles »*; BRGM, Orléans, France, 2016.
- Clouet, B.**; Pommier, R.; Mindeguia, J.-C.; Danis, M. Comportement Mécanique d'un Bois Contrecollé à l'état Vert Lors de Transferts Hydriques: Modélisation Numérique et Validation Expérimentale. In *Journées thématiques sur les Techniques d'Imagerie pour la Caractérisation des Matériaux et des Structures du Génie Civil*; Clermont-Ferrand, 2014.
- Mindeguia, J.-C.; Sirieix, C.; Brodard D, A.; Guibert, P.; Ferrier, C.; Malaurent, P.; Lacanette, D. Simulation de l'impact Thermomécanique d'un Feu Expérimental En Carrière Calcaire. Implications Pour l'étude Des Feux Paléolithiques de La Grotte Chauvet-Pont-d'Arc (Ardèche). In *21ème Congrès Français de Mécanique CFM*; Bordeaux, France, 2013.
- Cueff, G.**; Mindeguia, J.-C.; Dréan, V.; Breyse, D.; Auguin, G. Caractérisation Mécanique de Produits Dérivés Du Bois (Panneaux de Fibres et de Particules) à Haute Température. In *Rencontres AUGC 2013*; Cachan, France, 2013.
- Cueff, G.**; Mindeguia, J.-C.; Dréan, V.; Breyse, D.; Auguin, G. Étude Du Comportement Thermomécanique de Matériaux Composites Cellulosiques: Application à La Résistance Au Feu d'un Bloc-Porte En Bois. In *21ème Congrès Français de Mécanique, 26 au 30 août 2013, Bordeaux, France (FR)*; 2013.
- Pimienta, P.; Mindeguia, J.-C.; Simon, A.; Behloul, M.; Felicetti, R.; Bamonte, P.; Gambarova, P. G. Etat de l'art Du Comportement à Haute Température Des BFUP. In *Colloque Performances du béton soumis à haute température*; Université de Cergy-Pontoise, France, 2012.
- Mindeguia, J.-C.; Sirieix, C.; Larget, M.; Breyse, D. Développement Expérimental et Numérique de La Thermographie Infrarouge En Tant Qu'outil d'évaluation de La Dégradation Du Béton d'enrobage. In *XXXe Rencontres AUGC-IBPSA*; Chambéry, France, 2012.
- Mindeguia, J.-C.; Carré, H.; La Borderie, C.; Pimienta, P. Analyse Expérimentale Du Risque d'instabilité Thermique Des Bétons En Situation d'incendie. In *XXXe Rencontres AUGC-IBPSA*; Chambéry, France, 2012.
- Mindeguia, J.-C. Caractérisation Thermo-Hydrique et Comportement Au Feu de Deux Bétons: Analyse Des Risques d'instabilités Thermiques. In *RUGC 2008*; Nancy, France, 2008.
- Mindeguia, J.-C.; Carré, H.; Pimienta, P.; La Borderie, C. Nouvelle Technique de Mesure Des Déformations Transversales Du Béton à Hautes Températures. In *24èmes Rencontres Universitaires de Génie Civil 2006*; La Grande Motte, France, 2006.

Fin de la Partie I

PARTIE II

-

SYNTHÈSE DES ACTIVITÉS DE RECHERCHE

Table des matières

1. Contexte sociétal, scientifique et réglementaire.....	27
1-1 Les incendies dans les constructions	27
1-2 Quelques éléments de physique du feu.....	34
1-3 Outils de simulations du feu.....	42
1-4 Impact thermique du feu sur les structures environnantes	44
1-4.1 Conditions d'échange thermique et flux résultants.....	44
1-4.2 Diffusion de la chaleur.....	52
1-4.3 Impact thermique du feu dans les matériaux	54
1-5 Impact thermomécanique du feu sur les structures.....	56
1-5.1 Altération des propriétés mécaniques.....	56
1-5.2 Comportement thermomécanique.....	58
1-5.3 Ruine des structures.....	64
1-6 Contexte réglementaire	67
1-6.1 Principes d'application de la sécurité incendie en France.....	67
1-6.2 Les actions thermiques.....	69
1-6.3 Le recours aux essais.....	72
1-6.4 Le recours aux calculs.....	73
1-7 Contextualisation des travaux de recherche	76
2. Synthèse des activités de recherche	78
2-1 Travaux sur le béton.....	78
2-1.1 Le risque d'écaillage au feu des bétons	78
2-1.2 Comportement thermomécanique de bétons à base de granulats recyclés ..	83
2-1.3 Développement d'essais au feu hybrides	92
2-2 Travaux sur le bois.....	102

2-2.1	<i>Comportement thermomécanique de blocs-portes en bois lors d'un essai de résistance au feu</i>	102
2-2.2	<i>Approche performantielle pour la justification de la résistance au feu de structures en bois.....</i>	110
2-2.3	<i>Comportement thermomécanique de planchers « CLT » sous feux réglementaires et naturels.....</i>	116
2-2.4	<i>Mesure et simulation des mouvements hydriques et impacts mécaniques dans les produits à base de bois.....</i>	124
2-3	<i>Travaux sur la pierre.....</i>	129
2-3.1	<i>Dynamique du feu et impacts associés en milieu karstique</i>	129
2-3.2	<i>Contribution au diagnostic de l'état structurel de la Cathédrale Notre-Dame de Paris suite à son incendie.....</i>	139
3.	<i>Rapide bilan</i>	148
4.	<i>Projet de recherche.....</i>	149
4-1	<i>Projets en cours.....</i>	149
4-2	<i>Projets en montage.....</i>	151
4-3	<i>Réflexions/orientations à plus long terme</i>	154
5.	<i>Bibliographie de la partie II.....</i>	159

Cette partie du document est une synthèse de mes activités de recherche réalisées au sein du laboratoire I2M (Institut de Mécanique et d'Ingénierie, UMR 5295) de l'Université de Bordeaux depuis ma prise de fonction en Septembre 2011. Durant cette dizaine d'années, j'ai eu l'opportunité de mener des projets de recherche en lien avec le comportement à hautes températures des matériaux et des structures, en continuité donc des thématiques traitées durant ma thèse de doctorat [1].

Dans un premier temps (**Chapitre 1**), nous exposons le contexte dans lequel les études ont été motivées, en l'occurrence les impacts thermomécaniques engendrés par le feu sur les matériaux et structures. Par la suite, un résumé des différents projets est proposé, en regroupant les études par famille de matériaux : béton, bois et pierre (**Chapitre 2**).

Enfin, nous dresserons un bilan des travaux effectués et présenterons les contours du projet de recherche à plus long terme.

1. Contexte sociétal, scientifique et réglementaire

Un incendie revêt bien évidemment un caractère accidentel, et au même titre que les charges climatiques exceptionnelles, les séismes ou les chocs, il constitue un risque à prendre en compte dans la conception, ou le diagnostic, des structures. C'est une thématique au champ disciplinaire varié, qui sollicite à la fois les savoir-faire mécaniques et thermiques de la communauté du génie civil.

Dans un premier temps, nous présentons quelques exemples d'incendies historiques, ou du moins médiatisés, ayant engendré des désordres irréversibles sur les structures environnantes. L'objectif n'étant pas de dresser une liste exhaustive des incendies marquants, mais permettant de mieux appréhender le fait que peu de structures civiles semblent être à l'abri du risque.

Puis nous essaierons de donner quelques clés physiques pour permettre de comprendre quels peuvent être les impacts d'un feu sur une structure. Enfin, nous donnerons un aperçu du contexte réglementaire en lien avec la sécurité incendie du bâti. Ce chapitre permet de justifier et de contextualiser les activités de recherche présentées au chapitre 2.

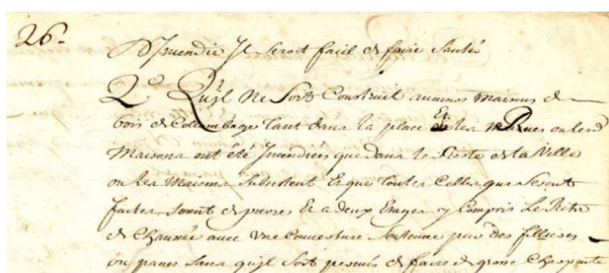
1-1 Les incendies dans les constructions

Il est de coutume de débiter un document traitant des impacts du feu sur les constructions par une évocation des incendies historiques dans le milieu urbain. Ces derniers sont relativement bien documentés [2], sources d'inspiration artistique parfois (**Figure II- 1**), et ont largement influencé la façon dont l'être humain s'est approprié les risques et conséquences associés aux incendies, et les dispositions de protection idoines.



Figure II- 1 Le grand incendie de Londres, du 2 au 5 septembre 1666. Artiste inconnu, musée de Londres.

Parmi ces « grands » incendies, ceux de Londres (1666), Chicago (1871) ou sur nos terres celui de Rennes (1720) ont laissé des traces dans l'inconscient populaire, et ont souvent façonné les villes telles que nous les connaissons aujourd'hui. Un cas intéressant est l'incendie de Montréal (1721), à la suite duquel il a été prescrit de ne plus recourir au bois pour les nouvelles constructions (**Figure II- 2**).



« Nous ordonnons...2° Qu'il ne sera Construit aucune maison de Bois et de Collombage tant dans La place et les Rues ou les maisons ont estez Incendiées que dans Le Reste de la Ville ou les maisons subsistent et que Toutes Celles qui seront faites seront de Pierre et a deux Estages y Compris Le Retz de Chaussée avec une Couverture soutenüe par des fillieres ou Pannes sans qu'il soit permis de faire de Grosse Charpente. »

Figure II- 2 A gauche, extrait de l'enregistrement de l'ordonnance de Michel Bégon, intendant de la Nouvelle-France, au sujet de la reconstruction des maisons détruites à Montréal lors de l'incendie du 19 juin 1721 [3]. A droite retranscription du texte selon [4].

Du fait de l'organisation des villes (rues étroites, maisons très rapprochées les unes des autres), les multiples sources potentielles d'incendie (éclairage, feux de cheminée, artisanat utilisant le feu au cœur même des habitations...) ainsi que l'absence de structuration des services de secours (le Bataillon des Sapeurs-Pompiers de Paris, BSPP, est par exemple créé par décret impérial le 18 Septembre 1811), les incendies jusqu'au XIX^{ème} siècle ont souvent été dévastateurs à l'échelle de l'îlot, du quartier, voire de la ville entière. Depuis le début du XX^{ème} siècle, les incendies (en dehors d'événements liés à des faits de guerre), n'impactent généralement plus que la construction dans laquelle l'incendie s'initie, voire les quelques constructions avoisinantes. Nous n'évoquons pas ici les feux de forêt particulièrement violents rencontrés ces dernières années, impactant une grande zone géographique, et pouvant ravager une ville entière (ville de Greenville en Californie, USA, rasée par l'incendie de forêt « Dixie » en Août 2021).

Malgré l'amélioration des normes de conception (sécurité incendie active et passive, sécurité des installations électriques), des moyens de détection et d'intervention, l'époque contemporaine présente toujours son lot d'incendies remarquables, souvent relayés par la presse internationale et les réseaux sociaux. Ces dernières années ont vu des incendies particulièrement remarquables dans des bâtiments d'habitation de grande hauteur. Bien que des enquêtes et expertises soient encore en cours, il est intéressant de noter que les systèmes constructifs utilisés en façade (isolation par l'extérieur) ont souvent contribué à propager le feu à la quasi-totalité de l'immeuble (**Figure II- 3**). L'incendie de la « Torre dei Moro », bâtiment de 20 étages, à Milan (2021) n'a pas fait de victimes, mais a fortement endommagé la structure (métallique) de l'enveloppe du bâtiment ainsi que l'intérieur des logements [5]. Le bâtiment « Torch Tower » à Dubaï a quant à lui connu 2 incendies majeurs très rapprochés dans le temps (2015 et 2017) [6]. Enfin, l'exemple le plus récent et le plus marquant est sans aucun doute l'incendie de la tour Grenfell en Angleterre (2017), qui a causé pas moins de 72 victimes humaines, et faisant actuellement l'objet d'une enquête de grande ampleur [7]–[9]. Le retentissement de cet incendie a été tel que le gouvernement du Royaume-Uni a décidé d'interdire les matériaux combustibles sur les immeubles d'habitations de plus de 18 mètres, ainsi que sur les bâtiments sensibles (hôpitaux, écoles, logements étudiants, maisons de soins) [10]. Cet incendie a également eu des répercussions en France, où il a motivé la création d'une famille réglementaire de bâtiments dit « de moyenne hauteur » (IMH, hauteur entre 28 et 50 m), en réponse aux préconisations du CSTB (rapport commandité par les pouvoirs publics suite à l'incendie de Grenfell [11]).



Figure II- 3 Trois cas d'incendies majeurs de tours d'habitation (en haut clichés avant incendie, en bas durant l'incendie).

Il est intéressant de noter que de nombreux incendies interviennent durant la phase de travaux (neuf ou rénovation) des bâtiments. Un cas retentissant de ces dernières années est l'incendie de la tour Windsor à Madrid (2005), où les dommages engendrés à la structure porteuse (béton) ont imposé la destruction totale des 32 étages de l'édifice [14]. Du côté des bâtiments construits en matériaux bio-sourcés, ces derniers étant particulièrement sensibles en phase de travaux (structures non protégées, compartimentage incomplet), un groupe de travail de l'action COST FP1404 (Fire safe use of bio-based building products, 2014-2018) a édité une guide de bonnes pratiques concernant la prévention du risque d'incendie sur les chantiers de construction bois [15].



Vues de la tour Windsor, Madrid, Espagne durant et après l'incendie de 2017.



Incendie d'un bâtiment en bois en cours de construction à Colindale, Royaume-Uni, 2006 (Photo: Wei Yecheng).

Figure II- 4 Deux cas d'incendie durant la phase de travaux : en cours de rénovation à gauche et en cours de construction à droite.

Les parkings sont des zones particulièrement sensibles vis-à-vis des risques d'incendie, par la forte densité de charge calorifique en place, et le confinement des locaux propice au développement de feux à forte intensité. Deux cas évocateurs de l'intensité de l'incendie et de l'impact à la structure sont ceux du parking « Echo Arena » à Liverpool (2018, 1400 véhicules carbonisés) et celui du parking des « Salinières » à Bordeaux (2019, 370 voitures carbonisées), voir **Figure II- 5**. Dans les 2 cas, l'incendie a engendré des désordres irréversibles à la structure en béton de l'ouvrage, avec par endroits des ruines locales.

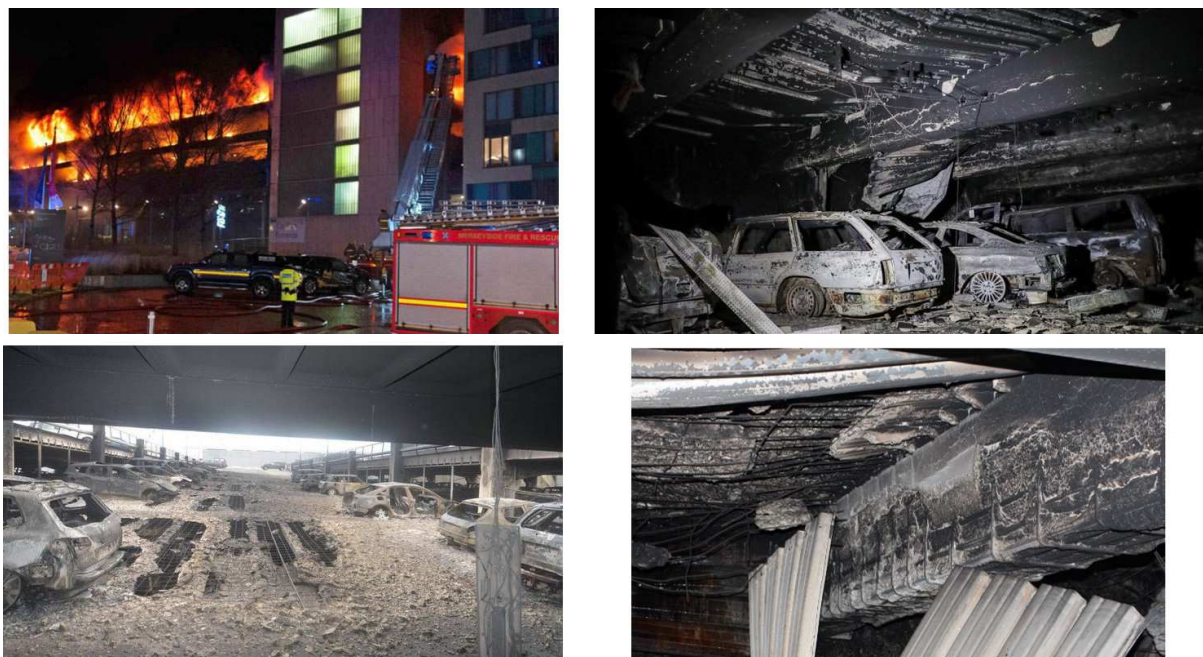


***Figure II- 5** Deux cas d'incendie dans des parcs de stationnement : Liverpool 2018 à gauche et Bordeaux 2019 à droite. Dans les deux cas, l'incendie a provoqué des désordres irréversibles aux structures en béton (particulièrement de l'écaillage).*

Les incendies n'épargnent pas non plus les constructions à haute valeur patrimoniale (« monuments historiques »). Bien évidemment, nous sommes tenus ici d'évoquer l'incendie de la Cathédrale Notre-Dame de Paris (2019), qui fera l'objet d'un chapitre détaillé plus loin dans le manuscrit (§ 2-3.2). Cet incendie se faisant l'écho de celui ayant dévasté de façon très similaire la charpente et fragilisé les voûtes de la basilique Saint-Donatien de Nantes (2015, [16]). Ironie du sort, les élus Nantais avaient proposé à la municipalité parisienne de partager leur retour d'expérience de l'incendie de Saint-Donatien, sans se douter que la Cathédrale de Nantes ferait à son tour l'objet d'un important incendie (criminel celui-ci) en 2020 [17]. Un article de la Gazette du Patrimoine [18] relate quant à lui pas moins de 15 incendies en une année (2020) dans les lieux de culte en France. Dans beaucoup de cas, les incendies dans les monuments historiques (quelques exemples en **Figure II- 6**) provoquent de très importants dommages, rendant l'exploitation du site impossible durant de longues années, et induisant (souvent au frais du contribuable) d'importants coûts de restauration : Parlement de Bretagne à Rennes (1994), Château de Lunéville (2003), Hôtel Lambert à Paris (2013), Hôtel de Ville de La Rochelle (2013) et tout récemment l'Hôtel de Seignelay à Paris en cours de rénovation (2022) pour citer quelques cas d'incendie dans nos monuments nationaux ; incendie du Château de Windsor au Royaume-Uni (1992) ou du musée national du Brésil à Rio de Janeiro (2018) pour quelques cas à retombée médiatique internationale.



Vue aérienne du château de Windsor après l'incendie, le 21 novembre 1992

Tim Graham Picture Library/Getty Images



Figure II- 6 Quelques cas d'incendies célèbres dans des bâtiments à haute valeur patrimoniale. En partant de haut à gauche et dans le sens horaire : château de Windsor (Angleterre, 1992), musée national du Brésil (Rio de Janeiro, Brésil, 2018), hôtel de ville de La Rochelle (2013) et Parlement de Bretagne (Rennes, 1994).

Même si intimement liés à la présence et activité humaines, et donc beaucoup plus fréquents dans les bâtiments, les incendies peuvent aussi, dans une moindre mesure, impacter les ouvrages d'art : incendies dans les tunnels (Tunnel sous la Manche en 1996, 2008 et 2012, tunnel du Mont-Blanc en 1999) ou à proximité de ponts parfois (pont à Vérone en Italie en 2017 [19] et d'autres cas recensés dans [20]). La forte intensité de ces incendies (charge calorifique en jeu et confinement thermique dans le cas des tunnels) provoque d'importants dommages aux structures (**Figure II- 7**).



Figure II- 7 Deux cas illustrant l'impact d'un feu dans un ouvrage d'art : à gauche incendie dans le tunnel sous la Manche (1996) ; à droite, incendie d'un bus contre la pile d'un pont en Italie (2017, [19]). Les 2 photos supérieures montrent l'état post-incendie du véhicule où l'incendie s'est déclaré (poids-lourd dans une rame de train pour le tunnel, bus de tourisme pour le pont). Les 2 photos du bas illustrent l'état d'endommagement de la structure suite à l'incendie (voussoirs du tunnel et pile du pont), avec plus particulièrement un écaillage du béton très important.

Les incendies cités jusqu'ici revêtent un caractère exceptionnel, par leur intensité, les dimensions des ouvrages impactés, le nombre de victimes ou l'impact médiatique lié à l'intérêt patrimonial de l'ouvrage impacté. Pourtant, ces incendies majeurs ne doivent pas occulter les accidents observés quasi quotidiennement, et plus particulièrement ceux se produisant dans les locaux d'habitation (de 1^{ère} à 3^{ème} famille plus spécialement). Les statistiques des Services Départementaux d'Incendie et de Secours SDIS [21] sont là pour témoigner du nombre élevé d'incendies dans les logements en France : en 2020 sur 282 765 interventions liées aux incendies, 64 248 l'ont été dans des logements (≈ 7 interventions / heure en moyenne). Les chiffres donnés par l'ONSE (Observatoire National de la Sécurité Electrique) sont encore plus éloquentes car faisant état de quelques 200 000 incendies / an dans les habitations, entraînant 300 décès, 900 blessés graves et 15 400 blessés légers / an en France (moyenne sur 5 ans, [22]). A titre de comparaison, l'INRS (Institut National de Recherche et de Sécurité) estime entre seulement 1 et 2 le nombre de décès liés aux incendies sur le lieu de travail en France, sur les 10 dernières années [23]. Outre-Atlantique, le rapport annuel de la NFPA [24] montre que plus du quart (26 %) des incendies signalés de 2015 à 2019 aux USA se sont produits dans des habitations. Les trois quarts des décès de civils par le feu et près des trois quarts (72 %) de toutes les blessures signalées ont été causés par des incendies domestiques. Au cours de

cette période de cinq ans, les services d'incendie américains ont répondu à une moyenne estimée de 346 800 incendies de structures résidentielles par an. Ces incendies ont causé une moyenne annuelle de 2 620 morts parmi les civils, 11 070 civils blessés par le feu et ont engendré 7,3 milliards de dollars de dommages matériels directs. Sur cette période, et toujours aux USA, la NFPA montre que la plupart des incendies résidentiels et des victimes d'incendies résultent de cinq causes : cuisine, chauffage, distribution électrique et équipement d'éclairage, allumage intentionnel du feu et produits pour fumeurs.

Une autre façon de juger de la fréquence des incendies est de s'en référer aux articles de la presse régionale : le quotidien « Sud-Ouest » a par exemple publié 1840 articles en un an (Mars 2021 – Mars 2022) relatant d'incendies (plus ou moins graves).

Ce chapitre introductif nous montre à quel point l'incendie est une réalité, à laquelle peu de constructions civiles semblent pouvoir échapper, quels que soient sa taille, ses matériaux constitutifs, sa modernité ou sa phase de service. Les incendies sont donc un risque à prendre particulièrement en compte quand on s'intéresse à la conception de structures comme au diagnostic du patrimoine bâti. Les matériaux et procédés innovants de la construction doivent démontrer leur aptitude à participer à la sécurité incendie, les outils de conception doivent montrer leur fiabilité à prédire le comportement des structures en situation d'incendie. Les chapitres suivants présentent quelques éléments apportant un éclairage physique des impacts d'un incendie sur les matériaux et structures, point de départ des activités de recherche développées dans le chapitre 2.

1-2 Quelques éléments de physique du feu

Le but de ce paragraphe n'est pas de traiter en détails la physique du feu. Il s'agit d'une discipline à part entière, nécessitant des compétences et savoir-faire parfois en dehors de ma propre expérience. De nombreuses équipes de recherche dédient leurs travaux à la prédiction du comportement des incendies (départ et propagation), de l'échelle de la flamme jusqu'à celle des grands incendies de forêt. Au niveau national, la recherche autour des sciences du feu est notamment structurée au sein du GDR « Feux » (GDR CNRS n°2864). Nous présentons ici quelques éléments qui permettent d'apprécier les impacts d'un incendie aux matériaux et structures environnantes.

Le feu est une réaction d'oxydation (la plupart du temps dénommée combustion) mobilisant les trois éléments suivants : un combustible, un comburant et de la chaleur. Ces trois éléments, strictement nécessaires à la combustion, sont couramment présentés sous la forme d'un « triangle du feu ». L'absence d'une des branches du triangle entraînant l'absence de combustion, les moyens d'attaque du feu consistent donc à éliminer au moins une des trois branches du triangle du feu. Il est intéressant de noter que le triangle du feu est plus récemment remplacé par le « tétraèdre du feu », ce dernier rajoutant les réactions chimiques (en chaîne) liées à la combustion.

Le combustible peut se présenter sous forme solide, liquide ou gazeuse. Les combustibles ont en commun d'être des matériaux organiques, contenant donc principalement du carbone et de l'hydrogène. Il est important de préciser que la combustion des solides et des liquides nécessite la libération de gaz à la surface de ceux-ci. Dans le cas des solides, une pyrolyse (décomposition thermique du solide) est donc nécessaire afin d'activer une combustion. A de très rares exceptions près, le comburant est le dioxygène naturellement présent dans l'atmosphère terrestre (environ 20 % d'O₂ dans l'atmosphère). Enfin, les sources de chaleur sont très variées : étincelle, arc électrique,

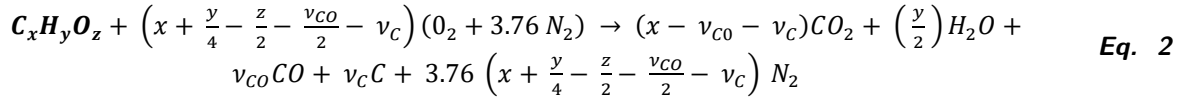
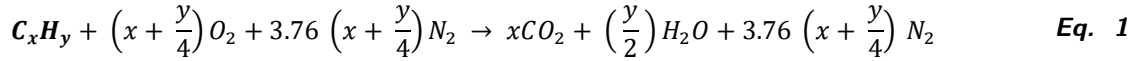
rayonnement, flamme, effet joule... et bien évidemment la chaleur produite par la combustion elle-même qui permet, dans certaines conditions, d'auto-entretenir la combustion.



Figure II- 8 A gauche, représentation courante du « triangle du feu » ; à droite la forme plus récente du « tétraèdre du feu », tous deux illustrant les composants nécessaires à la mise en place d'une combustion.

La combustion est une réaction exothermique, se manifestant généralement sous la forme d'une flamme (nous n'évoquons pas ici les combustions lentes, ou « smouldering »), et qui produit de la chaleur et des produits de combustion gazeux (CO_2 , H_2O sous forme vapeur, CO , NO_x), solides (cendres, suies, que l'on retrouve notamment dans les fumées) et liquides (H_2O sous forme liquide, goudrons, jus pyrolygneux...). L'étude des produits formés lors de la combustion est primordiale dans le domaine de la sécurité incendie, en particulier lorsque l'on souhaite étudier l'évacuation des fumées et la toxicité, en somme tout ce qui peut conditionner les conditions d'évacuation des personnes et d'interventions des secours. Dans le cadre des travaux de recherche présentés ici, c'est principalement la chaleur produite par la combustion qui impacte thermiquement (et donc mécaniquement) les structures environnantes.

La chaleur produite par un feu repose sur des considérations chimiques et dépend principalement des conditions stœchiométriques mises en jeu lors de la réaction de combustion [25]. Lors de cette réaction, si exactement autant de dioxygène est fourni pour permettre la combustion totale du combustible, alors la réaction est dite stœchiométrique : la combustion est complète et conduit à la plus grande température de flamme possible. La combustion stœchiométrique d'un hydrocarbure C_xH_y dans l'air peut généralement s'écrire selon l'équation **Eq. 1**. Lors d'un vrai feu, les conditions permettant une réaction stœchiométrique sont rares, et la combustion est le plus souvent incomplète. Si le comburant est en excès face au combustible, la combustion est dite pauvre. A l'inverse, si le combustible est en excès face au comburant, la combustion est dite riche et produit particulièrement des suies et du monoxyde de carbone (ce qui rend très toxique ce genre de combustion). A titre d'exemple, la combustion incomplète du bois peut s'écrire selon l'équation **Eq. 2** (C étant la suie produite, CO le monoxyde de carbone et ν_i les coefficients stœchiométriques associés).



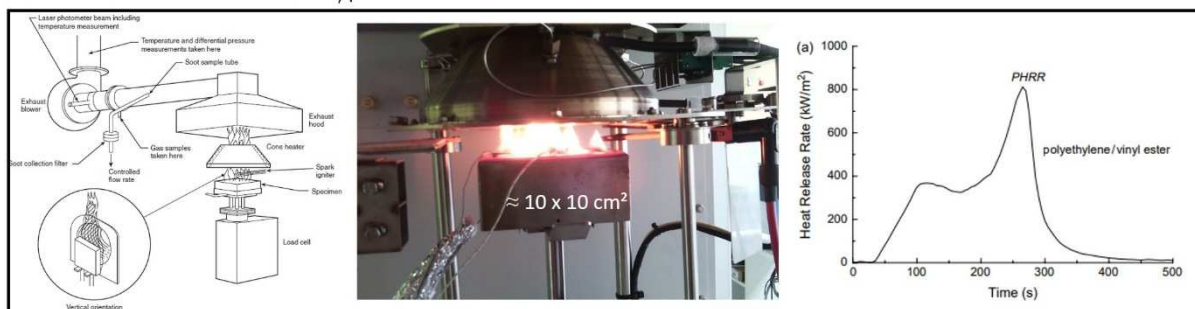
La chimie de la combustion est relativement complexe. La résumer à quelques équations est très simplificateur. De plus, les coefficients stœchiométriques sont des paramètres difficiles à évaluer, car évoluant sans cesse au cours d'un incendie. Une fois de plus, les études synthétisées dans ce mémoire ne se focalisent pas sur la chimie de la combustion. En revanche, la chaleur produite par ces réactions est une donnée d'entrée importante. La chaleur produite par une combustion est généralement décrite par la puissance du feu. Celle-ci explicite la façon dont l'énergie disponible dans un matériau combustible (ou un ensemble de matériaux dans le cas plus réel d'un incendie de compartiment) est relâchée dans l'environnement. Les spécialistes du feu introduisent la notion de HRR (Heat Release Rate), ou débit calorifique, qui permet de quantifier la sévérité thermique d'un feu [26]. Le HRR s'exprime généralement sous la forme donnée par l'équation **Eq. 3**, et varie au cours d'un incendie.

$$HRR = \dot{Q} = \dot{m} \Delta H_C \quad \text{Eq. 3}$$

Où HRR (ou $\dot{Q}$) est la puissance du feu généralement exprimée en (kW), $\dot{m}$ le taux de pyrolyse du combustible en (kg/s) et ΔH_C la chaleur de combustion du combustible en (kJ/kg).

Le taux de pyrolyse du combustible $\dot{m}$ (sensiblement équivalent à son taux de perte de masse si l'on écarte les dégagements de gaz non combustibles comme la vapeur d'eau) apparaît donc comme le moteur de l'incendie, conditionnant son régime thermique. Evidemment, le taux de pyrolyse est directement lié aux équations chimiques de combustion précédemment décrites, et dépend donc fortement des conditions environnantes du feu (et en particulier de l'apport en comburant). Comme nous le verrons dans le paragraphe suivant, l'évolution d'un incendie est très dépendante de la géométrie du compartiment et des conditions de ventilation. Ainsi, la prédiction de l'évolution dans le temps du HRR d'un compartiment donné (ici le compartiment est vu comme l'ensemble charge calorifique/géométrie du compartiment/conditions de ventilation) est très complexe, et repose la plupart du temps sur des mesures expérimentales. Ces dernières sont généralement réalisées à une échelle représentative du combustible testé et/ou du compartiment dans lequel on suppose l'incendie, et reposent sur des considérations calorimétriques [27]. L'essai le plus utilisé pour déterminer la puissance d'une combustion à l'échelle du matériau ou du produit (surface du produit de l'ordre de $10 \times 10 \text{ cm}^2$) est l'essai dit du cône calorimétrique [28], basé sur une mesure indirecte de la chaleur se dégageant d'une combustion par la mesure de la consommation d'oxygène. Une détermination du HRR pour des feux à plus grande échelle peut être réalisée sous hotte calorimétrique [29]. Nous présentons sur la **Figure II- 9** un exemple d'essai au cône calorimétrique et un essai sous hotte calorimétrique. Une courbe de HRR obtenue dans les 2 cas d'essai est présentée. Enfin, le tableau **Tableau II- 1**, repris de [30], donne des ordres de grandeurs des puissances maximales (c'est-à-dire la valeur maximale du HRR) lors de la combustion de produits couramment présents dans les constructions civiles. Il est également intéressant de noter que le NIST met à disposition une base de données de résultats d'essais calorimétriques [31].

Calorimétrie à l'échelle du matériau/produit



Calorimétrie à l'échelle de la structure



Figure II- 9 Illustration de deux échelles d'essais calorimétriques ayant pour but de mesurer (entre autres) la puissance d'un feu, ou son HRR. En haut, de gauche à droite : principe du cône calorimétrique [32], photo d'un essai en cours et évolution de la puissance d'un combustible (ici un composite polymère) en fonction du temps [33]. En bas, de gauche à droite : vue de la hotte calorimétrique du laboratoire feu du « Bureau of Alcohol, Tobacco, Firearms and Explosives (ATF) » aux USA, essai en cours d'un incendie dans une maquette à 2 étages incorporant un plancher en bois CLT et évolution des courbes de HRR correspondant à 5 essais issus de [34].

Tableau II- 1 Puissances maximales de quelques combustibles potentiellement présents dans les constructions civiles.
Repris de [30].

Combustible	Masse (kg)	Puissance maximale (kW)
Petite poubelle	0.7 – 1.4	4 – 50
Sacs poubelle, 42 L contenant des déchets de divers plastiques et de papier	2.5	140 - 350
Matelas en coton	12 - 13	40 - 970
Télévision	31 - 33	120 à plus de 1500
Sacs poubelle en plastique / déchets papiers	1.2 - 14	120 - 350
Chaise de salle d'attente en PVC et cadre métallique	15	270
Fauteuil rembourré en coton	18 - 32	290 - 370
Essence auto dans un bac de 0.185 m²	19	400
Sapin de Noël sec	6 - 20	3000 – 5000
Matelas en polyuréthane	3 - 14	810 - 2630
Fauteuil rembourré en polyuréthane	12 - 28	1350 - 1990
Canapé en polyuréthane	51	3120
Armoire en bois	70 - 121	1900 - 6400

La géométrie de la structure environnante au feu conditionne le comportement thermique du feu lui-même, ainsi que la façon dont ce dernier va se propager aux autres matériaux combustibles. Ainsi, le feu résultant de l'allumage d'un même combustible n'a pas le même comportement selon qu'il soit isolé (feu extérieur ou situé dans un très grand entrepôt), situé sous un plafond, à proximité d'une paroi verticale, dans le coin d'une pièce ou dans un local fermé (on parle dans ce dernier cas d'un feu de compartiment, ou feu confiné). Ceci s'explique par une modification de l'entraînement d'air (frais) dans le panache thermique (le panache étant l'écoulement convectif de l'air créé par la combustion) : un flux d'air plus lent, du fait de la présence de parois verticales à proximité immédiate du feu, nécessite une distance verticale plus importante afin de pouvoir garantir la combustion du mélange de gaz combustible et d'air. Ainsi, un feu dans un coin aura tendance à entraîner des hauteurs de flammes plus importantes que le même feu réalisé sans obstacle autour [30].

Quand le feu se déclare dans un compartiment (un local fermé), on parle de feu confiné. Le développement et la propagation du feu sont alors beaucoup plus complexes que dans le cas d'un simple feu extérieur. La géométrie du compartiment (y compris les propriétés thermiques des matériaux constituant ses parois), la densité et la localisation des charges calorifiques et surtout les conditions de ventilation du local (possibilités d'alimentation du feu en comburant via les ouvertures) ont une influence majeure sur le comportement thermique global. Ainsi, chaque scénario de feu est unique, et dépend du local dans lequel il démarre. Néanmoins, la phénoménologie suivante est souvent observée dans le cas de feux de compartiment [26] :

- Le feu se déclare (généralement) en un endroit donné du local et son développement fait que le panache thermique atteint le plafond du local. Un jet sous plafond se met donc progressivement en place résultant en la formation d'une couche chaude de faible épaisseur (comportement favorisé par le fait que l'écoulement sous plafond rencontre les parois verticales). Le feu peut également se propager en partie basse du compartiment aux matériaux combustibles relativement proches du premier combustible.
- La couche chaude se charge en fumées, voyant sa température s'élever (potentiellement jusqu'à environ 600 °C), et son altitude progressivement baisser.
- La couche chaude engendre un rayonnement thermique (de l'ordre de 20 kW/m²) dans une grande partie du local, provoquant l'élévation de température de tous les matériaux encore non brûlés. Ces derniers peuvent alors pyrolyser, dégageant à leur tour des gaz combustibles dans le local.
- Assez soudainement, tous les matériaux combustibles présents dans le local s'embrasent, on parle alors « d'embrasement généralisé éclair », ou de phénomène de « flashover ».
- Le feu rentre alors dans une phase dite pleinement développée. La puissance et la durée de cette phase dépend fortement des conditions de ventilation à cet instant : si les conditions de ventilation permettent un apport constant de comburant au local alors le feu est dit contrôlé par le combustible. En d'autres termes, la décroissance du feu intervient lorsque la charge calorifique est consommée (on admet généralement que la phase de décroissance intervient lorsque qu'environ 70 % de la charge calorifique dans le local est brûlée [35]). A l'inverse, si les conditions de ventilation ne le permettent pas, alors le feu est dit contrôlé par la ventilation, ou « sous-ventilé ». Dans ce dernier cas, la probabilité de l'embrasement généralisé éclair est notamment plus faible.

Le scénario thermique typique d'un feu dans un compartiment est schématisé sur la **Figure II- 10**, reprise de [26].

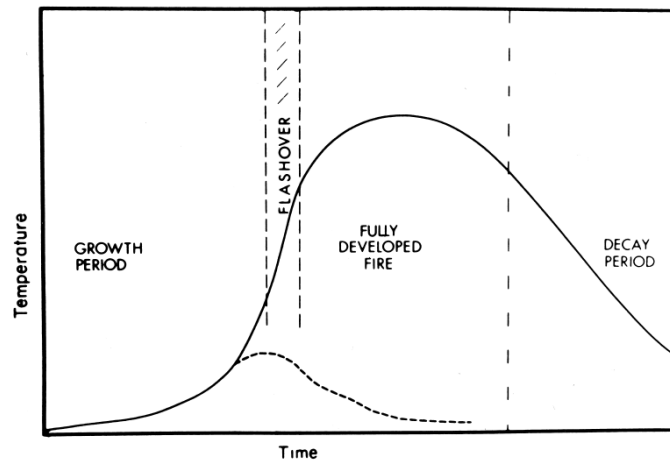


Figure II- 10 Scénario thermique typique d'un feu de compartiment (température moyenne des gaz) selon [26]. La courbe en pointillés représente un cas où le flashover n'est pas atteint, soit en raison de la consommation totale de la charge calorifique du local, soit du fait d'un manque d'apport de comburant (feu sous-ventilé).

La courbe expérimentale de Thomas et Heselden [36], reprise par exemple dans [37] et présentée sur la **Figure II- 11**, montre la température maximale atteinte dans les gaz d'un petit local, en fonction de différentes charges calorifiques et de ses conditions de ventilation. Ces dernières sont évaluées par l'intermédiaire du « facteur d'ouverture » $A/A_0H_0^{1/2}$ ($m^{-1/2}$), où A est la surface totale du compartiment (sans les ouvertures), A_0 la surface des ouvertures et H_0 la hauteur moyenne des ouvertures (il est important de noter que la définition du facteur d'ouverture diffère ici de celle donnée dans l'Eurocode 1 [38] ou dans d'autres modèles de feu). Dans le cas de la courbe de Thomas donc, pour un grand facteur d'ouverture (i.e. peu d'ouvertures), le feu est contrôlé par la ventilation et à l'inverse dans le cas de grandes ouvertures (correspondant à un faible facteur d'ouverture ici), le feu est contrôlé par le combustible. Il est intéressant de noter la présence d'un « pic » de température sur la courbe de Thomas, indiquant bien l'existence de conditions « idéales » pour la combustion, permettant de se rapprocher des conditions stœchiométriques des réactions de combustion. La courbe de Thomas est également un premier outil permettant d'évaluer les ordres de grandeur des températures potentiellement atteintes dans les gaz chauds d'un local incendié, avec des valeurs s'échelonnant entre 500 et 1200 °C.

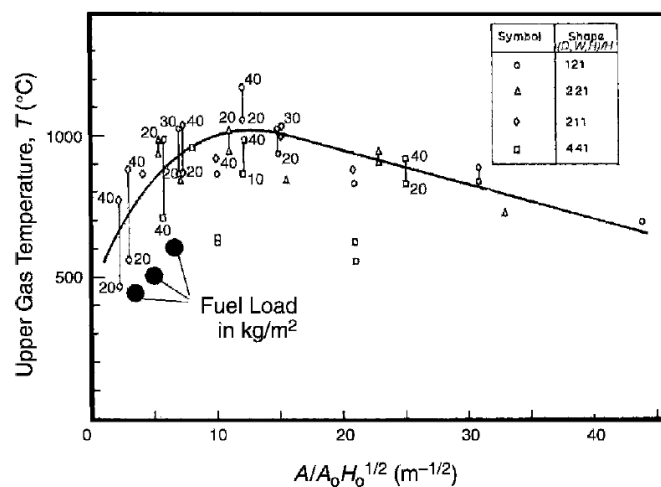


Figure II- 11 Courbe de Thomas et Heselden [36], reprise dans [37].

Un autre cas intéressant de scénario est celui où le feu se déclare dans des locaux présentant une surface au sol très grande devant la hauteur sous plafond, et avec une répartition homogène de charge calorifique au sol. Ce genre de local est par exemple rencontré dans le cas de larges espaces intérieurs non compartimentés (étages de type « open space », parkings...). Dans ce cas, le feu est dit « mobile », ou « travelling fire » [39], son développement et propagation ne reposent plus sur le phénomène de flashover précédemment décrit, et nécessite donc un cadre expérimental et calculatoire spécifique [40]. De nos jours, les expérimentations de feu dans des conditions pouvant mener à des feux mobiles sont encore rares, tout particulièrement concernant les structures en matériaux combustibles, voir **Figure II- 12** reprise de [41].

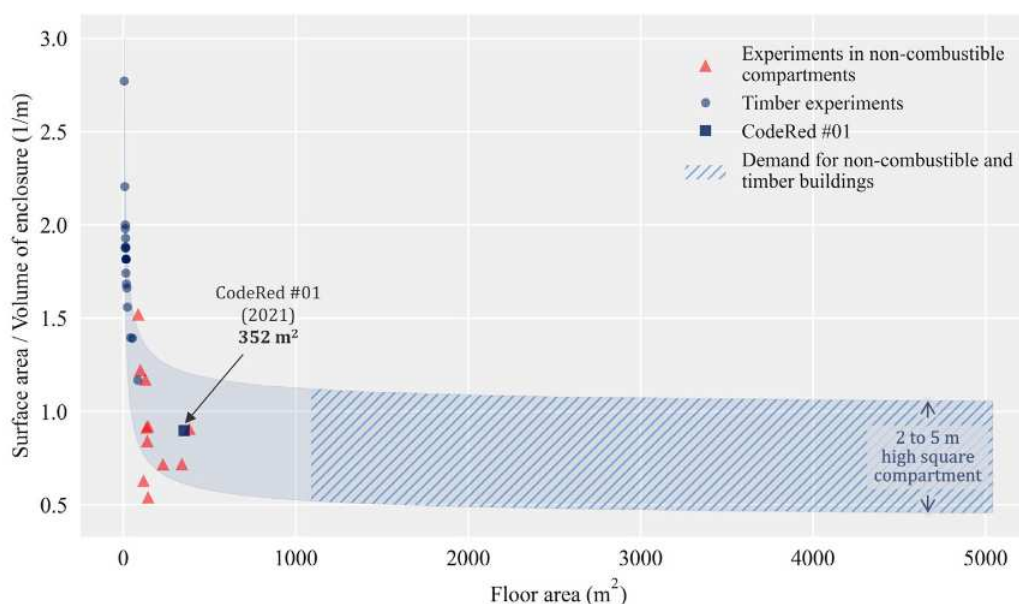


Figure II- 12 Répartition des expérimentations au feu réalisées dans différents compartiments en fonction du rapport entre le volume et la surface au sol de ces derniers, selon [41]. En comparaison, les auteurs mettent en évidence (zone hachurée) la demande actuelle des projets de construction en termes de dimensions de compartiments.

L'expérimentation pointée « CodeRed #01 » sur la courbe se réfère à celle présentée dans [41], et pouvant être considérée comme le plus grand compartiment avec matériaux combustibles testé à ce jour.

Un feu qui se déplace crée des températures élevées à la fois loin du feu (le champ lointain) et proche du feu (le champ proche) et peut donc infliger à la structure des températures élevées pendant des durées plus longues qu'un simple feu isolé, voir **Figure II- 13** reprise de [41].

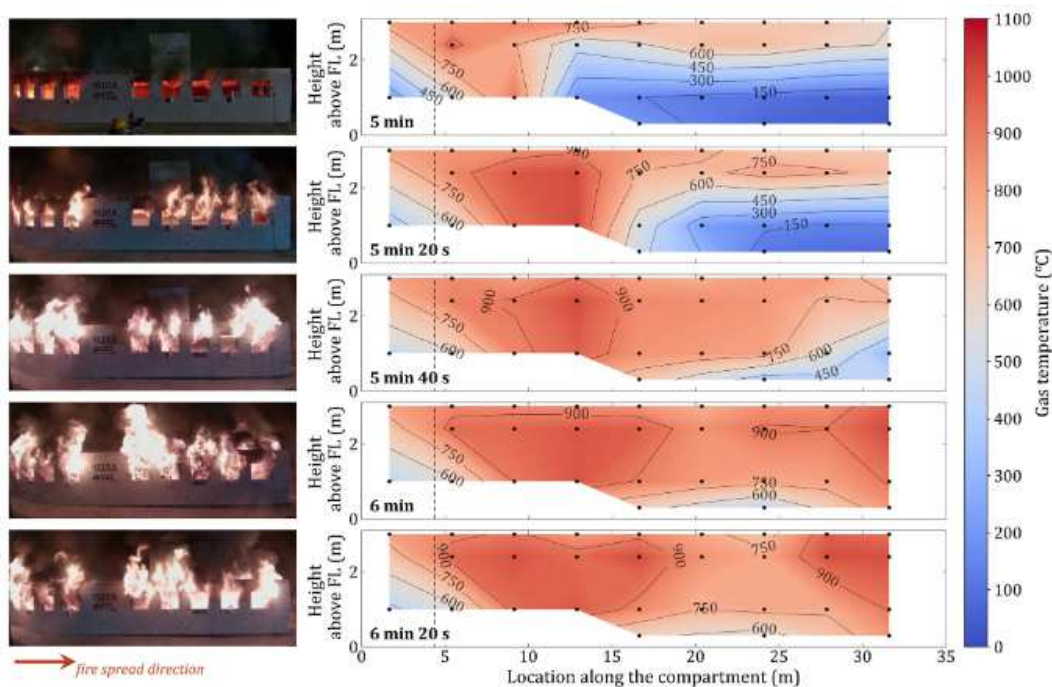


Figure II- 13 Distribution verticale des températures mesurées dans un grand compartiment (34 m de long x 10 m de large x 3.1 m de haut) avec matériaux combustibles, à différents instants après allumage d'un feu (dont l'emplacement est matérialisé par le trait pointillé vertical), selon [41].

Enfin, nous avons fait état dans le § 1-a de nombreux incendies qui se sont propagés par les façades (incendie de Grenfell plus particulièrement, voir **Figure II- 14**). Dans ce cas, la phénoménologie n'est plus celle d'un feu de compartiment, mais repose sur d'autres mécanismes. Ces feux peuvent être particulièrement dangereux (pour les personnes et les biens) car les systèmes constructifs en façade constituent souvent un « effet cheminée » et la position verticale du combustible (s'il est présent en façade) rend particulièrement favorable la propagation du feu aux étages supérieurs.

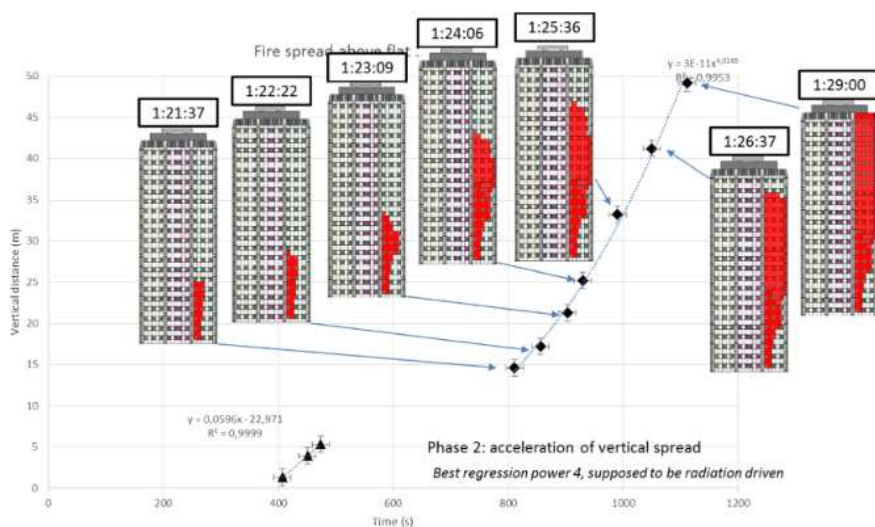


Figure II- 14 Relevés de la propagation verticale des flammes en façade à différents instants de l'incendie de la tour Grenfell de Londres (2017) selon [42]. L'incendie s'est déclaré dans un appartement du 4^{ème} étage aux alentours de minuit. Les flammes sont sorties de l'appartement vers 01h08 et auront mis une vingtaine de minutes à se propager par la façade à tout le bâtiment.

1-3 Outils de simulations du feu

Nous venons de voir dans le paragraphe précédent, que le comportement d'un feu est intimement lié aux caractéristiques de l'environnement qui l'entoure : proximité des parois, charge calorifique en jeu, conditions de ventilation...ce qui fait d'un feu donné, dans un emplacement ou compartiment donné, un scénario unique. Dès lors, un modèle universel de feu est difficilement envisageable. Les « modèles de feu » ont ainsi pour but d'approcher les conditions (thermiques et aérauliques principalement) rencontrées lors de scénarios de feu identifiés à l'avance. En fonction de sa complexité physique et numérique, une modélisation de feu peut permettre la prévision des températures dans les gaz chauds et dans les fumées, de la production et cheminement des fumées, de la production et du dépôt des suies voire même la prédiction du comportement humain face à l'accident. Plus en lien avec nos activités de recherche, la modélisation d'un feu s'attache bien évidemment à prédire les températures et/ou flux thermiques reçus par les parois environnantes.

Des modèles empiriques et analytiques existent permettant de prédire le comportement thermique à proximité du panache thermique créé par des scénarios de feu bien identifiés (**Figure II- 15**). Le modèle d'Heskestad [43] permet par exemple de prédire la hauteur de flamme et la température dans l'axe vertical du panache d'un feu localisé (i.e. un feu extérieur ou n'impactant pas un plafond). Si les flammes sont susceptibles de toucher le plafond, alors le modèle d'Hasemi [44] ou les corrélations d'Alpert [45] permettent par exemple de prédire le flux thermique reçu par le plafond.

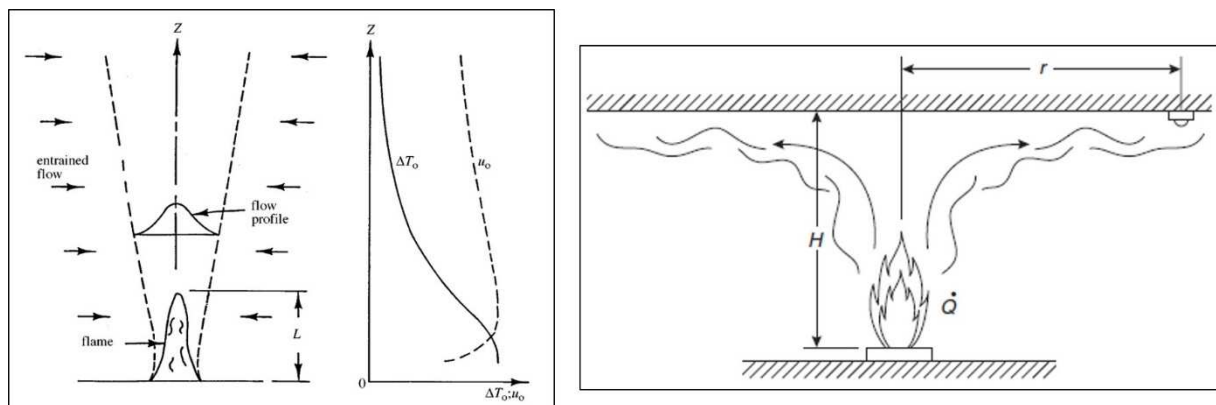


Figure II- 15 Illustration de deux types de modèles de feux localisés : à gauche celui où le panache n'atteint pas de plafond (modèle d'Heskestad [43]), à droite dans le cas contraire (modèle d'Hasemi [44] ou d'Alpert [45]).

Concernant les feux de compartiment, les deux modèles analytiques précédents ne s'appliquent plus en raison du confinement lié à la géométrie (rayonnement des parois), du flux thermique absorbé par toutes les parois, la modification de la circulation des gaz du fait des parois verticales, et des conditions de ventilation particulières. Peu de modèles analytiques existent permettant la prédiction du comportement d'un feu dans un compartiment. La simulation du feu dans un compartiment repose donc sur une méthodologie de simulation itérative (dans le temps). Dans les modèles dits « à zones » (exemples : CFAST [46], OZone [47]), la phase « pré-flashover » du compartiment est simulée par la présence de deux zones (une couche inférieure froide et une couche supérieure chaude), au sein desquelles la température est homogène. Les bilans de masse et d'énergie sont alors écrits pour chacune des couches, permettant de calculer certaines données telles que l'évolution de la température des 2 couches, l'épaisseur de la couche chaude, etc. Généralement un critère de flashover est introduit dans ce type de modèle (température du gaz chaud, épaisseur de la couche chaude, présence de combustibles dans la couche chaude...), modifiant la simulation vers un modèle

à une seule zone, correspondant à un embrasement généralisé du compartiment (**Figure II- 16**). Dans ce dernier cas, la température des gaz est alors considérée homogène dans tout le compartiment. Nous reviendrons plus tard dans le § 1-6.2 sur les courbes température/temps réglementaires et sur les feux dits paramétriques, qui permettent d'estimer la température des gaz chauds dans la phase « post-flashover ». L'une des principales limites des modèles à zones réside sur une stratification des gaz (couche chaude et froide) mise en place dès le départ du feu, alors que ce phénomène n'est pas tout le temps observé lors d'un vrai feu, et se mettant en place de toute façon de façon transitoire.

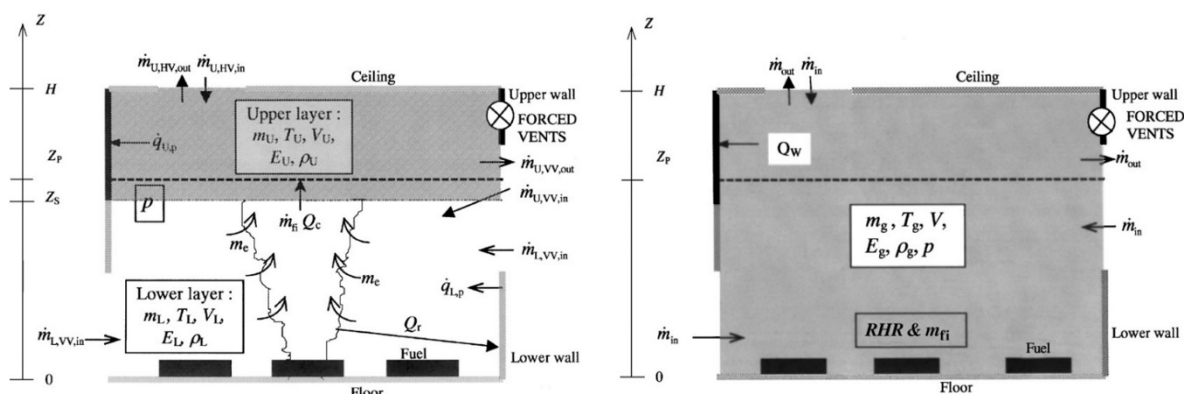


Figure II- 16 Cadre d'un modèle de feu à zones. A gauche, modèle à deux zones, où chacune d'entre elles échange avec l'environnement, et possède ses propres propriétés thermodynamiques. A droite, passage à un modèle à une zone suite au flashover (embrasement généralisé) où tout le compartiment possède les mêmes propriétés thermodynamiques. Schémas illustratifs du logiciel OZone, selon [47].

La simulation numérique des phénomènes physiques connaît un essor depuis les années 80 de par l'évolution rapide des moyens de calculs et par le développement de modèles mathématiques de résolution. La science du feu a tiré profit de ces avancées, et plus particulièrement celles provenant de la CFD (Computational Fluid Dynamics, ou mécanique des fluides numérique). La modélisation CFD, aussi appelée modèles par champs, ne sous-entend pas une stratification *a priori* du compartiment, mais se base sur une discrétisation fine de la géométrie du compartiment (son volume intérieur) par l'intermédiaire d'un nombre élevé de volumes élémentaires (la méthode numérique des volumes finis étant la méthode la plus généralement utilisée). Les équations de conservation de la masse, de l'énergie et de la quantité de mouvement sont ainsi résolues pour chaque volume élémentaire. Les modèles CFD s'enrichissent également de modèles de turbulence, de combustion (chimie infiniment rapide), de rayonnement et de transfert thermique aux parois. Les deux modèles les plus utilisés dans l'ingénierie incendie sont FDS [48] et Fire Foam [49] (module feu adossé à Openfoam), voir illustration sur **Figure II- 17**. De très nombreuses grandeurs associées au feu peuvent ainsi être simulées, avec toutefois les inconvénients liés aux simulations numériques : sensibilité au maillage (finesse de la discrétisation volumique), sensibilité au pas de temps de calcul, nombre important de paramètres d'entrée et temps de calcul. Un benchmark numérique basé sur un essai au feu réel dans un appartement standard a notamment montré des écarts significatifs entre les résultats provenant de 9 modèles différents (dont 7 modèles à champs), mettant en évidence la sensibilité de ces modèles aux données d'entrée (notamment la définition *a priori* du HRR) et de discrétisation du domaine [50].

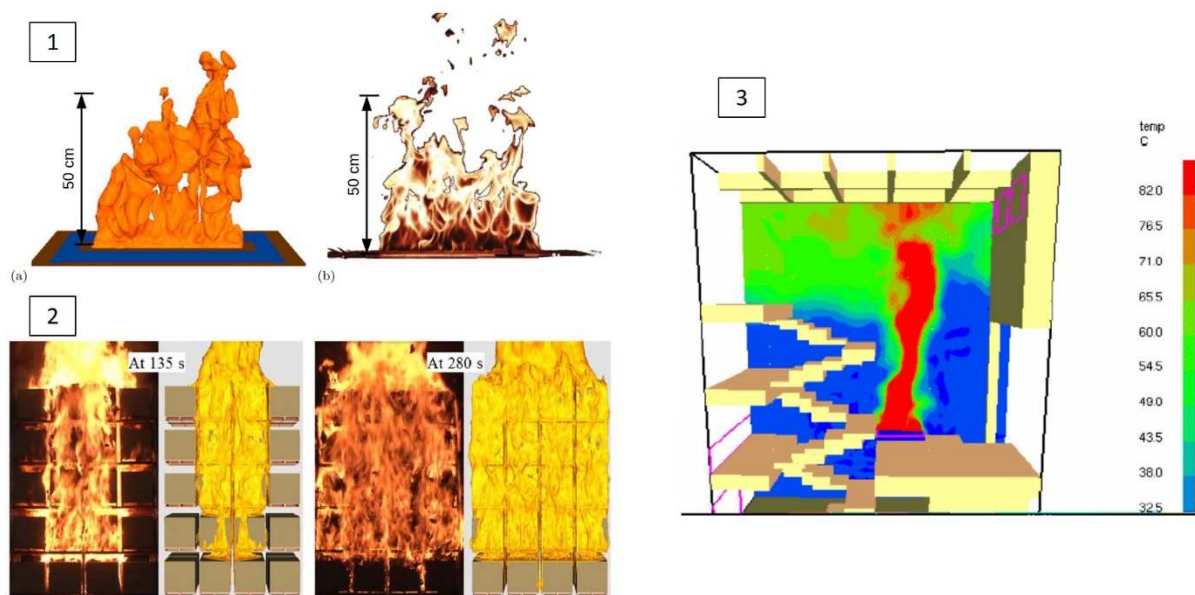


Figure II- 17 1- Simulation d'une flamme sous FireFoam selon [51] (a- vue instantanée de la flamme définie par l'iso-contour à 200 kW/m^3 du HRR volumique ; b- vue photographique). 2- Simulation sous FireFoam de la propagation d'un feu dans un stockage de cartons sur palettes selon [52] (comparaison à différents instants du front de flamme simulé et des photos d'un essai au feu à échelle réelle). 3- Simulation sous FDS du champ de température après 100 secondes d'un feu dans un atrium selon [53].

1-4 Impact thermique du feu sur les structures environnantes

A l'heure actuelle, le feu reste un phénomène complexe, nécessitant la rencontre de plusieurs domaines physiques si l'on souhaite le modéliser correctement. Cela peut expliquer le fait que l'étude des feux repose encore essentiellement sur des études expérimentales. La simulation du feu n'est pas au cœur de nos activités de recherche (exception faite de l'étude portant sur la dynamique des feux dans les milieux karstiques, voir § 2-3.1). En revanche, les flux thermiques reçus par les matériaux et structures environnant le feu en justifient une grande partie. Nous présentons donc dans ce paragraphe les modes d'échanges thermiques à la frontière fluide/solide, quelques ordres de grandeur des flux reçus par les parois et les principales conséquences induites par la diffusion de la chaleur au sein dans les matériaux.

1-4.1 Conditions d'échange thermique et flux résultants

Les conditions d'échange thermique entre un feu et la structure environnante sont primordiales pour nos activités de recherche car elles constituent les conditions aux limites thermiques pour l'étude du comportement thermomécanique du solide. Il s'agit d'une interaction fluide / structure qui doit prendre en compte les principaux mécanismes d'échange thermique mis en jeu lors d'un feu. Il est communément admis que les deux principaux modes d'échange de chaleur dans le cadre d'un feu sont le rayonnement et la convection. La conduction est un cas beaucoup plus rare (il s'agira plutôt du contact direct d'un solide en feu avec un autre par exemple) et pouvant donc être négligée dans la plupart des cas.

➤ Transfert de chaleur par rayonnement

Le transfert de chaleur par rayonnement thermique est un transfert de chaleur par des ondes électromagnétiques. Il est différent de la conduction et de la convection car il ne nécessite pas la présence de matière. Alors que la conduction et la convection dépendent des différences de température à la première puissance environ, le transfert de chaleur par rayonnement dépend des différences de température de la surface des corps individuels à la puissance 4. Par conséquent, le mode de transfert de chaleur par rayonnement domine la convection à des niveaux de température élevés, comme dans les incendies.

Les surfaces d'une structure exposée au feu sont généralement supposées « grises », ce qui signifie qu'elles absorbent et émettent un rayonnement qui est une fraction du rayonnement du corps noir dans toutes les directions et pour toutes les longueurs d'onde. Le rayonnement met en place un système d'échange de flux (**Figure II- 18**) : le solide reçoit un flux incident $\dot{q}_{inc}''$, une partie de ce flux est réfléchi par le solide ($\dot{q}_{ref}''$, généralement négligée dans la science du feu), une autre part $\dot{q}_{rad}''$ est absorbée par le matériau et finalement le matériau émet lui-même un flux de rayonnement $\dot{q}_{emi}''$.

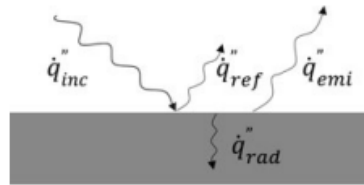


Figure II- 18 Illustration des flux de rayonnement à la surface d'un solide exposé au feu. Schéma repris de [54].

Le rayonnement incident (ou l'irradiation) sur une surface est émis par d'autres surfaces et/ou par les masses de gaz environnantes et, en cas d'incendie, par les flammes et les couches de fumée. L'émissivité et l'absorptivité des masses de gaz et des flammes augmentent avec la profondeur et devient donc plus importante dans les incendies à grande échelle que dans les expériences à petite échelle, par exemple. Dans les incendies réels, les surfaces sont exposées à des rayonnements provenant d'un grand nombre de sources : surfaces des parois environnantes, flammes, suies, etc. à des températures et émissivités différentes. De plus, le flux incident dépend de la disposition relative (positionnement dans l'espace) des surfaces s'échangeant le flux. Cet aspect est généralement calculé par l'intermédiaire de « facteurs de forme ». Le rayonnement incident est ainsi relativement complexe à modéliser. Pour une surface donnée, il peut être vu comme la somme des flux incidents provenant de chaque source rayonnante. Wickström introduit une « température de radiation » T_r [54], qui est une moyenne pondérée des températures rayonnantes de chaque source, selon l'équation **Eq. 4**. Le flux incident reçu par une surface peut ainsi s'écrire selon l'équation **Eq. 5**.

$$T_r = \sqrt[4]{\left(\sum_i \varepsilon_i \cdot F_i \cdot T_i^4\right) / \sigma} \quad \text{Eq. 4}$$

$$\dot{q}_{inc}'' = \sigma \cdot T_r^4 \quad \text{Eq. 5}$$

Avec T_r la température équivalente de rayonnement de l'environnement du feu, ε_i , F_i et T_i respectivement l'émissivité, le facteur de forme et la température de chaque corps rayonnant. σ est la constante de Stefan-Boltzmann ($5,670367 \times 10^{-8} \text{ kg.s}^{-3}.\text{K}^{-4}$).

Le rayonnement émis par un corps chaud $\dot{q}_{emi}''$ est régi par la loi de Stefan-Boltzmann, qui s'écrit selon l'équation **Eq. 6**, où l'émissivité de la surface du matériau ε_s permet de prendre en compte le fait que le corps en question n'est pas un « corps noir ». Le **Tableau II- 2** indique des valeurs d'émissivité de surface de quelques matériaux communs de la construction.

$$\dot{q}_{emi}'' = \varepsilon_s \cdot \sigma \cdot T_s^4 \quad \text{Eq. 6}$$

Avec T_s la température de la surface du matériau

Tableau II- 2 Emissivité de surface de quelques matériaux communs selon [54].

Material	Emissivity, ε
Concrete	0.8 ^a
Steel	0.7 ^a
Min.wool	0.9
Paint	0.9
Red bricks	0.9
Wood	0.9
Sand	0.9
Rocks	0.9
Water	0.96

The values are uncertain and should be taken as indicative

^aFrom Eurocode

Si l'on néglige la part réfléchiée du rayonnement, le flux de rayonnement dans le matériau peut donc s'écrire comme la différence entre le flux absorbé et le flux émis (**Eq. 7**). Le flux absorbé est généralement considéré comme étant une portion fixe du flux incident, selon l'équation **Eq. 8**.

$$\dot{q}_{rad}'' = \dot{q}_{abs}'' - \dot{q}_{emi}'' \quad \text{Eq. 7} \quad \left| \quad \dot{q}_{abs}'' = \varepsilon_s \cdot \dot{q}_{inc}'' = \varepsilon_s \cdot \sigma \cdot T_r^4 \quad \text{Eq. 8}$$

En combinant les équations **Eq. 6**, **Eq. 7** et **Eq. 8** nous arrivons finalement à estimer le flux de rayonnement en surface du matériau $\dot{q}_{rad}''$, responsable de son échauffement, selon l'équation **Eq. 9**, pouvant aussi se présenter sous la forme de l'équation **Eq. 10**.

$$\dot{q}_{rad}'' = \varepsilon_s \cdot (\dot{q}_{inc}'' - \sigma \cdot T_s^4) \quad \text{Eq. 9} \quad \left| \quad \dot{q}_{rad}'' = \varepsilon_s \cdot \sigma (T_r^4 - T_s^4) \quad \text{Eq. 10}$$

A titre d'illustration, nous traçons sur la **Figure II- 19** l'évolution du flux de rayonnement $\dot{q}_{rad}''$ en fonction de l'écart entre la température de rayonnement T_r et celle de la surface du solide T_s , dans le cas (courant) d'une émissivité de surface ε_s de 0.8. Le calcul est réalisé pour différentes températures constantes de rayonnement T_r , et avec T_s augmentant linéairement du fait de l'échauffement du solide jusqu'à atteindre la température de rayonnement (dans ce dernier cas, le flux de rayonnement devient nul). Du fait de son élévation à la puissance 4 dans l'équation **Eq. 10** nous voyons bien que le flux de rayonnement est particulièrement sensible à la température de rayonnement T_r . Les flux rayonnants obtenus s'échelonnent de quelques kW/m² à près de 100 kW/m².

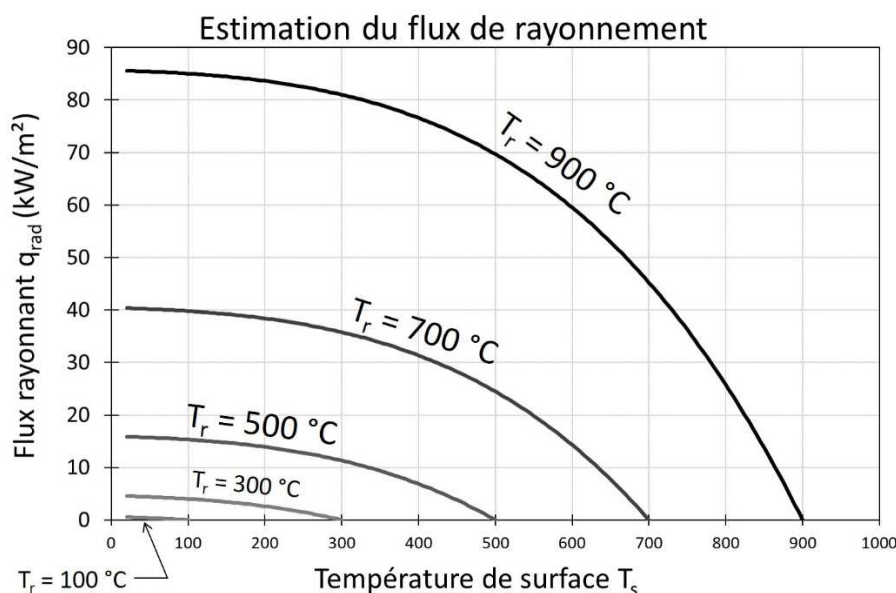


Figure II- 19 Calcul du flux de rayonnement $\dot{q}_{rad}''$ selon l'équation Eq. 10.

➤ Transfert de chaleur par convection

De la chaleur est transférée d'un fluide vers une surface solide quand ils ont une température différente. La convection joue un rôle important dans les incendies. Elle transporte l'énorme quantité d'énergie chimique libérée pendant un incendie vers le milieu environnant par le mouvement des gaz chauds. Ce mouvement peut être naturellement créé par le feu lui-même (les gaz chauds s'élèvent et l'air froid les remplace) ou par une source externe au feu, comme un vent dominant. Sur la base de cette distinction, le sujet du transfert de chaleur par convection est généralement subdivisé en deux catégories : la convection naturelle (libre) et la convection forcée. Évidemment, la convection naturelle et la convection forcée peuvent se produire simultanément, ce qui donne lieu à un mode mixte de transfert de chaleur par convection. De façon assez simplifiée, l'échange de chaleur par convection est décrit par l'équation linéaire Eq. 11 (loi de Newton), où h_c est le coefficient de transfert thermique par convection, ou plus simplement le coefficient de convection.

$$\dot{q}_{con}'' = h_c \cdot (T_g - T_s) \quad \text{Eq. 11}$$

Ce coefficient, véritable moteur de ce mode de transfert de chaleur, dépend principalement des propriétés du fluide environnant le solide : sa viscosité, sa température, la nature de l'écoulement (laminaire ou turbulent), la nature forcée ou naturelle ou même la nature et orientation de la surface du solide. Il est donc relativement complexe de prédire par le calcul la valeur de ce coefficient de convection, d'autant plus qu'il varie au cours d'un vrai feu. Dans les calculs, ce coefficient est généralement considéré constant. Des ordres de grandeur de ce coefficient sont donnés par des études expérimentales (expérimentations se basant sur des mesures de flux lors de feux dans des compartiments représentatifs), avec des valeurs s'échelonnant entre 10 et 50 W/m².K. Quelques exemples de valeurs déterminées par analyse inverse sont données sur la Figure II- 20.

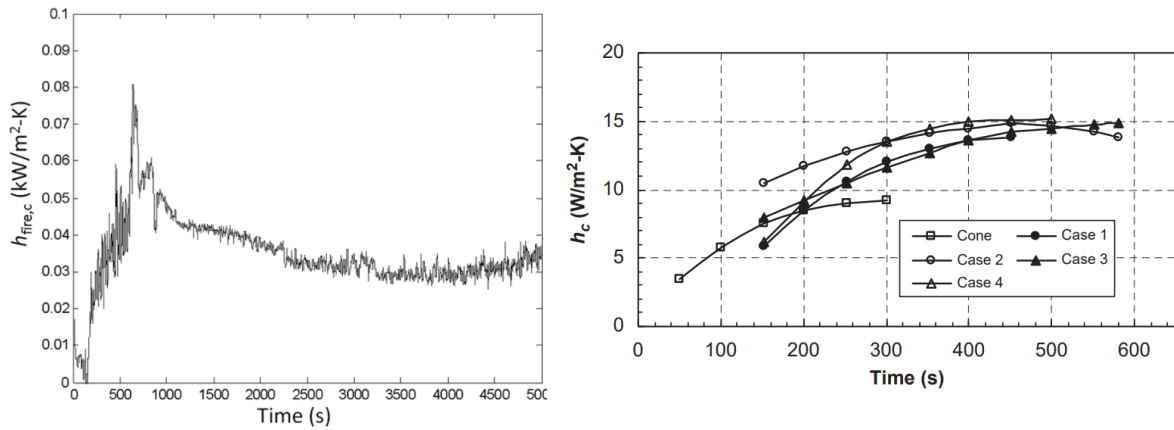


Figure II- 20 Evolution du coefficient de convection au cours d'un essai au feu selon [55] à gauche, et [56] à droite.

Nous reprenons l'exercice réalisé sur la **Figure II- 19**, afin d'estimer l'ordre de grandeur d'un flux de convection déterminé selon l'équation **Eq. 11**. Nous traçons ainsi sur la **Figure II- 21** l'évolution du flux de convection, pour un coefficient de convection h_c constant et fixé à $25 \text{ W/m}^2\text{K}$ et pour différentes températures de gaz T_g . La température de surface du solide T_s augmente du fait de l'échauffement induit par la convection. Les flux de convection résultants sont du même ordre de grandeur que ceux induits par le rayonnement, mais globalement plus faibles. Il est toutefois complexe de conclure sur la contribution respective du rayonnement et de la convection dans les transferts thermiques aux solides. A proximité des flammes, le rayonnement est certainement le principal mode de transfert de chaleur, le transport de chaleur par convection pouvant devenir majoritaire pour des éléments de la structure non directement « visibles » par les flammes.

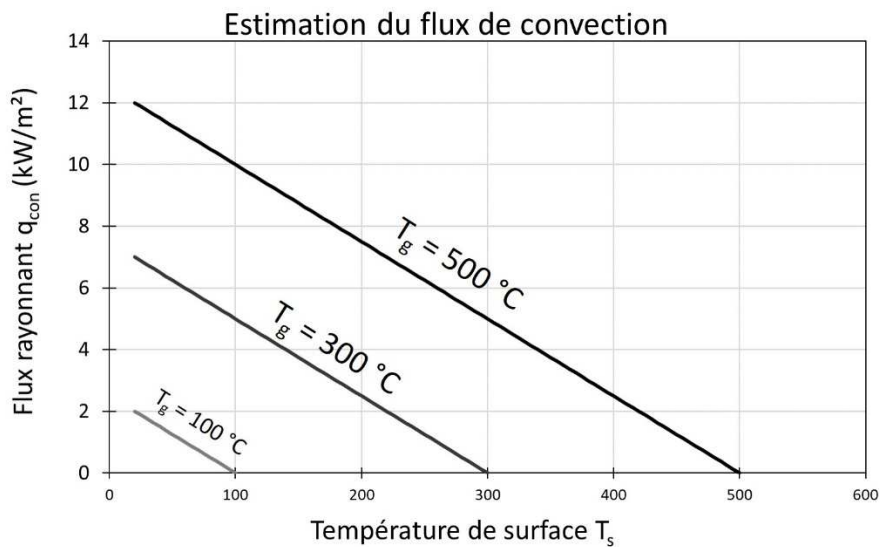


Figure II- 21 Calcul du flux de rayonnement $\dot{q}_{con}''$ selon l'équation **Eq. 11**.

➤ Transfert de chaleur global

Assez simplement, il est admis que les flux de rayonnement et de convection s'additionnent pour former le flux thermique total à la surface d'un solide, selon l'équation **Eq. 12**, qui peut aussi prendre la forme plus connue de l'équation **Eq. 13**.

$$\dot{q}_{tot}'' = \varepsilon_s \cdot (\dot{q}_{inc}'' - \sigma \cdot T_s^4) + h_c \cdot (T_g - T_s) \quad \text{Eq. 12} \quad \left| \quad \dot{q}_{tot}'' = \varepsilon_s \cdot \sigma (T_r^4 - T_s^4) + h_c \cdot (T_g - T_s) \quad \text{Eq. 13}$$

Ce flux total est responsable de l'élévation de température du solide (voir paragraphe suivant), il est donc fondamental de correctement l'approcher pour simuler au mieux le comportement thermomécanique des structures exposées au feu.

Le flux total à la surface d'un solide peut être indirectement déterminé par des techniques expérimentales. La majorité des mesures de flux disponibles dans la littérature sont réalisées par l'intermédiaire de fluxmètres refroidis par eau [57]. Ces capteurs mesurent le flux total qu'ils reçoivent (par rayonnement et convection), selon l'équation **Eq. 12**. Il est très important de spécifier ici qu'il ne s'agit donc pas du flux reçu par le solide car (i) les conditions d'échange par convection ne sont pas identiques (du fait de son refroidissement le capteur est toujours plus froid que les surfaces exposées) et (ii) la mesure ne permet pas de prendre en compte le flux de rayonnement émis par le solide.

Lattimer [58] a recensé plusieurs mesures de flux total pour différentes géométries de compartiment, de localisation et de puissance du feu (feux de brûleurs) et en fonction de la localisation des surfaces exposées. La **Figure II- 22** montre par exemple la répartition des flux thermiques maximums dans le cas d'un local avec un feu (brûleur) dans un coin reçus par (a) un mur et (b) le plafond (nous rappelons que pour déduire de ces valeurs le flux thermique total à la surface des solides, il faut enlever la part correspondant au flux de rayonnement émis par la surface du solide). La série d'essais au feu dans des appartements à Dalmarnock en Ecosse a également permis de mesurer les flux thermiques totaux à la surface de quelques parois [59]. Un exemple est donnée sur la **Figure II- 23**, à l'instant où les auteurs jugent que l'intensité du feu est à son paroxysme. Globalement, les flux thermiques recensés dans la littérature restent inférieurs à 100 kW/m², ce qui est cohérent avec une addition des flux de rayonnement et de convection approchés en **Figure II- 19** et **Figure II- 21**.

Dans l'équation **Eq. 13**, il est important de noter que les deux modes de transfert de chaleur ne sont pas pilotés par la même température : T_r pour le rayonnement, T_g pour la convection, on parle ainsi d'une condition aux limites « mixte ». L'écart entre les 2 températures est particulièrement significatif dans la phase de pre-flashover ($\approx$ modèle à deux zones) du fait de la stratification du fluide. En phase de feu généralisé ($\approx$ modèle à une zone), il est très probable (et généralement admis) que T_r et T_g sont égaux, simplifiant l'écriture de l'échange global. Le concept de « température de surface adiabatique » T_{AST} a ainsi été introduit par Wickstrom [60], permettant de relier plus simplement les valeurs mesurées de flux (dans le cas présent par un dispositif dit de « plate thermometer ») au flux résultant à la surface des surfaces solides. Une surface est dite adiabatique si elle n'échange aucun flux, ce qui se traduit par l'équation **Eq. 14** où T_{AST} est la température de cette surface.

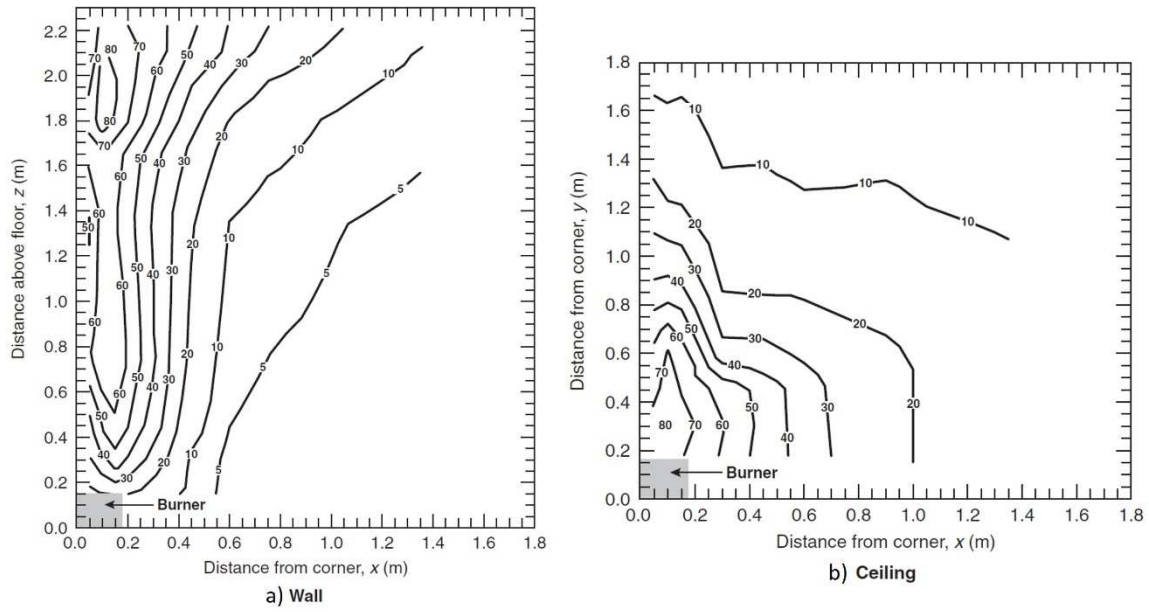


Figure II- 22 Iso-contours des flux thermiques totaux (kW/m^2) mesurés au niveau a) d'un mur et b) du plafond dans la cas d'un brûleur (300 kW) placé dans un coin du compartiment selon [58].

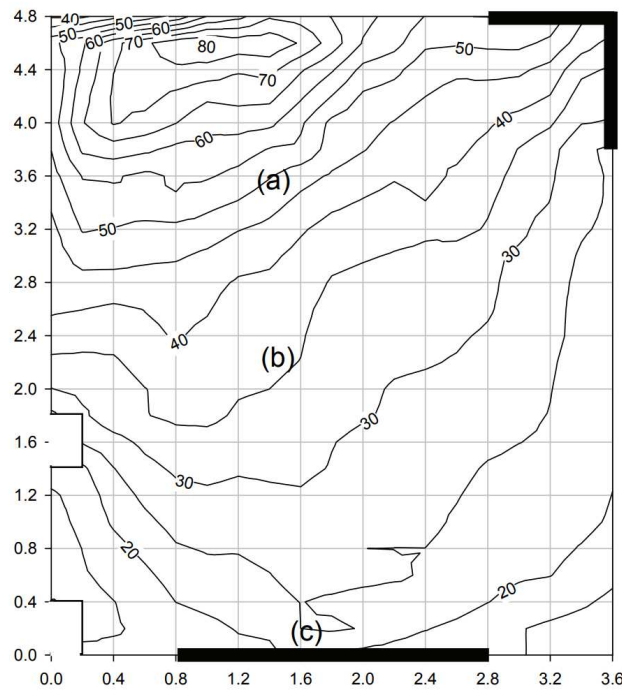


Figure II- 23 Essai au feu de Dalmarnock. Iso-contours du flux thermique total (kW/m^2) mesuré au plafond du compartiment après 15 minutes d'essai selon [59].

$$\varepsilon_s \cdot \sigma (T_r^4 - T_{AST}^4) + h_c \cdot (T_g - T_{AST}) = 0 \quad \text{Eq. 14}$$

L'équation **Eq. 14** montre que T_{AST} est une moyenne pondérée de la température de rayonnement T_r et de celle du gaz T_g , dépendant du rapport ε_s/h_c mais indépendante de la température de

surface T_s du solide. T_{AST} est toujours comprise entre T_r et T_g , et calculée à partir de la température mesurée par un dispositif dit de « plate thermometer » [57]. Une fois T_{AST} connue, le flux total reçu par une surface solide orientée de la même manière que le plate thermometer peut ainsi se calculer selon l'équation **Eq. 15** (la température de surface du solide T_s pouvant être calculée itérativement par un modèle de diffusion thermique dans le solide). Cette équation permet de ramener le problème à la connaissance d'une seule température, au lieu des deux nécessaires dans l'équation **Eq. 13**. La **Figure II- 24** illustre un exemple d'application de la méthode utilisée ici dans le but de déterminer le flux thermique reçu par les différentes faces d'une poutre métallique exposée à un feu naturel [61]. Enfin, il est également intéressant de noter que des logiciels de simulation basés sur la CFD, comme FDS par exemple, permettent de calculer cette température de surface adiabatique, améliorant ainsi le couplage fluide/structure [62]. Une autre approche a été proposée par Tondini et Franssen [63] où le couplage faible entre un modèle de feu CFD et un calcul mécanique par éléments finis (logiciel SAFIR [64]) est mis en place par l'intermédiaire d'une moyenne sphérique des flux rayonnants simulés aux nœuds proche de la surface du solide. Cette approche a été validée par comparaison avec le modèle d'Hasemi [44].

$$\dot{q}_{tot}'' = \varepsilon_s \cdot \sigma (T_{AST}^4 - T_s^4) + h_c \cdot (T_{AST} - T_s) \quad \text{Eq. 15}$$

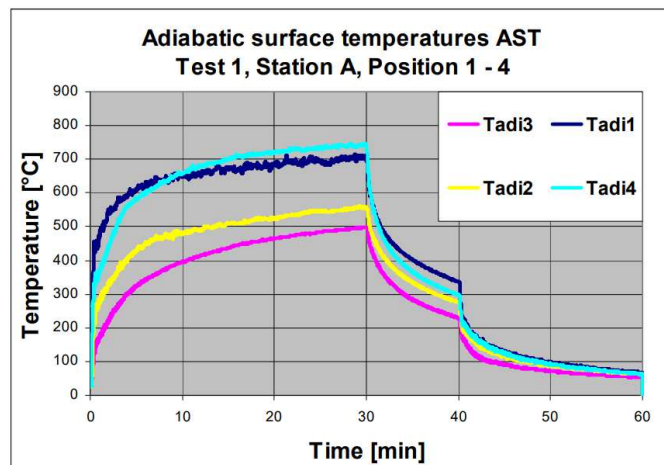


Figure II- 24 Application de la méthode de la « température adiabatique de surface » pour estimer le flux thermique reçu par les différentes faces d'une poutre métallique (tube rectangulaire creux) au cours d'un essai de feu naturel (450 kW durant 30 minutes), selon [61]. A gauche, installation des « plate thermometers » qui permettent d'estimer T_{AST} . A droite, évolution des T_{AST} mesurées sur chaque face du profilé métallique. Ces températures permettent d'estimer le flux thermique réellement reçu indépendamment par chaque face, selon l'équation **Eq. 15**, et en connaissant la température de surface des faces du profilé (mesurée par thermocouple dans cette étude).

Enfin, nous précisons ici que dans le cas d'une surface solide constituée de matériau combustible, la modélisation des échanges thermiques peut s'avérer plus complexe car la combustion en surface (si elle prend place) rajoute localement un flux rayonnant. Ce phénomène est bien évidemment complexe car dépendant des conditions d'inflammation et d'auto-extinction du matériau.

1-4.2 Diffusion de la chaleur

L'exposition des surfaces des solides aux flux précédemment décrits entraînent l'échauffement des matériaux par conduction de la chaleur (suivi d'un refroidissement dans le cas d'un vrai feu). La conduction de la chaleur dans les solides est régie par l'équation de Fourier **Eq. 16**, où $\vec{q}$ est le flux thermique dans le matériau.

$$\rho \cdot C_p \cdot \frac{\partial T}{\partial t} + \text{div}(\vec{q}) = 0 \text{ avec } \vec{q} = -\lambda \overrightarrow{\text{grad}(T)} \quad \text{Eq. 16}$$

Dans la diffusion de la chaleur interviennent donc trois propriétés du matériau : sa conductivité thermique λ (W/m/K), sa chaleur spécifique C_p (J/kg/K) ainsi que sa masse volumique ρ (kg/m³). Pour un matériau (thermiquement) isotrope, l'équation de la chaleur peut se réécrire sous la forme de l'équation **Eq. 17**, faisant intervenir a (m²/s), la diffusivité thermique du matériau.

$$\frac{\partial T}{\partial t} = a \cdot \Delta T \text{ avec } a = \frac{\lambda}{\rho \cdot C_p} \quad \text{Eq. 17}$$

Les propriétés thermiques des matériaux peuvent se mesurer par différentes méthodes ; parmi celles utilisées en ingénierie incendie les méthodes dite du « plan chaud » (comme par exemple l'essai du Hot Disk [65]) sont les plus courantes pour mesurer la conductivité et diffusivité thermique. La calorimétrie différentielle à balayage (DSC) par exemple, permet de mesurer la chaleur spécifique.

Il est important de préciser que les propriétés thermiques des matériaux ne restent pas constantes avec l'élévation de la température. Dans les matériaux poreux (béton, roche) par exemple, l'élévation de la chaleur entraîne une diminution de la teneur en eau et potentiellement de la microfissuration, pouvant donc entraîner une décroissance de la conductivité thermique avec la température. Concernant le bois, la formation de charbon entraîne également une diminution franche de la conductivité thermique vers 300 °C, puis une ré-augmentation du fait du transfert thermique facilité par la fissuration du charbon (à noter que le bois est thermiquement anisotrope, avec une conductivité thermique plus importante dans le sens des fibres).

La chaleur spécifique est la quantité d'énergie nécessaire pour élever d'un degré la température d'une masse unitaire de matière. Autrement dit, il s'agit de l'énergie que le matériau :

- absorbe pour élever sa température sans changer de phase,
- absorbe (si la réaction associée est endothermique), ou restitue (si la réaction associée est exothermique), pour changer de phase, sans élever sa température.

La chaleur spécifique d'un matériau peut donc être vue comme étant la somme de sa chaleur spécifique intrinsèque et des chaleur latentes associées aux réactions physico-chimiques se produisant au sein du matériau du fait de l'élévation de température (évaporation eau libre, déshydratation, pyrolyse, transformation de cristaux...). La chaleur spécifique intrinsèque peut se déterminer par mesure (DSC par exemple) ; les chaleurs latentes sont plus complexes à mesurer (une mesure en régime thermique stationnaire par exemple ne le permet pas) et souvent déterminées par analyse inverse.

Enfin, l'évolution avec la température de la masse volumique est intimement liée à la perte de masse transitoire du matériau (considérant que les variations de volume du matériau sont négligeables pour le calcul de la masse volumique). La plupart des matériaux de construction connaissent une phase de séchage (évaporation de l'eau libre) aux alentours de 100 °C. Au-delà, certaines réactions

physico-chimiques dans les matériaux peuvent engendrer une perte de masse, et donc une diminution de la masse volumique : formation du charbon pour le bois aux alentours de 300 °C, décarbonatation des pierres calcaires entre 600 et 700 °C entre autres exemples.

Quelques exemples d'évolution des propriétés thermiques de bétons, pierres (calcaires) et bois sont présentés sur la

Figure II- 25. Nous choisissons ces matériaux car ils ont été au cœur des activités de recherche présentées au chapitre 2.

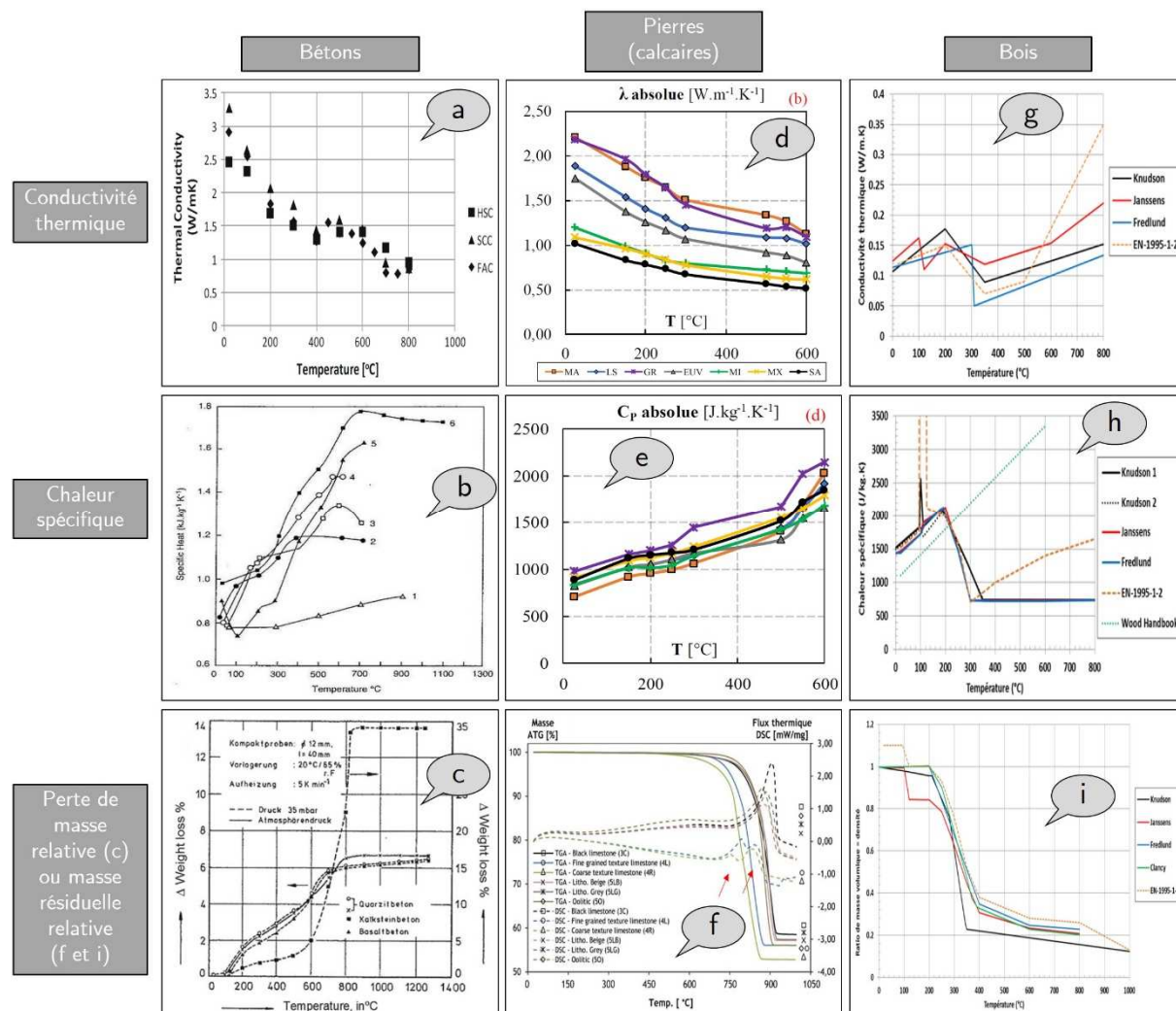


Figure II- 25 Evolutions avec la température des propriétés thermiques de bétons selon a-[66] (HSC = béton à haute performance, SCC = béton autoplaçant, FAC = béton de cendres volantes), b-[67] (bétons de granulats 1 –granite, 2, 3 et 5 – calcaire, 4 et 6 –siliceux), c-[68] (bétons de granulats ◊ x-quartz, ■-calcaire et ▲-basalte ; la présence des granulats calcaires engendre une perte de masse importante après 600 °C du fait de leur décarbonatation) ; de pierres (calcaires) selon d, e-[69] (origine des pierres : MA=Massangis, LS=Lens, GR=grès vosgien, EUV=Euville, MI=Migné, MX=Saint-Maximin, SA=Savonnières) et f-[70] (toutes les pierres testées ont une perte de masse significative après 600 °C du fait de la décarbonatation) et de bois g, h, i, selon différentes études recensées par Cueff [71] (la perte de masse majeure du bois correspondant à la libération des gaz de pyrolyse et la formation de charbon aux alentours de 300 °C).

1-4.3 Impact thermique du feu dans les matériaux

Pour apprécier l'impact thermique d'un feu sur les 3 types de matériaux étudiés, nous réalisons une simulation numérique de la diffusion thermique dans un solide 2D rectangulaire, selon les conditions présentées sur la **Figure II- 26**. Les conditions adiabatiques sur les 2 faces horizontales du solide induisent une diffusion uniaxiale du flux. L'échange thermique en face exposée au feu est régi selon l'équation **Eq. 15** avec une émissivité de surface $\varepsilon_s = 0.9$ et un coefficient de convection $h_c = 25 \text{ W/m}^2\text{K}$. Nous réalisons deux simulations où nous considérons $T_r = T_g$: la première où nous adoptons la température de surface adiabatique « Tadi4 » présentée sur la **Figure II- 24**. Dans ce cas l'échange est régi par l'équation **Eq. 15**. Rappelons qu'il s'agit d'un essai de feu « naturel » de puissance 450 kW et comportant une phase de refroidissement. La seconde simulation est réalisée en adoptant la courbe de feu « ISO 834-1 » [72] pendant une heure (sans phase de refroidissement donc), courbe censée être représentative d'une phase d'embrasement généralisé dans un compartiment ventilé (voir plus loin au § 1-6.2).

*En face non exposée, les mêmes conditions aux limites sont appliquées mais en considérant $T_r = T_g = 20 \text{ °C}$ durant toute la simulation. Les simulations thermiques sont réalisées en adoptant les jeux de propriétés thermiques présentés sur la **Figure II- 27**. Ces jeux sont déterminés de façon à moyenner les résultats issus de la littérature de la*

Figure II- 25. Les simulations sont réalisées avec le code de calcul par éléments finis Cast3M [73]. A l'issue des simulations, nous traçons sur la **Figure II- 28** le profil de température maximum atteint dans l'épaisseur de chaque matériau à l'issue de chaque type de feu.

Il nous semble très important de préciser que les simulations thermiques réalisées ici ne prennent pas en compte l'effet du refroidissement (dans le cas de la courbe Tadi4 donc) sur l'évolution des propriétés thermiques des matériaux. En effet, les transformations subies par les matériaux (voir **Annexe n°1**) étant pour la plupart irréversibles, les propriétés thermiques peuvent être différentes au retour à température ambiante en comparaison avec la valeur obtenue à haute température. Cet effet ne sera pas pris en compte non plus pour les simulations mécaniques présentées plus loin au § 1-5.1.

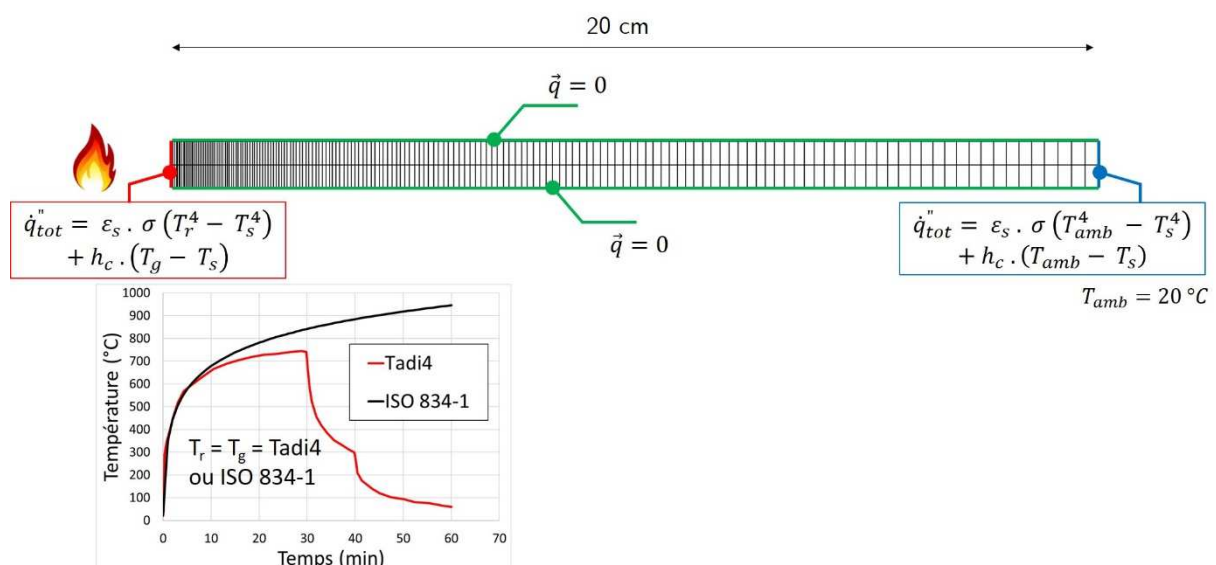


Figure II- 26 Conditions géométriques, de maillage et de conditions aux limites pour les simulations thermiques.

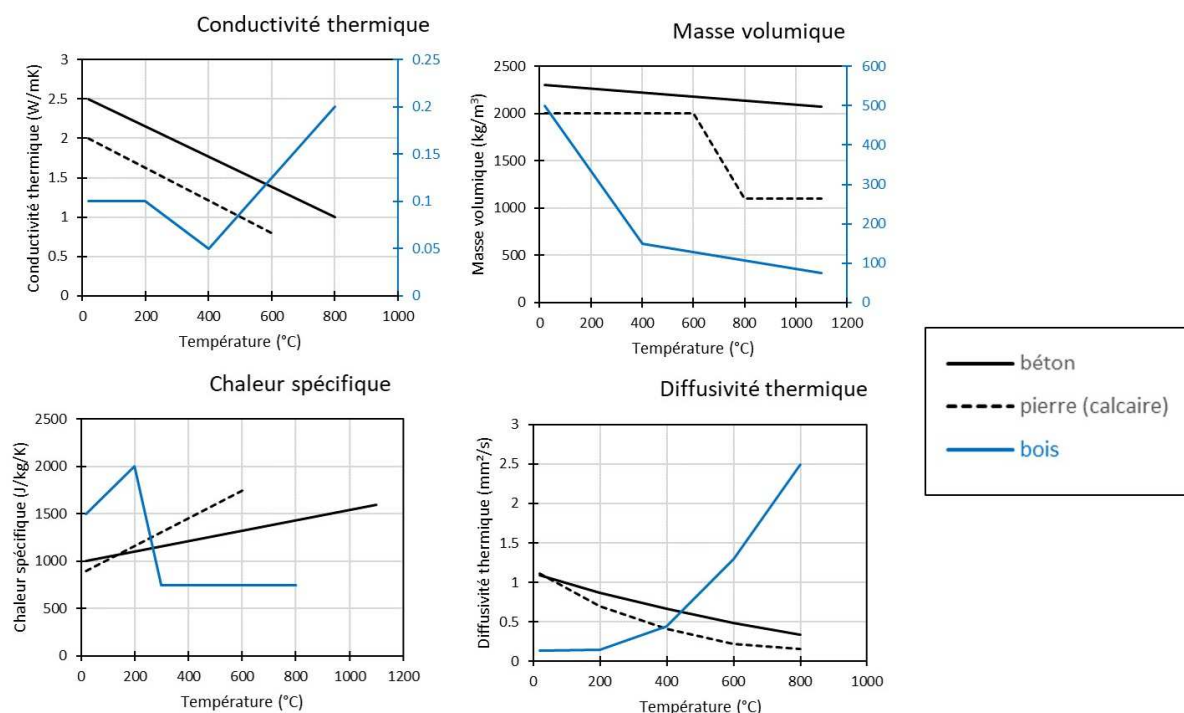


Figure II- 27 Jeux de propriétés thermiques utilisés pour les simulations thermiques. La diffusivité thermique n'est pas un paramètre d'entrée aux simulations, mais permet d'illustrer le comportement diffusif de chaque matériau sur la gamme de température retenue. L'effet de la phase de refroidissement sur les propriétés thermiques n'est pas pris en compte.

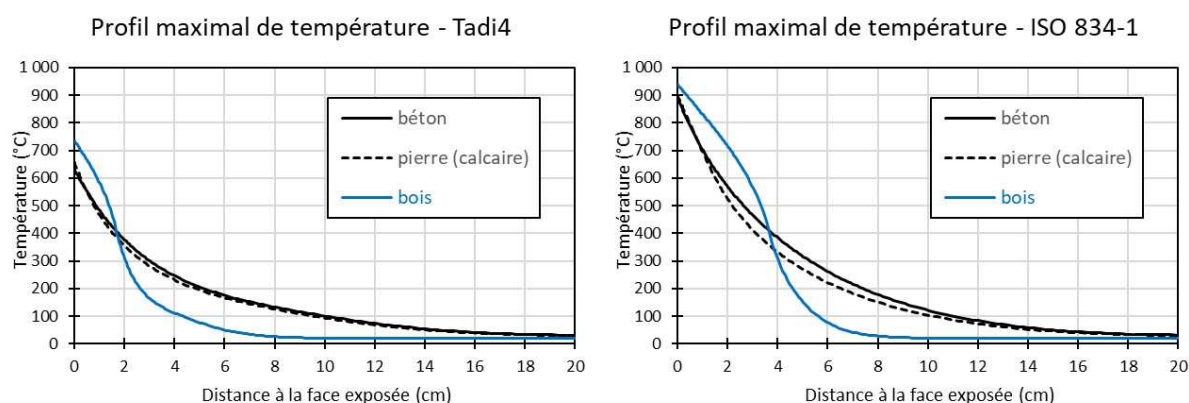


Figure II- 28 Profil de température maximal atteint dans chaque matériau (à gauche la température adiabatique de surface déterminée par [61], à droite la courbe de feu ISO 834-1 durant une heure).

La diffusivité thermique du béton et de la pierre sont relativement proches (ce qui peut s'expliquer par la forte concentration volumique en granulats des bétons), entraînant un profil de température relativement proche dans ces 2 matériaux. Le bois a un comportement différent : la formation de charbon, matériau très isolant, conduit à une chute de température plus proche de la surface exposée au feu. L'épaisseur de charbon étant moins diffuse de la chaleur, la température en surface s'en trouve également légèrement plus élevée, mais dans le même temps l'onde thermique pénètre moins en profondeur. Si l'on considère que le charbon se forme à 300 °C, les 2 simulations réalisées montrent une vitesse de carbonisation entre 0.6 et 0.8 mm/min.

Ces simulations montrent que les matériaux peuvent atteindre des températures dans la gamme 20-900 °C. De par leurs propriétés thermiques, il est intéressant de noter que c'est principalement le premier quart de l'épaisseur de la géométrie qui subit une élévation importante de température. Le gradient de température est élevé, mettant en opposition une partie chaude et une partie beaucoup plus froide du matériau. Cet aspect a des conséquences mécaniques qui seront exposées au prochain paragraphe. Dans cette gamme de température, des réactions physico-chimiques prennent place au sein de ces trois matériaux. Nous présentons en **Annexe n°1** une synthèse de ces principales réactions, en recroisant des données issues de la littérature, et plus particulièrement [74], [75] pour le béton, [76], [77] pour les pierres calcaires et [78]–[80] pour le bois. Ces réactions ont des répercussions sur le comportement thermomécanique des matériaux lors d'un feu, tel que nous avons pu l'observer lors de certaines études présentées au chapitre 2.

1-5 Impact thermomécanique du feu sur les structures

La diffusion de la chaleur décrite au paragraphe précédent engendre des niveaux de températures, et des gradients thermiques tels qu'ils ont des répercussions non négligeables sur le comportement mécanique de la structure exposée au feu. Ces répercussions sont de deux natures : (i) l'impact de la température sur les propriétés mécaniques et (ii) les contraintes mécaniques générées par les dilatations empêchées.

1-5.1 Altération des propriétés mécaniques

Les réactions physico-chimiques induites dans les matériaux par l'élévation de la température (voir **Annexe n°1**) ont des conséquences, souvent irréversibles, sur les propriétés mécaniques des matériaux. A titre d'exemple, la **Figure II- 29** présente l'évolution avec la température du module d'élasticité et de la résistance en compression de bétons [81], de pierres (calcaires) [69] et de bois (différentes sources regroupées dans [71]). Il est toutefois important de noter une assez grande dispersion de ce type de mesure dans la littérature, les résultats étant très sensibles aux modes opératoires et au matériau testé lui-même. Les résultats présentés dans ce manuscrit sont là pour donner une tendance générale.

Globalement nous observons une décroissance des propriétés mécaniques avec l'élévation de température. Le comportement n'est pas forcément monotone, en particulier concernant la résistance en compression des matériaux. Certains auteurs expliquent ce genre de comportement dans le béton par une compaction du matériau induite par la contraction thermique de la pâte de ciment [82]. En fonction du type de béton testé, la résistance en compression atteint de 40 à 50 % de la résistance initiale à 600 °C (20 % à 800 °C selon d'autres sources bibliographiques [81]). Cette décroissance est légèrement moins prononcée pour les pierres calcaires, ces dernières conservant de 50 à 90 % de la résistance initiale à 600 °C. Cette différence peut s'expliquer par l'hétérogénéité du béton à l'échelle mesoscopique : l'incompatibilité de déformation thermique entre la pâte de ciment et les granulats entraîne un endommagement mécanique qui ne s'observe pas à cette échelle dans une pierre seule. Concernant le bois, relier l'évolution de la résistance en compression directement à la température n'est pas évident pour des températures proches de 100 °C car la résistance est aussi particulièrement sensible à la teneur en eau du matériau. Toutefois, nous observons pour le bois une décroissance de la résistance en compression jusqu'à une température de l'ordre de 300 °C, autrement dit jusqu'à la transformation du bois sein en charbon. Ce dernier étant supposé ne pas avoir de résistance significative d'un point de vue structural.

La rigidité des 3 matériaux décroît plus rapidement avec la température que leur résistance : 20 % de la rigidité initiale à 600 °C pour le béton (10 % à 800 °C selon d'autres sources bibliographiques

[81]) et de 20 à 40 % pour les pierres calcaires. Comme pour la résistance en compression, nous considérons que le bois perd toute sa rigidité après 300 °C.

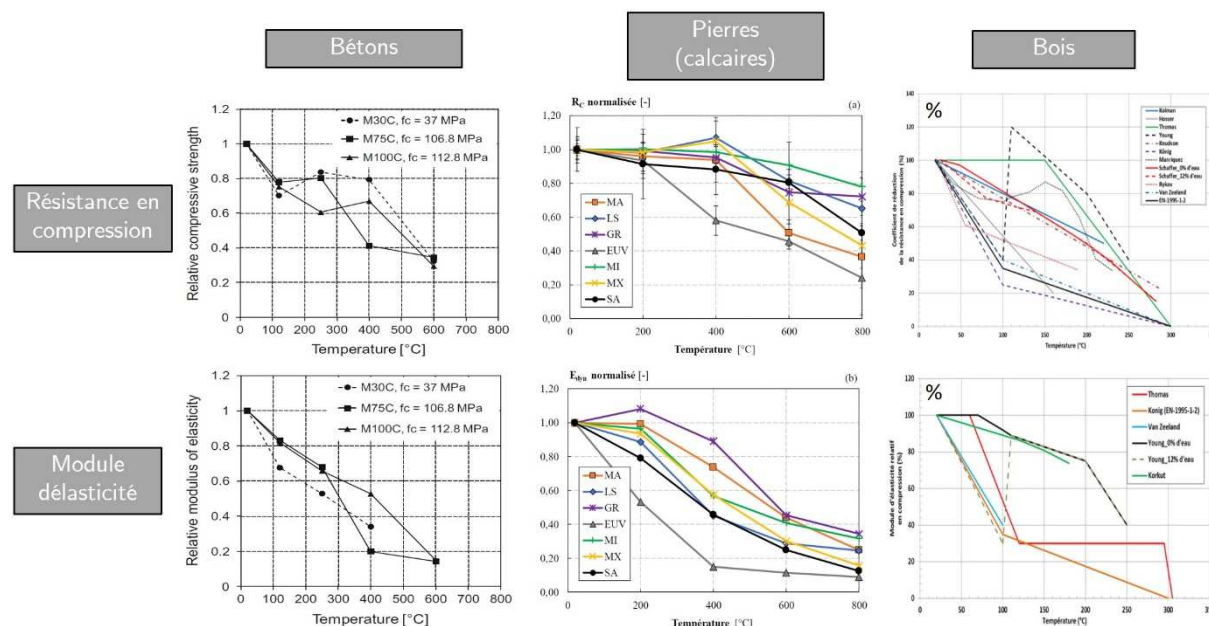


Figure II- 29 Quelques données issues de la littérature pour l'évolution avec la température de la résistance en compression et du module d'élasticité pour des bétons [81], pierres calcaires [69] et bois [71]. Les résultats sont donnés en valeurs relatives par rapport à la grandeur mesurée à température ambiante (exprimée en % dans le cas du bois).

Sur la base des résultats de la **Figure II- 29**, nous adoptons un modèle simplifié présenté sur la **Figure II- 30**. En croisant cette figure avec les résultats de la simulation thermique présentés sur la **Figure II- 28**, nous pouvons estimer le profil de dégradation des propriétés mécaniques (seulement la résistance en compression et le module d'élasticité ici) d'un matériau exposé aux deux types de sollicitation thermique retenus pour la simulation thermique. Ces profils sont présentés sur la **Figure II- 31**. Nous rappelons que l'effet éventuel de la phase de refroidissement (courbe Tadi4) sur les propriétés thermomécaniques n'est pas pris en compte.

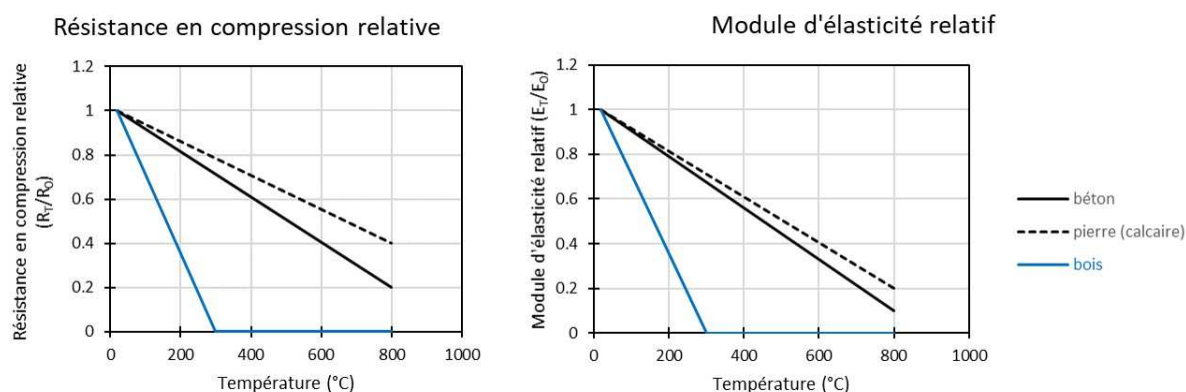


Figure II- 30 Modèles simplifiés pour l'évolution de la résistance en compression et module d'élasticité relatifs en fonction de la température, adoptés pour estimer les profils de dégradation des propriétés mécaniques des 3 matériaux.

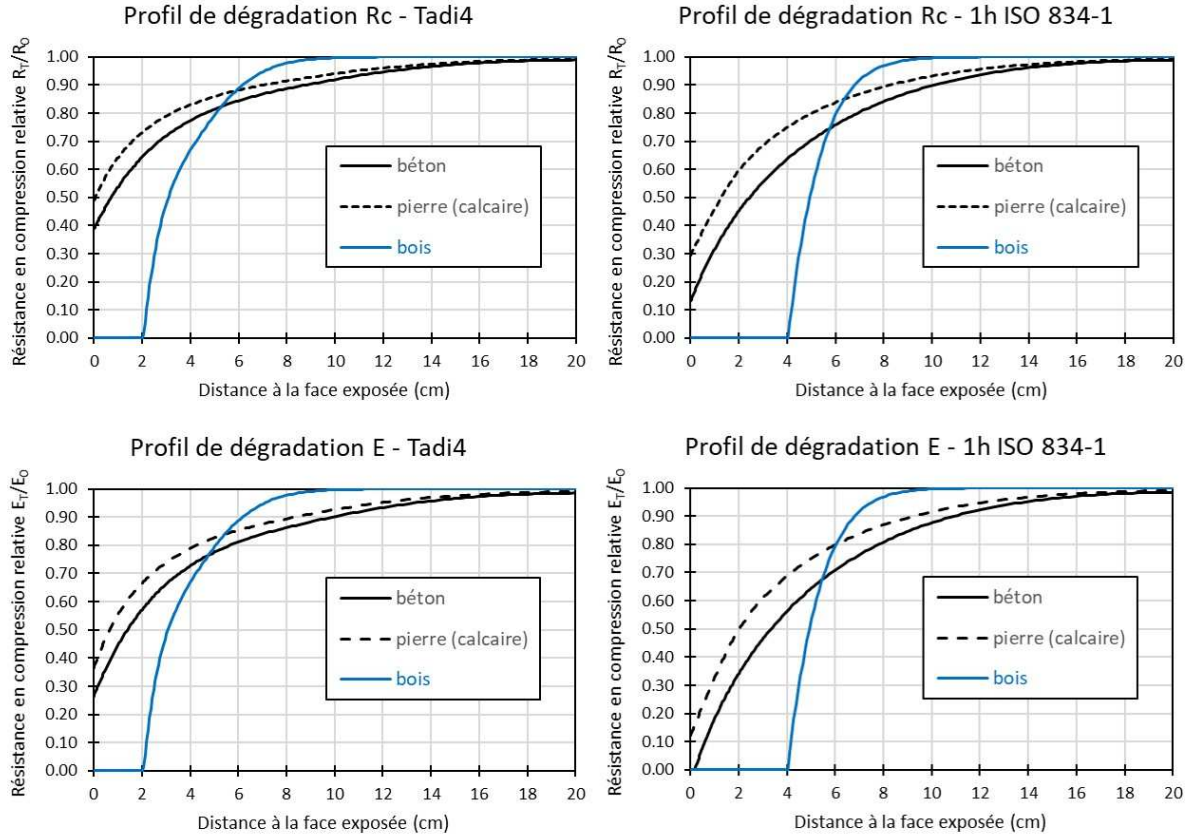


Figure II- 31 Profils de dégradation des propriétés mécaniques (résistance en compression et module d'élasticité) dans les 3 matériaux obtenus en croisant les résultats des simulations thermiques (Figure II- 28) et le modèle mécanique simplifié (Figure II- 30).

En définitive, nous observons pour les 3 matériaux un fort gradient de détérioration des propriétés mécaniques dans le premier quart de l'épaisseur du matériau exposé au feu. Ce gradient est particulièrement élevé derrière le front de carbonisation dans le cas du bois. Même si ce dernier perd la résistance et la rigidité des premiers centimètres du fait de la formation du charbon, ses propriétés mécaniques semblent globalement moins altérées en profondeur (après les 5 premiers centimètres dans le cas présent).

L'altération des propriétés mécaniques constatée ici doit être nécessairement pris en compte dans tout calcul mécanique. Ces données sont particulièrement utiles dans le cas par exemple du diagnostic post-incendie de l'état résiduel mécanique d'une structure. Cependant, elles ne suffisent pas à caractériser le comportement thermomécanique des structures, notamment lors de la phase transitoire de montée en température. Le prochain paragraphe traite de cet aspect.

1-5.2 Comportement thermomécanique

Le comportement thermomécanique d'une structure peut être régi par l'équation de la thermo-élasticité, Eq. 18.

$$\bar{\varepsilon} = \left(\frac{1 + \nu}{E} \right) \bar{\sigma} - \frac{\nu}{E} \text{tr}(\bar{\sigma}) + \alpha \Delta T \bar{1} \quad \text{Eq. 18}$$

Où $\bar{\epsilon}$ est le tenseur de déformation, $\bar{\sigma}$ celui des contraintes, ν (-) le coefficient de Poisson du matériau, E (Pa) son module d'élasticité, ΔT (K ou °C) l'écart de température entre deux instants successifs et α (K⁻¹) le coefficient de dilatation thermique, propriété intrinsèque au matériau. Le coefficient de dilatation apparaît donc comme le paramètre clé dans une analyse thermomécanique, c'est lui qui réalise le couplage entre la diffusion de la chaleur et les déformations (ou contraintes) dans une structure. Le produit $\alpha \Delta T \bar{1}$ est le tenseur des déformations thermiques.

Notons bien évidemment que tous les termes de l'équation **Eq. 18** sont dépendants de la température, comme nous l'avons vu par exemple dans le paragraphe précédent pour le module d'élasticité. Le coefficient de dilatation thermique n'échappe pas à la règle car il dépend lui aussi de la température du matériau, et est sensible aux réactions physico-chimiques se produisant au sein des matériaux. Nous notons une très grande variété de valeurs de coefficients de dilatation, y compris pour une même famille de matériaux, et il serait difficile d'en dresser une étude bibliographique exhaustive. Pour les bétons, il est généralement admis que la dilatation thermique est contrôlée par la dilatation des granulats [67], cette dernière étant très variable d'une nature de granulats à une autre. Il en est donc de même concernant l'étude des pierres. Certaines natures de pierre sont propices à une forte expansion thermique, comme par exemple celles contenant du quartz. A l'inverse, certaines pierres très poreuses ont une expansion thermique beaucoup moins prononcée, voire même se contracte sous l'effet de la température (pumice, ou pierre ponce). Quelques exemples de dilatation thermique ($\epsilon_{th} = \alpha \cdot \Delta T$) avec la température sont donnés sur la **Figure II- 32** pour quelques pierres et bétons. Nous observons que la dilatation thermique des pierres et béton n'est globalement pas linéaire, avec une pente (le coefficient de dilatation thermique donc) qui globalement augmente jusqu'à 600 °C. Au-delà d'une gamme de température 500 – 600 °C, le coefficient de dilatation de certaines pierres diminue avec la température, s'annule, voire même devient négatif (matériau contractant). Ceci est dû à des transformations au sein des minéraux, en particulier la transformation (réversible) du quartz à 573 °C. Les résultats de la **Figure II- 32** permettent d'approcher l'ordre de grandeur du coefficient de dilatation, que nous représentons sur la **Figure II- 33**. Comme attendu, les coefficients de dilatation thermique des pierres et béton sont très proches, avec une valeur moyenne $\alpha = 1 \cdot 10^{-5} K^{-1}$ à 400 °C et $\alpha = 2 \cdot 10^{-5} K^{-1}$ à 600 °C.

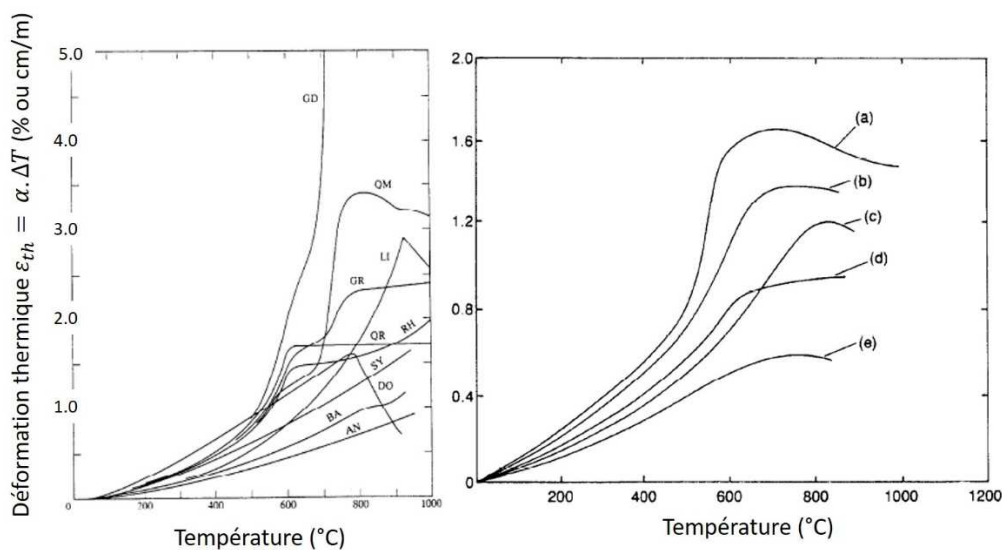


Figure II- 32 A gauche, dilatation thermique de différents types de pierres (GD-granodiorite, QM-monzonite, LI-calcaire, GR-granit, RH-rhyolite, QR-quartz, SY-syenite, DO-dolomite, BA-basalte, AN-anorthosite). A droite, dilatation thermique de différents types de béton selon le type de granulat utilisé (a-quartzite, b-grès, c-calcaire, d-basalte, e-laitier de haut fourneau). Résultats repris de [67].

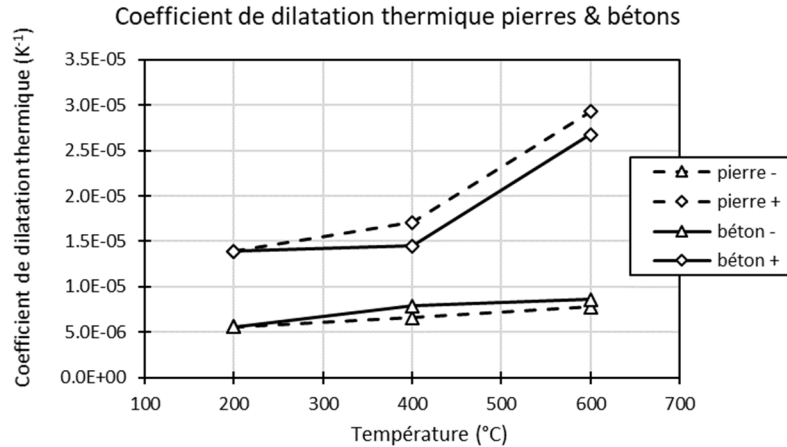


Figure II- 33 Enveloppe des coefficient de dilatation thermique en fonction de la température, déterminée sur la base des résultats de la **Figure II- 32**.

Pour le bois, le sujet est complexe car sur une gamme de températures proches de 100 °C, la dilatation thermique se confond avec les retraits hydriques du matériau. Il est donc assez difficile de trouver dans la littérature des données concernant la dépendance directe de la dilatation thermique du bois à la température. De plus, la possible combustion des échantillons durant l'essai rend les mesures complexes.

La dilatation thermique du bois est fortement anisotrope : en fonction de l'essence de bois, il est admis que la dilatation thermique est de 5 à 20 fois plus importante dans le sens tangentiel ou radial des fibres que dans le sens longitudinal [83]. Pour des températures inférieures à 50 °C, le coefficient de dilatation thermique est de l'ordre de $\alpha = 0.3 \cdot 10^{-5} K^{-1}$ dans le sens longitudinal des fibres, de $\alpha = 2.5 \cdot 10^{-5} K^{-1}$ dans le sens radial et de $\alpha = 3.5 \cdot 10^{-5} K^{-1}$ dans le sens tangentiel. A titre de comparaison, le retrait purement hydrique est de l'ordre de 0.13 (sens radial) à 0.26 % (sens tangentiel) par perte de 1 % de teneur en eau. Sur un bois humide en cours de chauffage, c'est donc essentiellement la variation d'humidité qui génère des déformations (de retrait) dans le matériau.

A des températures plus élevées, et une fois le matériau séché, la pyrolyse des principaux constituants du bois provoque une contraction significative du matériau, voir **Figure II- 34**. La très faible résistance en traction du charbon, associée à un retrait différentiel dans la profondeur (lié au gradient thermique), provoquent la fissuration caractéristique de la couche de charbon.

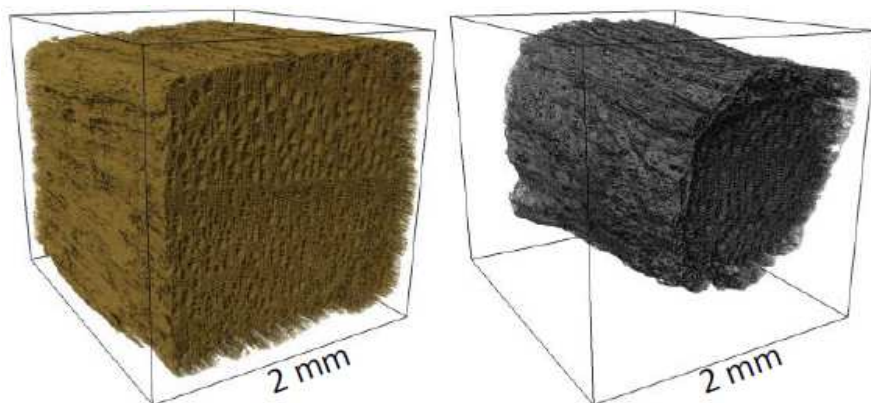


Figure II- 34 Images par microtomographie rayons X avant et après la pyrolyse d'une allumette en bois (images prises au même endroit), selon [84].

En définitive, nous représentons sur la **Figure II- 35** (gauche) les rares données de la littérature présentant le retrait thermique du bois durant la phase de carbonisation, provenant de [85]. Elles nous permettent de tracer l'évolution des coefficients de dilatation thermique du bois en fonction de la température, et en fonction de la direction des fibres sur la **Figure II- 35** (droite).

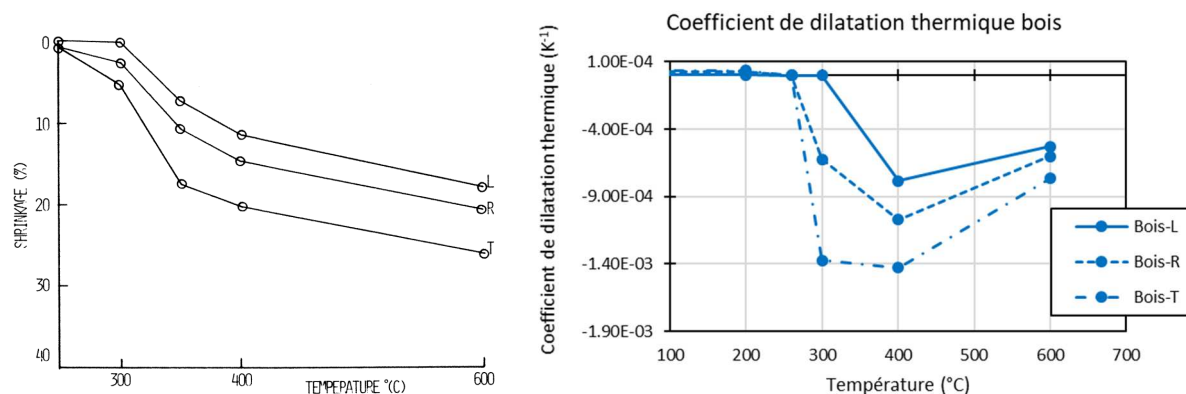


Figure II- 35 A gauche, courbes de retrait thermique de bois (séquoia) dans les trois directions principales (L, R, T) selon [85] (mesures sous ambiance neutre pour éviter la combustion des échantillons). A droite, évolution des coefficients de dilatation (une valeur négative correspondant à un retrait du matériau) correspondants.

L'équation de la thermoélasticité **Eq. 18** montre que le comportement mécanique est particulièrement sensible au produit $\alpha \Delta T \bar{1}$. Du fait de la diffusion thermique transitoire au sein des matériaux, des gradients thermiques se mettent en place, tout particulièrement dans les premiers centimètres exposés des structures. En conséquence, le gradient thermique engendre un gradient de déformation thermique, résultat d'un couplage complexe entre la cinétique thermique (dépendant de l'intensité du flux reçu et des propriétés thermiques du matériau) et l'évolution du coefficient de dilatation thermique et du module d'élasticité avec la température. Il est ainsi assez difficile d'appréhender de façon intuitive le comportement thermomécanique d'une structure durant un feu. A ce titre, nous proposons donc ici de réaliser une simulation thermomécanique (élastique), en utilisant le code de calcul par éléments finis Cast3M. L'étude est réalisée en 2D (déformations planes pour simuler un élément massif dans la direction hors-plan), sur la géométrie présentée sur la **Figure II- 36**. Le but n'est pas de simuler le comportement mécanique d'un élément de structure en particulier, mais d'appréhender ce qu'il peut se passer dans l'épaisseur d'un élément avec une exposition au feu sur une seule face (dalle ou mur par exemple). Deux types de conditions aux limites mécaniques sont appliquées : dans un cas, la géométrie est libre de se dilater selon les 2 directions du plan ; dans l'autre cas la géométrie est bloquée verticalement.

Les conditions aux limites thermiques ainsi que les propriétés thermiques sont les mêmes que celles utilisées pour la simulation numérique (§ 1-4.3). Pour ne pas multiplier le nombre de calculs, nous étudions uniquement le comportement sous une heure de courbe de feu ISO 834-1. Aucun chargement mécanique extérieur n'est appliqué (y compris le poids propre), le but de la simulation étant d'estimer les contraintes au sein du matériau induites par le seul effet du chauffage. Nous réalisons ici un calcul élastique en utilisant les résultats de la **Figure II- 30** pour l'évolution du module d'élasticité avec la température ($E_{20^\circ\text{C}} = 30, 15$ et 11 GPa respectivement pour le béton, la pierre et le bois). Le coefficient de Poisson reste lui constant avec la température ($\nu = 0.3$ pour les 3 matériaux). L'évolution du coefficient de dilatation avec la température est reprise de la **Figure II- 33** pour le béton et la pierre (valeurs moyennes) et de la **Figure II- 35** pour le bois. Pour ce

dernier, nous simplifions le problème en faisant l'hypothèse d'un comportement thermomécanique isotrope (nous adoptons la valeur correspondant à la dilatation dans le sens radial des fibres). Il s'agit évidemment d'une hypothèse très simplificatrice qu'il conviendrait de ne pas émettre dans le cas de simulations plus précises.

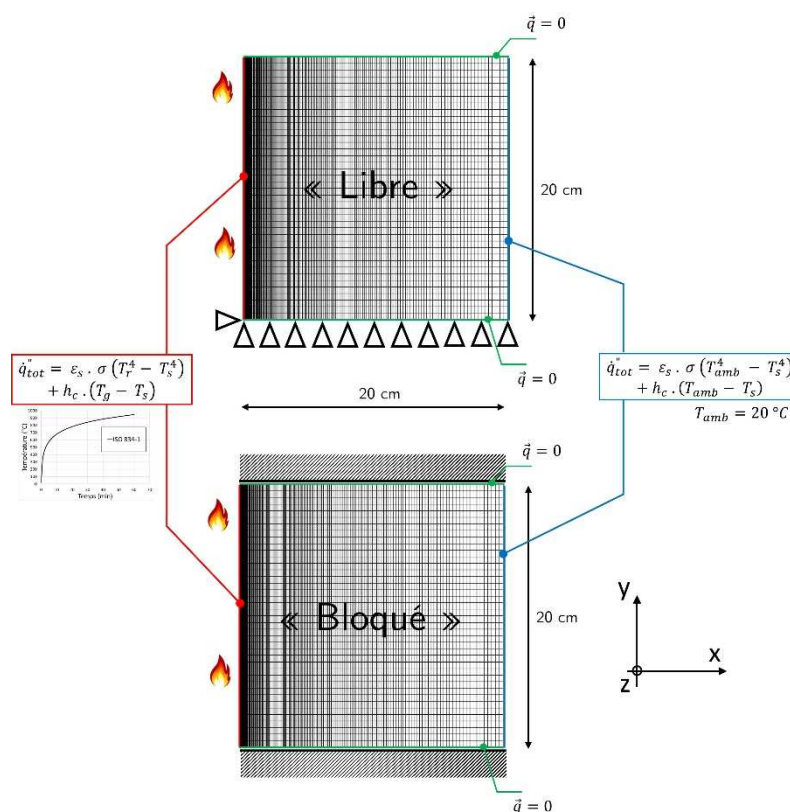


Figure II- 36 Conditions géométriques, de maillage et de conditions aux limites pour les simulations thermomécaniques. Dans le cas « libre », le déplacement selon y de l'arête inférieure du maillage est bloqué ainsi que le déplacement selon x du point en bas à gauche. Dans le cas « bloqué », les déplacements des deux arêtes inférieures et supérieures selon x et y sont bloqués.

Les résultats des simulations thermomécaniques sont présentés en **Annexe n°2**. Nous y traçons pour chaque matériau le profil des contraintes normales σ_{yy} et σ_{zz} , autrement dit les contraintes dans le plan coplanaire à la face exposée. Les profils sont tracés à deux instants du chauffage : à 15 minutes et en fin de chauffage, c'est-à-dire 60 minutes ici. Nous traçons également le profil de la contrainte de Von Mises aux mêmes instants afin d'estimer les endroits les plus sollicités de la géométrie.

Pour le béton et la pierre, les profils de contrainte sont relativement proches. Cela s'explique par la similitude des jeux de propriétés thermiques et mécaniques utilisés dans les simulations. Pour ces deux matériaux nous observons la mise en place d'un état de contraintes de compression bi-axiales en face exposée au feu dans un premier temps, puis se déplaçant au sein du matériau dans la direction du flux thermique. La baisse du module d'élasticité avec la température provoque l'apparition d'un « pic » de compression qui se déplace dans le matériau.

Dans le cas de la simulation « libre », la génération des contraintes de compression σ_{yy} est liée à la dilatation empêchée selon l'axe x : les parties chaudes se dilatent plus que les parties froides. La contrainte σ_{zz} est plus élevée car le mode de calcul en déformations planes induit une dilatation

thermique empêchée supplémentaire dans la direction z. C'est également la raison pour laquelle les deux contraintes sont très proches dans le cas de la simulation « bloquée ».

Le profil des contraintes de Von Mises indique une sollicitation mécanique très forte proche de la surface exposée, avec là aussi un « pic » qui semble se déplacer au cours du chauffage dans la direction x. Evidemment, les simulations réalisées ici sont faites dans un cadre élastique, donc le niveau de contraintes atteint dans les deux matériaux n'est pas réaliste. De plus, plus particulièrement pour le béton, les simulations ne tiennent pas compte du phénomène de « dilatation thermique transitoire » [86], qui aurait tendance à relaxer les contraintes de compression dans le matériau. Néanmoins nos simulations permettent d'anticiper sur les zones particulièrement sensibles de ces 2 matériaux lorsqu'ils sont soumis à un feu. Les résultats rejoignent des études de la littérature, où l'endommagement des matériaux est pris en compte. Pour le béton, nous pouvons par exemple citer les travaux de Ulm et al. [87] suite à l'incendie du tunnel sous la Manche de 1996 : par un modèle d'endommagement, les auteurs montrent la présence d'un « pic de décohérence mécanique » du béton, très proche de la surface exposée des voussoirs au début du feu, puis se déplaçant dans le sens du flux thermique, voir **Figure II- 37**-gauche. Les auteurs relient ce champ de contraintes au fort endommagement constaté *a posteriori* sur les voussoirs, voire même en tirent une explication à l'apparition de l'écaillage. Dans la pierre, et dans un contexte légèrement différent de celui d'un feu, Walsh et al. [88] relient ces champs de contraintes au phénomène d'écaillage de la roche lors de l'utilisation de forages géothermiques à hautes température, ou technique dite du « thermal spallation drilling » [89], voir **Figure II- 37**-droite.

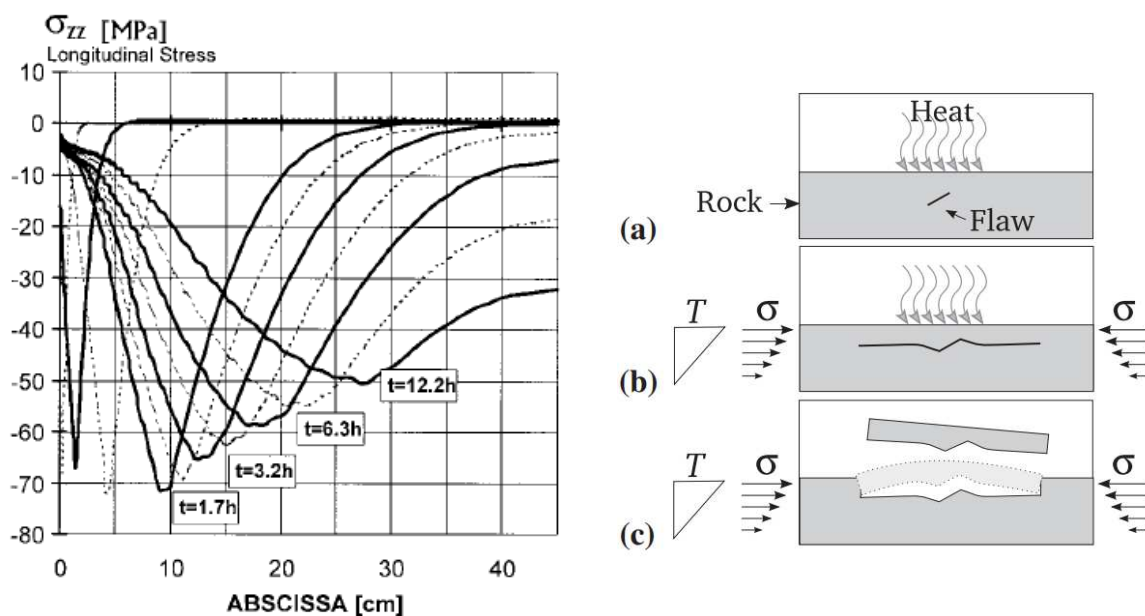


Figure II- 37 A gauche, profils à différents instants du feu des contraintes normales (dirigées selon l'axe du tunnel) au sein des voussoirs du tunnel sous la Manche lors de l'incendie de 1996, simulées par [87]. A droite, explication selon [88] du phénomène d'écaillage dans roches lors d'un forage par « thermal spallation drilling » : (a) Un flux de chaleur appliqué en surface de la pierre induit des contraintes de compression parallèles à la surface, (b) Les contraintes de compression provoquent des fractures parallèles à la surface à partir de défauts naissants dans la roche, (c) Lorsqu'elle atteint une taille critique la région chauffée se déforme et est éjectée de la surface sous forme d'éclats.

Concernant le bois, le comportement thermomécanique est différent des deux autres matériaux. Dans un premier temps, nous observons clairement une zone contre la face exposée où les contraintes sont très faibles et restent constantes. Cette zone correspond à la formation du charbon, qui dans notre modèle n'a plus de rigidité dès 300 °C. La vitesse de propagation de cette zone

correspond donc à la vitesse de carbonisation, estimée ici à 0.7 mm/min. Derrière ce front de carbonisation, un comportement particulier est observé : dans le sens du flux thermique un pic de traction précède un pic de compression. Ceci est attribué au changement de signe du coefficient de dilatation dans cette gamme de température : à haute température le bois se contracte (effet de la pyrolyse) alors qu'il est expansif à de plus faibles températures. Il est toutefois intéressant de noter que ces deux pics de contraintes apparaissent sur une fine épaisseur de matériau, de l'ordre de 2 cm ici, laissant une grande partie du matériau non sollicitée. L'endommagement dans le bois semble donc limité à une très fine épaisseur derrière le front de carbonisation.

1-5.3 Ruine des structures

A l'échelle de la structure, et suite aux phénomènes thermomécaniques précédemment décrits, de larges déplacements peuvent s'observer dans les éléments porteurs [90], pouvant provoquer des ruines locales. Parfois, un feu peut entraîner la ruine d'une grande partie, voire de l'intégralité d'une structure. Dans ces derniers cas, la ruine est souvent le résultat d'une réaction en chaîne, où la ruine de certains éléments de structure entraîne une redistribution des efforts mécaniques dans les éléments adjacents. On parle alors de « ruine en chaîne », ou « progressive collapse ».

L'analyse *a posteriori* de l'effondrement des tours du World Trade Center à New York, suite à l'attaque terroriste du 11 Septembre 2001, est sans nul doute le meilleur exemple de ruine en chaîne. A la suite des attentats, le NIST (National Institute of Standards and Technology) s'est vu confier par le gouvernement américain une étude de grande ampleur afin d'émettre des hypothèses scientifiques sur les raisons de l'effondrement des deux tours jumelles (une étude a aussi étudié l'effondrement de la tour WTC7). Le programme a donc consisté à recueillir et analyser le maximum d'observations des tours entre le moment d'impact des avions et leur effondrement (recueil de photos, de vidéos et de témoignages de survivants), à simuler les effets dynamiques de l'impact de l'avion sur la structure (fragilisation des éléments porteurs sur plusieurs étages, arrachage de la protection thermique en sous-face des planchers et des poteaux, mise hors service du système d'extinction automatique par sprinkler), à estimer l'amplitude du champ thermique au sein des étages impactés (charge calorifique élevée par la présence de kérosène et du mobilier de bureau) et enfin à estimer par simulations thermomécaniques les raisons de l'effondrement. Une campagne expérimentale de feux sur reproductions du système porteur a également été réalisée [91]. L'étude a montré que l'effondrement des deux tours est le résultat de l'effet combiné de l'impact des avions et du feu (il est d'ailleurs conclu qu'un tel feu sans les impacts d'avion n'aurait peut-être pas suffi à provoquer l'effondrement, et *vice versa*), selon le principe suivant :

- Les planchers collaborants (réseau de poutres treillis métalliques, bac acier, dalle de béton) ont par endroit été détruits par les impacts des avions. Les planchers toujours en place ont été alors fortement exposés au feu, n'étant probablement plus protégés thermiquement.
- La flèche des planchers exposés au feu a progressivement augmenté, induisant potentiellement un flambement de la dalle de béton, et transmettant aux poteaux de façade des efforts de traction horizontaux dirigés vers le centre des tours, **Figure II- 38-gauche**. Il est intéressant de noter que selon Usmani et al. [92], une première phase (observée sur quelques clichés des façades des tours peu après l'impact des avions) a consisté en un déplacement horizontal des poteaux vers l'extérieur des tours, voir **Figure II- 38-droite**.
- La ruine progressive des poutres de plancher, ainsi que les efforts de traction horizontaux, ont provoqué une grande instabilité des poteaux de façade, **Figure II- 38-gauche**. Usmani

et al. [92] estiment que la perte d'un plancher d'un seul étage suffit à réduire de 25 % la charge critique d'Euler d'un poteau de façade.

- Le flambement des poteaux de façade a entraîné une redistribution soudaine des charges verticales vers les poteaux adjacents, entraînant à leur tour leur ruine.
- La ruine des poteaux au niveau de la façade impactée a entraîné un grand déséquilibre du bâtiment, et une redistribution des charges verticales vers les poteaux du noyau central, qui étaient eux-aussi probablement endommagés par l'impact et le feu.
- Les étages supérieurs se sont alors effondrés, l'énergie cinétique accumulée à chaque étage effondré entraînant irrémédiablement l'effondrement total des tours.

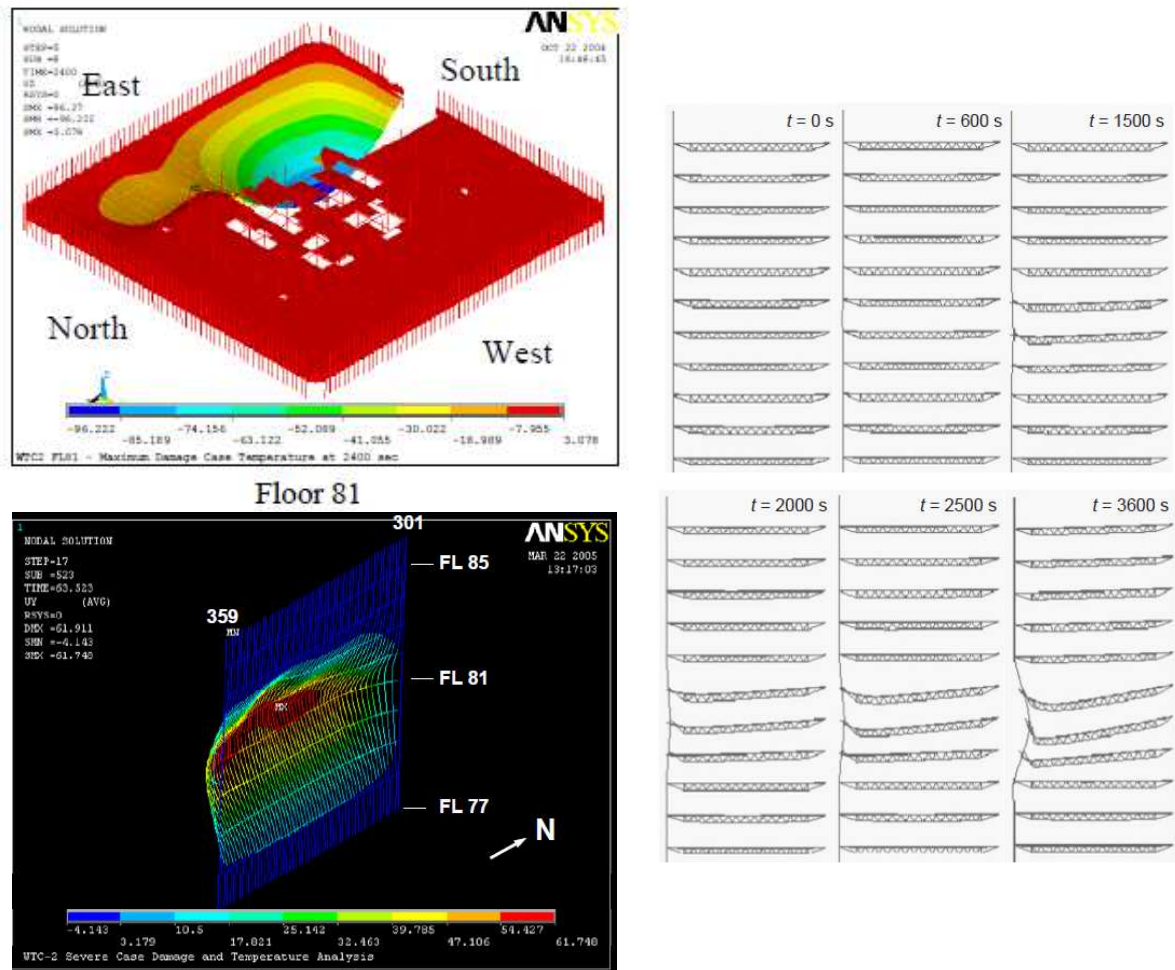


Figure II- 38 A gauche, simulations thermomécaniques réalisées par le NIST [91] des étages impactés de la WTC2. En haut, déplacements verticaux des planchers du 81^{ème} étage à 40 minutes, en bas déformation vers l'intérieur de la tour des poteaux de la façade Est à 43 minutes. A droite, simulations 2D selon [92] montrant dans un premier temps ($t=600s$) le déplacement horizontal des poteaux de façade vers l'extérieur des tours, puis progressivement la mise en place d'une traction horizontale vers l'intérieur des tours du fait de la flèche excessive des planchers.

Cette étude a inspiré d'autres cas d'analyse *a posteriori* de ruines de structures suite à un incendie. Par exemple, le même type d'analyse mécanique a été utilisé par un groupe d'auteurs [93] pour expliquer les raisons de l'effondrement partiel du bâtiment de la faculté d'architecture de l'Université de Delft aux Pays-Bas, suite à un incendie en 2008, **Figure II- 39**-gauche. La déformation excessive des planchers en béton armé a entraîné une rupture par traction horizontale des liaisons entre les poutres secondaires et les poutres principales supportant les poteaux en béton armé de la façade.

Les poteaux de façade ont alors flambé, **Figure II- 39**-droite. Les auteurs soulignent le fait que ce comportement mécanique a vraisemblablement été exacerbé par l'écaillage (observé *a posteriori*) des poutres et des poteaux.

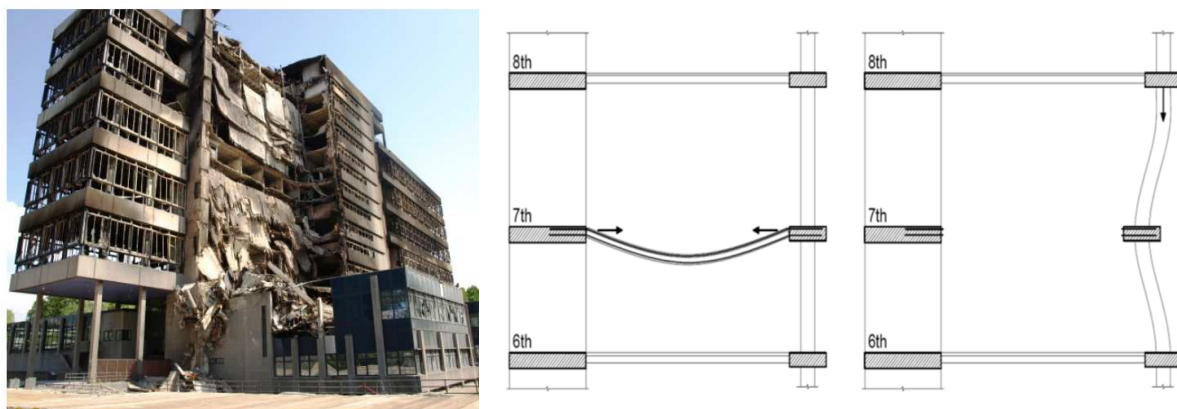


Figure II- 39 A gauche, vue de l'effondrement partiel du bâtiment de la faculté d'architecture de l'université de Delft aux Pays-Bas, suite à l'incendie de 2008. A droite, mécanisme possible pour la ruine progressive de l'ouvrage selon [93].

Enfin, citons les deux études de [94] et [95], qui eux aussi ont tenté d'expliquer les ruines d'ouvrages suite à incendie par des phénomènes de ruine en chaîne. Dans le premier cas, la ruine de poutres de toiture en béton post-contraint dans une usine polonaise a entraîné une redistribution des charges vers les portiques qui n'avaient pas chuté, entraînant alors une déformation irréversible de ceux-ci, voir **Figure II- 40**-gauche. Dans le second cas, les auteurs ont montré par simulations (**Figure II- 40**-droite) que la rupture de quelques poteaux en béton armé d'un bâtiment de 8 étages a entraîné une redistribution des efforts sur les autres poteaux, et dans ce cas également, a induit la ruine en chaîne des autres portiques, puis du bâtiment dans son intégralité.



Figure II- 40 A gauche, vue de portiques (poutres en béton post-contraint) fortement déformés dans une usine polonaise suite à un incendie et à la ruine de portiques contigus [94]. A droite, simulations numériques de la ruine en chaîne d'un bâtiment de 8 étages en Chine suite à un incendie [95].

Les retours d'expérience que nous venons de présenter mettent tous en avant le rôle sensible que jouent les assemblages entre les éléments porteurs d'une structure. En particulier, les liaisons entre les éléments horizontaux et verticaux (poteaux) sont particulièrement sensibles vis-à-vis du feu. De nombreuses équipes travaillent sur le comportement des assemblages en situation d'incendie. Nous précisons toutefois ici que ce point n'a pas été abordé dans mes activités de recherche.

Les paragraphes § 1-2 à § 1-5 avaient pour but de présenter succinctement le cadre physique du feu, de son développement et de son impact thermique et mécanique aux structures (jusqu'à la ruine). Le paragraphe suivant présente comment la réglementation s'est emparé de ce cadre physique, avec une attention toute particulière à la justification de la résistance au feu des structures.

1-6 Contexte réglementaire

1-6.1 Principes d'application de la sécurité incendie en France

En France, la sécurité incendie de toute construction civile (habitation, établissement recevant du public-ERP, immeuble de moyenne et grande hauteur-IGH et les locaux professionnels) est régie par le **Code de la Construction et de l'Habitat (CCH)**. Le Code prévoit toutefois des règles spécifiques pour les immeubles de moyenne et grande hauteur (quel que soit leur usage). De plus, le Code de la Construction renvoie au Code du Travail concernant la sécurité incendie des locaux professionnels.

Le Code de la Construction et de l'Habitat est composé de deux parties : la partie législative (règles de portée générale posées par des lois) et la partie réglementaire (règles d'application des objectifs et règles générales décrites dans la partie législative). La sécurité incendie est abordée pour les deux parties dans le Livre I^{er} « Construction, entretien et rénovation des bâtiments », titre IV « Sécurité des personnes contre les risques d'incendie ».

Ainsi l'article L141-1 du Code fixe les exigences suivantes : « Les bâtiments sont implantés, conçus, construits, exploités et entretenus dans l'objectif d'assurer la sécurité des personnes :

1° En contribuant à éviter l'éclosion d'un incendie ;

2° En cas d'incendie, en permettant de limiter son développement, sa propagation, ses effets sur les personnes et en facilitant l'intervention des secours. »

Dès lors, nous pouvons résumer les grands objectifs de la sécurité incendie à (i) faire évacuer sans danger hors des bâtiments ou différer l'évacuation (pour les PMR), (ii) désenfumer pour faciliter l'intervention et l'évacuation, (iii) intervenir et faire intervenir.

La réglementation incendie est essentiellement prescriptive. En fonction du type de bâtiment, elle impose au maître d'ouvrage toute une série de dispositions constructives : limites d'utilisation des matériaux en fonction de leur nature inflammable, nombre de sorties d'évacuation, largeur des couloirs, nombre d'extincteurs, éloignement du bâtiment par rapport à la voie pompiers, systèmes de désenfumage, de détection, d'alerte, de balisage...

Ces dernières années, et sous l'impulsion du projet national « PN ISI » (2005-2011), se développe l'ingénierie de la sécurité incendie (ISI), qui fait une part plus importante à des approches basées sur la performance des ouvrages ou produits : il s'agit de démontrer, sur la base d'une analyse de

risques réels (scénarios thermiques) et par l'application de modèles de simulation avancés (CFD, modèles d'évacuation des personnes, modèles à éléments finis...), que l'ouvrage ou la solution retenue répond aux objectifs de performance fixés par le législateur.

Plus en lien avec mes activités de recherche, nous retenons du CCH l'article D141-2 : « Le comportement au feu en cas d'incendie est apprécié d'après deux critères :

1. La réaction au feu, c'est-à-dire l'aliment qui peut être apporté au feu et au développement de l'incendie ;
2. La résistance au feu, c'est-à-dire le temps pendant lequel les éléments de construction peuvent jouer le rôle qui leur est dévolu malgré l'action d'un incendie. ».

Ici c'est essentiellement le 2^{ème} point qui nous intéresse, avec l'expression claire de la notion de « résistance au feu ». La réaction au feu est évidemment un aspect aussi important dans la sécurité incendie, mais ne sera pas traité dans ce document. Il en est de même concernant d'autres familles d'essais rencontrés dans le domaine de la sécurité incendie (essai LEPIR II selon l'instruction technique 249 relative à la propagation du feu par les façades par exemple).

Les arrêtés du 25 Juin 1980, du 31 Janvier 1986 et du 30 Décembre 2011 fixent, respectivement pour les ERP, les habitations et les immeubles de grande hauteur, les exigences en terme de résistance au feu, selon les critères de durée R, E et I. Ces derniers sont définis plus loin au §1-6.3. La durée de résistance au feu est intimement liée aux conditions d'évacuation des locaux. Ainsi, la résistance au feu d'un élément porteur vertical (mur ou poteau) est de 15 minutes dans une maison individuelle isolée (habitation de 1^{ère} famille), quand elle est de 90 minutes dans le cas d'un bâtiment d'habitation de hauteur comprise entre 28 et 50 m (habitation de 4^{ème} famille) et de 120 minutes pour un immeuble de grande hauteur (IGH, h>50 m).

Concernant la résistance au feu, l'article D141-6 du CCH précise : « Des arrêtés du ministre de l'intérieur fixent les différentes catégories de la classification, tant en ce qui concerne la réaction au feu, la résistance au feu que les conditions d'essais. ». Pour la résistance au feu, l'arrêté de première importance est **l'arrêté du 22 Mars 2004** relatif à la résistance au feu des produits, éléments de construction et d'ouvrages.

L'article 7 de l'arrêté du 22 Mars 2004 précise : « Les performances de résistance au feu des produits, éléments de construction et d'ouvrages peuvent être déterminées par une ou plusieurs des approches suivantes :

- essai conventionnel donnant lieu à un domaine d'application directe, conformément à l'annexe 1 ;
- méthode de calcul et règle de dimensionnement, selon l'annexe 2 ;
- référence à un procédé de fabrication ou de construction approuvé, dont la liste figure en annexe 3 ;
- appréciation de laboratoire agréé, établie selon l'annexe 4. »

Nous n'aborderons pas ici les 3^{ème} et 4^{ème} points. En revanche, nous reviendrons sur la justification de la résistance au feu par essai au §1-6.3, et par calcul au §1-6.4.

Un article fondamental de l'arrêté du 22 Mars 2004 est l'article 2, qui stipule : « Les méthodes d'évaluation de la résistance au feu requièrent la définition :

- de conditions d'exposition au feu, appelées "actions thermiques" ;
- de critères de performance pour l'aptitude à la fonction pendant cette exposition.

Les actions thermiques sont soit prédéterminées, soit établies en fonction des situations spécifiques rencontrées. »

Nous commencerons donc par définir les « actions thermiques » dans le § 1-6.2.

1-6.2 Les actions thermiques

La définition des actions thermiques réglementaires, ou courbes conventionnelles, s'appuie sur plus d'un siècle d'expérimentations et de travaux portant sur le comportement au feu des structures. Khan et al. [96] schématisent l'évolution de la définition des actions thermiques dans l'ingénierie incendie sur les 100 dernières années, **Figure II- 41**.

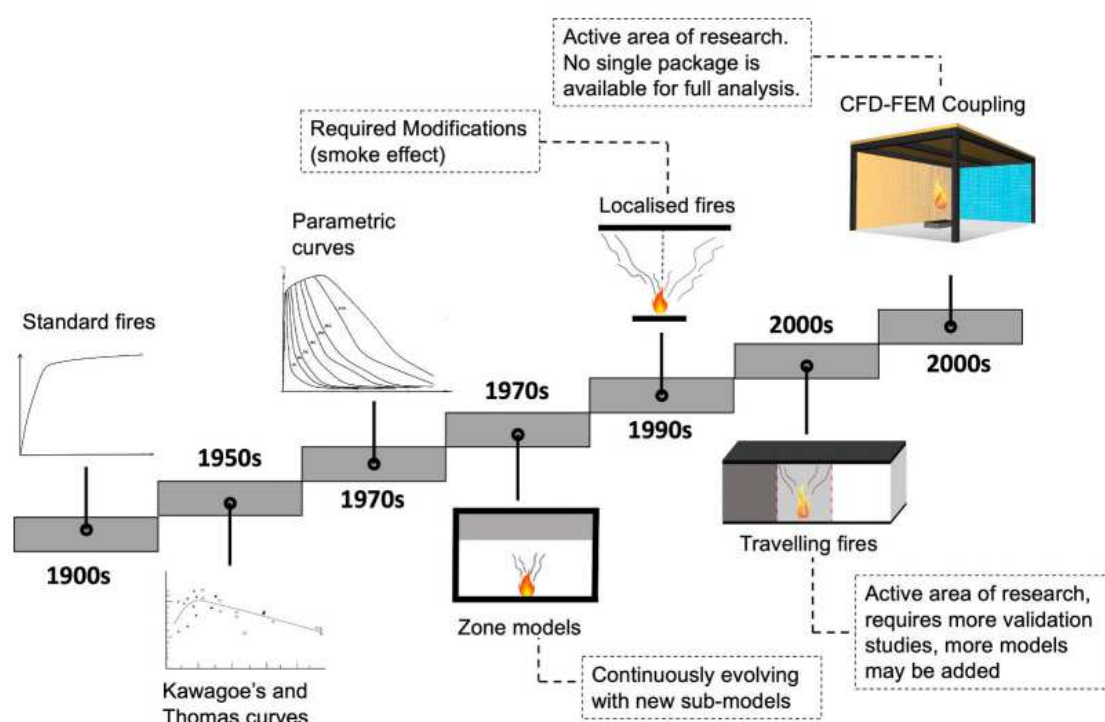


Fig. 12. History of fire models and current development.

Figure II- 41 Histoire des modèles de feu (actions thermiques) et développements actuels, selon [96].

Parmi les approches présentées sur la figure précédente, il est intéressant de noter que de nos jours une seule action thermique est réglementaire dans le cadre de la justification de la résistance au feu per essais (voir plus loin au §1-6.3) : la courbe de feu dite « conventionnelle » (parfois appelée courbe « standard »). Cette dernière trouve son origine dans les premiers essais au feu qui ont été réalisés sur la période 1890-1916, principalement aux USA [97]–[99]. En 1916, cette courbe est devenue une courbe « standard » adoptée par l'ASTM (American Society of Testing of Materials), sans que l'on sache pour autant quels ont été les critères scientifiques d'adoption de cette courbe [99]. Très peu de modifications ont été apportées à cette courbe depuis, et elle reste de nos jours celle utilisée en Amérique du Nord (courbe « ASTM E119 » [100]). Côté Européen, les travaux de l'architecte Ewin Sachs (1870-1919) au Royaume-Uni, au sein de la « British Fire Prevention Committee » [101], ont également fortement contribué à la définition d'une courbe de feu « standard » dès 1903. Celle-ci rentre dans le cadre normatif britannique dans les années 1930 [102], puis évoluera vers un standard international en 1975, au travers de la norme ISO 834-1 [72].

Cette dernière, ainsi que la norme EN 1363-1 [103] ou la partie feu de l'Eurocode 1 (EN 1991-1-2) [38], donne l'expression de la température des gaz en fonction du temps, **Eq. 19**. La courbe de feu qui en résulte est tracée sur la **Figure II- 43**, où la courbe ASTM E119 est également représentée.

$$T = 345 \log_{10} (8t + 1) + 20 \quad \text{Eq. 19}$$

Avec T la température moyenne des gaz chauds en ($^{\circ}\text{C}$) et t la durée en (min). Il est très important de noter que cette courbe néglige la phase de développement et de décroissance du feu. Elle est historiquement basée sur des températures mesurées lors d'essais anciens, et ne prend en compte ni les caractéristiques du local (géométrie, ouvertures, nature des matériaux des parois), ni les caractéristiques de la charge calorifique en présence. Cette courbe est réputée être représentative des conditions rencontrées lors de la phase d'embrasement généralisé d'un compartiment ventilé.

En plus de considérer *a priori* l'historique thermique du feu, la partie feu de l'Eurocode 1 spécifie les conditions d'échange thermique aux parois : comme l'hypothèse d'une phase d'embrasement généralisé est faite, il est possible d'écrire $T_g = T_r$ dans l'équation **Eq. 13**. De plus, l'Eurocode fixe à $h = 25 \text{ W/m}^2\text{K}$ le coefficient d'échange par convection en face exposée ($4 \text{ W/m}^2\text{K}$ en face non exposée), et une émissivité de surface des parois $\varepsilon_s = 0.8$ (0.7 pour le béton selon la partie feu de l'Eurocode 2). Afin d'estimer le flux thermique absorbé par un matériau exposé à la courbe conventionnelle, nous reprenons les simulations thermiques réalisées au §1-4.3, et nous calculons le flux selon l'équation **Eq. 13**. L'évolution de ce dernier dans le temps est tracé sur la **Figure II- 42**-droite, pour les 3 matériaux étudiés, et pour une durée d'exposition au feu de 2 heures.

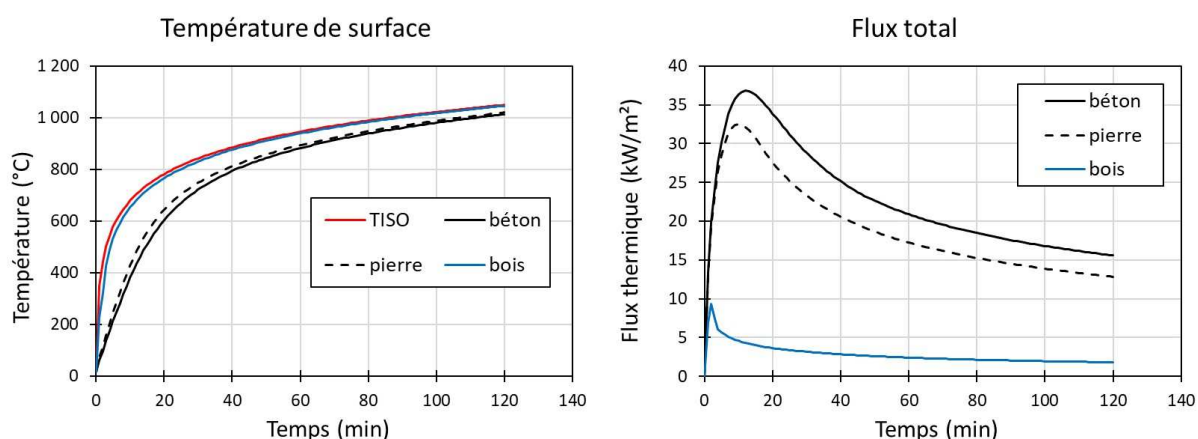


Figure II- 42 A gauche, évolution de la température dans les gaz chauds, selon la courbe conventionnelle (TISO) et températures de surface calculées en fonction du matériau. A droite, calcul du flux total équivalent, selon l'équation **Eq. 13**.

De par sa diffusivité thermique initiale environ 10 fois plus faible que celles du béton et de la pierre (voir **Figure II- 27**), la température de surface du bois est très proche de la température des gaz. Ainsi, les termes $(T_r^4 - T_s^4)$ et $(T_g - T_s)$ restent faibles au cours du temps, conduisant à un flux total plus faible dans le cas du bois. Il est par ailleurs très important de noter que dans le cas du bois, le calcul réalisé ici ne prend pas en compte l'énergie supplémentaire associée à sa combustion. Ce simple calcul met ainsi en évidence la difficulté à garantir une action thermique équivalente pour tout type de matériau testé, uniquement en spécifiant une loi de température en fonction du temps.

Par ailleurs, la partie feu de l'Eurocode 1 donne aussi deux autres courbes réglementaires de feu (sous la forme également d'une relation analytique entre température et temps) : la courbe de feu extérieur ainsi que la courbe d'hydrocarbure (courbe HC).

Sur la **Figure II- 41** apparaissent les actions de feux dites « paramétriques ». En Europe, ces actions thermiques sont décrites dans l'annexe A de la partie feu de l'Eurocode 1 [38], qui est une annexe informative et non normative. Les feux paramétriques sont des modèles de feux dits « naturels », et prennent donc en compte les caractéristiques du compartiment (géométrie, ventilation, matériaux des parois) ainsi que les caractéristiques de la charge calorifique en présence. De même que dans le cas de la courbe conventionnelle, la phase de développement du feu n'est pas simulée ; en revanche les feux paramétriques simulent la phase de décroissance du feu. Nous rejoignons donc ici le domaine de l'ingénierie de la sécurité incendie, et l'arrêté du 22 Mars 2004 stipule dans ce cas (article 6) : « Les actions thermiques, autres que prédéterminées, sont établies à partir de l'examen de scénarios d'incendie. Les scénarios d'incendie utilisés pour l'évaluation des performances de résistance au feu sont retenus en accord avec les autorités publiques, locales ou nationales, compétentes. Les scénarios d'incendie devront comprendre notamment des informations relatives à la nature, la quantité et le débit calorifique des matières combustibles prises en compte, ainsi que les conditions de ventilation ». De plus, selon l'article 15 du même arrêté : « En cas de recours à l'ingénierie du comportement au feu des produits, éléments de construction et d'ouvrages, que ce soit dans le cadre de l'article 6 ou des restrictions particulières mentionnées à l'article 12, l'étude doit faire l'objet d'une appréciation favorable d'un laboratoire agréé avant son application à la construction ou à l'ouvrage. Cette appréciation prend alors la forme d'un avis sur étude ».

Enfin, d'autres courbes de feu existent, pouvant se substituer à la courbe conventionnelle en cas de besoin spécifique ou d'exigence de la part du maître d'ouvrage : citons la courbe dite « Hydrocarbure Majorée » (HCM) qui est par exemple requise pour la justification de la résistance au feu de certaines catégories de tunnels routiers [104]. Des courbes de feu spécifiques à certains pays sont également parfois rencontrées dans les études de résistance au feu des tunnels: courbe « RABT » en Allemagne [105] et courbe « RWS » aux Pays-Bas [106]. La **Figure II- 43** est une synthèse des principales courbes de feu abordées dans ce paragraphe.

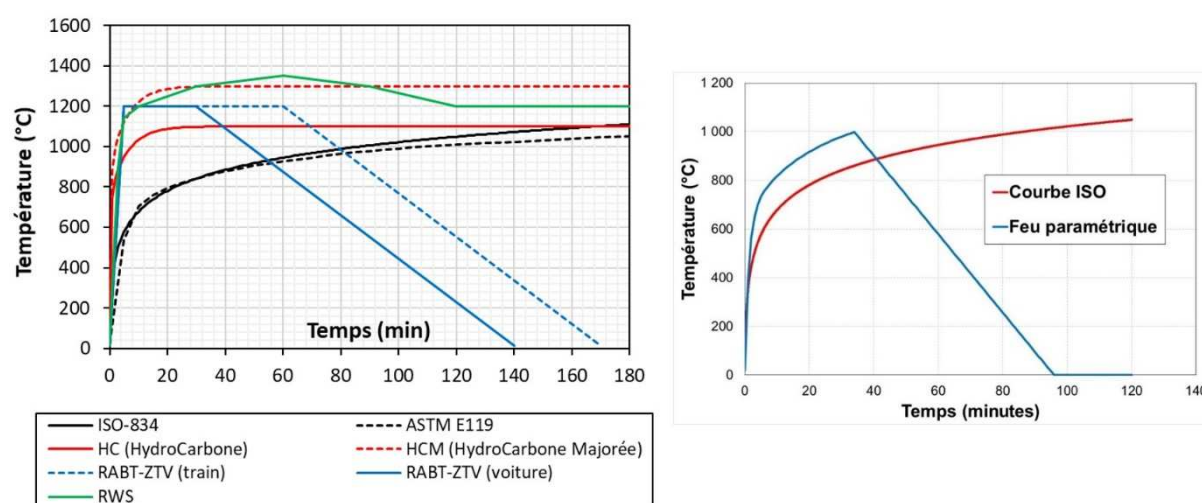


Figure II- 43 Principales courbes de feu abordées dans ce paragraphe. A gauche, courbes de feu déterminées par une expression analytique reliant température et temps. A droite, exemple d'une courbe de feu paramétrique (paramètres pris de façon arbitraire) en comparaison avec la courbe conventionnelle.

1-6.3 Le recours aux essais

L'article 5 de l'arrêté du 22 Mars 2004 précise : « Les essais sont destinés à évaluer le comportement au feu des produits, des éléments de construction et d'ouvrages dans des conditions spécifiées. Les essais, effectués avec des actions thermiques prédéterminées, reproduites dans des fours appropriés, sont appelés "essais conventionnels". ».

Au moment d'écrire ce manuscrit, et selon l'article 2 de l'Arrêté du 5 février 1959 (mis à jour le 06 Juillet 2018) portant agrément des laboratoires d'essais sur le comportement au feu des matériaux, seuls 3 laboratoires sont agréés en France pour délivrer des PV d'essais de résistance au feu : le CSTB (Centre Scientifique et Technique du Bâtiment), Efectis France et le CERIB (Centre d'Études et de Recherches de l'Industrie du Béton).

L'annexe 1 de l'arrêté du 22 Mars 2004 stipule que les essais et le système de classification sont indiqués dans la décision 2000/367/CE du 03 Mai 2000 de la Commission Européenne. Cette dernière stipule à son tour que les essais conventionnels sont régis par la série de norme EN 1365 (Essais de résistance au feu pour les éléments porteurs) pour, entre autres, les murs porteurs (partie 1 [107]), les planchers et toitures (partie 2 [108]), les poutres (partie 3 [109]) ou les poteaux (partie 4 [110]). Cette série de normes s'appuie sur la norme EN 1363-1, « Essais de résistance au feu — Partie 1 : Exigences générales » [103] qui fixe en particulier les conditions de température et de pression à respecter dans les fours d'essai, les conditions d'application de charge mécanique et de choix de conditions aux limites mécaniques, ainsi que les critères de performance permettant de définir la résistance au feu du produit testé. Nous synthétisons ces 3 points ci-après.

➤ Température du four

Les essais de résistance au feu doivent être réalisés de façon à ce que la température des gaz dans le four suive la courbe conventionnelle définie dans la norme ISO 834-1 [72] (§1-6.2), avec toutefois des tolérances. Les essais conventionnels ne laissent donc aucune place à d'autres types d'actions thermiques (ce qui ne veut pas dire que les fours ne peuvent pas suivre d'autres courbes, mais dans ce cas l'essai ne permet pas de délivrer un procès-verbal de classement de résistance au feu au sens de l'arrêté du 22 Mars 2004).

➤ Chargement et conditions aux limites mécaniques

La norme EN 1363-1 ne donne aucune valeur fixe de charge mécanique à appliquer sur le corps d'épreuve durant l'essai. De même, aucune condition aux limites mécaniques n'est clairement imposée. Pour le type et la valeur de la charge mécanique à appliquer, l'annexe D (informative) encourage à choisir la charge à appliquer en rapport avec la capacité portante à température ambiante du corps d'épreuve. Concernant les conditions aux limites, l'annexe E (informative) indique que le choix des conditions doit se faire sur la base d'une analyse « rigoureuse » des conditions qui s'appliquent dans la réalité de l'ouvrage testé.

Il est important de préciser qu'aucune indication n'est donnée concernant une possible modification de la charge et/ou des conditions aux limites au cours de l'essai au feu.

➤ Critères de classement de résistance au feu

La classe de résistance au feu se définit en temps (minutes). Elle se détermine sur la base du moins performant des trois critères suivants :

- La capacité portante (critère R) correspond à la durée durant laquelle le corps d'épreuve maintient sa capacité à soutenir la charge mécanique. Cette durée est déterminée à partir de la mesure ponctuelle de déplacements du corps d'épreuve (la flèche pour les éléments

sollicités en flexion, contraction verticale pour les éléments verticaux). La capacité portante du corps d'épreuve est supposée assurée tant que les déplacements mesurés, et/ou la vitesse de déplacement restent inférieurs à des limites dépendant de certaines caractéristiques géométriques du corps d'épreuve.

- L'étanchéité aux flammes (critère E) mesure la capacité du corps d'épreuve à assurer une fonction de séparation. Elle se détermine par un test d'inflammation d'un tampon de coton en face non exposée au feu et/ou par des tests de pénétration de calibres d'ouverture en face non exposée.
- L'isolation thermique (critère I) est considérée assurée tant que les températures mesurées en face non exposée ne dépassent pas (en moyenne et ponctuellement) des valeurs limites de température.

1-6.4 Le recours aux calculs

Selon l'article 12 et l'annexe 2 de l'arrêté du 22 Mars 2004, la justification par le calcul de la résistance au feu d'une structure, ou d'un élément de celle-ci, doit se faire selon les parties relatives au feu des Eurocodes.

C'est tout d'abord la partie feu de l'Eurocode 1 [38] qui donne le cadre des calculs envisageables, et plus spécifiquement l'article (9) de l'Annexe Nationale [111] pour les possibilités en France. Ces dernières sont reprises dans le **Tableau II- 3**. Trois méthodes de calcul sont ainsi possibles (en fonction du matériau), avec un degré de complexité croissant : l'utilisation de valeurs tabulées, de méthodes simplifiées ou le recours à un calcul avancé. Plus la méthode de calcul est simple, et plus elle est conservatrice (du moins dans la logique des Eurocodes).

Le **Tableau II- 3** met en évidence que l'utilisation d'une action thermique autre que la courbe conventionnelle nécessite le recours à une validation de la méthode de calcul adoptée par l'un des laboratoires agréés. Dans le cas de la courbe conventionnelle, seul le recours à des méthodes de calcul avancées le requiert.

Dans le cas d'une utilisation de la courbe conventionnelle, il n'y a pas besoin d'accord sur les scénarios d'incendie, puisque *de facto* la courbe conventionnelle est unique et ne dépend d'aucun paramètre lié au projet en lui-même. A l'inverse, toute utilisation d'une action thermique autre que la courbe conventionnelle (feux paramétriques, modèles de feu à zones, CFD...) requiert un accord de la commission de sécurité liée au projet.

Commençons par traiter de la justification par le calcul des structures en pierre. L'article (5) de la partie feu de l'Eurocode 6 « Calcul des ouvrages en maçonnerie » (EN 1996-1-2, [112]) stipule que les maçonneries en pierre naturelle ne sont pas couvertes par le document. Il n'existe donc actuellement pas de référentiel normatif pour la justification par le calcul de la résistance au feu des structures en pierre naturelle.

La justification de la résistance au feu par le calcul est régie par les parties 1-2 de l'Eurocode 2 (EN 1992-1-2, [113]) et de l'Eurocode 5 (EN 1995-1-2, [114]) pour les structures en béton et en bois respectivement. Nous ne rentrons pas dans le détail ici des domaines d'application ou des différentes méthodes de calcul. Nous invitons pour cela le lecteur à consulter les présentations et cas d'étude mis à disposition par la Commission Européenne [115]. Nous abordons seulement ici les principales méthodes de calcul qui permettent d'appliquer les exigences du **Tableau II- 3**.

Tableau II- 3 Conditions d'emploi des méthodes de calcul pour la justification de la résistance au feu selon l'Annexe Nationale Française [111] de la partie feu de l'Eurocode 1 [38].

Type d'action thermique prise en compte	Approche de calcul	Accord sur les scénarios d'incendie (commission de sécurité)	Avis sur études par un laboratoire agréé
Courbe conventionnelle (ISO 834-1)	Valeurs tabulées	Pas besoin	Pas besoin
	Méthode simplifiée (résolution analytique)		
	Méthodes avancées		Obligatoire
Feux naturels (Feux paramétriques, CFD, ...Approche Ingénierie de la Sécurité Incendie)	Valeurs tabulées	Cas non prévu par les Eurocodes	
	Méthode simplifiée (résolution analytique)	Obligatoire	Obligatoire
	Méthodes avancées		

➤ Béton (armé)

Dans un premier temps, la partie feu de l'Eurocode 2 met à disposition des valeurs tabulées (Section 5). Ces valeurs ne peuvent être utilisées que dans le cas où la courbe conventionnelle est choisie comme action thermique. Cela est logique dans le sens où les valeurs tabulées sont des valeurs empiriques, provenant d'essais réalisés en four conventionnel, et sous courbe conventionnelle. Ainsi des dimensions minimales de section et des distances minimales d'enrobage (protection thermique des armatures) sont données en fonction du critère de résistance au feu visé et du niveau de chargement mécanique, pour des poteaux, voiles, poutres et dalles.

Deux méthodes simplifiées sont ensuite proposées (Annexe B) : la méthode dite de « l'isotherme à 500 °C » (applicable sous courbe conventionnelle et feu paramétrique) ou la méthode dite « par zone » (seulement applicable pour une courbe conventionnelle). Dans les 2 cas (la méthode par zones étant plus précise que celle de l'isotherme) il s'agit d'estimer la diffusion thermique au sein de l'élément calculé. Cela peut se faire par simulation thermique (en utilisant un jeu de données thermiques prescrit par l'Eurocode, section 3), soit en l'approchant par des profils thermiques prédéfinies sur quelques sections types (Annexe A). L'affaiblissement des propriétés mécaniques du béton et de l'acier est ensuite pris en compte (section 3) pour calculer les efforts internes résistants des sections (calculs analytiques). La résistance est finalement comparée à la sollicitation agissante

de calcul (sous combinaison ELU accidentelle). Dans le cas de la méthode de l'isotherme à 500 °C, les premiers centimètres de la section (3 cm au bout d'une heure de courbe conventionnelle, **Figure II- 28**-droite, ce qui correspond à peu près aux épaisseurs courantes d'enrobage des armatures) ne sont tout simplement pas pris en compte dans les calculs. Cela rejoint également l'observation d'une épaisseur de béton fortement endommagée par effets thermomécaniques (§1-5.2 et **Annexe n°2**).

L'Eurocode 2 permet le recours à des méthodes de calcul dites « avancées ». Il s'agit ici de réaliser des simulations thermomécaniques, prenant en compte l'évolution avec la température des propriétés thermiques et mécaniques et du coefficient de dilatation thermique du béton et de l'acier.

Enfin, le risque d'écaillage est abordé par la partie feu de l'Eurocode 2. Sa prise en compte est différenciée pour les bétons à haute résistance (résistance à la compression caractéristique $f_{ck} \geq 60$ MPa), car ces derniers sont réputés être plus propices à l'écaillage sous feu. La prise en compte de l'écaillage par le règlement est synthétisée en **Annexe n°3**.

➤ **Bois**

A l'inverse du béton (armé), la partie feu de l'Eurocode 5 ne donne pas de valeurs tabulées pour une justification empirique des sections.

Deux méthodes simplifiées sont actuellement proposées : la méthode de la section réduite (4.2.2) et la méthode des propriétés réduites (4.2.3). Dans les faits, seule la première est réellement appliquée de nos jours ; l'utilisation de la deuxième étant même exclue par l'Annexe Nationale française de la partie feu de l'Eurocode 5 [116]. D'ailleurs, la méthode des propriétés réduites n'apparaîtra plus dans la version révisée de l'Eurocode (EN 1995-1-2:2025) [117].

Les deux méthodes se basent sur une estimation du front de carbonisation. En effet, et en écho aux résultats obtenus au §1-5.2, La philosophie de calcul de l'Eurocode 5 est de faire l'hypothèse que la couche de charbon ne participe plus à la résistance globale des sections. Ainsi, la partie 2 de l'Eurocode 5 donne des modèles de carbonisation selon que le bois soit protégé (par des plaques de bois ou de plâtre) ou non du feu. Il est très important de noter que les modèles de carbonisation donnés sont uniquement utilisables en cas de recours à la courbe conventionnelle d'incendie. Un modèle de carbonisation sous feu paramétrique est toutefois donné dans l'Annexe A de l'Eurocode (qui est informative), mais avec un domaine d'application restreint. Aucun modèle de carbonisation n'est donné pour une autre action thermique.

Juste derrière le front de carbonisation existe une zone non carbonisée mais dont la température est suffisamment élevée pour altérer les propriétés mécaniques du bois (c'est également une zone fortement sollicitée par effets thermomécaniques, voir **Annexe n°2**). Dans la méthode de la section réduite, cette épaisseur endommagée est également supposée ne plus participer à la résistance globale de la section. L'Eurocode prescrit donc une épaisseur forfaitaire ($d_0 = 7$ mm) à enlever en plus de l'épaisseur de charbon. Cette épaisseur est couramment appelée « zero-strength layer » dans la littérature, et fait encore l'objet de nombreux travaux de recherche [118].

Le recours à des calculs avancés est également possible, mais la partie feu de l'Eurocode 5 ne fournit qu'une annexe informative (Annexe B). Cette annexe fournit des jeux d'évolution avec la température des propriétés thermiques et mécaniques. Une fois encore, il est très important de noter que ces jeux ne sont valables que quand la courbe conventionnelle est l'action thermique retenue.

Notons enfin que la justification de la résistance au feu des organes d'assemblage est traitée dans la partie feu de l'Eurocode 5 (section 6). Des dispositions constructives et une méthode de calcul permettent d'estimer le temps de résistance au feu d'un assemblage standard.

1-7 Contextualisation des travaux de recherche

Sur la base des aspects scientifiques et réglementaires présentés dans les paragraphes précédents, nous présentons dans le **Tableau II- 4** la contextualisation des travaux de recherche menés depuis une dizaine d'années, et qui seront présentés dans le chapitre 2.

Tableau II- 4 Contextualisation des travaux de recherche présentés au chapitre 2.

Matériau	Thématique	Problématique(s)	Chap. 2
Béton	Ecaillage des bétons exposés au feu	- Absence de protocole expérimental pour la caractérisation de l'écaillage - Absence de recueil de données sur les propriétés physiques des bétons - Absence de recueil de données sur les observations expérimentales de l'écaillage - Besoin de documentation, de cas d'études, de partage de l'information	§2-1.1
	Bétons fabriqués avec des granulats recyclés	- Bétons non couverts par la partie feu de l'Eurocode 2 - Nombre d'études expérimentales sur le comportement thermomécanique très limité	§2-1.2
	Conditions aux limites mécaniques lors d'un essai de résistance au feu	- La norme d'essais au feu EN 1363-1 ne permet pas de prendre en compte la structure environnante de l'élément testé - La méthodologie d'essais « hybrides » reste encore très peu utilisée dans l'ingénierie incendie	§2-1.3
Bois	Optimisation de portes coupe-feu en bois pour un essai de résistance au feu	- Ces produits nécessitent le recours d'un essai conventionnel pour leur classement de résistance au feu - Produits difficiles à optimiser en l'absence d'outils numériques pour simuler leur comportement thermomécanique - Certains produits à base de bois (panneaux) ne sont pas assez documentés vis-à-vis de leur comportement au feu	§2-2.1
	Approche performantielle pour le comportement au feu de produits en bois massifs	- Possibilité laissée par l'arrêté du 22 Mars 2004 en France et l'AN de la partie feu de l'Eurocode 1 - Approches encore peu utilisées car manque d'outils essentiellement numériques - Besoin de documentation, de cas d'études, de partage de l'information	§2-2.2

	Comportement au feu de planchers « CLT » sous feux naturels	- Produits non couverts par la partie feu de l'Eurocode 5 - Comportement sous feux naturels encore très peu étudié - Phénomènes particuliers (délamination, ruine) encore non maîtrisés	§2-2.3
	Mouvements hydriques et impacts mécaniques dans les produits à base de bois	- La teneur en eau influence fortement les propriétés thermomécaniques du bois lors d'une élévation de température autour de 100 °C - Il est difficile de dissocier son effet de celui de la température seule - Peu de moyens expérimentaux simples d'utilisation existent pour tenter de mesurer les champs de teneur en eau lors de situations transitoires	§2-2.4
	Dynamique du feu et impacts associés dans le milieu karstique	- Expertise à très long terme des impacts thermomécaniques causés par des feux au Paléolithique dans les milieux karstiques - Dynamique du feu dans de tels milieux mal connue - Impacts thermomécaniques à la pierre calcaire peu documentés	§2-3.1
	Incendie de la Cathédrale Notre-Dame de Paris	- Non-connaissance des actions thermiques durant l'incendie - Impacts thermomécaniques à la structure non maîtrisés - Absence de cadre réglementaire pour la justification de la résistance mécanique de telles constructions historiques	§2-3.2

**Pierre
(calcaire
)**

Fin du chapitre 1

2. Synthèse des activités de recherche

Nous proposons dans ce chapitre une synthèse des principaux de travaux de recherche menés et/ou encadrés depuis ma prise de fonction à l'Université de Bordeaux, au sein du laboratoire I2M (UMR 5295). J'ai choisi de rassembler les études par famille de matériau. La présentation ne suit donc pas forcément l'ordre chronologique dans lequel se sont conduites les études. Pour chaque étude, nous décrivons le contexte et les besoins de recherche, les moyens de travail, la méthodologie employée ainsi que les principaux résultats. Pour chaque projet, nous précisons également les étudiant.e.s encadré.e.s ainsi que les principales publications associées.

2-1 Travaux sur le béton

2-1.1 Le risque d'écaillage au feu des bétons

➤ *Problématique*

L'écaillage au feu des bétons peut être décrit comme une éjection soudaine de matière en surface exposée des éléments structuraux qui sont exposés au feu, **Figure II- 44**. Ce sujet est étudié depuis plusieurs décennies, mais en raison de la complexité des mécanismes physiques impliqués, il reste un sujet très actif pour de nombreuses équipes de recherche au sein de la communauté scientifique internationale.

L'écaillage par le feu s'observe pour tous les types de béton couramment utilisés (béton ordinaire) ainsi que pour des types de béton plus récemment développés, dotés de performances mécaniques et de durabilité élevées (béton à hautes performances, béton autoplaçant, béton fibré à ultra-hautes performances). Il est désormais admis que l'écaillage du béton influence la résistance au feu des structures en béton (armé ou précontraint), en raison d'une perte de section résistante d'une part et d'une perte de protection thermique des armatures d'autre part. De nombreuses hypothèses permettent de mieux comprendre les causes possibles de l'écaillage du béton [119]–[121]. Ces hypothèses sont basées sur des travaux expérimentaux et numériques.

L'état de l'art sur l'écaillage du béton par le feu montre une hétérogénéité importante des études expérimentales. En effet, il n'existe pas de véritable consensus en ce qui concerne les paramètres d'essai critiques tels que la géométrie de l'éprouvette, le type de chauffage, la teneur en eau initiale, les conditions de stockage de l'éprouvette ou les conditions mécaniques aux limites. Les différences entre les données expérimentales recueillies rendent l'analyse des causes de l'écaillage moins évidente. De même, il n'y a pas de consensus sur la façon d'évaluer (ou de quantifier) l'écaillage du béton, s'il existe. Le risque d'écaillage des bétons exposés au feu n'est actuellement pas abordé dans le référentiel normatif relatif à la justification par essai de la résistance au feu. Cela peut s'expliquer en grande partie par le fait que la norme EN 1363-1 [103], qui régit les essais de résistance au feu (§1-6.3), n'est pas spécifique au type de matériau testé. Ainsi, quand un élément de structure en béton armé est testé, l'influence réelle de l'écaillage (s'il est observé) sur le critère obtenu de résistance au feu n'est pas véritablement connue. Enfin, la prise en compte réglementaire de l'écaillage dans le cadre d'une justification de la résistance au feu par le calcul (§ 1-6.4 et **Annexe n°3**), n'est actuellement basé que sur des dispositions constructives et/ou hypothèses de calcul très conservatives.

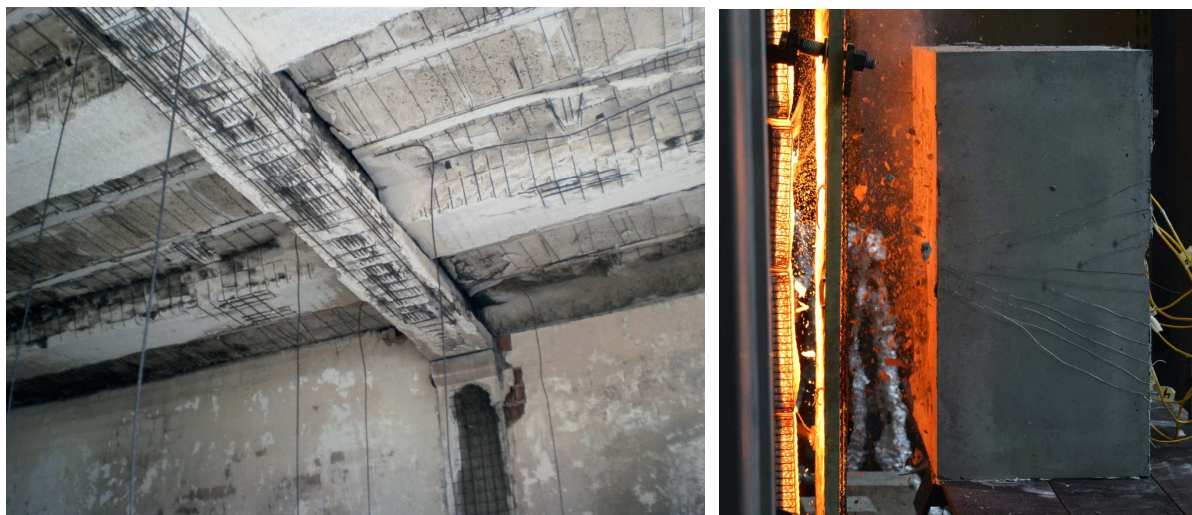


Figure II- 44 Illustration de l'écaillage au feu de quelques éléments de structure en béton. A gauche, écaillage de poutres, dalles et poteaux suite à un incendie dans un atelier de Cagliari en Italie (2013), selon [122]. A droite, photo prise lors d'un essai de chauffe une face d'un prisme de béton (communication personnelle de Dr Cristian Maluk, Université du Queensland en Australie).

➤ Objectifs et Moyens

Les précédentes problématiques autour du risque d'écaillage au feu des bétons ont motivé la mise en place de comités techniques (« TC ») au sein de la RILEM (Réunion Internationale des Laboratoires et Experts des Matériaux). Ils se sont inscrits dans la continuité des activités réalisées par de précédents comités techniques sur les 40 dernières années, portant sur l'étude du comportement des bétons à haute température. Dans l'ordre chronologique : le TC 44-PHT « Properties of Materials at High Temperatures », le TC 129-MHT « Test methods for Mechanical Properties of Concrete at High Temperatures », le TC 200-HTC « Mechanical concrete properties at high temperature - Modelling and applications » et le TC 227-HPB (2007-2014) « Physical properties and behaviour of High-Performance Concrete at high temperature ».

En lien direct avec le risque d'écaillage des bétons, les 2 comités techniques suivants ont ainsi été mis en place :

- Le Comité TC 256-SPF « Spalling of concrete due to fire: testing and modelling », actif entre 2014 et 2021, piloté par le Dr Pierre Pimienta (CSTB, France) et le Dr Robert McNamee (Rise, Suède).
- Le Comité TC CFR « Concrete during Fire - Reassessment of the framework », tout récemment créé (2022), avec le même pilotage que le TC 256.

L'activité au sein de ces comités est organisée en sous-groupes de travail, et 2 réunions plénières des membres sont organisées chaque année. Les membres sont issus du monde académique et industriel (des laboratoires principalement), majoritairement Européens.

L'objectif principal du TC 256 a été d'établir des recommandations sur les méthodes expérimentales permettant de caractériser l'écaillage au feu des bétons. De plus, les travaux du TC visaient à améliorer la prédiction de l'écaillage du béton, notamment en proposant une étude de sensibilité à différents paramètres (type de béton, chauffage, teneur en eau, conditions mécaniques initiales aux limites, etc.). Enfin, Le TC a examiné plus en détails l'influence que peut avoir l'écaillage du béton

sur la résistance au feu des structures. En effet, dans certains cas, l'écaillage du béton peut influencer de manière significative la résistance au feu d'un élément de structure, alors que dans d'autres cas, l'impact sur la résistance au feu peut être faible.

➤ **Méthodologie**

J'ai été particulièrement actif dans la mise en place et les travaux accomplis par le TC 256. A deux reprises, j'ai été secrétaire des réunions plénières, et j'ai accueilli l'une d'entre elle à l'Université de Bordeaux en Mars 2019. Ce comité a fonctionné par la mise en place des groupes de travail (« WG ») suivants :

- WG1** : Collecte et rédaction de données expérimentales sur l'écaillage au feu des bétons
- WG2** : Etude de l'influence de l'écaillage sur la résistance au feu des structures
- WG3** : Développement de méthodes expérimentales
- WG4** : *Propriétés des matériaux et méthodes d'essais (groupe finalement non actif sur la période)*
- WG5** : Modélisation de l'écaillage

Au sein du comité, j'ai en particulier assuré la coresponsabilité des groupes de travail WG1 et WG2, et participé activement aux WG3 et WG5.

➤ **Principaux résultats**

En amont des travaux propres au TC 256, je me suis particulièrement investi dans la collecte et la synthèse de résultats expérimentaux portant sur l'influence de la température sur les propriétés physiques (hors écaillage) des bétons à hautes performances. Cet état de l'art a fait l'objet d'un livre publié par Springer, dont je suis coéditeur avec les responsables du comité Dr Pierre Pimienta et Dr Robert McNamee. Cet état de l'art a permis de rassembler les données les plus récentes dans le domaine, et a permis d'alimenter les discussions au sein du TC 256.

Concernant les travaux du TC 256 à proprement parler, les principales avancées sont synthétisées ci-après.

WG1 : Collecte et rédaction de données expérimentales sur l'écaillage au feu des bétons

Dans la même optique que l'état de l'art portant sur les propriétés physiques des bétons avec la température, l'objectif ici est de collecter les données expérimentales les plus récentes concernant le risque d'écaillage au feu des bétons. Nous dressons en particulier un aperçu des principales techniques expérimentales disponibles à ce jour pour étudier l'écaillage. Des recommandations concernant l'utilisation de ces techniques sont données. Enfin, une analyse de l'influence de nombreux paramètres sur le risque d'écaillage, basée sur des observations expérimentales, est réalisée.

Je pilote la rédaction de cet état de l'art, qui devrait être publié dans l'année 2022.

WG2 : Influence de l'écaillage sur la résistance au feu des structures

Même s'il est communément admis que l'écaillage des bétons peut avoir des conséquences sur le comportement thermomécanique des structures durant un feu, peu d'études ont consisté à quantifier cet effet. Nous avons donc entrepris dans le cadre des travaux du comité TC 256 de réaliser des simulations thermomécaniques de quelques structures élémentaires (poutre isostatique, cadre de tunnel) soumises à des feux, et de quantifier l'influence de l'écaillage sur des grandeurs mécaniques telles que le moment fléchissant résistant des poutres (**Figure II- 45**, calculé par la méthode de l'isotherme à 500 °C, § 1-6.4) ou leur flèche. Le travail a été organisé sous la forme d'un benchmark, impliquant 9 équipes de recherche. Dans les simulations, l'écaillage est pris en compte dès le départ de l'incendie, et reste constant dans le temps. L'influence de l'écaillage est donc essentiellement due à la détérioration de la protection thermique des armatures d'acier, au détriment de leur capacité mécanique. Nous avons montré que l'écaillage avait une réelle influence sur la résistance au feu des structures. Bien qu'intuitivement attendus par les membres du comité, les résultats obtenus ont démontré que l'étude de l'écaillage du béton revêtait une importance fondamentale dans la justification de la résistance au feu (par l'essai et/ou le calcul) des structures en béton.

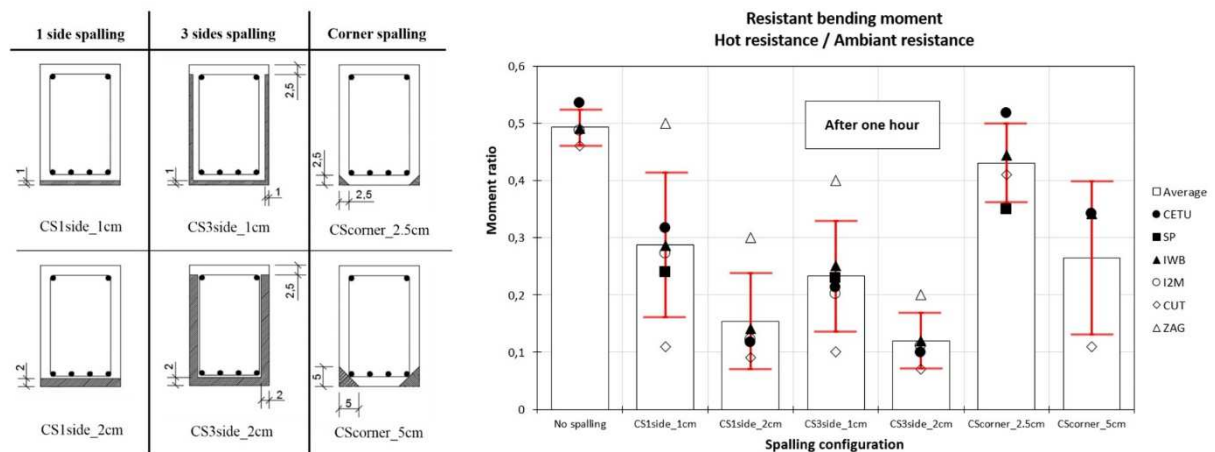


Figure II- 45 A gauche, description de la section de poutre en béton armé étudiée, ainsi que les différentes configurations géométriques d'écaillage. A droite, rapport entre le moment résistant obtenu après une heure de feu (courbe conventionnelle) et le moment résistant de la poutre à température ambiante, en fonction du type d'écaillage pris en compte (des écarts s'observent entre les équipes, liés à la méthode de détermination de l'isotherme à 500 °C, de l'épaisseur de béton comprimé et du bras de levier résultant). Dans le cas étudié ici, nous montrons que l'écaillage a une influence forte sur la résistance au feu des éléments.

WG3 : Méthodes expérimentales

Les travaux du comité ont mené à la rédaction de recommandations concernant la caractérisation expérimentale de l'écaillage au feu des bétons. Les recommandations sont proposées à deux échelles d'étude :

- A l'échelle du matériau/produit : les tests de sélection des matériaux sont généralement un besoin pour les équipes qui travaillent sur le développement des matériaux et qui ne connaissent pas encore l'utilisation finale du matériau. A ce stade, l'application finale des bétons (colonne, dalle, poutre, mur...) n'est généralement pas connue. Le but des essais est alors de comparer le comportement à l'écaillage de différentes formules de béton : par exemple, l'influence de différentes natures et dosages de constituants (granulats, ciment,

fibres...). Le comité a rédigé une série de recommandations ¹ pour ces essais portant sur la forme et la dimension des éprouvettes, le type d'action thermique à appliquer, les conditions aux limites mécaniques durant l'essai, la façon de quantifier l'écaillage et des recommandations sur la méthode de mesure de la teneur en eau des bétons avant essai.

- A l'échelle de l'élément de structure : les travaux du comité se sont appuyés sur la norme d'essai de résistance au feu EN 1363-1. Les recommandations ² ont donc pour but de spécifier quels points de cette norme méritent une attention toute particulière lorsque l'on souhaite caractériser l'influence de l'écaillage : adaptation de la puissance du four d'essai en cas d'écaillage, mise en place de thermocouples dans l'épaisseur du béton, méthodes de mesure de l'écaillage post-feu, méthode de mesure la teneur en eau avant essai...

Au final, les principales retombées de ces deux recommandations seront les suivantes :

- Pour les travaux normatifs : les recommandations pourront servir de base à une meilleure prise en compte de l'écaillage dans les calculs, en particulier sur la manière dont l'écaillage devrait être caractérisé expérimentalement, à l'échelle du matériau et/ou de la structure, et aussi sur la détermination de paramètres en lien avec l'écaillage (la teneur en eau particulièrement).

- Pour les laboratoires universitaires : l'écaillage du béton est encore un phénomène qui nécessite des travaux de recherche. Les recommandations du TC sur les méthodes d'essai permettront une meilleure comparaison des résultats internationaux.

- Pour les laboratoires d'essais : sur la base des recommandations du TC, les résultats des laboratoires d'essais seront mieux harmonisés, notamment au niveau international. Les recommandations peuvent également permettre aux laboratoires d'essais d'étendre leurs connaissances et leurs services/avantages dans le domaine de l'écaillage du béton.

- Pour les industriels : sur la base des recommandations du TC, le développement de produits industriels (formulation du béton, développement de solutions de protection thermique, développement de solutions techniques limitant l'écaillage...) sera plus facilement extensible aux marchés internationaux. L'efficacité des produits, par rapport à d'autres produits similaires, devrait être mieux prouvée.

WG5 : Modélisation de l'écaillage

La raison exacte de l'écaillage au feu des bétons suscite encore aujourd'hui le débat au sein de la communauté scientifique. L'un des objectifs du comité TC 256 était donc de proposer une simulation fine du comportement des bétons lors d'un chauffage, par la mise en place d'un modèle thermo-hydro-chimique. Un benchmark a ainsi été réalisé entre plusieurs équipes de recherche, en se basant sur quelques-uns des résultats expérimentaux obtenus durant ma thèse de doctorat [1]. La confrontation des résultats obtenus par les différentes équipes a clairement fait apparaître la difficulté des simulations à s'approcher des mesures de température, pressions et perte de masse au sein des bétons lors du chauffage. En particulier, les équipes ont dû toutes modifier significativement la valeur de la perméabilité au gaz par rapport aux valeurs mesurées sur les bétons en question. Ce point est activement discuté par les membres du comité. En tout état de cause, les résultats des simulations montrent qu'il est déjà très complexe de prédire le comportement thermo-hydro-

¹ RILEM TC256-SPF, *Recommendations on fire spalling assessment during standardised fire resistance tests Complementary guidance and requirements. To be submitted in 2022 to Materials and Structures Journal.*

² RILEM TC256-SPF, *Recommended method of testing concrete spalling due to fire - material screening test. To be submitted in 2022 to Materials and Structures Journal.*

chimique des bétons lors d'un chauffage. Prédire l'écaillage impose de rajouter une considération mécanique à ce cadre physique. La prédiction de l'écaillage par la simulation apparaît donc comme un challenge actif de recherches. L'approche expérimentale restant par conséquent le meilleur moyen de caractériser l'influence de l'écaillage sur la résistance au feu des structures.

Les travaux du TC 256 se poursuivront dans le cadre du TC CFR « Concrete during Fire - Reassessment of the framework », dont l'un des principaux objectifs est de réexaminer la faculté du contexte réglementaire actuel de correctement prédire la résistance au feu des structures en béton. Un enjeu majeur sera d'étudier le comportement des bétons sous feux naturels, incluant l'étude durant la phase de décroissance du feu.

➤ Publications liées

Physical Properties and Behaviour of High-Performance Concrete at High Temperature: State-of-the-Art Report of the RILEM Technical Committee 227-HPB; Pimienta, P., McNamee, R. J., Mindeguia, J.-C., Eds.; RILEM State-of-the-Art Reports; Springer International Publishing, 2019. <https://doi.org/10.1007/978-3-319-95432-5>.

Pimienta, P.; Alonso, M. C.; McNamee, R. J.; Mindeguia, J.-C. Behaviour of High-Performance Concrete at High Temperatures: Some Highlights. *RILEM Technical Letters* **2017**, 2, 45–52. <https://doi.org/10.21809/rilemtechlett.2017.53>.

McNamee, R.; Mindeguia, J.-C.; Pimienta, P. Material Properties in Eurocode 2 – A Background Synthesis and Beyond. In *Interflam'19*; Egham, UK, 2019; pp 1581–1592.

Moreau, B.; Mindeguia, J.-C. Influence of Spalling on Fire Resistance of Common Reinforced Concrete Structures – Case 1: Simple Beam. In *5th International Workshop on Concrete Spalling due to Fire Exposure*; Borås, Sweden, 2017.

2-1.2 Comportement thermomécanique de bétons à base de granulats recyclés

➤ Problématique

Le béton est le matériau de construction le plus utilisé dans le monde [123], et sa consommation est plus de deux fois supérieure à celle de tous les autres matériaux de construction [124]. Chaque année, plus de 10 milliards de tonnes de béton sont produites [125] et le taux de consommation de béton va sans aucun doute augmenter jusqu'en 2050 en raison de la croissance démographique et de l'urbanisation [123]. Le béton a l'un des impacts environnementaux les plus élevés en termes d'émission de gaz à effet de serre, d'utilisation des ressources naturelles et de production de déchets [123]–[125]. Dans les mélanges de béton courants, le ciment et les granulats représentent la majorité des émissions de CO₂. Le premier est responsable d'environ 70 % des émissions. Dans le même temps, la production et le transport du sable et des granulats sont responsables de près de 20 % des émissions du béton (pour un mètre cube) [123]. L'industrie du ciment est à elle seule responsable de 5 % des émissions mondiales de CO₂, considéré comme le principal responsable de l'effet de serre [126].

La production de déchets est une autre préoccupation majeure de l'industrie du béton. Dans l'Union Européenne, la quantité totale de déchets générés en 2014 était de 2,5 milliards de tonnes, dont 34,7 % de déchets de construction et de démolition [127]. Avec le secteur des mines et des carrières, ils ont produit plus de la moitié des déchets générés [128]. On estime ainsi que le béton représente un tiers des déchets [129]. La méthode la plus courante d'élimination de ces matériaux reste la mise en décharge, que les politiques publiques en Europe interdisent aujourd'hui [125], [130], [131].

Il est donc nécessaire de réduire l'impact environnemental de la production de béton pour parvenir à un développement plus durable. L'une des stratégies prometteuses est la réutilisation et le recyclage des déchets de construction et de démolition. En ce qui concerne les déchets de béton, la principale approche consiste à utiliser des granulats de béton recyclé en remplacement des granulats naturels pour la production de béton. Un granulat recyclé est un granulat fabriqué à partir de débris de béton, généralement composé de deux matériaux différents : le granulat naturel et le mortier attaché (ou adhérent). L'utilisation de ce granulat pour produire un nouveau béton (béton de granulats recyclés) peut contribuer à réduire la quantité de déchets produits et envoyés dans les décharges, à réduire la pénurie de matières premières et à réduire le CO₂ associé au transport des granulats [132].

La réutilisation des déchets de construction et de démolition pour fabriquer du béton neuf a gagné en popularité ces dernières années [133]. Dans le cadre de la recherche universitaire, un effort important a été fait pour comprendre le comportement des granulats et la manière dont ces granulats recyclés peuvent influencer les performances structurales du béton [134]. Dans le cas des granulats de béton recyclé, la principale différence avec un granulat naturel est qu'il est composé de deux matériaux différents : l'ancien granulat naturel et le mortier attaché (ou adhérent). Les recherches effectuées jusqu'à présent dans ce domaine ont montré que ces granulats recyclés sont plus hétérogènes, plus poreux et moins denses que les granulats naturels et par conséquent présentent une absorption d'eau plus élevée et une plus faible résistance [135].

Enfin, le béton avec granulats recyclés présente plus de phases que les trois phases du béton ordinaire. Ainsi, dans le cas d'un mélange contenant à la fois des granulats naturels et recyclés (taux de remplacement compris entre 0 et 100 % donc), le béton présente plusieurs interfaces (ou « ITZ », Interfacial Transition Zone), **Figure II- 46** : entre l'ancien granulat et l'ancienne pâte de ciment, entre la nouvelle pâte de ciment et le granulat recyclé, et entre le granulat naturel et la nouvelle pâte de ciment. Cette différence dans la composition, ainsi que les propriétés spécifiques des granulats recyclés par rapport aux granulats naturels, peuvent nuire aux propriétés du béton, telles sa maniabilité, des propriétés thermomécaniques ou sa durabilité.

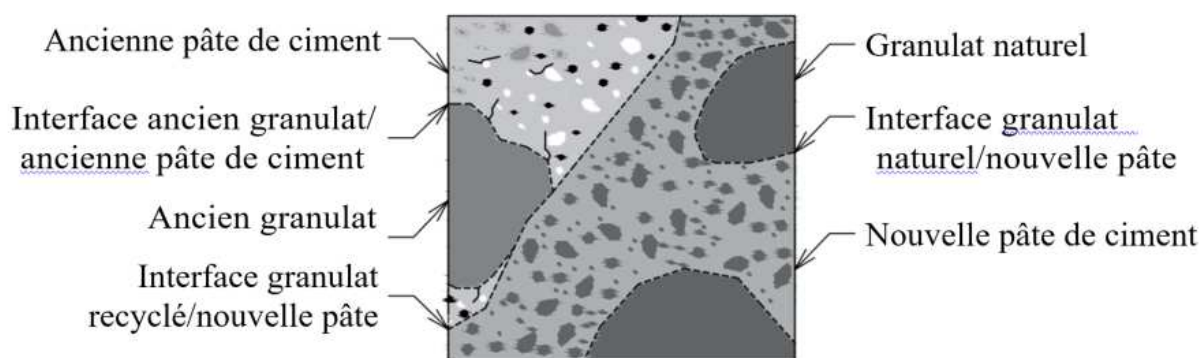


Figure II- 46 Illustration de la mésosstructure d'un béton fabriqué avec des granulats recyclés.

Bien que l'utilisation des granulats recyclés dans la fabrication du béton implique des propriétés et des préoccupations spécifiques, des recherches antérieures montrent que le béton ainsi fabriqué peut avoir des propriétés similaires à celles d'un béton conventionnel et peut atteindre les performances structurales souhaitées, même pour des taux de remplacement élevés [14]. Bien que des travaux importants aient été réalisés au cours des dernières années, il reste des aspects non maîtrisés qui limitent encore l'utilisation généralisée des granulats recyclés dans la fabrication des bétons. Une problématique importante est liée au comportement à haute température du béton fabriqué avec

des granulats recyclés, comme l'indique par exemple [136]. Par manque de données expérimentales suffisantes, il n'est par exemple actuellement pas possible de justifier la résistance au feu de structures réalisées en bétons de granulats recyclés par le calcul. Autrement dit, la partie 1-2 de l'Eurocode 2 ne s'applique pas à ce type de bétons. L'intégration des bétons de granulats recyclés est étudiée activement par le groupe de travail de l'Eurocode 2, partie feu, en vue de sa prochaine révision. Une annexe informative les concernant devrait figurer dans le document. Au même titre que la maîtrise du comportement de structures réalisées en bétons de granulats recyclés durant un feu, il n'y a actuellement pas de données concernant l'état résiduel (post-feu) de ces bétons, ni de données concernant l'estimation des performances de durabilité de ces bétons suite à un incendie.

➤ **Objectifs et Moyens**

Les travaux de recherche réalisés ont eu lieu au sein du projet « RECYFEU : Tenue au feu et durabilité résiduelle de bétons à base de granulats recyclés : approche multi-échelle. » (2018-2022). Ce projet a été financé conjointement par la Région Nouvelle-Aquitaine et l'Université de Pau et des Pays de l'Adour. Le porteur du projet était Dr Hélène Carré de l'Université de Pau et des Pays de l'Adour (laboratoire SIAME, EA4581). J'ai participé au montage et au pilotage du projet, et assuré le co-encadrement d'une thèse de doctorat.

Les principaux objectifs du projet étaient les suivants :

- Objectif 1 : Caractériser le comportement thermomécanique des bétons à base de granulats recyclés
- Objectif 2 : Étudier afin d'être capable de prédire le risque d'écaillage de ces bétons en situation d'incendie
- Objectif 3 : Évaluer par une démarche performantielle la durabilité de ces bétons après incendie
- Objectif 4 : Proposer une méthodologie de formulation de béton de haute qualité adaptée au cas de l'utilisation de granulats recyclés

Ce projet s'est inscrit dans une démarche de développement de connaissances par des travaux de recherche mais aussi dans un objectif de valorisation et de structure de la filière. Ainsi, nous avons collaboré durant ce projet avec deux acteurs industriels locaux :

- Le groupe Cassous, groupe de construction de la région bordelaise, dont une filiale de collecte et valorisation des déchets de la construction (Guyenne Environnement). Ce partenaire a fourni les granulats recyclés du projet.
- Le groupe Garandeau, fournisseur de matériaux de construction, granulats et bétons. Ce partenaire a fourni les matériaux autres que les granulats recyclés du projet (ciment, sable, granulats naturels).

Pour répondre aux objectifs fixés par le projet, une thèse de doctorat a été réalisée par M. Bruno Fernandes (Février 2019 - Juin 2022), que j'ai co-encadrée. Nous présentons ci-après une synthèse de la méthodologie et des principaux résultats obtenus durant cette thèse.

➤ **Méthodologie**

Dans un premier temps, la thèse de Bruno Fernandes a consisté à collecter, mettre en forme et analyser les études expérimentales publiées concernant le comportement à haute température des bétons fabriqués avec des granulats recyclés. Cet état de l'art a permis de déterminer les champs où le manque de données se faisait le plus ressentir, comme particulièrement la caractérisation du risque d'écaillage de ces bétons, leurs propriétés thermomécaniques résiduelles ainsi que leur durabilité post-incendie.

Dans un second temps, Bruno a développé des formules de bétons contenant différents taux de remplacement en granulats recyclés, **Tableau II- 5**. Cette étape de la thèse a été particulièrement complexe, en l'absence de règles précises concernant la fabrication et la mise en œuvre de ces bétons. Des éprouvettes de bétons contenant 10, 20, 40, et 100 % de granulats recyclés ont ainsi pu être fabriquées en vue de la campagne expérimentale. Une formule de béton de référence (100 % de granulats naturels) a aussi été fabriquée. Durant cette phase de fabrication, une série de bétons « DR » (Direct Replacement) a été conçue en remplaçant directement les granulats naturels par les granulats recyclés (à différents taux de remplacement), sans modifier les autres composants de la formule de référence (rapport E/C). En parallèle, une deuxième série de bétons « SBR » (Strength Based Replacement) a été conçue de façon à ce que le béton fabriqué avec les granulats recyclés atteigne les mêmes performances à l'état frais (affaissement) et durci (résistance en compression à 28 jours) que le béton de référence. Cette série de béton a nécessité une adaptation du dosage de la pâte de ciment, en particulier l'augmentation du dosage en ciment. Il est important de préciser que cette augmentation ne va pas dans le sens d'une diminution de l'impact environnemental des bétons. Cette méthode nous a permis d'étudier plus finement l'impact des granulats recyclés.

Tableau II- 5 Formules des bétons testés.

Material	Mix						
	NA	RCA-10-DR	RCA-20-DR	RCA-40-DR	RCA-100-DR	RCA-40-SBR	RCA-100-SBR
Cement	350	350	350	350	350	368	420
Filler	60	60	60	60	60	60	60
Sand	804.3	804.3	804.3	804.3	804.3	787.1	799.8
NA 4/10	331.7	298.5	265.3	199.0	-	207.2	-
NA 10/20	711.1	640.0	568.9	426.7	-	447.5	-
RCA 4/10	-	30.2	60.5	120.9	302.3	114.7	291.5
RCA 10/20	-	64.9	129.7	259.4	648.5	248.1	630.3
Water	175	175	175	175	175	172	168
SP	0.9	0.9	0.9	0.9	0.9	0.9	0.9

NA (« Natural Aggregate ») : béton de référence ; RCA (« Recycled Concrete Aggregate ») : béton fabriqué avec des granulats recyclés ; DR (« Direct Replacement ») : remplacement direct des granulats naturels sans modification pâte de ciment ; SBR (« Strength Based Replacement ») : remplacement des granulats naturels + adaptation pâte de ciment pour atteindre les mêmes performances que le béton de référence. SP : superplastifiant. Le nombre après « RCA » indique le taux de remplacement en % des granulats naturels par des granulats recyclés.

La **Figure II- 47** présente l'influence du taux de remplacement des granulats naturels par des granulats recyclés sur l'affaissement et la résistance en compression à 28 jours des bétons fabriqués lors de ce projet. Les résultats de Bruno confirment que le remplacement direct des granulats naturels par des granulats recyclés entraîne une détérioration de la résistance en compression du béton (béton « DR »). En revanche, il a montré que moyennant une optimisation des formules des bétons, ces bétons étaient tout à fait capables d'atteindre les propriétés mécaniques d'un béton ordinaire (béton « SBR »). A cette étape du projet, cela était démontré du moins pour les caractéristiques à température ambiante. La suite du projet a donc consisté à réaliser une importante campagne expérimentale pour :

- Mesurer des principales propriétés thermomécaniques après exposition à hautes températures, incorporant une observation de la microstructure.
- Caractériser le risque d'écaillage des bétons fabriqués.
- Étudier l'influence du champ de teneur en eau sur le risque d'écaillage des bétons fabriqués.
- Mesurer des indicateurs de durabilité après exposition à hautes températures, dans le but d'estimer la performance des bétons en terme de durabilité.

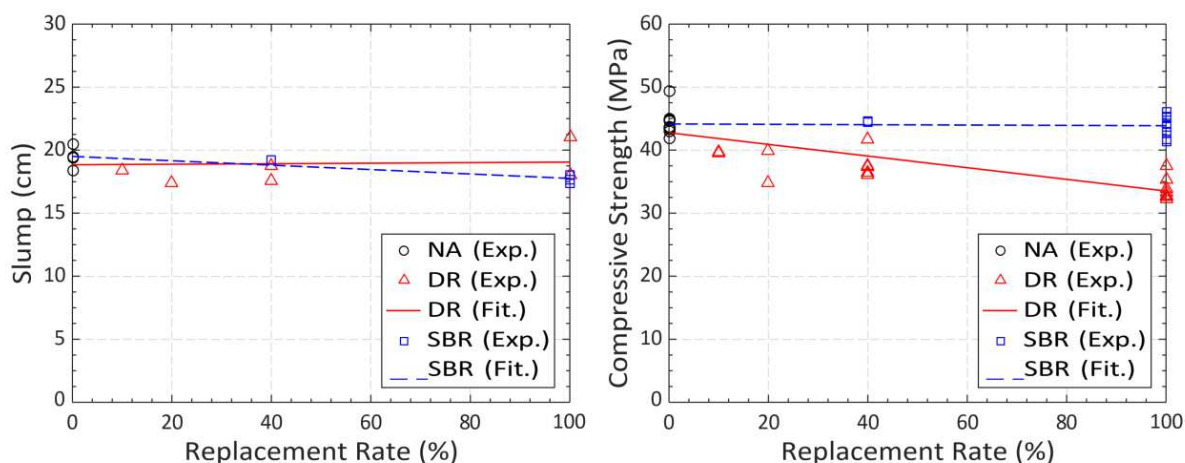


Figure II- 47 Influence du taux de remplacement en granulats recyclés sur l'affaissement du béton frais (à gauche) et sur la résistance en compression à 28 jours (à droite).

➤ Principaux résultats

La collecte et mise en commun des données issues de la littérature concernant le comportement à hautes températures des bétons à base de granulats recyclés a fait l'objet d'un article publié dans une revue internationale. Cet état de l'art est le premier publié sur le sujet. Il a mis en évidence une assez grande dispersion dans les résultats obtenus sur les bétons de granulats recyclés, sans toutefois pouvoir en conclure que l'influence de la température sur leurs propriétés thermomécaniques était plus significative que pour un béton de granulats naturels. L'état de l'art a aussi mis en évidence un manque pénalisant de données concernant le comportement au feu de ces bétons, et tout particulièrement leur propension à l'écaillage.

L'étude des propriétés thermomécaniques a consisté à mesurer les valeurs résiduelles suivantes (après chauffage et refroidissement) :

- Propriétés thermiques : conductivité thermique et chaleur spécifique par la technique du « Hot Disk » [65] et la masse volumique (par pesée hydrostatique).
- Propriétés mécaniques : résistance en compression, module d'élasticité et résistance en traction (essai de fendage).

Entre autres, nous présentons sur la **Figure II- 48** l'évolution avec la température de la conductivité thermique et de la résistance en compression relative des bétons fabriqués. Pour chaque propriété, l'évolution est comparée à celle obtenue sur le béton de référence (béton « NA » de granulats naturels). Dans l'ensemble, il apparaît que l'évolution des bétons de granulats recyclés est relativement proche de celle du béton de référence. D'un point de vue thermomécanique, le comportement au feu d'une structure ne semblerait donc pas significativement modifiée par la présence de granulats recyclés. L'évolution de la résistance relative des bétons de granulats recyclés est également proche des courbes réglementaires de l'Eurocode 2 (**Figure II- 48-droite**). Ces dernières sembleraient donc raisonnablement utilisables en cas de recours à des granulats recyclés.

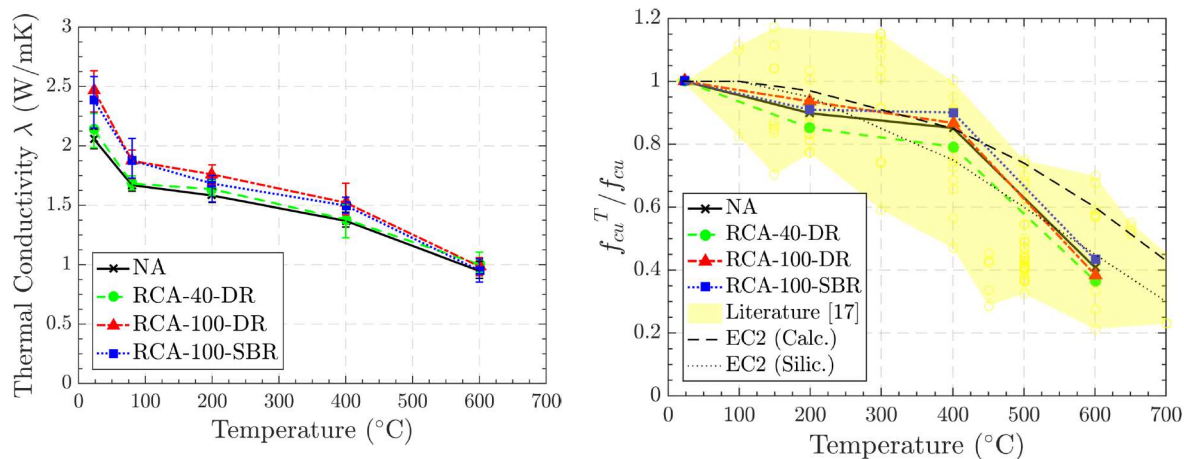


Figure II- 48 Evolution avec la température de la conductivité thermique (à gauche) et de la résistance en compression relative (à droite) des bétons de l'étude. Le fuseau de données issues de la littérature sur le graphique de droite provient de l'état de l'art publié en début de projet. Les courbes « EC2 » sont celles données par la partie feu de l'Eurocode 2.

En complément des mesures des propriétés thermomécaniques, des observations au MEB environnemental ont été réalisées après chauffage d'échantillons à différentes températures. L'objectif principal était d'observer d'éventuelles différences dans l'évolution de la mésostructure des bétons testés, et tout particulièrement de la fissuration à l'échelle des grains. Le béton 100-SBR a ainsi été comparé au béton de référence. La **Figure II- 49** présente quelques clichés obtenus à l'échelle millimétrique au MEB après différentes températures de chauffage. Qualitativement, nous n'observons pas de différence majeure entre les deux types de bétons, les fissures apparaissant et se développant à peu près aux mêmes températures. Sur la zone étudiée, les fissures semblent plus larges pour le béton de granulat naturel, mais plus nombreuses pour le béton de granulat recyclé. Une étude quantitative de la densité de fissuration par analyse d'images, à différentes échelles d'observation, est en cours au moment de rédiger le présent manuscrit.

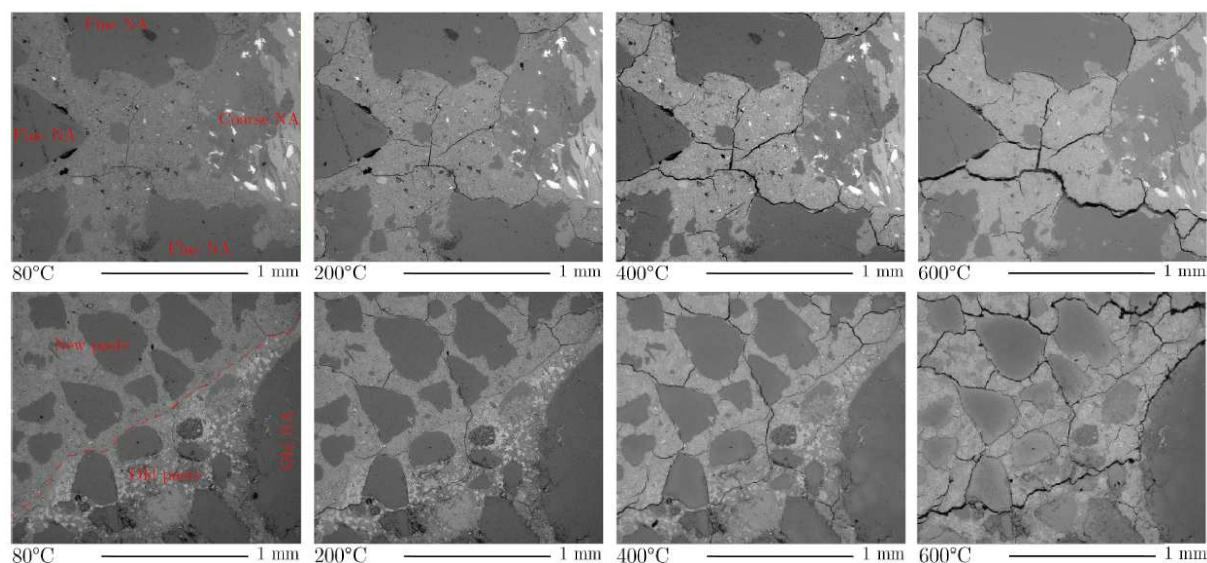


Figure II- 49 Observations au MEB environnemental (grossissement $\times$) du béton de référence (en haut) et du béton de granulat recyclé « 100-SBR », après chauffages à 80, 200, 400 et 600 °C.

La suite du projet a consisté à caractériser le risque d'écaillage au feu des bétons fabriqués. Celui-ci a été évalué en testant 39 prismes de béton ($20 \times 20 \times 20 \text{ cm}^3$) exposés à la courbe conventionnelle de température et soumis à une charge mécanique de compression uniaxiale. A l'exception du taux de remplacement de 10 %, six prismes ont été évalués pour chaque formule de béton, y compris la formule de référence. A partir de ces six échantillons, deux niveaux de charge mécanique ont été évalués : 2.5 et 5 MPa. Un four de taille intermédiaire alimenté par un brûleur au gaz propane a été utilisé pour le chauffage (**Figure II- 50-gauche**). Ce four a été utilisé dans des études expérimentales similaires [137]. Durant l'exposition (une face) au feu les échantillons sont chargés uniaxialement en compression par une presse. La **Figure II- 50-droite** présente les courbes moyennes (3 thermocouples dans le four) des températures de gaz obtenues pour tous les essais réalisés. La figure indique également le temps d'observation du premier écaillage. Deux essais ont été exclus de l'analyse car la température du four a été jugée trop éloignée de la courbe conventionnelle.

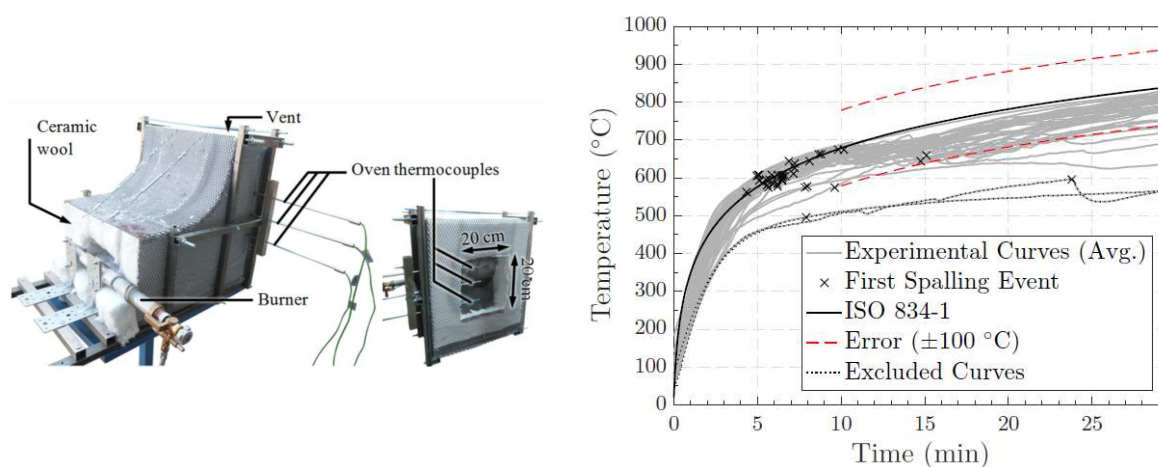


Figure II- 50 A gauche, vue du four d'essai. A droite, températures mesurées lors des différents essais dans les gaz chauds du four (moyenne de 3 thermocouples), comparaison avec la courbe conventionnelle (et les tolérances associées) et indication des instants relevés d'écaillage.

L'essai au feu est réalisé durant 30 minutes. Après refroidissement, une méthode de caractérisation de l'écaillage par une technique basée sur la photogrammétrie a été développée par Bruno Fernandes. Celle-ci a permis de calculer l'épaisseur maximale et moyenne de l'écaillage ainsi que le volume total de béton écaillé. La **Figure II- 51** présente l'évolution du volume de béton écaillé en fonction du taux de remplacement en granulats recyclés, et pour les deux niveaux de chargement mécanique appliqués. Malgré une certaine dispersion dans les résultats, notamment pour les taux élevés de remplacement en granulats recyclés, les tendances suivantes ont été observées :

- Effet de la charge de compression appliquée durant l'essai : pour une formule de béton donnée, l'augmentation de la charge mécanique durant l'essai augmente sensiblement le volume de béton écaillé. Ce résultat confirme certaines études de la littérature.
- Effet du taux de remplacement en granulats recyclés : pour les 2 niveaux de chargement mécanique, l'augmentation du taux de remplacement entraîne une augmentation du volume de béton écaillé. L'effet s'observe particulièrement pour le chargement à 2.5 MPa. Pour le niveau de chargement à 5 MPa un comportement particulier s'observe : l'écaillage augmente jusqu'au taux de remplacement de 40 %, puis reste relativement constant entre 40 et 100 %. D'autres paramètres que le seul effet du taux de remplacement doivent donc être pris en compte pour l'analyse.

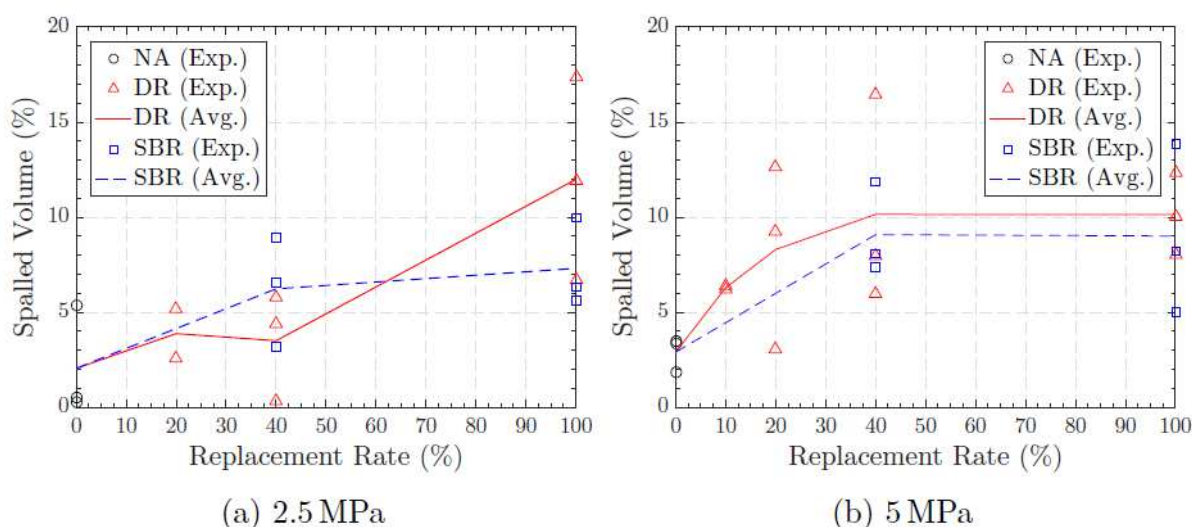


Figure II- 51 Evolution du volume écaillé (par analyse photogrammétrique) des bétons en fonction du taux de remplacement en granulats recyclés. Résultats obtenus sur les prismes chargés en compression uniaxiale à 2.5 MPa (graphique de gauche) et 5 MPa (graphique de droite).

Les résultats obtenus doivent être analysés à la lumière de deux autres paramètres qui sont connus pour avoir une influence importante sur l'écaillage : la résistance en compression et la teneur en eau des bétons. En effet, l'ajout de granulats recyclés diminue la résistance en compression des bétons, du moins les bétons à remplacement direct (formules DR, voir **Figure II- 47**). La **Figure II- 52**-gauche représente le volume de béton écaillé en fonction de la résistance en compression moyenne de chaque béton. Nous n'observons pas un effet clair de la valeur de la résistance en compression sur le volume écaillé.

Un autre facteur très important vient du fait que l'ajout de granulats recyclés augmente la teneur en eau des bétons, quelle que soit la méthode de formulation (DR ou SBR) : à la date des essais la teneur en eau du béton référence était de l'ordre de 5 % lorsque celle des deux formules de béton fabriqués avec 100 % de granulats recyclés était de l'ordre de 7 %. Cela s'explique par la forte absorption en eau des granulats recyclés. La **Figure II- 52**-droite représente le volume de béton écaillé en fonction de la teneur en eau moyenne de chaque béton. L'effet de la teneur en eau sur l'écaillage est plus marqué que celui de la résistance : son augmentation entraîne une augmentation sensible du volume écaillé.

Ainsi, dans l'état actuel des recherches, il n'est pas évident de quantifier l'effet direct du taux de remplacement en granulats recyclés sur l'écaillage des bétons. L'effet indirect de la teneur en eau des bétons est aussi à prendre en compte. Toujours est-il que la présence de granulats recyclés a influencé de façon significative le comportement des bétons testés face au risque d'écaillage. Cette influence devra être confirmée par l'étude à plus grande échelle du comportement au feu de ce type de béton.

A la suite des essais d'écaillage, Bruno Fernandes a mené une étude expérimentale originale : tester l'influence non pas de la teneur en eau globale du béton sur l'écaillage, mais l'influence du profil de teneur en eau au sein du béton. Cette étude dépasse le simple cadre de l'analyse des granulats recyclés ; son objectif est de relier la propension d'un béton à écailler, en fonction de sa réelle teneur en eau dans les premiers centimètres de la surface exposée au feu. Il s'agit d'une étude qui fait écho aux réflexions menées au sein du comité RILEM sur l'écaillage (§ 2-1.1), et notamment sur la définition d'une teneur en eau qui se voudrait représentative vis-à-vis du risque d'écaillage.

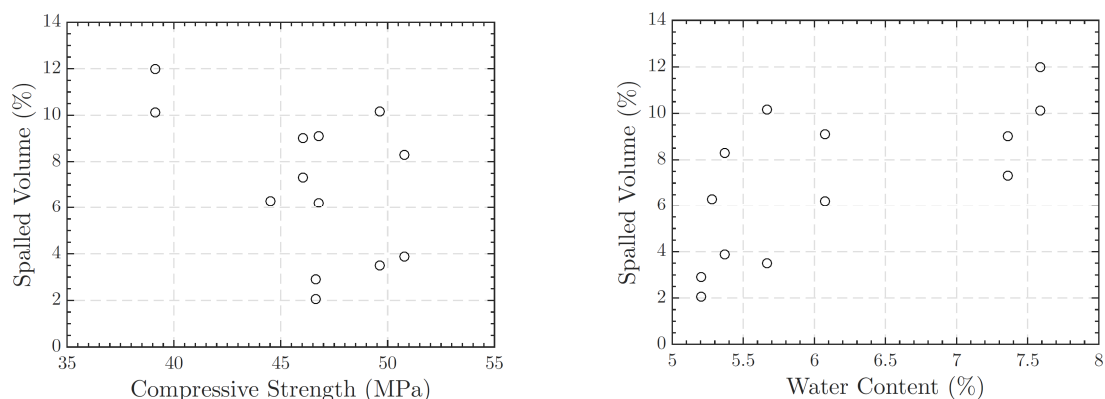


Figure II- 52 Volume de béton écaillé en fonction : à gauche, de la résistance en compression moyenne des bétons testés ; à droite, de la teneur en eau globale de l'échantillon testé.

Pour cette étude, Bruno Fernandes a placé dans une étude à 80 °C (3 % HR) des prismes de béton initialement saturés en eau ($20 \times 20 \times 10 \text{ cm}^3$), en vue de les tester dans les mêmes conditions que pour les essais d'écaillage. Les échantillons ont été séchés durant différentes durées (de 12 heures à 7 jours) afin d'obtenir des profils de teneur en eau différents au sein des échantillons (côté face exposée) lors de l'essai au feu. Le profil de teneur en eau a été déterminé le jour de l'essai sur des carottes découpées en tranches de 1 cm d'épaisseur. La **Figure II- 53** présente l'influence de la teneur en eau dans les 2 premiers centimètres sur l'écaillage moyen des échantillons du béton de référence, et du béton de granulats recyclés DR-100. Les résultats obtenus mettent clairement en évidence l'existence d'une teneur en eau minimale nécessaire pour déclencher l'écaillage : entre 1.3 et 2 % dans les 2 premiers centimètres pour le béton de référence et entre 2 et 3.2 % pour le béton de granulats recyclés. Pour les 2 bétons, l'augmentation de la teneur en eau dans cette zone augmente l'épaisseur moyenne d'écaillage. Une tendance particulière s'observe toutefois pour le béton de référence pour les teneurs en eau au-dessus de 3 %. Cette étude montre qu'il n'est pas possible d'adapter de relier le risque d'écaillage à la teneur en eau globale d'un élément en béton, comme le stipule par exemple la partie feu de l'Eurocode 2 (voir **Annexe n°3**). Ce dernier indique que le risque d'écaillage n'est pas à considérer dans le cas d'une teneur en eau inférieure à 3 %. Or les résultats présentés ici montrent un risque d'écaillage pour des teneurs en eau inférieures. Ces résultats devront être confirmés par un nombre plus important d'essais.

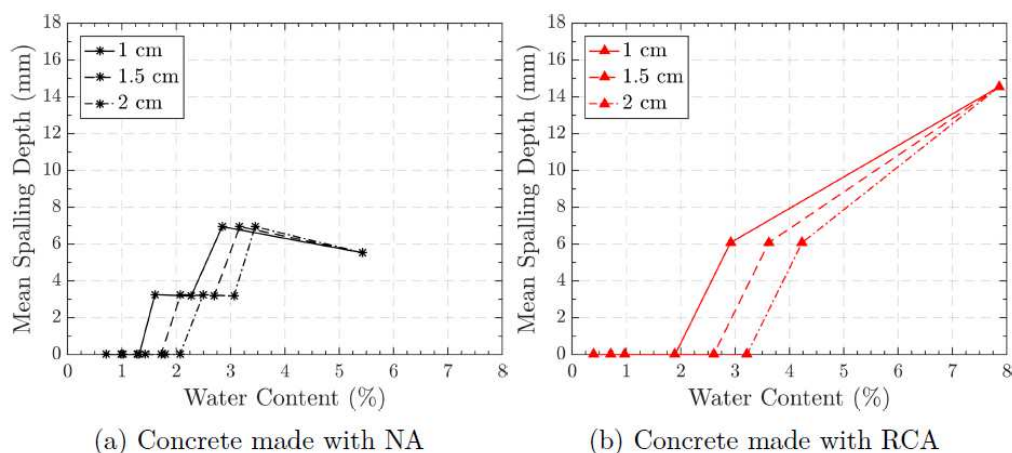


Figure II- 53 Epaisseur moyenne d'écaillage mesurée sur les prismes ayant subi différentes durées de séchage en fonction de la teneur en eau mesurée à 1, 1.5 et 2 cm de la surface exposée. A gauche pour le béton de référence, à droite pour le béton de granulats recyclés 100-DR.

Enfin, des indicateurs de durabilité tels que la porosité à l'eau, la perméabilité au gaz, l'absorption d'eau par capillarité et la diffusion en ions chlorure ont été mesurés à température ambiante et après exposition à différentes températures. Des essais de carbonatation accélérée ont également été réalisés. Sur la base de ces résultats, Bruno Fernandes a mis en place une méthode d'estimation de la durabilité basée sur une approche performantielle, inspirée de [138]. Les principales conclusions sont que l'ajout direct de granulats recyclés détériore la durabilité, que ce soit à température ambiante ou après exposition à de hautes températures. Cependant, les résultats sont apparus meilleurs sur les formules où le volume de pâte a été adapté (formules « SBR »), montrant donc la possibilité des bétons de granulats recyclés à atteindre le même niveau de performance que des bétons de granulats naturels, moyennant une étude approfondie de leur formulation.

En conclusion, l'étude réalisée ici a montré que les bétons de granulats recyclés pouvaient atteindre des performances relativement proches de celles d'un béton de granulats naturels, que ce soit à température ambiante ou après exposition à de hautes températures. Entre autres, l'étude doit être approfondie par des essais au feu à grande échelle, permettant d'apprécier l'influence du risque d'écaillage sensiblement plus élevé pour ces bétons.

➤ Publications liées

Fernandes B., Carré H., Mindeguia J.-C., Perlot C., La Borderie C. « Spalling behaviour of concrete made with recycled concrete aggregates », *article accepté avec modifications mineures, Construction and Building Materials*, Mai 2022.

Fernandes B., Carré H., Mindeguia J.-C., Perlot C., La Borderie C. « Effect of elevated temperatures on concrete made with recycled concrete aggregates - An overview », *Journal of Building Engineering*, vol. 44, p. 103235, déc. 2021, [doi: 10.1016/j.jobe.2021.103235](https://doi.org/10.1016/j.jobe.2021.103235).

Fernandes B., Carré H., Mindeguia J.-C., Perlot C., La Borderie C., « Fire spalling sensitivity of concrete made with recycled concrete aggregates (RCA) », *Acta Polytechnica CTU Proceedings*, vol. 33: fib International Conference on Concrete Sustainability, p. 168-174, mars 2022, [doi: 10.14311/APP.2022.33.0168](https://doi.org/10.14311/APP.2022.33.0168).

Fernandes, B., Gaborieau, C., Carré, H., Mindeguia, J.-C., Perlot-Bascoulès, C., Anguy, Y., La Borderie, C., Pigot, L. « Microstructure of concrete made with recycled concrete aggregates after exposure to elevated temperatures », présenté à JEMP21 - 15èmes journées d'études des milieux poreux, Strasbourg, France, oct. 2021.

2-1.3 Développement d'essais au feu hybrides

Nous présentons ici la mise en place d'une méthode expérimentale pouvant être appliquée à tout type de matériau. Toutefois, elle a été utilisée ici à une structure en béton armé. C'est la raison pour laquelle nous la plaçons dans ce § 2-1 portant sur le béton.

➤ Problématique

Cette étude s'inscrit dans le cadre de la justification de la résistance au feu d'un élément de structure par le recours à l'essai. Comme décrit précédemment au § 1-6.3, un essai au feu « réglementaire » doit suivre les recommandations de la norme NF EN 1363-1 [103], et de la série de normes NF EN 1365 [107]–[110] (en fonction du type d'élément structural testé).

Ces normes imposent d'adopter des conditions aux limites mécaniques constantes dans le temps (généralement une charge mécanique constante) et conçues pour être conservatives, ce qui dans certains cas conduit à des résultats pouvant être exagérément défavorables pour l'élément testé. Par exemple la norme EN 1365-3 [109] traite des essais d'éléments de type poutres et préconise des

conditions simplement appuyées lorsque des conditions réalistes ne peuvent être prescrites. Or si l'on prend pour exemple une poutre faisant partie d'une structure de type portique, son comportement thermomécanique, lorsqu'elle est exposée à un feu, dépend fortement des conditions aux limites engendrées par la structure environnante (principalement les poteaux adjacents). De plus, les conditions aux limites évoluent dans le temps car les rigidités relatives de la poutre et de la structure environnante changent au cours du feu. A titre d'illustration Sauca [139] a simulé le comportement thermomécanique au feu d'une poutre dans une structure de type portique. Elle a étudié l'influence du type de conditions aux limites sur l'évolution de la flèche de la poutre au cours du feu, voir **Figure II- 54**. Deux configurations sont particulièrement intéressantes :

- Celle où la structure entière est modélisée, avec application des chargements mécaniques sur toute la structure : ce cas est celui qui se rapproche le plus du comportement réel de la structure (courbe verte sur la **Figure II- 54**). Ce cas représente l'essai idéal, mais relativement complexe à réaliser.
- Celle où seule la poutre exposée au feu est simulée : ce cas est celui d'un essai réglementaire de résistance au feu tel qu'il est réalisé dans la majorité des laboratoires. Ici, les conditions aux limites sont constantes dans le temps (la poutre est simplement appuyée à ses extrémités) et un chargement mécanique constant est appliqué sur la poutre de façon à recréer la sollicitation mécanique (moment fléchissant ici) atteinte dans la structure entière (courbe rouge sur la **Figure II- 54**).

Nous observons un comportement thermomécanique fortement influencé par la façon dont les conditions aux limites, et leur évolution dans le temps, sont prises en compte durant un essai. Dans le cas présent, les simulations confirment le fait qu'un essai réglementaire, tel qu'il est couramment réalisé, conduit à des résultats très conservatifs : la résistance au feu de la poutre (correspondant à l'accélération soudaine de la flèche calculée) est réduite de moitié par rapport à une modélisation proche de la réalité.

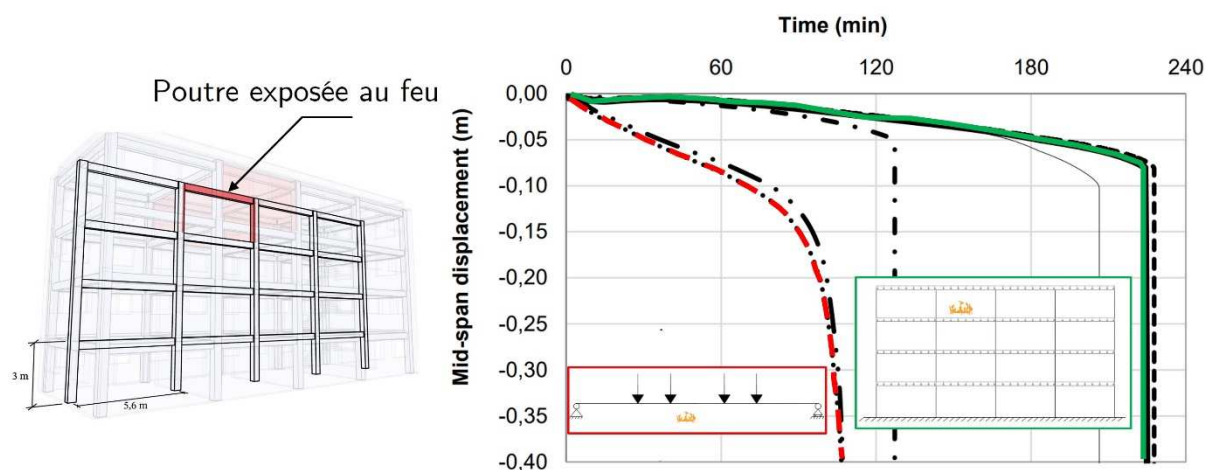


Figure II- 54 Simulation de la flèche d'une poutre exposée au feu dans une structure de type portique, en fonction des conditions aux limites adoptées,. Résultats repris de [139]. La courbe rouge correspond au cas où la poutre est simulée indépendamment du reste de la structure. La courbe verte correspond au cas où toute la structure est modélisée.

Pour obtenir des conditions aux limites mécaniques plus réalistes, la meilleure solution est évidemment d'effectuer des essais au feu sur des structures entières. De plus, pour être au plus proche possible de la réalité, les essais devraient idéalement être réalisés sous feu naturel, et non sous courbe de feu conventionnelle. De tels essais sont relevés dans la littérature, les plus connus

étant la série d'essais réalisés à Cardington [140], [141], mais la grande difficulté de mise en œuvre associée à leurs coûts prohibitifs les rendent extrêmement rares.

Il existe donc une difficulté à reproduire lors d'essais au feu classiquement réalisables en laboratoire (c'est-à-dire pouvant être réalisables dans les fours existants) des conditions aux limites mécaniques permettant de reproduire le comportement réaliste d'une structure entière, tout en limitant le coût de l'essai. Idéalement, ce genre d'essai doit être réalisable à l'échelle d'un élément structural, adaptable à n'importe quel type de matériau, et adaptable à un scénario de feu naturel. La **Figure II- 55** schématise cette problématique.

C'est une problématique à laquelle sont donc confrontés les laboratoires de résistance au feu, et notamment le laboratoire feu du CERIB (Centre d'Études et de Recherches de l'Industrie du Béton), qui a motivé la mise en place du projet de recherche synthétisé ci-après.

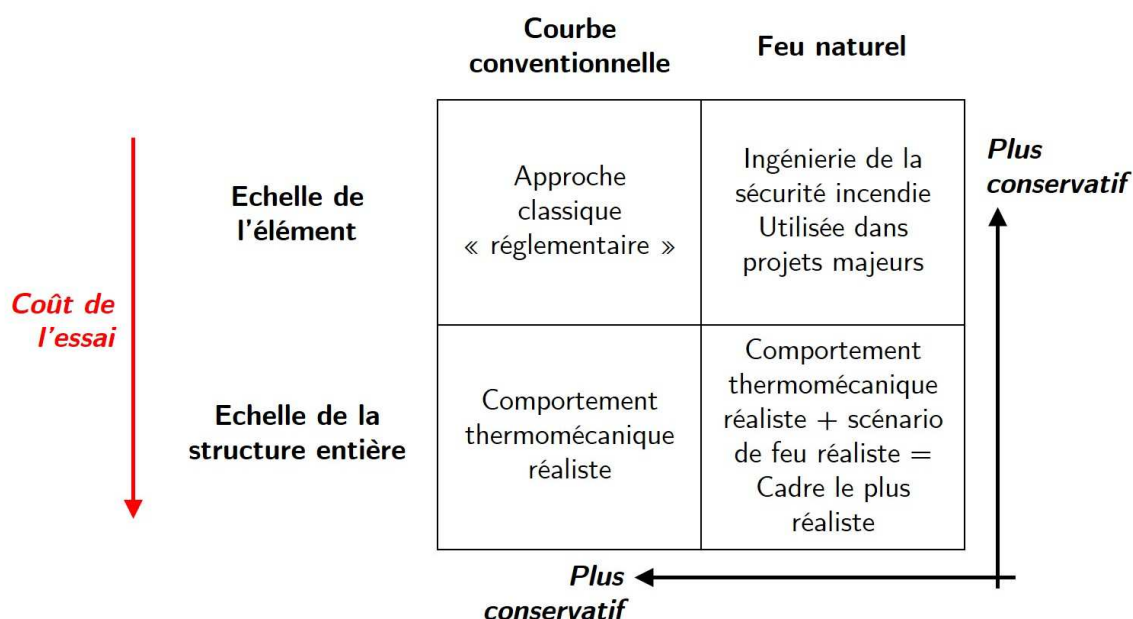


Figure II- 55 Illustration des approches de justification de la résistance au feu d'une structure par l'essai.

➤ Objectifs et Moyens

L'objectif du CERIB était de développer un cadre expérimental permettant de reproduire le comportement thermomécanique d'une structure entière, tout en ne testant qu'un seul de ses éléments structurels. Cela est par exemple possible par la mise en place d'une méthode dite « d'essai hybride ».

Le développement d'une méthode d'essai hybride, sa validation numérique et expérimentale à température ambiante puis finalement l'application de la méthode à un véritable essai au feu ont constitué les objectifs de la thèse de doctorat de M. Silvio Renard (2017-2020). Cette dernière ayant été financée par le CERIB, avec le mise en place d'une convention CIFRE de l'ANRT (convention n° 2017/0348). J'ai co-encadré cette thèse de doctorat, notamment concernant les aspects expérimentaux repris ci-après. La thèse a également été co-encadrée par le Pr. Jean-Marc Franssen de l'Université de Liège en Belgique.

Les principaux objectifs de la thèse étaient les suivants :

1. Établissement d'un cadre théorique général permettant le développement d'une procédure de conduite d'essais hybrides de résistance au feu robuste et applicable à tout type de structure.
2. Validation théorique et expérimentale (à température ambiante) de ces développements.
3. Mise en œuvre pratique du nouveau protocole sur le dispositif d'essai au feu existant du CERIB.
4. Réalisation d'un essai au feu hybride sur une poutre en béton armé avec 3 degrés de liberté.

➤ **Méthodologie**

La technique de l'essai hybride ou « sous-structuration » permet de combiner les avantages pratiques d'un essai sur un élément seul et le réalisme d'un essai sur une structure complète. Elle répond à cette problématique en décomposant la structure en deux parties : une sous-structure physique (PS) constituée d'un élément structurel isolé, et une sous-structure numérique (NS) simulant le reste de la structure. Lors d'un essai hybride, la PS est physiquement testée au feu alors que la NS est simulée numériquement.

Une fois cette sous-structuration définie, le challenge est de s'assurer que les deux sous-structures se comportent de la même manière que le ferait la structure complète. Pour cela, il faut s'assurer sur toute la durée de l'essai au feu que les conditions d'équilibre et de compatibilité entre les deux sous-structures soient satisfaites. Ces conditions s'écrivent :

$$\begin{cases} \mathbf{u}_{PS} = \mathbf{u}_{NS} \\ \mathbf{f}_{PS} = -\mathbf{f}_{NS} \end{cases} \quad \text{Eq. 20}$$

Avec $\mathbf{u}_{PS}$ et $\mathbf{u}_{NS}$ la position de la PS et de la NS respectivement, au niveau de leur frontière commune et $\mathbf{f}_{PS}$ et $\mathbf{f}_{NS}$ les forces de la PS et de la NS respectivement, au niveau leur interface. En dehors d'une situation accidentelle comme un incendie, les valeurs de positions et de forces aux interfaces restent relativement constantes. En revanche lors d'un incendie, celles-ci vont évoluer dans le temps. Ainsi, une boucle de rétroaction entre ces différentes valeurs doit être mise en place, afin d'assurer l'équilibre et la compatibilité de chaque sous-structure. Cela sous-entend donc la mise en place d'un algorithme de contrôle (**Figure II- 56**) capable à chaque instant de recueillir les données mécaniques mesurées au niveau de la PS, de les communiquer à la NS (au logiciel de calcul SAFIR [64] ici), de recueillir les résultats de la simulation et de les communiquer au système des actionneurs mécaniques (vérins) sollicitant la PS.

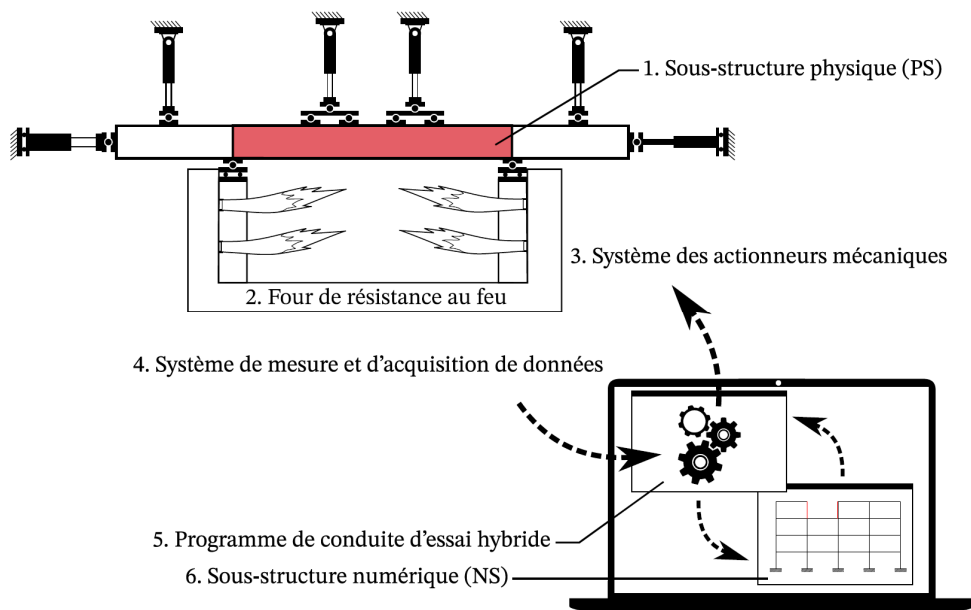


Figure II- 56 Principes de l'algorithme de contrôle nécessaire à la réalisation d'un essai hybride.

La méthodologie générale mise en place pour répondre aux précédents objectifs a été la suivante :

- Etablissement du cadre théorique : Silvio Renard a développé un algorithme de contrôle basé sur la technique du « sliding control method » [142], permettant de s'affranchir des difficultés inhérentes à un essai hybride au feu [139] : prise en compte des bruits de mesure des capteurs de la PS, inertie des actionneurs mécaniques (vérins), inversion du rapport de rigidité entre PS et NS, adoucissement mécanique. L'algorithme consiste à imposer la compatibilité aux deux sous-structures ($\mathbf{u}_{PS} = \mathbf{u}_{NS}$) et de faire varier leur position (par l'intermédiaire des actionneurs mécaniques du four) afin d'assurer leur équilibre ($\mathbf{f}_{PS} = -\mathbf{f}_{NS}$). Ce développement théorique, non repris dans ce manuscrit, a fait l'objet d'une publication dans une revue internationale.
- Validation numérique : en s'inspirant fortement des travaux réalisés à l'Université de Liège [143], Silvio a développé un dispositif d'essai hybride « virtuel » où la PS est également simulée par l'intermédiaire d'un logiciel par éléments finis (SAFIR). Cela a permis de valider le fonctionnement de l'algorithme de contrôle sur deux cas d'étude numériques. La validation est acquise quand le comportement de la structure en mode « hybride » correspond à celui de la structure modélisée dans son ensemble.
- Mise en œuvre du protocole au sein du dispositif d'essai au feu du CERIB et validation expérimentale à température ambiante : le principal dispositif expérimental d'essais au feu du CERIB s'appelle « Prométhée ». Prométhée est un dispositif expérimental permettant de réaliser des essais normés et de recherche de résistance au feu, conçu pour permettre une grande variété de configurations (éléments verticaux ou horizontaux, plusieurs plans de chargement mécanique). Il est composé de deux éléments principaux : un four à brûleurs gaz et une plateforme modulaire de chargements et mesures mécaniques. Dans le cadre d'essais nécessitant un chargement mécanique, les dimensions de l'enceinte du four de 6 m × 4 m × 3 m permettent de tester des éléments à pleine échelle. La puissance thermique totale de 16 MW, associée à un pilotage semi-automatique rend possible le suivi arbitraire d'une courbe température-temps avec des vitesses de montée en température élevées, pouvant atteindre par exemple celle de la courbe HCM. Silvio a développé une interface informatique dédiée à l'implémentation de son algorithme de contrôle au sein même du système existant de commande des actionneurs mécaniques (vérins) et du système de

mesure des positions (inclinomètres, capteurs à fils). Avant de réaliser un essai au feu hybride, Silvio a entrepris la réalisation de deux essais à température ambiante, ne mobilisant donc que la partie des actionneurs mécaniques du dispositif Prométhée. Dans ces deux essais, ce n'est donc pas la PS qui est exposée au feu, mais la NS (numériquement donc). La **Figure II- 57** présente les schémas mécaniques et les montages expérimentaux des deux cas tests. La frontière entre la NS et la PS correspond dans les deux cas au point de contact des vérins sur la PS (un chevron en bois dans le 1^{er} cas, une poutrelle en acier dans le 2^{ème} cas). Le 1^{er} cas est un essai hybride à un seul degré de liberté (le déplacement vertical au nœud 2) ; le 2^{ème} cas présente deux degrés de liberté (le déplacement vertical aux nœuds 1 et 2). Pour chaque cas, une modélisation de l'ensemble de la structure est réalisée afin d'obtenir la solution de référence du problème. Cela est réalisée de façon analytique pour le 1^{er} cas, et numériquement pour le 2^{ème} cas (simulations sous SAFIR). La **Figure II- 58** présente l'évolution des déplacements verticaux mesurés correspondant aux degrés de liberté de chaque cas. Ils sont comparés avec les solutions de référence. Les mesures des essais hybrides sont relativement proches des solutions de référence, permettant ainsi de valider à la fois les performances de l'algorithme de contrôle et son implémentation au sein du dispositif expérimental Prométhée.

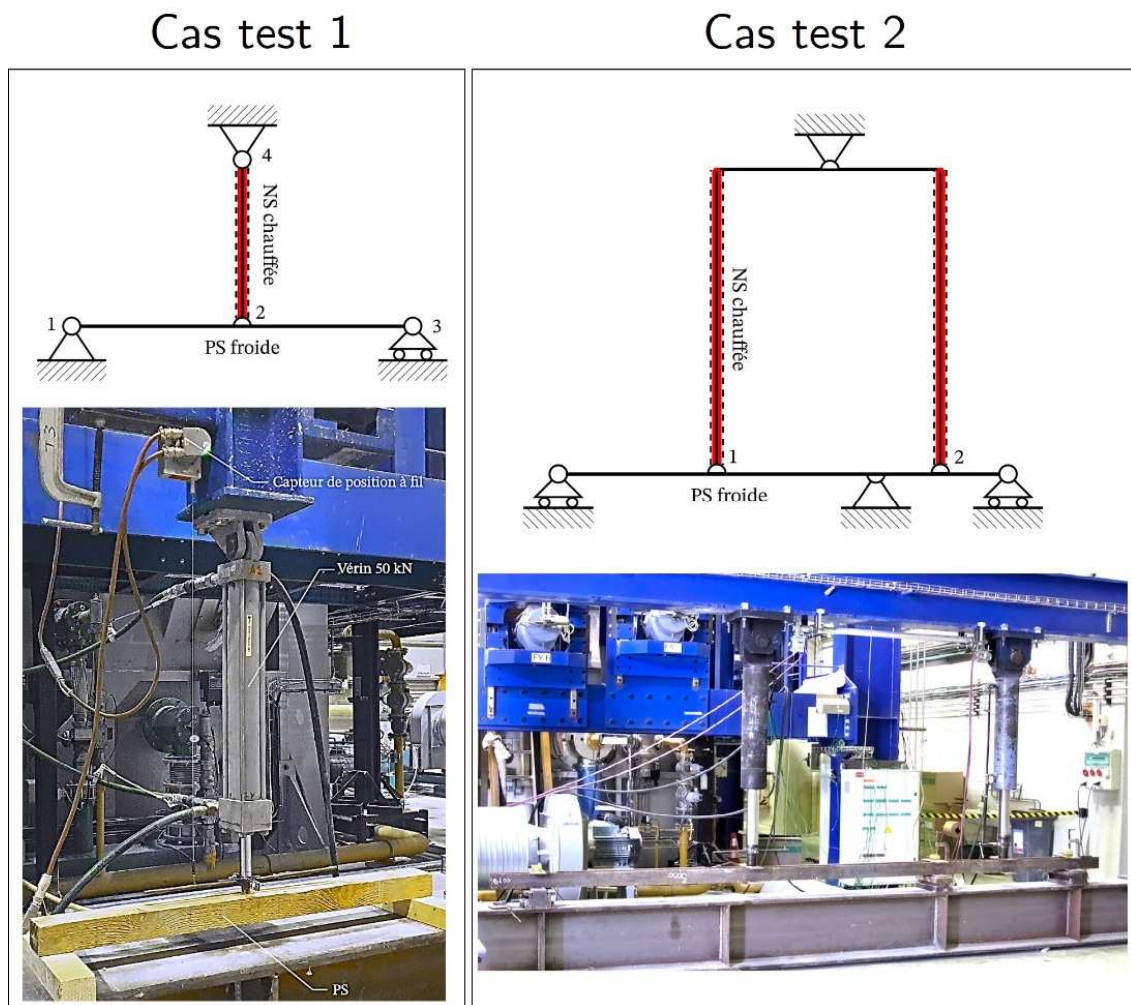


Figure II- 57 Schémas mécaniques et vues du montage expérimental pour les cas test. Dans les deux cas, c'est la NS (en rouge sur le schéma) qui est chauffée (numériquement). La PS reste à température ambiante.

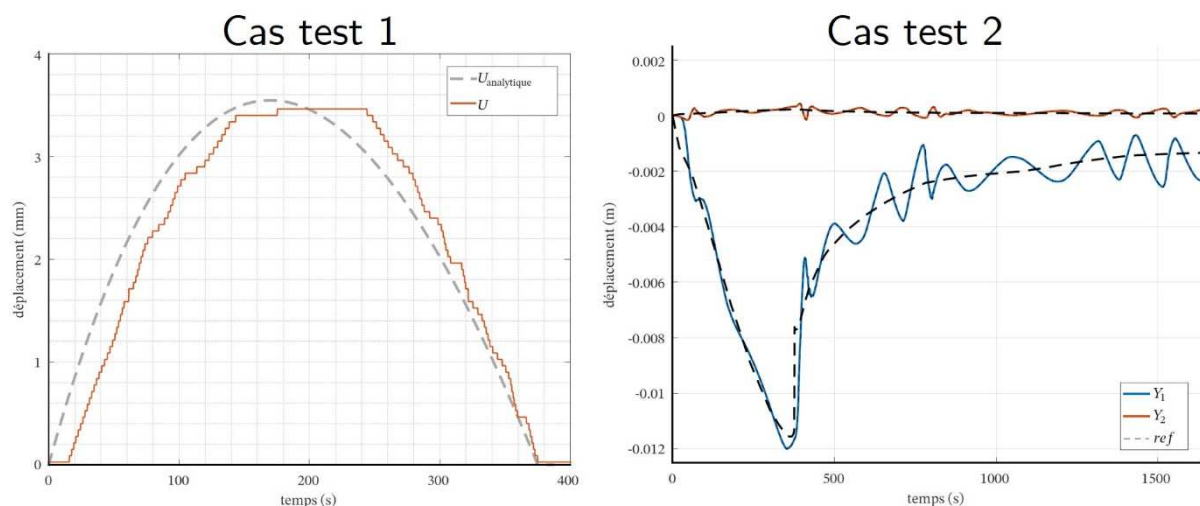


Figure II- 58 Comparaison des déplacements mesurés à l'interface NS/PS et comparaison avec la solution de référence.

- Réalisation d'un essai au feu hybride sur une poutre en béton armé : le cadre expérimental développé a été appliqué à un cas réel, celui d'un bâtiment de 4 niveaux avec une structure de type portique, **Figure II- 59**. Le cas étudié est celui d'un incendie dans l'un des compartiments de l'ouvrage (en rouge sur la **Figure II- 59**). L'essai hybride consiste ici à ne tester qu'une seule des poutres exposées au feu, et à simuler l'interaction avec le reste de la structure. Pour simplifier le problème, le bâtiment est modélisé en 2D.

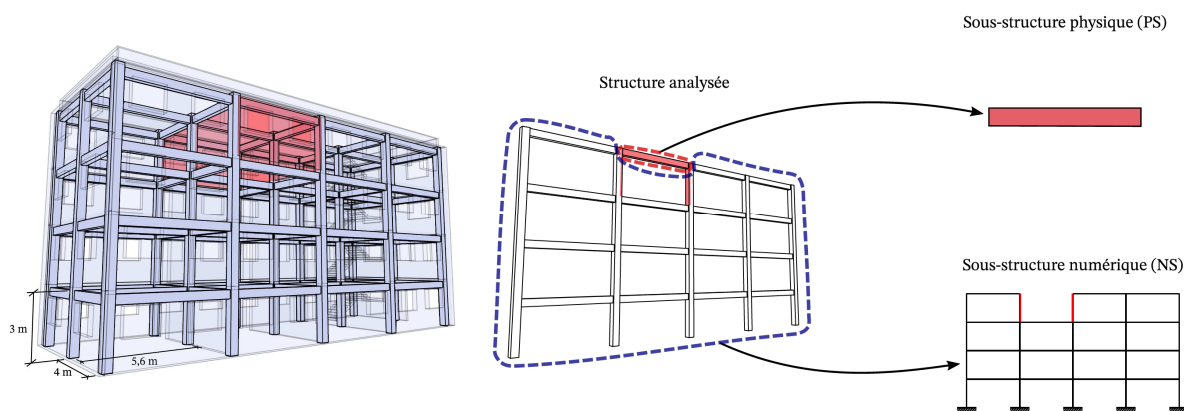


Figure II- 59 A gauche, vue 3D du bâtiment considéré. A droite, passage en 2D et mise en évidence de la poutre étudiée (PS).

L'interaction mécanique entre les deux sous-structures est prise en compte lors de l'essai par la mise en place d'un système de vérins permettant de simuler l'effort normal et les moments fléchissants transmis à la poutre au niveau de ses extrémités, **Figure II- 60**. Des vérins verticaux appliquent également une charge constante en travée afin de simuler le chargement mécanique du plancher. La poutre (PS) est ensuite disposée dans le four de façon à être exposée au feu (courbe conventionnelle) sur 3 de ses faces, jusqu'à atteindre la ruine.

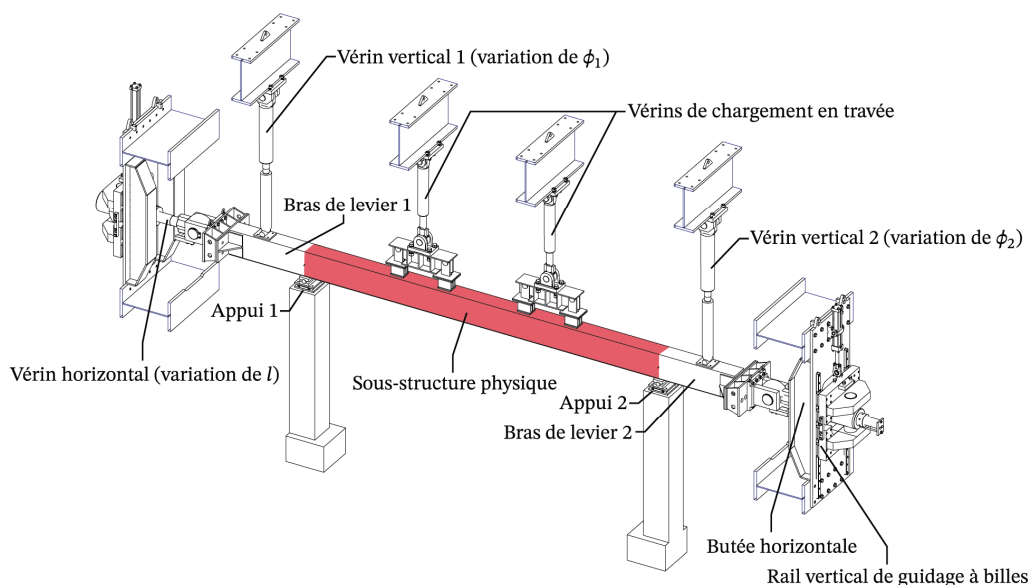


Figure II- 60 Schéma 3D du montage expérimental (hors four) pour l'essai hybride de la poutre (en rouge la partie exposée au feu).

➤ Principaux résultats

La **Figure II- 61** présente l'évolution durant les différentes phases de l'essai (mise en contact des vérins sur la PS, pré-chargement mécanique, essai au feu sous courbe conventionnelle) des efforts mécaniques mesurés correspondant aux 3 degrés de liberté de la poutre testée : l'effort normal (vérin horizontal de la **Figure II- 60**) et les 2 moments fléchissants d'extrémité (créés par effet de levier par les vérins verticaux 1 et 2 de la **Figure II- 60**). Les valeurs mesurées sont comparées à une simulation *a priori* (sous SAFIR) de l'ensemble de la structure.

Le comportement de la poutre prise dans l'ensemble de la structure est globalement bien retranscrit. Les écarts avec la prédiction pouvant s'expliquer par un écaillage de la poutre constaté durant l'essai, mais non pris en compte dans la simulation. De plus, l'algorithme de contrôle a démontré sa robustesse durant toutes les phases de l'essai, jusqu'au dernier moment précédant la ruine de la poutre. Plus particulièrement il a su s'adapter à la modification progressive de la rigidité de la PS, à la défaillance d'un capteur de position à fils ainsi qu'au bruit de mesure significatif d'un inclinomètre.

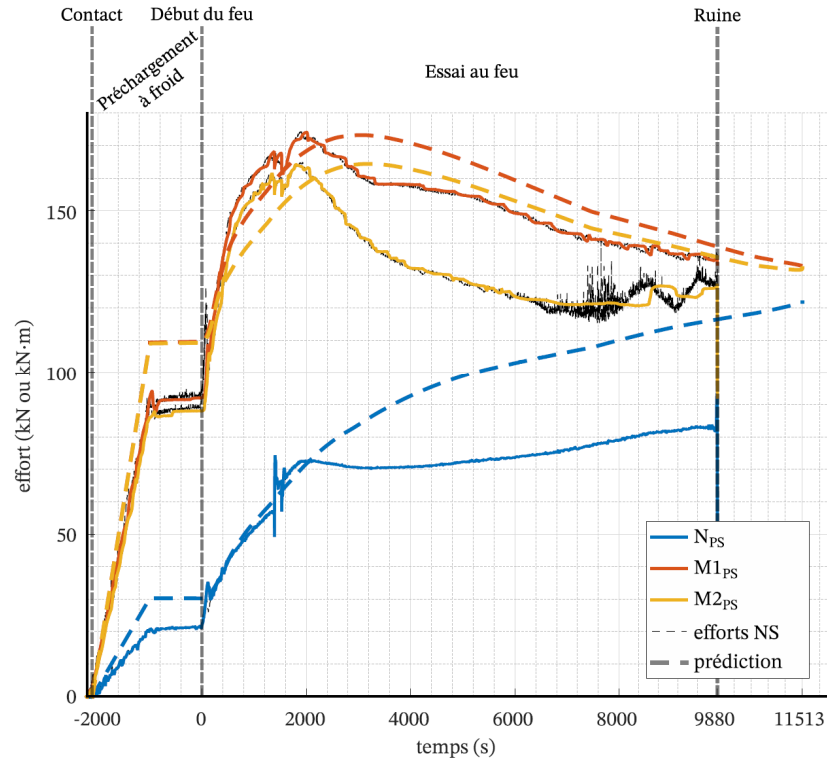


Figure II- 61 Evolution des efforts mesurés à l'interface entre NS et PS (un effort normal + un moment fléchissant à chaque extrémité de la poutre), durant les différentes phases de l'essai hybride. Comparaison avec la simulation a priori (SAFIR) de l'ensemble de la structure (courbes en pointillés).

Dans le cadre des travaux de thèse de Sauca [139], un essai de résistance au feu conventionnel (non-hybride donc) avait été réalisé au CERIB sur une poutre identique à celle utilisée pour cet essai hybride, les deux ayant été fabriquées simultanément et suivant les mêmes plans de ferrailage. S'agissant d'un essai conventionnel, l'interaction entre la poutre et la structure environnante était donc définie comme constante : deux moments négatifs, calculés à partir des sollicitations à froid, étaient appliqués grâce aux vérins verticaux en console (soit un chargement de de chaque côté) et aucune force horizontale n'était appliquée pendant le test. Le chargement en travée était identique entre les deux essais. La **Figure II- 62**-gauche présente la flèche de la poutre mesurée durant cet essai conventionnel, qui est comparée à celle mesurée lors de l'essai hybride et à la flèche simulée en prenant en compte l'ensemble de la structure. Nous observons clairement que l'essai hybride est celui qui se rapproche le plus du comportement de la structure entière. La ruine plus précoce comparée à la simulation pouvant s'expliquer par l'apparition d'un écaillage durant l'essai. Le mode de ruine est également plus proche de la réalité dans le cas de l'essai hybride, avec l'apparition de deux zones de rotules plastiques à proximité des appuis, que n'avait pas permis d'observer la configuration d'essai conventionnelle.

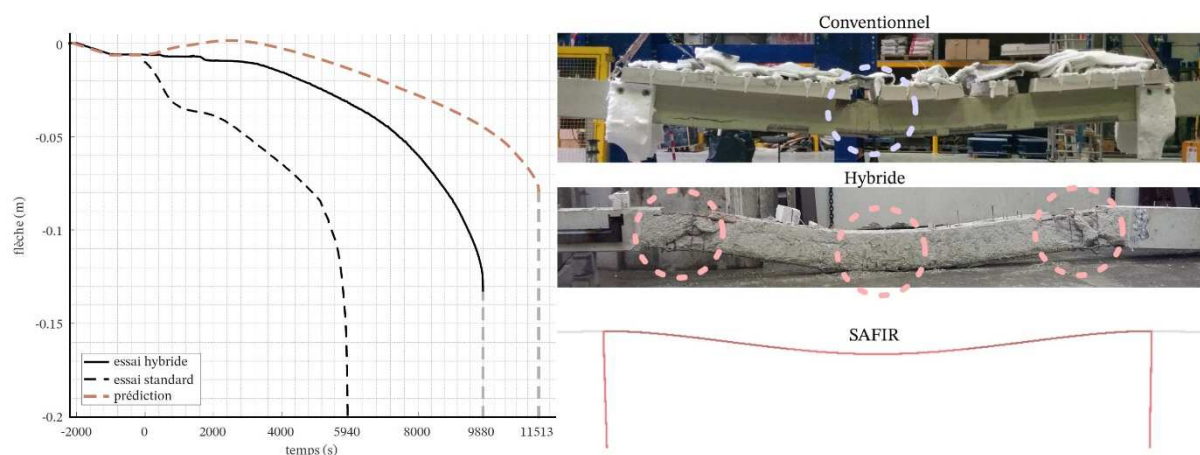


Figure II- 62 A gauche, flèche de la poutre en fonction du cadre d'essai ou de simulation : courbe mesurée par Silvio (« essai hybride »), courbe mesurée lors d'un essai au feu standard (« essai standard ») et courbe simulée en modélisant l'ensemble de la structure (« prédiction »). A droite, allure de la déformée de la poutre à la fin de l'essai : de bas en haut sous essai standard, sous essai hybride et telle que prédite par simulation de l'ensemble de la structure. Les cercles pointillés mettent en évidence les zones de rotules plastiques.

Bien évidemment, l'étude réalisée ici nécessite d'autres cas tests (autres matériaux, autres types de degrés de liberté, autre type d'élément testé) avant d'être définitivement validée. Toutefois, elle a confirmé le fait que la réalisation d'essais au feu conventionnels, i.e. ne prenant pas en compte l'évolution dans le temps des conditions aux limites mécaniques de l'élément testé, peut conduire à des résultats très conservatifs, ou du moins éloignés de la réalité de l'élément reconsidéré dans l'ensemble d'une structure. Le cadre théorique et expérimental développé lors de ce projet a montré sa capacité à réaliser des essais hybrides en utilisant le dispositif existant d'un laboratoire de résistance au feu. Les résultats obtenus ouvrent potentiellement une nouvelle voie pour la réalisation d'essais de résistance au feu, s'inscrivant clairement dans une approche d'Ingénierie de la Sécurité Incendie.

➤ Publications liées

Renard S., Mindeguia J.-C., Robert F., Morel S., Franssen J.-M., « An Adaptive Controller for Hybrid Fire Testing », *Exp Tech*, juin 2020, [doi: 10.1007/s40799-020-00369-6](https://doi.org/10.1007/s40799-020-00369-6).

Renard, S.; Mindeguia, J.-C.; Robert, F.; Morel, S.; Franssen, J.-M. An Adaptive Controller for Hybrid Fire Testing. In *Joint ETH-MECHS Workshop: New Frontiers and Innovative Methods for Hybrid Simulation*; Zurich, Switzerland, 2019.

2-2 Travaux sur le bois

2-2.1 Comportement thermomécanique de blocs-portes en bois lors d'un essai de résistance au feu

➤ Problématique

Comme expliqué succinctement au § 1-6.1, la sécurité incendie est basée sur la combinaison de protections actives et passives, avec notamment la mise en place d'éléments empêchant ou ralentissant la propagation des fumées ou des flammes, et devant ainsi assurer un compartimentage de l'incendie durant une durée nécessaire pour permettre l'évacuation des personnes.

Parmi les éléments de la construction indispensables au compartimentage, les portes dites « coupe-feu » permettent de limiter la propagation horizontale des incendies (dans un couloir par exemple) par un recouplement vertical des bâtiments. Ces produits industriels doivent ainsi satisfaire des agréments techniques, comprenant entre autre des essais de résistance au feu régis par les mêmes normes que les éléments de structure (EN 1363-1 [103] et la norme EN 1634-1 [144] spécifique aux portes), et qui sont réalisés dans des fours de laboratoire agréés.

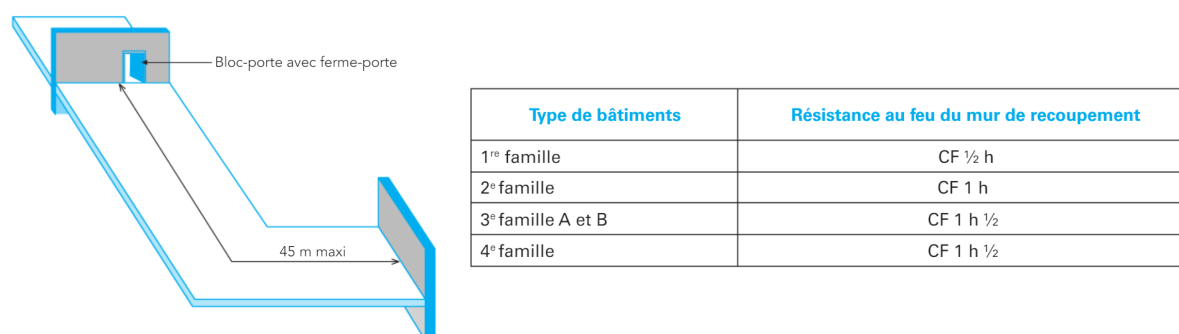


Figure II- 63 Illustration du principe de recouplement vertical par blocs-porte dans un bâtiment d'habitation selon la réglementation incendie française. Repris de [145]. Indication de la résistance au feu exigée en fonction de la famille du bâtiment d'habitation.

Le processus de validation de la résistance au feu d'un produit repose donc sur les résultats d'un essai réglementaire. Ce type d'essai est relativement onéreux et n'offre donc pas une solution idéale pour réaliser une optimisation des produits (différentes épaisseurs de portes, de type de ferronnerie, de nature de matériaux, etc.). Ce cadre peut donc être un frein à l'innovation des industriels.

Le projet présenté ici s'est concentré sur les blocs-portes en bois ou produits dérivés du bois. Plus particulièrement nous nous sommes intéressés au comportement de blocs-porte dont l'âme est constituée d'aggloméré de bois ou de lin (**Figure II- 64**). En dehors de PV d'essais de résistance au feu sur des produits similaires (et donc généralement réservés au demandeur de l'essai), très peu de données sont disponibles concernant leur comportement thermomécanique, que ce soit à l'échelle du matériau (propriétés thermomécaniques) et de la structure (le bloc-porte monté dans son huisserie).

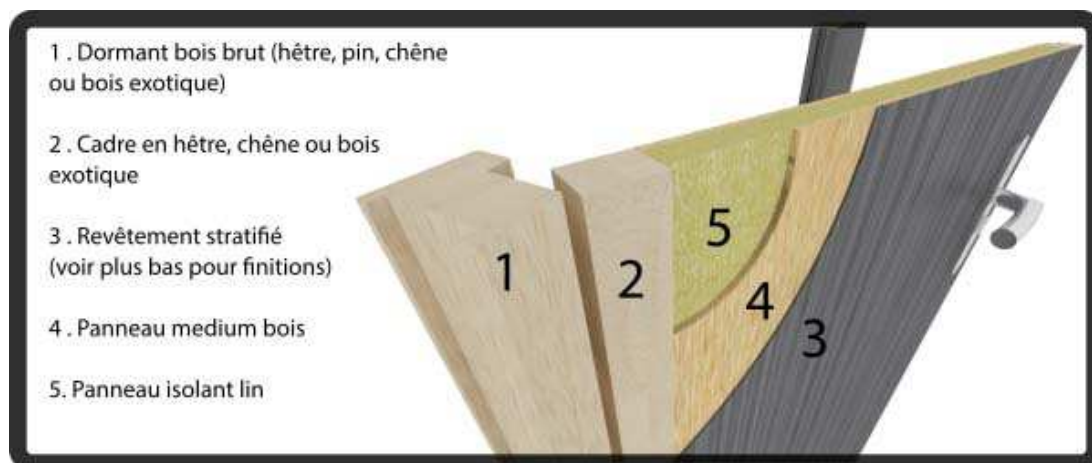


Figure II- 64 Exemple de constitution d'un bloc-porte coupe-feu avec une âme en aggloméré de lin (constructeur : Industrimat®).

➤ Objectifs et Moyens

Dans ce contexte, l'utilisation d'outils de simulation peut offrir un complément aux essais de résistance à feu, pour vérifier le comportement au feu d'un produit. Le concept de « four virtuel » a ainsi été développé par la société Efectis France [146] afin de modéliser un essai de résistance au feu. Ce concept est basé sur la simulation couplée de la phase gazeuse à l'intérieur du four d'une part (utilisation d'un logiciel de type CFD, FireFoam ou FDS par exemple) et le comportement thermique et/ou thermomécanique du solide d'autre part (le plus souvent effectuée avec des solveurs par éléments finis). L'objectif d'un tel outil est de reproduire numériquement le comportement thermomécanique du produit testé lorsqu'il est exposé à la courbe de feu conventionnelle dans un four d'essai. L'utilisation d'un « four virtuel » permet ainsi, sur la base d'un essai de référence, d'évaluer un plus grand nombre de variantes qu'elles soient dimensionnelles, conceptuelles ou techniques.

Les travaux présentés ici se sont inscrits dans cette démarche de mise en place d'un outil numérique de « four virtuel ». Ils ont fait l'objet d'une thèse réalisée en collaboration avec la société Efectis France, laboratoire agréé en résistance au feu, et l'Institut de Mécanique et d'Ingénierie de l'Université de Bordeaux (I2M). J'ai assuré le co-encadrement de la thèse de M. Guillaume Cueff (2011-2014).

L'objectif de la thèse était de développer un outil de simulation numérique d'un essai de résistance au feu au moyen d'un logiciel de calculs aux éléments finis. Cet outil devait permettre de retranscrire le comportement thermomécanique d'un bloc-porte en bois exposé à n'importe quel type de sollicitation thermique donnée (pour ne pas restreindre l'optimisation des produits à la seule courbe conventionnelle). L'outil devait également prendre en compte l'évolution avec la température des propriétés thermomécaniques des produits visés (aggloméré de lin en particulier), nonobstant le fait qu'elles soient absentes à la fois des règlements de calcul (type de matériau non pris en compte par la partie feu de l'Eurocode 5) et de la littérature.

➤ Méthodologie

Les travaux réalisés par Guillaume Cueff se sont basés sur une approche couplée expérimentation / modélisation, telle qu'illustrée sur la **Figure II- 65**.

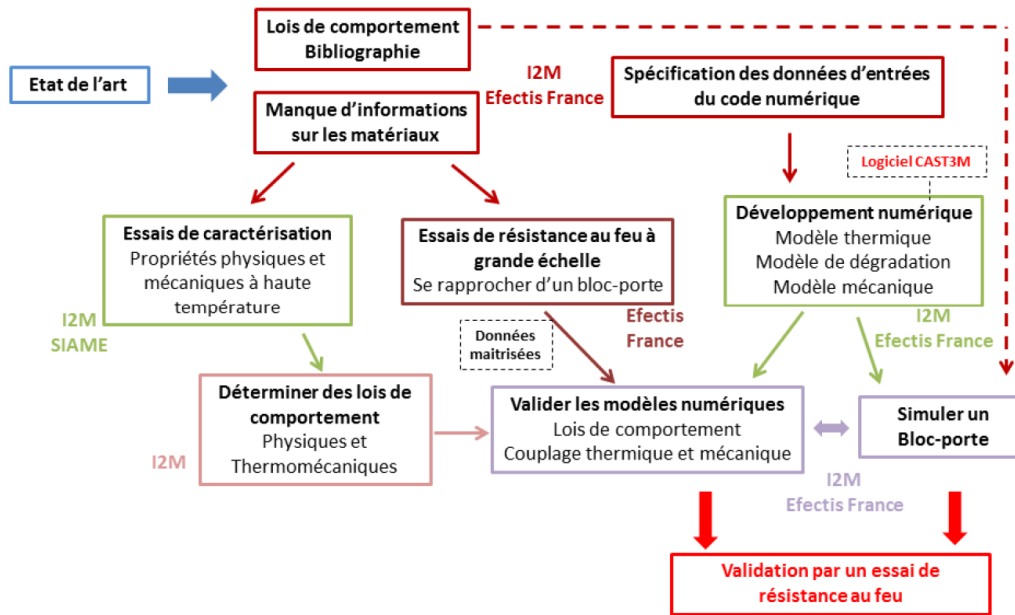


Figure II- 65 Logigramme de la thèse de Guillaume Cuff.

Nous synthétisons ci-après les principaux développements effectués durant la thèse.

Développement du modèle thermique :

Le modèle numérique a été développé sur le logiciel de calcul par éléments finis Cast3M [73]. En particulier, des procédures spécifiques ont été développées afin de prendre en compte les transformations de phase (vaporisation de l'eau), la dégradation thermique du matériau à haute température (pyrolyse) et la combustion des gaz de pyrolyse. Surtout, nous avons souhaité développer un modèle qui n'était pas basé sur les jeux de propriétés thermiques de l'Eurocode 5, et adaptable à n'importe quelle exposition thermique.

Le transfert de chaleur par conduction au sein du solide est régi par la loi de Fourier (Eq. 16), avec un second membre enrichi de la somme des sources d'énergie volumiques Q_e , Q_b et Q_c pour prendre en compte l'impact des réactions thermiquement activées (Eq. 21). Q_e , Q_b et Q_c sont ainsi les sources d'énergie associées à la vaporisation de l'eau du matériau, à la pyrolyse (une seule réaction de pyrolyse globale du matériau) et à la combustion des gaz de pyrolyse.

$$\rho \cdot C_p \cdot \frac{\partial T}{\partial t} + \text{div}(\vec{q}) = Q_e + Q_b + Q_c \quad \text{Eq. 21}$$

Les réactions de vaporisation de l'eau et de pyrolyse sont régies par deux lois d'Arrhenius indépendantes, Eq. 22. Pour chaque loi, un degré d'avancement χ_i est lié à la variation de l'avancement de la réaction ; $i = e$ (vaporisation) ou b (pyrolyse) en fonction du temps.

$$\frac{d\chi_i}{dt} = A_i \cdot \exp\left(\frac{-E_i}{R \cdot T}\right) \cdot (1 - \chi_i) \quad \text{Eq. 22}$$

Avec A_i le facteur pré-exponentiel (/s) et E_i l'énergie d'activation de la réaction i (J/mol) qui sont donc les deux paramètres qui gouvernent la vaporisation et la pyrolyse. R est la constante des gaz

parfaits (8.314 J/mol.K) et T la température simulée à chaque nœud du maillage et à chaque pas de temps par le code de calculs par éléments finis (par résolution approchée de l'Eq. 21).

Connaissant à chaque pas de temps, et à chaque nœud du maillage le degré d'avancement des deux réactions de vaporisation et de pyrolyse, les sources de chaleur volumiques Q_i correspondantes sont calculées selon l'Eq. 23.

$$Q_i = \frac{d\chi_i}{dt} \cdot \rho_i \cdot Hr_i \quad \text{Eq. 23}$$

Avec ρ_i la masse volumique de l'eau liquide ou du bois en (kg/m³) et Hr_i l'énergie de réaction de la vaporisation ou de la pyrolyse en (J/kg). A noter que l'énergie de réaction est considérée négative pour la vaporisation de l'eau (réaction endothermique) et positive pour la pyrolyse (réaction exothermique).

Afin de prendre en compte la combustion des gaz de pyrolyse, un modèle de combustion très simplifié a été intégré au modèle thermique. Ce modèle consiste à ajouter une source de chaleur positive au niveau de la face exposée de l'élément simulé sur un petit volume d'une épaisseur d'une maille. La source volumique de combustion Q_c est calculée en fonction de l'avancement de la réaction de pyrolyse χ_b selon l'Eq. 24.

$$Q_c = \frac{d\chi_b}{dt} \cdot \rho_b \cdot Hr_c \cdot \gamma \quad \text{Eq. 24}$$

Avec Hr_c la chaleur de combustion des gaz de pyrolyse (17.10³ kJ/kg) et γ le taux de transformation du bois en charbon (suppose à 20 % ici).

Concernant les propriétés thermiques des agglomérés de bois ou de lin, nous n'avons trouvé aucune donnée dans la littérature traitant de leur dépendance à la température. De plus, les jeux de la partie feu de l'Eurocode 5 ne sont d'une part applicable que dans le cas de produits en bois massif et d'autre part que dans le cas de la courbe de feu conventionnelle. Dans le but de prendre en compte la variation des propriétés thermiques du matériau étudié, une loi des mélanges a ainsi été développée. La masse volumique et la conductivité thermique sont calculées en fonction des fractions massiques des trois phases suivantes : le matériau sec et non carbonisé, l'eau et le charbon de bois conformément aux équations Eq. 25 et Eq. 26. La variation de la chaleur spécifique dépend quant à elle des fractions volumiques de ces trois phases selon l'équation Eq. 27. À chaque pas de temps de simulation, et à chaque nœud du maillage, la fraction massique et volumique de chaque phase est déduite des lois d'Arrhenius présentées précédemment.

$$\rho_{tot} = \rho_b \cdot [1 + \chi_b (1 - \gamma) + \omega (1 - \chi_e)] \quad \text{Eq. 25}$$

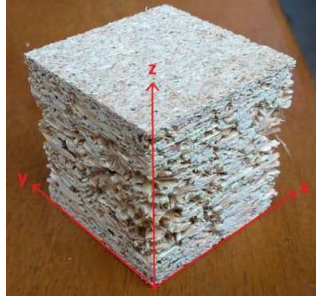
$$\lambda_{tot} = (1 - \chi_b) \cdot \lambda_b + \frac{\rho_b}{\rho_{char}} \cdot \gamma \cdot \chi_b \cdot \lambda_{char} + \frac{\rho_b}{\rho_e} \cdot \omega \cdot (1 - \chi_e) \cdot \lambda_e \quad \text{Eq. 26}$$

$$Cp_{tot} = \frac{(1 - \chi_b) \cdot Cp_b + \gamma \cdot \chi_b \cdot Cp_{char} + \omega (1 - \chi_e) \cdot Cp_e}{[1 + \chi_b (\gamma - 1) + \omega \cdot (1 - \chi_e)]} \quad \text{Eq. 27}$$

Avec ω la teneur en eau initiale du matériau et ρ_{char} , λ_{char} et Cp_{char} respectivement la masse volumique, la conductivité thermique et la chaleur spécifique à 300 °C du charbon.

Développement du modèle thermomécanique :

Afin de tenir compte du comportement mécanique particulier d'un panneau d'aggloméré, un modèle mécanique élastique orthotrope a été utilisé dans cette étude. Les paramètres du modèle orthotrope sont les modules d'élasticité, coefficients de Poisson et modules de cisaillement dans les directions du plan du panneau (x,y) et hors-plan (z), **Figure II- 66**.



$$\begin{bmatrix} \sigma_{xx} \\ \sigma_{yy} \\ \sigma_{zz} \\ \sigma_{xy} \\ \sigma_{xz} \\ \sigma_{yz} \end{bmatrix} = \Delta \begin{bmatrix} \frac{1-v_{yz}v_{zy}}{E_y E_z} & \frac{v_{yx}+v_{yz}v_{zx}}{E_y E_z} & \frac{1-v_{zx}v_{xz}}{E_x E_z} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{v_{yx}+v_{yz}v_{zx}}{E_y E_z} & \frac{1-v_{zx}v_{xz}}{E_x E_z} & \frac{1-v_{xy}v_{yx}}{E_x E_y} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{v_{zx}+v_{zy}v_{yx}}{E_x E_z} & \frac{v_{zy}+v_{xy}v_{zx}}{E_x E_z} & \frac{1-v_{xy}v_{yx}}{E_x E_y} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & G_{xy} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & G_{xz} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & G_{yz} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \varepsilon_{xx} - \alpha_x \Delta T \\ \varepsilon_{yy} - \alpha_y \Delta T \\ \varepsilon_{zz} - \alpha_z \Delta T \\ \gamma_{xy} \\ \gamma_{xz} \\ \gamma_{yz} \end{bmatrix}$$

avec $\Delta = \frac{E_x E_y E_z}{1 - v_{xy}v_{yx} - v_{yz}v_{zy} - v_{xz}v_{zx} - 2v_{zy}v_{xz}v_{yx}}$ et $\gamma_{ij} = 2\varepsilon_{ij}$

Figure II- 66 Modèle thermo-élastique orthotrope.

L'originalité du modèle réside dans le fait que la modification des propriétés élastiques n'est pas directement dépendante de la température, mais pilotée par la cinétique de la pyrolyse, via χ_b le degré d'avancement de cette dernière. L'ambition ici est donc de pouvoir adapter l'évolution des propriétés mécaniques du matériau à toute cinétique thermo-chimique, autrement dit de pouvoir s'adapter à toute sollicitation thermique. Ainsi, chaque propriété élastique du modèle s'écrit selon l'**Eq. 28**.

$$X^T = X_0 \cdot (1 - \chi_b) \quad \text{Eq. 28}$$

Où X^T est la valeur de la propriété mécanique au cours du chauffage et X_0 la propriété à température ambiante. L'avantage du modèle est donc de n'avoir besoin que de la mesure à température ambiante des propriétés élastiques.

L'évolution avec la température des coefficients de dilatation thermique dans le plan du panneau et hors plan, a quant à elle été mesurée. En effet, nous avons fait l'hypothèse que la dilatation thermique n'était pas uniquement dépendante de la pyrolyse, mais aussi très dépendante du séchage du matériau (voir § 1-5.2).

Caractérisation des propriétés thermomécaniques :

Le **Tableau II- 6** synthétise l'ensemble des paramètres nécessaires aux modèles thermiques et mécaniques développés. Certains paramètres ont été pris dans la littérature, d'autres ont été mesurés lors de la thèse de Guillaume Cueff : les propriétés thermiques ont été mesurés par le dispositif « TPS » [65], les paramètres de la loi d'Arrhenius associée à la pyrolyse ont été déterminés sur la base d'essais ATG, les propriétés élastiques ont été mesurés par des essais de compression et les coefficients de dilatation ont été mesurés sur un dilatomètre spécifiquement développé pour cette étude.

Enfin, certains paramètres (thermiques) ont été déterminés par calage à partir d'essais décrits plus loin.

Tableau II- 6 Synthèse des paramètres des modèles thermique et mécanique. Les couleurs indiquent la méthode de détermination.

Modèle thermique	Eau	Bois	Charbon de bois
Conductivité thermique (W/m.K)	$\lambda_{\text{eau}}^{20^\circ\text{C}}$	$\lambda_{\text{bois}}^{20^\circ\text{C}}$	$\lambda_{\text{char}}^{300^\circ\text{C}}$
Chaleur spécifique (J/kg.K)	$Cp_{\text{eau}}^{20^\circ\text{C}}$	$Cp_{\text{bois}}^{20^\circ\text{C}}$	$Cp_{\text{char}}^{300^\circ\text{C}}$
Masse volumique (kg/m ³)	$\rho_{\text{eau}}^{20^\circ\text{C}}$	$\rho_{\text{bois}}^{20^\circ\text{C}}$	$\rho_{\text{char}}^{300^\circ\text{C}}$
Paramètres cinétiques des réactions	A_e et E_{i_e}	A_b et E_{i_b}	-
Énergie de réaction (J/mol)	Hr_e	$Hr_{b,c}$	-
Teneur en eau initiale (%)	β		
Taux de charbon de bois final	γ		

Modèle mécanique			
Propriétés élastiques	$E_{x,y,z}^{20^\circ\text{C}}$	$\nu_{xy,xz,zy}^{20^\circ\text{C}}$	$G_{xy,xz,zy}^{20^\circ\text{C}}$
Coefficient de dilatation thermique	$\alpha_{x,y,z}^{20^\circ\text{C}}$		

* Données issues de la littérature / * Données mesurées / * Données déterminées par calculs itératifs

➤ Principaux résultats

Validation expérimentale du modèle thermique :

Un dispositif expérimental inspiré du cône calorimétrique a été développé afin de mesurer les températures à différentes profondeurs d'un panneau d'aggloméré (de lin) exposé par un flux rayonnant sur une face. Les échantillons testés avaient pour dimensions 150 x 150 x ep. 33.5 mm³. Trois teneurs en eau ont été testées afin d'étudier l'influence de la vaporisation sur la diffusion thermique : 0 % (échantillon pré-séché), 10 % et 14 %. Les panneaux radiants ont été contrôlés de façon à atteindre 300 °C en face exposée avec une vitesse de 100 °C/min. Le choix de cette sollicitation thermique a permis d'éviter la combustion des gaz de pyrolyse, facilitant ainsi le calage de certains paramètres du modèle. La **Figure II- 67** présente la comparaison des températures mesurées moyennes dans les échantillons à 10 % de teneur en eau et des températures simulées à partir des données calées du modèle. La performance du modèle thermique a également été vérifiée pour les autres teneurs en eau.

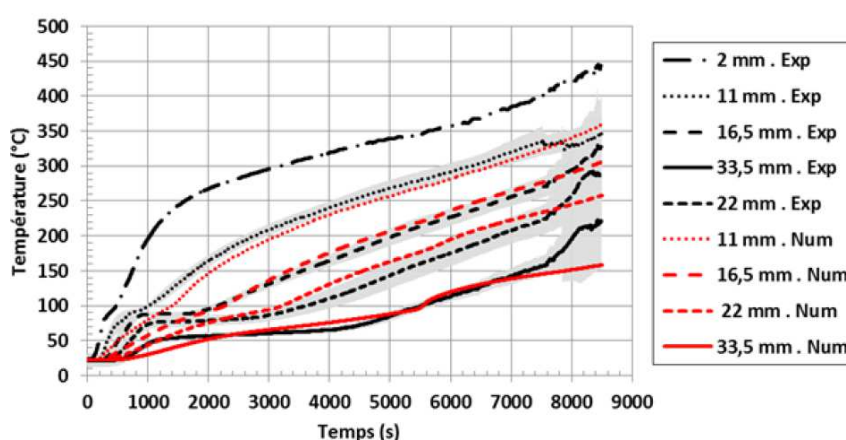


Figure II- 67 Températures simulées et mesurées (moyennes avec bande d'incertitude) dans un panneau aggloméré (de lin) à 10 % de teneur en eau.

Simulation d'un essai au feu à grande échelle :

Pour estimer la pertinence du modèle numérique développé dans des conditions d'incendie, un essai sur un four de résistance au feu a été réalisé sur des maquettes de blocs-portes composés de produits dérivés du bois, **Figure II- 68-a**. Cet essai a été réalisé au laboratoire EFACTIS France. Les maquettes (dimensions 1000 mm x 465 mm x épaisseurs variables) ont été exposées à la courbe de feu conventionnelle, jusqu'à leur ruine complète.

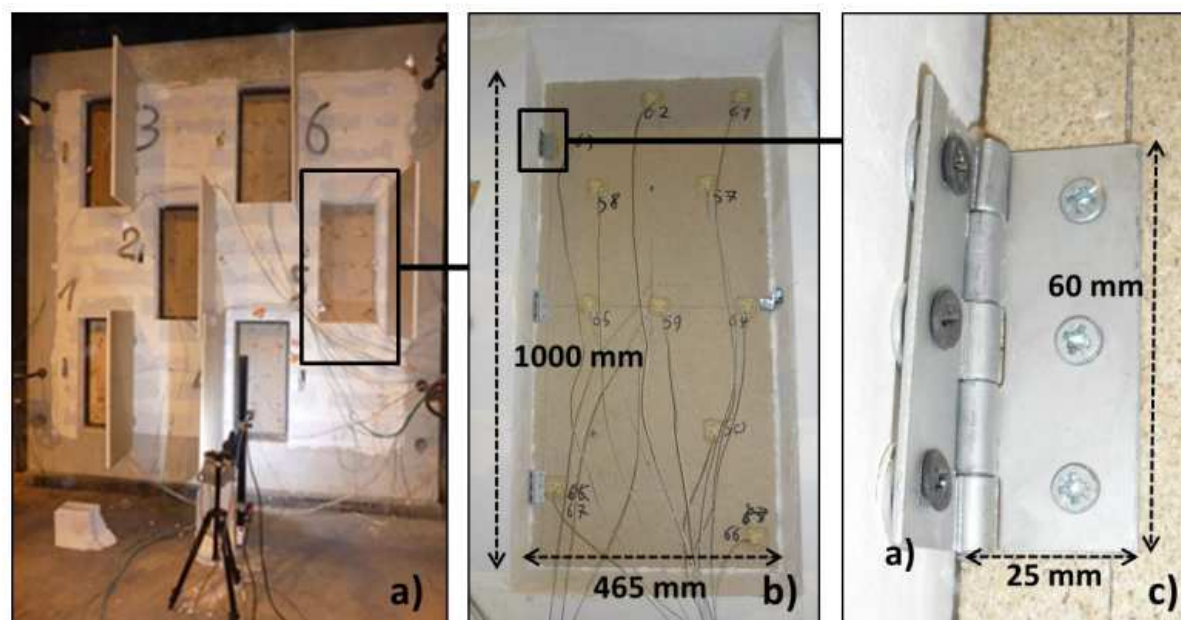


Figure II- 68 a) Photo de la face non exposée du montage expérimental avec les 6 maquettes de portes (différents panneaux agglomérés) ; **b)** Photo de la face non exposée du panneau d'aggloméré de lin simulé ; **c)** détail du mode de fixation du panneau simulé.

La simulation s'est portée sur un panneau d'aggloméré de lin (épaisseur 33.5 mm) fixé au mur d'essai par trois paumelles en acier inoxydable, **Figure II- 68-b et c**. L'instrumentation de l'échantillon a consisté en 17 thermocouples de type K placés sur la face non-exposée et dans l'épaisseur du matériau (à 8, 16,5 et 25 mm de la face exposée). Les déplacements hors-plan ont été mesurés en utilisant un capteur filaire placé au centre de la face non-exposée du panneau (précision de l'ordre du millimètre).

La simulation a été réalisée en 3D, afin de prendre en compte l'anisotropie mécanique du panneau et les dissymétries des conditions aux limites mécaniques. Les conditions aux limites thermiques ont été adoptées selon la partie feu de l'Eurocode 1 (voir § 1-6.2), **Figure II- 69-gauche**. Les performances du modèle thermique sont appréciées sur la **Figure II- 69-droite**. La reproduction des températures mesurées est moins fidèle que dans le cas des essais à plus petite échelle de la **Figure II- 67**, mais permet de relativement bien retranscrire le comportement thermique global. D'un point de vue mécanique, la **Figure II- 70-gauche** présente l'allure du panneau déformé après 28 minutes de feu. Cette allure est cohérente avec les observations faites durant l'essai. La **Figure II- 70-droite** compare la simulation et la mesure du déplacement hors-plan du centre de la face non exposée du panneau. L'historique de déplacement n'est pas parfaitement reproduit mais la tendance globale est satisfaisante. Les écarts peuvent provenir des températures au sein du panneau sous-estimées durant la première phase de l'essai, de l'incertitude de modélisation des conditions aux limites mécaniques

du panneau et de l'incertitude de mesure du capteur à fil. L'essai au feu aurait eu également besoin d'être répété.

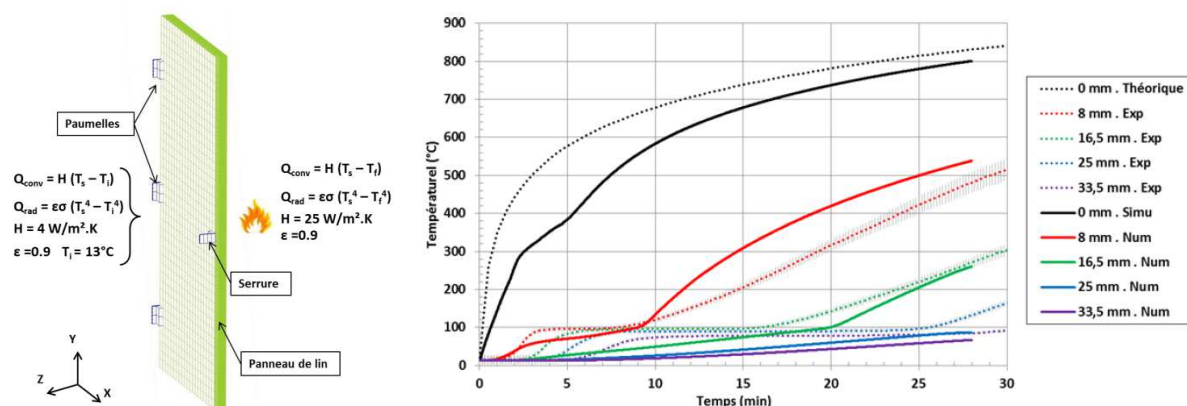


Figure II- 69 A gauche, vue du maillage 3D et conditions aux limites thermiques. A droite, comparaison des températures simulées et mesurées dans l'épaisseur du panneau d'aggloméré de lin.

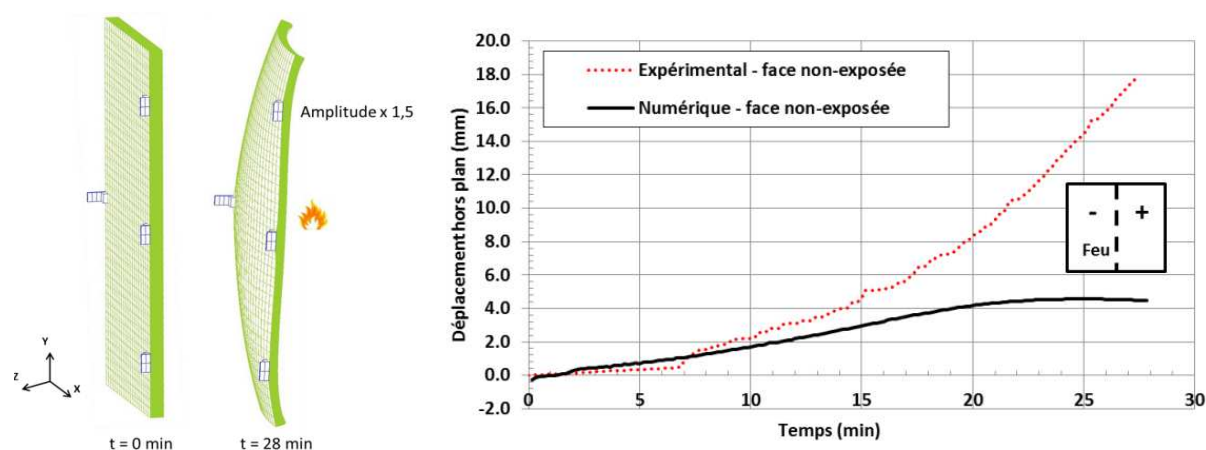


Figure II- 70 A gauche, vue du maillage 3D déformé après 28 minutes de feu. A droite, comparaison du déplacement hors-plan simulé et mesuré au centre de la face non exposée du panneau étudié.

Même si les résultats de la simulation thermomécanique du panneau testé au feu n'ont pas été parfaits, les tendances globales ont bien été retranscrites. Cela a motivé la réalisation d'une analyse numérique de l'influence de plusieurs paramètres des panneaux sur leur comportement lors d'un essai de résistance au feu réglementaire. Cet exercice a montré le réel intérêt du modèle développé pour permettre une optimisation des produits, avant la réalisation de l'essai final de résistance au feu.

A noter que ces travaux de thèse ont été récompensés par l'obtention par Guillaume Cueff du prix « thèse des bois 2015 », décerné par le pôle de compétitivité Xylofutur [147].

➤ Publications liées

Cueff, G.; Mindeguia, J.-C.; Dréan, V.; Breyse, D.; Auguin, G. Experimental and Numerical Study of the Thermomechanical Behaviour of Wood-Based Panels Exposed to Fire. *Construction and Building Materials* **2018**, 160, 668–678. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2017.11.096>.

- Cueff, G.; Mindeguia, J.-C.; Drean, V.; Auguin, G.; Breysse, D.** Thermomechanical Behaviour of Cellulose-Based Materials: Application to a Door under Fire Resistance Test. In *Proceedings of Structures in Fire SIF14*; Shangai, China, 2014.
- Cueff, G.; Mindeguia, J.-C.; Dréan, V.; Breysse, D.; Auguin, G.** Caractérisation Mécanique de Produits Dérivés Du Bois (Panneaux de Fibres et de Particules) à Haute Température. In *Rencontres AUGC 2013*; Cachan, France, 2013.
- Cueff, G.; Mindeguia, J.-C.; Dréan, V.; Breysse, D.; Auguin, G.** Étude Du Comportement Thermomécanique de Matériaux Composites Cellulosiques: Application à La Résistance Au Feu d'un Bloc-Porte En Bois. In *21ème Congrès Français de Mécanique, 26 au 30 août 2013, Bordeaux, France (FR)*; 2013.

2-2.2 Approche performantielle pour la justification de la résistance au feu de structures en bois

➤ Problématique

Comme indiqué au § 1-6.4, la justification par le calcul de la résistance au feu des structures en bois est principalement basée sur la détermination de l'épaisseur de charbon qui se forme à la surface exposée au feu. Par exemple, la partie feu de l'Eurocode 5 [114] propose une méthode dite de « la section réduite » qui est basée sur des modèles analytiques donnant l'épaisseur de carbonisation en fonction du temps. Des modèles de carbonisation sont donnés pour des structures non protégées et protégées (par des panneaux à base de bois ou des plaques de plâtre). Cette méthode est aujourd'hui la plus utilisée en ingénierie pour vérifier ou concevoir des structures en bois exposées au feu.

Les modèles de carbonisation de la version actuelle de l'Eurocode 5 ont été validés sur la base d'essais réalisés avec la courbe de feu conventionnelle [148]. Cette méthode se limite donc à un calcul normatif, qui est généralement très conservateur pour la structure. Afin de parvenir à une conception basée sur la performance de la structure (approche performantielle, ou approche ISI, § 1-6.1), l'Eurocode 5 propose également des modèles analytiques de carbonisation pour les éléments en bois exposés à des feux « paramétriques ». Comme indiqué au § 1-6.2, ces feux dits « naturels », contrairement à la courbe conventionnelle, permettent de prendre en compte la géométrie du local (constitution des murs, dimensions de la pièce, présence d'ouvertures) ainsi que la nature du feu (surface du feu, caractéristiques du combustible...). Il est important de préciser que d'une part le recours à ce genre de calcul nécessite la validation d'un laboratoire agréé (voir **Tableau II- 3**), et d'autre part le modèle de carbonisation de l'Eurocode 5 pour les feux paramétriques n'est applicable que sous certaines conditions (limitation de l'épaisseur de charbon et de la durée de résistance au feu visée).

Pour une conception purement basée sur la performance, des modèles d'incendie plus avancés sont nécessaires. Par exemple, des modèles d'incendie de compartiment ou des logiciels CFD peuvent être utilisés. Lors de l'utilisation de tels modèles d'incendie avancés, il n'existe pas de modèle analytique pour la carbonisation correspondante. Dans ce cas, l'utilisation d'un modèle numérique de carbonisation, couplé au calcul de l'incendie, est donc nécessaire.

➤ Objectifs et Moyens

L'objectif de cette étude est de contribuer à l'utilisation d'une conception basée sur la performance lors de l'évaluation de la résistance au feu d'un élément structural en bois. Cette étude a particulièrement été motivée par les travaux de l'action COST FP 1404 « Fire Safe Use of Bio-based Building Products » (2015-2019), pour laquelle j'étais le membre suppléant officiel de la France. Au sein de cette action COST, j'ai particulièrement été impliqué dans le groupe de travail WG2/TG6 « Natural Fire Design », animé par le Dr Norman Werther de l'Université Technique de Munich.

Les résultats de cette étude ont régulièrement fait l'objet de présentations au sein des réunions du groupe de travail, d'une présentation lors d'une conférence internationale et d'un article dans une revue internationale.

➤ Méthodologie

L'étude menée ici était purement numérique. Nous nous sommes intéressés à la possibilité de coupler le modèle thermique développé lors de la thèse de Guillaume Cueff (§ 2-2.1) avec une exposition au feu quelconque (un feu naturel donc), afin d'en exploiter les profondeurs de carbonisation et de pouvoir les appliquer dans une méthode similaire à celle de la section réduite. Le modèle mécanique n'a pas été pris en compte ici (*en projet*).

Dans un premier temps, le modèle thermique a été confronté à des essais de la littérature, afin de recalibrer les paramètres (**Tableau II- 6**) au cas d'une section en bois massif. Différentes configurations ont été recherchées : sections non protégées et protégées, courbe de feu conventionnelle ou feux naturels. Pour tous les cas, le modèle a été calé de façon à retrouver à la fois des évolutions de température au sein des sections étudiées et une épaisseur de charbon proches des mesures. La **Figure II- 71** présente la comparaison des profondeurs de charbon simulées avec des données issues de la littérature [149], [150]. Le modèle thermique développé semble tout à fait adapté à prédire la carbonisation d'éléments en bois massif sous différentes expositions thermiques, avec ou sans protection thermique.

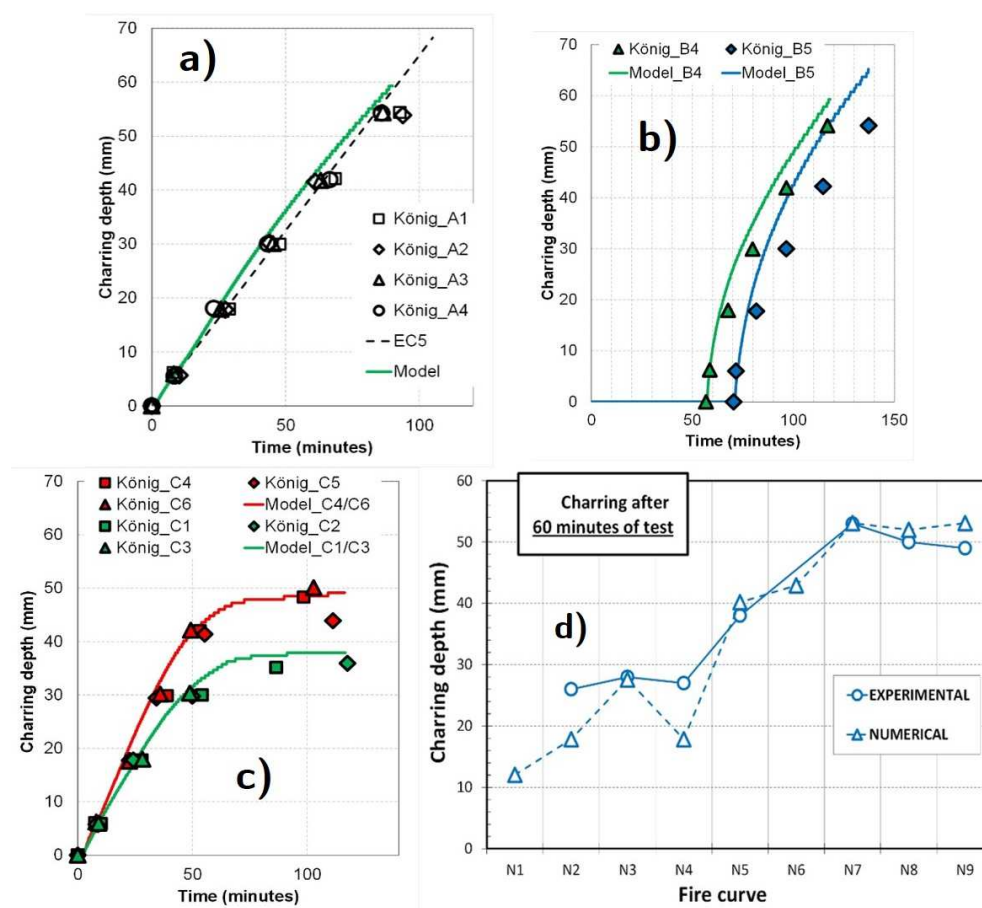


Figure II- 71 Comparaison des épaisseurs de charbon simulées et mesurées en cours d'essai (a, b et c) ou à la fin de l'essai (d). Résultats selon [149] : a)- sections non protégées et exposées à la courbe conventionnelle, b)- sections initialement protégées exposées à la courbe conventionnelle et c) sections non protégées exposées à deux feux naturels. Résultats selon [150] : d)- sections non protégées exposées à 9 feux naturels.

Une fois le modèle numérique de carbonisation calibré et comparé à différents résultats expérimentaux, nous l'avons utilisé comme outil numérique pour évaluer la résistance au feu d'une poutre en lamellé-collé exposée à une courbe de feu conventionnelle, une courbe de feu paramétrique et une courbe de feu issue d'un modèle de feu à deux zones.

La structure étudiée est un plancher en bois dans un immeuble de bureaux. Le plancher est constitué de poutres principales non protégées en bois lamellé-collé (GL24h selon la norme EN 338) de dimensions 24 (largeur) x 54 (hauteur) cm. Les poutres ont une portée de 8 m et sont simplement soutenues par 2 poteaux. La distance entre les poutres principales est de 4 m. Les poutres principales supportent un plancher en bois CLT (20 cm d'épaisseur), qui reçoit un plancher de finition en bois (2 cm d'épaisseur). La conception des poutres a été réalisée selon l'Eurocode 5 (taux de travail à 20 °C : 90 %). Le compartiment a une surface de 64 m² (8 m x 8 m) et une hauteur de plafond de 3 m. Les 4 murs ont respectivement une surface d'ouvertures de 4,8 m², 1,44 m², 4,45 m² et 2 m². Les murs sont composés de briques de 20 cm d'épaisseur, protégées par des plaques de plâtre. La **Figure II- 72** résume les différentes propriétés de la structure étudiée. L'objectif de l'étude est de calculer la résistance au feu d'une poutre principale, en fonction du type de modèle d'incendie et en tenant compte de l'épaisseur de charbon correspondante.

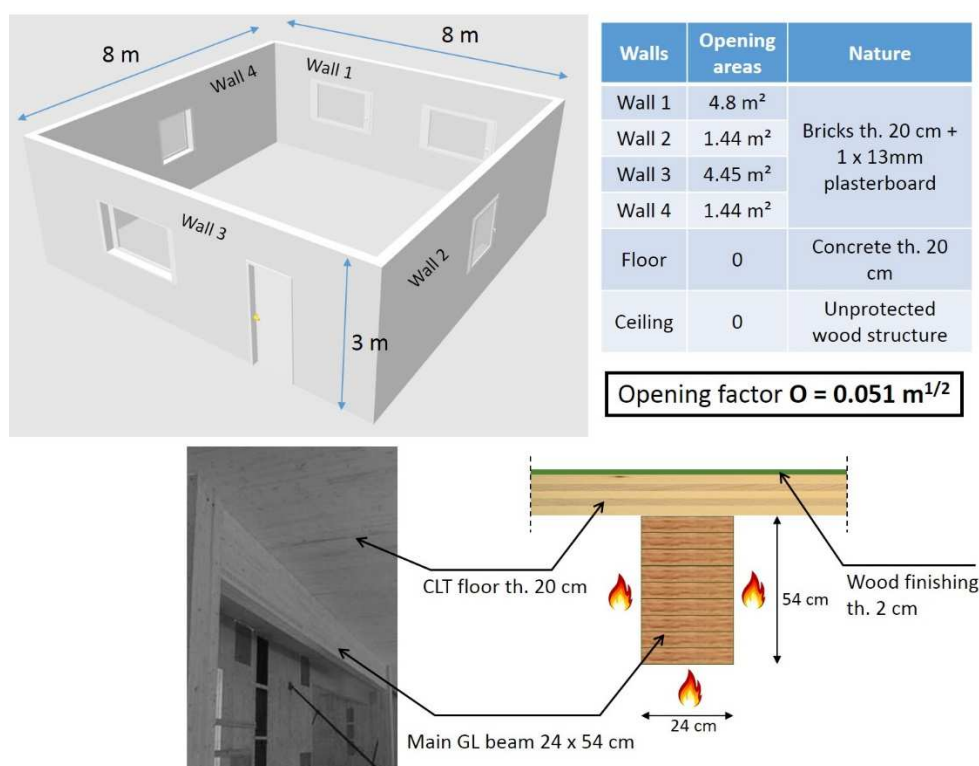


Figure II- 72 En haut à gauche : vue schématique en 3D de la pièce étudiée. En haut à droite : caractéristiques des murs et surfaces d'ouvertures. En bas à gauche : photo d'une poutre principale. En bas à droite : section transversale d'une poutre principale.

Conformément aux possibilités offertes par l'approche basée sur la performance, trois modèles d'incendie sont utilisés : (i) la courbe de feu conventionnelle (2 heures), (ii) un feu paramétrique et (iii) un modèle de feu à 2 zones. Le feu paramétrique est calculé selon l'annexe A de l'Eurocode 1 (EN 1991-1-2 [38]). Pour le modèle d'incendie à 2 zones, le logiciel « Ozone » [47] est utilisé. Ozone est un modèle d'incendie de compartiment qui comprend un modèle à deux zones (incendie localisé) et un modèle à une zone (embrasement généralisé) avec la possibilité de passer de deux à

une zone si certains critères sont rencontrés. Les paramètres utilisés pour le feu paramétrique et le modèle à deux zones sont présentés dans le **Tableau II- 7**. Il est très important de noter qu'une limite à ce calcul est la non prise en compte de la charge calorifique apportée par la structure en bois en elle-même, et plus particulièrement celle du plancher CLT non protégé. Cet aspect a été traité plus tard dans mes projets de recherche, voir § 2-2.3. De plus, nous avons adopté un couplage faible, où l'échange thermique ne se fait que dans le sens feu $\Rightarrow$ structure.

Tableau II- 7 Principaux paramètres utilisés pour la détermination de la courbe de feu paramétrique et par modélisation sous le logiciel OZone.

Type d'occupation / facteur d'ouverture ($m^{1/2}$)	Régime de croissance du feu	Energie maximale générée surfacique RHRf (kW/m^2)	Facteur d'efficacité de la combustion	Densité de charge calorifique $q_{f,k}$ (MJ/m^2)	Chaleur de combustion du combustible (MJ/kg)
Bureau / 0.05	Moyen	250	0.8	511	17.5

Les simulations ont été réalisées sur une géométrie 2D (section) d'une poutre principale. Le feu est appliqué sur 3 côtés de la poutre par une condition aux limites convection/rayonnement (Eq. 13), avec une émissivité de surface de 0.8 et un coefficient de convection de $25 W/m^2K$ pour le feu standard et $35 W/m^2K$ pour le feu paramétrique et le feu du modèle à 2 zones. La **Figure II- 73** présente le maillage par éléments finis de la section de la poutre ainsi que les conditions aux limites thermiques. La figure présente également un exemple de champ de température calculé dans la section et le champ résultant de la vitesse de réaction de la pyrolyse $\frac{dx_b}{dt}$ (telle que calculée par l'Eq. 22). Nous avons considéré ce dernier comme étant le front de carbonisation dans la poutre, et nous permettant donc d'estimer l'épaisseur de charbon à tout instant du calcul.

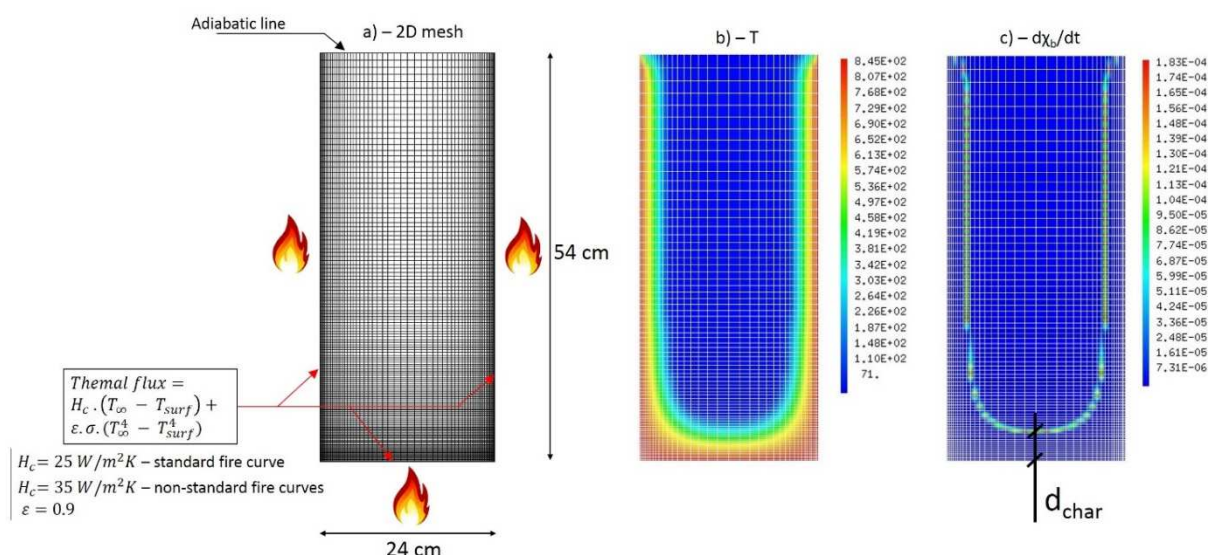


Figure II- 73 a) maillage 2D par éléments finis de la section de poutre étudiée, b) champ de température atteint au bout de 32.5 minutes (sous courbe conventionnelle) et c) champ de la vitesse de réaction de la pyrolyse. Le maximum de cette dernière est considéré comme étant la position du front de carbonisation, permettant de connaître l'épaisseur de charbon d_{char} à tout instant du calcul.

➤ Principaux résultats

La **Figure II- 74-a** présente l'évolution de la température dans les gaz chauds, en fonction du modèle de feu. La **Figure II- 74-b** présente l'évolution de la température à l'intérieur de la poutre à 6, 30 et 42 mm de la surface exposée. Au début du scénario, le feu paramétrique est le plus rapide. Pour le feu du modèle à deux zones, le chauffage au début est plus lent car le feu reste localisé pendant 10 min (modèle à deux zones), jusqu'à ce que subvienne l'embrasement généralisé dans le compartiment (modèle à une zone). La température maximale est obtenue par le modèle à 2 zones (1094 °C). Bien évidemment la courbe conventionnelle ne comporte pas de phase de refroidissement. Pour les deux feux naturels, la phase de refroidissement commence presque simultanément (34 min pour le modèle à 2 zones, 36 min pour le feu paramétrique). Par contre, la cinétique de refroidissement est différente entre ces 2 feux. Il est important de souligner ici la capacité du modèle de pyrolyse à prendre en compte l'irréversibilité des propriétés thermiques lors de la phase de refroidissement. Finalement nous retenons que pour un même cas d'étude, les 3 courbes de feu se comportent assez différemment, conduisant à un champ de température spécifique à l'intérieur de la section étudiée. Ce point est primordial à souligner car il montre bien l'importance du choix du scénario de sollicitation thermique (qui dans le cas d'une approche basée sur la performance doit faire l'objet de discussions au sein de la commission de sécurité, voir **Tableau II- 3**) en vue de la justification par le calcul de la résistance au feu d'un élément de structure (qui, elle, doit être validée par un laboratoire agréé, **Tableau II- 3**).

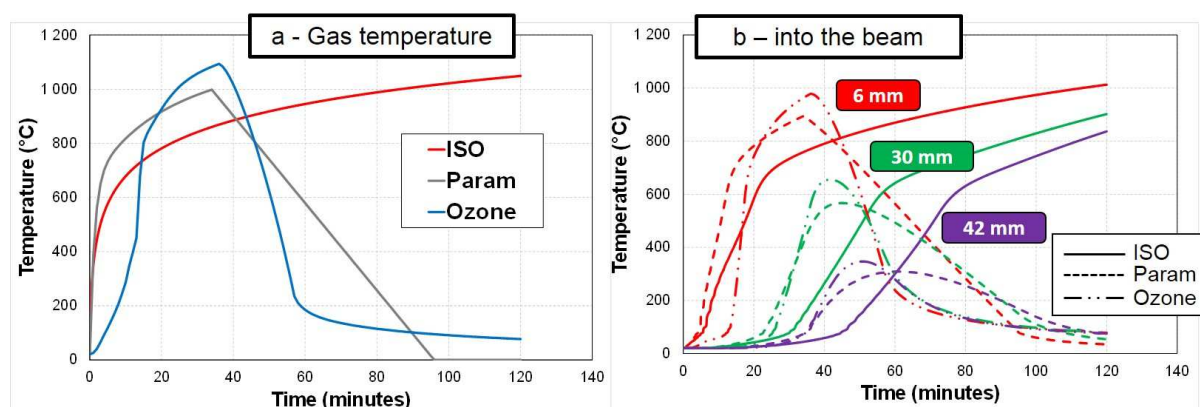


Figure II- 74 a) évolution de la température dans les gaz chauds du compartiment selon le modèle de feu retenu, b) évolution de la température à différentes profondeurs de la section de la poutre étudiée en fonction du modèle de feu retenu.

La **Figure II- 75-a** présente l'évolution de la profondeur de charbon en fonction du modèle de feu. La carbonisation sous la courbe du feu ISO est presque linéaire, avec un taux de 0,7 mm/min, c'est-à-dire similaire au modèle correspondant de l'Eurocode 5. Dans le cas d'un feu paramétrique, la carbonisation au début du feu est plus rapide en raison de la montée en température plus rapide. Nous présentons sur la figure l'évolution de l'épaisseur de carbonisation donnée par l'Annexe A de la partie feu de l'Eurocode 5 pour les feux paramétriques. Il est intéressant de noter que ce modèle n'est prévu que pour une durée limitée (calculée à environ 45 minutes ici) et/ou une épaisseur de charbon maximale ($h/4$ ou $b/4$). Dans le modèle à 2 zones, la carbonisation est retardée car le feu reste localisé pendant 10 minutes. Après 20 min, la carbonisation dans la poutre est proche de celle du feu paramétrique. Après 40 min de feu, la carbonisation est stabilisée pour les deux feux naturels en raison de la phase de refroidissement. La **Figure II- 75-b** montre l'évolution du moment résistant $M_{f,i}(t)$ de la poutre en fonction du modèle de feu. Le moment résistant de la poutre est calculé en s'inspirant de la méthode de la section réduite de l'Eurocode 5, selon l'équation **Eq. 29**.

$$M_{fi,i}(t) = \frac{(b - 2 \cdot d_{char,i}(t)) \cdot (h - d_{char,i}(t))^2}{6} \cdot k_{fi} \cdot f_{m,k} \quad \text{Eq. 29}$$

Avec b la largeur initiale de la poutre (24 cm ici), h la hauteur initiale de la poutre (54 cm ici), $d_{char,i}(t)$ la profondeur de carbonisation telle que calculée par le modèle numérique, k_{fi} un coefficient de sécurité donné par l'Eurocode 5 (1,15 ici) et $f_{m,k}$ la résistance à la flexion caractéristique de la poutre (24 MPa ici). La lettre i représente les 3 différentes courbes de feu.

Le moment résistant est comparé au moment fléchissant sollicitant calculé sous combinaison accidentelle ($M_{acc} = 105$ kNm ici) dans la **Figure II- 75-b**. En raison de la cinétique très différente des modèles d'incendie, il est difficile de déterminer lequel est le plus conservatif ou le plus optimisé : la poutre apparaît plus résistante au début de l'incendie (0-18 min) lorsque le modèle à 2 zones est utilisé (car le feu reste localisé). Entre 18 et 60 min, la résistance est supérieure dans le cas de la courbe conventionnelle car son régime est plus lent et entraîne des températures plus basses. Enfin, après 60 min, et en raison de l'extinction du feu prévue dans les deux modèles de feux naturels, la poutre est plus résistante. Au final, la résistance au feu de la poutre est de 100 min sous la courbe conventionnelle alors qu'elle résiste pendant toute la durée des 2 incendies naturels. Nous rappelons ici qu'il s'agit d'un calcul théorique ne prenant pas en compte la contribution de la combustion de la structure en bois dans la dynamique du feu du compartiment. Les conditions d'auto-extinction de la poutre [151] seraient également à étudier. Toujours est-il que cette étude a contribué à proposer une méthodologie d'emploi de l'approche par la performance dans le domaine de la résistance au feu des structures en bois.

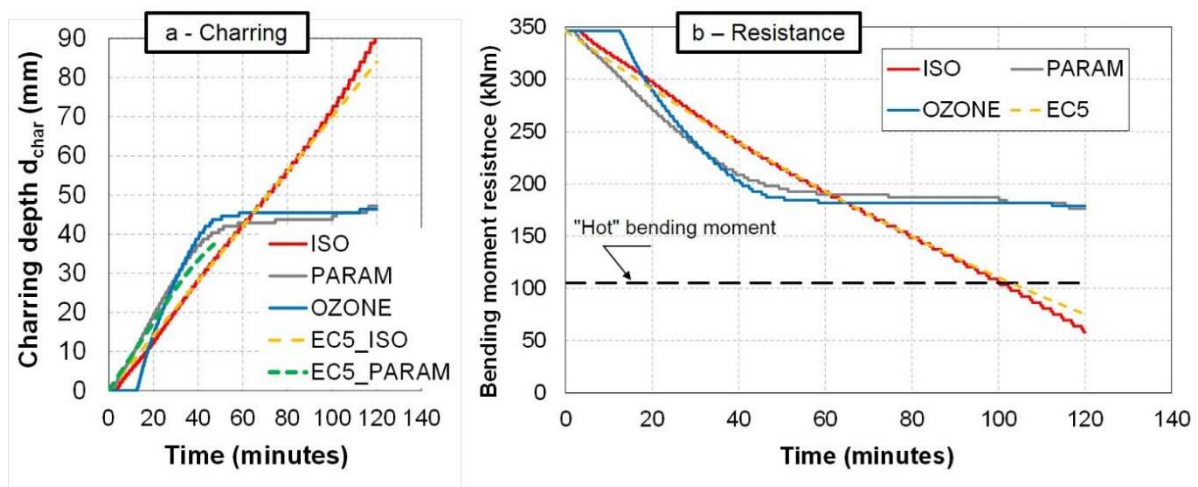


Figure II- 75 a) évolution de la profondeur de charbon dans la section de poutre selon le modèle de feu retenu, b) évolution du moment résistant de la poutre en fonction du modèle de feu retenu. Le trait horizontal en pointillés représente la valeur du moment sollicitant sous combinaison accidentelle.

► Publications liées

Mindeguia, J.-C.; Cuff, G.; Dréan, V.; Auguin, G. Simulation of Charring Depth of Timber Structures When Exposed to Non-Standard Fire Curves. *Journal of Structural Fire Engineering* **2018**. <https://doi.org/10.1108/JSFE-01-2017-0011>.

Mindeguia, J.-C. Simulation of Charring Depth of Wooden-Based Products When Exposed to Natural Fire Curves. In *Book of abstracts of COST FP 1404 MC and WG*; Prague, Czech Republic, 2017; p 38.

2-2.3 Comportement thermomécanique de planchers « CLT » sous feux réglementaires et naturels

➤ Problématique

De plus en plus de projets de bâtiments en bois font appel au procédé de construction « CLT » (Cross-Laminated Timber), ou panneaux contre-croisés en bois. Ces éléments massifs permettent de réaliser aussi bien des planchers, que des murs porteurs. Il s'agit du procédé le plus à l'étude actuellement pour la réalisation de bâtiments de plusieurs étages (deux exemples sur la **Figure II-76**).

Comme tout procédé de construction, le CLT doit montrer son efficacité en terme de sécurité incendie. Les éléments porteurs doivent en particulier démontrer leur capacité à résister au chargement mécanique, lors d'un incendie. Or de nos jours, le contexte réglementaire n'est pas adapté, ou incomplet, en ce qui concerne le comportement au feu du CLT [152]. Par exemple, les CLT ne sont pas abordés dans la version actuelle de la partie feu de l'Eurocode 5 (ils le seront dans la prochaine version [117]). Cela peut constituer un frein au développement de ces produits dans la construction, en particulier pour des immeubles de moyenne et grande hauteur. Bien souvent, les structures en CLT doivent donc être protégées thermiquement, au détriment de la mise en valeur visuelle du matériau bois (un témoignage fort intéressant de la part du constructeur du projet « Sensation » à ce sujet : [153]).



Figure II- 76 Exemples de projets d'immeubles avec utilisation du CLT. A gauche, projet « Sensations » à Strasbourg (Bouygues Immobilier maître d'ouvrage, Koz Architecture maîtrise d'œuvre, Eiffage Construction, entreprise de construction, crédit photo : Bouygues Immobilier). A droite, projet « Hyperion » à Bordeaux, (Bouygues Immobilier maître d'ouvrage, Koz Architecture maîtrise d'œuvre, Eiffage Construction, entreprise de construction, cliché personnel).

Plusieurs campagnes expérimentales ont ainsi été réalisées ces dernières années afin de mieux appréhender le comportement au feu des CLT : à moyenne [154], [151], [155] ou à grande échelle [156], [157]. Souvent, les auteurs mettent en avant un phénomène de délamination des CLT lorsqu'ils sont soumis au feu, **Figure II- 77**. Concrètement, il s'agit d'une chute, plus ou moins soudaine, et plus ou moins localisée, du premier pli exposé du plancher ou mur. Quand elle se produit, la délamination a pour conséquence de produire un choc thermique sur le pli suivant, résultant en une cinétique de carbonisation très différente de celle couramment rencontrée sur les éléments en bois massif ou lamellé-collé (sur ces derniers, les lamelles étant toutes collées dans la

même direction, le phénomène de délamination n'est quasiment pas observé lors d'une exposition au feu). Les origines physiques de la délamination au feu des CLT ne sont pas encore totalement maîtrisées, mais le comportement thermomécanique anisotrope du bois entraîne probablement une dilatation différentielle au niveau de l'interface entre les deux premiers plis du CLT. Certains adhésifs sont également réputés pour favoriser le risque de délamination [156], [158]. Plus récemment, le rôle de l'état hydrique du CLT a également été mis en avant par Colic et al. [159] (les panneaux CLT pré-séchés étant plus sensibles à la délamination).



Figure II- 77 Observation de la délamination d'un CLT durant à gauche un essai de résistance au feu réglementaire [156] et à droite durant une exposition à un cône calorimétrique [151].

En plus de leur comportement thermomécanique particulier, les structures en CLT, comme n'importe quel autre type de structure en bois, participent à la charge calorifique des compartiments et peuvent influencer la dynamique du feu dans, et en dehors (flammes extérieures), de ceux-ci. Cela peut donc influencer fortement la stabilité au feu des structures durant le temps d'évacuation (temps « réglementaire » de résistance au feu) mais aussi durant la phase d'intervention des secours. La faculté d'auto-extinction des structures CLT est également primordiale à maîtriser, car elle permet de s'assurer de la tenue résiduelle des ouvrages incendiés, y compris plusieurs heures après le sinistre.

Enfin, peu de modèles thermomécaniques des CLT sont présents dans la littérature, qui permettraient d'anticiper la ruine des ouvrages.

Dans ce contexte avéré, des expérimentations au feu sont encore nécessaires sur ces produits. Plus particulièrement ici, le comportement des structures en CLT sous feu naturel est encore mal documenté, faisant obstacle à l'adoption d'une approche basée sur la performance.

➤ **Objectifs et Moyens**

Les résultats présentés dans cet article font partie du projet multipartenaires « Epernon Fire Tests Program » [160]. Ce projet implique un centre d'essais au feu (CERIB), des équipes de recherche Européennes (Université d'Edimbourg, Université de Liège, Université de Brunswick, Université de Bordeaux), ainsi qu'un bureau d'études Suédois spécialisé dans l'ingénierie incendie (Brandskyddslaget). Le projet est piloté par le CERIB.

Le but du projet est d'analyser et de comparer le comportement au feu de structures du génie civil combustibles (planchers CLT) et non combustibles (plancher béton armé) lorsqu'elles sont testées sous des conditions standard et dites « de feux naturels ». Le projet a répondu à plusieurs objectifs

scientifiques, tels que la quantification de l'apport énergétique des matériaux combustibles lors d'essais réglementaires au feu [161], l'influence des surfaces combustibles et des facteurs de ventilation sur la dynamique des incendies de compartiments [162], l'influence des surfaces combustibles sur les flux thermiques extérieurs [163] ou la simulation du comportement de planchers en béton armé sous feux naturels [164].

Au sein de ce projet, je me suis particulièrement investi dans l'étude du comportement thermomécanique des planchers CLT, aussi bien lors d'essais au feu réglementaires, que lors d'essais de feux naturels. Les principaux résultats sont repris dans les paragraphes suivants.

➤ Méthodologie

Nous ne présentons ici que la partie du programme expérimental en rapport avec l'étude des planchers CLT sous feux standards (courbe conventionnelle) et sous feux naturels. Le programme expérimental a consisté en la réalisation de deux essais réglementaires de résistance au feu (réalisés conformément à la norme EN 1363-1 [103]) et trois essais de feux naturels avec des conditions de ventilation différentes. Les essais réglementaires ont été réalisés dans le dispositif « Prométhée » du CERIB (voir aussi § 2-1.3). Les feux naturels ont été réalisés dans un compartiment expérimental extérieur, **Figure II- 78**. Les dimensions internes du compartiment sont de $6 \times 4 \times 2,52 \text{ m}^3$. La charge combustible consiste en des arrangements de lamelles de bois en épicéa (charge en combustible = $948 \text{ MJ} / \text{m}^2$). Trois conditions de ventilation différentes ont été étudiées avec des facteurs d'ouverture (calculés selon la partie 1-2 de l'Eurocode 1 [38]) de 0,144, 0,050 et 0,032 m^2 . Ces incendies naturels sont désignés sous les scénarios 1, 2 et 3, respectivement. Selon les résultats de la **Figure II- 11**, le feu 1 est considéré comme étant contrôlé par le combustible, tandis que les feux 2 et 3 le sont par la ventilation.

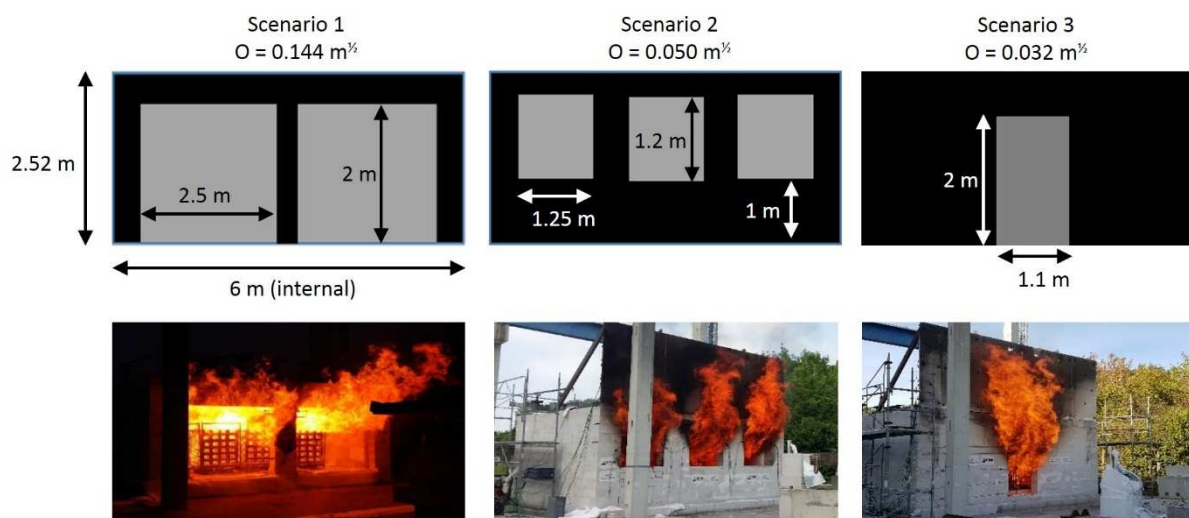


Figure II- 78 Essais de feux naturels. Vue de la face avant du compartiment comportant les ouvertures, avec facteurs d'ouverture correspondants.

Les planchers CLT (5 plis) ont été dimensionnés de façon à répondre aux exigences ELU et ELS à température ambiante. Pour toutes les expositions au feu (courbe conventionnelle et feux naturels), ils étaient chargés mécaniquement avec un poids mort représentant une combinaison de charges ELU accidentelle.

Des thermocouples ont été introduits aux interfaces entre les plis des planchers, lors de leur fabrication en usine (entreprise SACBA), permettant entre autres d'estimer la progression du front

de carbonisation au cours de l'essai (considéré dans cette étude comme l'isotherme à 300 °C). Des thermocouples de type « plate thermometer » (§ 1-4.1) étaient placés dans les gaz chauds. Enfin, des capteurs de déplacement à fil ont permis de mesurer la flèche des planchers durant les essais. La **Figure II- 79** présente l'évolution des températures atteintes dans les gaz chauds du compartiment pour les différents essais de la campagne.

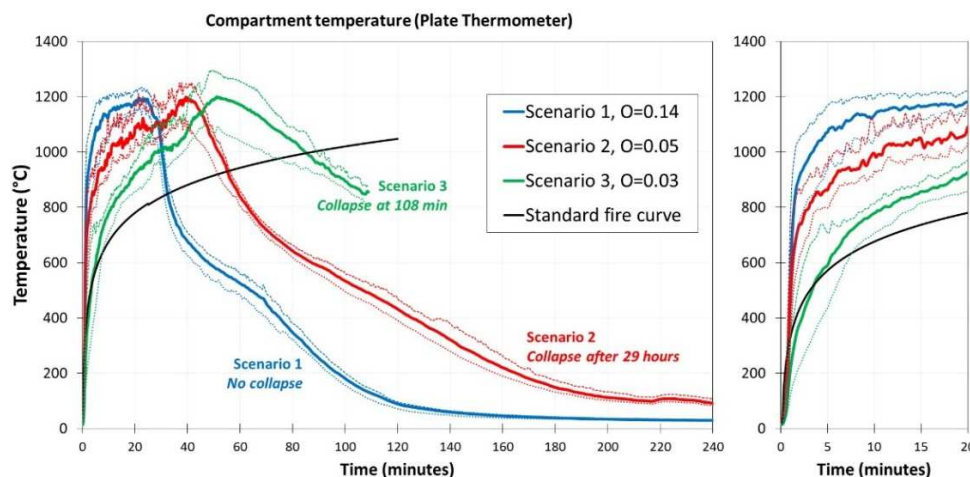


Figure II- 79 Températures (minimale, moyenne et maximale) dans les gaz chauds durant les 3 essais de feux naturels. Comparaison avec la courbe conventionnelle. A droite zoom sur les 20 premières minutes.

➤ Principaux résultats

Observations expérimentales

La **Figure II- 80** présente l'évolution des températures mesurées dans les gaz chauds et à l'interface entre les deux premiers plis lors des différents essais (pour simplifier, nous ne représentons ici qu'un seul des deux essais réglementaires). La température à l'interface a été mesurée à 4 endroits différents du plancher (zones A, B, C et D sur la figure). Nous observons clairement qu'au bout d'une certaine durée (dépendante du type de feu, et de la localisation sur le plancher), la température à l'interface connaît une soudaine augmentation et atteint la température des gaz chauds. Ce phénomène est la conséquence de la perte du premier pli du plancher. Nous confirmons donc dans ce projet que le premier pli des planchers CLT peut être perdu au cours d'un feu, réglementaire ou naturel. Lors de nos essais, la perte du premier pli ne s'est pas faite de façon violente, mais plutôt diffuse dans le temps, avec des chutes locales de charbon.

La **Figure II- 81** présente l'évolution de la profondeur de charbon au cours des essais réglementaires (déterminée par la position de l'isotherme à 300 °C). Nous observons une carbonisation quasi linéaire avec une vitesse de l'ordre de 0.7 mm/min, ce qui est relativement proche des vitesses de carbonisation des bois massifs. Dans cette étude, la perte du premier pli s'effectuant après 300 °C (voir **Figure II- 80**), le deuxième pli a déjà commencé à carboniser quand le premier pli chute. Ce qui explique que la carbonisation n'est pas accélérée lors de cette chute. La carbonisation mesurée est inférieure à celle prédite par les modèles de « simple carbonisation » et de « double carbonisation » proposés par Klippel et al. [165]. Il est intéressant de noter que ces derniers modèles seront certainement incus dans la prochaine version de la partie feu de l'Eurocode 5 pour les CLT. Dans le cas de la présente étude, les modèles semblent donc bien conservatifs.

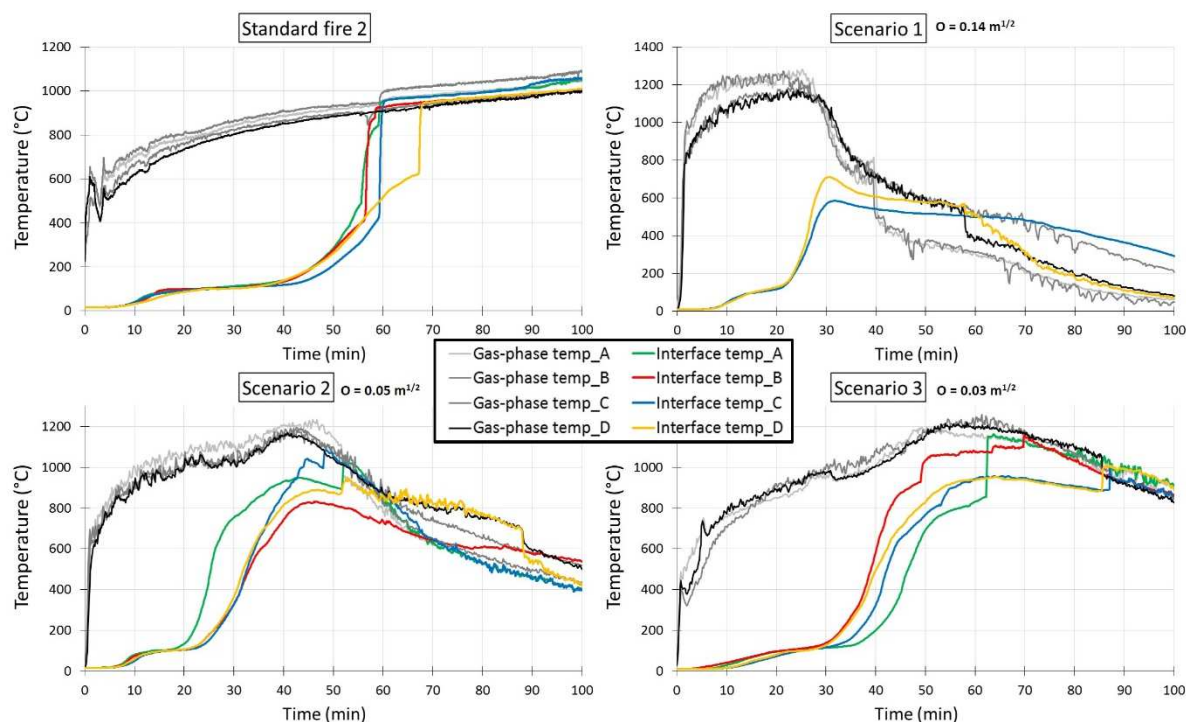


Figure II- 80 Températures mesurées (à 4 positions différentes du plancher) à l'interface entre les 2 premiers plis pour les différents essais.

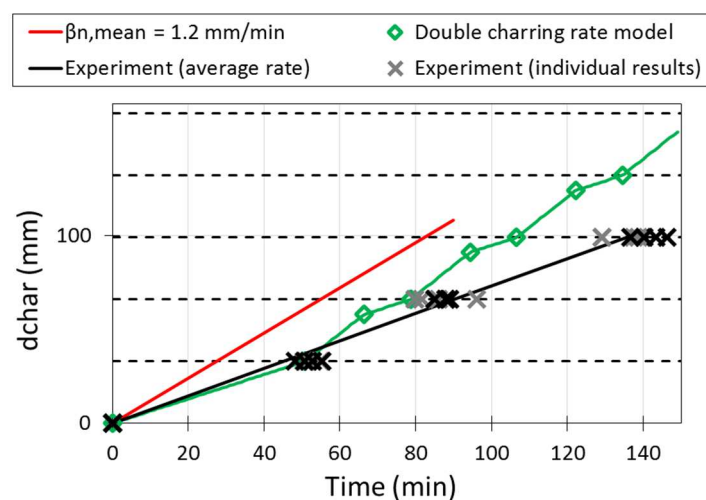


Figure II- 81 Evolution de la profondeur de charbon au cours du temps lors des essais sous courbe conventionnelle. Les croix sont les résultats expérimentaux obtenus au cours du projet (position de l'isotherme à 300 °C), la courbe noire la moyenne expérimentale. La courbe verte correspond au modèle dit de « double carbonisation », proposé par [165], et qui sera inclus dans la prochaine version de la partie feu de l'Eurocode 5. La courbe rouge est un modèle de « simple carbonisation » proposé par [165].

La **Figure II- 82** présente l'évolution de la profondeur de charbon lors des feux naturels 1 et 2. Du fait de la phase de refroidissement, l'épaisseur carbonisée finale est inférieure à celle atteinte lors des feux réglementaires. Nous comparons les mesures au modèle de carbonisation donnée par l'Annexe 1 de la partie feu de l'Eurocode 5 pour les feux paramétriques. Il est important de rappeler que ce modèle est limité dans son application (il ne peut pas être appliqué par exemple ici avec le

feu naturel 3) et qu'il n'est pas prévu pour les CLT. Nous observons ici que le modèle sous-estime les profondeurs de carbonisation de nos planchers. Il ne semble donc pas indiqué de l'utiliser dans le cas d'un dimensionnement de structures en CLT.

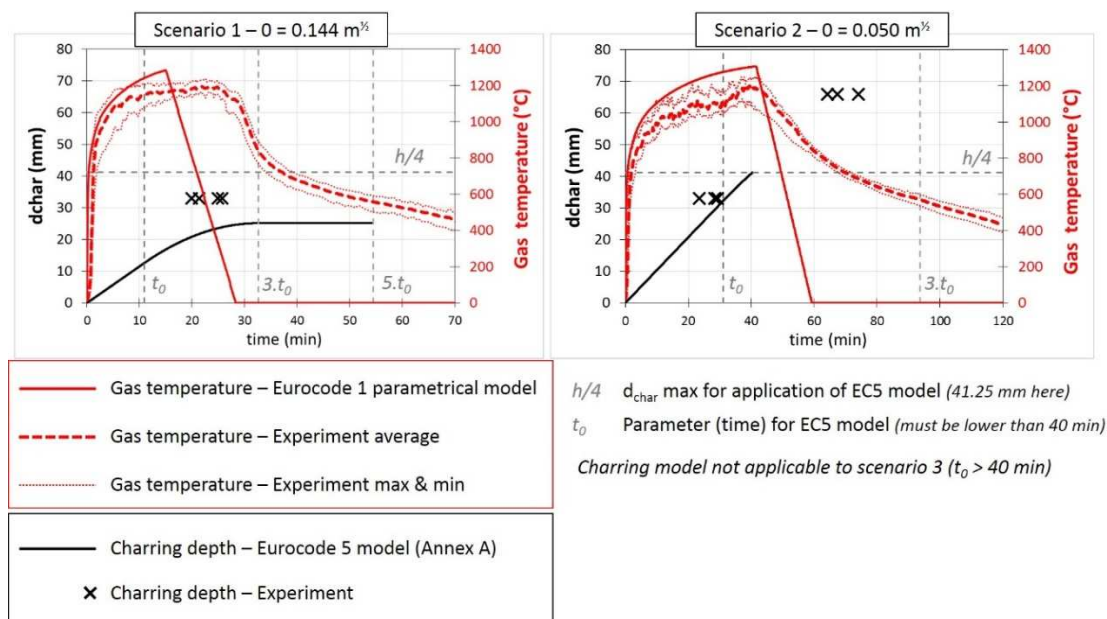
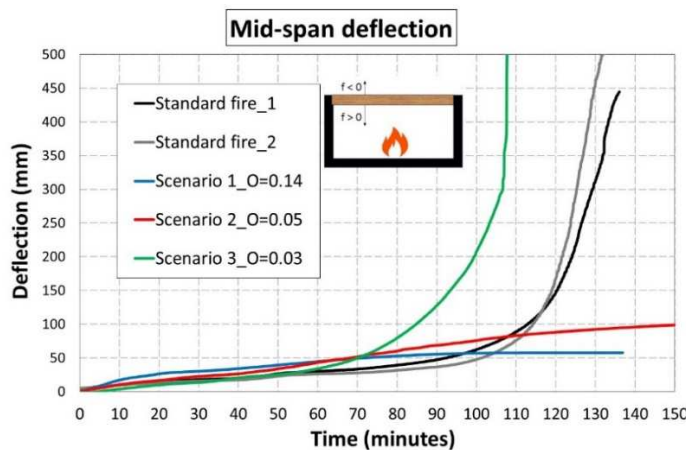


Figure II- 82 Evolution de la profondeur de carbonisation pour les feux naturels 1 et 2 et comparaison avec le modèle de carbonisation donné par l'Eurocode 5 (Annexe A, [114]) pour les feux paramétriques. Ce dernier n'est pas applicable pour le scénario 3. Nous donnons aussi les températures dans les gaz chauds prédites par le modèle de feu paramétrique de l'Eurocode 1.

Enfin, la **Figure II- 83** présente l'évolution de la flèche des planchers au cours du temps pour tous les essais réalisés. Pour trois de ceux-ci (les deux essais réglementaires ainsi que le feu naturel 3), nous observons une accélération soudaine de la flèche qui a conduit : (i) à l'arrêt des essais réglementaires et au dépassement des critères de flèche limite donnés par la norme EN 1363-1 pour la détermination de la résistance au feu des planchers et (ii) à l'effondrement total du plancher sous le feu naturel 3. *A contrario*, les planchers exposés aux feux naturels 1 (bien qu'étant le plus sévère dans la phase de développement du feu, voir **Figure II- 80**) et 2 n'ont souffert d'aucune ruine. Il est toutefois primordial d'évoquer le fait que le plancher testé sous le feu naturel 2 s'est effondré 29 heures après le début du feu, sans que nous puissions en donner la raison particulière (reprise locale de combustion, feu couvant ?).



Feu	Temps de ruine
Standard 1	125 min *
Standard 2	121 min *
Naturel 1	Pas de ruine
Naturel 2	Pas de ruine **
Naturel 3	108 min ***

* déterminé selon les critères de flèche et de vitesse de flèche de la norme EN 1363-1 [103]

** ruine du plancher constatée 29 h après le début de l'essai

*** effondrement du plancher

Figure II- 83 Evolution de la flèche des planchers. A droite, indication des temps de ruine.

Analyse thermomécanique des temps de ruine

Les observations expérimentales montrent une influence du type de feu sur l'apparition de ruine des planchers. Nous avons donc voulu apporter un éclairage mécanique à cette observation, en développant un modèle thermomécanique élastique basé sur (i) un modèle composite multicouche et (ii) la progression conjointe au cours du temps de l'épaisseur de charbon d_{char} et d'une épaisseur à rigidité nulle $d_{0,s}$ située juste derrière le front de carbonisation (illustration sur la **Figure II- 84**). Cette approche est directement inspirée de la notion « d'épaisseur à résistance nulle » telle que rencontrée dans la méthode de la section réduite de la partie feu de l'Eurocode 5. Nous avons préféré ici travailler sur la rigidité du matériau afin de reproduire par le calcul les flèches mesurées lors des essais.

L'épaisseur de charbon d_{char} étant connue à chaque instant pour tous les essais, l'épaisseur à rigidité nulle a été déterminée par analyse inverse à chaque instant du feu, de façon à ce que la rigidité effective du plancher, calculée en enlevant une épaisseur effective $d_{eff} = d_{char} + d_{0,s}$, permette de retrouver la flèche mesurée.

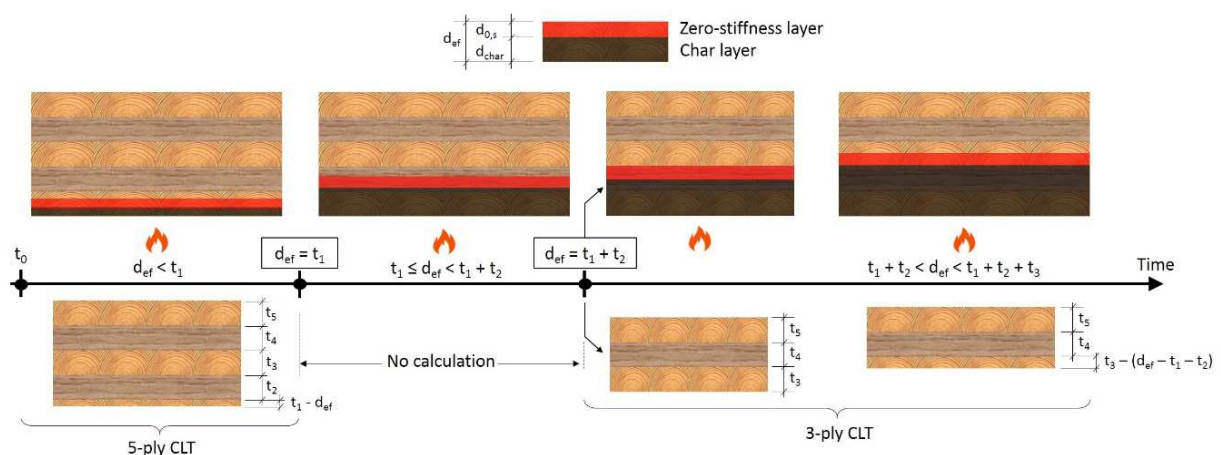


Figure II- 84 Evolution du modèle composite multicouche au cours du temps avec progression de la couche de charbon d_{char} et de l'épaisseur à rigidité nulle $d_{0,s}$.

La **Figure II- 85** présente l'évolution de l'épaisseur effective $d_{eff} = d_{char} + d_{0,s}$ au cours du temps, en séparant les configurations où la ruine des planchers a été observée (essais réglementaires et feu naturel 3) et non observée (feux naturels 1 et 2). Il est très intéressant de noter que la ruine des planchers s'observe dès lors que l'épaisseur effective atteint l'avant dernier pli. Dans ce cas, le plancher ne peut plus fonctionner comme un CLT car le nombre de plis est impair : ainsi uniquement le dernier pli peut être considéré comme résistant dans le cas d'une flexion dans une seule direction, et il ne permet pas, seul, de reprendre les efforts agissants. Pour les configurations sans ruine, l'épaisseur effective n'atteint pas l'avant dernier pli. Ainsi le comportement peut encore s'apparenter à un CLT et la résistance du multicouche résiduel est suffisante pour soutenir la charge agissante. Le peu de « réserve » (5 mm) sur le plancher testé sous le feu naturel 2 explique peut-être sa ruine après 29 heures. Le calcul de cette épaisseur effective semble donc être un moyen efficace de prédiction de la ruine des planchers CLT, sous réserve d'être capable d'estimer convenablement l'épaisseur de charbon et l'épaisseur à rigidité nulle. Plus de travaux sont encore nécessaires pour ceci.

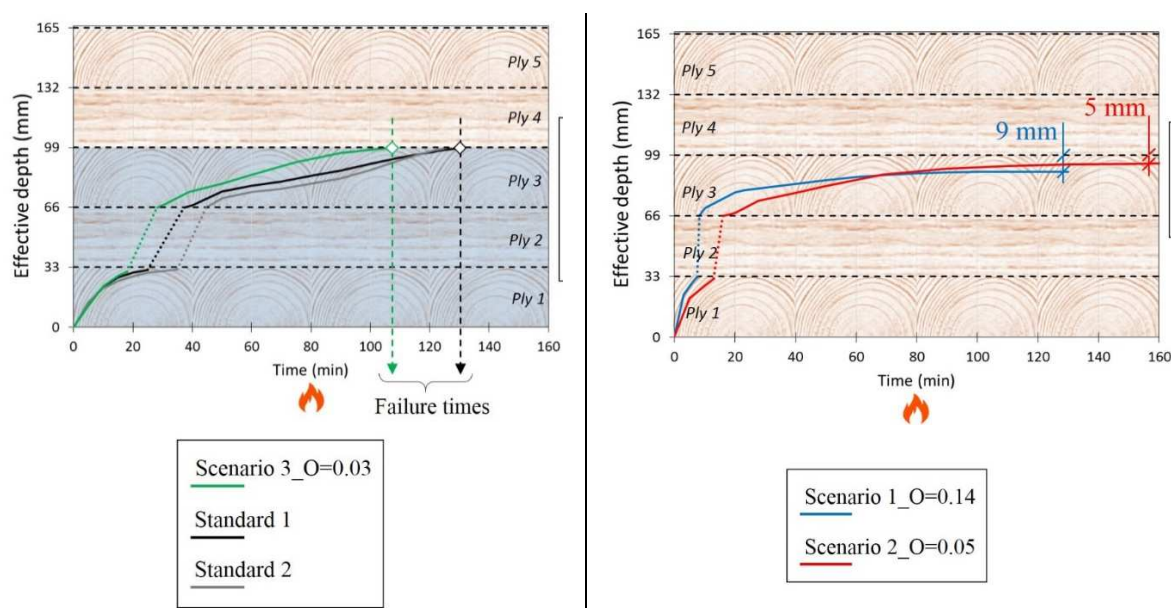


Figure II- 85 Evolution de l'épaisseur effective d_{eff} (somme de l'épaisseur de charbon d_{char} et de l'épaisseur à rigidité nulle $d_{0,s}$) au cours du temps : pour les configurations avec ruine à gauche et sans ruine à droite.

► Publications liées

- Mindeguia J.-C., Mohaine S., Bisby L., Robert F., McNamee R., et Bartlett A., « Thermo-mechanical behaviour of cross-laminated timber slabs under standard and natural fires », *Fire and Materials*, Volume 45, Issue 7, Special issue on Interflam 2019: Mass Timber and Fire Resistance, **2021**, [doi: https://doi.org/10.1002/fam.2938](https://doi.org/10.1002/fam.2938).
- Wiesner F., Bartlett A., Mohaine S., Robert F., McNamee R., Mindeguia J.-C., Bisby L. « Structural Capacity of One-Way Spanning Large-Scale Cross-Laminated Timber Slabs in Standard and Natural Fires », *Fire Technol*, mai **2020**, [doi: 10.1007/s10694-020-01003-y](https://doi.org/10.1007/s10694-020-01003-y).
- Mindeguia J.-C., « CLT slabs under standard and natural fires: some thermomechanical issues », présenté à *Fire Safety of Tall Timber Buildings: A Workshop on Research Needs and Resources*, Portland, OR, USA, janv. 2020.
- Mindeguia, J.-C.; Mohaine, S.; Bisby, L.; Robert, F.; McNamee, R.; Bartlett, A. Thermo-Mechanical Behaviour of Cross-Laminated Timber Slabs Under Standard and Natural Fires. In *Interflam '19*; Egham, UK, 2019; pp 85–98.

2-2.4 Mesure et simulation des mouvements hydriques et impacts mécaniques dans les produits à base de bois

➤ Problématique

Dans quelques-uns des travaux de recherche présentés précédemment, le mouvement d'eau au sein des matériaux (poreux) s'est avéré être souvent l'une des causes des dommages engendrés par le feu. Pour le béton par exemple, il est aujourd'hui admis par l'ensemble de la communauté que les mouvements d'eau lors du chauffage influencent fortement le risque d'écaillage [121], [166]. Pour les produits à base de bois, la cinétique de diffusion thermique, et donc celle de la carbonisation, semble intimement liée elle-aussi aux mouvements d'eau au sein du matériau. Par ailleurs, les mouvements d'eau dans le bois peuvent engendrer des contraintes mécaniques, d'autant plus élevées au niveau d'interfaces collées comme le cas des structures CLT [159].

Le suivi des mouvements d'eau au sein des matériaux poreux, lorsqu'ils sont exposés à de hautes températures, s'avère donc un point essentiel pour la compréhension des phénomènes observés. Idéalement, la mesure des champs de contraintes induits par les mouvements d'eau peut aussi apporter un éclairage sur des mécanismes de ruine locale (écaillage, fissuration, délamination).

De par la complexité de développer des techniques de mesure à hautes températures, nous avons travaillé dans un premier temps à température ambiante. Deux projets ont ainsi été réalisés sur l'étude des mouvements d'eau en phase transitoire (séchage à température ambiante) de produits à base de bois.

➤ Objectifs et Moyens

Le premier objectif scientifique a été de développer un cadre expérimental permettant d'observer le couplage entre les mouvements hydriques au sein de matériaux à base de bois et les champs de déformation mécaniques induits. Les résultats expérimentaux obtenus devant permettre la mise en place et la validation d'un modèle de calcul hydromécanique.

Pour ceci, une thèse de doctorat a été réalisée par M. Boris Clouet au laboratoire I2M (2011-2014), dans le cadre d'une collaboration industrielle (projet « Above » géré par le Dr Régis Pommier de l'Université de Bordeaux, et portant sur l'étude du collage à l'état vert des produits en bois de la construction). J'ai participé à l'encadrement de cette thèse, avec plus particulièrement une implication dans le développement du modèle hydromécanique.

En complément des travaux de M. Clouet, le deuxième objectif a été de développer un cadre expérimental permettant de mesurer le champ de teneur en eau dans un matériau (bois) en situation transitoire (séchage ou humidification). Pour ceci, une thèse de doctorat a été réalisée par M. Mohamed Bensalem au laboratoire I2M (2015-2018), grâce à une allocation de recherche de l'Université de Bordeaux (projet « Terahertz »). J'ai participé à l'encadrement de cette thèse, avec tout particulièrement une implication dans la conception des montages expérimentaux en régime hydrique stationnaire et transitoire sur le bois, ainsi que sur la modélisation du problème de diffusion.

➤ Méthodologie

Thèse de Boris Clouet

Une partie des travaux de thèse de Boris Clouet a porté sur l'étude des champs mécaniques se développant dans des produits base de bois, lorsque ceux-ci sont en situation de séchage (mouvement d'eau au sein du réseau poreux). Un modèle numérique a été développé et implémenté sur le logiciel par éléments finis Cast3M [73], permettant de simuler les couplages hydromécaniques (retrait hydrique) au sein du matériau. Ainsi, un modèle mécanique orthotrope a été couplé (couplage faible) à un modèle de diffusion hydrique. Le modèle orthotrope permet de prendre en

compte les positions et rayons des cernes au sein des sections. La modélisation a consisté à faire une analogie entre le transfert de chaleur (c'est-à-dire le cadre mathématique présenté au § 1-4) et le transfert de masse, aussi bien pour l'équation de diffusion que pour les conditions aux limites. Ces aspects sont illustrés sur la **Figure II- 86**, avec donc un degré de liberté P_v (en lieu et place de la température T) qui est la pression partielle de vapeur au sein du matériau. Cette dernière, associée à la pression de vapeur saturante, permet de calculer le champ d'humidité relative au sein du matériau. Un modèle d'isotherme de sorption/désorption du bois est ensuite utilisé pour estimer le champ de teneur en eau résultant. Le couplage thermo-hydrique s'effectue par le biais de coefficients de retraits hydriques orthotropes, qui sont l'équivalent du coefficient de dilatation thermique. Enfin, les paramètres du modèle mécanique orthotrope (les modules d'élasticité) sont dépendants de la teneur en eau du matériau (équivalent à une dépendance des propriétés mécaniques à la température).

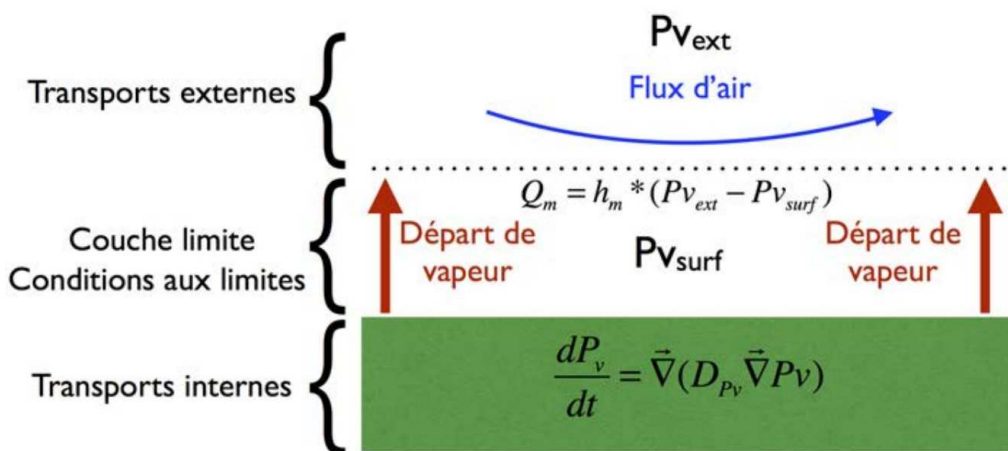


Figure II- 86 Illustration du modèle de transfert hydrique basé sur une analogie avec un modèle de diffusion thermique.

Le coefficient isotrope de diffusion hydrique D_{pv} , ainsi que le coefficient d'échange hydrique en surface de l'échantillon h_m (analogie avec une condition d'échange thermique par convection), ont été déterminés par une analyse inverse de type « simplexe ». La validation du modèle de diffusion hydrique s'est uniquement basée sur la mesure de perte de masse globale des échantillons testés, et non sur une mesure locale du champ d'humidité. Cette lacune a motivé en grande partie l'étude réalisée par M. Bensalem.

Thèse de Mohamed Bensalem

La mesure de champs de teneur en eau de matériau poreux, en régime transitoire, est relativement complexe et peu de techniques « simples » se retrouvent dans la littérature. Parmi les techniques non intrusives, nous pouvons citer l'utilisation de la gammadensimétrie, des rayons X, de la résonance magnétique nucléaire, la radiographie neutron ou la tomographie électrique. Toutes ces techniques ont pour point commun d'être onéreuses, complexes à mettre en œuvre et parfois présentant des contraintes de sécurité pour l'utilisateur. Ce sont donc des mesures difficilement répétables et donc peu adaptées à des études paramétriques. Ces contraintes sont également un frein à notre perspective de mesure du champ d'humidité à hautes températures.

Par ailleurs, des techniques d'imagerie Téràhertz, moins coûteuses et sans danger pour l'opérateur ont été développées par une équipe de recherche du laboratoire I2M (Christophe Pradere et Alain Sommier). Les techniques sont basées sur l'exploitation de l'intensité de signaux Terahertz transmis

à travers les échantillons testés, signaux dont la transmission est particulièrement sensible à la présence d'eau au sein du matériau.

Ainsi, un banc de mesure par rayonnement terahertz a été développé dans le cadre de cette thèse, **Figure II- 87**. La première utilisation du banc de mesure (① sur la figure) a consisté à mesurer l'absorption du rayonnement par le bois en fonction de sa teneur en eau. Des échantillons à différentes teneurs en eau (constantes et contrôlées par pré-conditionnement en enceinte régulée et mise en place dans des cloches à vide lors de l'essai) ont ainsi été exposés au rayonnement terahertz. Un montage en transmission d'ondes ainsi que la mise en place d'un modèle basé sur la loi de Beer-Lambert ont permis de démontrer l'existence d'une linéarité entre le coefficient d'absorption et la teneur en eau du bois. Un second montage (② sur la figure) a ensuite été conçu afin de mesurer le champ de teneur eau dans un échantillon de bois (initialement sec) lors d'une phase transitoire d'humidification par une face latérale.

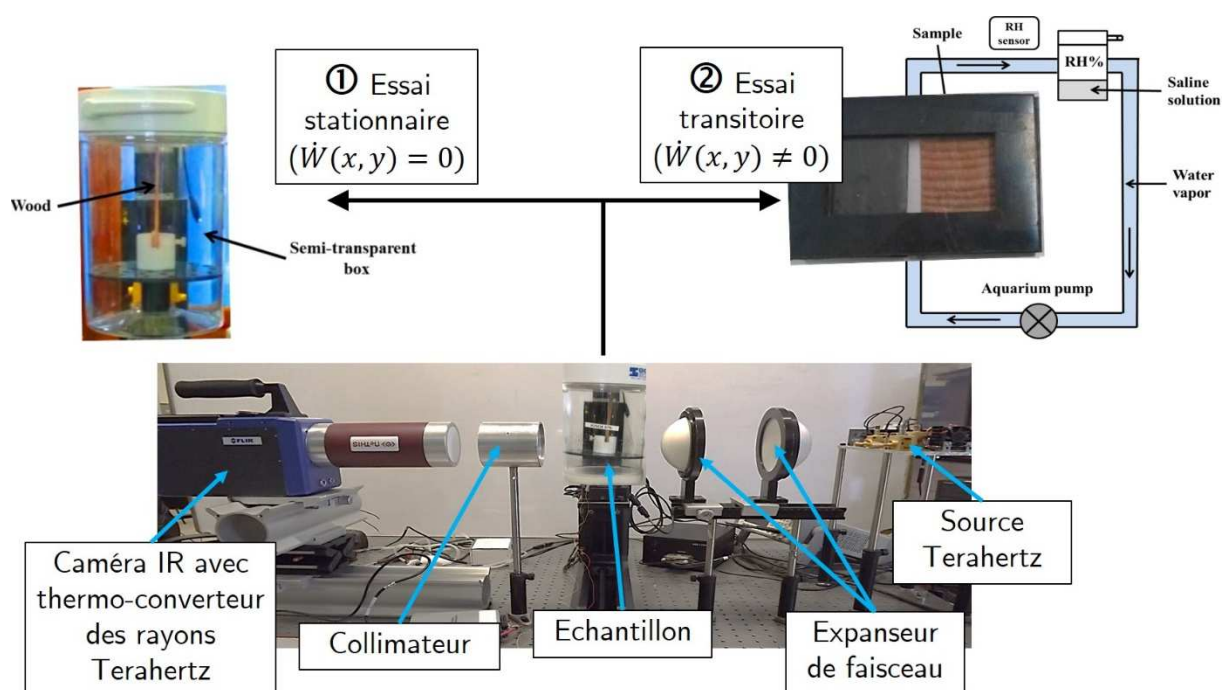


Figure II- 87 Banc de mesure par rayonnement Terahertz. La configuration ① consiste à mesurer l'absorption du rayonnement par un échantillon de bois à humidité (teneur en eau) constante et maîtrisée. La configuration ② permet d'appliquer une « excitation hydrique » sur l'une des faces latérales d'un échantillon de bois initialement sec.

➤ Principaux résultats

Thèse de Boris Clouet

Le modèle hydromécanique a été validé sur la base de mesures sans contact de champs de déformation en surface d'échantillons de bois initialement humides ($W=24\%$) au cours d'un séchage dans une enceinte climatique à 40 °C et 60% d'HR, voir **Figure II- 88**. Les échantillons de bois étaient constitués de 2 lamelles de bois collées (dans la même direction) afin d'être représentatifs de collages structuraux (CLT ou lamellé collé). La mesure des champs de déformation a été réalisée à différents instants du séchage, à distance des échantillons, grâce à une technique de corrélation d'images numériques (stéréo corrélation).

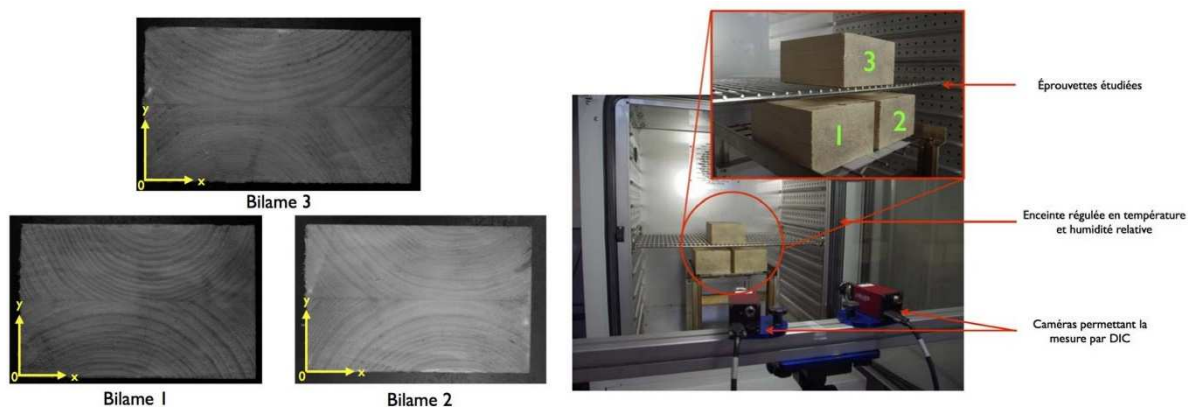


Figure II- 88 A gauche, vue des 3 échantillons de bois (bilames collés) avec des configurations de cernes différentes. A droite, position des échantillons dans l'enceinte (40 °C, 60 % HR) avec le système de mesure des déformations mécaniques par technique de corrélation d'images numériques.

La **Figure II- 89** présente les hypothèses de simulation des bilames, avec indications des conditions aux limites hydromécaniques. Nous comparons également les champs de déformation normale verticale et horizontale mesurés et calculés après 2 jours de séchage. Les simulations sont relativement fidèles aux mesures, et sont capables de simuler l'asymétrie du champ de déformation induit par les caractéristiques relatives des cernes de chaque lamelle. Les simulations ont également reproduit les mesures pour les autres instants du séchage (jusqu'à 46 jours). Elles ont mis en évidence les déformations élevées perpendiculaires au joint de collage, à proximité des bords libres des bilames, probablement à l'origine d'une délamination à cet endroit particulier.

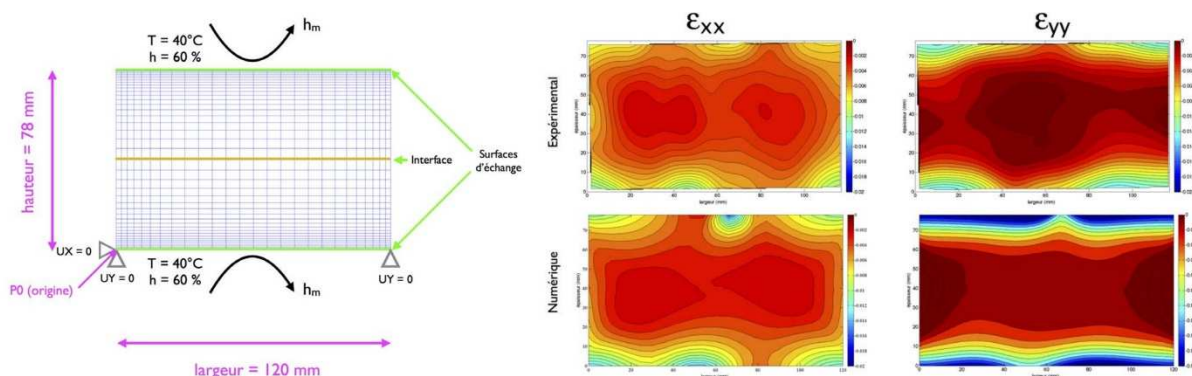


Figure II- 89 A gauche, maillage et conditions aux limites utilisées pour la simulation du comportement hydromécanique des échantillons en cours de séchage. A droite, champs de déformation normale (selon les axes x et y) expérimentaux et numériques obtenus après 2 jours de séchage.

Le modèle hydromécanique développé et validé a ensuite permis de mettre en évidence les paramètres naturels du bois (géométrie des cernes de croissance, orientation relative des fibres) étant les plus à même de causer des dommages mécaniques dans les produits de la construction (tout particulièrement les phénomènes de délamination au niveau des interfaces collées). A noter que ces travaux de thèse, entre autres, ont permis d'aboutir au dépôt d'un brevet, portant sur des méthodes d'assemblage de panneaux de bois contre-croisés (CLT).

La **Figure II- 90**-gauche présente l'évolution du coefficient d'absorption du rayonnement terahertz des échantillons de bois en fonction de leur teneur eau. Cette loi a été obtenue à partir de la configuration ① du montage expérimental et de la mise en place d'une loi de Beer-Lambert. Nous avons observé une relation quasi linéaire entre les deux paramètres, validant l'utilisation potentielle de la technique terahertz pour le suivi du champ de teneur en eau. A partir de cette corrélation (moyenne), et en utilisant la configuration ② du montage, nous avons pu mesurer le champ de teneur en eau dans un échantillon de bois (pin maritime) en phase d'humidification. La **Figure II- 90**-droite présente l'évolution dans le temps du profil moyen de teneur en eau du matériau. L'application d'un modèle numérique de diffusion hydrique (équivalent à celui développé dans la thèse de Boris Clouet) avec un algorithme d'optimisation nous a ainsi permis d'estimer le coefficient de diffusion hydrique du bois à $4.2 \cdot 10^{-8} \text{ m}^2 \cdot \text{s}^{-1}$, soit une valeur cohérente avec celles rencontrées dans la littérature. Cette étude a donc validé le potentiel de tels montages pour monitorer, du moins à température constante, le champ de teneur en eau dans les matériaux poreux en phase hydrique transitoire.

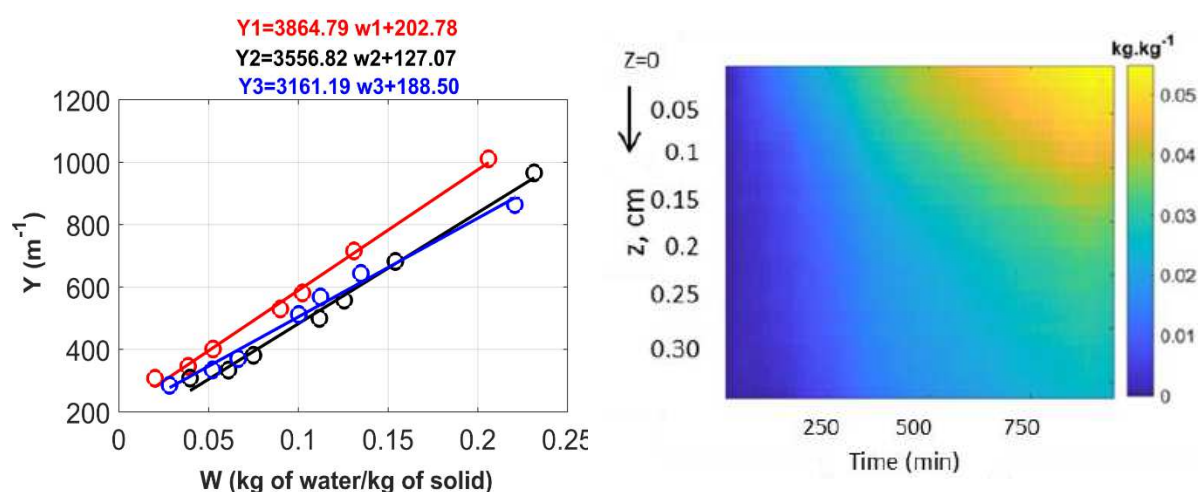


Figure II- 90 : A gauche, démonstration expérimentale de la relation linéaire entre la teneur en eau d'un échantillon de bois et son absorbance au rayonnement terahertz (obtenue par la configuration ① du montage de la **Figure II- 87**). A droite, évolution dans le temps du profil de teneur en eau d'un échantillon de bois initialement sec (pin maritime), en cours d'humidification (obtenue par la configuration ② du montage de la **Figure II- 87**).

Ces deux précédentes études ont eu pour but de développer et valider des méthodes de mesure sans contact (rayonnement terahertz pour le champ d'humidité, stéréo corrélation pour le champ mécanique) ainsi que des modèles numériques, appliqués à la compréhension de phénomènes mécaniques liés au mouvement de l'eau au sein de matériaux poreux (le bois ici).

Bien évidemment, la première perspective d'étude est de coupler les deux approches : c'est-à-dire mesurer simultanément le champ de teneur en eau et de déformation mécanique à la surface d'un échantillon en cours de séchage ou d'humidification. Par la suite, une autre ambition est d'adapter la méthodologie à la mesure du champ de teneur en eau dans un état thermique non stationnaire, comme dans le cas d'un matériau chauffé par un feu.

➤ Publications liées

Pommier, R.; Garbay, G.; Mindeguia, J.-C. Multilayer Wood Panel and Method for Cutting and Assembling Quared Green Wood for Producing Such a Panel. WO/2017/021619, 2017.

Bensalem, M.; Sommier, A.; Mindeguia, J.-C.; Batsale, J. C.; Patino-Lope, L.-D.; Pradere, C. Contactless Transient THz Temperature Imaging by Thermo-Transmittance Technique on Semi-Transparent Materials. *J Infrared Milli Terahz Waves* **2018**, 39 (11), 1112–1126. <https://doi.org/10.1007/s10762-018-0521-3>

Bensalem, M.; Sommier, A.; Mindeguia, J.-C.; Batsale, J. C.; Pradere, C. Terahertz Measurement of the Water Content Distribution in Wood Materials. *J Infrared Milli Terahz Waves* **2018**, 39 (2), 195–209. <https://doi.org/10.1007/s10762-017-0441-7>.

Bensalem, M.; Sommier, A.; Mindeguia, J.-C.; Batsale, J. C.; Pradere, C. Capability of THz for Thermo-Transmittance/Water Content Measurements of Insulating Materials: Heat and Mass Transfer. In *QIRT, Quantitative InfraRed Thermography*; Berlin, Germany, 2018.

Bensalem, M.; Mindeguia, J.-C.; Sommier, A.; Batsale, J. C.; Pradere, C. Measurement of Water Content in a Wood Sample by Terahertz Imaging. In *Poromechanics 2017 - Proceedings of the 6th Biot Conference on Poromechanics*; Paris, France, 2017; pp 847–854.

Clouet, B.; Pommier, R.; Mindeguia, J.-C.; Danis, M. Comportement Mécanique d'un Bois Contrecollé à l'état Vert Lors de Transferts Hydriques : Modélisation Numérique et Validation Expérimentale. In *Journées thématiques sur les Techniques d'Imagerie pour la Caractérisation des Matériaux et des Structures du Génie Civil*; Clermont-Ferrand, 2014.

2-3 Travaux sur la pierre

2-3.1 Dynamique du feu et impacts associés en milieu karstique

➤ Problématique

Alors que les travaux de recherche décrits jusqu'à présent concernaient les impacts du feu sur les structures contemporaines, les 2 programmes évoqués dans ce paragraphe s'inscrivent dans une problématique archéologique bien spécifique : la caractérisation des feux et des impacts qu'ils ont laissés aux parois de certaines grottes emblématiques. Parmi elles, la grotte de Chauvet-Pont D'Arc en Ardèche (**Figure II- 91**) a fait l'objet d'une grande majorité des travaux entrepris. Cette grotte est particulièrement reconnue pour la richesse de son art pariétal, parmi le plus ancien au monde (de 28 000 à 37 000 ans avant notre ère, [167]). Le panneau des chevaux (**Figure II- 92-gauche**) ou le grand panneau de la salle du fond (**Figure II- 92-droite**) sont quelques exemples de la splendeur des œuvres pariétales.

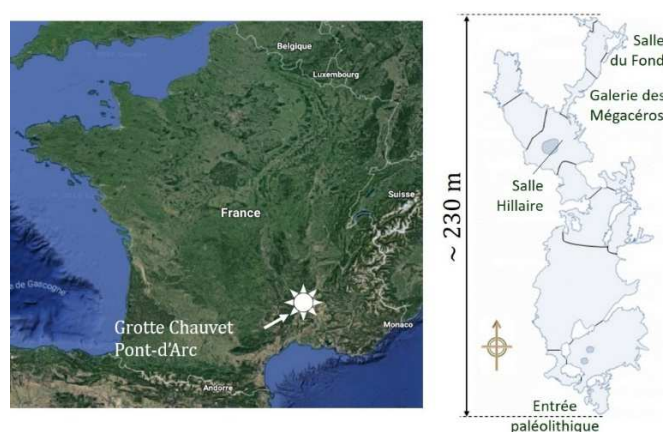


Figure II- 91 : A gauche, localisation de la grotte Pont-Chauvet d'Arc. A droite, vue en plan de la grotte.



Figure II- 92 : A gauche, le panneau des chevaux. A droite, panneau de la salle du fond (clichés personnels).

Au sein de la grotte Chauvet-Pont d'Arc des indices de feux de forte puissance ont été reconnus dans le secteur voisin de l'entrée, mais encore plus notable dans la Galerie des Mégacéros, localisée à environ 180 m de l'entrée. Des thermo-altérations (rubéfaction, coloration grise, écaillage) ainsi que des dépôts de suie ont été identifiés sur la partie supérieure des parois et au plafond, à des hauteurs pouvant atteindre par endroits 3 m (un exemple est donné sur la **Figure II- 93**). Dans la galerie des Mégacéros, des charbons ont été retrouvés en abondance, le plus souvent en position secondaire, c'est-à-dire en dehors des foyers [168]. L'analyse anthracologique (analyse des charbons) indique qu'il s'agit de pin sylvestre [169]. La fonction de ces feux n'est pas connue, bien que des hypothèses aient été avancées : protection contre les ours des cavernes qui ont occupé la grotte pendant l'intervalle de fréquentation aurignacienne, production de pigment (charbon de bois), modification volontaire de l'aspect de surface des parois, production de fumée, de chaleur ou de lumière sans nécessité pratique autre que celle liée à un geste symbolique ou rituel. Les données archéologiques et les datations par thermoluminescence ont permis d'attribuer les foyers à la période de fréquentation aurignacienne (de 43 000 à 29 000 ans AP) de la grotte [168], [170].

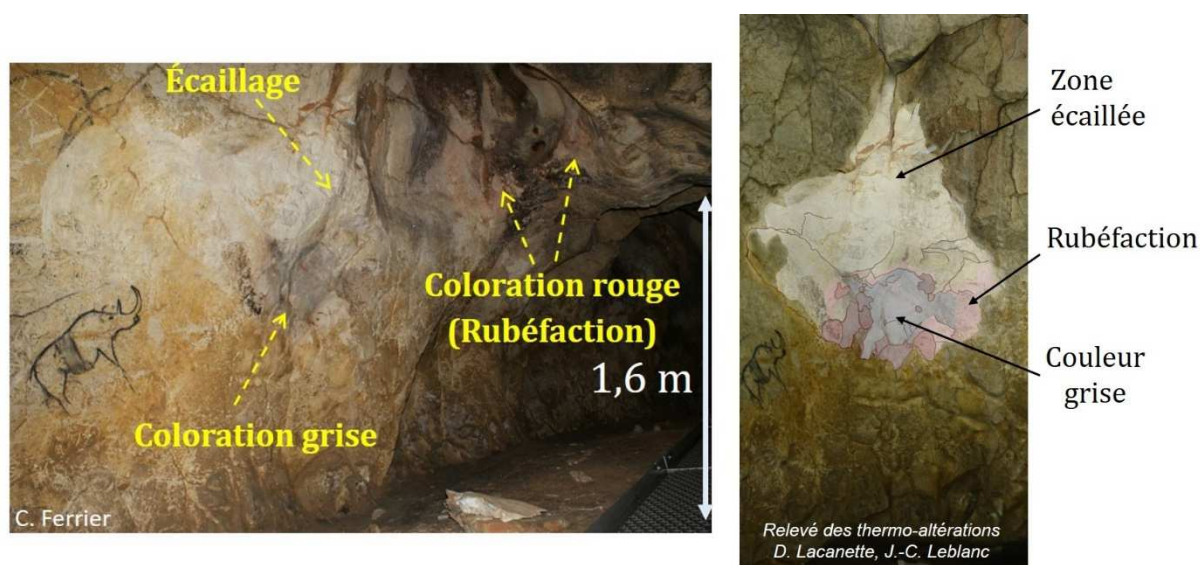


Figure II- 93 : Exemple de relevé des thermo-altérations (coloration et écaillage de la pierre) dans la galerie des Mégacéros. Nous notons la présence d'une peinture (le « rhinocéros à bande ventrale ») à proximité des zones impactées par le feu.

Une caractérisation des foyers ayant pu engendrer les thermo-altérations observées, en termes de puissance (masse de combustible) et de localisation spatiale, doit apporter aux archéologues des éléments leur permettant d'émettre plus d'hypothèses quant à la fonction des feux.

➤ **Objectifs et Moyens**

Les études ont été réalisées dans le cadre de deux projets de recherche successifs :

Projet « **Ithem** » – Les traces de feu de la grotte Chauvet : des **Impacts Thermiques** sur les parois à la caractérisation des feux, **Expérimentation** et **Modélisation** (financement du LabEx LaScArBx, 2012-2013).

Projet « **CarMoThaP** » - **Caractérisation** et **Modélisation** des **Thermo-altérations** et des résidus de combustion sur les **Parois** (financement de la Région Aquitaine, 2015-2019) [171].

Les deux projets ont été portés par le Dr. Catherine Ferrier, du laboratoire PACEA de l'Université de Bordeaux.

L'ambition des projets IThem et Carmothap a été d'apporter des éléments quantifiés permettant de discuter des fonctions des feux paléolithiques. Les questions sous-jacentes à cette problématique étaient les suivantes :

- Quelles sont les conditions thermiques permettant de recréer des thermo-altérations (coloration, écaillage, dépôt de suie) semblables à celles observées dans la grotte ?
- Quel type de foyer est capable de recréer ces conditions thermiques dans un milieu karstique ?
- Quelle est la dynamique de ce type de feu dans un tel milieu ?
- Quels sont les types de foyers dans la grotte Chauvet-Pont d'Arc qui peuvent produire les thermo-altérations observées ?
- Quelles étaient les conditions de toxicité liées à de tels feux dans la grotte ?

Nous retrouvons ici les mêmes questions levées par une expertise courante d'une scène d'incendie, à la différence près que les feux investigués ici ont été réalisés il y'a quelques 30 000 ans.

Une thèse de doctorat a été réalisée au cours du projet Carmothap par M. Fabien Salmon (2016-2019), portant sur la démarche numérique décrite ci-après.

Au sein des deux projets, j'ai eu la responsabilité des différentes campagnes expérimentales (reproduction de feux en milieu karstique), participé aux relevés des thermo-altérations dans la grotte Chauvet-Pont d'Arc et j'ai participé à l'encadrement de la thèse de Fabien Salmon.

➤ **Méthodologie**

Démarche expérimentale

Afin d'apporter des réponses aux questions précédentes, les 2 projets se sont tout d'abord appuyés sur une démarche expérimentale permettant de comprendre le fonctionnement de foyers en milieu souterrain et d'estimer leurs impacts sur la pierre. Les données acquises lors des expérimentations ont ensuite été utilisées pour modéliser les écoulements d'air induits par la source de chaleur, les fumées émises par la combustion et les endommagements subis par la pierre afin de mieux appréhender l'influence d'un ou plusieurs feux sur les parois, sur les œuvres pariétales ainsi que sur l'atmosphère de la cavité.

Lors des 2 projets, des reproductions de feux en milieu souterrain ont été réalisées dans une ancienne carrière de calcaire, située à Lugasson (33), à proximité de Bordeaux (**Figure II- 94**). Ce choix a présenté plusieurs avantages : d'une part, les expériences se sont déroulées dans un site artificiel loin de tout contexte de grotte ornée paléolithique et nous avons pu les reproduire autant de fois que nous le souhaitions. D'autre part, cette carrière peut constituer un site expérimental pérenne pour l'étude des foyers en grotte. De plus, cette carrière consistait en un volume simple à modéliser (deux galeries) et la proximité du site d'expérimentation avec la majeure partie de l'équipe, basée à Bordeaux, a facilité le déroulement des recherches.

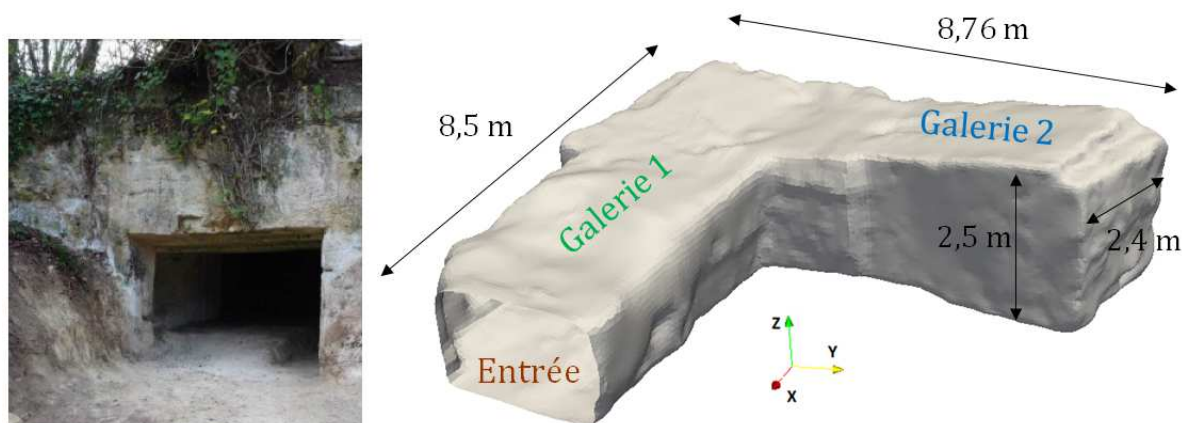


Figure II- 94 : A gauche, vue de l'entrée de la carrière expérimentale. A droite, représentation 3D du volume intérieur de la carrière. Les feux expérimentaux ont été réalisés au fond de la galerie 2.

Les différents foyers testés, pré-dimensionnés lors d'expérimentations en extérieur et destinés à être reproduits dans la carrière, ont été caractérisés sous hotte calorimétrique grâce à une collaboration avec Efectis France, à Maizières-les-Metz [29]. Lors des expérimentations, le combustible était conditionné en fagots calibrés, de masses différentes. Nous avons également étudié l'influence du mode d'alimentation des foyers : soit tout le combustible était mis en place dès le départ, soit sous forme d'une alimentation périodique en fagots (par des pompiers du SDIS33, partenaire du projet). Des illustrations sont données sur la **Figure II- 95**.

Une instrumentation a été mise en place dans la carrière afin de recueillir les données relatives au fonctionnement du foyer ainsi qu'à ses effets sur les matériaux et l'atmosphère. Une grande partie des instruments de mesure ont été mis en place par le Laboratoire Central de la Préfecture de Police de Paris (LCP), partenaire du projet. Ces mesures ont également servi de moyen de validation pour les simulations numériques. Elles permettent, de plus, de mieux appréhender les phénomènes dynamiques associés à un feu dans un milieu confiné tel qu'une grotte. Tous les foyers testés ont été placés sur une balance, afin d'estimer leur puissance (§ 1-2) au cours du feu. Des thermocouples ont été disposés à différents endroits de la carrière sur des perches verticales, afin d'une part d'estimer la position de la couche chaude sur un axe vertical (gradient vertical de température) et d'autre part de caractériser la diffusion thermique sur un axe horizontal, depuis le foyer jusqu'à l'entrée de la cavité (gradient horizontal de température). Afin d'étudier l'impact thermique sur les parois, des thermocouples ont été placés en surface face au feu et à quelques centimètres de profondeur dans la roche. Les mouvements de l'air au sein de la cavité ont été suivis à l'aide d'anémomètres installés à l'entrée de grotte, à la fois dans la partie inférieure (entrée des gaz froids permettant la ventilation du foyer) et dans la partie supérieure (sortie des gaz chauds et des fumées). Couplés à la mesure de la vitesse de déplacement des gaz (sonde Mc Affrey et anémomètre bi-directionnel à ultrasons), des analyseurs de gaz (O_2 , CO_2 , CO) ont été placés en partie chaude,

dans les fumées, à proximité du foyer. Cette instrumentation était primordiale pour estimer la toxicité des gaz lors de la combustion et donc de pouvoir conclure quant aux possibilités de présence de l'homme à proximité du feu. Le dispositif a été complété en partie chaude par des détecteurs d'aérosols (PPS : Pagasor Particle Sensor). De plus, différents « pièges » ont été disposés au niveau des parois afin de caractériser le dépôt de suies en paroi par thermophorèse ou sédimentation.

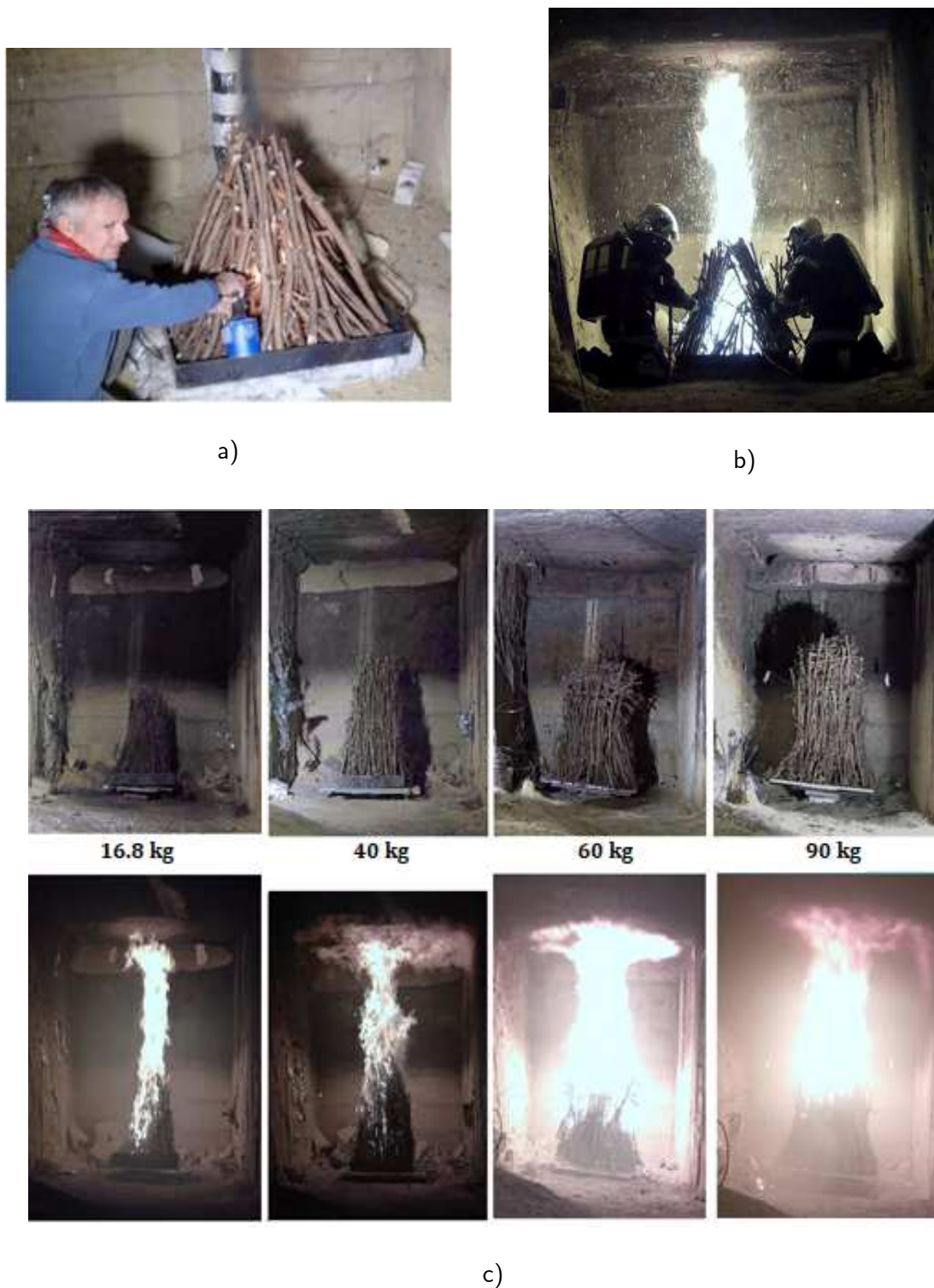


Figure II- 95 : a) Vue de l'allumage d'un des foyers ; b) réalimentation du foyer en combustible par nos partenaires du SDIS33 ; c) vue des foyers testés sans réalimentation (toute la masse dès le départ) avec photo des feux 5 minutes après allumage.

A l'issue de chaque feu, des observations et des relevés ont été effectués par photographie et photogrammétrie. Ils avaient pour objectif d'enregistrer l'emplacement et la taille des écaillages ainsi que la localisation et l'extension des changements de coloration sur les parois et le plafond (rubéfaction, couleur grise).

Des échantillons ont également été prélevés sur les parois pour étudier les modifications minéralogiques liées à l'élévation de la température. Les données acquises ont par ailleurs été confrontées à des essais réalisés en four sur la chauffe des calcaires (calcaire Urgonien prélevé à l'extérieur de la grotte Chauvet-Pont d'Arc et calcaire du Rupélien provenant de la carrière de Lugasson) afin en particulier de relier les changements de couleur du calcaire à son niveau atteint de température (démarche qui sera reprise plus tard dans le cadre des travaux autour de la Cathédrale Notre-Dame de Paris, voir § 2-3.2).

Démarche numérique

Les simulations thermo-aérauliques ont été menées avec le logiciel FireFoam (module d'OpenFoam développé par FM Global, USA [172]). L'utilisation de ce code a été motivée par la complexité du volume intérieur de la grotte à mailler (en 3D). Le modèle de feu a ensuite été couplé à un modèle thermomécanique (sous Cast3M [73]) afin d'estimer les zones des parois où les contraintes thermomécaniques étaient les plus à même de provoquer l'écaillage de la pierre.

Une première étape des travaux numériques a consisté à simuler le comportement des feux expérimentaux réalisés dans la carrière. La comparaison des données simulées avec les différentes mesures a permis d'ajuster plusieurs paramètres de modélisation. Dans un second temps, le modèle validé a permis de recréer un grand nombre de feux dans la galerie des Mégacéros de la grotte Chauvet-Pont d'Arc afin d'estimer les paramètres (masse de combustible, position du foyer) les plus propices à l'apparition des thermo-altérations observées *in situ*.

Pour les deux étapes de simulations (carrière et grotte), un nuage de points 3D du volume intérieur (obtenu par photogrammétrie dans la carrière et lasergrammétrie dans la grotte) a été transformé en maillage par éléments volumiques pour la réalisation des simulations, voir **Figure II- 96**.

➤ **Principaux résultats**

La réalisation de plusieurs types de foyers dans la carrière expérimentale a permis d'estimer la puissance des feux dans une configuration où tout le combustible est disposé dès le départ (configuration retenue pour l'étude des feux dans la grotte). Un modèle de puissance calorifique du feu a ainsi pu être proposé, s'inspirant du modèle des « wood cribs » [173], et permettant d'estimer l'historique de HRR en fonction de la masse de bois initialement disposée dans le foyer. Les courbes expérimentales ayant servi au calage du modèle sont présentées sur la **Figure II- 97**. Elles correspondent aux essais de la **Figure II- 95-c**.

Le modèle thermo-aéraulique a ensuite été calé sur la base des mesures effectuées lors des feux expérimentaux dans la carrière. Les données simulées se sont montrées relativement cohérentes avec les mesures (température dans les gaz, concentrations des gaz, vitesses en entrée de la carrière). Le modèle a permis tout particulièrement de recréer les colorations (rouges et grises) de la pierre calcaire en parois, voir **Figure II- 98**. Le critère de coloration de la pierre en fonction du niveau de température ayant été vérifié en chauffe au four de laboratoire. Le couplage avec le modèle thermomécanique nous a permis de faire l'hypothèse que de tels feux ont le potentiel de créer un champ mécanique en surface de parois susceptible de provoquer l'écaillage de la pierre.

Enfin, l'utilisation du modèle dans la galerie des Mégacéros de la grotte Chauvet-Pont d'Arc a permis de localiser les 7 foyers identifiés par les archéologues, et d'estimer leur masse de combustible (de 10 à 30 kg par foyer) nécessaire pour recréer les thermo-altérations. De plus, une analyse de toxicité a été réalisée, basée sur la méthode de la FED (Fractional Effective Dose). Cette dernière, calculée à partir des concentrations en O₂, CO₂, CO et sur la température et rayonnement des gaz,

permet d'estimer la toxicité spatiale d'un feu. L'étude de toxicité a été menée à partir de nombreuses configurations de foyers dans la galerie des Mégacéros. Un exemple est montré sur la **Figure II-99**. L'étude a montré de manière certaine que quel que soit le feu les gaz se dirigeaient principalement en direction de la Salle Hillaire. La Salle du Fond était donc épargnée par la présence de gaz toxiques. Pendant un feu situé dans la Galerie des Mégacéros, il était donc plus sage pour les occupants de se placer soit dans la Salle du Fond, soit hors de la Salle Hillaire. La toxicité relativement faible d'après les simulations, devait au moins permettre aux occupants de traverser la Salle Hillaire.

Ces données permettent aux archéologues de repenser le contexte de réalisation de ces feux : récolte et taille des bois, transport du combustible jusqu'à la galerie, conditions de pénibilité à proximité des feux.

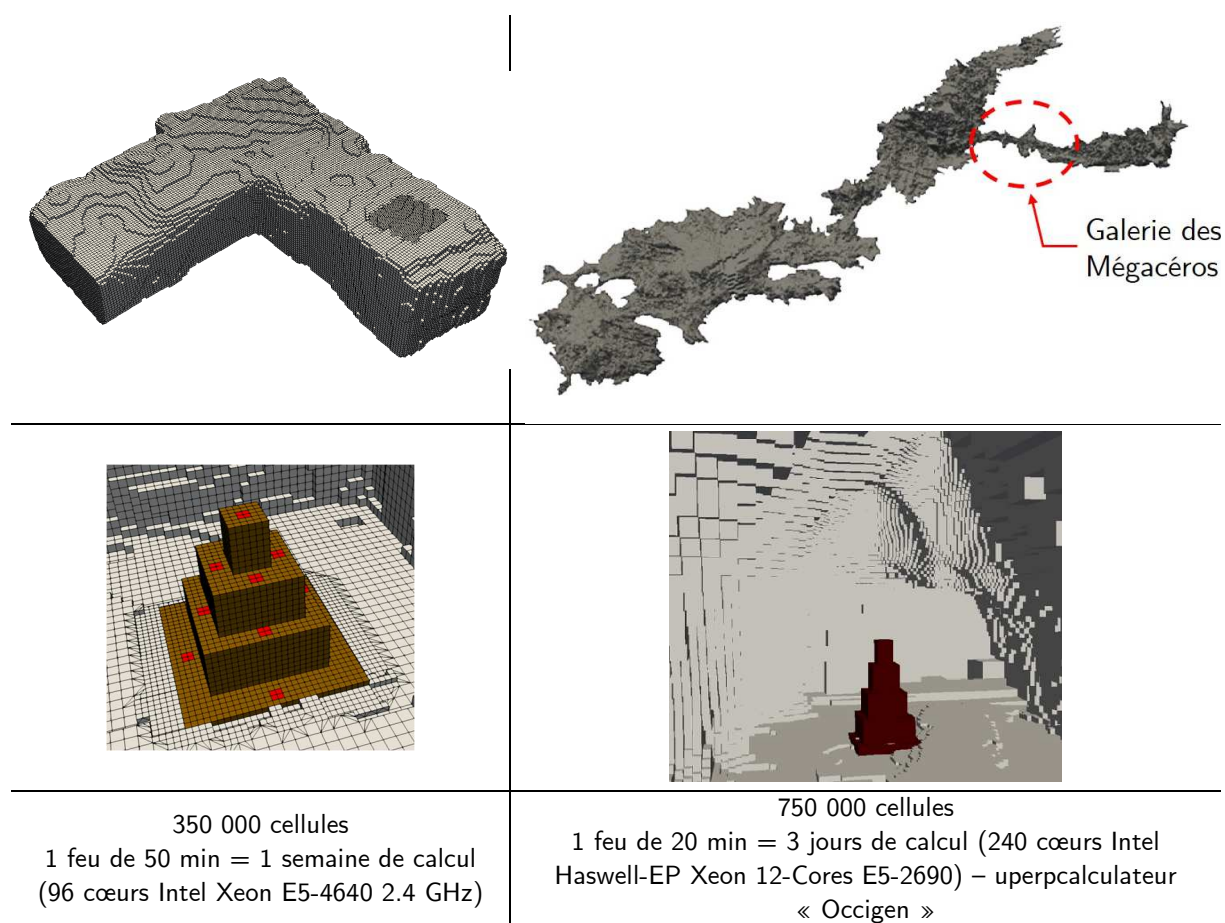


Figure II- 96 : Détails des maillages pour la reproduction des feux dans la carrière expérimentale (à gauche) et dans la grotte Chauvet-Pont d'Arc (à droite). De haut en bas : vue du maillage complet, détail sur le maillage du foyer et indication des ressources numériques allouées.

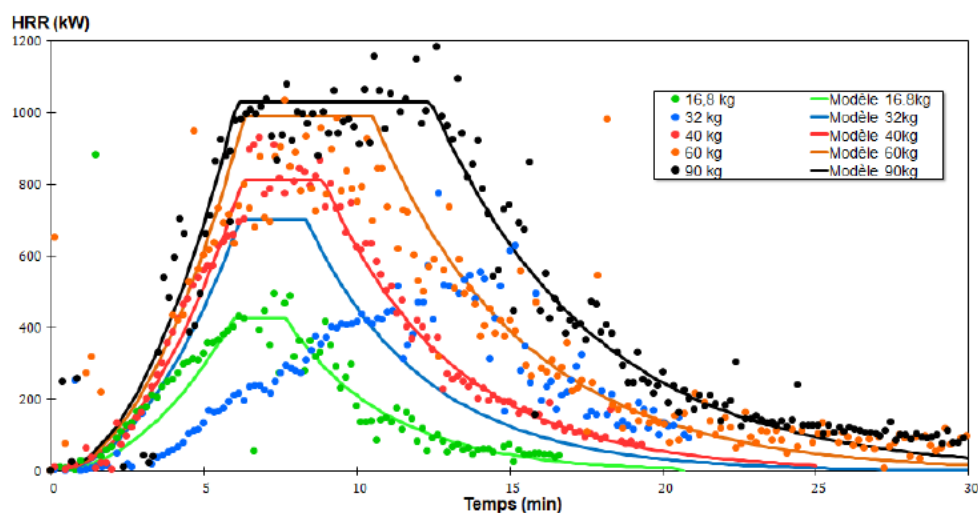


Figure II- 97 : Modèles d'HRR dépendant de la masse de bois totale du foyer utilisés pour la simulation des feux dans la grotte.

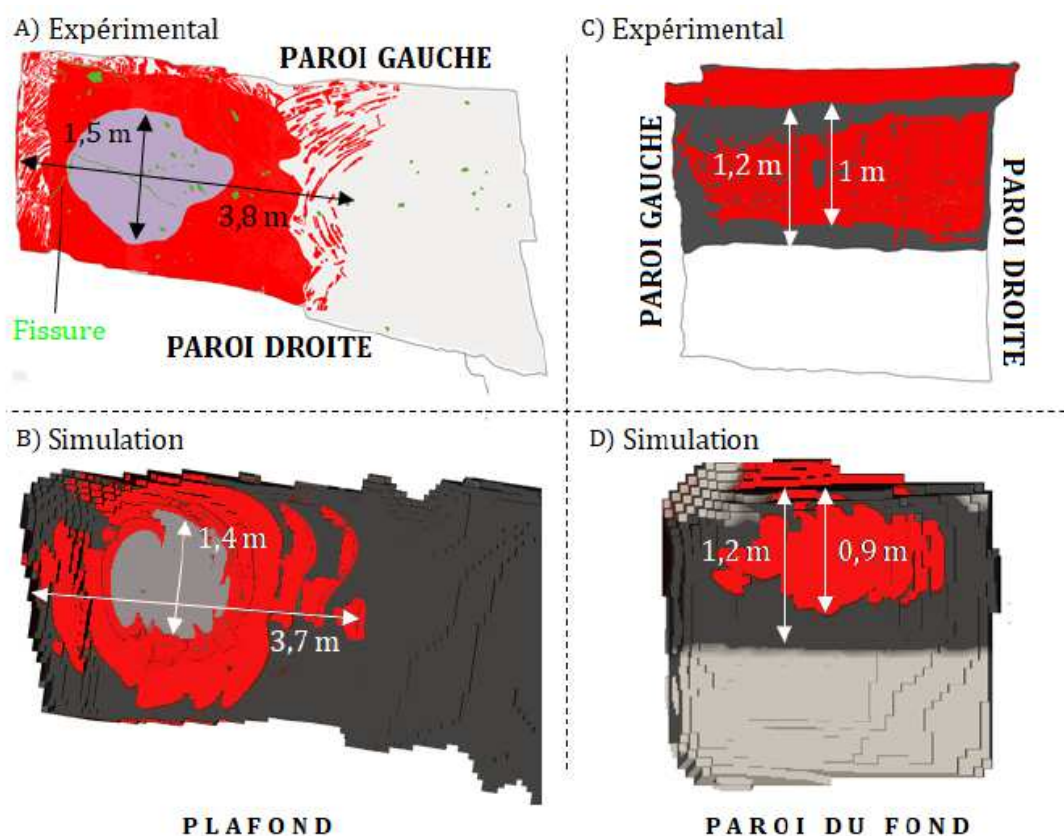


Figure II- 98 : Reproduction des colorations de la pierre en parois suite aux feux expérimentaux en carrière. Colonne de gauche le plafond au droit du foyer, colonne de droite la paroi du fond de la galerie 2. En haut, relevés in situ, en bas résultats simulés. Rouge = rubéfaction ; gris clair = coloration grise ; gris foncé = dépôt de suie.

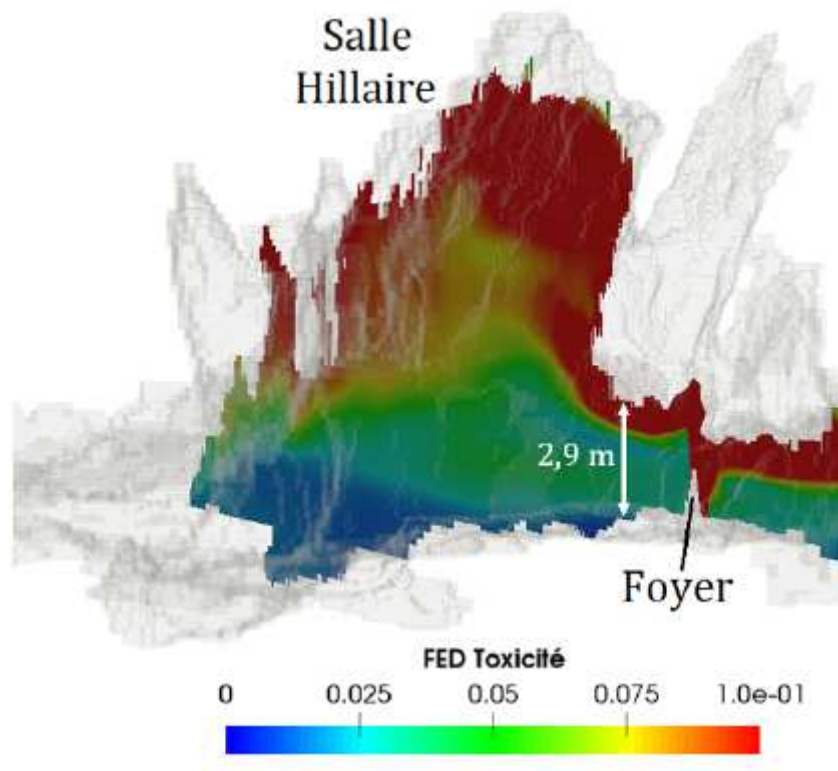


Figure II- 99 : Toxicité (FED) pour un utilisateur situé dans la Salle Hillaire pendant la combustion complète d'un foyer de 34 kg de bois dans la galerie des Mégacéros. Vue en coupe verticale, la galerie est sur la droite.

A noter que Fabien Salmon a été récompensé pour ses travaux de thèse par l'obtention du prix du meilleur poster lors de la conférence internationale « ESFSS 2018 : European Symposium on Fire Safety Science » à Nancy en Septembre 2018.

La problématique du feu loin de l'entrée a aussi été soulevée dans d'autres grottes remarquables, mais ne sera pas abordé dans ce document de synthèse. Nous invitons toutefois le lecteur à visionner le film réalisé sur la méthodologie mise en place pour l'étude des feux dans la grotte de Bruniquel [174].

► Publications liées

Salmon F., Mindeguia J.-C., Lacanette D., Sirieix C., Leblanc J.-C. Ferrier C. « Strategies to challenge the simulation of confined fires », *Tunnelling and Underground Space Technology*, vol. 110, p. 103806, avr. 2021, [doi: 10.1016/j.tust.2020.103806](https://doi.org/10.1016/j.tust.2020.103806).

Salmon, F.; Lacanette, D.; Mindeguia, J.-C.; Sirieix, C.; Bellivier, A.; Leblanc, J.-C.; Ferrier, C. Localized Fire in a Gallery: Model Development and Validation. *International Journal of Thermal Sciences* **2019**, 139, 144–159. <https://doi.org/10.1016/j.ijthermalsci.2019.01.025>.

Salmon, F.; Lacanette, D.; Mindeguia, J.-C.; Sirieix, C.; Bellivier, A.; Leblanc, J.-C.; Ferrier, C. Development of a Fluid–Structure Coupling Validated with a Confined Fire: Application to Painted Caves. *Fire Technol* **2019**. <https://doi.org/10.1007/s10694-019-00926-5>.

Lacanette, D.; Mindeguia, J.-C.; Brodard, A.; Ferrier, C.; Guibert, P.; Leblanc, J.-C.; Malaurent, P.; Sirieix, C. Simulation of an Experimental Fire in an Underground Limestone Quarry for the Study of Paleolithic Fires. *International Journal of Thermal Sciences* **2017**, 120, 1–18. <https://doi.org/10.1016/j.ijthermalsci.2017.05.021>.

- Ferrier, C.; Bellivier, A.; Lacanette, D.; Leblanc, J.-C.; Mindeguia, J.-C.; **Salmon, F.** L'utilisation Du Feu Dans l'endokarst Au Paléolithique: Approche Interdisciplinaire et Expérimentale (Programme CarMoThaP). *Karstologia* **2018**, 70, 23–32.
- Ferrier, C.; Auguin, G.; Aujoux, A.; Bellivier, A.; Bourdier, C.; Brodard, A.; Debard, E.; Decoster, L.; Deldicque, D.; Dréan, V.; Feruglio, V.; Guibert, P.; Kervazo, B.; Lacanette, D.; Leblanc, J.-C.; Mindeguia, J.-C.; Fourier, N.; Queffelec, A.; Rouzaud, J.-N.; **Salmon, F.**; Suzanne, M.; Théry-Parisot, I.; Traoré, A.; Truong, T. Les Feux de La Grotte Chauvet-Pont d'Arc: Approches Expérimentales. *Ardèche Archéologie* **2017**, 34, 3–12.
- Salmon, F.**; Ferrier, C.; Féruglio, V.; Lacanette, D.; Leblanc, J.-C.; Mindeguia, J.-C.; Sirieix, C. Numerical Simulation to Understand Thermoalterations and Fires in the Chauvet-Pont d'Arc Cave. In *20th International Rock Art Congress IFRAO*; Valcamonica, Italy, 2018.
- Salmon, F.**; Lacanette, D.; Mindeguia, J.-C.; Sirieix, C.; Ferrier, C.; Leblanc, J.-C. FireFOAM Simulation of a Localised Fire in a Gallery. In *European Symposium on Fire Safety Science (3rd ESFSS)*; Nancy, France, 2018.
- Dréan, V.; Auguin, G.; Sarfati, S.; Ferrier, C.; Leblanc, J.-C.; Lacanette, D.; Mindeguia, J.-C.; Bellivier, A. Numerical Modelling of Thermal Conditions during Fires in Cave-like Geometry. In *15th International Conference and Exhibition on Fire and Materials 2017*; San Francisco, USA, 2017; Vol. 1, pp 319–333.
- Salmon, F.**; Ferrier, C.; Lacanette, D.; Leblanc, J.-C.; Mindeguia, J.-C.; Sirieix, C. Étude Des Thermo-Altérations et Des Feux de La Grotte Chauvet-Pont d'Arc Par La Simulation Numérique. In *5ème rencontre de l'Art des Sociétés Préhistoriques (ASP)*; Santander, Spain, 2016.
- Ferrier, C.; Lacanette, D.; Leblanc, J.; Mindeguia, J.-C.; Baffier, D.; Bourdier, C.; Brodard, A.; Cantin, N.; Debard, E.; Feruglio, V.; et al. Function of the Fires of the Cave Chauvet-Pont d'Arc: Contributions of the Experiment and the Digital Simulation. In *XIXe International Rock Art Conference IFRAO 2015: "Symbols in the Landscape: Rock Art and its Context"*; Cáceres, Spain, 2015.
- Lacanette, D.; Ferrier, C.; Leblanc, J.-C.; Mindeguia, J.-C. Simulation of a Fire in a Gallery of an Archaeological Cave (Chauvet-Pont d'Arc, France). In *Proceedings of CHT-15 ICHMT International Symposium on Advances in Computational Heat Transfer*; Begel House Inc.: Rutgers University, Piscataway, USA, 2015.
- Lacanette, D.; Ferrier, C.; Mindeguia, J.-C.; Debard, E.; Kervazo, B. 3D Simulation of a Fire in a Simplified Gallery of the Chauvet-Pont-d'Arc Cave (Ardèche, France). In *XVII World UISPP Congress*; Burgos, Spain, 2014; p 49.
- Ferrier, C.; Bellivier, A.; Auguin, G.; Aujoux, A.; Bourdier, C.; Debard, E.; Decoster, L.; Deldicque, D.; Dréan, V.; Féruglio, V.; Lacanette, D.; Leblanc, J.-C.; Mindeguia, J.-C.; Fourier, N.; Queffelec, A.; Rouzaud, J.-N.; **Salmon, F.**; Suzanne, M.; Théry-Parisot, I.; Traoré, A.; Truong, T. Traces et Indices de Feu Dans La Grotte Chauvet-Pont d'Arc: Enquête 36 000 Ans Avant Les Faits. In *Colloque de la Compagnie des Experts de Justice en Criminalistique (CEJC)*; Paris, France, 2018.
- Salmon, F.**; Mindeguia, J.-C.; Lacanette, D.; Sirieix, C.; Ferrier, C.; Leblanc, J.-C. Simulation Des Impacts Thermiques de Feux Par Un Couplage OpenFOAM-Cast3m. In *Club Cast3m*; Paris, France, 2018.
- Salmon, F.**; Ferrier, C.; Lacanette, D.; Leblanc, J.-C.; Mindeguia, J.-C.; Sirieix, C. Simulation Numérique Des Feux et Des Thermo-Altérations de La Grotte Chauvet-Pont d'Arc (Ardèche). In *21ème colloque national du GMPCA*; Rennes, France, 2017.
- Dréan, V.; Ferrier, C.; Leblanc, J.-C.; Lacanette, D.; Mindeguia, J.-C.; Bellivier, A.; Sarfati, S. Modélisation Des Conditions Ambiantes Lors de Feux Dans Des Grottes Ornées Paléolithiques – Projet CarMoThaP. In *22ème journées du GDR CNRS 2864 Incendie*; Paris, France, 2016.
- Verdet, C.; Sirieix, C.; Anguy, Y.; Gaborieau, C.; Ferrier, C.; Leblanc, J.-C.; Mindeguia, J.-C.; Lacanette, D.; Naessens, F.; Allègre, V.; et al. Suivi Par Micro-Tomographie de Résistivité Électrique d'une Paroi de Carrière Calcaire Soumise Au Feu. In *10e colloque GEOFCAN « Approche GÉOphysique et structurale de l'organisation spatiale et du Fonctionnement des Couvertures pédologiques Anthropisées et Naturelles »*; BRGM, Orléans, France, 2016.
- Mindeguia, J.-C.; Sirieix, C.; Brodard, D. A.; Guibert, P.; Ferrier, C.; Malaurent, P.; Lacanette, D. Simulation de l'impact Thermomécanique d'un Feu Expérimental En Carrière Calcaire. Implications Pour l'étude Des Feux Paléolithiques de La Grotte Chauvet-Pont-d'Arc (Ardèche). In *21ème Congrès Français de Mécanique CFM*; Bordeaux, France, 2013.

2-3.2 Contribution au diagnostic de l'état structurel de la Cathédrale Notre-Dame de Paris suite à son incendie

➤ Problématique

Un incendie s'est déclaré le 15 Avril 2019 aux alentours de 18h, dans les combles de la Cathédrale Notre-Dame de Paris. L'incendie (dont la cause exacte n'est toujours pas connue ou divulguée au moment d'écrire ce document), s'est rapidement propagé à l'ensemble de la charpente en chêne et à la flèche (**Figure II- 100**). L'incendie s'est partiellement propagé à la tour Nord de la Cathédrale, mais attaqué suffisamment tôt par les pompiers pour éviter la propagation du feu au beffroi (en chêne lui aussi).

L'incendie a assez rapidement provoqué la fusion du plomb de la couverture et a entraîné la chute de la flèche. Cette dernière a eu pour conséquence l'effondrement de la voûte de la croisée du transept, ainsi que de quelques voutains des voûtes de la nef et du chœur. La **Figure II- 100** retrace l'historique des événements relevés durant cet incendie, grâce à un recueil d'informations effectué par Augustin Guibaud et al. (University College de Londres) [175].

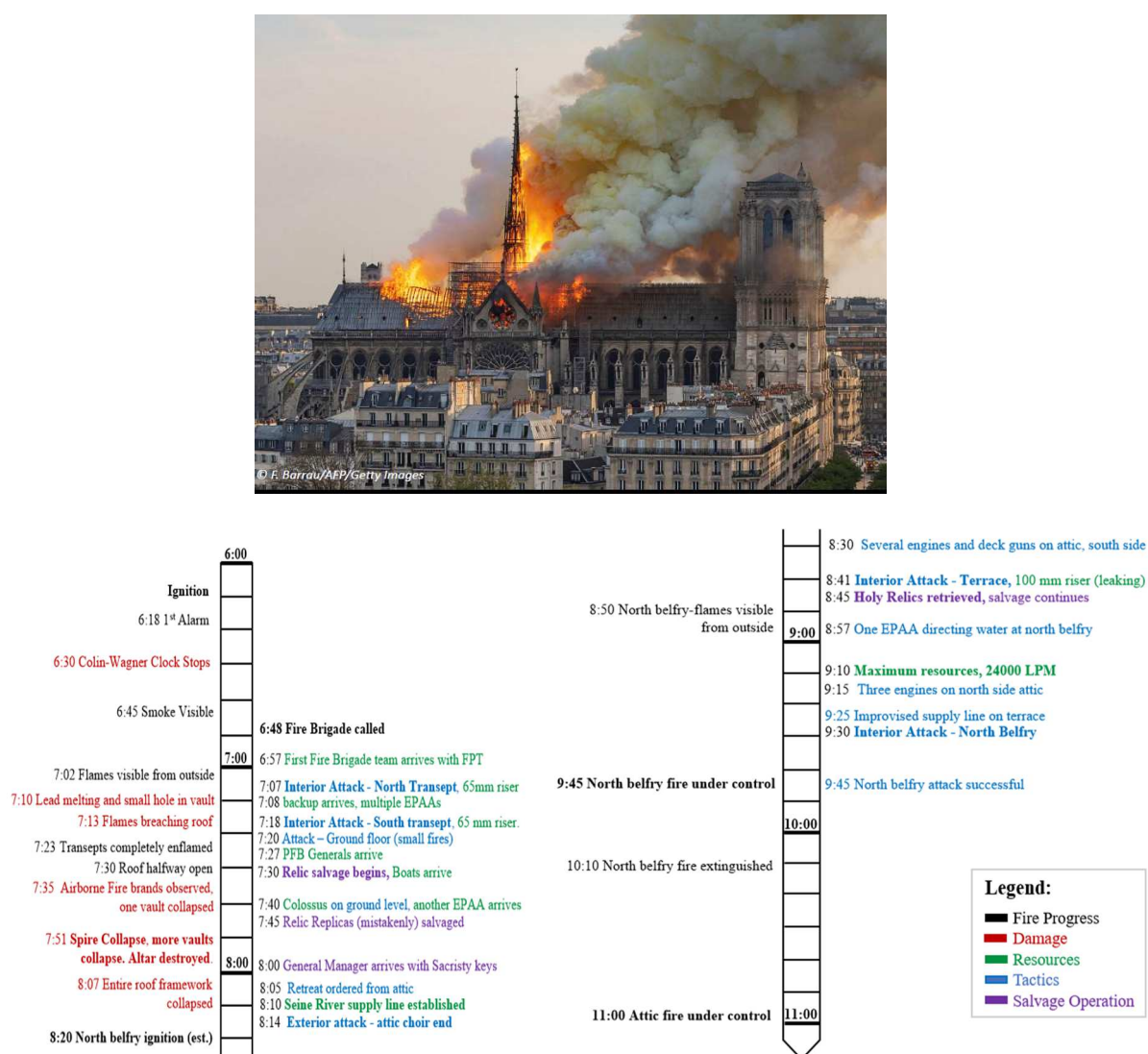


Figure II- 100 : En haut, photo prise depuis le Nord de la Cathédrale durant l'incendie (avant la chute de la flèche). En bas, chronologie des événements compilés par Augustin Guibaud et al. [175]. La chute de la flèche est constatée à 19h51.

L'incendie de la Cathédrale a suscité un grand émoi dans la société française, mais aussi dans le monde entier. Cet incendie a connu un engouement médiatique extraordinaire dans les semaines et mois qui l'ont suivi. La présidence de la République Française a déclaré quelques heures après l'incendie vouloir réparer la Cathédrale à l'horizon 2024.

Envisager la réparation de la Cathédrale ne pouvait s'envisager qu'à la suite d'opérations de grande ampleur : démontage de l'échafaudage métallique qui était en place autour de la flèche avant l'incendie, renforcement ponctuel de piliers impactés par le feu (indirectement par la chute d'éléments de charpente en feu par les voûtes effondrées), étaieement des pignons, renforcement des voûtes à proximité des zones effondrées, cintrage des arcs-boutants puis des voûtes, gestion de la pollution au plomb... Une fois le site suffisamment sécurisé, une phase de diagnostic a pu se mettre en place, sous la responsabilité de la maîtrise d'œuvre (principalement les Architectes en Chef des Monuments Historiques) et pour le compte de la maîtrise d'ouvrage (la DRAC d'Ile de France dans un premier temps, puis l'Etablissement Public dans un second temps).

Plus précisément ici, s'est posé la problématique du diagnostic structurel de la structure impactée par l'incendie, et tout particulièrement celui des voûtes en pierre. En effet, le relevé des altérations post-incendie en extrados des voûtes [176] fait état de zones « déplaquées » (**Figure II- 101**) qui sont vraisemblablement la conséquence d'une exposition thermique soutenue. L'élévation de température a donc pu fragiliser les pierres en place (par une dégradation de ses propriétés mécaniques) et conditionne certainement le choix de la solution de renforcement à appliquer le cas échéant.

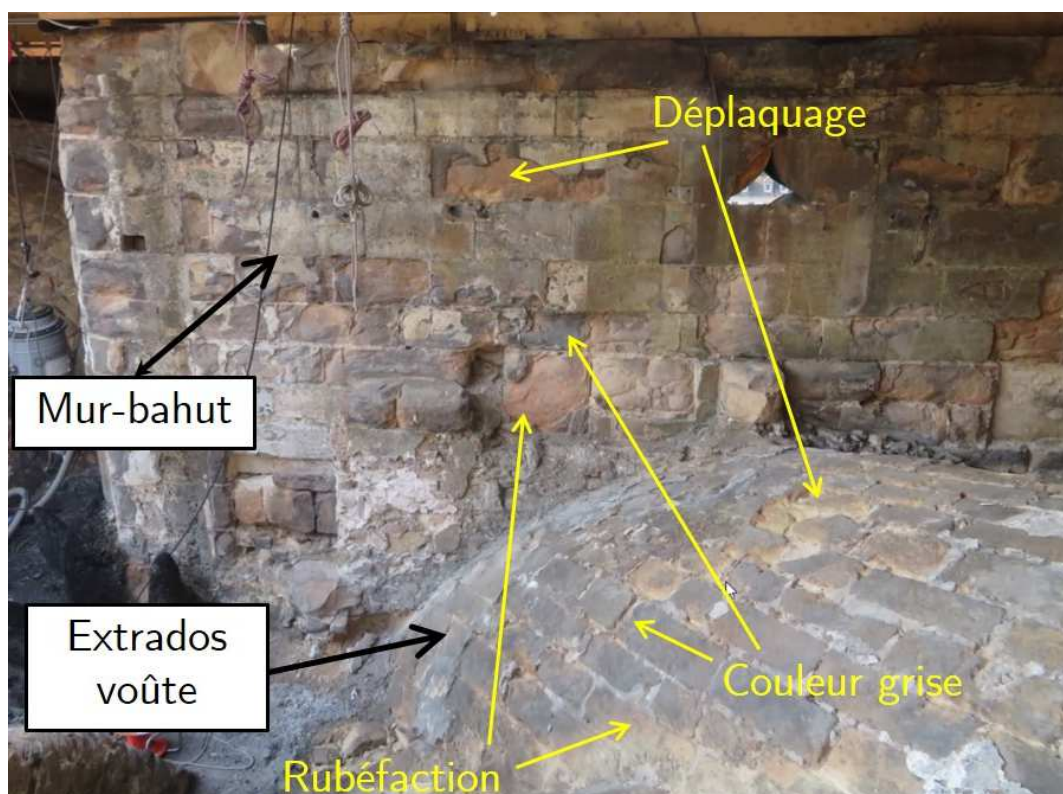


Figure II- 101 : Photo prise en Février 2022 depuis les combles montrant le type de thermo-altération observée en extrados des voûtes et en paroi intérieure des murs-bahuts (Photo : Thomas Parent).

➤ **Objectifs et Moyens**

Comme dit dans le paragraphe précédent, une maîtrise d'œuvre a piloté les opérations de sécurisation puis de diagnostic de la Cathédrale. Celle-ci est composée d'Architectes en Chef des Monuments Historiques (ACMH), dont M. Philippe Villeneuve, architecte en chef de Notre-Dame. Les ACMH sont assistés dans leurs missions de diagnostic structurel par les bureaux d'étude BESTREMA et STUDIO COMES. Le Laboratoire de Recherche des Monuments Historiques (LRMH) a également apporté son expertise en reconnaissance et moyens de conservation/restauration du large panel de matériaux présents dans la Cathédrale (dont la pierre évidemment). L'Etat Français étant propriétaire de la Cathédrale, il est de fait le maître d'ouvrage du chantier de restauration. En Novembre 2019 a ainsi été mis en place l'Établissement public chargé de la conservation et de la restauration de la Cathédrale Notre-Dame de Paris, piloté par le Général Jean-Louis Georgelin.

Parallèlement au chantier de restauration, les unités de recherche se sont également structurées afin d'apporter leurs savoir-faire au projet. Le lendemain de l'incendie a été créée « l'association des scientifiques au service de Notre-Dame de Paris ». Sous l'impulsion de celle-ci, un site internet a été créé permettant à des chercheurs de différentes spécialités de mettre en ligne des articles alimentant les réflexions autour du projet [177]. Puis la structuration s'est faite à plus grande échelle par la mise en place du « Chantier Scientifique » coordonnée par le CNRS (Marine Regert et Philippe Dillmann) et le Ministère de la Culture (Aline Magnien et Pascal Liévaux), regroupant environ 175 chercheurs répartis au sein de 8 groupes de travail :

- Acoustique
- Pierre
- Métal
- Verre
- Emotion patrimoniale et mobilisations
- Données numériques
- Bois et charpente
- Calcul de structure (piloté par le Pr. Stéphane Morel de l'Université de Bordeaux)

Depuis la mise en place du chantier scientifique, j'ai participé à des actions des groupes de travail pierre, bois et charpente et calcul de structure. Par exemple, j'ai participé aux actions du groupe de travail sur le bois, par l'encadrement d'un stage de M2 (M. Enzo Cabezas, Mars-Juillet 2021). Ce stage a porté sur la détermination (expérimentale et numérique) de l'épaisseur de charbon et de bois à purger des vestiges récupérés de la charpente, afin de pouvoir réaliser une analyse dendrochronologie du bois sain. Ces travaux ne seront pas détaillés ici, nous invitons le lecteur à consulter [178]. Plus spécifiquement, les travaux présentés dans la suite du document s'inscrivent dans les actions du groupe de travail calcul de structure.

Les activités du groupe de travail calcul de structure ont principalement consisté à apporter un regard scientifique sur l'état mécanique résiduel de la structure de la Cathédrale. Plus particulièrement, les voûtes (non effondrées) ont fait l'objet d'une grande partie des travaux. Les actions de recherche ont été décidées en concertation directe avec la maîtrise d'œuvre et d'ouvrage. Elles doivent permettre, sur la base de calculs mécaniques, (i) d'estimer la capacité portante des structures impactées par l'incendie et (ii) d'apporter un regard critique aux solutions de renforcement envisagées.

Un projet de recherche subventionné par l'ANR a également été mis en place : le projet « DEMMEFI » (Évaluation structurale post-Incendie des Monuments Historiques, vers une

utilisation optimisée de la MEF et de la MED, 2021-2024), porté par le Dr. Thomas Parent de l'Université de Bordeaux. 2 thèses, 1 post-doc et 2 stages de M2 sont prévus dans ce projet. Plus personnellement je participe à l'encadrement d'une des thèses (M. Ali Boukham, 2022-2024) et j'ai encadré un stage de M2 (Mme Aurore Montier, Février-Août 2021).

Dans ce contexte, mes principaux objectifs ont été (les travaux sont en cours de finalisation) d'estimer le champ de température potentiellement atteint dans les pierres des voûtes suite à l'incendie. Cela doit permettre :

- D'estimer le profil de dégradation des propriétés mécaniques de la pierre de façon à pouvoir être pris en compte dans les calculs mécaniques (réalisés par un consortium d'équipes du groupe de travail calcul de structure).
- De contribuer à estimer les flux thermiques induits par l'incendie, et par conséquent aider à caler des modèles de simulations de l'incendie développés par ailleurs (équipe du Pr. Jose Torero de l'University College of London).

L'objectif est de compléter des précédents travaux ayant porté sur l'estimation des températures atteintes dans les charbons de bois issus de la charpente [179], et des rapports concernant l'état de la pierre constitutive des murs bahuts [180], [181].

Enfin, la méthodologie mise en place ici doit pouvoir être appliquée à tout nouveau cas d'expertise post-incendie de patrimoine bâti en pierre.

➤ **Méthodologie**

Pour ces travaux, nous nous sommes tout d'abord inspirés de travaux de la littérature ayant porté sur l'observation post-incendie de pierres calcaires ayant subi de réels incendies ou des chauffés en laboratoire [76], [182]–[185]. Toutes ces études sont basées sur le fait que les pierres calcaires dans leur ensemble présentent un comportement sous élévation de température assez particulier et reproductible, dû aux transformations physico-chimiques prenant place au sein de leur microstructure (voir **Annexe n°1**). Ces transformations physico-chimiques sont pour la plupart irréversibles et leur occurrence est observable par différentes techniques d'analyse. Elles constituent donc autant d'outils d'estimation du niveau de température atteint par le matériau.

Dans le cadre du projet ANR DEMEFFI, une étude expérimentale menée sur des échantillons de calcaire chauffés en laboratoire a permis de mettre en place un ensemble de mesures capables de distinguer les transformations physico-chimiques précédemment décrites [186]. Différentes techniques expérimentales ont été utilisées :

- L'ATG/DSC : cette technique permet d'identifier les transformations physico-chimiques ayant un impact fort sur la perte de masse du matériau et dégageant (exothermiques) ou absorbant (endothermique) de la chaleur. Dans le cas des matériaux étudiés, cette technique s'est montrée particulièrement intéressante pour détecter la decarbonation d'échantillons non chauffés ou chauffés à des températures inférieures à 600 °C. Cette partie de l'étude a fait l'objet d'une collaboration avec l'Institut P'Prime de Poitiers (Pr. Thomas Rogau).
- L'observation par MEB (Microscope Electronique à Balayage) : l'observation de la microstructure des calcaires soumis à différents niveaux de chauffage a permis d'identifier le niveau de température à partir duquel apparaissent des microfissurations. Pour les matériaux étudiés, ces dernières apparaissent majoritairement après chauffage à 600 °C, et sont attribuables au gonflement des grains de quartz présents dans la matrice calcaire.
- L'observation par technique RAMAN : cette technique a permis d'identifier la transformation des oxydes de fer (goethite => hématite) sur des échantillons chauffés à 300 °C.

- La mesure des propriétés thermiques : cette technique a montré une décroissance linéaire de la diffusivité thermique des calcaires étudiés avec l'élévation de la température (perte de 20 % à 800 °C).
- La colorimétrie : cette technique repose sur le fait que les transformations physico-chimiques au sein de la pierre calcaire modifient ses propriétés colorimétriques. Ce comportement est particulièrement intéressant dans la mesure où ces modifications de couleurs sont irréversibles avec la température. Cet aspect est illustré sur la **Figure II- 102**, qui présente le gradient de modification de couleur au sein d'une pierre de la cathédrale ayant subi le feu. Il s'agit du même phénomène observé dans le grotte de Chauvet-Pont d'Arc (§ 2-3.1).

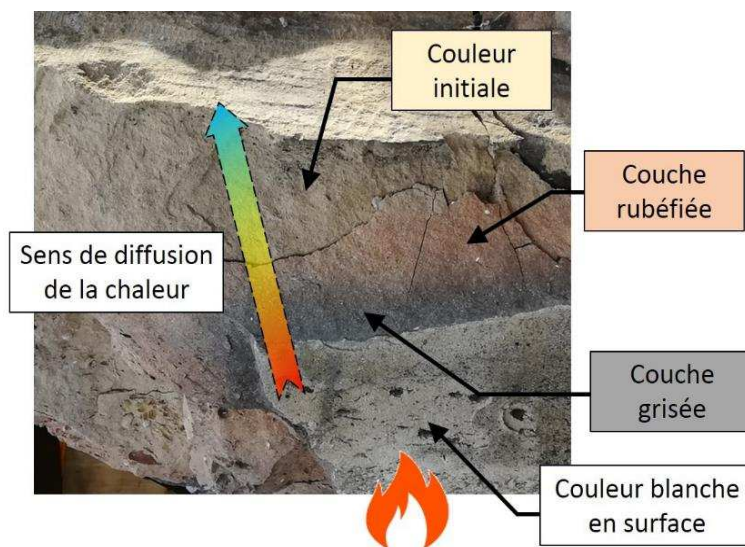


Figure II- 102 : Modification de la couleur d'une pierre de la cathédrale ayant subi le feu. La pierre ayant éclaté sous l'effet du feu, le gradient de changement de couleur de la pierre selon la profondeur de la pierre peut être apprécié (cliché personnel).

La colorimétrie s'est avérée être la plus simple des méthodes expérimentales étudiées. Elle ne nécessite pas d'appareil de mesure complexe (un matériel de découpe des échantillons, un scanner haute résolution et un logiciel d'analyse d'images, ImageJ [187] ont suffi), et a montré une bonne répétabilité de résultats. Nous avons ainsi adopté une méthodologie suivant les trois étapes décrites ci-après.

➤ Une étude préliminaire en laboratoire visant à quantifier l'impact de la température sur les propriétés colorimétriques d'échantillons de pierres calcaires issus de carrière et sur des échantillons (non chauffés) issus de blocs de la cathédrale. Les pierres issues de la carrière de ROCAMAT à Saint-Maximin (Oise) ont été sélectionnés en raison de leurs propriétés (porosité, masse volumique, résistance) relativement proches des pierres de la Cathédrale. Les échantillons de Notre-Dame nous ont été mis à disposition par le LRMH. Ils étaient issus des voutains de certaines parties de voûtes effondrées. Cette étude en laboratoire a conduit à l'établissement d'une loi reliant la luminosité de la pierre (propriété colorimétrique) au niveau de température atteint. La **Figure II- 103** présente la loi moyenne, issue des mesures sur tous les types de calcaire étudiés. Cette loi est une loi relative, où les valeurs sont normées par rapport à la luminosité de la pierre à température ambiante. La loi n'est valable que sur l'intervalle 100 – 600 °C, c'est-à-dire là où elle est monotone. Une élévation de température entre 20 et 100 °C ne modifie pas la luminosité ; au-delà de 600 °C la luminosité augmente très soudainement du fait de la decarbonatation du calcaire (formation de chaux). Une

étude par intervalles de confiance nous a permis de calculer les incertitudes de détermination de la température à partir de la luminosité mesurée sur la pierre.

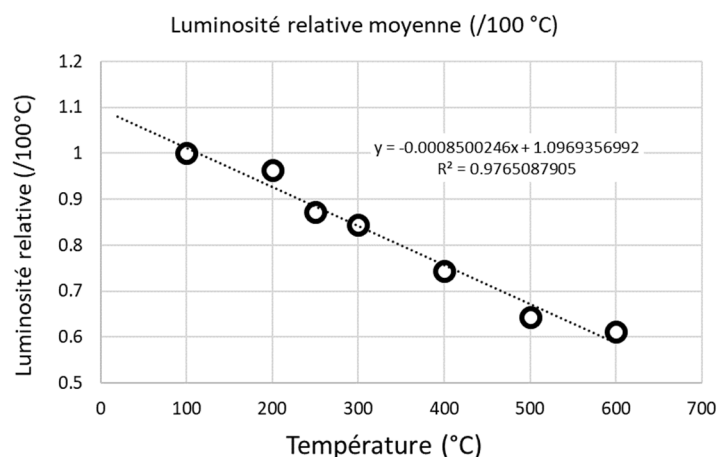


Figure II- 103 : Evolution de la luminosité relative moyenne en fonction de la température pour les 4 types de calcaires étudiés. Pour le calcul de la luminosité relative, la valeur de référence est celle obtenue à 100 °C.

➤ L'application de la colorimétrie à des carottes prélevées dans les voûtes. Les échantillons (carottes) ont été prélevés au niveau de la travée « CH 15 » d'une des voûtes du Chœur. Quatre carottes (sur six) ont pu être analysées. Les carottes ont été découpées dans le sens de la longueur (scie à diamant sous eau) afin d'obtenir des surfaces planes en vue des scans. Un gradient de couleur s'observe en surfaces des carottes, dans le sens extrados => intrados, correspondant assez probablement au flux thermique ayant traversé la pierre. Une quantification du profil de luminosité de chaque carotte a ensuite été effectuée, la loi de la **Figure II- 103** permettant enfin d'estimer le profil de température dans l'épaisseur de la voûte. Par exemple, la **Figure II- 104** présente le profil de température obtenu sur la carotte n°5. La courbe présentée ici est la courbe moyenne de température, ne prenant pas en compte les incertitudes de mesure.

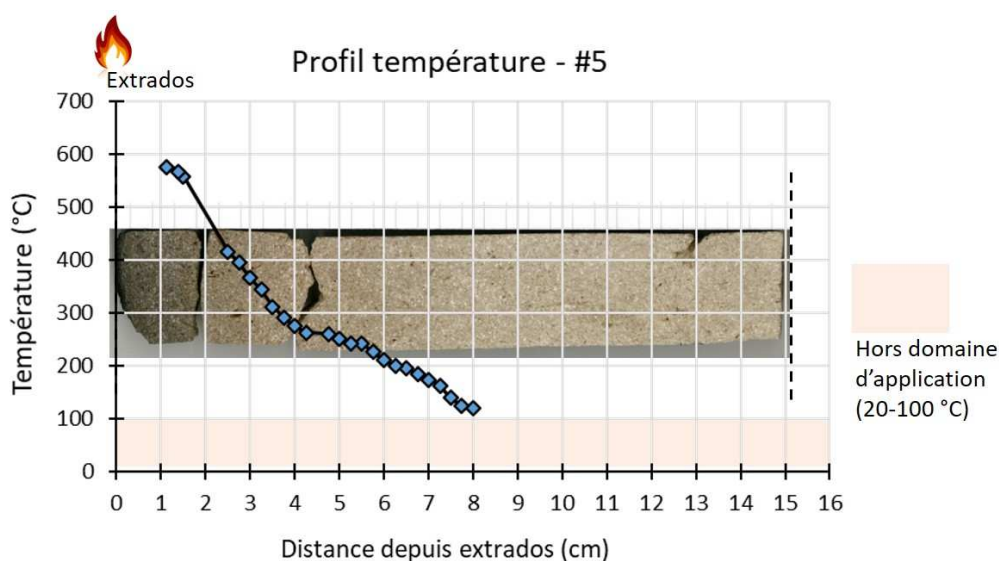


Figure II- 104 : Profil de température estimé par colorimétrie sur la carotte n°5. Superposition du profil avec le scan de la carotte une fois découpée dans le sens de la longueur.

➤ Une étude thermique numérique : une fois les profils de températures maximales déterminés par colorimétrie, nous avons souhaité estimer l'historique de flux thermique à imposer en surface de la pierre afin de retrouver un profil de température similaire. Des simulations thermiques ont ainsi été réalisées sur le code de calcul par éléments finis Cast3M [73], en se basant sur une géométrie 2D très simplifiée de l'épaisseur d'une voûte. Les propriétés thermiques, et leur évolution respective avec la température, ont été mesurées par une méthode de plan chaud. Pour les simulations, nous avons utilisé les données mesurées sur le calcaire dit de « franche fine », car possédant une porosité et masse volumique très proche des voutains de la Cathédrale. Les mêmes propriétés thermiques sont retenues pour chaque carotte (en première approche).

Côté extrados, nous avons imposé un flux variable dans le temps. Pour chaque carotte, un tirage aléatoire des paramètres régissant l'historique du flux thermique est réalisé (1000 tirages). A l'issue des tirages aléatoires, nous sélectionnons le jeu de données ayant permis d'approcher au mieux le profil de température estimé par colorimétrie. Côté intrados, une condition aux limites mixte de convection et rayonnement est appliquée, en considérant la température dans l'enceinte de la Cathédrale constante et égale à 20 °C. Le maillage utilisé et les conditions aux limites sont synthétisées sur la **Figure II- 105**. A chaque simulation, les paramètres q , t_1 , t_2 et t_3 caractérisant le flux imposé en extrados sont donc tirés aléatoirement parmi un intervalle de recherche fixé préalablement (le temps t_4 est pris égal à $t_3 + 1$ heure).

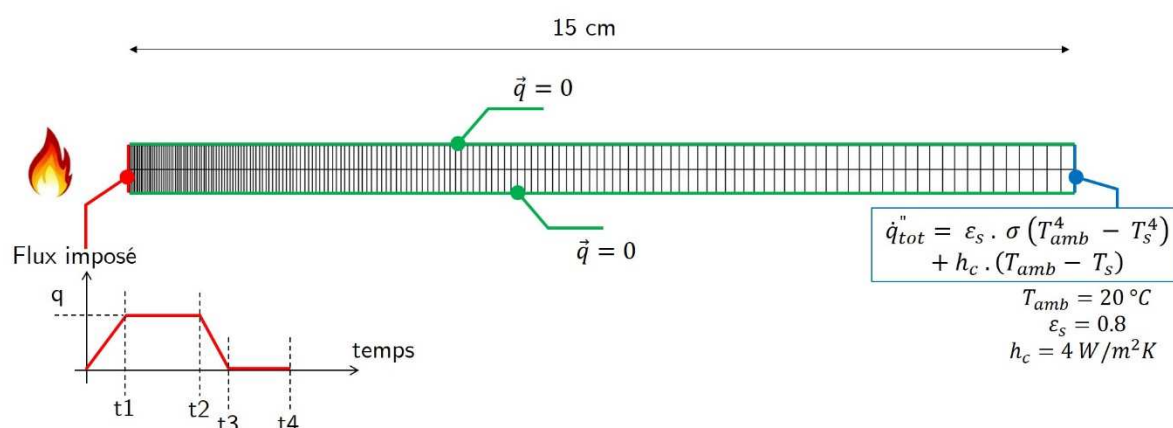


Figure II- 105 : Maillage 2D et conditions aux limites thermiques utilisés pour retrouver les profils de température estimés par colorimétrie dans les carottes.

➤ Principaux résultats

Les travaux étant encore en cours au moment d'écrire ce document, nous ne présentons ci-après que les principaux résultats. La **Figure II- 106** présente les profils de température estimés par colorimétrie dans les différentes carottes. Pour chaque carotte, une estimation haute et basse sont calculées à partir d'intervalles de confiance. En effet, la détermination de la colorimétrie s'effectue sur une image pour laquelle chaque pixel renvoie une valeur de colorimétrie différente. Travailler sur la luminosité moyenne est trop ambitieux et nous avons donc traité les mesures en tenant compte des écarts-types de luminosité. Les valeurs sont données pour une gamme de température où la méthode était applicable (entre 200 et 600 °C). De plus, certaines parties proches de l'extrados étaient manquantes pour les carottes 1 et 6. La **Figure II- 106** se concentre donc uniquement sur les 8 premiers centimètres des carottes.

Nous observons que les profils de température sont assez différents d'une carotte à l'autre, bien qu'ayant été prélevées dans le même quart de voûte, ce qui montre l'hétérogénéité de flux thermique en extrados. La carotte 6 en particulier montre un profil assez élevé de température, potentiellement

dû à un contact soutenu de flammes à proximité du lieu d'extraction (les carottes 5 et 6 les plus « chaudes » ont été prélevées à proximité des reins de voûte, lieu préférentiel de dépôt de bois enflammés puis de braises, lors de l'incendie).

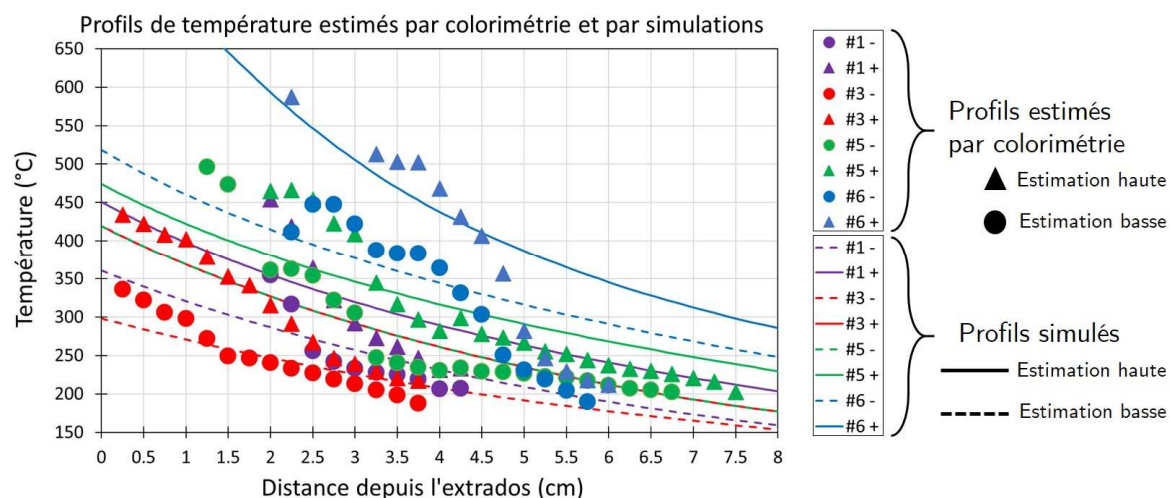


Figure II- 106 : Comparaison des profils de température maximums atteints dans l'épaisseur de la voûte. Les points correspondent aux températures estimées par colorimétrie, les courbes continues sont les meilleurs profils obtenus par simulations.

La **Figure II- 107**-gauche présente les flux thermiques estimés par les simulations thermiques qui ont permis d'approcher au mieux (sur 1000 tirages aléatoires des caractéristiques du flux imposé) les profils de température estimés par colorimétrie. Excepté pour l'estimation haute de la carotte 6, les flux thermiques se trouvent dans une gamme de 3 à 6 kW/m², avec une phase de pleine puissance d'une durée globalement comprise entre 1 et 2 heures. L'estimation haute de la carotte 6 a nécessité un flux thermique plus important (de l'ordre de 10 kW/m²), sur un temps plus court. La **Figure II- 107**-droite présente finalement les profils de températures simulés sur l'ensemble de l'épaisseur représentative des voutains des voûtes du Chœur (15 cm). Si l'on rapproche ces courbes des données expérimentales présentées sur la **Figure II- 29**, nous pouvons raisonnablement conclure que les gammes de température atteintes dans les carottes ont impacté de façon significative la résistance en compression et le module d'élasticité de la pierre sur au moins respectivement les 2 et 5 premiers centimètres depuis l'extrados. Il s'agit donc d'un résultat primordial dans l'optique de l'analyse mécanique de l'état résiduel des voûtes. De plus, les températures atteintes en extrados peuvent influencer le choix de la solution de renforcement des voûtes (la mise en place d'une chape en extrados étant actuellement à l'étude).

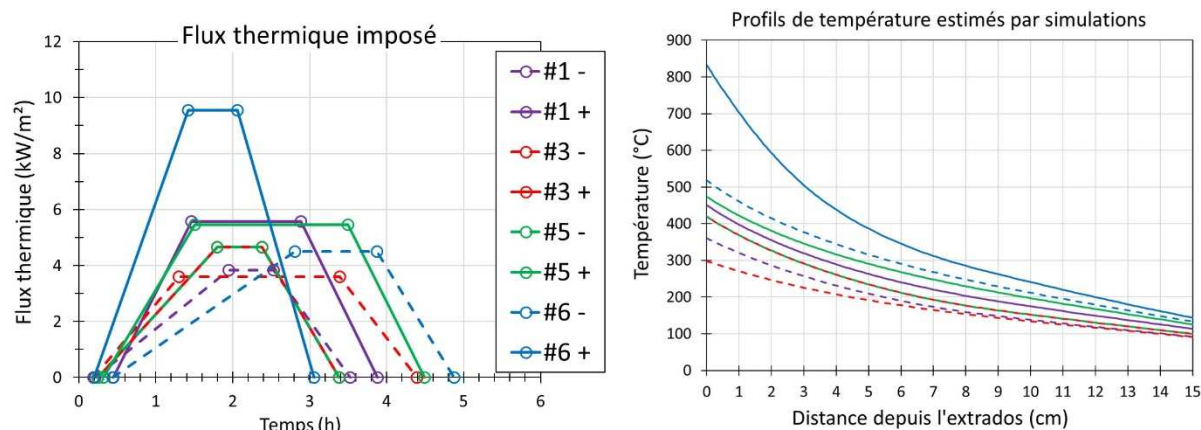


Figure II- 107 : A gauche, évolution du flux imposé permettant d'approcher au mieux les profils de température estimés par colorimétrie. A droite, profils de température simulés sur l'épaisseur totale de la voûte.

Il est important de spécifier que les profils de température estimés ici ne sont actuellement basés que sur une seule méthode expérimentale (la colorimétrie). Des mesures locales sur les carottes (ATG, MEB, RAMAN) sont en cours afin de confirmer les niveaux de température atteints. Concernant l'estimation numérique des flux thermiques probables en extrados, et qui peuvent servir de moyen de confrontation aux modèles de l'incendie, la mise en place d'une véritable analyse inverse est en cours d'étude.

Enfin, dans le cadre de la thèse d'Ali Boukham, l'influence de la température sur les propriétés mécaniques des pierres similaires à celles des voutains sera étudiée en détail (résistance en compression de la pierre mais surtout propriétés de rupture et dilatation thermique des assemblages pierre/joint de mortier). Le couplage de ces mesures avec l'estimation des profils de températures permettra de réaliser des calculs mécaniques avancés (couplage entre méthode des éléments finis et discrets) qui apporteront un éclairage précis sur l'état mécanique résiduel des voûtes.

► Publications liées

Cabezas E., Mindeguia J.-C., Maurin E., « Conséquence du feu sur les propriétés mécaniques du bois sous le front de carbonisation - Application au cas de Notre-Dame », présenté à Les bois altérés, diagnostics et traitements - 10e Journée d'études du Groupe Bois de la SFIIC, C2MRF, Paris, France, oct. 2021.

Mindeguia J.-C., « Eléments sur la modélisation de l'incendie de la Cathédrale Notre-Dame et de l'impact thermomécanique sur la structure », présenté à Intervenir sur le bâti en bois du patrimoine : méthodes d'hier à aujourd'hui, nov. 2020.

Fin du chapitre 2

3. Rapide bilan

La synthèse de ces quelques travaux démontre une grande variété des problématiques en lien avec le comportement au feu des matériaux et structures. Le challenge est parfois venu de la nature originale du matériau (béton fabriqué avec des granulats de béton recyclé), du produit (planchers en bois CLT) ou de la structure impactée (grotte Chauvet-Pont d'Arc, Cathédrale Notre-Dame de Paris). La plupart du temps, les travaux sont venus appuyer les industriels pour optimiser les produits de la construction vis-à-vis du feu, ou ont été réalisés afin de combler des manques réglementaires (pas de cadre expérimental pour la caractérisation du risque d'écaillage des bétons par exemple). D'autres travaux ont revêtu une dimension plus fondamentale, comme la mise en place d'un algorithme de contrôle pour la réalisation d'essais au feu hybride, ou le développement de montages expérimentaux pour la mesure des champs de teneur en eau en situation transitoire.

Beaucoup des travaux entrepris ont également permis de contribuer au développement de l'approche basée sur la performance dans le domaine de la sécurité incendie, et plus particulièrement concernant la justification de la résistance au feu. L'adoption d'un tel cadre sous-entend l'adoption d'actions thermiques les plus réalistes et prédictives possibles en fonction du projet étudié et le recours à des modèles thermomécaniques adaptables à tout type d'action thermique (ce que nous avons commencé à mettre en place pour les constructions en bois). L'approche basée sur la performance peut également s'envisager par la réalisation plus fréquente d'essais de type hybride, permettant de prendre en compte des conditions aux limites mécaniques proches de la réalité de l'ouvrage, lorsqu'un essai de classement doit être réalisé.

La réalisation de ces travaux a reposé sur une grande variété de techniques expérimentales (mesure des propriétés mécaniques, thermiques, observations de la microstructure, essais thermiques, essais au feu à grande échelle, campagnes expérimentales *in situ*...). L'influence de la température sur de nombreuses propriétés des matériaux a souvent nécessité la conception ou l'adaptation de montages expérimentaux. Numériquement parlant, le feu induit des couplages multiphysiques, avec des challenges liés entre autres à la taille des géométries modélisées et aux nombreuses non-linéarités thermomécaniques (dépendance des propriétés à la température, endommagement mécanique...). Plus généralement, le feu a des effets à plusieurs échelles : depuis les réactions physico-chimiques induites au sein même de la microstructure, en passant par des phénomènes mésoscopiques (fissurations, écaillage, délamination...) jusqu'à des phénomènes à l'échelle de la structure (grands déplacements, ruine). Pour chaque étude entreprise, il a donc été souvent nécessaire de choisir la ou les échelles adéquates de travail.

Les travaux réalisés ont permis de mettre en place au sein du laboratoire I2M une réelle expertise concernant l'étude du comportement au feu des matériaux et structures de la construction. Je tiens particulièrement à souligner que cette thématique n'était pas abordée avant mon arrivée au sein du laboratoire en 2011. Elle rassemble aujourd'hui plusieurs collègues du département GCE (Génie Civil et Environnemental), avec des projets en cours ou en montage (voir § 4). Par ailleurs, la transversalité disciplinaire de la thématique feu a permis d'entreprendre des collaborations avec des équipes en dehors du génie civil pur, et notamment des spécialistes en simulations numériques et interactions rayonnement/matière (département TREFLE, Transferts Fluides Énergétique). L'impact thermomécanique du feu aux matériaux et structures est donc devenu une thématique à part entière du laboratoire I2M, tel qu'affiché lors du rapport établi pour la dernière évaluation Hcéres du laboratoire (période 2020-2022). L'ambition est donc de poursuivre à développer cette thématique ; les projets à plus ou moins long terme sont décrits dans le paragraphe suivant.

4. Projet de recherche

4-1 Projets en cours

Nous dressons ci-après un récapitulatif des projets en cours, ou récemment finalisés au moment de la rédaction de ce manuscrit.

➤ *Incendie de la Cathédrale Notre-Dame de Paris*

Au moment d'écrire ce manuscrit, le chantier de restauration de la Cathédrale Notre-Dame de Paris est rentré dans une phase de consultation des entreprises (DCE), avec en priorité la reconstruction du transept (voûte de la croisée, murs pignon Nord et Sud, charpente et bien entendu la flèche) puis des voûtes et murs bahuts de la nef et du Chœur. En parallèle, nous poursuivons l'étude de l'impact thermique aux voûtes car l'étude de leur état mécanique post-incendie est toujours en cours au sein des échanges entre le GT « structure » et la maîtrise d'œuvre/d'ouvrage. En particulier, il est envisagé d'améliorer le modèle inverse permettant d'estimer les conditions aux limites les plus à même d'avoir engendré les températures estimées expérimentalement. Ce travail se fera en collaboration avec l'équipe du Pr José Torero de l'University College of London, qui travaille sur la simulation de l'incendie de la cathédrale par modèle de champs.

En parallèle, une action de recherche est en cours avec le LRMH (co-encadrement d'un post-doc), afin d'étudier l'effet de la température sur les propriétés d'interface entre une chape de renforcement et les pierres constitutives des voûtes. Cette étude visera à recréer expérimentalement les champs thermiques estimés dans les pierres (§ 2-3.2) afin de mesurer les caractéristiques mécaniques (adhésion) de la chape sur les pierres ainsi chauffées.

Enfin, toutes les études et les échanges réalisés jusqu'à présent avec la maîtrise d'ouvrage vont prochainement se concrétiser (deuxième semestre 2022) par la mise en place d'une convention de recherche et développement partagés, que l'on peut assimiler à une action d'assistance à maîtrise d'ouvrage. Ainsi, un consortium composé d'une grande partie du GT structures, piloté par le Pr Stéphane Morel de l'Université de Bordeaux, et dont je ferai partie, aura pour mission dans les 2 prochaines années d'analyser les propositions des entreprises en matière de justification de comportement structurel des maçonneries et des charpentes.

➤ *Comité technique de la RILEM autour du comportement au feu des bétons*

Comme dit précédemment au § 2-1.1, les travaux RILEM se poursuivront dans le cadre du comité technique TC CFR « Concrete during Fire - Reassessment of the framework », dont l'un des principaux objectifs sera de réexaminer la faculté du contexte réglementaire actuel de correctement prédire la résistance au feu des structures en béton. Un enjeu majeur sera d'étudier le comportement des bétons sous feux naturels, incluant l'étude durant la phase de décroissance du feu. En effet, que ce soit lors d'un recours aux essais, ou lors d'un recours au calcul, rien n'est actuellement véritablement prescrit concernant la phase de refroidissement des structures en béton armé. Or le refroidissement peut engendrer des dommages supplémentaires au matériau (choc thermique, affaiblissement du matériau par réhydratation et formation de portlandite...), pouvant remettre totalement en cause la façon dont est pensée et appliquée actuellement la justification de la résistance au feu des structures.

La première réunion de ce nouveau comité est prévue en Juillet 2022, dont le principal objectif sera de définir les contours des actions à mener. Je serai un membre actif de ce nouveau comité.

➤ Deuxième phase du programme Epernon Fire Tests Program

Dans la continuité des essais réalisés lors de la première phase (voir § 2-2.3), une nouvelle série d'essais a été réalisée de septembre 2021 à mai 2022. L'objectif de cette deuxième phase est d'étudier les performances de différentes configurations de protection passive (plaques de plâtre) dans des scénarios d'incendie conventionnels et naturels.

L'impact de différents paramètres est pris en compte, tels que les conditions de ventilation et le ratio des surfaces de bois exposées (non protégées) par rapport à la surface totale des parois. La performance des solutions de protection passive mises en œuvre est analysée en ce qui concerne (i) la température d'interface entre la protection et le bois pendant toute la durée de l'incendie (y compris la phase de refroidissement), (ii) le moment où la protection chute et (iii) l'apparition ou l'absence d'auto-extinction.

Les deux premiers essais de la série étaient représentatifs d'incendies contrôlés par ventilation (facteur d'ouverture $O = 0.032 \text{ m}^2$). Tous deux comprenaient un mur en CLT non protégé (**Figure II- 108**). Lors du 1^{er} essai, toutes les autres surfaces étaient protégées par des plaques de plâtre de $2 \times 18 \text{ mm}$; dans le second, elles étaient protégées par des plaques de plâtre de $2 \times 25 \text{ mm}$.

Le programme de recherche est actuellement en cours. Un troisième essai a été réalisé en Mai 2022 avec les mêmes configurations mais avec un facteur d'ouverture plus grand (feu contrôlé par le combustible). Une discussion approfondie sur les performances des configurations de protection passive dans des conditions d'incendie naturel par rapport à des conditions d'incendie standard pourra ainsi être réalisée, améliorant ainsi la prise en compte du risque lié à la mise en place de surfaces en bois non protégées dans les constructions.

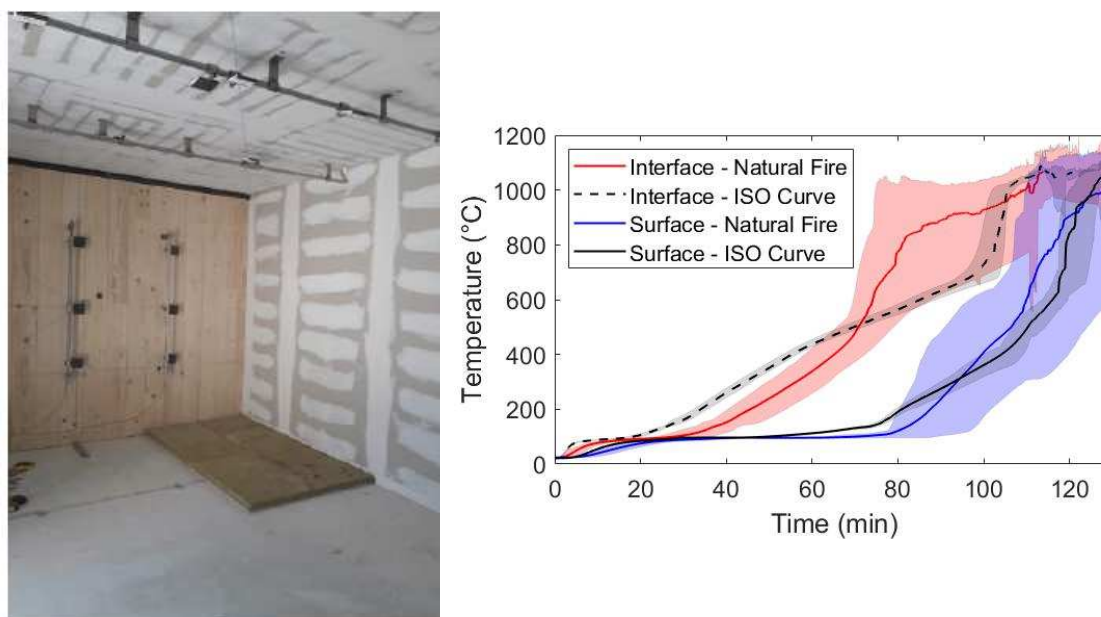


Figure II- 108 : A gauche, vue du compartiment d'essai sous feu naturel avec le mur en CLT non protégé. A droite, évolution de la température (moyenne et dispersion) mesurée à l'interface entre les deux plaques de plâtre de 18 mm (« Interface ») et en surface du bois protégé (« Surface ») dans le cas de l'essai naturel et conventionnel (« ISO Curve »).

➤ Simulation thermomécanique de murs en maçonnerie de terre cuite

Les murs maçonnés en briques de terre cuite, doublés par un complexe polystyrène/plaque de plâtre, présentent aujourd'hui une résistance au feu limitée limitant leur utilisation aux constructions de faibles hauteurs (R+2/R+3). Il semble qu'un mécanisme de flambement des parois latérales

frontales des briques prend place côté face exposée au feu ³. Face à ce mode de ruine complexe, les modèles mécaniques mis en œuvre jusqu'à aujourd'hui ont été principalement basés sur des critères de ruine exprimés en contrainte purement élastique et ne permettent donc pas de décrire finement les phénomènes mis en jeu dans la ruine et échouent à trouver des configurations géométriques optimisées de brique permettant d'augmenter la résistance au feu des murs.

Dans cette optique, et suite à la demande de la société Bouyer-Leroux, nous avons entrepris la réalisation d'une étude numérique portant sur la modélisation du mécanisme de ruine fondée sur l'utilisation d'un modèle d'endommagement quasi-fragile, couplé à un modèle de diffusion thermique en situation de feu (un exemple de simulation est présenté sur la **Figure II- 109**). L'étude a été réalisée par un stagiaire de Master 2 au premier semestre 2020 ⁴. Notre perspective est de poursuivre ces travaux par une thèse de doctorat, conditionnée par l'obtention de financement de la part de l'entreprise partenaire.

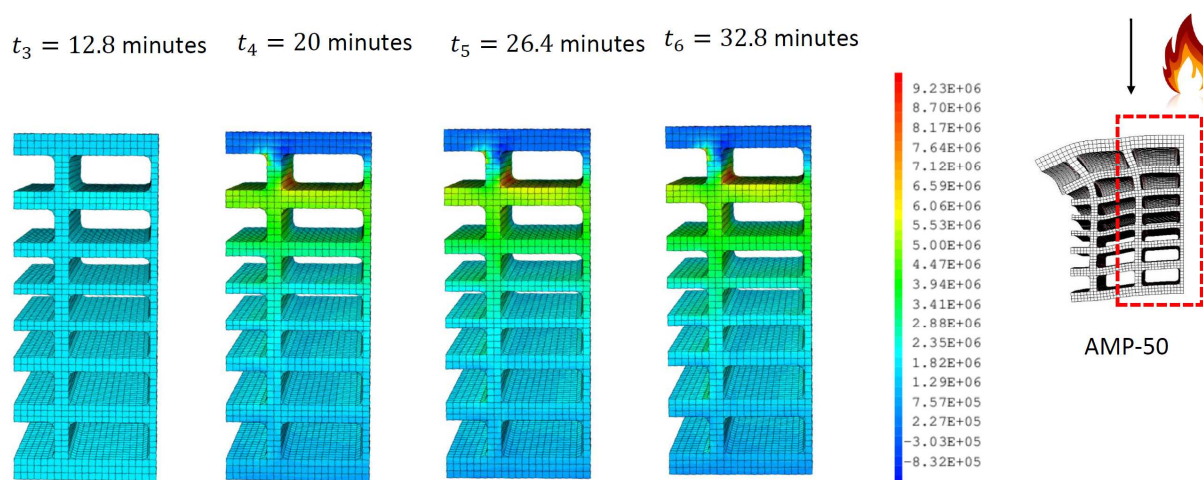


Figure II- 109 : Modélisation 3D d'une portion de brique en terre cuite exposée à un feu conventionnel sur une face. Les isocouleurs correspondent au champ de contrainte de Von Mises à différents instants du chauffage, permettant de localiser les zones les plus à même de s'endommager.

4-2 Projets en montage

Dans la continuité des quelques projets traités précédemment, des demandes de financement sont en cours afin de poursuivre les actions engagées. Nous présentons ci-après deux projets pour lesquels l'obtention de nouveaux résultats nous paraît particulièrement nécessaire dans le domaine de la sécurité incendie des constructions.

³ T.-D. Nguyen et F. Meftah, « Behavior of clay hollow-brick masonry walls during fire. Part 1: Experimental analysis », *Fire Safety Journal*, vol. 52, p. 55-64, août 2012, doi: [10.1016/j.firesaf.2012.06.001](https://doi.org/10.1016/j.firesaf.2012.06.001).

⁴ L. Kauffmann, « Optimisation de la résistance au feu des murs maçonnés en briques de terre cuite », *Rapport de Master 2*, sept. 2020.

➤ **Comportement des structures en bois en phase de refroidissement**

La construction bois connaît un fort développement au niveau national et international, avec des projets innovants répondant aux enjeux de la transition énergétique et offrant les perspectives majeures de solutions « bas carbone ». Au niveau international, des réflexions ont été lancées lors de l'initiative COST «FP1404: Fire safe use of bio-based building products » (voir § 2-2.2) et plusieurs programmes scientifiques ont été menés pour mieux appréhender l'impact de l'utilisation du bois dans les bâtiments sur la sécurité incendie, notamment le projet Epernon Fire Tests Program (§ 2-2.3). Ces recherches s'appuient toutes sur des approches sous feux réels (naturels), en opposition aux approches conventionnelles de résistance au feu telles que prescrites par les normes (voir § 1-6.3). Si elles permettent de mieux appréhender les niveaux de performances, aucun outil n'a cependant été produit pour faire le lien entre ces performances et les évaluations traditionnellement menées sous les approches conventionnelles. Il a en outre été démontré que les spécificités du bois (combustibilité et caractéristiques thermomécaniques) pouvaient conduire à un risque accru de ruine lors de la phase de refroidissement ⁵. Au niveau français, dans le cadre des « Plans bois », de l'identification des verrous réglementaires jusqu'à la réalisation d'essais au feu de façades, d'importants travaux ont été menés pour lever les principaux freins à l'emploi de systèmes constructifs bio-sourcés dans le bâtiment. Des premiers guides ont pu être établis ^{6,7}. Conscient des enjeux de sécurité inhérents au fait que la réglementation actuelle n'a pas été pensée avec des constructions en structures combustibles, les ministères se sont saisis du sujet. Le groupe de travail « Sécurité incendie et matériau bois » a rappelé lors de sa réunion plénière en juin 2021 que les constructions bois doivent également répondre à l'objectif de sécurité des personnes selon le triptyque stratégique (i) évacuation, (ii) limitation du développement et de la propagation du feu et (iii) intervention des secours. Ces aspects ne peuvent être évalués qu'à travers des approches sous feux réels, or, comme mentionné précédemment, aucun outil pratique n'est à ce jour disponible. En l'absence de justifications ad-hoc, des prescriptions complémentaires apparaissent (encapsulation, limitation du bois de structure apparent, systématisation de l'extinction automatique à eau...) dont l'impact technico-économique sur les projets de construction en matériaux bio-sourcés (particulièrement le bois) est extrêmement important.

Ces constats invitent à repenser la façon dont doit être appréciée la performance des ouvrages bois pendant un feu et à explorer des solutions techniques jusque-là non considérées pour optimiser l'impact technico-économique.

Ce contexte a motivé la soumission en Novembre 2021 d'un projet de recherche auprès de l'appel à projets de l'ANR (instrument PRCE), impliquant le laboratoire I2M, le centre d'essais au feu du CERIB ainsi qu'un partenaire industriel du domaine du bois.

⁵ T. Gernay, « Fire resistance and burnout resistance of timber columns », *Fire Safety Journal*, vol. 122, p. 103350, juin 2021, doi: [10.1016/j.firesaf.2021.103350](https://doi.org/10.1016/j.firesaf.2021.103350).

⁶ France Bois 2024, « Bâtiments bois multi-niveaux, Etablissements Recevant du Public de 8 à 28 m, Préconisations pour la sécurité en cas d'incendie, pour les immeubles bois prévus dans le cadre des prochains JOP de Paris en 2024 », Atelier Incendie d'ADIVbois, 16 septembre 2020.

⁷ Préfecture de Police de Paris, « Doctrine pour la construction des immeubles en matériaux biosourcés et combustibles », LCPP, BSPP, Service des architectes de sécurité, 20 Juillet 2021.

Les objectifs du projet étaient de mettre à la disposition des industriels du bois construction et des porteurs de projets des outils expérimentaux de caractérisation robustes pour accompagner le développement des projets intégrant des systèmes constructifs bio-sourcés. Il s'agissait notamment de permettre :

- d'utiliser des caractéristiques matériau réalistes et plus fines y compris en phase de décroissance du feu ;
- le recours à l'Ingénierie de Sécurité Incendie (ISI) en s'appuyant sur des modèles avancés validés pour des sollicitations thermiques réalistes quelle que soit la destination de l'ouvrage (bureaux, ERP, habitation, mixte...) ;
- d'aller au-delà des limites actuelles de l'Eurocode 5 (caractéristiques thermomécaniques, vitesse de combustion sous feux réels, ...) en proposant des outils pragmatiques.

Le projet n'ayant pas passé la première phase de sélection, il sera retravaillé en vue d'une nouvelle soumission lors du prochain appel à projets de l'ANR.

➤ **Comportement au feu des bétons à base de granulats recyclés**

Le projet RECYFEU (§ 2-1.2) a montré, sur la base d'essais au feu à petite échelle, que les bétons fabriqués à partir de granulats recyclés montraient potentiellement une sensibilité à l'écaillage plus accrue que les bétons classiques fabriqués à partir de granulats naturels. A première vue, cette observation peut s'avérer être un frein à l'emploi de ce type de béton, alors qu'initialement ils peuvent contribuer efficacement à la réduction de l'impact environnemental du béton.

Ces premiers résultats ont notamment été présentés lors d'une réunion de la commission miroir française de l'Eurocode 2, et forcément, n'ont pas été favorablement accueillis de la part de quelques industriels présents autour de la table de discussion.

Une interrogation subsiste sur la représentativité des essais entrepris lors du projet. En effet, la géométrie des échantillons (20 x 20 x 20 cm³) ne permet peut-être pas de reproduire le comportement structurel réaliste d'un poteau, d'une poutre, d'un mur, etc.

Ainsi, il est primordial de réaliser des essais au feu à plus grande échelle, sur des éléments de structure à échelle réelle. Les essais devront être également réalisés sous conditions aux limites mécaniques proche de la réalité d'une structure type. Les résultats obtenus en termes de durée de résistance au feu, en comparaison avec les mêmes éléments de structure réalisés en béton classique, permettront de statuer sur le réel impact des granulats recyclés sur le comportement au feu des bétons. Le cas échéant, des adaptations de formulation (rapport E/C, ajout de fibres, réduction du taux de remplacement en granulats recyclés...) pourront être entrepris pour permettre aux bétons de granulats recyclés d'atteindre des performances similaires à celles des bétons de granulats naturels.

Bien évidemment, la réalisation de ce genre d'essais se fait classiquement dans des fours d'essais à grande échelle, présents dans les laboratoires de sécurité incendie (CSTB, CERIB, Efectis France pour citer les structures nationales), et sous-entend l'obtention d'un financement suffisant pour leur réalisation (plusieurs dizaines de milliers d'Euros par essai). De plus, un tel projet demande un approvisionnement conséquent en matières premières (granulats recyclés) et une faculté de fabrication et de mise en œuvre de volumes importants de béton.

Des réflexions sont actuellement menées conjointement avec le laboratoire SIAME de l'Université de Pau et des Pays de l'Adour pour trouver les leviers de financement d'un tel projet : partenaires

industriels, fournisseurs de granulats recyclés, syndicats nationaux des bétons prêts à l'emploi, constructeur, financement public, etc.

4-3 Réflexions/orientations à plus long terme

Au-delà des projets envisagés à court terme et décrits dans les précédents paragraphes, la dizaine d'années consacrées à l'étude du comportement au feu des matériaux et structures m'ont permis de mener une réflexion sur les thématiques méritant selon moi des efforts de recherche conséquents dans les prochaines années.

➤ *Etude expérimentale et numérique des couplages thermo-hydro-mécaniques en situation de feu*

Nous avons observé lors de plusieurs études que dans certaines conditions une ruine localisée du matériau en surface exposée au feu peut avoir une grande conséquence sur le comportement global de la structure. C'est le cas pour l'écaillage du béton (§ 2-1.1), la délamination des CLT (§ 2-2.3) ou bien la rupture des parois de briques (§ 4.1). L'étude théorique de ces mécanismes de ruine est donc nécessaire afin de limiter leur occurrence ou leur impact à la structure. Toutefois, les modèles théoriques doivent nécessairement être validés par des études expérimentales. La difficulté ici réside dans le fait que les premiers centimètres exposés au feu d'un matériau sont le siège de couplages multiphysiques nombreux et complexes : transfert de masse et de chaleur et réactions physico-chimiques en particulier. Le champ thermo-hydrique résultant a un impact sur le comportement mécanique de la structure (écaillage, fissuration, délamination). La mesure des différentes grandeurs physiques associées au champ thermo-hydro-mécanique est complexe car elle repose sur des techniques expérimentales parfois très différentes.

Il s'agit ici clairement d'une thématique de recherche plus fondamentale qu'appliquée. Elle s'inscrit dans la continuité directe des projets de recherche qui ont porté (indépendamment) sur la mesure des champs de déformation et du champ hydrique de matériaux en situation de séchage (§ 2-2.4). Mon ambition est d'aller plus loin dans l'exploration des couplages entre mouvements d'humidité et comportement mécanique par la mise au point de systèmes expérimentaux combinant les possibilités offertes par la technologie de rayonnement Terahertz et par la corrélation d'images numériques.

Bien évidemment, l'ambition est de pouvoir réaliser ces essais sous conditions de hautes températures. Or, l'une des difficultés dans l'étude expérimentale de ces phénomènes repose sur le fait qu'il est assez compliqué de réaliser des mesures mécaniques en partie exposée au chauffage, en raison de températures ou flux thermiques trop préjudiciables au matériel. Nous proposons donc d'étudier la possibilité d'utiliser la stéréo corrélation d'images dans le cadre de l'observation d'un matériau porté à hautes températures. L'adaptation du système de mesure aux hautes températures pourra être réalisée en partenariat avec des équipes de recherche spécialisées, comme l'Institut Clément Ader de Toulouse par exemple (groupe Métrologie, Identification, Contrôle et surveillance des Mines d'Albi-Carmaux) qui développe des systèmes de photomécanique à haute température.

En parallèle, l'ambition est de compléter les mesures envisagées par des simulations avancées, et tout particulièrement concernant la phase de pyrolyse du bois. En ce sens, des échanges ont d'ores et déjà été entrepris avec le Dr Jean Lachaud, chercheur au département TREFLE du laboratoire I2M. En effet, ce dernier développe depuis plusieurs années un modèle de simulation de la pyrolyse

du bois couplé à un modèle de feu ⁸. Le couplage fort qui existe entre la pyrolyse et le champ mécanique (la forte contraction du matériau, voir **Figure II- 34**), appelé modèle « pyro-mécanique » par le chercheur, pourrait ainsi être mieux appréhendé grâce aux mesures du champ hydro-mécanique en phase transitoire.

De par son aspect fondamental, il est plutôt envisagé de proposer un sujet de recherche lors de l'appel à projet des allocations doctorales de l'Université de Bordeaux. En effet, le matériel nécessaire est en grande partie disponible et un tel projet ne nécessiterait pas un financement important en termes d'investissement ou de fonctionnement. La collaboration entre les différentes équipes (feu, Terahertz, simulation avancée) renforcerait l'interdisciplinarité du laboratoire I2M.

➤ **Appréhension du comportement au feu des matériaux de construction bio-sourcés**

La construction dans son ensemble se trouve à un tournant de son évolution. Comme tous les autres secteurs de la société, les pratiques, les matériaux, les méthodes de conception, de mise en œuvre et de fin de vie doivent être pensés de sorte à générer un impact environnemental le plus faible possible. Cela passera sans doute par l'utilisation de nouvelles familles de matériaux. L'évolution se fait déjà sentir par le retour à des produits moins polluants (matériaux bio-sourcés, bois et terre crue en particulier). Inévitablement, le comportement incendie de ces nouveaux matériaux, de ces nouvelles structures, devra être abordé, et ce malgré une certaine inertie du cadre réglementaire.

Les actions de recherche sur le bois devront être approfondies. En terme de stratégie à adopter, nous partons du constat que jusqu'à présent, nous n'avons quasiment pas collaboré avec des structures telles que le FCBA (institut technologique Forêt Cellulose Bois Construction), ADIVbois (Association pour le Développement des Immeubles à Vivre BOIS) ou le Codifab (Comité professionnel de Développement des Industries Françaises de l'Ameublement et du Bois). Il est certain que des collaborations devront être mis en place avec ces structures afin d'être au plus proche des demandes et des manques de la profession concernant le comportement au feu des structures en bois. Un travail de diffusion des résultats obtenus, et de mise en valeur des savoir-faire acquis est en ce sens requis. Nous pensons également à échanger plus fréquemment avec des structures comme la BSPP ou le LCPP, afin de contribuer à la prévention du risque incendie dans les constructions en bois.

Le bois n'est pas le seul matériau bio-sourcé présent sur le marché, et parmi les matériaux à faible impact environnement de plus en plus étudiés et utilisés dans les projets de construction, la terre crue apparaît souvent comme une alternative intéressante aux procédés de construction classiques. Des études sur le comportement mécanique à température ambiante de tels matériaux sont déjà menées au sein du laboratoire I2M. Ces actions seront complétées par des études du comportement thermomécanique en adoptant des approches déjà utilisées lors des précédents projets. Des réflexions sont également en cours avec le laboratoire SIAME de l'Université de Pau et des Pays de l'Adour, celui-ci travaillant également sur cette thématique (projets « Terre Crue » et « TERROFEU » et chaire « ConstructTerr' »).

⁸ J. Lachaud, J. B. Scoggins, T. E. Magin, M. G. Meyer, et N. N. Mansour, « A generic local thermal equilibrium model for porous reactive materials submitted to high temperatures », *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 108, p. 1406-1417, mai 2017, doi: [10.1016/j.ijheatmasstransfer.2016.11.067](https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2016.11.067).

➤ Mise en place d'une plateforme d'essais au feu à moyenne échelle

Cette dernière réflexion trouve son origine dans la nécessité, pour la plupart des projets réalisés ou en cours de montage, d'avoir recours à de l'expérimentation à grande échelle (c'est-à-dire la plus proche possible de l'échelle réelle de l'élément structural) pour justifier du comportement au feu des matériaux et structures du génie civil. Une analyse *a posteriori* des projets réalisés démontre aisément ce besoin expérimental. Ce dernier s'exprimera également pour certains projets en montage, ou dans le cas où des industriels viennent à notre rencontre pour envisager des actions de recherche visant à l'optimisation de leur produit vis-à-vis du feu.

Dans la plupart de mes projets de recherche, lorsque le besoin d'avoir recours à des expérimentations au feu à grande échelle s'est exprimé, les essais ont été réalisés au sein de laboratoires incendie privés. Du fait de l'agrément nécessaire du Ministère de l'Intérieur (voir § 1-6.1), le nombre de laboratoires en mesure de réaliser des essais de résistance au feu est fortement limité. Pour rappel, l'arrêté ne fait référence actuellement qu'à seulement 3 laboratoires sur le territoire national (CSTB, CERIB, Efectis France). Bien évidemment, il est primordial que les laboratoires soient agréés par le Ministère de l'Intérieur, vu le risque que pourrait représenter un classement de résistance au feu non contrôlé ou non fiable. Ce cadre est une garantie d'obtenir un niveau de sécurité suffisant dans les ouvrages du génie civil. Malgré tout, ce cadre peut constituer un frein au développement des produits de la construction vis-à-vis de leur comportement thermomécanique durant un feu. En effet, les normes de classement de résistance au feu stipulent de réaliser les essais sur des corps d'épreuve à moyenne ou grande échelle (le plus souvent à l'échelle 1:1 de l'élément de structure), ce qui rend les essais onéreux et donc peu répétables (nous estimons à plusieurs dizaines de milliers d'Euros le coût d'un essai conventionnel de résistance au feu). A l'inverse, un accompagnement des industriels dans l'optimisation au feu de leurs produits passe par une analyse paramétrique, induisant un nombre conséquent d'essais. Les laboratoires incendie sont toutefois équipés pour la plupart de fours à plus petite échelle (un exemple est donné sur la **Figure II- 110**), leur permettant de réaliser des pré-études sur les produits testés, hors référentiel normatif. La charge de travail des laboratoires ne permet cependant pas de réaliser un nombre important d'essais, et peut également se répercuter par un coût non négligeable.

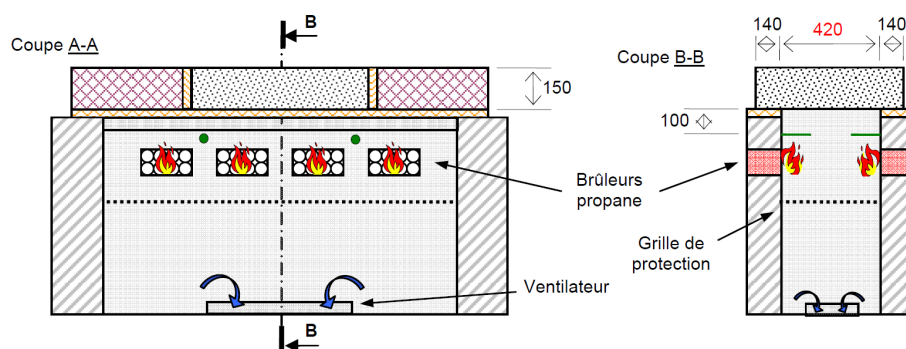


Figure II- 110 : Représentation schématique en coupe du « four à maquettes » du CSTB (dessin repris de [1]).

Partant de ce constat, je propose le développement d'une plateforme expérimentale au sein du laboratoire I2M, permettant d'offrir un panel d'étude du comportement thermomécanique au feu des produits de la construction. L'ambition n'étant pas de délivrer des classements normatifs, mais de permettre aux industriels de mener des campagnes d'essai d'optimisation de leur produit, en vue des essais de résistance au feu, qui seront *in fine* réalisés au sein des laboratoires agréés. Par ailleurs, cette plateforme permettrait de mener à bien des projets de recherche plus en amont des

problématiques industrielles, en relation avec les centres technologiques (CSTB, CERIB, FCBA...) ou des associations (ADIVbois, Codifab...), tel qu'évoqué dans le précédent paragraphe.

Ce projet de plateforme universitaire consacrée à des essais au feu sur produits de la construction s'inspire de quelques équipes universitaires européennes (Université d'Edinburgh, Université de Liège, Technical University de Munich, Politecnico Di Milano, Cracow University of Technology), qui sont dotées de moyens d'essais au feu à différentes échelles (quelques exemples en **Figure II-111**). A notre connaissance, ce modèle d'échelle n'existe pas actuellement dans le milieu universitaire français.



Figure II- 111 : Illustrations de quelques moyens expérimentaux universitaires. De gauche à droite : dispositif « HTRIS » de l'Université d'Edinburgh, four à dalles (surface exposée au feu de 750 x 950 mm) de l'Université de Cracovie et four horizontal à grande échelle de l'Université de Liège.

Une telle plateforme permettrait :

- De proposer aux industriels, sous forme de prestation, des essais d'optimisation de leurs produits vis-à-vis du feu.
- D'inclure une phase d'étude à échelle réaliste aux programmes de recherche en cours et en montage.
- De collaborer encore plus étroitement avec les laboratoires agréés d'essais au feu, en leur proposant par exemple des études sous-traitées.
- D'accorder plus de place et d'importance aux structures universitaires au sein des comités de normalisation (groupes de travail sur les Eurocodes par exemple).
- De réaliser des actions de sensibilisation ou de formation autour la thématique de la résistance au feu à destination des étudiants et du grand public.

Un rapprochement de la plateforme pourra être fait au sein même de la Région Nouvelle Aquitaine avec :

- La plateforme incendie « Hestia », de l'Université de Poitiers, qui s'intéresse à la caractérisation du comportement au feu des matériaux et à la détermination des propriétés d'inflammabilité et de combustibilité des matériaux.
- Le laboratoire SIAME de l'UPPA, qui est doté d'équipements permettant de mesurer l'évolution des propriétés mécaniques des matériaux avec la température, ainsi que d'un four à « petite échelle » (celui utilisé dans le cadre du projet RECYFEU, voir § 2-1.2).

Pour se bâtir et fonctionner, cette plateforme aura évidemment besoin d'un financement conséquent, permettant d'acquérir principalement un ou des fours d'essai, ainsi que du matériel de mesure appliqué aux sciences du feu. Les pistes de subventions sont à l'étude (subvention « plateformes mutualisées et ouvertes » de la Région Nouvelle-Aquitaine, dossier ERC « Advanced Grants », ...).

Les caractéristiques techniques de la plateforme ne sont pas encore précises au moment de la rédaction de ce manuscrit, toutefois le cahier des charges serait le suivant :

- Réalisation d'essais sur éléments de structure à l'échelle 1:1 : poutre, poteau, mur, plancher....
- Sollicitation thermique paramétrable et apte à reproduire un flux thermique représentatif d'une grande variété de feux naturels. Zonage envisagé afin de reproduire par exemple un feu stratifié.
- Dispositif de chargement mécanique (vérins) pilotable de façon à être idéalement utilisé en fonctionnement « hybride ».

Cela peut aussi passer par la mise en place de laboratoires communs (subvention « LabCom » de l'ANR). Dans les prochaines années, cette ambition m'amènera donc à consolider le réseau de partenaires qui ont tous contribué aux travaux effectués jusqu'ici, et en particulier un renforcement des collaborations avec les laboratoires d'essais au feu.

5. Bibliographie de la partie II

- [1] J.-C. Mindeguia, « Contribution expérimentale à la compréhension des risques d'instabilité thermique des bétons », PhD Thesis, Université de Pau et des Pays de l'Adour, 2009.
- [2] « Chronologie des grands incendies », *Wikipédia*. 15 mars 2022. Consulté le: 16 mars 2022. [En ligne]. Disponible sur: https://fr.wikipedia.org/w/index.php?title=Chronologie_des_grands_incendies&oldid=191928013
- [3] « BAnQ numérique ». <http://numerique.banq.qc.ca/> (consulté le 16 mars 2022).
- [4] « La torture et la vérité: Angélique et l'incendie de Montréal ». <https://www.canadianmysteries.ca/sites/angelique/contexte/laville/feu/2257fr.html> (consulté le 16 mars 2022).
- [5] « Tutto quello che si sa finora sull'incendio di torre dei Moro a Milano », *MilanoToday*. <https://www.milanotoday.it/cronaca/incendio/torre-dei-moro-indagini-cause.html> (consulté le 17 mars 2022).
- [6] « Dubai's Torch Tower catches fire for second time in two years », *BBC News*, 4 août 2017. Consulté le: 17 mars 2022. [En ligne]. Disponible sur: <https://www.bbc.com/news/world-middle-east-40822269>
- [7] « Homepage | Grenfell Tower Inquiry ». <https://www.grenfelltowerinquiry.org.uk/> (consulté le 17 mars 2022).
- [8] J. L. Torero, « Grenfell tower: phase 1 report », Torero, Abecassis, Empis and Cowland, mai 2018.
- [9] L. Bisby, « Grenfell tower inquiry. Phase 1 - Final expert report », The University of Edinburgh, School of Engineering, oct. 2018.
- [10] « Government bans combustible materials on high-rise homes », *GOV.UK*. <https://www.gov.uk/government/news/government-bans-combustible-materials-on-high-rise-homes> (consulté le 17 mars 2022).
- [11] Batiactu, « Réglementation incendie : ce que dit le rapport du CSTB », *Batiactu*, 18 juillet 2017. <https://www.batiactu.com/edito/reglementation-incendie-ce-que-dit-rapport-cstb-49894.php> (consulté le 17 mars 2022).
- [12] « Milano | Vigentino - L'incendio della torre di via Antonini 32 », *Urbanfile Blog*, 30 août 2021. <https://blog.urbanfile.org/2021/08/30/milano-vigentino-lincendio-della-torre-di-via-antonini-32/> (consulté le 17 mars 2022).
- [13] « Dubai The Marina Torch fire: All you need to know about the tower's second blaze since 2015 », *The Indian Express*, 4 août 2017. <https://indianexpress.com/article/world/dubai-the-marina-torch-fire-all-you-need-to-know-4781652/> (consulté le 17 mars 2022).
- [14] I. Fletcher, A. Borg, N. Hitchen, et S. Welch, « Performance of concrete in fire: a review of the state of the art, with a case study of the windsor tower fire », présenté à 4th International workshop Structures in Fire, Aveiro, Portugal, mai 2006.
- [15] A. Just, D. Brandon, et J. Noren, « Execution of timber structures and fire safety », présenté à World Conference on Timber Engineering (WCTE 2016), Vienna, Austria, août 2016.
- [16] « Spectaculaire incendie d'une basilique à Nantes », *Le Monde.fr*, 15 juin 2015. Consulté le: 22 mars 2022. [En ligne]. Disponible sur: https://www.lemonde.fr/police-justice/article/2015/06/15/une-basilique-en-feu-a-nantes_4654294_1653578.html
- [17] « Incendie de Notre-Dame : Nantes va proposer son expertise à la ville de Paris », *France Bleu*, 16 avril 2019. <https://www.francebleu.fr/infos/faits-divers-justice/incendie-de-notre-dame-de-paris-nantes-va-proposer-son-expertise-a-la-ville-de-paris-1555429974> (consulté le 22 mars 2022).
- [18] « 15 édifices religieux victimes d'incendies depuis le début de l'année 2020 : mais seul celui de Nantes fait la une ! » <https://www.lagazettedupatrimoine.fr/bl>

- og/files/http://www.lagazettedupatrimoine.fr/blog/files/d8e8829c35c00df94a45702541d7508c-142.html (consulté le 22 mars 2022).
- [19] R. Felicetti, « Assessment of a fire-damaged concrete overpass: the Verona bus crash case study », *Journal of Structural Fire Engineering*, vol. ahead-of-print, n° ahead-of-print, janv. 2021, doi: 10.1108/JSFE-06-2021-0039.
- [20] J. Hu, R. Carvel, et A. Usmani, « Bridge fires in the 21st century: A literature review », *Fire Safety Journal*, vol. 126, p. 103487, déc. 2021, doi: 10.1016/j.firesaf.2021.103487.
- [21] Ministère de l'Intérieur, Direction Générale de la sécurité civile et de la gestion des crises, « Les statistiques des services d'incendie et de secours - édition 2021 », juin 2021.
- [22] Observatoire National de la Sécurité Electrique, « Brochure ONSÉ présentant les données sur les incendies d'habitations, les accidents électriques et les installations électriques des logements ». décembre 2018.
- [23] « Incendie sur le lieu de travail. Conséquences et données statistiques - Risques - INRS ». <https://www.inrs.fr/risques/incendie-lieu-travail/consequences-donnees-statistiques.html> (consulté le 22 mars 2022).
- [24] M. Ahrens et R. Maheshwari, « Home Structure Fires », National Fire Protection Association (NFPA), oct. 2021.
- [25] C. Fernandez-Pello, « Introduction to Combustion Fundamentals », présenté à Ecole thématique du CNRS sur la Science des Incendies et ses Applications, Porticcio, Corse, juin 2015.
- [26] D. Drysdale, *An Introduction to Fire Dynamics, 3rd Edition*, Wiley. 2011.
- [27] M. Janssens, « Calorimetry », in *SFPE Handbook of Fire Protection Engineering*, M. J. Hurley, D. Gottuk, J. R. Hall, K. Harada, E. Kuligowski, M. Puchovsky, J. Torero, J. M. Watts, et C. Wieczorek, Éd. New York, NY: Springer, 2016, p. 905-951. doi: 10.1007/978-1-4939-2565-0_27.
- [28] V. Babrauskas, « Development of the cone calorimeter—A bench-scale heat release rate apparatus based on oxygen consumption », *Fire and Materials*, vol. 8, n° 2, p. 81-95, 1984, doi: 10.1002/fam.810080206.
- [29] V. Drean et al., « Numerical modelling of thermal conditions during fires in cave-like geometry », in *15th International Conference and Exhibition on Fire and Materials 2017*, San Francisco, USA, 2017, vol. 1, p. 319-333.
- [30] National Fire Protection Association, *NFPA 921 : guide pour les investigations incendie et explosion*, Éd. 2014., 1 vol. Saint-Marcel: CNPP, 2016.
- [31] matthew.mendonca@nist.gov, « Fire Calorimetry Database (FCD) », *NIST*, 19 novembre 2020. <https://www.nist.gov/el/fcd> (consulté le 23 mars 2022).
- [32] V. Babrauskas, « The Cone Calorimeter », in *SFPE Handbook of Fire Protection Engineering*, M. J. Hurley, D. Gottuk, J. R. Hall, K. Harada, E. Kuligowski, M. Puchovsky, J. Torero, J. M. Watts, et C. Wieczorek, Éd. New York, NY: Springer New York, 2016, p. 952-980. doi: 10.1007/978-1-4939-2565-0_28.
- [33] A. P. Mouritz, Z. Mathys, et A. G. Gibson, « Heat release of polymer composites in fire », *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, vol. 37, n° 7, p. 1040-1054, juill. 2006, doi: 10.1016/j.compositesa.2005.01.030.
- [34] S. L. Zelinka, L. E. Hasburgh, K. J. Bourne, D. R. Tucholski, et J. P. Ouellette, « Compartment fire testing of a two-story mass timber building », *Gen. Tech. Rep. FPL-GTR-247*. Madison, WI: U.S. Department of Agriculture, Forest Service, Forest Products Laboratory. 1-480., vol. 247, p. 1-475, 2018.
- [35] B. Karlsson et J. Quintiere, *Enclosure Fire Dynamics*. Boca Raton: CRC Press, 1999. doi: 10.1201/9781420050219.
- [36] P. H. Thomas, A. J. M. Heselden, S. International Council for Building Research, et Documentation, *Fully-developed Fires in Single Compartments: A Co-operative Research Programme of the Conseil International Du Batiment*. Fire Research Station, 1972. [En ligne]. Disponible sur:

- <https://books.google.fr/books?id=4wgJHQAACAAJ>
- [37] J. G. Quintiere, *Fundamentals of Fire Phenomena*. John Wiley & Sons, Ltd, 2006. doi: 10.1002/0470091150.fmatter.
- [38] EN 1991-1-2, « Eurocode 1: Actions on structures - Part 1-2: General actions – Actions on structures exposed to fire », European Norm, nov. 2002.
- [39] J. Stern-Gottfried et G. Rein, « Travelling fires for structural design—Part I: Literature review », *Fire Safety Journal*, vol. 54, p. 74-85, nov. 2012, doi: 10.1016/j.firesaf.2012.06.003.
- [40] J. L. Torero, M. A. A. E. C., et C. A., « Revisiting the Compartment Fire », *Fire Safety Science*, vol. 11, p. 28-45, 2014.
- [41] P. Kotsovinos *et al.*, « Fire dynamics inside a large and open-plan compartment with exposed timber ceiling and columns: CodeRed #01 », *Fire and Materials*, vol. n/a, n° n/a, doi: 10.1002/fam.3049.
- [42] E. Guillaume, V. Dréan, B. Girardin, F. Benameur, et T. Fateh, « Reconstruction of Grenfell Tower fire. Part 1: Lessons from observations and determination of work hypotheses », *Fire and Materials*, vol. 44, n° 1, p. 3-14, 2020, doi: 10.1002/fam.2766.
- [43] G. Heskestad, « Engineering relations for fire plumes », *Fire Safety Journal*, vol. 7, n° 1, p. 25-32, janv. 1984, doi: 10.1016/0379-7112(84)90005-5.
- [44] Y. Hasemi, « Experimental Wall Flame Heat Transfer Correlations for the Analysis of Upward Wall Flame Spread », *Fire Science and Technology*, vol. 4, n° 2, p. 75-90, 1984, doi: 10.3210/fst.4.75.
- [45] R. L. Alpert, « Ceiling Jet Flows », in *SFPE Handbook of Fire Protection Engineering*, M. J. Hurley, D. Gottuk, J. R. Hall, K. Harada, E. Kuligowski, M. Puchovsky, J. Torero, J. M. Watts, et C. Wieczorek, Éd. New York, NY: Springer New York, 2016, p. 429-454. doi: 10.1007/978-1-4939-2565-0_14.
- [46] R. D. Peacock, K. B. McGrattan, G. P. Forney, et P. A. Reneke, « CFAST – Consolidated Fire and Smoke Transport (Version 7) - Volume 1: Technical Reference Guide », NIST, NIST Technical Note 1889v1, août 2021.
- [47] J.-F. Cadorin et J.-M. Franssen, « A tool to design steel elements submitted to compartment fires—OZone V2. Part 1: pre- and post-flashover compartment fire model », *Fire Safety Journal*, vol. 38, n° 5, p. 395-427, sept. 2003, doi: 10.1016/S0379-7112(03)00014-6.
- [48] K. B. McGrattan, R. J. McDermott, C. G. Weinschenk, et G. P. Forney, « Fire Dynamics Simulator Users Guide, Sixth Edition », nov. 2013, Consulté le: 16 mars 2020. [En ligne]. Disponible sur: <https://www.nist.gov/publications/fire-dynamics-simulator-users-guide-sixth-edition>
- [49] « FireFoam - OpenFOAMWiki ». <https://openfoamwiki.net/index.php/FireFoam> (consulté le 23 mars 2022).
- [50] G. Rein *et al.*, « Round-robin study of a priori modelling predictions of the Dalmarnock Fire Test One », *Fire Safety Journal*, vol. 44, n° 4, p. 590-602, mai 2009, doi: 10.1016/j.firesaf.2008.12.008.
- [51] S. Vilfayeau, J. P. White, P. B. Sunderland, A. W. Marshall, et A. Trouvé, « Large eddy simulation of flame extinction in a turbulent line fire exposed to air-nitrogen co-flow », *Fire Safety Journal*, vol. 86, p. 16-31, nov. 2016, doi: 10.1016/j.firesaf.2016.09.003.
- [52] N. Ren, J. de Vries, X. Zhou, M. Chaos, K. V. Meredith, et Y. Wang, « Large-scale fire suppression modeling of corrugated cardboard boxes on wood pallets in rack-storage configurations », *Fire Safety Journal*, vol. 91, p. 695-704, juill. 2017, doi: 10.1016/j.firesaf.2017.04.008.
- [53] C. Chang, D. Banks, et R. N. Meroney, « Computational Fluid Dynamics Simulation of the Progress of Fire Smoke in Large Space, Building Atria », *J. Appl. Sci. Eng.*, vol. 6, n° 3, p. 151-157, 2003, doi: 10.6180/jase.2003.6.3.04.
- [54] U. Wickström, « Heat Transfer by Radiation », in *Temperature Calculation in Fire Safety Engineering*, U. Wickström, Éd. Cham: Springer International Publishing, 2016, p. 65-87. doi: 10.1007/978-3-319-30172-3_5.
- [55] P. S. Veloo et J. G. Quintiere, « Convective heat transfer coefficient in compartment fires », *Journal of Fire Sciences*, vol. 31, n° 5, p. 410-423, sept. 2013, doi: 10.1177/0734904113479001.

- [56] J. Zhang et M. A. Delichatsios, « Determination of the convective heat transfer coefficient in three-dimensional inverse heat conduction problems », *Fire Safety Journal*, vol. 44, n° 5, p. 681-690, juill. 2009, doi: 10.1016/j.firesaf.2009.01.004.
- [57] U. Wickström, « Measurements of Temperature and Heat Flux », in *Temperature Calculation in Fire Safety Engineering*, U. Wickström, Éd. Cham: Springer International Publishing, 2016, p. 133-151. doi: 10.1007/978-3-319-30172-3_9.
- [58] B. Y. Lattimer, « Heat Transfer from Fires to Surfaces », in *SFPE Handbook of Fire Protection Engineering*, M. J. Hurley, D. Gottuk, J. R. Hall, K. Harada, E. Kuligowski, M. Puchovsky, J. Torero, J. M. Watts, et C. Wieczorek, Éd. New York, NY: Springer, 2016, p. 745-798. doi: 10.1007/978-1-4939-2565-0_25.
- [59] A. Jowsey, J. L. Torero, et B. Lane, « Heat Transfer to the Structure during the Fire », in *The Dalmarnock Fire Tests: experiments and Modelling*, Y. G. Rein, C. Abecassis Empis and R. Carvel., The University of Edinburgh, 2007. Consulté le: 25 mars 2022. [En ligne]. Disponible sur: <https://era.ed.ac.uk/handle/1842/2408>
- [60] U. Wickström, J. Anderson, et J. Sjöström, « Measuring incident heat flux and adiabatic surface temperature with plate thermometers in ambient and high temperatures », *Fire and Materials*, vol. 43, n° 1, p. 51-56, 2019, doi: 10.1002/fam.2667.
- [61] U. Wickström, R. Jansson, et H. Tuovinen, « Validation fire tests on using the adiabatic surface temperature for predicting heat transfer », RISE, SP Sveriges tekniska forskningsinstitut / Brandteknik, forskning (BRF), 2009:19, 2009.
- [62] C. Zhang, J. G. Silva, C. Weinschenk, D. Kamikawa, et Y. Hasemi, « Simulation Methodology for Coupled Fire-Structure Analysis: Modeling Localized Fire Tests on a Steel Column », *Fire Technology*, vol. 52, n° 1, p. 239-262, janv. 2016, doi: 10.1007/s10694-015-0495-9.
- [63] N. Tondini et J.-M. Franssen, « Implementation of a weak coupling approach between a CFD and a FE software for fires in compartment », juin 2013, p. 185.
- [64] J.-M. Franssen et T. Gernay, « Modeling structures in fire with SAFIR®: theoretical background and capabilities », *Journal of Structural Fire Engineering*, vol. 8, n° 3, p. 300-323, janv. 2017, doi: 10.1108/JSFE-07-2016-0010.
- [65] T. Log et S. E. Gustafsson, « Transient plane source (TPS) technique for measuring thermal transport properties of building materials », *Fire and Materials*, vol. 19, n° 1, p. 43-49, 1995, doi: 10.1002/fam.810190107.
- [66] Kodur Venkatesh et Khaliq Wasim, « Effect of Temperature on Thermal Properties of Different Types of High-Strength Concrete », *Journal of Materials in Civil Engineering*, vol. 23, n° 6, p. 793-801, juin 2011, doi: 10.1061/(ASCE)MT.1943-5533.0000225.
- [67] Z. P. Bazant et M. F. Kaplan, *Concrete at High Temperatures: Material properties and mathematical models*. Pearson Education, 1996.
- [68] U. Schneider et U. Diederichs, « Physical properties of concrete from 20 °C up to melting. Part 1 and 2 », *Betonwerk+Fertigteiletechnik*, vol. 3 and 4, p. 141-149 and 223-230, 1981.
- [69] M. Vigroux, J. Eslami, A.-L. Beaucour, A. Bourgès, et A. Noumowé, « High temperature behaviour of various natural building stones », *Construction and Building Materials*, vol. 272, p. 121629, févr. 2021, doi: 10.1016/j.conbuildmat.2020.121629.
- [70] R. N. Razafinjato, « Comportement des bétons à haute température : influence de la nature du granulat », PhD Thesis, Université de Cergy-Pontoise, France, 2015.
- [71] G. Cueff, « Développement d'un modèle thermomécanique du comportement sous agressions thermiques de matériaux cellulosiques : application à l'étude de résistance au feu de panneaux de bloc-porte en aggloméré de bois », PhD thesis, Université de Bordeaux, France, 2014.

- [72] Norme ISO, « ISO 834-1:1999 - Essai de résistance au feu - Éléments de construction - Partie 1 : exigences générales ». 1999.
- [73] <http://www-cast3m.cea.fr>, *Cast3M*. CEA, 2019.
- [74] M. C. Alonso et U. Schneider, « Degradation Reactions in Concretes Exposed to High Temperatures », in *Physical Properties and Behaviour of High-Performance Concrete at High Temperature: State-of-the-Art Report of the RILEM Technical Committee 227-HPB*, P. Pimienta, R. Jansson McNamee, et J.-C. Mindeguia, Éd. Cham: Springer International Publishing, 2019, p. 5-40. doi: 10.1007/978-3-319-95432-5_2.
- [75] J.-C. Mindeguia, P. Pimienta, H. Carré, et C. La Borderie, « On the influence of aggregate nature on concrete behaviour at high temperature », *European Journal of Environmental and Civil Engineering*, vol. 16, n° 2, p. 236-253, 2012.
- [76] J. Sippel, S. Siegesmund, T. Weiss, K.-H. Nitsch, et M. Korzen, « Decay of natural stones caused by fire damage », *Geological Society, London, Special Publications*, vol. 271, n° 1, p. 139-151, 2007, doi: 10.1144/GSL.SP.2007.271.01.15.
- [77] M. Vigroux, « Influence de la microstructure et de la minéralogie sur l'endommagement mécanique des pierres du patrimoine bâti sous l'effet de conditions environnementales sévères », PhD thesis, Université de Cergy-Pontoise, 2020.
- [78] A. I. Bartlett, R. M. Hadden, et L. A. Bisby, « A Review of Factors Affecting the Burning Behaviour of Wood for Application to Tall Timber Construction », *Fire Technol.*, vol. 55, n° 1, p. 1-49, janv. 2019, doi: 10.1007/s10694-018-0787-y.
- [79] C. Di Blasi, « Modeling chemical and physical processes of wood and biomass pyrolysis », *Progress in Energy and Combustion Science*, vol. 34, n° 1, p. 47-90, févr. 2008, doi: 10.1016/j.pecs.2006.12.001.
- [80] R. H. White et M. A. Dietenberger, « Fire safety of wood construction », in *Wood handbook: wood as an engineering material: chapter 18. Centennial ed.*, vol. 190, U.S. Dept. of Agriculture, Forest Service, Forest Products Laboratory, 2010, p. 18.1-18.22. Consulté le: 1 avril 2022. [En ligne]. Disponible sur: <http://www.fs.usda.gov/treearch/pubs/37415>
- [81] P. Pimienta et al., « Mechanical Properties », in *Physical Properties and Behaviour of High-Performance Concrete at High Temperature: State-of-the-Art Report of the RILEM Technical Committee 227-HPB*, P. Pimienta, R. Jansson McNamee, et J.-C. Mindeguia, Éd. Cham: Springer International Publishing, 2019, p. 71-128. doi: 10.1007/978-3-319-95432-5_5.
- [82] M. J. DeJong et F.-J. Ulm, « The nanogranular behavior of C-S-H at elevated temperatures (up to 700 °C) », *Cement and Concrete Research*, vol. 37, n° 1, p. 1-12, janv. 2007, doi: 10.1016/j.cemconres.2006.09.006.
- [83] F. F. P. Kollmann, « Physics of Wood », in *Principles of Wood Science and Technology: I Solid Wood*, F. F. P. Kollmann et W. A. Côté, Éd. Berlin, Heidelberg: Springer, 1968, p. 160-291. doi: 10.1007/978-3-642-87928-9_6.
- [84] J. Lachaud, M. Meyer, C. Metayer, M. Virey, W. Jomaa, et J. Meurisse, « Modeling wood shrinkage during pyrolysis : a major challenge for second generation biofuels », présenté à InterPore 2020, Online, sept. 2020.
- [85] F. C. BEALL, « Properties of Wood during Carbonization under Fire Conditions », in *Wood Technology: Chemical Aspects*, vol. 43, 0 vol., AMERICAN CHEMICAL SOCIETY, 1977, p. 107-114. doi: 10.1021/bk-1977-0043.ch007.
- [86] J.-C. Mindeguia, I. Hager, P. Pimienta, H. Carré, et C. La Borderie, « Parametrical study of transient thermal strain of ordinary and high performance concrete », *Cement and Concrete Research*, vol. 48, p. 40-52, 2013.
- [87] F.-J. Ulm, P. Acker, et M. Lévy, « The "Chunnel" Fire. II: Analysis of Concrete Damage », *Journal of Engineering Mechanics*, vol. 125, n° 3, p. 283-289, mars 1999, doi: 10.1061/(ASCE)0733-9399(1999)125:3(283).

- [88] S. D. C. Walsh et I. N. Lomov, « Micromechanical modeling of thermal spallation in granitic rock », *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 65, p. 366-373, oct. 2013, doi: 10.1016/j.ijheatmasstransfer.2013.05.043.
- [89] R. Edward Williams, « The thermal spallation drilling process », *Geothermics*, vol. 15, n° 1, p. 17-22, janv. 1986, doi: 10.1016/0375-6505(86)90026-X.
- [90] A. S. Usmani, J. M. Rotter, S. Lamont, A. M. Sanad, et M. Gillie, « Fundamental principles of structural behaviour under thermal effects », *Fire Safety Journal*, vol. 36, n° 8, p. 721-744, nov. 2001, doi: 10.1016/S0379-7112(01)00037-6.
- [91] J. L. Gross et T. P. McAllister, « Federal Building and Fire Safety Investigation of the World Trade Center Disaster. Structural Fire Response and Probable Collapse Sequence of the World Trade Center Towers », NIST, NIST NCSTAR 1-6, sept. 2005.
- [92] A. S. Usmani, Y. C. Chung, et J. L. Torero, « How did the WTC towers collapse: a new theory », *Fire Safety Journal*, vol. 38, n° 6, p. 501-533, oct. 2003, doi: 10.1016/S0379-7112(03)00069-9.
- [93] M. D. Engelhardt *et al.*, « Observations from the Fire and Collapse of the Faculty of Architecture Building, Delft University of Technology », Pittsburg, Pennsylvania, USA, mai 2013, p. 1138-1149. doi: 10.1061/9780784412848.101.
- [94] R. Wróblewski, J. Gierczak, P. Smardz, et A. Kmita, « Fire and collapse modelling of a precast concrete hall », *Structure and Infrastructure Engineering*, vol. 12, n° 6, p. 714-729, juin 2016, doi: 10.1080/15732479.2015.1042885.
- [95] Y. Li, X. Lu, H. Guan, M. Ying, et W. Yan, « A Case Study on a Fire-Induced Collapse Accident of a Reinforced Concrete Frame-Supported Masonry Structure », *Fire Technology*, vol. 52, n° 3, p. 707-729, mai 2016, doi: 10.1007/s10694-015-0491-0.
- [96] A. A. Khan, A. Usmani, et J. L. Torero, « Evolution of fire models for estimating structural fire-resistance », *Fire Safety Journal*, vol. 124, p. 103367, sept. 2021, doi: 10.1016/j.firesaf.2021.103367.
- [97] V. Babrauskas et R. B. Williamson, « The historical basis of fire resistance testing — Part I », *Fire Technol*, vol. 14, n° 3, p. 184-194, août 1978, doi: 10.1007/BF01983053.
- [98] V. Babrauskas et R. B. Williamson, « The historical basis of fire resistance testing — Part II », *Fire Technol*, vol. 14, n° 4, p. 304-316, nov. 1978, doi: 10.1007/BF01998390.
- [99] J. Gales, B. Chorlton, et C. Jeanneret, « The Historical Narrative of the Standard Temperature–Time Heating Curve for Structures », *Fire Technol*, vol. 57, n° 2, p. 529-558, mars 2021, doi: 10.1007/s10694-020-01040-7.
- [100] ASTM E119-20, « Standard Test Methods for Fire Tests of Building Construction and Materials », ASTM International, 2020.
- [101] British Fire Prevention Committee, « “Red Books” of the British Fire Prevention Committee No 80 », London, UK, 80, 1904.
- [102] A. Law et L. Bisby, « The rise and rise of fire resistance », *Fire Safety Journal*, vol. 116, p. 103188, sept. 2020, doi: 10.1016/j.firesaf.2020.103188.
- [103] EN 1363-1, « Fire resistance tests –Part 1: General Requirements », European Norm, juill. 2012.
- [104] Centre d’Etudes des Tunnels (CETU), « Comportement au feu des tunnels routiers. Guide méthodologique », mars 2005.
- [105] A. Haack, « Fire protection in traffic tunnels: General aspects and results of the EUREKA project », *Tunnelling and Underground Space Technology*, vol. 13, n° 4, p. 377-381, oct. 1998, doi: 10.1016/S0886-7798(98)00080-7.
- [106] Rijkswaterstaat (RWS), « Richtlijnen voor het Ontwerpen van Betonnen Kunstwerken (Guidelines for the design of concrete infrastructure works) », 2006.
- [107] EN 1365-1, « Fire resistance tests for loadbearing elements - Part 1: Walls », European Norm, déc. 2012.
- [108] EN 1365-2, « Fire resistance tests for loadbearing elements - Part 2: Floors and roofs », European Norm, déc. 2014.

- [109] EN 1365-3, « Fire resistance tests for loadbearing elements - Part 3: Beams », European Norm, juin 2000.
- [110] EN 1365-4, « Fire resistance tests for loadbearing elements - Part 4: Columns », European Norm, juin 2000.
- [111] NF EN 1991-1-2/NA, « Annexe nationale à la NF EN 1991-1-2. Actions sur les structures exposées au feu », févr. 2007.
- [112] NF EN 1996-1-2, « Eurocode 6 - Calcul des ouvrages en maçonnerie - Partie 1-2 : règles générales - Calcul du comportement au feu - », sept. 2006.
- [113] EN 1992-1-2, « Eurocode 2: Design of concrete structures - Part 1-2: General rules - Structural fire design », European Norm, déc. 2004.
- [114] EN 1995-1-2, « Eurocode 5: Design of timber structures - Part 1-2: General - Structural fire design », European Norm, 2004.
- [115] « Eurocodes: Building the future - The European Commission website on the Eurocodes 2012_11_WS_Fire ». https://eurocodes.jrc.ec.europa.eu/show_page.php?id=2012_11_WS_Fire (consulté le 11 avril 2022).
- [116] NF EN 1995-1-2/NA, « Annexe Nationale à la NF EN 1995-1-2. Eurocode 5 : Conception et calcul des structures en bois — Partie 1-2 : Généralités — Calcul des structures au feu », avr. 2020.
- [117] A. Frangi, « CEN TC 250 SC5, Progress Report EN 1995-1-2:2025 », présenté à S-WIN Online Conference « Eurocode 5 Revision 2020 », 21 octobre 2020.
- [118] J. Schmid, A. Just, M. Klippel, et M. Fragiaco, « The Reduced Cross-Section Method for Evaluation of the Fire Resistance of Timber Members: Discussion and Determination of the Zero-Strength Layer », *Fire Technol*, vol. 51, n° 6, p. 1285-1309, nov. 2015, doi: 10.1007/s10694-014-0421-6.
- [119] J.-C. Mindeguia, P. Pimienta, H. Carré, et C. L. Borderie, « Experimental analysis of concrete spalling due to fire exposure », *European Journal of Environmental and Civil Engineering*, vol. 17, n° 6, p. 453-466, 2013.
- [120] R. McNamee, « Fire spalling theories - realistic and more exotic ones », présenté à 6 th International Workshop on Concrete Spalling due to Fire Exposure, Sheffield, UK, sept. 2019.
- [121] A. Tengattini, S. Dal Pont, H. Cheikh Sleiman, F. Kisuka, et M. Briffaut, « Quantification of evolving moisture profiles in concrete samples subjected to temperature gradient by means of rapid neutron tomography: Influence of boundary conditions, hygro-thermal loading history and spalling mitigation additives », *Strain*, vol. 56, n° 6, p. e12371, 2020, doi: 10.1111/str.12371.
- [122] F. Stochino, F. Mistretta, P. Meloni, et G. Carcangiu, « Integrated Approach for Post-fire Reinforced Concrete Structures Assessment », *Periodica Polytechnica Civil Engineering*, vol. 61, n° 4, Art. n° 4, mars 2017, doi: 10.3311/PPci.9830.
- [123] G. Habert *et al.*, « Environmental impacts and decarbonization strategies in the cement and concrete industries », *Nat Rev Earth Environ*, vol. 1, n° 11, Art. n° 11, nov. 2020, doi: 10.1038/s43017-020-0093-3.
- [124] J. de Brito et N. Saikia, *Recycled Aggregate in Concrete*. London: Springer, 2013. doi: 10.1007/978-1-4471-4540-0.
- [125] C. Meyer, « The greening of the concrete industry », *Cement and Concrete Composites*, vol. 31, n° 8, p. 601-605, sept. 2009, doi: 10.1016/j.cemconcomp.2008.12.010.
- [126] M. Pepe, *A Conceptual Model for Designing Recycled Aggregate Concrete for Structural Applications*. Cham: Springer International Publishing, 2015. doi: 10.1007/978-3-319-26473-8.
- [127] EUROSTAT, « Energy, transport and environment indicators », Commission Européenne, 2018.
- [128] R. V. Silva, J. de Brito, et R. K. Dhir, « Properties and composition of recycled aggregates from construction and demolition waste suitable for concrete production », *Construction and Building Materials*, vol. 65, p. 201-217, août 2014, doi: 10.1016/j.conbuildmat.2014.04.117.
- [129] B. Qi, J. Gao, F. Chen, et D. Shen, « Evaluation of the damage process of

- recycled aggregate concrete under sulfate attack and wetting-drying cycles », *Construction and Building Materials*, vol. 138, p. 254-262, mai 2017, doi: 10.1016/j.conbuildmat.2017.02.022.
- [130] F. de Larrard et H. Colina, Éd., *Concrete Recycling: Research and Practice*. Boca Raton: CRC Press, 2019. doi: 10.1201/9781351052825.
- [131] N. Tošić, S. Marinković, T. Dašić, et M. Stanić, « Multicriteria optimization of natural and recycled aggregate concrete for structural use », *Journal of Cleaner Production*, vol. 87, p. 766-776, janv. 2015, doi: 10.1016/j.jclepro.2014.10.070.
- [132] Y. A. Villagrán-Zaccardi, A. T. M. Marsh, M. E. Sosa, C. J. Zega, N. De Belie, et S. A. Bernal, « Complete re-utilization of waste concretes–Valorisation pathways and research needs », *Resources, Conservation and Recycling*, vol. 177, p. 105955, févr. 2022, doi: 10.1016/j.resconrec.2021.105955.
- [133] C. Shi, Y. Li, J. Zhang, W. Li, L. Chong, et Z. Xie, « Performance enhancement of recycled concrete aggregate – A review », *Journal of Cleaner Production*, vol. 112, p. 466-472, janv. 2016, doi: 10.1016/j.jclepro.2015.08.057.
- [134] R. V. Silva, J. de Brito, et R. K. Dhir, « Prediction of the shrinkage behavior of recycled aggregate concrete: A review », *Construction and Building Materials*, vol. 77, p. 327-339, févr. 2015, doi: 10.1016/j.conbuildmat.2014.12.102.
- [135] M. Behera, S. K. Bhattacharyya, A. K. Minocha, R. Deoliya, et S. Maiti, « Recycled aggregate from C&D waste & its use in concrete – A breakthrough towards sustainability in construction sector: A review », *Construction and Building Materials*, vol. 68, p. 501-516, oct. 2014, doi: 10.1016/j.conbuildmat.2014.07.003.
- [136] N. Tošić, J. M. Torrenti, T. Sedran, et I. Ignjatović, « Toward a codified design of recycled aggregate concrete structures: Background for the new fib Model Code 2020 and Eurocode 2 », *Structural Concrete*, vol. 22, n° 5, p. 2916-2938, 2021, doi: 10.1002/suco.202000512.
- [137] M. J. Miah, F. Lo Monte, R. Felicetti, H. Carré, P. Pimienta, et C. La Borderie, « Fire Spalling Behaviour of Concrete: Role of Mechanical Loading (Uniaxial and Biaxial) and Cement Type », *Key Engineering Materials*, vol. 711, p. 549-555, sept. 2016, doi: 10.4028/www.scientific.net/KEM.711.549.
- [138] N. Kaid, M. Cyr, S. Julien, et H. Khelafi, « Durability of concrete containing a natural pozzolan as defined by a performance-based approach », *Construction and Building Materials*, vol. 23, n° 12, p. 3457-3467, déc. 2009, doi: 10.1016/j.conbuildmat.2009.08.002.
- [139] A. Sauca, « Development and implementation of a methodology for hybrid fire testing applied to concrete structures with elastic boundary conditions », Liège, Belgique, 2017.
- [140] Y. C. Wang, « An analysis of the global structural behaviour of the Cardington steel-framed building during the two BRE fire tests », *Engineering Structures*, vol. 22, n° 5, p. 401-412, mai 2000, doi: 10.1016/S0141-0296(98)00127-8.
- [141] T. Lennon, « Whole building behaviour - results from a series of large scale tests », présenté à Proceedings of the CIB-CTBUH International Conference on Tall Buildings, Malaysia, mai 2003.
- [142] G. Bartolini, L. Fridman, A. Pisano, et E. Usai, *Modern Sliding Mode Control Theory*. Springer, 2008. [En ligne]. Disponible sur: <https://doi.org/10.1007/978-3-540-79016-7>
- [143] E. Mergny, T. Gernay, G. Drion, et J.-M. Franssen, « Hybrid fire testing in a non-linear environment using a proportional integral controller », *Journal of Structural Fire Engineering*, vol. 10, p. 245-258, mai 2019, doi: 10.1108/JSFE-09-2018-0022.
- [144] EN 1634-1, « Essais de résistance au feu et d'étanchéité aux fumées des portes, fermetures, fenêtres et éléments de quincailleries - Partie 1 : essais de résistance au feu des portes, fermetures et fenêtres », mars 2018.
- [145] S. Hameury et Société Casso et associés, *Réglementation et mise en sécurité incendie des bâtiments d'habitation*, Centre Scientifique et Technique du Bâtiment (CSTB). 2020.

- [146] G. Auguin et V. Drean, « Virtual fire resistance furnace: heat transfer predictions of a composite panel », présenté à Interflam 16, Royal Holloway College, Nr London, UK, juill. 2016.
- [147] « Restitution de la journée Thèse des Bois 2015 », *Xylofutur - Produits et Matériaux des Forêts Cultivées*. <http://xylofutur.fr/les-competences/les-prix-xylofutur/restitution-de-la-journee-these-des-bois-2013/> (consulté le 29 avril 2022).
- [148] J. König, « Structural fire design according to Eurocode 5—design rules and their background », *Fire and Materials*, vol. 29, n° 3, p. 147-163, 2005, doi: 10.1002/fam.873.
- [149] J. König et L. Walleij, « One-Dimensional Charring of Timber Exposed to Standard and Parametric Fires in Initially unprotected and Postprotection Situations », Trätek, Stockholm, Sweden, 1 9908029, août 1999.
- [150] N. Werther, « External and internal factors influencing the charring of timber – an experimental study with respect to natural fires and moisture conditions », Princeton, USA, juin 2016, p. 650-658.
- [151] R. Emberley, T. Do, J. Yim, et J. L. Torero, « Critical heat flux and mass loss rate for extinction of flaming combustion of timber », *Fire Safety Journal*, vol. 91, p. 252-258, juill. 2017, doi: 10.1016/j.firesaf.2017.03.008.
- [152] D. Lange, J. Sjöström, J. Schmid, D. Brandon, et J. Hidalgo, « A Comparison of the Conditions in a Fire Resistance Furnace When Testing Combustible and Non-combustible Construction », *Fire Technology*, janv. 2020, doi: 10.1007/s10694-020-00946-6.
- [153] Batiactu, « Construction bois : le retour d'expérience instructif d'une entreprise générale », *Batiactu*, 22 janvier 2020. <https://www.batiactu.com/edito/construction-bois-retour-experience-instructif-entreprise-58576.php> (consulté le 10 mai 2022).
- [154] A. Bartlett, R. Hadden, L. Bisby, et A. Law, « Analysis of cross-laminated timber upon exposure to non-standard heating conditions », présenté à Fire and Materials, San Francisco, USA, févr. 2015.
- [155] J. Schmid, M. Klippel, A. Just, A. Frangi, et M. Tiso, « Simulation of the Fire Resistance of Cross-laminated Timber (CLT) », *Fire Technol*, vol. 54, n° 5, p. 1113-1148, sept. 2018, doi: 10.1007/s10694-018-0728-9.
- [156] A. Frangi, M. Fontana, E. Hugli, et R. Jübstl, « Experimental analysis of cross-laminated timber panels in fire », *Fire Safety Journal*, vol. 44, n° 8, p. 1078-1087, nov. 2009, doi: 10.1016/j.firesaf.2009.07.007.
- [157] L. Osborne et C. Dagenais, « Full-scale mass timber shaft demonstration fire - final report », FP innovations, avr. 2015.
- [158] F. Wiesner, S. Deeny, et L. A. Bisby, « Influence of ply configuration and adhesive type on cross-laminated timber in flexure at elevated temperatures », *Fire Safety Journal*, vol. 120, p. 103073, mars 2021, doi: 10.1016/j.firesaf.2020.103073.
- [159] A. Colic, F. Wiesner, L. Bisby, et J. Hidalgo, « Delamination and char fall-off in fire exposed cross-laminated timber loaded in shear », présenté à AOSFST 2021 – 12th Asia-Oceania Symposium on Fire Science and Technology, déc. 2021.
- [160] « Epernon Fire Tests Programme », *Epernon Fire tests programme*. <http://www.epernon-fire-tests.eu/> (consulté le 27 novembre 2019).
- [161] A. I. Bartlett, R. McNamee, F. Robert, et L. A. Bisby, « Comparative energy analysis from fire resistance tests on combustible versus noncombustible slabs », *Fire and Materials*, nov. 2019, doi: 10.1002/fam.2760.
- [162] R. McNamee, J. Zehfuss, A. I. Bartlett, M. Heidari, F. Robert, et L. A. Bisby, « Enclosure fire dynamics with a cross-laminated timber ceiling », *Fire and Materials*, vol. n/a, n° n/a, doi: 10.1002/fam.2904.
- [163] A. Bartlett *et al.*, « Heat Fluxes to a Facade Resulting from Compartment Fires with combustible and non-combustible ceilings », in *3rd International Symposium on Fire Safety of Facades*, Paris, France, sept. 2019, p. 62-69.

- [164] S. Mohaine *et al.*, « Thermal and mechanical response of reinforced concrete slabs under natural and standard fires », présenté à 6th International Workshop on Concrete Spalling due to Fire Exposure, Sheffield, UK, sept. 2019.
- [165] M. Klippel et J. Schmid, « Design of Cross-Laminated Timber in Fire », *Structural Engineering International*, vol. 27, n° 2, p. 224-230, mai 2017, doi: 10.2749/101686617X14881932436096.
- [166] D. Dauti, A. Tengattini, S. Dal Pont, N. Toropovs, M. Briffaut, et B. Weber, « Analysis of moisture migration in concrete at high temperature through in-situ neutron tomography », *Cement and Concrete Research*, vol. 111, p. 41-55, sept. 2018, doi: 10.1016/j.cemconres.2018.06.010.
- [167] V. Feruglio, « De la faune au bestiaire – La grotte Chauvet-Pont-d’Arc, aux origines de l’art pariétal paléolithique », *Comptes Rendus Palevol*, vol. 5, n° 1, p. 213-222, janv. 2006, doi: 10.1016/j.crpv.2005.09.003.
- [168] C. Ferrier *et al.*, « Les parois chauffées de la grotte Chauvet-Pont d’Arc (Ardèche, France) : caractérisation et chronologie », *PALEO. Revue d’archéologie préhistorique*, n° 25, p. 59-78, déc. 2014.
- [169] I. Théry-Parisot et S. Thiébault, « Le pin (*Pinus sylvestris*) : préférence d’un taxon ou contrainte de l’environnement ? Étude des charbons de bois de la grotte Chauvet », *Bulletin de la Société préhistorique française*, vol. 102, n° 1, p. 69-75, 2005, doi: 10.3406/bspf.2005.13338.
- [170] P. Guibert *et al.*, « When were the walls of the Chauvet-Pont d’Arc Cave heated? A chronological approach by thermoluminescence », *Quaternary Geochronology*, vol. 29, p. 36-47, août 2015, doi: 10.1016/j.quageo.2015.04.007.
- [171] « Projet CarMoThaP ». <https://carmothap.wixsite.com/feux> (consulté le 13 mai 2022).
- [172] H. Jasak, A. Jemcov, et Z. Tukovic, « OpenFOAM: a C++ library for complex physics simulations », présenté à International Workshop on Coupled Methods in Numerical Dynamics IUC, Dubrovnik, Croatia, sept. 2007.
- [173] V. Babrauskas, « Heat Release Rates », in *SFPE Handbook of Fire Protection Engineering*, M. J. Hurley, D. Gottuk, J. R. Hall, K. Harada, E. Kuligowski, M. Puchovsky, J. Torero, J. M. Watts, et C. Wieczorek, Éd. New York, NY: Springer, 2016, p. 799-904. doi: 10.1007/978-1-4939-2565-0_26.
- [174] ARTE, « Néandertal : le mystère de la grotte de Bruniquel », *ARTE Boutique - Films et séries en VOD, DVD, location VOD, documentaires, spectacles, Blu-ray, livres et BD*. https://boutique.arte.tv/detail/neandertal_mystere_grotte_bruniquel (consulté le 13 mai 2022).
- [175] A. Guibaud, B. Bolle, et J. L. Torero, « Protection incendie des monuments historiques: Modélisation pour la prévention et la restauration », présenté à Journée d’étude « Cathédrales en feu », Institut National d’Histoire de l’Art, Paris, France, oct. 2020.
- [176] P. Villeneuve, R. Fromont, et P. Prunet, « Etude de diagnostic à la suite de l’incendie du 15 Avril 2019 - Les maçonneries », Etablissement public chargé de la conservation et de la restauration de Notre-Dame de Paris, déc. 2020.
- [177] « Scientifiques Notre-Dame », *Scientifiques Notre-Dame*. <https://www.scientifiquesnotre-dame.org/> (consulté le 16 mai 2022).
- [178] E. Cabezas, J.-C. Mindeguia, et E. Maurin, « Conséquence du feu sur les propriétés mécaniques du bois sous le front de carbonisation - Application au cas de Notre-Dame », présenté à Les bois altérés, diagnostics et traitements - 10e Journée d’études du Groupe Bois de la SFIIC, C2MRF, Paris, France, oct. 2021.
- [179] D. Deldicque et J.-N. Rouzaud, « Temperatures reached by the roof structure of Notre-Dame de Paris in the fire of April 15th 2019 determined by Raman paleothermometry », *Comptes Rendus. Géoscience*, vol. 352, n° 1, p. 7-18, 2020, doi: 10.5802/crgeos.9.

- [180] T. Dabat, J.-D. Mertz, L. Leroux, et Y. Mélinge, « Cathédrale Notre-Dame de Paris MH Liste de 1862 Murs bahuts et pignons Caractérisation des carottes de pierre relevées après l'incendie du 15 avril 2019 », LRMH, 1O, mars 2021.
- [181] T. Dabat, J.-D. Mertz, L. Leroux, et Y. Mélinge, « Cathédrale Notre-Dame de Paris MH Liste de 1862 Voûtes effondrées, murs bahuts et pignons, Caractérisation des carottes de pierre prélevées après l'incendie du 15 avril 2019 », LRMH, 1R, sept. 2021.
- [182] A. Dionisio, « Stone decay induced by fire on historic buildings: the case of the cloister of Lisbon Cathedral (Portugal) », in *Building Stone Decay: From Diagnosis to Conservation*, vol. 271, 2007.
- [183] I. Hager, « Sandstone Colour Change due to the High Temperature Exposure », *Material Research and Applications*, vol. 875-877, p. 411-415, 2014, doi: <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/AMR.875-877.411>.
- [184] M. Hajpál, « Changes in Sandstones of Historical Monuments Exposed to Fire or High Temperature », *Fire Technology*, vol. 38, n° 4, p. 373-382, oct. 2002, doi: 10.1023/A:1020174500861.
- [185] A. Ozguven et Y. Ozcelik, « Investigation of some property changes of natural building stones exposed to fire and high heat », *Construction and Building Materials*, vol. 38, p. 813-821, 2013, doi: <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2012.09.072>.
- [186] A. Montier, « Incendie de la Cathédrale Notre-Dame de Paris – étude des actions thermiques », Université de Bordeaux, Institut P'prime Poitiers, sept. 2021.
- [187] C. A. Schneider, W. S. Rasband, et K. W. Eliceiri, « NIH Image to ImageJ: 25 years of image analysis », *Nature Methods*, vol. 9, n° 7, p. 671-675, juill. 2012, doi: 10.1038/nmeth.2089.

Fin de la Partie II

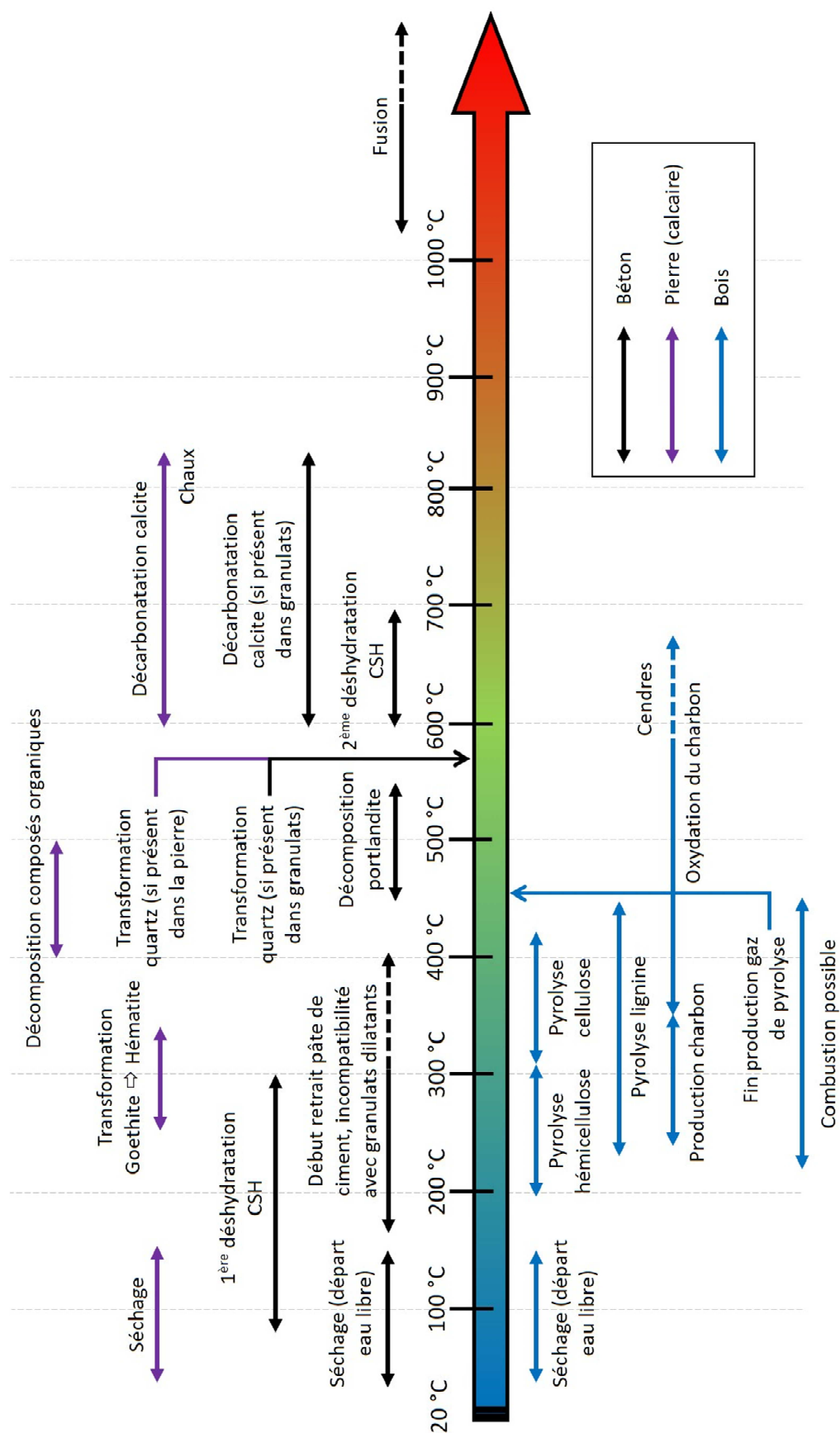
ANNEXES

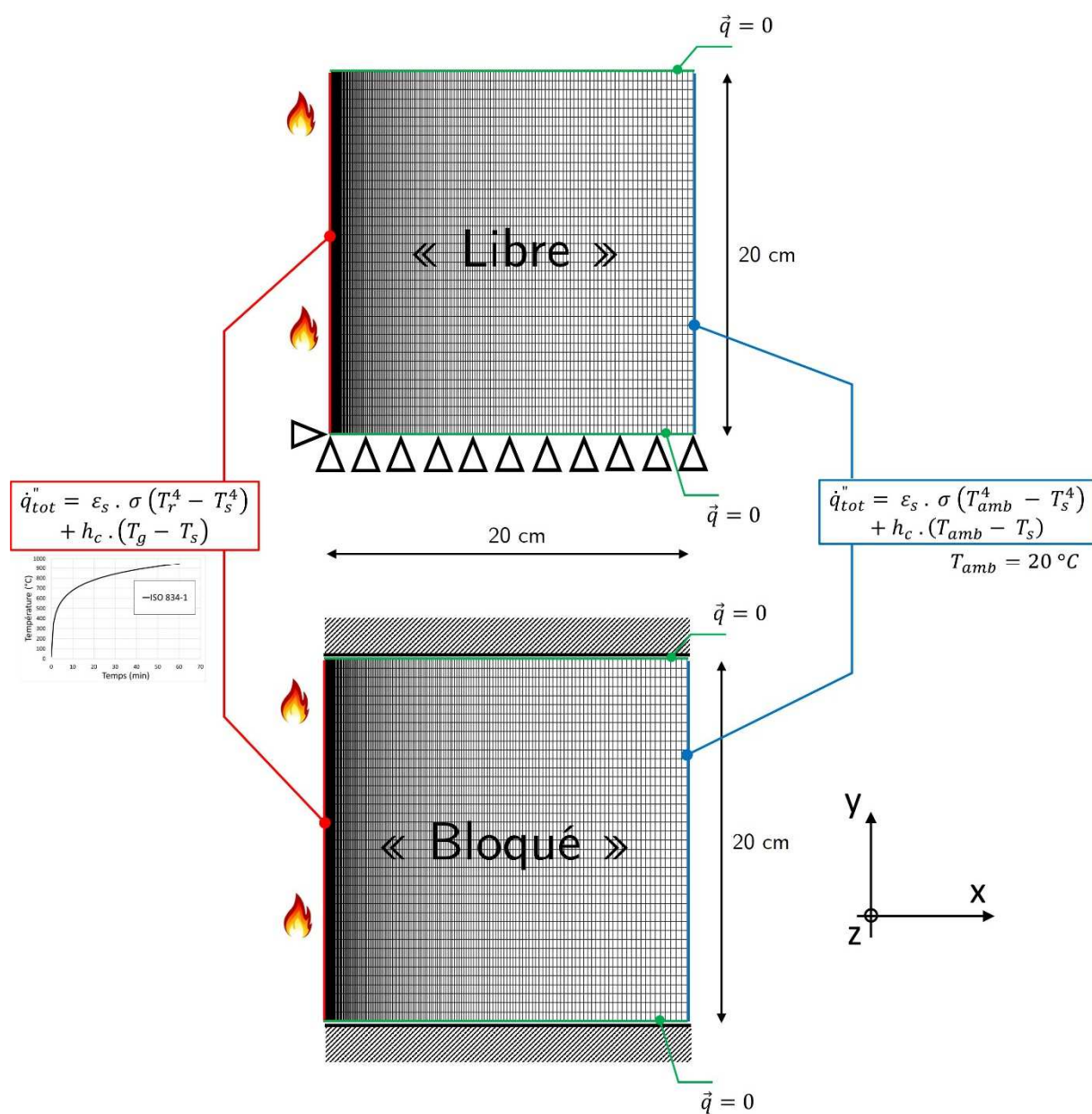
Annexe n°1 : principales réactions physico-chimiques dans les matériaux au cours d'un chauffage

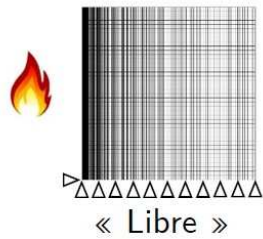
Annexe n°2 : simulations thermomécaniques

Annexe n°3 : prise en compte de l'écaillage dû au feu dans la partie 1-2 de l'Eurocode 2

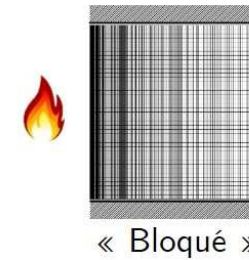
Annexe n°1 : principales réactions physico-chimiques dans les matériaux au cours d'un chauffage



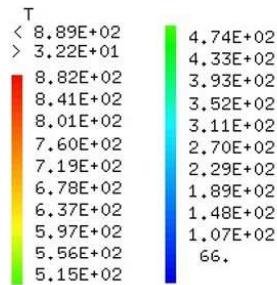
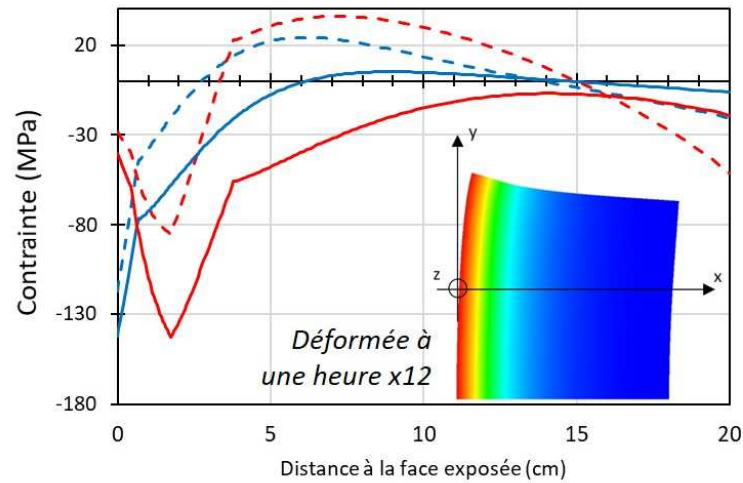




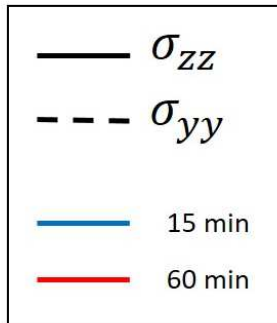
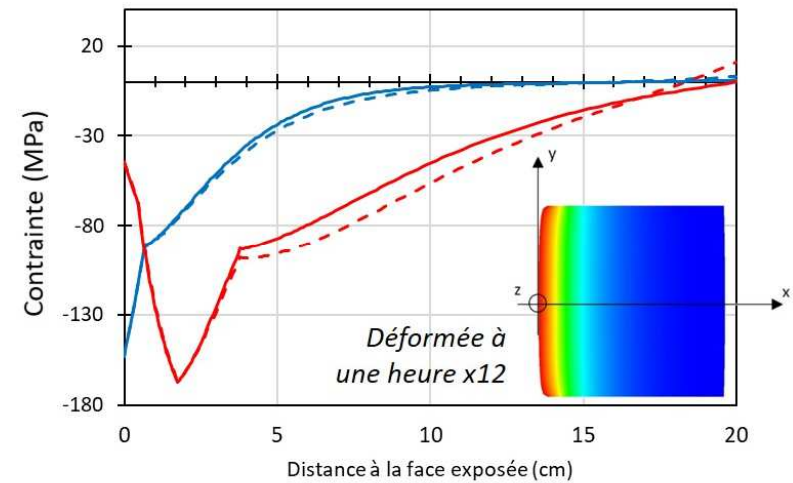
Béton



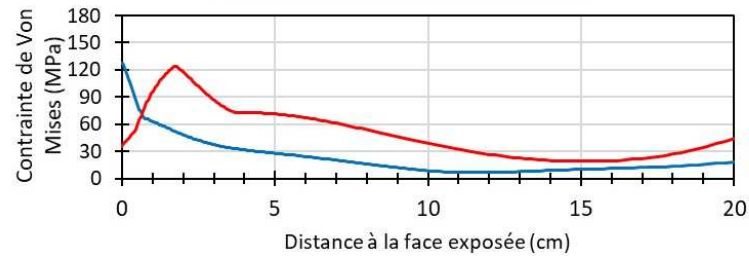
Profils de contraintes dans le plan // face exposée



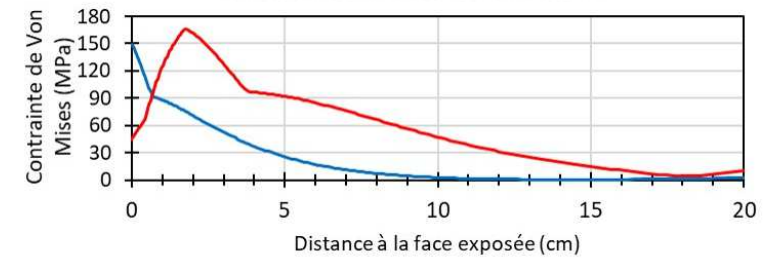
Profils de contraintes dans le plan // face exposée

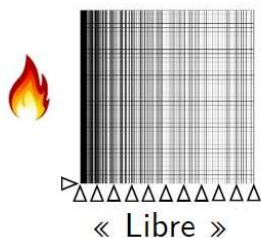


Profils de contraintes de Von Mises

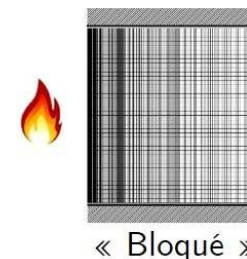


Profils de contraintes de Von Mises

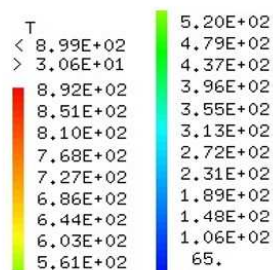
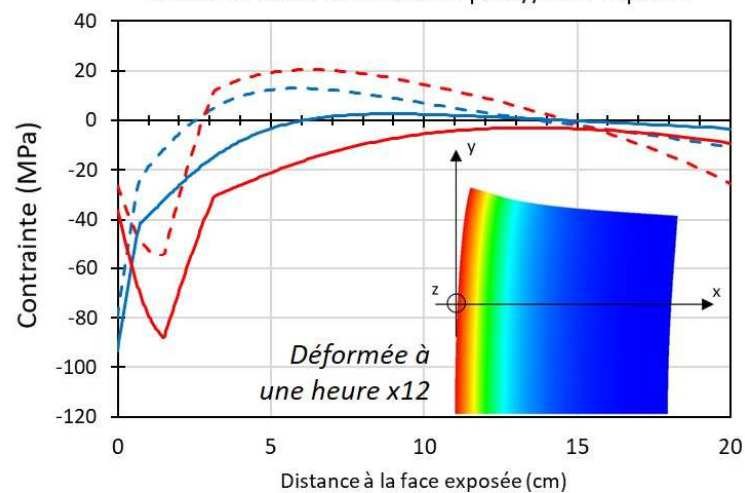




Pierre



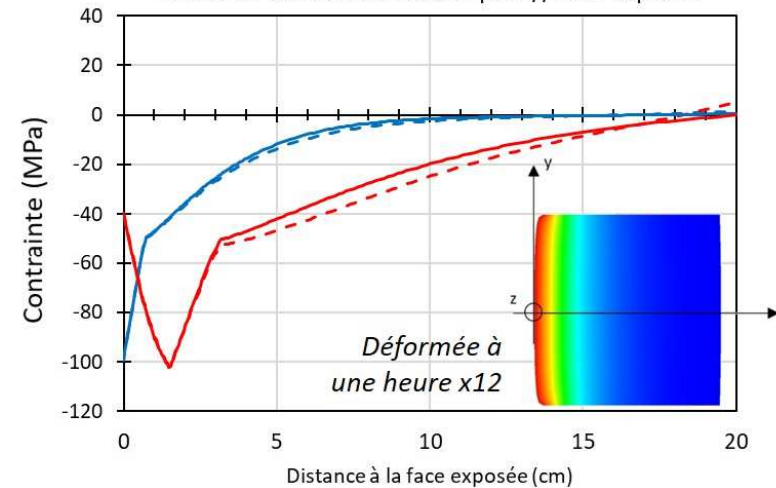
Profils de contraintes dans le plan // face exposée



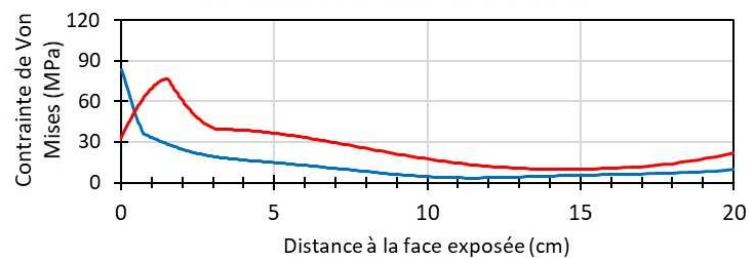
— σ_{zz}
- - - σ_{yy}

— 15 min
— 60 min

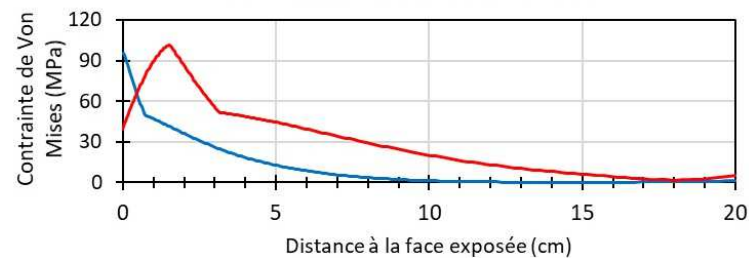
Profils de contraintes dans le plan // face exposée

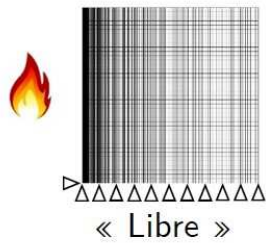


Profils de contraintes de Von Mises

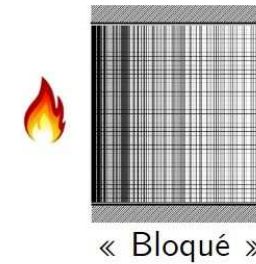


Profils de contraintes de Von Mises

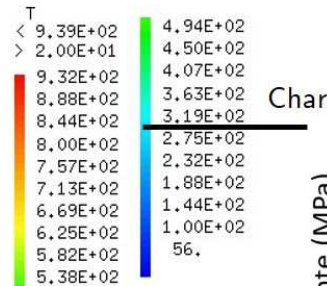
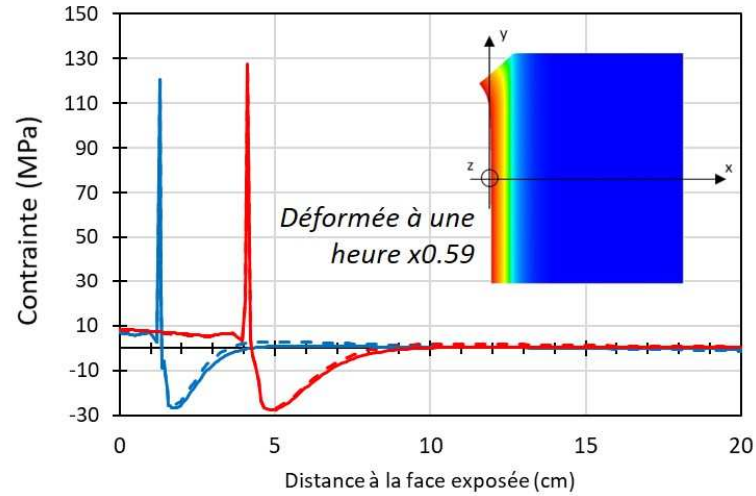




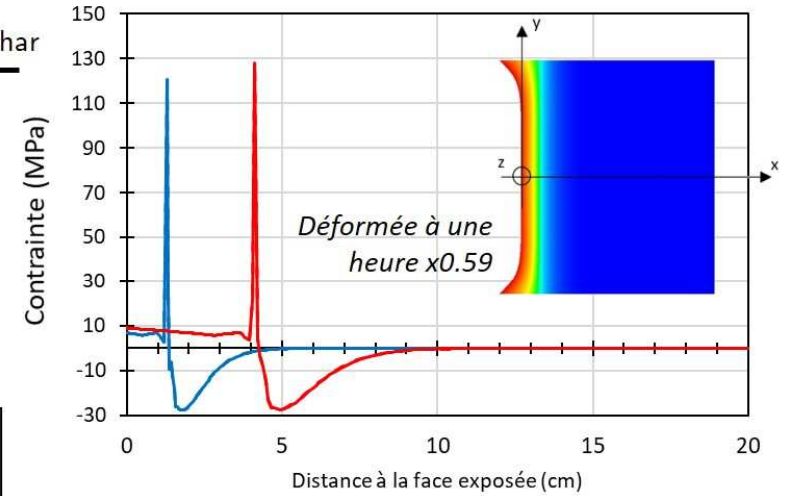
BOIS



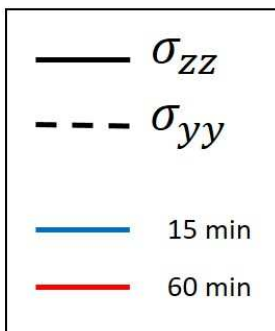
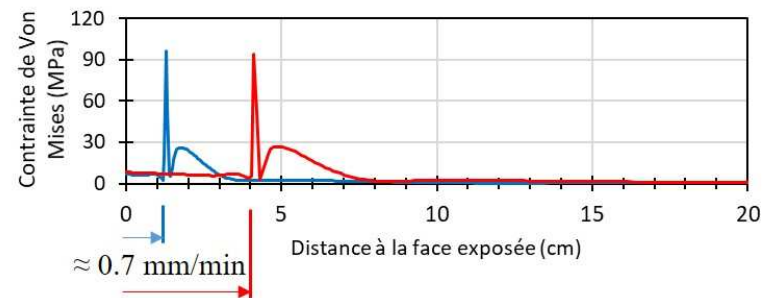
Profils de contraintes dans le plan // face exposée



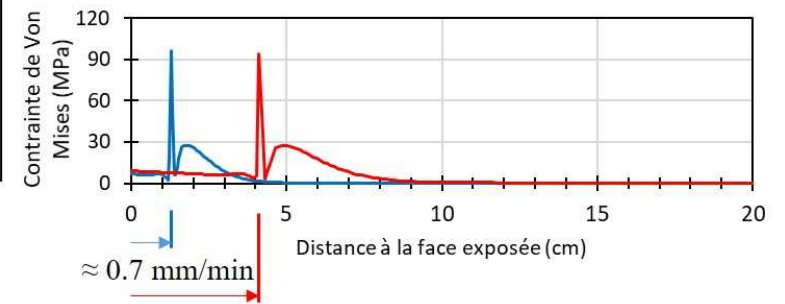
Profils de contraintes dans le plan // face exposée



Profils de contraintes de Von Mises



Profils de contraintes de Von Mises



Annexe n°3 : prise en compte de l'écaillage dû au feu dans la partie 1-2 de l'Eurocode 2

Repris de : J.-C. Mindeguia, « Contribution expérimentale à la compréhension des risques d'instabilité thermique des bétons », PhD Thesis, Université de Pau et des Pays de l'Adour, 2009.

