



**HAL**  
open science

# Calcul non linéaire des structures en béton : cas particulier du béton soumis au feu

Hadjira Bensalem

► **To cite this version:**

Hadjira Bensalem. Calcul non linéaire des structures en béton : cas particulier du béton soumis au feu. Matériaux. Université Grenoble Alpes [2020-..]; Université des Sciences et de la Technologie Houari-Boumediène (Algérie), 2022. Français. NNT : 2022GRALI014 . tel-04580903

**HAL Id: tel-04580903**

**<https://theses.hal.science/tel-04580903>**

Submitted on 21 May 2024

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

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



## THÈSE

Pour obtenir le grade de

**DOCTEUR DE L'UNIVERSITE GRENOBLE ALPES**

préparée dans le cadre d'une cotutelle entre l'*Université Grenoble Alpes* et l'*Université des Sciences et de la Technologie Houari Boumediene*

Spécialité : **Matériaux, Mécanique, Génie civil, Electrochimie**

Arrêté ministériel : le 6 janvier 2005 – 25 mai 2016

Présentée par

**Hadjira BENSALÉM**

Thèse dirigée par **Evariste OUEDRAOGO**

codirigée par **Samira DJAKNOUN**

préparée au sein des **Laboratoires : Sols, Solides, Structures, Risques 3SR et Laboratoire de Mécanique Avancée LMA**

dans les **Écoles Doctorales : Ingénierie- Matériaux, Mécanique, Environnement, Énergétique, Procédés, Production (I-MEP<sup>2</sup>) et Construction, Fabrication et Fiabilité mécaniques (C2FM)**

# Calculs non linéaires des structures en béton : cas particulier du béton soumis au feu

Thèse soutenue publiquement le « **17 février 2022** », devant le jury composé de :

**M, Taoufik, BOUKHAROUBA**

Professeur, USTHB d'Alger, Président.

**Mme, Laurie, LACARRIERE**

Professeur, INSA de Toulouse, Rapportrice.

**M, Christophe, LANOS**

Professeur, Université Rennes 1, Rapporteur.

**Mme, Fatiha, AMMARI**

Professeur, USTHB d'Alger, Examinatrice.

**M, Nadir, MESRATI**

Professeur, ENP d'Alger, Examineur.

**M, Evariste, OUEDRAOGO**

MCF, Grenoble INP, Directeur de thèse.

**Mme, Samira, DJAKNOUN**

Professeur, USTHB d'Alger, Co-directrice de thèse.





## Remerciements

Ce travail a été mené dans le cadre d'une cotutelle entre l'Université Grenoble Alpes et l'Université des Sciences et de la Technologie Houari Boumediene d'Alger, au sein du Laboratoire 3SR à Grenoble et du Laboratoire de Mécanique Avancée (LMA) de l'USTHB d'Alger.

Les travaux de cette thèse ont pu être menés grâce à un soutien financier du Partenariat Hubert Curien Tassili 2018 (PHC-TASSILI 2018), dans le cadre du programme de coopération de formation et de recherche Franco-Algérien.

Je tiens à remercier dans un premier temps tous les membres de jury qui ont accepté d'évaluer mon travail. Un grand merci à Monsieur Taoufik BOUKHAROUBA qui a accepté de présider le jury de ma thèse. Je remercie également Madame Laurie LACARRIERE et Monsieur Christophe LANOS d'avoir accepté de rapporter sur mon travail et pour les rapports détaillés qu'ils ont remis. Je voudrais également remercier Madame Fatiha AMMARI et Monsieur Nadir MESRATI d'avoir accepté de se déplacer et pour les longues discussions qu'ils ont assurées au cours de la soutenance. Je voudrais vivement remercier Monsieur Ali AHMED BENYAHIA de m'avoir honoré par sa présence à la soutenance.

Je remercie chaleureusement toutes les personnes qui m'ont aidé pendant la préparation de ce travail et notamment mes directeurs de thèse Monsieur Evariste OUEDRAOGO du laboratoire 3SR et Madame Samira DJAKNOUN du laboratoire LMA, pour leurs nombreux conseils, leurs soutiens, la grande responsabilité et le temps qu'ils m'ont consacré tout au long de ces années.

Je souhaite remercier sincèrement l'ensemble des membres du Laboratoire 3SR et du Laboratoire LMA pour l'aide scientifique ou matérielle qu'ils ont pu m'apporter. Je voudrais également remercier mes collègues doctorants pour leur soutien dans les moments difficiles.

Je souhaite remercier sincèrement Monsieur Antoine MIRAS, Assistant-Ingénieur CNRS au Laboratoire 3SR pour son aide et ses conseils sur l'utilisation des installations expérimentales.

Mes remerciements vont également à toute l'équipe de l'UT1 de Grenoble de m'avoir accueillie au sein du département de Génie Civil pour la réalisation des éprouvettes.

Je remercie ma famille, en premier lieu, mes Parents pour tout le soutien, ma Grand-Mère, mes Sœurs et mes Frères de m'avoir encouragé tout au long de cette période. Mes derniers remerciements vont à toutes les personnes qui m'ont accompagnée et soutenue durant ces années.

---

# Tables des matières

---

<b>Remerciements</b>	
<b>Listes des notations</b>	
<b>Liste des abréviations</b>	
<b>Résumé</b>	
<b>Abstract</b>	
<b>Introduction générale</b> .....	3
 <b>Chapitre I : Etude bibliographique</b>	
<b>Introduction</b> .....	7
<b>1. Instabilités thermiques des bétons</b> .....	7
<b>1.1. Observations des instabilités thermiques des bétons</b> .....	7
<b>1.2. Différentes formes d'instabilités thermiques</b> .....	9
<b>1.3. Mécanismes d'instabilité thermique</b> .....	10
1.3.1. Processus thermomécanique .....	11
1.3.2. Processus thermo-hydrique .....	11
1.3.3. Combinaison des deux processus thermo-hydrique et thermomécanique .....	12
<b>1.4. Paramètres favorisant l'instabilité thermique</b> .....	13
<b>1.5. Aspects réglementaires</b> .....	15
<b>2. Phénomènes physiques et chimiques dans le béton chauffé</b> .....	16
<b>3. Evolutions des propriétés des bétons avec la température</b> .....	18
<b>3.1. Propriétés thermiques</b> .....	18
3.1.1. Conductivité thermique .....	18
3.1.2. Chaleur massique .....	19
3.1.3. Diffusivité thermique .....	20
<b>3.2. Propriétés physiques</b> .....	21
3.2.1. Porosité .....	21
3.2.2. Perméabilité .....	23
3.2.3. Perte de masse .....	24
<b>3.3. Propriétés mécaniques des bétons chauffés</b> .....	25
3.3.1. Résistance à la compression .....	25
3.3.2. Résistance à la traction .....	26
3.3.3. Module d'élasticité .....	26
<b>4. Modélisation de l'éclatement du béton</b> .....	27
<b>4.1. Différentes approches de modélisation</b> .....	27
<b>4.2. La modélisation de l'endommagement</b> .....	28
4.2.1. Quelques modèles d'endommagement du béton .....	29

4.2.2. Modèle d'endommagement isotrope .....	29
4.2.2.1. Modèle d'endommagement isotrope de Mazars .....	29
<b>5. Mise en évidence expérimentale de l'éclatement explosif et Modélisation.....</b>	<b>31</b>
<b>5.1. Premières d'études marquantes .....</b>	<b>31</b>
<b>5.2. Etudes récentes portant sur l'éclatement explosif .....</b>	<b>33</b>
<b>Conclusion de l'étude bibliographique .....</b>	<b>43</b>

## **Chapitre II : Etude expérimentale**

<b>1. Modalités et protocole expérimental .....</b>	<b>45</b>
<b>1.1. Les installations expérimentales du laboratoire 3SR .....</b>	<b>45</b>
1.1.1. L'Installation Haute Température .....	45
1.1.2. Le banc d'essai d'écaillage thermique .....	46
<b>1.2. Les matériaux de l'étude .....</b>	<b>50</b>
1.2.1. Choix des matériaux .....	50
1.2.2. Formulations retenues .....	51
<b>1.3. Le programme expérimental .....</b>	<b>52</b>
1.3.1 Le programme d'essai initial .....	52
1.3.1.1. Les essais de caractérisation rhéologique .....	52
1.3.1.2. Les essais d'écaillage thermique du béton .....	53
<b>1.4. La préparation des éprouvettes d'essais .....</b>	<b>58</b>
1.4.1. Les installations du département de Génie Civil de l'IUT 1 de Grenoble .....	58
1.4.2. Le protocole expérimental de la fabrication du béton .....	59
<b>2. Caractérisation des bétons à haute température .....</b>	<b>63</b>
<b>3. Etude expérimentale des instabilités thermiques des BHP .....</b>	<b>64</b>
<b>3.1. Les essais préliminaires .....</b>	<b>66</b>
<b>3.2. Les essais de mise au point de la régulation en température du four .....</b>	<b>71</b>
3.2.1. Choix des éprouvettes .....	72
3.2.2. Résultats des essais .....	73
3.2.3. Exploitation des résultats d'essais .....	78
<b>3.4.2. Conclusions .....</b>	<b>81</b>
<b>3.3. Les essais à température maîtrisée sur le béton à hautes performances .....</b>	<b>82</b>
3.3.1. Présentation des résultats des essais .....	82
3.3.1.1. Essais de la configuration 1 .....	82
3.3.1.2. Essais de la configuration 2 .....	87
3.3.1.3. Essais de la configuration 3 .....	89
3.3.1.4. Essais de la configuration 4 .....	90
3.3.1.5. Essais de la configuration 5 .....	91
3.3.1.6. Essais de la configuration 0 .....	92
3.3.2. Exploitation des essais .....	96
3.3.2.1. Evolution des courbes de température au cours des essais .....	96
3.3.2.1.1. Evolution monotone .....	96

3.3.2.1.2. Evolution avec palier autour de 100°C .....	97
3.3.2.2. Manifestation des instabilités thermiques au cours des essais .....	100
3.3.2.2.1. Synthèse des phénomènes d'instabilité .....	100
3.3.2.2.2. Temps du premier éclat .....	102
3.3.2.3. Analyse des débris éjectés au cours des essais .....	109
3.3.2.3.1. Analyse post-mortem des éprouvettes d'essais .....	109
3.3.2.3.2. Epaisseur .....	113
3.3.2.3.3. Masse .....	115
3.3.2.3.4. Autres dimensions .....	117
3.3.2.4. Comparaison avec les résultats de la bibliographie .....	118
<b>3.4. Conclusion</b> .....	119
<b>Conclusions sur l'étude expérimentale</b> .....	119

## **Chapitre III : Simulation numérique des essais d'écaillage thermique**

<b>Introduction</b> .....	122
<b>1. Description du modèle élément fini et de la base de données thermique</b> .....	122
<b>1.1. Modèle élément fini</b> .....	123
1.1.1. Réduction de la géométrie initiale .....	123
1.1.2. Génération de maillage .....	123
<b>1.2. Chargement thermique et conditions aux limites thermiques et mécaniques</b> .....	124
<b>1.3. Base de données du calcul thermique</b> .....	126
1.3.1. Caractéristiques thermiques données par l'Eurocode 2 .....	127
1.3.1.1. La conductivité thermique .....	127
1.3.1.2. La masse volumique .....	127
1.3.1.3. La capacité massique .....	127
1.3.1.4. Coefficient d'échange convectif .....	128
1.3.2. Base de données utilisées dans le cadre de cette étude .....	129
1.3.2.1. La conductivité thermique .....	129
1.3.2.2. La masse volumique .....	129
1.3.2.3. La capacité massique .....	130
<b>2. Modélisation thermique</b> .....	130
2.1. Démarche de la modélisation thermique .....	130
2.2. Résultats de modélisation thermique .....	132
2.2.1. Calculs effectués avec les paramètres de référence (1 <sup>er</sup> groupe) .....	133
2.2.2. Calculs effectués avec les paramètres issus de la méthode inverse (2 <sup>ème</sup> groupe) .....	135
2.2.3. Résultats du troisième groupe d'essais .....	139
2.2.4. Caractérisation de la qualité de la modélisation .....	140
2.2.5. Conclusion .....	141
<b>3. Calcul thermomécanique</b> .....	142
<b>3.1. Modèle d'endommagement utilisé</b> .....	143
<b>3.2. Identification du modèle</b> .....	143
3.2.1. Evolutions des caractéristiques mécaniques en fonction de la température .....	144

<b>3.3. Quelques remarques sur le déroulement des calculs</b> .....	146
<b>3.4. Présentation des résultats de la modélisation</b> .....	146
3.4.1. Présentation des résultats .....	147
3.4.1.1. Modélisation de l'essai 01 .....	147
3.4.1.1.1. Les cartes de contraintes .....	147
3.4.1.1.2. Les courbes d'évolutions spatiales et temporelles des contraintes normales	151
3.4.1.1.3. Les cartes d'endommagement .....	155
3.4.1.1.4. Les courbes d'évolutions spatiales et temporelles de l'endommagement ....	157
3.4.1.1.5. Résultats de calcul avec l'approche non locale .....	160
3.4.1.1.5.1. Calcul avec une longueur caractéristiques $L_c=6$ mm .....	160
3.4.1.1.5.2. Calcul avec une longueur caractéristiques $L_c=22$ mm .....	162
3.4.1.2. Résultats de la modélisation de l'essai 13 .....	164
3.4.1.2.1. Cartes d'endommagement .....	164
3.4.1.2.2. Courbes d'évolution temporelle et spatiale .....	165
3.4.2. Discussion des résultats .....	167
3.4.2.1. Cartes des contraintes et leur évolution .....	168
3.4.2.2. Cartes d'endommagement .....	169
3.4.2.3. Evolutions spatiale et temporelle de l'endommagement .....	171
3.4.2.4. Approche non locale .....	171
3.4.2.5. Influence du maillage .....	172
3.4.2.6. Influence des conditions limites .....	172
3.4.2.7. Influence de l'identification des paramètres du modèle de Mazars .....	172
3.4.3. Conclusions sur la partie thermomécanique .....	173
<b>3.5. Conclusion sur la partie numérique</b> .....	174

## **Chapitre IV : Confrontation des résultats des Expériences et de la Simulation numérique**

<b>1. Analyse des résultats de la simulation numérique en vue de la confrontation</b> .....	176
<b>1.1. Le processus de dégradation et son étendue</b> .....	176
1.1.1. Coupes suivant les plans diagonaux .....	176
1.1.2. Coupes suivant les plans orthogonaux .....	179
1.1.3. Le processus de dégradations sans prendre en compte la présence de l'eau .....	181
1.1.4. Le processus de dégradations en prenant en compte la présence de l'eau .....	182
<b>1.2. L'étude de l'étendue des dégradations</b> .....	182
<b>1.3. Epaisseur des éclats</b> .....	183
<b>1.4. Temps au premier éclat</b> .....	183
<b>2. Confrontation entre l'Expérience et la Simulation numérique</b> .....	184
<b>2.1. Les points sur lesquels la modélisation numérique est satisfaisante</b> .....	184
<b>2.2. Les points sur lesquels la modélisation numérique est insuffisante</b> .....	186
<b>2.3. Les pistes d'amélioration</b> .....	186
<b>Conclusion</b> .....	187
<b>Conclusions générales et perspectives</b> .....	188



<b>Références bibliographiques</b> .....	191
<b>Liste des figures</b> .....	199
<b>Liste des tableaux</b> .....	208
<b>Annexes</b>	
<b>Annexe A</b> .....	211
<b>Annexe B</b> .....	214
<b>Annexe C</b> .....	215

## Liste des notations

$\lambda$	Conductivité thermique	W/m.°C
$C_p$	Capacité massique	KJ/Kg.°C
$\alpha$	Coefficient de dilatation thermique	°C <sup>-1</sup>
$\nu$	Coefficient de poisson	-
$H_v$	Coefficient d'échange convectif	W/m <sup>2</sup> .°C
$\sigma$	Contrainte	MPa
$\tilde{\sigma}$	Contrainte effective	MPa
$\varepsilon_e$	Déformation équivalente	-
$\varphi$	Densité de flux thermique	W/m <sup>2</sup>
$\rho$	Masse volumique	Kg/m <sup>3</sup>
$L_c$	Longueur caractéristique de l'approche non locale du modèle de Mazars	mm
$E$	Module d'Young	MPa
$T/\theta$	Température	°C
$T_i$	Température initiale ambiante	°C
$t$	Temps	s
$D$	Variable d'endommagement scalaire (modèle de Mazars)	-
$D_c$	Variable d'endommagement en compression (modèle de Mazars)	-
$D_t$	Variable d'endommagement en traction (modèle de Mazars)	-

## Liste des abréviations

BHP	Béton à hautes performances
BFUP	Béton fibré à ultra hautes performances
BO	Béton ordinaire
BS 476	British standard 476
BUHP	Béton à ultra hautes performances
CaO	Chaux
CaCO <sub>3</sub>	Carbonate de Calcium ou Calcaire
Ca(OH) <sub>2</sub>	Portlandite ou Hydroxyde de Calcium
C-S-H	Silicate de Calcium Hydrate
CU20	Elément fini cubique à 20 nœuds
F.C.	Face chauffée
HC	Courbe d'Hydrocarbure
HCM	Courbe d'Hydrocarbure Majorée
Temp.	Température
TH	Thermo-hydrique
TM	Thermomécanique
THM	Thermo-hydro-mécanique

---

## Résumé

---

Les incendies graves qui se sont produits ces dernières décennies sur des bâtiments ou des ouvrages d'art en béton tels ceux du tunnel sous la Manche (1996) ou du Mont Blanc (1999) ont mis au premier plan de l'actualité la problématique du béton soumis au feu et ses conséquences. Le béton ordinaire est cependant réputé pour sa bonne tenue au feu. Mais l'apparition et l'utilisation de bétons à hautes performances ou à ultra-hautes performances, tout en résolvant des problèmes techniques inédits, posent en même temps le problème de leur plus grande sensibilité au feu du fait de leur plus grande compacité. La présente étude est une contribution à la compréhension des processus de dégradations thermiques par une approche expérimentale et numérique. Dans l'approche expérimentale, des éprouvettes-dalle de béton à hautes performances formulé à base de sable normalisé et instrumentées de thermocouples ont été soumises à des essais d'écaillage thermique en suivant la courbe de température d'incendie standard ISO834 de l'Eurocode 2. Différentes données thermiques et évènementielles récoltées pendant et après les essais ont été analysées. Le temps au premier éclat, la température du four et celle du béton au premier éclat ainsi que les débris produits ont été caractérisés. En utilisant certains des résultats expérimentaux comme données d'entrée, la simulation numérique des essais a permis de déterminer de façon satisfaisante le champ de température dans les éprouvettes au cours des essais. Dans certains cas, le recours à la technique de l'analyse inverse a été nécessaire. En utilisant par la suite l'approche thermomécanique et en s'appuyant sur la loi de comportement d'endommagement isotrope de Mazars, il a été possible de calculer en particulier le champ d'endommagement dans les éprouvettes-dalles au cours des différents essais. La confrontation des résultats de la simulation numérique avec ceux de l'expérience a montré que le champ d'endommagement modélisé est de nature à rendre compte des dégradations thermiques observées au cours des essais aussi bien en termes d'étendue que de profondeur. En revanche la dimension temporelle n'est pas restituée correctement.

Mots clés : Béton BHP, écaillage, courbe ISO 834, approche thermomécanique, haute température, endommagement, modélisation éléments finis, Cast3m.

---

## Abstract

---

The serious fires that have occurred in recent decades on concrete buildings or structures such as those in the Channel Tunnel (1996) or Mont Blanc (1999) have brought the issue of concrete subjected to fire and its consequences. Ordinary concrete is, however, renowned for its good fire resistance. But the appearance and use of high-performance or ultra-high-performance concretes, while solving novel technical problems, at the same time poses the problem of their greater sensitivity to fire due to their greater compactness. This study is a contribution to the understanding of thermal degradation processes through an experimental and numerical approach. In the experimental approach, high-performance concrete slab specimens formulated with standardized sand and instrumented with thermocouples were subjected to thermal spalling tests following the standard fire temperature curve ISO834 of Eurocode 2. Different thermal and event data collected during and after the tests were analysed. The time to first flash, the temperature of the furnace and that of the concrete at the first flash as well as the debris produced were characterized. Using some of the experimental results as input data, the numerical simulation of the tests made it possible to satisfactorily determine the temperature field in the specimens during the tests. In some cases, the use of the reverse analysis technique was necessary. By subsequently using the thermomechanical approach and relying on the isotropic damage constitutive law of Mazars, it was possible to calculate in particular the field of damage in the test specimens-slabs during the various tests. The comparison of the results of the numerical simulation with those of the experiment showed that the modelled damage field is likely to account for the thermal degradations observed during the tests both in terms of extent and depth. On the other hand, the temporal dimension is not restored correctly.

Key words: HPC concrete, spalling, ISO 834 fire curve, thermomechanical approach, high temperature, damage, finite element modelling, Cast3m.

---

## Introduction générale

---

Le béton est le matériau le plus répandu dans la construction des ouvrages tels que les bâtiments, les tunnels, les enceintes de centrales nucléaires, etc. Actuellement, les structures en béton occupent une place importante dans le monde entier à cause du faible coût du béton en comparaison avec les autres matériaux de Génie civil, de sa facilité de mise en œuvre et sa forte durabilité. Le béton ordinaire est reconnu pour avoir en général une bonne résistance au feu par rapport à l'acier par exemple. Toutefois, de nombreux incendies se sont produits ces dernières années dans différentes structures telles que des tunnels (Tunnels du Mont Blanc, sous la Manche...) ou des immeubles d'habitation. L'importance des dommages, des pertes en vies humaines et des pertes financières occasionnés par ces incendies expliquent la nécessité d'étudier le comportement du béton à hautes températures, sujet qui fait l'objet de pas mal de projets de recherche de nos jours.

Lorsque le béton est exposé au feu, il peut être le siège d'instabilités thermiques qui se traduisent par une perte de matière dénommée écaillage ou éclatement thermique selon l'intensité du phénomène. L'écaillage thermique du béton n'est pas un phénomène nouveau. Il est même déjà pris en compte dans différents règlements de calcul de structures au feu où des recommandations et des dispositions constructives sont proposées pour limiter son apparition. Mais le développement et l'utilisation de nouvelles formulations de béton plus dense, et donc plus sensible, ces dernières décennies tels que les bétons à hautes performances ont accru l'obligation de mieux le comprendre pour mieux le maîtriser.

L'étude du comportement du béton sous incendie est un axe de recherche très important qui évolue au gré des accidents d'ouvrages en béton et des avancées technologiques sur le matériau. Dans la littérature, l'analyse du phénomène d'écaillage s'appuie davantage sur une approche empirique qu'analytique et numérique. On trouve beaucoup d'études expérimentales qui permettent de mettre en évidence ce phénomène et très peu d'études portant sur leur modélisation. Et les approches numériques de la modélisation ne permettent pas encore de donner une analyse approfondie du phénomène d'écaillage dans certaines conditions en raison de la composition du béton et de la présence de diverses échelles du fait de l'hétérogénéité du béton. Cette composition en fait comme un matériau relativement complexe à étudier. Il n'empêche que les recherches dans ce domaine se multiplient de jour en jour en essayant de comprendre au mieux son comportement.

La problématique du béton au feu nécessite une évaluation et une analyse des instabilités thermiques du béton pour pouvoir donner une estimation de la résistance globale d'une structure pendant et après incendie afin d'assurer la sécurité des ouvrages, en particulier ceux en béton à hautes performances. Dans ce contexte, la combinaison des observations expérimentales à différentes échelles avec les résultats produits par l'approche numérique peut s'avérer utile. Les causes des dégradations thermiques sont nombreuses et complexes. Il y a tout de même une convergence dans la littérature vers l'idée qu'elles sont dues à la présence de deux processus :

un processus thermo-hydrique lié à l'évaporation d'eau libre présente dans le béton lors du chauffage qui induit une augmentation de la pression de vapeur dans les pores, et un processus thermomécanique dû à la présence et au développement de forts gradients thermiques qui induisent des contraintes de compression non négligeables. En outre, l'instabilité thermique des bétons peut apparaître en raison de la présence de l'un de ces deux processus ou de la combinaison des deux.

La problématique de la modélisation numérique des dégradations thermiques du béton ou des structures en béton fait l'objet d'études depuis plusieurs années mais dans une moindre proportion en comparaison avec les études à caractère expérimental. La modélisation s'appuie sur les approches de type thermo-hydrique (TH), thermomécanique (TM) ou Thermo-hydro-mécanique (THM). L'approche THM qui prend en compte aussi bien les effets des processus thermo-hydriques que thermomécaniques est a priori celle qu'il faudrait adopter pour mener une modélisation globale et complète. En réalité elle s'avère d'une grande complexité du fait du grand nombre de paramètres à identifier pour la mettre en œuvre et aussi des problèmes de convergence numérique qui en découlent. Pour cette raison ou indépendamment de cela, la modélisation par l'approche thermomécanique, bien que de portée partielle, peut s'avérer pertinente et donner des résultats réalistes. C'est l'approche que nous utiliserons par la suite.

En dépit de l'intensité des travaux de recherches dans la compréhension des dégradations thermiques du béton, peu d'études combinent systématiquement des expériences et des calculs numériques pour décrire les observations et les mesures expérimentales. C'est le travail important que nous avons développé dans cette étude.

Cette thèse a pour objectif de modéliser à l'échelle macroscopique et par l'approche thermomécanique les dégradations thermiques de structures en béton à hautes performances soumis au feu d'incendie standard ISO834 de l'Eurocode 2 en vue de les confronter aux observations expérimentales. Pour entreprendre la modélisation des dégradations thermiques dans le béton, un programme expérimental est mené en réalisant des essais d'écaillage sur des éprouvettes de type dalles instrumentées de thermocouples. La modélisation par éléments finis est assurée en utilisant le code de calcul CAST3M développé par le CEA-Saclay. Les essais d'écaillage sont réalisés en utilisant le banc d'essais conçu et développé au laboratoire 3SR de Grenoble. La modélisation numérique par l'approche thermomécanique s'appuie sur le modèle d'endommagement isotrope de Mazars, implanté dans le code de calcul CAST3M. Les calculs menés avec l'approche thermomécanique permettent d'accéder à l'évolution de différentes variables mécaniques dont l'endommagement dans la structure calculée. Les résultats de calcul obtenus par l'approche thermomécanique sont comparés avec ceux issus des essais.

## Organisation du manuscrit

Le travail réalisé se présente en quatre parties.

Le chapitre 1 est une revue bibliographique des résultats de la littérature. Elle présente d'abord les dégradations résultantes des incendies et l'importance du risque d'écaillage dans les ouvrages en béton. Elle décrit ensuite les différents types d'éclatement de béton et les facteurs d'influence du phénomène d'écaillage thermique. A la suite les principaux mécanismes

supposés à l'origine de l'écaillage sont discutés et l'évolution des caractéristiques du béton avec la température donnée. Par la suite, un modèle de comportement permettant de décrire le comportement du béton dans la situation d'incendie est présenté, en s'intéressant plus particulièrement au modèle d'endommagement isotrope de Mazars. Enfin, une synthèse des études expérimentales et numériques sur le phénomène d'écaillage thermique est présentée afin de cerner notre problématique.

Dans le chapitre 2, une étude expérimentale est réalisée sur un BHP formulé à base de sable normalisé consistant essentiellement en la réalisation d'essais d'écaillage sur des éprouvettes de type dalles soumises au feu Standard ISO 834 pour mettre en évidence les dégradations thermiques du béton. Les réponses des thermocouples noyés dans le béton sont d'abord analysées dans le détail. Elles serviront de base de données pour mener la modélisation numérique des essais d'écaillage. Une analyse approfondie des dégradations observées, temps d'écaillage et la taille des débris, conclue ce chapitre.

Le chapitre 3 est consacré à la modélisation numérique des essais d'écaillage réalisés en deux étapes. Une première étape où l'on mène une modélisation thermique des essais afin de s'assurer que l'on arrive à prédire les évolutions de température mesurées par les thermocouples. Puis vient une deuxième étape où l'on conduit la modélisation thermomécanique en se basant sur le modèle d'endommagement isotrope de Mazars. Le champ de température, d'endommagement et de contraintes ainsi que leur évolution sont présentés et discutés. Ces calculs thermomécaniques aborderont aussi l'influence de la finesse du maillage et les conditions aux limites sur les résultats obtenus par cette approche.

Le chapitre 4 décrit la confrontation des résultats issus de la modélisation numérique avec ceux issus de l'expérience. Les différents résultats expérimentaux et numériques sont analysés, en sélectionnant les zones endommagées ainsi que l'évolution de la localisation d'endommagement dans les éprouvettes en béton.

En conclusion, un bilan des résultats des travaux est donné, en essayant de répondre à notre problématique et les objectifs initialement proposés. Des pistes d'investigation et d'amélioration possible du calcul sont également proposées en perspective.



# **Chapitre I**

---

## **Etude bibliographique**

---

## **Introduction**

Le béton est un matériau hétérogène, utilisé dans tous les domaines de la Construction et du Génie Civil. Les répétitions des incendies graves dans les tunnels et bâtiments et leurs graves conséquences (pertes humaines, effondrement total des structures, fermeture des tunnels, pertes financières, durée de réparation, ...) ont sensibilisé les chercheurs à intensifier et approfondir les études pour connaître les raisons de l'éclatement du béton soumis au feu, afin d'améliorer sa résistance et sa durabilité. Les instabilités thermiques sont observées dans les bétons ordinaires mais elles sont plus violentes dans les nouvelles formulations de bétons dits à hautes ou ultra hautes performances en raison de leur faible porosité.

Le béton exposé à des températures élevées subit plusieurs processus physiques qui conduisent aux changements de ses propriétés. Ce qui nécessite d'étudier son comportement à haute température, qui à son tour nécessite une bonne connaissance des principaux changements physico-chimiques des différents composants constitutifs, de l'échelle macroscopique à l'échelle microscopique. Pour ce faire, nous allons présenter dans cette partie bibliographique le comportement du béton à hautes températures, les formes d'instabilités thermiques qui l'affectent ainsi que leurs origines. Nous nous intéressons à donner une synthèse des résultats expérimentaux et numériques concernant le phénomène d'écaillage thermique des bétons.

## **1. Instabilités thermiques des bétons**

### **1.1. Observations des instabilités thermiques**

De nombreux incendies ont été enregistrés ces dernières années dans les ouvrages en béton (tunnels, bâtiments d'habitation, ...). En Europe uniquement, 10 incendies majeurs au minimum sont recensés en tunnels routiers et ferroviaires, les plus connus sont ceux du tunnel sous la Manche (1996, 2006 et 2008), du Fréjus (2005), Tunnel du Mont Blanc (1999), ... Ces incendies ont non seulement touché les ouvrages d'art tels que les tunnels routiers ou ferroviaires mais aussi d'autres ouvrages tels que la tour Windsor à Madrid (2005), la tour de Grenfell à Londres (2017) et des milliers de bâtiments industriels ou d'habitation. Les conséquences de ces incendies sont catastrophiques car ils peuvent occasionner de lourdes pertes en vies humaines : à titre d'exemple les statistiques en Europe ont déclaré près de 221 décès en 4 incendies sur une période de 2 ans dont 39 décès dans l'incendie du Tunnel du Mont Blanc, 108 décès dans celui du Tunnel de Vierzy en France, et 11 dans celui du Tunnel de St Gotthard. Ils peuvent aussi occasionner des dégâts structurels importants (Endommagement, fissuration, détachements de matière, rupture totale des structures, ...). Par exemple, lors de l'incendie dans le tunnel de St Gotthard en 2001, une section de 100 m de la structure s'est effondrée. Et dans l'incendie de tunnel sous la Manche, le tunnel a perdu jusqu'à 100% de l'épaisseur initiale des voussoirs (400 mm) sur une longueur de 500 m. Ces dégâts structurels sont si lourds qu'ils rendent les structures inopérantes et imposent des réparations qui induisent des coûts importants. Mais les conséquences économiques ne se limitent pas au coût des réparations. Les opérations de reconstruction engendrent aussi des pertes dans les recettes d'exploitation liées à la nécessaire fermeture des ouvrages pendant les travaux. Ainsi par exemple dans l'incendie du Tunnel sous la Manche, les pertes financières ont été estimées à

deux fois le coût de réparations, le coût des réparations ayant été évalué à 87 millions d'euros, les pertes additionnelles (pertes d'activité, fermeture du tunnel) estimées à 211 millions d'euros. Ces éléments illustrent la gravité des conséquences de ces incendies et la nécessité de développer les moyens pour protéger les ouvrages en béton en augmentant leur résistance au feu, ce qui conduit à minimiser les risques d'instabilités thermiques.

Pour illustrer à la suite l'importance des dégâts dans les tunnels, nous donnons à la suite quelques photos. La figure I.1-a illustre l'Incendie du tunnel du Mont-Blanc en 1999 dans lequel la température a atteint 1000°C et pour lequel 53 h ont été nécessaires pour le maîtriser ; la Figure I.1-c illustre l'incendie du tunnel sous la Manche ; et la Figure I.1-b l'incendie de la Tour Windsor en Espagne de 32 étages en 2005 dans lequel les températures ont atteint 800 °C et qui a brûlé pendant près de 26 heures sans s'effondrer.



a) Incendie du tunnel du Mont-Blanc, France 1999, durée 53 heures. [[www.parismatch.com](http://www.parismatch.com)]

b) L'incendie de la tour Windsor, Madrid 2005



c) Dégâts à la voûte du tunnel au droit des camions incendiés, tunnel sous la Manche, Sur une soixantaine de mètres, l'enrobage s'est détaché laissant voir les armatures des voussoirs, BEATT/RAIB 2015,

Fig.I.1 : Photos d'illustration des instabilités thermiques observées dans des ouvrages en béton suite à des incendies

Toutes les dégradations importantes observées dans les ouvrages en béton sont dues à l'augmentation de la température qui conduit à une modification des différentes propriétés du

béton et qui peut engendrer des instabilités thermiques. Les mécanismes de dégradation du béton à haute température ne sont pas encore totalement élucidés. Ainsi, de nombreuses recherches ont été menées ou sont en cours pour améliorer la compréhension des mécanismes afin de les modéliser avec pour objectif à terme de les prédire. Commençons d'abord par caractériser les différentes formes d'instabilités thermiques.

## 1.2. Différentes formes d'instabilités thermiques

Au cours d'incendies d'ouvrages en béton, on peut observer des dégradations importantes caractérisées par un détachement de morceaux de béton en surface ou en profondeur et qui peuvent conduire à un effondrement total de la structure. On parle d'écaillage thermique quand il s'agit de détachement en surface et d'éclatement lorsqu'il s'agit de détachement plus profond en volume. Ce phénomène d'instabilité thermique des bétons est connu depuis bien longtemps puisque la première analyse du phénomène d'éclatement a été réalisée dès 1916 par Gary et rapportée dans [Khoury, 2005 ; Jansson, 2008 ; Haniche, 2011]. A partir d'observations, Gary a proposé une classification du phénomène d'éclatement en quatre catégories qui est encore valide aujourd'hui :

- **Éclatement de granulats** : il s'agit d'un phénomène localisé au niveau des granulats émergents au niveau de la surface chauffée et qui peuvent éclater sous l'action de la chaleur. Du fait de leur localisation les dégâts engendrés sont très limités et l'éclatement non violent.

- **Éclatement d'angle** : forme d'éclatement également non violente qui se manifeste au niveau des angles inférieurs des retombées de poutre et dans les angles des poteaux. On peut l'observer dans les stades avancés du feu lorsque le béton est affaibli et que les fissures se développent.

- **Éclatement de surface** : correspond à ce qu'on appelle autrement 'écaillage'. Les éclats résultants sont de petites tailles (20 mm) et de faible épaisseur mais leur expulsion est violente car ils peuvent atteindre des grandes vitesses. Ce phénomène est caractérisé par une production régulière d'écaillures qui se manifeste par un bruit quasi-continu. Mais il est moins violent que l'éclatement explosif

- **Éclatement explosif** : il s'agit de la forme la plus violente d'éclatement des bétons caractérisée par l'éjection brutale de parties de béton accompagnée d'un bruit d'explosion caractéristique. La taille des éclats dépend du type de béton et on en trouve de 5 à 30 cm de longueur et de 1 à 2 cm d'épaisseur. Ce type d'éclatement peut se produire une seule fois ou plusieurs fois au cours d'un essai au feu. Ce type d'éclatement est surtout observé sur les nouveaux bétons à faible porosité. Des cas d'éclatement explosif ont été observés il y a déjà quelque temps sur du béton ordinaire par Harmathy (Harmathy 1965). Hyung-Seok So (Hyung-Seok So 2016) propose une courbe Température-Temps (Fig.I.2) dans laquelle il positionne les différents types d'éclatement proposés par Gary (Gary 1916). Ainsi d'après cette courbe, l'éclatement des agrégats, de surface et l'éclatement explosif se produisent pendant les 7 à 30 premières minutes d'un incendie. Alors que l'éclatement non violent d'angle (dans les coins) se produit à un stade avancé de l'incendie, de 30 à 90 minutes.

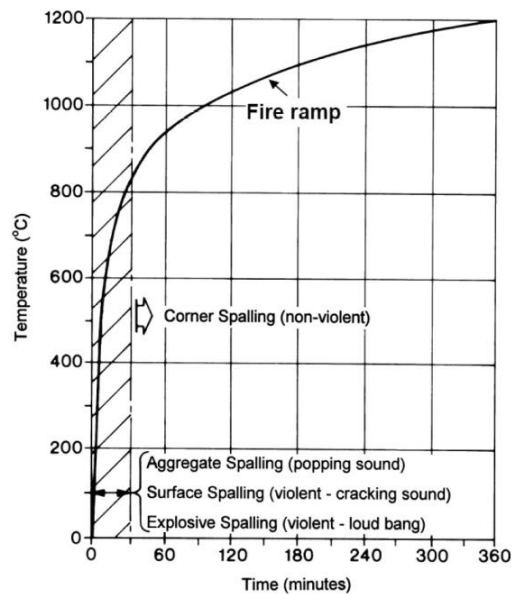


Fig.I.2 : Temps d'apparition des différents types d'éclatement au cours d'un incendie [British Standards Institution, BS 476, rapporté dans Hyoungh-Seok So,2016]

En plus des quatre types d'instabilité thermique cités précédemment, Arupfire [Arupfire 2005] propose de rajouter deux autres formes : **l'éclatement par détachement de granulats** et **l'éclatement par refroidissement**. Le premier type de détachement peut s'expliquer par des instabilités créées par les fissures issues des dilatations thermiques différentielles entre granulats et pâte cimentaire faisant suite à la l'élévation de la température. Le deuxième type est observé en présence de granulats calcaires et est causé par la réhydratation de la chaux vive lors la phase de refroidissement.

Le terme éclatement utilisé couramment recouvre deux notions que sont l'écaillage qui est un phénomène superficiel et l'éclatement explosif qui est le plus important d'entre eux car il se produit violemment et entraîne de grandes pertes de matière.

### 1.3. Mécanismes d'instabilité thermique

Dans ce domaine, les travaux de Harmathy (Harmathy,1965) font référence. Il a observé en menant des études à haute température que dans certaines conditions, les bétons ordinaires pouvaient présenter un comportement explosif. Pour expliquer ce phénomène, on a soupçonné la présence d'un gradient thermique et la présence d'une pression de vapeur d'eau dans le béton. Les travaux de Hertz (Hertz 1984) sur le comportement en température des bétons à hautes performances ont montré leur forte sensibilité à l'éclatement explosif. Il a alors supposé que cette instabilité thermique était due à la pression de vapeur d'eau dans ces bétons beaucoup plus denses que les bétons ordinaires. De nombreuses études ont été menées sur le comportement au feu des bétons ordinaires et des bétons à hautes performances avec et sans fibres de polypropylène à la fin des années 1990. Ainsi suite à leurs études respectives Consolazio et Kalifa [Kalifa *et al.* 2000, Consolazio *et al.* 1997] supposent que le phénomène de l'éclatement peut être principalement attribué à deux processus : un processus thermomécanique et un processus thermo-hydrique.

### 1.3.1. Le processus thermomécanique :

Ce processus peut s'expliquer au niveau macroscopique et au niveau mésoscopique. Au premier niveau, le gradient thermique crée une dilatation thermique différenciée qui génère des contraintes de compression parallèles à la face chauffée [Bazant *et al.* 1996] et des contraintes de traction en profondeur. Les contraintes de compression peuvent atteindre des valeurs critiques et générer des macro fissures qui peuvent être à l'origine de l'éclatement. Au deuxième niveau, au cours du chauffage on observe une dilatation des granulats [Bazant *et al.* 1996, Khoury 1995, Khoury 1992, Schneider *et al.* 1982] et une rétractation de la pâte cimentaire due à la déshydratation [Diederichs *et al.* 1989]. Il se développe ainsi des contraintes thermiques de compression dans les granulats et de traction dans la pâte cimentaire susceptibles de générer des fissures, favorables au phénomène d'écaillage [Kalifa *et al.* 2000, Consolazio *et al.* 1997].

### 1.3.2. Le processus thermo-hydrrique

Il est associé au transfert de masse qui engendre de fortes pressions de vapeur dans le réseau poreux. Une proposition de modélisation des mécanismes en jeu pour expliquer ce processus est donnée à la Figure I.3 [Consolazio *et al.* 1997]. L'action du feu commence par vaporiser l'eau libre ou liée présente dans les pores dont une partie de la vapeur s'évacue vers la surface extérieure proche tandis que l'autre partie s'évacue vers l'intérieur. Cette deuxième partie s'évacue vers des couches internes de béton plus froides, ce qui peut induire de la condensation et la création d'une zone de saturation en eau connue sous le terme anglais de « moisture clog ». Une fois cette zone infranchissable formée, la montée en température des couches internes va entraîner l'augmentation de la pression de la vapeur d'eau à des niveaux critiques qui peuvent provoquer l'éclatement seules ou en association avec les contraintes thermiques.

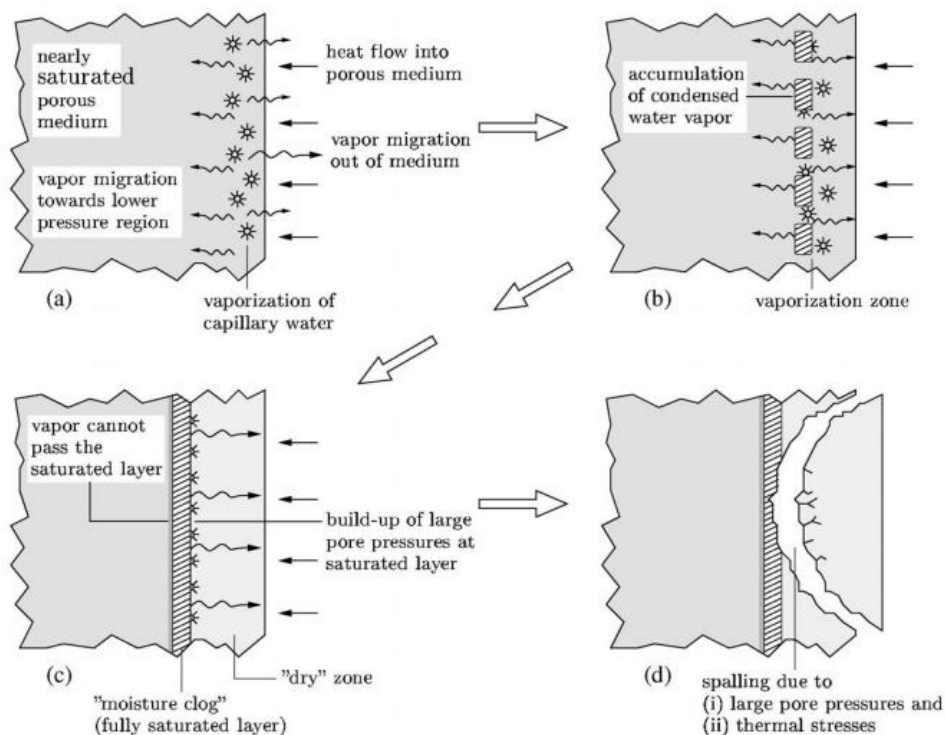


Fig. I.3: Illustration du mécanisme d'éclatement [rapporté par Matthias Zeiml et al., 2006]

Une autre illustration simplifiée est donnée à la Figure I.4 qui montre que trois zones d'humidité se développent en profondeur à partir de la surface chauffée du béton : une zone sèche près de la surface chauffée (a), une zone intermédiaire d'évaporation (b) et une zone saturée en humidité (c) qui pourrait contenir plus d'humidité que la zone initiale. La zone (b) est plus proche de la surface chauffée pour les bétons de type BHP que pour les bétons ordinaires.

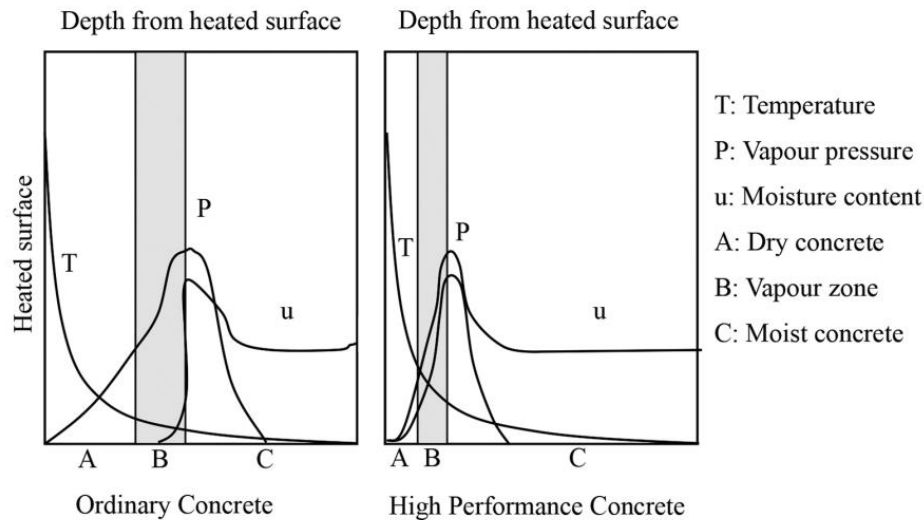


Fig. I.4 : Changements de température, de pression de vapeur et de teneur en humidité dans le béton humide chauffé [Zeiml et al., 2006, rapporté par Hyoung-Seok So, 2016]

### 1.3.3. Combinaison des deux processus thermo-hydrique et thermo-mecanique

Ces différents mécanismes peuvent agir individuellement ou en combinaison en fonction de la teneur en humidité, de la taille de la section et du matériau. Msaad (Msaad and Bonnet 2006) a constaté que l'effet hydrique et l'effet mécanique donnent des indicateurs d'endommagement du même ordre de grandeur. Une schématisation des phénomènes qui se produisent dans la combinaison des deux processus est donnée à la Figure I.5.

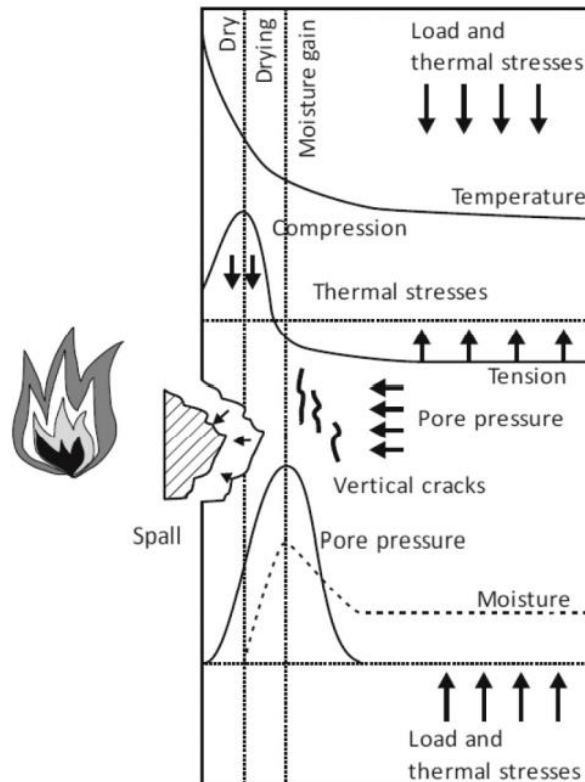


Fig.I.5 : Écaillage explosif causé par Combinaison du processus thermo-hydrrique et du processus thermo-mecanique, par Khoury basé sur Zhukov [Khoury, G.A. and Anderberg, Y, 2000 rapporté par Hyoung-Seok So, 2016]

#### 1.4. Paramètres favorisant l'instabilité thermique

Plusieurs paramètres peuvent influencer l'éclatement du béton. Grant Wrang [Grant Wrang et al., 2013] a regroupé ces paramètres en quatre classes présentées dans le Tableau I.1. La première classe concerne les propriétés du matériau, la deuxième classe porte sur les conditions de chauffage, la troisième sur les conditions de chargement et la géométrie de la structure étudiée et la dernière sur l'environnement et autres facteurs. Cette classification est tout à fait intéressante car elle clarifie l'analyse en catégorisant et montre la multiplicité des paramètres même si ce n'est que quelques-uns de ces paramètres qui sont déterminants dans une configuration donnée.

Tableau I.1: Facteurs d'influence d'éclatement du béton (Grant Wrang et al., 2013)

Classe	Facteurs d'influence
Propriétés du matériau	Age ; type d'agrégats ; Résistance à la compression ; Teneur en humidité ; Porosité ; Perméabilité ; Diffusivité thermique ; Rapport E/C
Conditions de chauffage	Conditions de refroidissement ; Degré d'exposition ; Durée ; Température maximale ; Nature du chauffage ; Vitesse de chauffage
Limites et géométrie	Chargement ; contrainte ; Forme de section de coupe ; Dimensions ; Forme de structure
Environnement et autres	Conditions de la cure ; Conditions de séchage ; Conditions d'étanchéité ; Fissuration ; Renforcement ; Utilisation des additifs



Les paramètres qui peuvent influencer l'éclatement du béton ont été étudiés par plusieurs auteurs. Nous donnons à la suite un résumé des principaux paramètres rapporté dans [Phan et al. 2001] et par [N. Yermak, 2015].

- **Teneur en eau** : joue un rôle déterminant dans la formation de la pression de vapeur : plus elle est importante et plus la pression de vapeur est susceptible de se produire. Elle a fait l'objet de nombreuses études qui ont montré une limitation des risques d'éclatement pour des bétons de teneur en eau massique inférieure à 3-4% [Robert *et al.* 2008, Hertz 2003] ou une faible fissuration dans les bétons de teneur en eau inférieure à 2,6% [Li *et al.* 2004]. L'Eurocode 2 propose une valeur seuil de 3 % de teneur en eau libre pour les bétons de la classe C55/67 à C80/95, afin d'éviter l'éclatement (EUROCODE 2 2004). Cependant, les résultats des travaux de [Jansson, 2004 et Mindeguia, 2009] rapportés par Yermak [N. Yermak, 2015] montrent que des instabilités thermiques peuvent se produire sur des éprouvettes en BHP avec une teneur en eau libre inférieure à 3 %. Les travaux de Meyer-Ottens [rapporté par Jansson, 2004] basés sur des bétons avec une large gamme de teneurs en eau massiques (de 0,5 % à 7%) ont montré que quelque que soient les sollicitations thermiques appliquées, les éléments en béton de teneur en eau inférieure à 3,3 % massique n'écaillent pas. Chan et al. [Chan et al.1999] ont analysé la relation entre la fréquence d'écaillage et le taux d'humidité pour différents bétons (BO et BHP). Ils ont trouvé que plus le taux d'humidité est élevé, plus la probabilité de l'écaillage est forte. Larissa Degliuomini Kirchhof et al. [Larissa Degliuomini Kirchhof et al. 2020] ont aussi réalisé des essais sur deux types de béton (BHR et BRN) entre 200 et 600°C. Les résultats de l'étude expérimentale montrent qu'un taux d'humidité élevé induit le processus d'écaillage.
- **Propriétés physico-mécaniques du matériau** : les bétons de type BHP caractérisés par leur faible rapport E/C sont plus compacts que les bétons ordinaires et ont une perméabilité à l'eau et au gaz moindre, ce qui les rend plus sensibles à l'écaillage thermique.
- **Vitesse de chauffage** : le risque d'instabilité thermique du béton croît avec l'augmentation de la vitesse de chauffage car plus celle-ci est grande et plus les contraintes thermiques induites par le gradient thermique engendré et susceptible de créer l'éclatement sont importantes. Les travaux de Binsheng Zhang et al. [Binsheng Zhang et al., 2013] présentent des résultats d'étude sur des poutres en BHP contenant les cendres volantes pulvérisées. L'écaillage explosif a été observé et produit à partir 450°C pour des vitesses de chauffage de 3 °C/min et de 10 °C/min. D'après l'étude numérique réalisée par Jie Zhao et al. [2017] sur le BHP, la vitesse de chauffage agit sur l'apparition d'écaillage mais aussi sur le mode d'écaillage du BHP. Des informations récapitulatives sont données au Tableau I.2.
- **Taille des éprouvettes** : il semble exister un effet d'échelle. Les travaux de Kanema [Kanema, 2007] ont montré que des éprouvettes F16×32 cm étaient plus sujettes à l'éclatement dans les mêmes conditions que des éprouvettes F11×22 cm. Cela pourrait s'expliquer par un séchage plus rapide du fait de la plus petite taille et qui a pu limiter le risque d'éclatement. D'après les analyses de Malhotra (Malhotra, 1984), de Delhomme [Delhomme and Haniche, 2012] et de Nguyen [Nguyen, 2013], une forme de section arrondie est préférable. La forme sphérique des éprouvettes permet de minimiser le gradient thermique et donc les risques d'éclatement.

- **Nature des granulats** : le comportement des granulats est fortement lié à leur nature chimique et minéralogique. Les granulats représentent environ 60 à 80% du volume total du béton, et leurs propriétés thermiques impactent fortement la stabilité thermique du béton. Xing (Xing, 2011) et N. Razafinjato (Niry Razafinjato et al., 2014) ont étudié le comportement de granulats de nature calcaire et siliceuse à des températures allant de 150°C à 750°C à une vitesse de chauffage de 1°C/min. Xing a observé une forte instabilité des granulats de silex au-delà d'une température de chauffage de 450°C. N. Razafinjato a observé des éclatements sur les granulats de silex entre 300 et 500°C et de façon plus aléatoire sur les basaltes. Les granulats calcaires présentent peu de fissuration jusqu'à 600°C.
- **Présence d'une charge mécanique** : Kim et al. (Kim, Lee, and Kim 2013) ont testé des bétons de 28 à 52 MPa au feu ISO durant 1 h. Les résultats des essais ont montré que des charges élevées provoquent des endommagements sévères.

D'autres paramètres tels que l'utilisation d'adjuvants et d'additifs, l'utilisation de granulats légers ou de grande porosité, certains traitements thermiques tel que l'autoclavage ou la nature.

Tableau I.2 : Résultats expérimentaux de la littérature sur l'effet de vitesse de chauffage sur l'écaillage du béton, tirés de [Jie Zhao et al. 2017].

Auteurs	Dimension éprouvette	Matériau	Vitesse de chauffage	Temp. de l'écaillage	Temps d'écaillage-commentaires
Phan et Carino, 2002	Cylindrique	BHR	Faible vitesse de 5°C/mn	Temp. de surface 280-320 °C	2 h de chauffage
Peng, 2000	--	BHP	-Feu ISO834 -Faible chauffage	--	2mn 20s Pas d'écaillage
Yan et al., 2015	--	BHP	Feu d'hydrocarbure	--	30-120 s
Yan et al., 2007	Cube de 150 mm	BHR	-Faible chauffage 2°C/mn -feu standard BS 476	--	-Petits morceaux -Ecaillage des coins
Kanéma et al., 2011	Cylindre de 16x32 cm	BHR	1°C/mn 0,1°C/mn	--	Eprouvettes écaillées Pas d'écaillage
Klingsch et al., 2011	Cylindre de 15x30 cm	BHP	De 0.25 à 8 °K/mn	--	-Vitesse élevée Ecaillage en couches superficielles -Faible vitesse Initiation de l'écaillage au cœur de l'éprouvette

## 1.5. Aspects règlementaires

### - Les courbes de feu température/temps normalisées

Les caractéristiques de l'incendie se différencient selon le lieu d'apparition et de son développement en fonction du temps (incendie dans les tunnels, en plein air...). Pour ce faire, plusieurs courbes de feux ont été proposées pour caractériser les différents incendies. La figure I.6 présente quelques courbes règlementaires les plus utilisées pour la construction (ISO 834, HC, HCM, RWS et RABT-ZTV). Les courbes de température standard ISO 834, à hydrocarbure (HC) ou à hydrocarbure majorée (HCM) sont relatives à l'Eurocode 2. La courbe RWS a été mise au point par le Ministère des Travaux Publics des Pays-Bas en s'appuyant sur des essais de la

société TNO. La courbe RABT-ZTV est l'équivalente de courbe HCM dans la normalisation allemande.

Dans notre étude, nous allons utiliser la courbe température/temps normalisée ISO 834 de l'Eurocode 2 pour réaliser nos essais. Elle est définie par la relation :

$$\theta_g = 20 + 345 \log_{10}(8t + 1) \quad (\text{eq.1})$$

Où  $\theta_g$  est la température des gaz en degrés Celsius (°C) et t le temps en minutes.

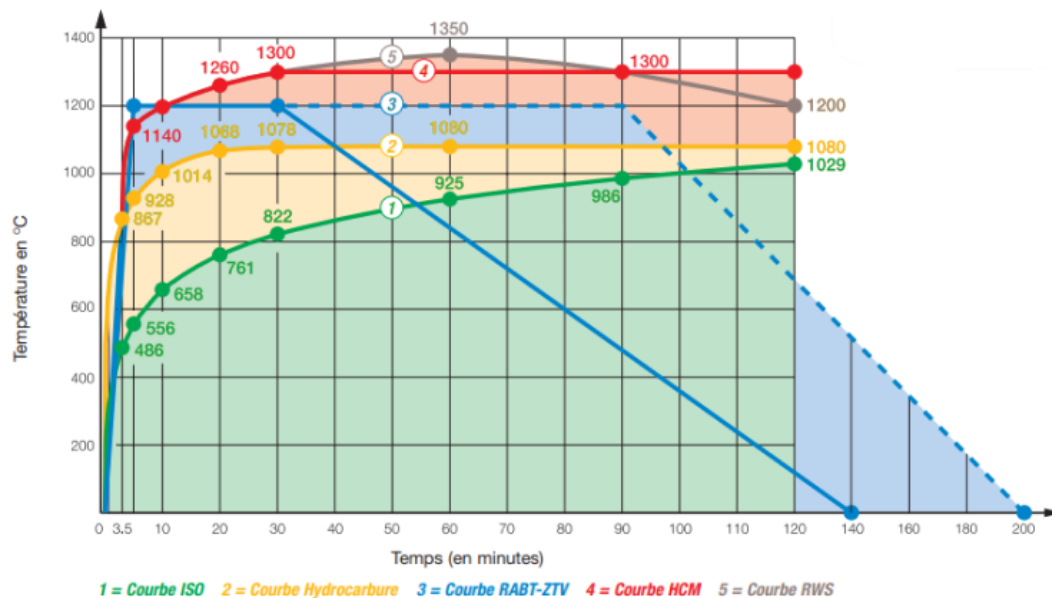


Fig.I.6 : Courbes normalisées de température en fonction du temps [PROMAT 2005]

## 2. Phénomènes physiques et chimiques dans le béton chauffé

Lorsque le béton est soumis à des températures croissantes, de nombreux phénomènes physico-chimiques se produisent et induisent des transformations de sa microstructure. Ces modifications ont un effet sur les propriétés thermiques, hydriques et mécaniques du béton. Nous avons regroupé dans le Tableau I.3 les principaux phénomènes liés aux transformations des composants du matériau béton au cours du chauffage issus des travaux de recherche de (Noumowe 1995, Gaweska 2004, Xing 2011 et Choinska 2016).

Plage température	Evènements marquants, transformations physico-chimiques
20°C	-Début du départ de l'eau
Entre 30 et 120°C	->Jusqu'à 100 °C : -simple dilatation (coefficient de dilatation du béton : $1 \times 10^{-5}$ ). ->A partir de 100 °C : l'eau s'évapore des pores. -L'eau libre et une partie de l'eau adsorbée s'évacuent du béton, -L'eau non liée est complètement éliminée à 120°C. (Noumowé, 1995). ->80°C-150°C : -déshydratation de l'ettringite

Entre 130 et 170°C	<p>-Une double réaction endothermique peut avoir lieu correspondant à la décomposition du gypse <math>\text{CaSO}_4 \cdot 2\text{H}_2\text{O}</math></p> <p>-&gt;Entre 110-130°C et 170°C,</p> <p>- décomposition du gypse selon (Noumowé, 1995 ; Alarcon-Ruiz et al. 2005) et de l'ettringite (Zhou et Glasser, 2001), accompagnée de la perte d'une partie de l'eau liée des carbo-aluminates hydratés (Nonnet et al., 1999)</p> <p>-déshydratation du gypse et de l'ettringite se déshydratent dès 80°C selon (Baroghel-Bouny, 1994).</p> <p>-&gt;171°C : fusion des fibres polypropylène</p>
De 150 à 180 °C	L'eau d'hydratation de l'hydroxyde de calcium est libérée. La pâte de ciment durcie se contracte, et les granulats se dilatent.
Autour de 180°C et jusqu'à environ 300°C	<p>-La chaleur brise le gel de ciment et arrache des molécules d'eau aux silicates hydratés. L'eau liée chimiquement commence à s'échapper du béton.</p> <p>-&gt;A partir de 180°C, et jusqu'à 300°C</p> <p>-première étape de la déshydratation chimique du gel du CSH a due à la perte de l'eau liée.</p> <p>-selon Harmathy, Bazant et Wittmann, la déshydratation a lieu à partir de 105°C (Harmathy, 1970 ; Bazant et Wittmann, 1982).</p>
A environ 250 et 370°C	<p>- Petits pics endothermiques indiquant des effets de décomposition et d'oxydation d'éléments métalliques (ferriques).</p> <p>-Clivage des granulats silico-calcaires</p> <p>-374°C : Température critique de l'eau</p>
Entre 450 et 550°C	<p>-Décomposition de la portlandite en chaux libre :</p> $\text{Ca}(\text{OH})_2 \rightarrow \text{CaO} + \text{H}_2\text{O}$ <p>-&gt;A partir de 400 à 500 °C :</p> <p>-décomposition de l'hydroxyde de calcium selon la réaction :</p> $\text{Ca}(\text{OH})_2 \rightarrow \text{CaO} + \text{H}_2\text{O}$ <p>-la vapeur d'eau peut engendrer un phénomène d'écaillage local.</p> <p>-&gt;Vers 573 °C :</p> <p>-changement de phase spontané du quartz <math>\beta</math>-<math>\alpha</math>.</p> <p>-&gt;Entre 450 et 550°C,</p> <p>-la portlandite se décompose en chaux libre et en eau, qui s'évapore (Noumowé, 1995).</p>
Entre 600 et 700°C	<p>-décomposition des phases de C-S-H et formation de <math>\beta</math>-<math>\text{C}_2\text{S}</math>. C'est la seconde étape de la déshydratation des silicates de calcium hydratés qui produit une nouvelle forme de silicates bi-calciques.</p> <p>-&gt;Vers 700 °C :</p> <p>-les phases d'hydrate de silicate de calcium se décomposent.</p> <p>-&gt;Entre 600 et 700°C,</p>

	-seconde étape de la déshydratation des phases de CSH, résultant d'une formation de silicates bicalciques et d'une libération d'eau (Bazant et Kaplan, 1996).
Entre 700 et 900°C	-décomposition du carbonate de calcium. Le calcaire se décompose autour de 800°C en $\text{CaCO}_3 \rightarrow \text{CaO} + \text{CO}_2$ , réaction de décarbonatation fortement endothermique qui libère du gaz carbonique. ->Environ 800 °C : -la neutralisation du calcaire (granulats) ->Entre 700 et 900°C, -décomposition du carbonate de calcium, contenu dans les granulats calcaires et dans la pâte de ciment contenant du filler calcaire. Cette réaction de décomposition en chaux libre est accompagnée d'une libération de gaz carbonique.
De 1150 à 1200°C	-Le béton commence à fondre (la pâte de ciment d'abord, les granulats ensuite).
A dessus de 1300-1400°C	-Début de la fusion de la pâte de ciment. ->A partir de 1300°C : -le béton se présente sous forme de masse fondue.

Tableau I.3: Les principales réactions physico-chimiques dans le béton à haute température [Noumowé 1995]. [Xing 2011], [Gaweska2004], Les principaux phénomènes observés expérimentalement par [Choinska, 2006].

### 3. Evolution des propriétés des bétons avec la température

#### 3.1. Propriétés thermiques

##### 3.1.1. Conductivité thermique

La conductivité thermique est l'aptitude d'un matériau à conduire la chaleur. Cette caractéristique dans le cas du béton dépend essentiellement de la nature des granulats et de sa teneur en eau. Elle diminue de façon générale avec l'augmentation de la température comme le montre la figure I.7 qui résume des résultats des travaux de Mindeguia, Haniche, et Xing [Mindeguia 2009, Xing 2011, et Haniche 2011]. Le séchage du béton et la déshydratation des CSH constituent un premier facteur de diminution aux basses températures. A des températures au-delà de 300°C la fissuration générée par les incompatibilités des déformations entre la dilatation des granulats et le retrait de la matrice cimentaire vont aussi contribuer à réduire la conductivité thermique [Mindeguia 2009, Schneider et al. 1982, Maréchal 1970]. Cette évolution est aussi à corrélérer avec l'augmentation de la porosité du béton avec la température mise en évidence précédemment. En ce qui concerne la nature des granulats les bétons de granulats siliceux ont en général une conductivité supérieure à celles des bétons de granulats calcaires du fait de la plus grande cristallinité des granulats siliceux [Kodur et al. 1998, Xing 2011]. Enfin les travaux de Haniche [Haniche 2011], menés sur des bétons à hautes performances contenant des fibres de polypropylène dans diverses proportions, montrent aussi une baisse de la conductivité thermique avec la température quelle que soit la proportion de fibres de polypropylène.

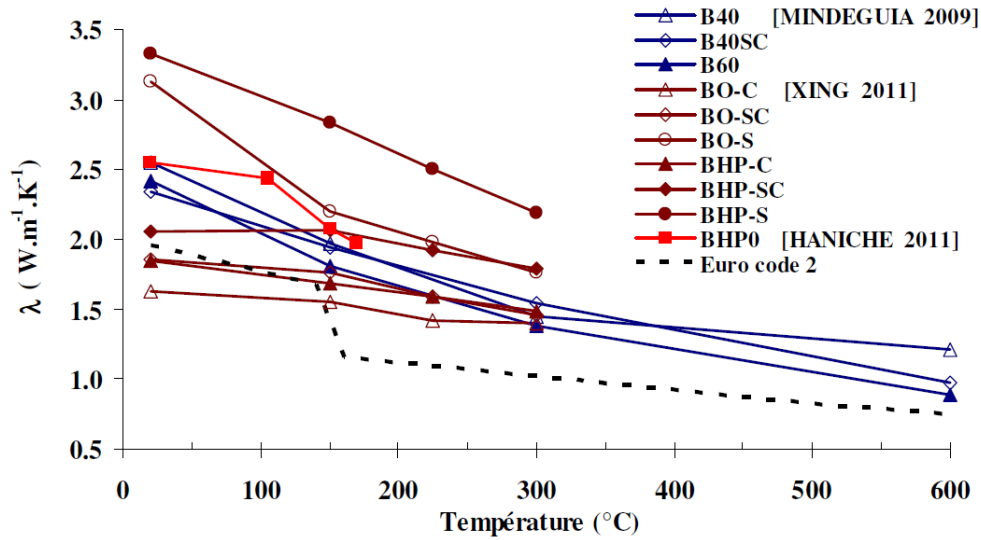


Fig.I.7 : Conductivité thermique du béton en fonction de la température [Haniche 2011, Xing 2011, Mindeguia 2009]

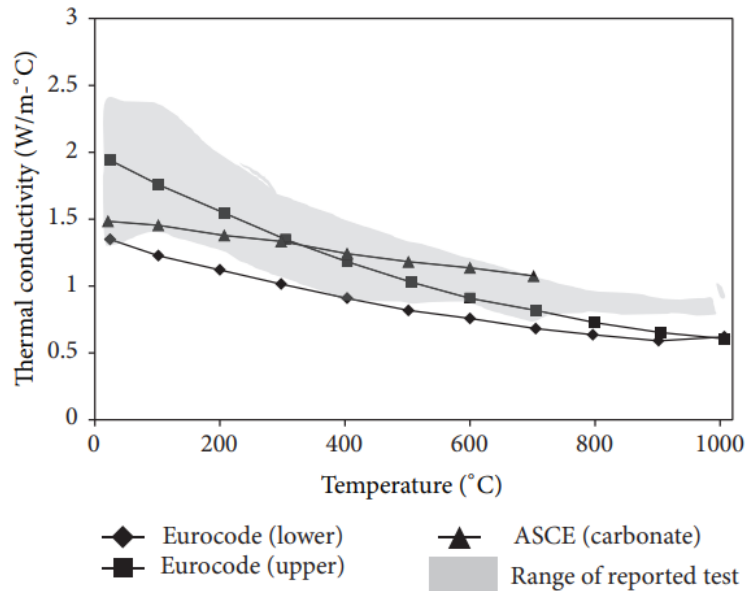


Fig. I.8 : Variation de la conductivité thermique du béton à résistance normale en fonction de la température [V. Kodur, 2014].

### 3.1.2. Chaleur spécifique

La chaleur spécifique exprime la quantité de chaleur par unité de masse nécessaire pour augmenter la température du matériau d'un degré. La chaleur massique du béton dépend de la teneur en eau, du type de granulats et de sa densité. La chaleur spécifique augmente d'une manière générale avec la température. Cette variation est liée aux différentes réactions endothermiques [Kodur et al. 1998, Schneider 1988, Schneider et al. 1982].

Les résultats de l'évolution de la chaleur spécifique des bétons ordinaires en fonction de la température sont donnés à la figure I.9. Les données présentées sont celles de l'ASCE

(American Society of Civil Engineers), de l'Eurocode 2 ((EUROCODE 2 2004) et de Kodur [V. R. Kodur and Sultan 1998]. La chaleur massique reste constante jusqu'à 400°C. Puis, une légère variation est observée entre 400°C et 600°C. A 700°C, la chaleur massique atteint sa valeur maximale puis décroît et retrouve sa valeur aux basses températures vers 800°C. On peut noter que la courbe de l'Eurocode 2 ne prend pas en compte ce pic.

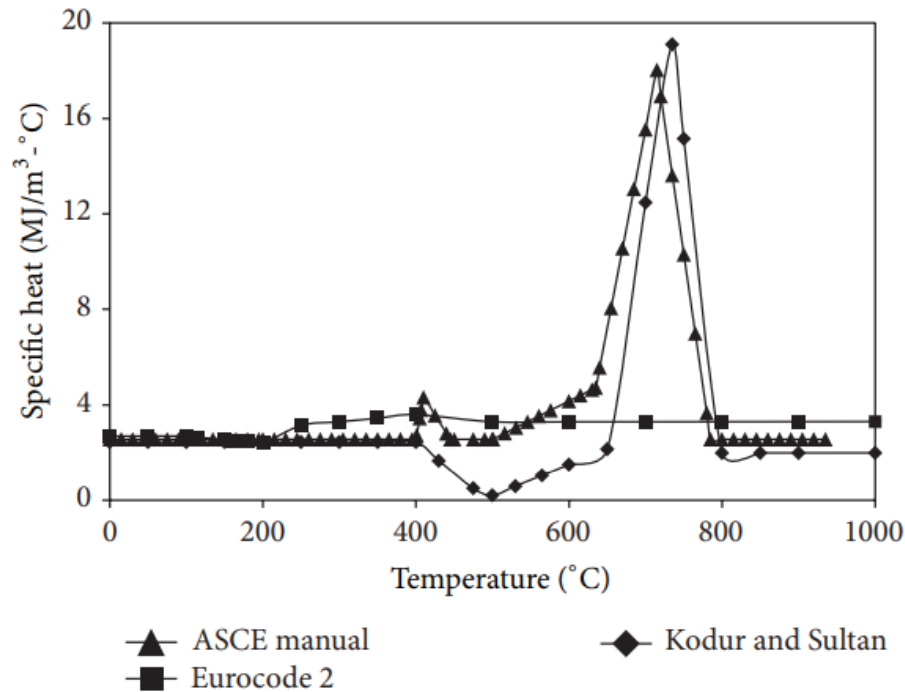


Fig.I.9 : Variation de la chaleur spécifique du béton ordinaire en fonction de la température [V. Kodur, 2014]

### 3.1.3. Diffusivité thermique

La diffusivité thermique représente la vitesse à laquelle la chaleur se propage dans les couches du matériau. Durant le chauffage, les différentes transformations physico-chimiques du béton influencent l'évolution de la diffusivité thermique. Différentes études ont été réalisées sur l'évolution de la diffusivité thermique du béton [Xing, 2011 ; Haniche, 2011 ; Nguyen 2013]. On peut voir sur la figure I.10 que la diffusivité est une fonction décroissante de la température. La diffusivité des BO est plus faible que celle des BHP. La baisse de la diffusivité est liée à la baisse de la conductivité et à l'augmentation de la chaleur spécifique.

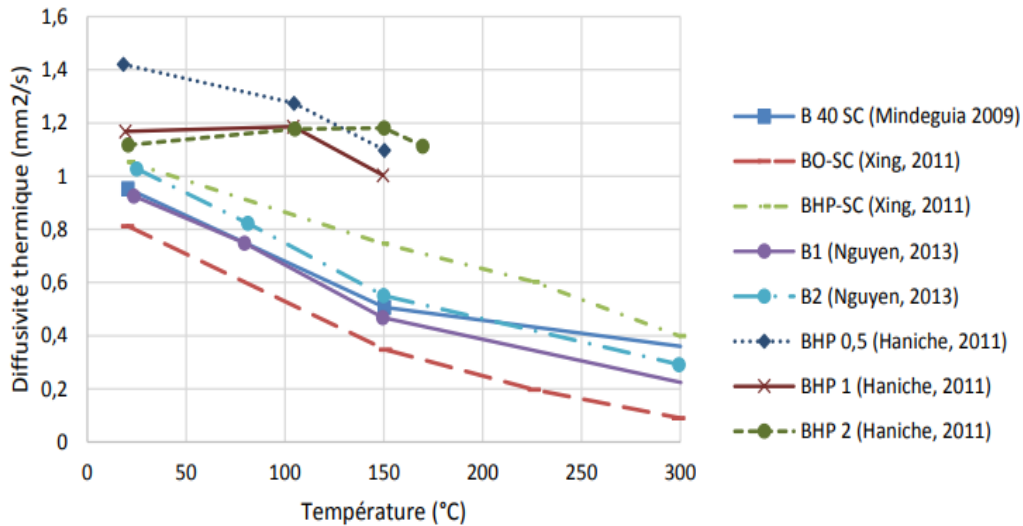


Fig.I.10 : Evolution de la diffusivité thermique de différents bétons en fonction de la température rapporté par Yermak dans [N. Yermak, 2015].

### 3.2. Propriétés physiques

#### 3.2.1. Porosité

La porosité des bétons a fait l'objet de nombreuses études [Piasta, 1984 ; Verbek et al, 1998 ; Tsimborovska, 1998 ; Pimienta et Hager, 2002 ; Noumowé, 2003 ; Pliya, 2010...] qui ont accompagné le développement des nouveaux bétons beaucoup plus résistants et durables que sont les bétons à hautes performances et les bétons à ultra-hautes performances. Les mesures de porosité des bétons se font par porosimétrie au mercure ou à l'eau, la deuxième technique donnant de plus grandes valeurs que la première. Du fait des nombreux phénomènes physico-chimiques qui se développent dans le béton et en particulier des dilatations différentielles entre la pâte de ciment et les granulats, les études montrent que la porosité des bétons tend à augmenter avec l'accroissement de la température. La figure I.11 montre par exemple l'évolution fortement non-linéaire des portlandites et des calcites dans la pâte de ciment au cours du chauffage d'après Piasta [Piasta, 1984]. Nous donnons à la figure I.12 un graphique extrait des travaux de Pliya [Pliya, 2010] qui montre l'augmentation de la porosité des bétons se produit entre 100 et 200°C et qu'elle atteint des niveaux de l'ordre de 10 à 15% à 300°C, ce qui n'est pas négligeable. La figure I.13 représente les résultats des travaux de Tsimborovska [Tsimborovska, 1998] où l'on peut voir l'évolution de la porosité de béton ordinaire et de béton à hautes performances en fonction de la température ; les deux courbes sont globalement croissantes.



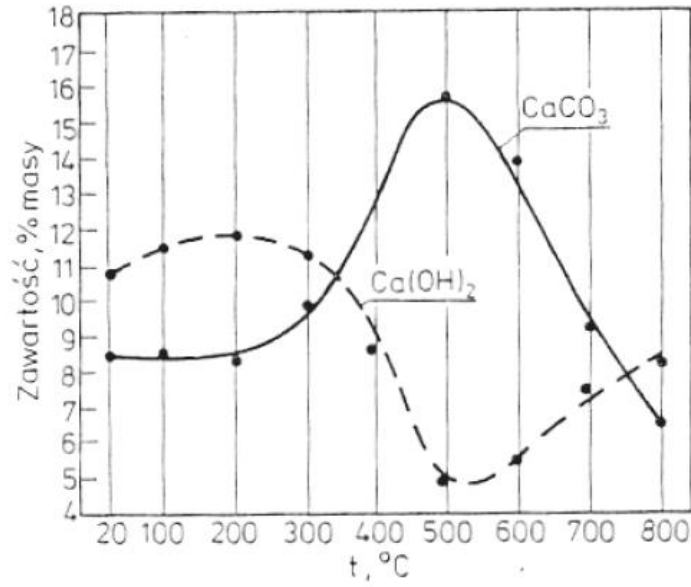


Fig.I.11 : Evolution de la quantité de portlandite et de calcite dans une pâte de ciment, au cours de l'échauffement, (PIASTA, J. and PIASTA, W.G., 1994)

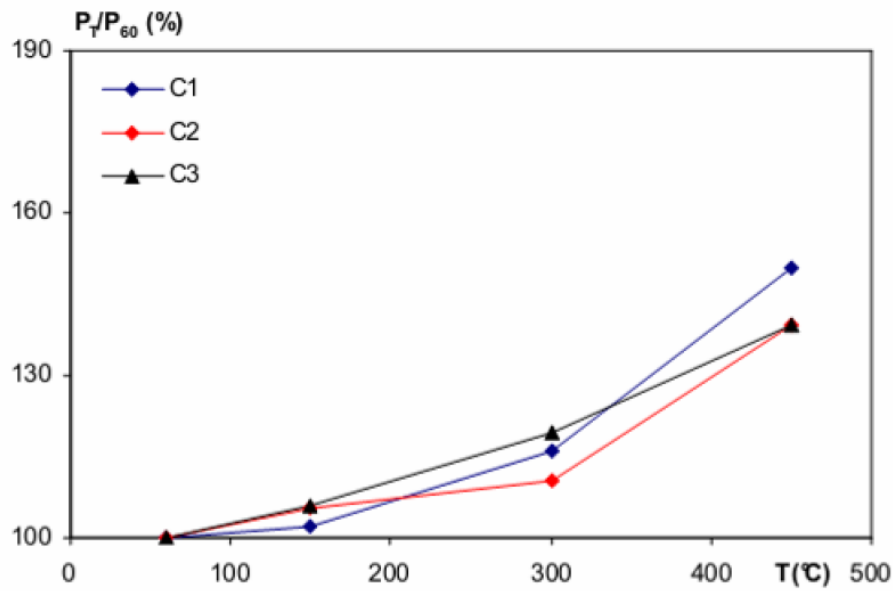


Fig.I.12 : Évolution de la porosité relative des BO et BHP [Pliya 2010]

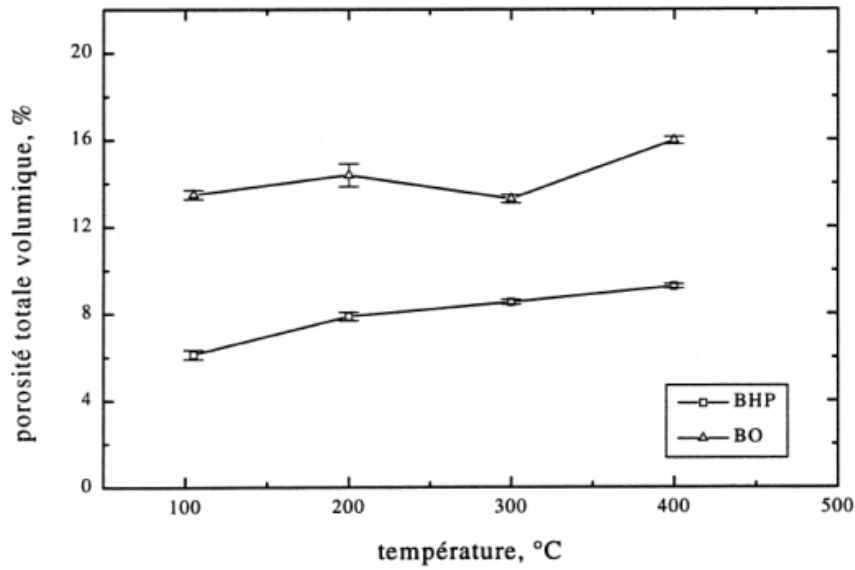


Fig.I.13 : Porosité totale des bétons BO et BHP en fonction de la température obtenue par T. simborovska, 1998 par la mesure de porosité à l'eau.

### 3.2.2. Perméabilité

La détermination de la perméabilité des bétons a fait l'objet de nombreuses études dans le domaine du nucléaire pour caractériser l'infiltration des fluides nucléaires à travers les parois de béton constituant les cœurs de centrale nucléaire et où la température est un paramètre de premier plan. D'autres études non liées à cette problématique ont été aussi menées. Nous pouvons citer les travaux de Kanema, Mindégua et Haniche [Kanema 2007, Mindeguia 2009, Haniche 2011] qui ont étudié la perméabilité des bétons ordinaires et des bétons à hautes performances. Un graphique récapitulatif de leurs travaux est donné à la figure I.14 où l'on peut observer que la perméabilité des bétons croît avec la température en cohérence avec celle de la porosité.

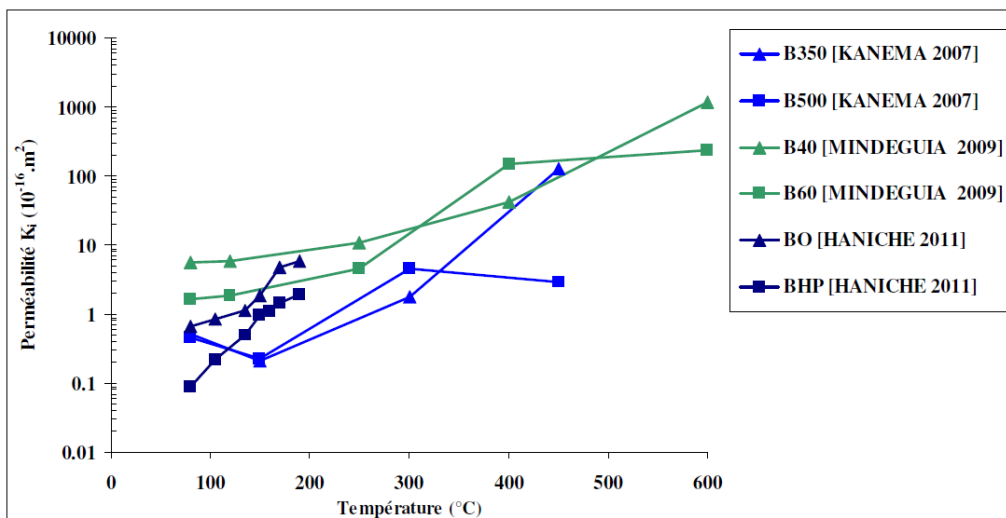


Fig.I.14 : Évolution de la perméabilité des bétons BO et BHP en fonction de la température [Haniche 2011, Mindeguia 2009, Kanema 2007]

### 3.2.3. Perte de masse

L'élévation de la température induit en général dans le béton une perte de masse. Ainsi, Kalifa et al. a trouvé que le départ de l'eau reste la principale cause de cette perte de masse du béton avant 600°C [Kalifa et al. 2001]. En outre, la perte de masse du béton commence à une température supérieure à 100°C [Kanema et al. 2005, Hager 2004, Khoury et Majorana 2003, Noumowé 1995]. Elle diffère d'un béton à un autre et par exemple de nombreuses études réalisées dans ce contexte ont montré que celle du BHP est toujours inférieure à celle du BO. Ceci serait lié à la quantité d'eau initiale contenue dans le mélange du béton d'après Kanema [Kanema 2007]. Cette perte de masse due à la perte d'eau du béton est confirmée par différentes études et qui ont mis en évidence une évolution en trois phases [Xing 2011, Pliya 2010, Kanema 2007, Xiao et al. 2006, Hager 2004, Phan et al. 2001, Noumowé 1995]. Ceci peut être illustré par la figure I.15 extraite des travaux de Hager [Hager, 2004]. Jusqu'à une température de 100°C, on n'observe pas de perte de charge (première phase). La deuxième phase va de 100 à 300°C. Entre 100 et 150°C on observe une faible perte de masse liée au départ de l'eau libre. Une augmentation de perte de masse est observée entre 150-300°C, due au départ de l'eau contenue initialement dans les hydrates C-S-H (l'eau libre et l'eau liée chimiquement [Kanema et al. 2005, Hager 2004]) et à la décomposition du gypse ( $\text{CaSO}_4 \cdot 2\text{H}_2\text{O}$ ). Jusqu'à 300°C, le béton perd approximativement 65 à 80 % de la masse d'eau totale [Kanema 2007]. La température 300°C peut être considérée comme la fin de la migration de l'eau évaporable [Hager, 2004]. A partir de 300°C, on observe une faible perte de masse du béton qui correspond à la déshydroxylation de la portlandite (450-550°C), à la décomposition de la phase de CSH.

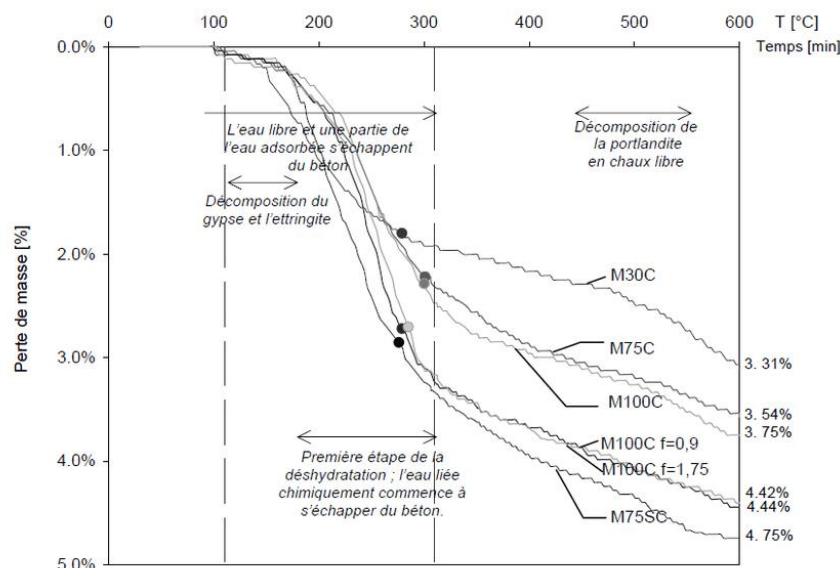


Fig.I.15 : Pertes de masse des bétons déterminées durant le chauffage de 20°C à 600°C à la vitesse de 1°C/min. les points indiquent la valeur de la teneur en eau obtenue par séchage à 105°C [Hager 2004]

La figure I.16 montre l'influence de la vitesse de chauffage sur la courbe de perte de masse. La perte de masse est plus importante pour une même température de la surface pour la vitesse de

chauffage de  $0,1^{\circ}\text{C}/\text{mn}$  que celle de  $1^{\circ}\text{C}/\text{mn}$  [Kanema, 2007]. On peut y voir aussi qu'en réalité la perte de masse commence dès  $40$  à  $50^{\circ}\text{C}$  aux faibles vitesses de chauffage.

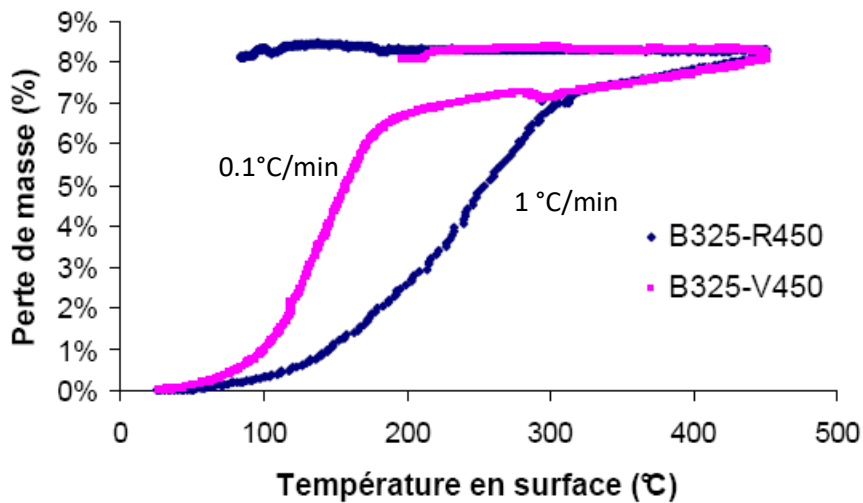


Fig.I.16 : Evolutions de la perte de masse d'un béton chauffé avec deux vitesses de chauffage :  $1^{\circ}\text{C}/\text{min}$  (courbe R450) et  $0,1^{\circ}\text{C}/\text{min}$  (Courbe V450) [Kanema,2007] [V. thai Nguyen,2013]

### 3.3. Propriétés mécaniques des bétons chauffés

Lorsqu'on consulte la bibliographie on constate que les propriétés mécaniques des bétons suivent des évolutions qui peuvent être variées. Toutefois, on admet généralement, et c'est le cas dans l'Eurocode 2, que la résistance à la compression, la résistance à la traction et le module d'élasticité en compression des bétons diminuent avec l'augmentation de la température [Phan *et al.* 2001, Castillo 1987].

#### 3.3.1. Résistance à la compression

Les courbes de la figure I.17 montrent une compilation des résultats d'essais réalisés sur des bétons ordinaires, des bétons auto-plaçant et des bétons à hautes performances [Fares *et al.* 2009, Xing 2011, Pliya 2010, Mindeguia 2009]. Le faisceau de courbes est globalement décroissant mais les évolutions d'une courbe à l'autre peuvent être assez différentes. Cette décroissance peut se justifier en analysant les transformations physico-chimiques qui se produisent dans le béton lorsque l'on élève sa température [Schneider 1988].

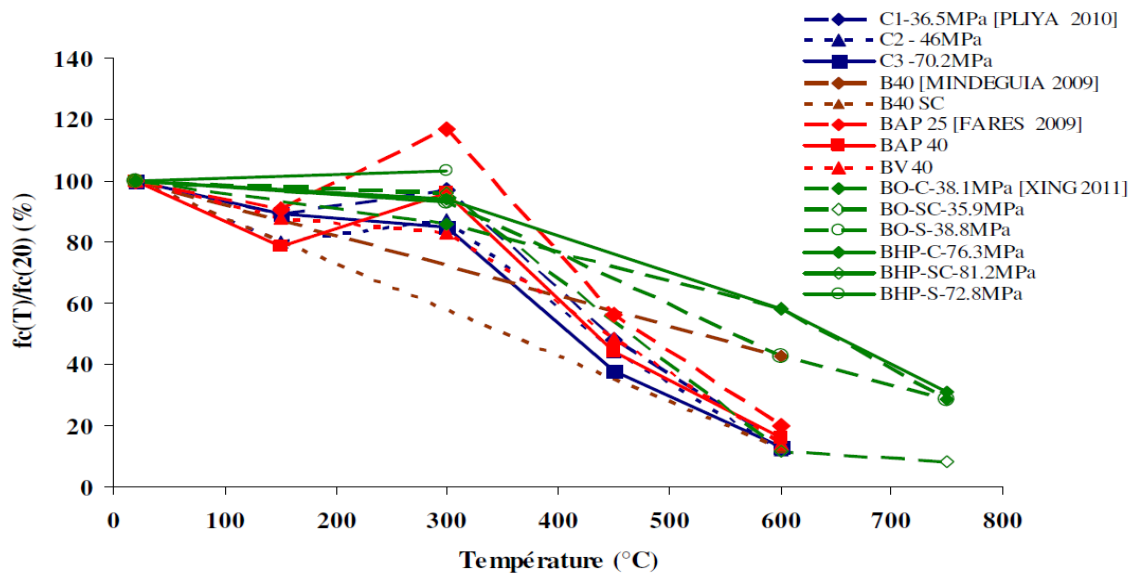


Fig.I.17 : Évolution de la résistance résiduelle relative à la compression des BO et BHP [Xing 2011, Pliya 2010, Fares 2009, Mindeguia 2009]

### 3.3.2. Résistance à la traction

Les courbes présentées à la figure I.18 montrent que la résistance résiduelle de traction par fendage décroît quasi-linéairement lorsque la température augmente. On peut remarquer que le faisceau de courbes est plus resserré qu'en compression simple (Fig.II.17) [Noumowé 1995, Li *et al.* 2004, Kanema 2007, Behnood *et al.* 2009]. Certains auteurs notent une influence du rapport E/C [Kanema 2007] et d'autres celle de la nature des granulats [Xing 2011].

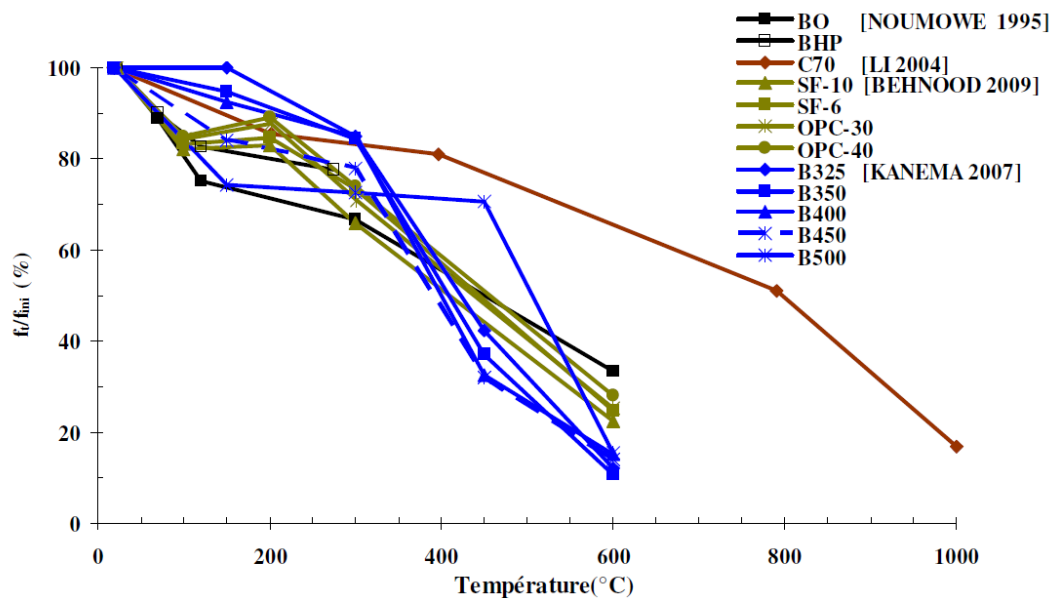


Fig.I.18 : Évolution de la résistance résiduelle relative à la traction par fendage [Behnood *et al.* 2009, Kanema 2007, Li *et al.* 2004, Noumowé 1995]

### 3.3.3. Module d'élasticité

Il y a unanimité des études sur ce point : le module d'élasticité du béton décroît avec la température (Fig.I.19) que ce soit le module mesuré à chaud ou celui résiduel mesuré après

chauffage et refroidissement de l'éprouvette [Haniche 2011, Pliya 2010, Fares 2009, Kanema 2007, Noumowé 1995]. Cette décroissance ne semble pas dépendre du rapport E/C mais plutôt des effets des incompatibilités pâte cimentaire/granulats et de l'augmentation de la porosité qui accompagne l'augmentation de la température du béton [Pliya 2010, Kanema 2007, Hager 2004].

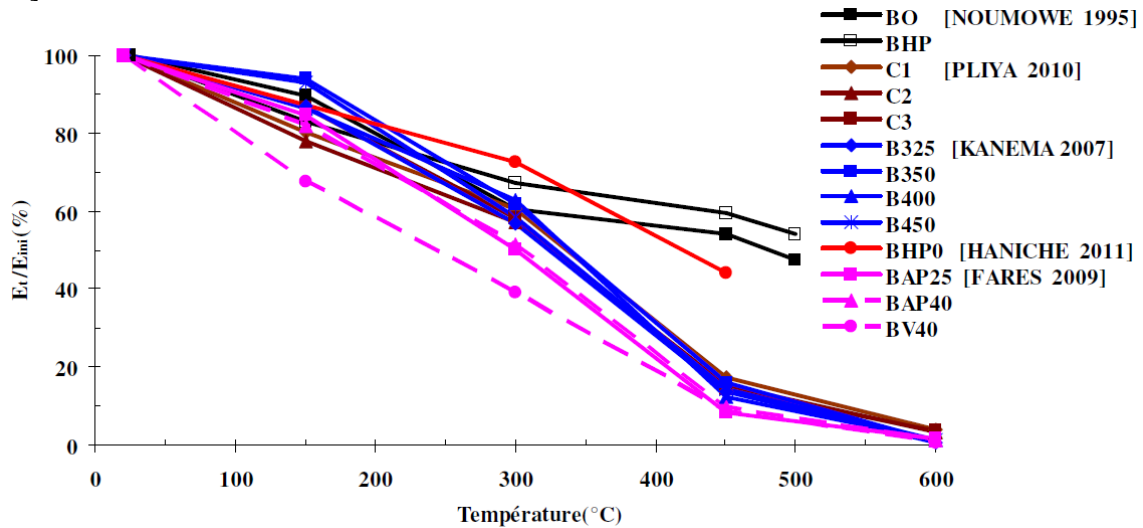


Fig.I.19: Évolution du module d'élasticité résiduel relatif [Haniche 2011, Pliya 2010, Fares 2009, Kanema 2007, Noumowé 1995]

## 4. Modélisation de l'éclatement du béton

### 4.1. Les différentes approches de modélisation

Les approches de modélisation de l'éclatement thermique vont découler des approches adoptées pour expliquer leurs mécanismes qui en sont l'origine. On distingue les approches thermo-mécanique, thermo-hydrrique et thermo-hydro-mécanique.

Dans l'**approche thermomécanique** (TM), on modélise le comportement mécanique de la structure en prenant en compte les évolutions du champ thermique. Cette approche nécessite de s'appuyer sur une loi de comportement mécanique qui est au minimum une loi de comportement d'élasticité linéaire afin de restituer les champs de déplacements, de déformations et de contraintes. Une analyse en post-traitement des contraintes et des déformations peut permettre éventuellement de relier les états de contraintes ou de déformations aux dégradations observées. La loi de comportement peut-être plus évoluée de type élastoplastique pour laquelle les déformations plastiques restituées donnent une information supplémentaire pour caractériser les dégradations thermiques. Puis il y a les modèles d'endommagement qui comportent une ou plusieurs variables internes et qui traduisent directement les dommages subis par la structure. Pour une nécessité de simplification, les lois les plus utilisées sont celles qui ont une seule variable d'endommagement. Il s'agit par exemple de la loi d'élasticité couplée à l'endommagement de Mazars utilisée dans de nombreuses études ou de celle d'endommagement couplée à de l'élastoplasticité de Nech Nech, utilisée dans une moindre mesure. Les contraintes peuvent être dues au seul effet du champ de température ou à l'effet cumulé du champ de température et de charges mécaniques appliquées simultanément à la structure. Dans le cas de l'application d'une charge mécanique en plus de la charge thermique,

il se produit des déformations transitoires supplémentaires qui ont tendance à réduire les niveaux de contraintes et qu'il convient de prendre en compte [Mindeguia 2010, 2015 ; Caroline de Sa, 2007].

Dans l'**approche thermo-hydrrique** (TH), en prenant en compte la montée en température, les phénomènes de diffusion de l'air, l'eau et la vapeur d'eau ainsi que la perméabilité du béton il est alors possible de déterminer le champ de température et la pression de vapeur en tout point. Par cette approche, le niveau des températures atteints ainsi que la pression mesurée sont les paramètres qui peuvent servir à définir les critères de dégradations thermiques. Cette approche est souvent utilisée pour calculer la pression des pores dans des problèmes unidimensionnels [Dwaikat and Kodur 2009 ; Jin-Cheng Liu et al. 2019].

L'approche **thermo-hydro-mécanique** combine les deux approches précédentes dans une approche théoriquement globale et unifiée. Elle permet donc de prendre en compte l'effet du gradient thermique mais aussi celui la pression dans les pores. En prenant en compte des lois d'endommagement elle permettrait de mettre en place des critères de dégradation fondés d'une part sur l'endommagement et d'autre part sur la valeur de la pression calculée. Cette approche a été beaucoup développée par les chercheurs de l'Université de Padoue à la fin des années 1990 et a été résumée dans des articles plus récents dans [Gawin et al, 2011-a, 2011-b]. Cette approche est très ambitieuse, et il faut en reconnaître tout le mérite aux chercheurs qui ont travaillé à la développer. Toutefois, il faut reconnaître son extrême complexité dans sa mise en œuvre et dans la grande difficulté à l'identification des différents paramètres du fait de leur multiplicité préalablement à son déploiement. Cela se traduit par des temps de calculs particulièrement longs et par quelques problèmes de convergence numérique du fait de la multiplicité des phénomènes physiques pris en compte et de la non linéarité des lois de comportement utilisées.

## 4.2. La modélisation d'endommagement

La théorie de l'endommagement repose sur l'observation d'un état endommagé du matériau, ce qui nécessite l'introduction d'une nouvelle variable interne au sens de la thermodynamique notée  $D$ . Elle suppose qu'il existe un état dans lequel le matériau est sain où l'endommagement est nul. Ces deux notions de matériau sain et endommagé conduisent à la notion de la contrainte effective initialement proposée par (Kachanov 1958) et (Rabotnov 1969).

La contrainte est donc définie comme un rapport d'une force sur une surface :  $\sigma = \frac{F}{S}$  (eq. 2)

Le matériau étant endommagé (la présence des micro-fissures), la surface d'application de force  $F$  peut être considérée comme la somme de deux surfaces, la première saine qui représente la matière  $\tilde{S}$  et la deuxième endommagée  $S_D$ , elle représente les vides et les fissures développés dans le matériau.

Et puisque la force ne s'applique qu'à la surface saine, cette dernière est appelée effective et s'écrit :  $\tilde{S} = S - S_D$  (eq.3)

Pour trouver la notion de la contrainte effective, l'équation 1 est réécrit de la forme :

$$\tilde{\sigma} = \frac{F}{\tilde{S}} = \frac{F}{S - S_D} = \frac{F}{S(1 - \frac{S_D}{S})} \quad (\text{eq.4})$$

Le terme  $\frac{S_D}{S}$  représente la variable d'endommagement  $D$  en 1D (endommagement isotrope). La variable scalaire  $D$  varie entre 0 et 1 pour caractériser le matériau sain (ou état vierge) et totalement endommagé.

La contrainte effective est alors définie de la façon suivante :  $\tilde{\sigma} = \frac{\sigma}{1-D}$  (eq.5)

Le principe d'équivalence en déformation permet de définir une relation entre le module d'Young du matériau endommagé  $\tilde{E}$  (module effectif) et celui du matériau sain  $E$  [Lemaitre, 1971, Lemaitre et al., 2009] :

$$\tilde{\sigma} = E\varepsilon \quad \leftrightarrow \quad \sigma = \tilde{E}\varepsilon \quad \text{et} \quad \tilde{E} = E(1 - D) \quad (\text{eq.6})$$

#### 4.2.1. Quelques modèles d'endommagement du béton

Sur la base de la théorie d'endommagement, plusieurs modèles ont été développés. Ils peuvent être distingués par l'objectif à atteindre et les hypothèses définies lors de la modélisation. L'endommagement peut être décrit par une variable scalaire, vectorielle ou tensorielle. Les lois de comportement élastiques sont les plus simples. D'autres lois de comportement plus complexes prenant en compte des phénomènes comme la plasticité [Raynourd (1974), Franzekakit (1987), Chen & Han (1988), Lubnier & Olivier (1989), Kang & al. (2009), Nedjar (2002), Ulm & Coussy (2003)], la rupture [Kaplan, 1961 et Glucklich, 1963] et l'endommagement. Le premier modèle d'endommagement proposé par Kachanov (1958) était un modèle isotrope. Ensuite, des modèles appelés locaux sont proposés [Mazars (1984), Simo & Ju (1987a, 1987b)]. L'un des inconvénients de ces modèles est la dépendance du résultat de calcul au maillage des éléments finis lors de la modélisation numérique. Pour maîtriser ces problèmes, des approches appelées non-locales [Pijaudier-Cabot & Bazant (1988-1989), Frémont et Nedjar (1993), Jirasek (1996, 2004)] sont introduites pour tenir compte la localisation de la déformation dans les zones de rupture du béton en utilisant la déformation équivalente comme paramètre de contrôle. En effet, dans le but de présenter les divers mécanismes de dégradations développées dans le béton, les différents types de modèle d'endommagement existent comme ceux isotopes, anisotrope [Chaboche, 1979 ; Desmorat et al., 2007 ; Sellier et al. 2013], couplé à la plasticité afin de décrire d'une façon complète tous les aspects comportementaux réels du béton [Salari (2004), Faria (1998), Jirasek et al. (2006), Jason et al. 2006], etc...

#### 4.2.2. Modèle d'endommagement isotrope

En mécanique de l'endommagement, la façon la plus simple de décrire la dégradation des matériaux est de supposer que l'endommagement est isotrope. On considère alors une variable scalaire d'endommagement  $D$ . Nous allons présenter quelques modèles d'endommagement du béton. Le modèle proposé par Mazars sera utilisé dans la modélisation numérique de cette thèse.

##### 4.2.2.1. Modèle d'endommagement isotrope de Mazars (1984)

Le modèle d'endommagement proposé par Mazars (en 1984) est un modèle élastique endommageable isotrope pour le béton qui fait depuis référence pour de nombreux auteurs [La Borderie, 1991 ; de Vree et al., 1995 ; Hamon et Mazars, 2012 ; Pijaudier-Cabot, Mazars, 2017]. Pour la représentation des dégradations de la structure, le modèle de Mazars introduit une



variable d'endommagement scalaire  $D$  si bien que le matériau élastique isotrope à l'état sain reste isotrope quand il s'endommage.

La relation contrainte-déformation s'exprime alors de manière générale :

$$\sigma_{ij} = (1 - D)C_{ijkl}\varepsilon_{kl} \quad (\text{eq.7})$$

Avec  $C_{ijkl}$ , les composantes du tenseur de rigidité élastique.

La prise en compte de la dissymétrie du comportement en traction-compression se fait dans la définition du seuil d'endommagement et de l'évolution de l'endommagement. Ce modèle associe l'endommagement à l'état de l'extension locale par la variable  $\varepsilon_{eq}$  déformation équivalente définie comme suit :

$$\varepsilon_{eq} = \sqrt{\sum_{i=1}^3 \langle \varepsilon_i \rangle_+^2} \quad (\text{eq.8})$$

Avec  $\langle \varepsilon_i \rangle_+$  sont les parties positives des composantes des déformations principales. La fonction  $\langle \varepsilon_i \rangle_+$  est définie :

$$\langle \varepsilon_i \rangle_+ = \begin{cases} \varepsilon_i & \text{si, } \varepsilon_i \geq 0 \\ 0 & \text{si, } \varepsilon_i < 0 \end{cases} \quad (\text{eq.9})$$

Le seuil initial d'endommagement est défini par :

$$\varepsilon_{eq} = \kappa_0 \quad (\text{eq.10})$$

Initialement, le seuil d'évolution de l'endommagement s'écrit :

$$\varepsilon_{eq} = \kappa(D) \quad \text{avec, } \kappa(D=0) = \kappa_0 \quad (\text{eq.11})$$

Le matériau béton présente un comportement dissymétrique. En effet, deux fonctions sont introduites par Mazars :  $D_c$  et  $D_t$  en compression et traction respectivement.

Ces deux fonctions définissent l'évolution d'endommagement en traction par :

$$D_t = 1 - \frac{\varepsilon_{D0}(1-A_t)}{\kappa} - A_t \exp(-B_t(\kappa - \varepsilon_{D0})) \quad (\text{eq.12})$$

Et en compression par :

$$D_c = 1 - \frac{\varepsilon_{D0}(1-A_c)}{\kappa} - A_c \exp(-B_c(\kappa - \varepsilon_{D0})) \quad (\text{eq.13})$$

Avec,  $\varepsilon_{D0}$  le seuil initial d'endommagement.  $A_c$ ,  $B_c$ ,  $A_t$  et  $B_t$  les paramètres du modèle pour la compression et la traction.

L'endommagement  $D$  s'exprime comme une combinaison linéaire des deux variables  $D_t$  (endommagement de traction) et  $D_c$  (endommagement de compression) comme suit :

$$D = \alpha_t^\beta \cdot D_t + \alpha_c^\beta \cdot D_c \quad (\text{eq.14})$$

Avec  $\beta$  un facteur introduit pour limiter l'évolution de l'endommagement en cisaillement. Les coefficients  $\alpha_t$  et  $\alpha_c$  sont définis par :

$$\alpha_t = \sum_{i=1}^3 \frac{\varepsilon_i^t \langle \varepsilon_i \rangle_+}{\varepsilon_{eq}} \quad (\text{eq.15})$$

$$\alpha_c = \sum_{i=1}^3 \frac{\varepsilon_i^c \langle \varepsilon_i \rangle_+}{\varepsilon_{eq}} \quad (\text{eq.16})$$

Avec  $\varepsilon_i^{t,c}$  déformations créées par les contraintes principales positives.

On trouve :

$$\text{En traction simple :} \quad \alpha_t = 1 \text{ et } \alpha_c = 0, \quad D = D_t$$

$$\text{En compression simple :} \quad \alpha_t = 0 \text{ et } \alpha_c = 1, \quad D = D_c$$

Cette formulation locale du modèle pose des difficultés pour modéliser la localisation des déformations. Lors de la modélisation par éléments finis, les déformations se localisent dans les éléments finis les plus faibles ou les plus chargés. Par conséquent, la réponse est dépendante du maillage. Pour éviter ce problème de localisation, les contraintes en un point matériel ne doivent pas être décrites localement, mais doivent prendre en compte l'interaction entre défauts (pores, microfissures) au niveau microstructural [Pijaudier-Cabot et Bažant, 1987]. La théorie non locale appliquée à la mécanique de l'endommagement consiste à moyenner une grandeur mécanique dans son voisinage à l'aide de fonctions de poids (les gaussiennes).

Dans le modèle de Mazars, la déformation équivalente locale est remplacée par une déformation équivalente moyenne sur un volume  $\Omega$  [Giry, 2011] :

$$\varepsilon_{eq}(x) = \frac{\int_{\Omega} \phi(x-s)\varepsilon_{eq}(s)ds}{\int_{\Omega} \phi(x-s)ds} \quad (\text{eq.17})$$

Où  $\phi(x-s)$  est la fonction de poids définissant l'interaction entre le point considéré situé en  $x$  et le point voisin situé en  $s$  à l'intérieur du volume de la structure  $\Omega$ .

La fonction de poids non locale largement utilisée est adoptée comme fonction de distribution de Gauss :

$$\phi(x-s) = \exp\left(-\left(\frac{2\|x-s\|}{l_c}\right)^2\right) \quad (\text{eq.18})$$

Où  $l_c$  est la longueur interne du modèle et  $\|x-s\|$  la distance entre les points situés en  $x$  et  $s$ . La taille caractéristique du domaine de pondération dépend de la longueur caractéristique  $l_c$  qui est généralement liée à la taille de l'hétérogénéité matérielle.

## **5. Mise en évidence expérimentale de l'éclatement explosif et modélisation**

### **5.1. Premières études marquantes**

Les dégradations thermiques des bétons sont des phénomènes connus et étudiés depuis longtemps. Hertz (1984, 1992) a été l'un des premiers à alerter sur la sensibilité particulière des nouveaux bétons de type BHP à l'éclatement explosif. Il a proposé une méthodologie pour étudier ce phénomène dans Hertz et al. [Hertz et al. 2004] et même un dispositif expérimental pour le mettre en évidence sur des éprouvettes de taille moyenne (fig.I.20). Ce dispositif permet de savoir si l'écaillage s'est produit ou pas à l'issue des essais car les éprouvettes ne sont pas instrumentées. Il a réalisé des essais sur différentes formulations de béton qui lui ont permis de les comparer vis-à-vis de leur sensibilité à l'écaillage thermique.

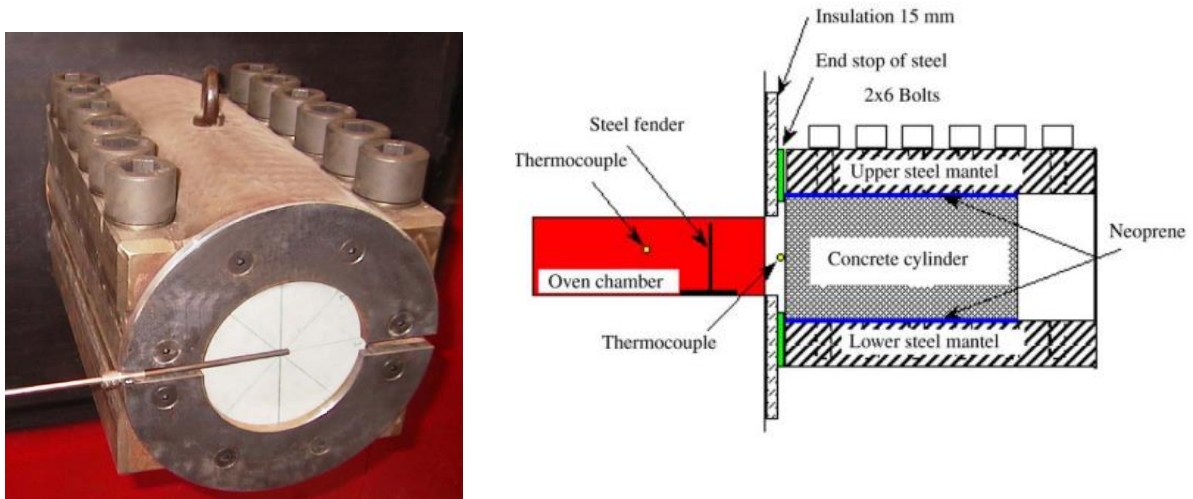


Fig.I.20 : Dispositif d'essai de mise en évidence de l'écaillage thermique proposé par Hertz dans [Hertz and Sorensen, 2004]

**Kalifa et al** (2000 et 2001) ont développé une installation expérimentale permettant de mesurer en continu la température et la pression dans une éprouvette de type dalle dont l'une des grandes faces est chauffée. En réalisant des essais sur des éprouvettes de béton ordinaire et des bétons à hautes performances avec ou sans fibres de polypropylène, ils ont montré clairement que la présence des fibres synthétiques avait pour effet de réduire fortement la pression dans le béton. Ces travaux ont eu une portée considérable dans la compréhension de l'action des fibres synthétiques et font encore référence aujourd'hui.

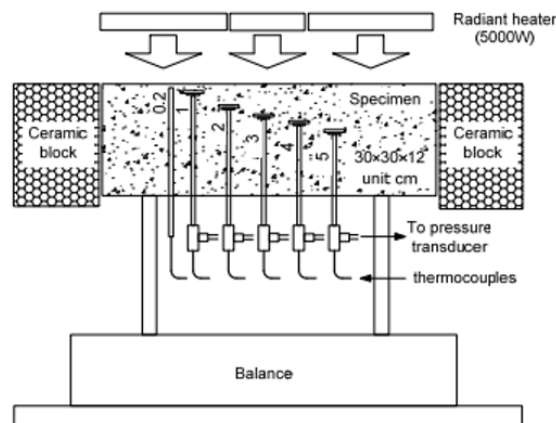


Fig.I.21 : Un des premiers dispositifs expérimentaux de mesure de la pression dans les pores de béton publiés [Kalifa et al, 2000].

**Phan L T** (2008) présente des résultats d'une étude expérimentale menée sur des éprouvettes de  $200 \times 200 \times 100$  (mm) de béton ordinaire et de béton à hautes performances avec ou sans fibres de polypropylène, à deux vitesses de montée en température : 5 et 25°C/mn. Cette étude a montré que seules éprouvettes de BHP sans fibres de polypropylène ont subi un éclatement explosif. Et c'est pour ces éprouvettes et pour la vitesse de montée en température de 5°C/mn que la pression maxi de 2,1 MPa a été mesurée. Dans tous les autres cas, il n'a observé aucun éclatement ou éclatement explosif.

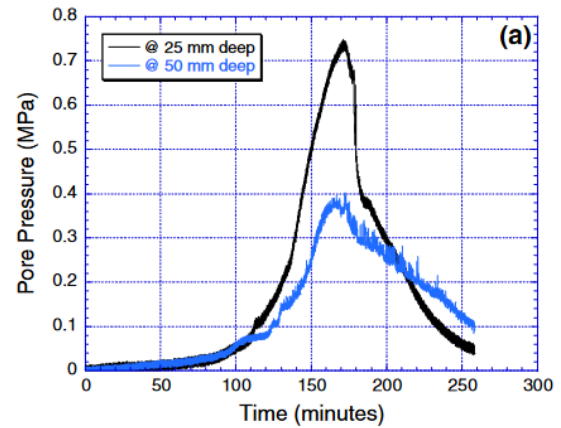
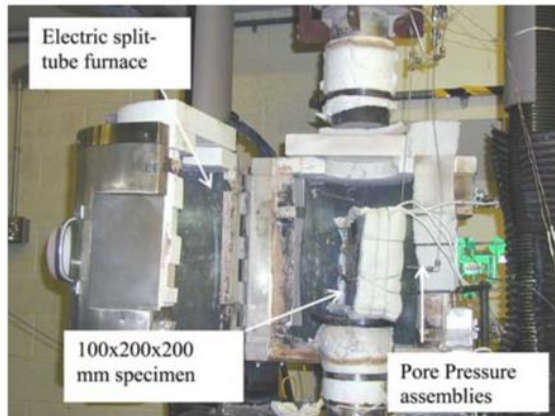


Fig.I.22 : Four d'essai et graphique d'évolution de la pression à différentes profondeurs en fonction du temps [Phan, 2008].

D'autres auteurs tels que **Felicetti** [Felicetti et al. 2017] et **autres** ont mené des études similaires qui ont permis de comprendre les mécanismes en jeu dans les phénomènes d'instabilité thermiques.

## 5.2. Etudes récentes portant sur l'éclatement explosif

Les études récentes continuent de porter sur la compréhension des mécanismes de dégradations thermiques, en particulier l'éclatement explosif, à travers l'expérimentation mais mettent de plus en plus l'accent sur la modélisation qui, dans le meilleur des cas, permet de rendre compte partiellement des phénomènes observés au cours des expériences. Ainsi de plus en plus d'essais de laboratoire sont menés, soit sur des éprouvettes de laboratoire, caractérisées par leur taille réduite, ou sur des structures de taille réelle constituées de béton ou de béton armé. La tendance est aussi à l'étude des bétons les plus sensibles à l'éclatement thermique que sont les BHP et autres BUHP ou BFUP. Voici à la suite l'exposé de quelques études illustrant le propos.

**Pimienta et al.** présentent dans [Pimienta et al., 2009] les résultats d'une étude expérimentale à haute température portant sur deux bétons à ultra hautes performances contenant des fibres de polypropylène : l'évolution des courbes contrainte-déformation, la résistance à la compression et le module d'élasticité. Les essais sont réalisés sur les éléments de structure à grande échelle (dalles, colonnes et poutres) et sur des petites éprouvettes. Deux feux sont appliqués : feu ISO834 et HCM. Tous les résultats ont montré l'efficacité de l'ajout de fibres de polypropylène pour ces matériaux et ces géométries pour réduire le risque d'écaillage. Les essais réalisés sur éléments en BFUP non fibré ont présenté un écaillage important.

**Mindeguia et al.** [Mindeguia et al. 2009] présentent des résultats d'une étude expérimentale réalisée sur cinq mélanges différents de bétons ordinaires et de bétons à hautes performances. Des mesures de températures et de pression ont été effectuées pour comprendre le comportement thermohydrrique du béton soumis au feu. Une analyse numérique de l'influence de la teneur en eau sur le comportement thermomécanique du béton lors du chauffage est effectuée. Après analyse ils ont trouvé que l'écaillage se produit entre 10 et 30 min pour le béton exposé au feu ISO 834. Les évolutions de la température des différents bétons étudiés ont présenté des paliers de température autour 100 °C pour un béton ordinaire (de R/C=0.62) et autour 175 °C pour un béton considéré à haute performance (R/C= 0.29).

La simulation a montré que la teneur en eau du béton peut modifier le comportement thermomécanique du béton lors du chauffage et le lien possible entre l'écaillage du béton et le processus thermomécanique.

**Ozawa et al** (2012) ont réalisé des essais au feu sur des éprouvettes-dalles de  $400 \times 400 \times 100$  (mm) ayant subi des traitements de séchage particuliers soumise et constituées d'un béton caractérisé par un rapport E/C de 0.3, la résistance mécanique du béton n'est pas précisée. Les thermocouples et les capteurs de pression sont placés à 8 mm de profondeur de la face chauffée. Les essais sont réalisés sur des éprouvettes à des états dits humides ou secs. L'éclatement explosif a été observé lorsque le niveau de pression a atteint 3,4 MPa. D'autre part, la mesure des émissions acoustiques a permis de montrer que leur intensité croît au fil du temps d'essai et que l'éclatement explosif se produit toujours pour une intensité supérieure à 90 dB. Cela donne une idée des niveaux sonores produits par l'éclatement explosif. La figure I.23 illustre les courbes de pression et d'émission acoustique.

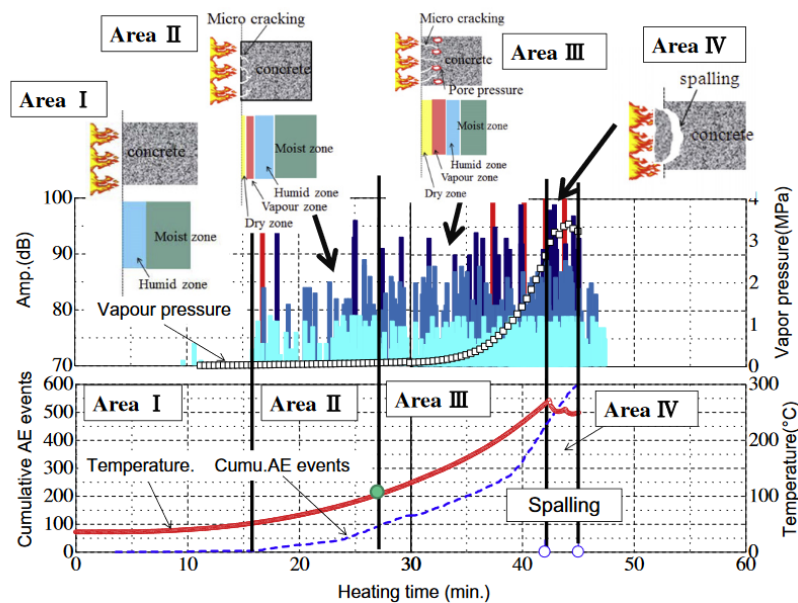


Fig.I.23 : Pression de vapeur maximale et comportement d'émission acoustique [Ozawa, 2012].

Les travaux de Binsheng Zhang (Binsheng Zhang et al.,2013), présentent les résultats d'une étude sur des poutres en béton à hautes performances à haute teneur en cendres volantes pulvérisées (PFA). Les éprouvettes ont été chauffés à diverses températures jusqu'à  $450^{\circ}\text{C}$  à des vitesses de chauffage de  $1^{\circ}\text{C}/\text{min}$ ,  $3^{\circ}\text{C}/\text{min}$  et  $10^{\circ}\text{C}/\text{min}$ . Les résultats montrent que l'écaillage du béton BHP s'est produit lorsque la température de chauffage est suffisamment élevée et en général supérieure à  $400^{\circ}\text{C}$ . L'écaillage explosif a été observé à partir  $450^{\circ}\text{C}$  avec des vitesses de chauffage de  $3^{\circ}\text{C}/\text{min}$  et  $10^{\circ}\text{C}/\text{min}$ . L'étude montre que l'éclatement du BHP peut se produire lorsque la température de chauffage est suffisamment élevée et que les gradients thermiques et hydriques atteignent leurs maximums.

Il convient de citer les travaux de **C. Maluk et L. Bisby** (2015) de l'Université d'Edinbourg qui portent sur l'étude du comportement de dalles de grandes dimensions de  $3360 \times 200 \times 45$  ou de  $3360 \times 200 \times 60$  (mm) au cours d'essais sous feu ISO 834 sur des installations adaptées

(Fig.I.24). Les éprouvettes sont en béton à hautes performances C90 précontraintes par des câbles en fibres de carbone. Ce sont des panneaux de décoration extérieure de façades d'immeubles. Ils montrent que sous l'action du feu, les dalles sont détruites si l'éclatement thermique explosif se produit. Sinon, elles perdent leur résistance du fait de la détente progressive des câbles induite par leur montée en température. Cet article montre aussi que la régulation en température pour suivre la courbe de l'Eurocode ISO 834 n'est pas aisée et que les plus grandes incertitudes sont présentes dans les 30 premières minutes (Fig.I.25).

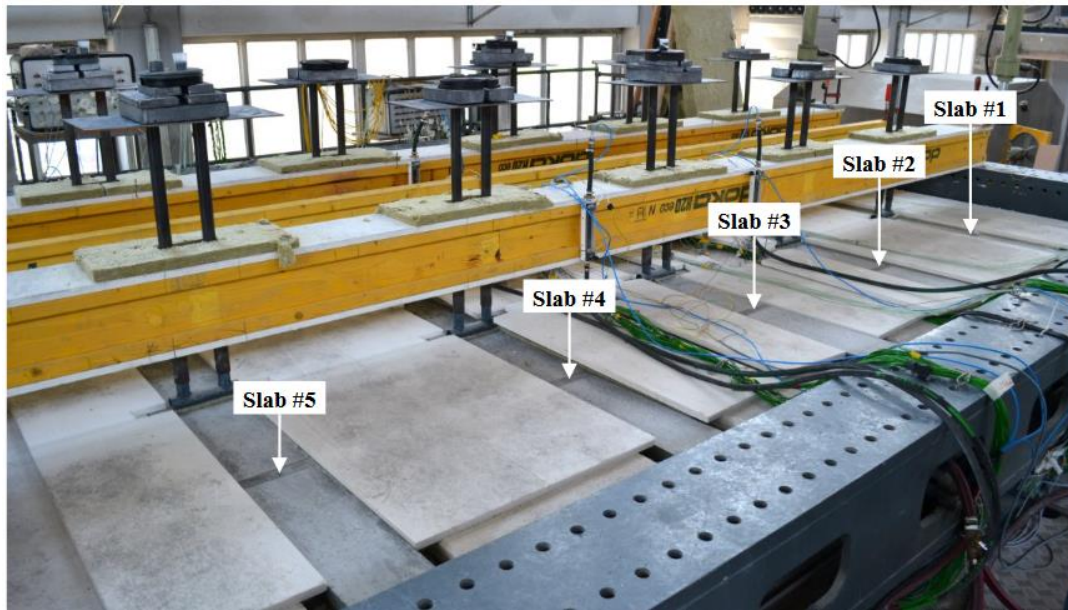


Fig.I.24 : Installation expérimentale pouvant prendre en charge jusqu'à 5 dalles de bétons au cours d'un essai [C. Maluk et L. Bisby 2015].

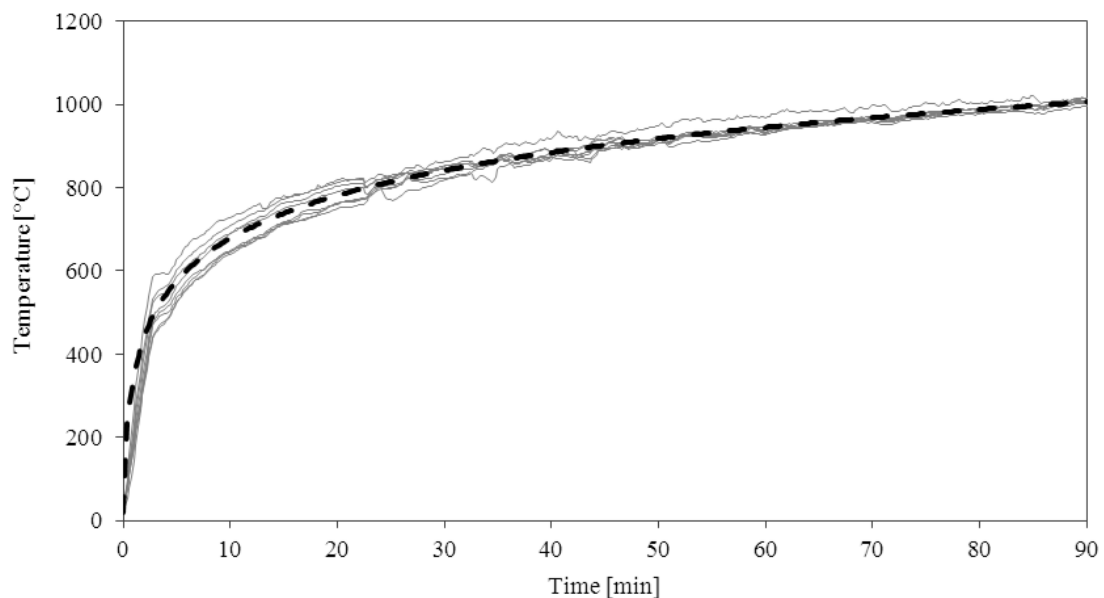


Fig.I.25 : Relevé des températures mesurées par les thermocouples des fours au cours des essais et comparaison avec la courbe ISO en pointillé [Maluk and Bisby, 2015].

L'étude expérimentale menée par **Wong et al.** [Wong et al. 2016] est basée sur l'analyse des propriétés de résistance à la compression résiduelle et de la durabilité des bétons exposés à haute température jusqu'à 800°C. Les résultats de l'étude ont montré que les bétons contenant des cendres volantes et du laitier de haut fourneau donnaient les meilleures performances, en particulier à des températures inférieures à 600°C par rapport aux bétons de ciment purs. L'écaillage explosif s'est produit dans la plupart des bétons contenant de la fumée de silice. Les bétons pouzzolaniques à haute résistance ont montré une perte de durabilité liée à la perméabilité plus importante que la perte de résistance à la compression.

**Felicetti, Lo monte, Pimienta** (CCR,2017), proposent un essai de référence pour caractériser le comportement au feu des bétons en chauffant des éprouvettes cubiques de 100 mm de côté munies d'une sonde de pression couplée à un thermocouple en son centre. Les essais sont effectués sur du béton ordinaire B40 dans un contexte où l'éclatement explosif a peu de chance de se produire. Les bétons sont formulés ou pas avec des fibres de polypropylène et sont dans un état normal ou séché. Les essais effectués à différentes vitesses (1, 2, 10 et 120 °C/mn) montrent qu'à la vitesse de 12°C/min la pression augmente rapidement mais atteint des niveaux qui demeurent assez faible ; alors qu'à 10°C/mn la pression commence à croître plus tard avec un décalage de 30 mn mais monte à des niveaux deux à trois fois supérieurs à ceux enregistrés à 120°C/mn. A la vitesse de 2°C/mn le décalage temporel est plus important encore et les niveaux de pression restent toutefois inférieurs à ceux atteints à 10°C/mn et cette décroissance est confirmée pour la vitesse de 1°C/mn. Il apparaît clairement aussi que quelque que soit la vitesse de chauffage, la pression dans les éprouvettes munies de fibres de polypropylène est nettement inférieure à celle des éprouvettes normales, mais que la différence dépend de la vitesse de chauffage : aucune pression aux grandes et faibles vitesses (1 et 120°C/mn) et présence de pression aux vitesses intermédiaires (10 et 2 °C/mn). Cette étude met en évidence le rôle très subtil de la vitesse de chauffage dans la montée en pression du béton soumis au feu.

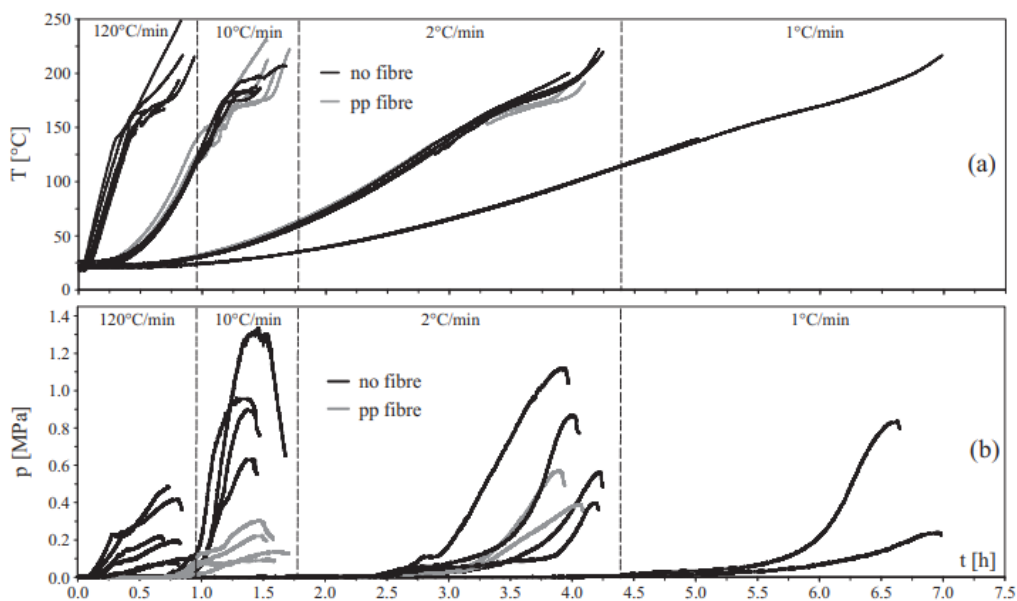


Fig.I.26 : Montée (a) de la température et (b) de la pression au centre des échantillons de béton avec ou sans fibres de polypropylène en fonction du temps [Lo Monté, Felicetti, Pimienta].

**Francesco Lo Monte, Roberto Felicetti** (2017, MS) ont mis au point un dispositif expérimental permettant de réaliser des essais d'éclatement sur des dalles de forme carrée de 800 mm de côté et 100 mm d'épaisseur instrumentées de capteurs de pression couplés à des thermocouples ; la surface chauffée a 600 mm de côté. Un système de vérins permet de charger les dalles dans leur plan suivant les deux directions. Cette installation permet alors d'étudier l'influence du chargement mécanique sur l'éclatement thermique des bétons. Les essais ont été réalisés sur des dalles de béton obtenues à partir de la même formulation de base mais avec des ajouts de fibres métalliques ou de polypropylène. La dalle est chauffée en suivant le cycle thermique ISO 834 de l'Eurocode 2. Les résultats des essais montrent que pour des durées d'essai allant jusqu'à 20 mn, la pression est nulle ou inférieure à 0,05 MPa quelque que soit le matériau. Et qu'elle atteint une valeur maxi de 0,7 MPa au bout de 34 mn pour le béton ordinaire, une valeur maxi de 0,2 MPa pour le béton muni de fibres de polypropylène et une valeur maximale de 1,7 MPa pour le béton formulé avec des fibres métalliques. On peut s'étonner que la pression augmente en présence de fibres métalliques. Sous une charge mécanique de 10 MPa, les dalles en béton ordinaire et en béton avec fibres métalliques ont subi des épisodes d'éclatement au bout de 34 mn qui ont conduit à l'arrêt des essais. En revanche le béton avec fibres de polypropylène a résisté jusqu'à 2h sans dommage. Les auteurs ont aussi mené une modélisation thermomécanique des essais en utilisation un modèle plastique couplé à l'endommagement qui a permis de calculer les champs de température et de contraintes dans les dalles. Cette installation est originale et est certainement une des plus avancées actuellement permettant de mettre en évidence l'écaillage thermique en vue de le modéliser.

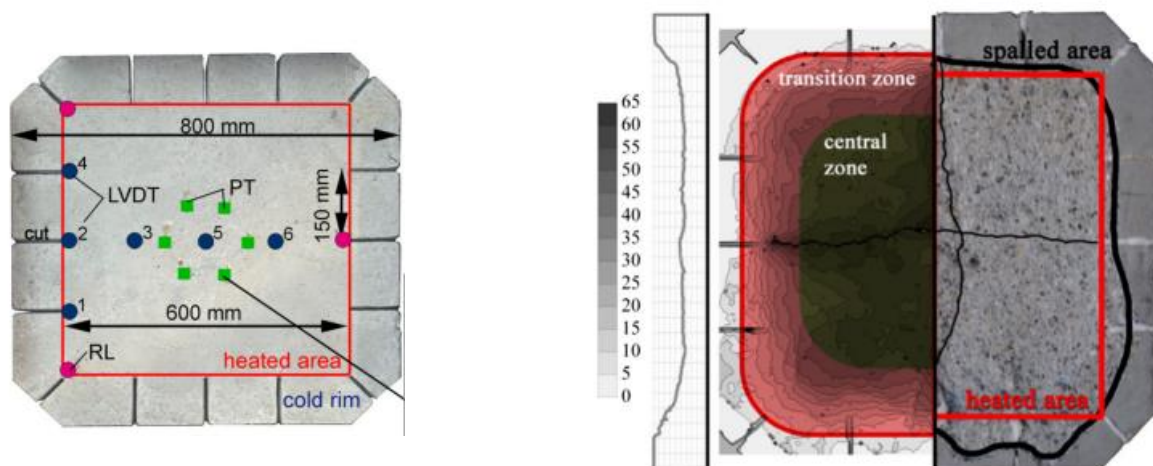


Fig.I.27 : Images montrant en a) les dimensions des éprouvettes utilisées et en b) une illustration de leur profil d'écaillage après essai.



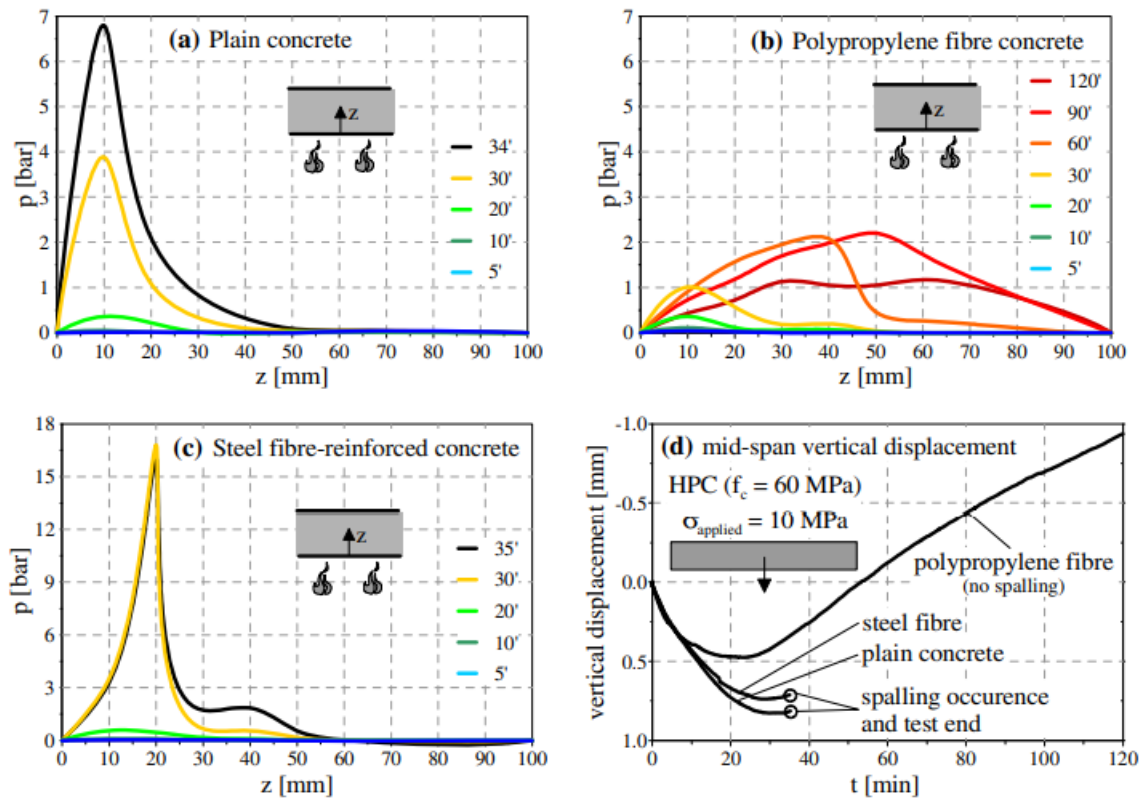


Fig.I.28 : Profils de pression pour différentes durées de feu et de déplacement vertical en fonction du temps, pour trois dalles HPC [Lo Monte and Felicetti].

**Pimienta et al** (2019) ont réalisé des essais avec le dispositif développé par Khalifa et al (2000) sur des bétons ordinaires, des bétons à hautes performances et des bétons à ultra hautes performances. Ils ont recueilli et analysé les débris produits suite à l'écaillage thermique des éprouvettes. En s'intéressant aux dimensions des écailles, ils ont trouvé que leur épaisseur moyenne évolue dans l'ordre inverse de la résistance des bétons : les bétons les plus résistants ont produit les plus petites épaisseurs d'écaillage (Tableau I.4).

Tableau I.4 : Dimensions caractéristiques d'une écaillage selon la classe de béton [Pimienta et al. 2019]

Classe de béton	BO	BHP	BUHP
Épaisseur (mm)	9	6	3
Largeur (mm)	50-95	35-80	25-65

Nous allons maintenant décrire des articles dans lesquels la part de modélisation est importante.

**Ozbolt et al** (2013) ont modélisé des essais effectués par Kumar and Kumar sur des poutres de béton ordinaire armé de 21 MPa de résistance mécanique, de dimensions 3950 × 300 × 200 (mm), sous feu ISO 834 sur leurs parois inférieure et latérales et soumises après chauffage et refroidissement à des essais de flexion 4 points. Trois types d'éprouvettes ont fait l'objet des essais : des éprouvettes sans traitement thermique ou des éprouvettes ayant subi 1 h, ou 1,5 h ou 2 h de chauffage suivi de refroidissement. La modélisation de type thermomécanique a été menée en suivant rigoureusement ces deux phases de chargement : la phase thermique de

chauffage et de refroidissement et la phase mécanique d'essai de flexion 4 points. L'étude numérique en utilisant un modèle de type 'Lattice' a permis de déterminer l'évolution de la force maxi appliquée et de la rigidité des poutres en fonction du temps d'exposition, les courbes Force-déplacement paramétrées par le temps d'exposition et la distribution des déformations principales majeures dans les poutres censées représenter les dégradations. Les prévisions à 1h et 1,5h sont satisfaisantes mais pas celles à 2h qui divergent assez. La figure (Fig.I.29) montre le modèle éléments finis dans le cas 2 h.

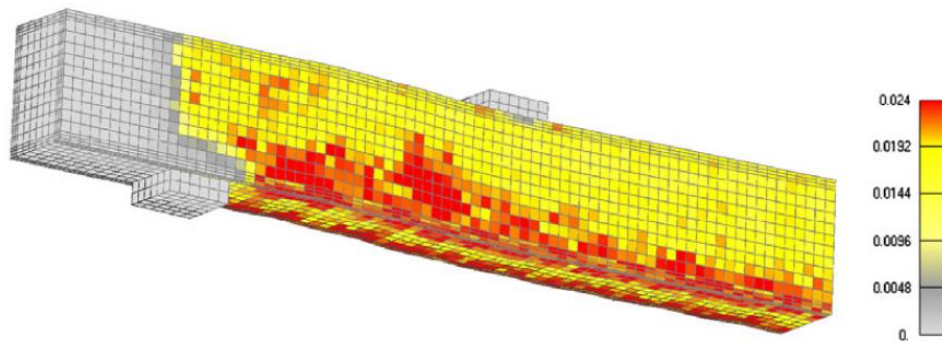
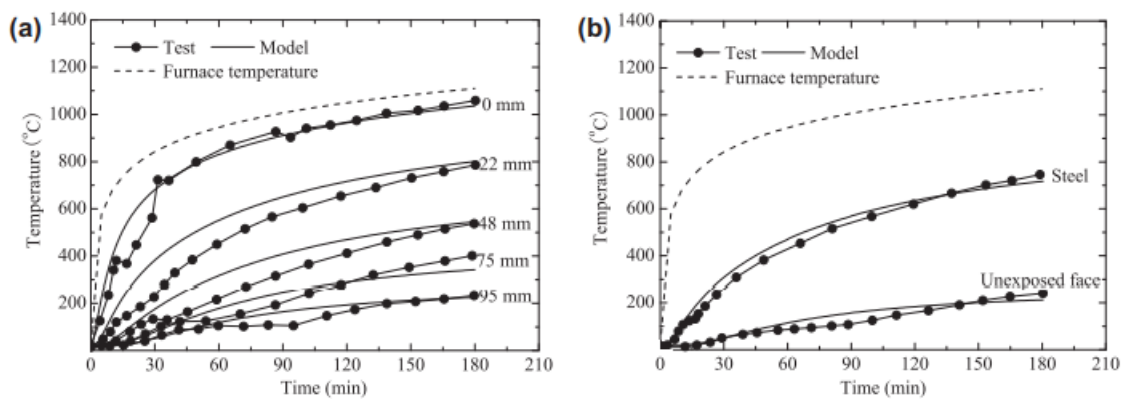


Fig.I.29 : Schémas de fissures après chauffage et refroidissement : 2 h de chauffage et refroidissement [Ozbolt et al, 2013]

**Yong Wang et al** (2013) propose un modèle transitoire en déformation des bétons avec un module transitoire et un critère de défaillance pour déterminer la résistance de dalles en béton armé dans les deux-directions et soumises au feu. Ils prennent en compte les déformations transitoires engendrées par l'application simultanée d'une charge mécanique et d'une charge thermique. On peut voir sur la Fig.I.30 l'évolution des température mesurées et modélisées ainsi que l'effet de la prise en compte des déformations transitoires sur les courbes de déflexion des poutres.



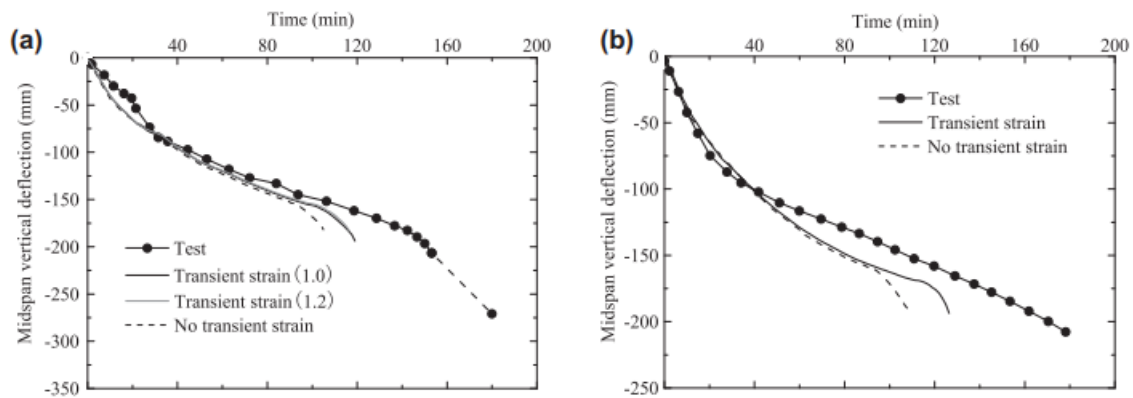


Fig.I.30 : Différentes figures montrant la prise en compte des déformations transitoires sur la courbe de déflexion des dalles [Yong Wang et al., 2013].

**Yang Yu et al** (2016) mènent une modélisation sur l'écaillage thermique de béton à base de poudres réactives à haute température avec l'aide de COMSOL Multiphysics. Ils utilisent deux types de critère pour définir la défaillance correspondant à l'éclatement explosif : un critère portant sur la contrainte de traction maximum et un critère de densité d'énergie de distorsion maximum. On peut s'interroger sur la pertinence de ces critères dans un contexte d'état de contrainte tridimensionnel. Les essais ont été effectués sur des éprouvettes parallélépipédiques de section carrée de  $100 \times 100$  (mm), hauteur non précisée, et munies de 3 thermocouples à mi-hauteur de l'éprouvette et placés dans le coin, dans le plan de symétrie près de la face latérale, et dans l'axe de l'éprouvette. La démarche semble bien rigoureuse. La Figure I.31 représente l'évolution du critère unifié de défaillance dans le plan médian de l'éprouvette au fil du temps.

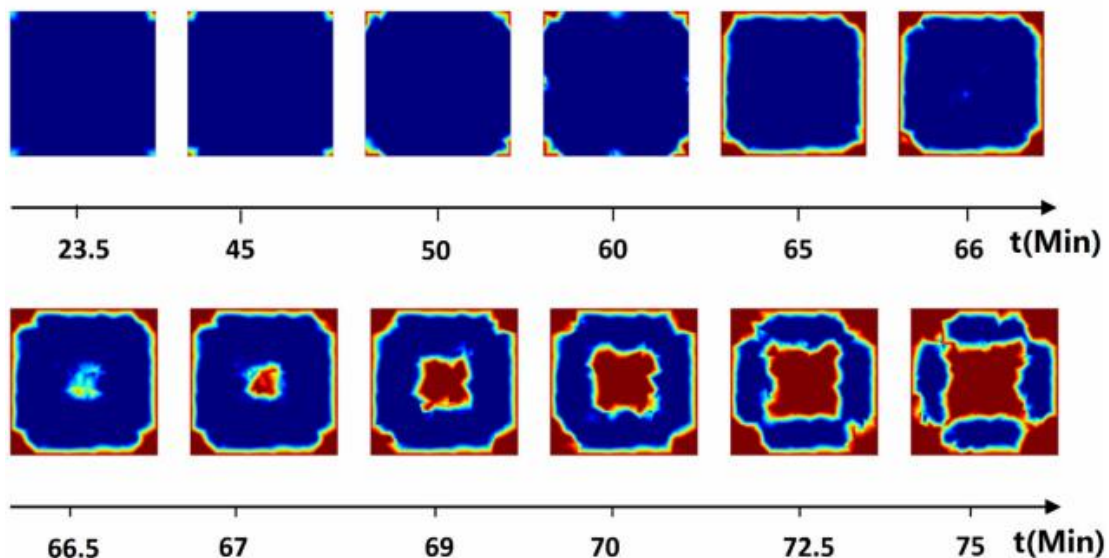


Fig.I.31 : La défaillance interne de l'échantillon de béton à base de poudres réactives par rapport au temps élevé selon les critères de défaillance unifiés dans une section transversale médiane.

**Jin-Cheng Liu and Yao Zhang** (2019). Dans une approche thermo-hydrrique ces auteurs ont développé un modèle numérique unidimensionnel (1D) pour prédire la migration de l'humidité dans le béton, la pression des pores et l'éclatement explosif des bétons soumis au feu. Ce modèle

a été confronté à des résultats de différents essais publiés dans la littérature. Il semble qu'il soit en mesure de prédire la migration d'humidité et l'augmentation de la pression des pores dans un béton ordinaire, l'augmentation de la pression des pores dans une dalle de béton à hautes performances et même l'éclatement explosif ponctuel du béton. La Figure I.32 montre la confrontation des courbes expérimentales et modélisées. Cette démarche est intéressante mais elle garde une portée limitée du fait de l'approche unidimensionnelle.

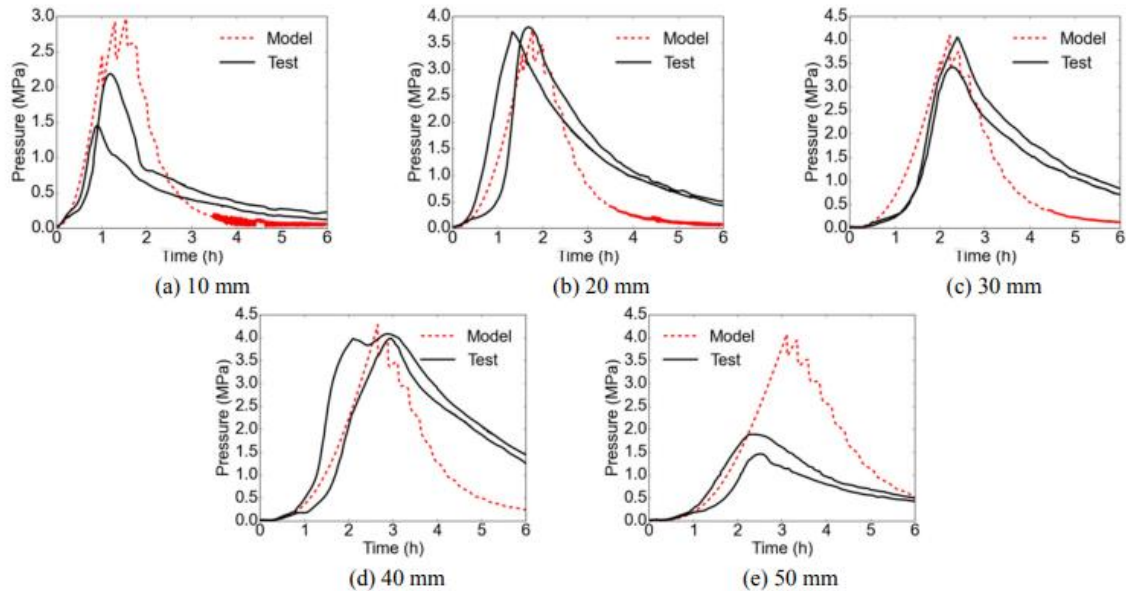


Fig.I.32 : Exemple d'illustration de la modélisation de la pression des essais d'Ozawa [Jin-Cheng Liu and Yao Zhang].

**Hajiloo et al** (2019) ont modélisé par la MEF et dans une approche thermomécanique des structures de type dalles en béton armé de différentes dimensions : des dalles de  $3,5 \times 1,2 \times 0,2$  (m) pour réaliser des essais propres, des dalles de  $3,80 \times 1,25 \times 0,18$  d'essais réalisés par [Nigro et al] et des dalles de  $4,5 \times 1,9 \times 0,15$  (m) d'essais réalisés par [Mine and Vandamme]. Au cours des essais les dalles sont soumises au feu ISO 834. Ils ont utilisé un modèle de comportement non-linéaire de type plasticité-endommagement pour le béton implanté dans le logiciel ABAQUS. En utilisant l'approche thermomécanique ils ont ainsi pu déterminer l'évolution de la température en certains points des dalles en fonction du temps de façon assez satisfaisante (Fig.I.33) et l'évolution de la déflexion des dalles en fonction du temps de façon plus ou moins satisfaisante. Les aspects de dégradations thermiques ne ressortent pas de cette étude.

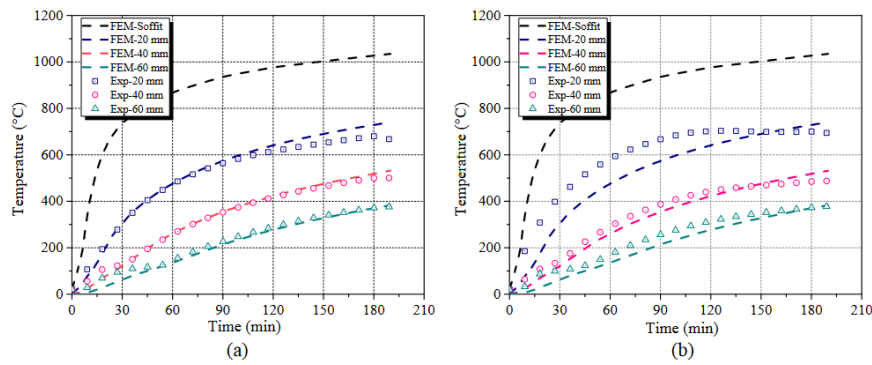


Fig.I.33 : Evolution des températures expérimentales et modélisées en fonction du temps d'essai et pour deux éprouvette-dalles différentes [Hajiloo et al, 2019].

**Hua et al** (2021) proposent une démarche de modélisation censée permettre de rendre la modélisation de l'éclatement thermique des structures en béton plus réaliste et basée sur les trois paramètres que sont : le temps du premier, la vitesse de production des éclats et le temps du dernier éclat. La structure étudiée est un tunnel routier de taille réelle et ayant de l'ordre de 8 m de dimensions transversales et 260 m de longueur (Fig.I.34). Pour mettre en œuvre cette modélisation, un vaste et important travail de compilation intéressante des résultats de la bibliographie a été fourni. Nous ne retenons que ceux relatifs aux structures de type dalle et soumises à un feu standard ISO834. Les résultats sont exposés au Tableau I.5. Ce modèle permet sous certaines hypothèses de calculer le volume de débris produits au cours du cycle thermique étudié. Plusieurs scénarios de feu et trois niveaux d'intensité sont pris en compte. Le calcul se fait par une approche thermomécanique en utilisant le logiciel SAFIR. Un critère en température maximale de 300°C est utilisée pour déterminer les zones susceptibles de subir l'écaillage thermique. En incorporant le modèle simplifié d'écaillage dans l'analyse, il est alors possible d'avoir une estimation du volume de béton éjecté du tunnel au cours de l'incendie, ce qui donne une idée des volumes à prévoir pour les réparations. Ainsi dans le cas d'un feu de grande intensité, les volumes pour ce tunnel sont de l'ordre de 226 m<sup>3</sup>, ce qui est considérable. Cet article, bien que critiquable sur la simplicité des critères et loi d'écaillage utilisés, est assez inédit et constitue une avancée majeure car il met en œuvre une démarche de modélisation qui permet enfin d'estimer les volumes dégradés donnant ainsi un débouché pratique au travail de modélisation.

Tableau I.5 : Recueil d'informations de plusieurs études ayant porté sur des essais d'écaillage de structures en béton soumises au feu ISO834 tiré de [Hua et al, 2021].

Références	Nombre d'éprouvettes	Temps au 1er éclat (mn)	Temp. ISO-834 au 1er éclat (°C)	Type de béton
Ozawa et al., 2017	1	12	--	--
Schneider et al., 2019	4	10	678	BFUP
McNamee et al., 2017	16	6-16	603-728	--
Lo Monte et al., 2017	2	15-17	738-757	BHP
Miah et al., 2017	12	10-15	728	--
Mroz et al., 2017	6	5-7	550	--

Klingsch et al., 2013	1	14	728	--
Kusterle et al., 2004	2	5-6	576-603	--
Maluk et al., 2015	4	12	710	BHP

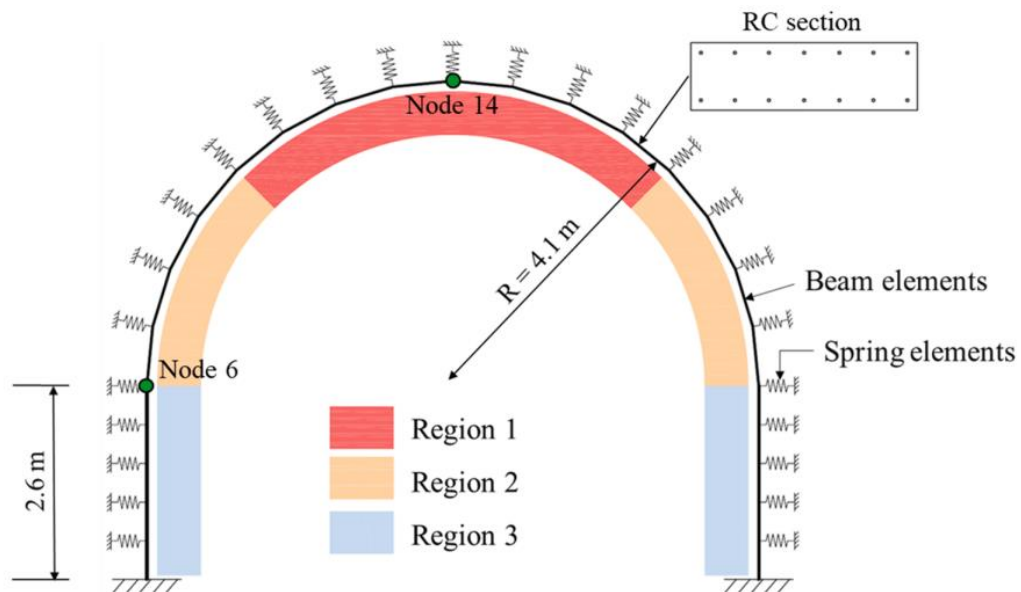


Fig.I.34 : Structure de taille réelle de type tunnel modélisée par [Hua et al, 2021].

## Conclusion de la partie bibliographique

L'étude bibliographique a montré l'étendue et l'actualité des recherches portant sur l'étude des instabilités thermiques des bétons. L'importance des instabilités thermiques est d'abord mise en évidence à travers des incendies d'ouvrages d'art ou de bâtiments d'habitation, puis les deux approches thermo-mécanique et thermo-hydrrique reconnues pour expliquer les mécanismes à l'origine de leur déclenchement décrites. Nous avons ensuite décrit les paramètres qui favorisent ces instabilités thermiques et les phénomènes physico-chimiques qui se développent dans le béton considéré comme un matériau composite lorsqu'il est soumis à une élévation de température. Nous avons montré aussi que les propriétés physiques et mécaniques du béton évoluent avec la température et que l'on peut penser que ces évolutions participent d'une manière ou d'une autre à l'initiation, au développement et au déclenchement des instabilités thermiques. Dans l'avant-dernière partie nous exposons les approches TH, TM et THM utilisées pour modéliser le phénomène d'instabilité thermique. Et dans la dernière partie nous présentons les résultats d'études récentes qui portent aussi bien sur des éprouvettes de laboratoire que sur des structures en béton de taille réelle et qui montrent un intérêt de plus en plus marqué pour la modélisation. Nous avons privilégié les études portant sur la modélisation à l'échelle macroscopique. Il apparaît très clairement que les études les plus réalistes sont celles qui utilisent l'approche thermomécanique. Il ressort de toutes ces études encore une difficulté à formuler clairement un critère de déclenchement de l'éclatement explosif.

## **Chapitre II**

---

### **Etude expérimentale**

---

## **1.Modalités et protocole expérimental**

Pour mener à bien la vaste étude expérimentale qui a été entreprise, nous avons mobilisé essentiellement les installations expérimentales développées au Laboratoire 3SR pour étudier le comportement des matériaux à haute température et en particulier des bétons. Il s'agit de l'installation Haute Température et du banc d'écaillage thermique en cours de développement.

### **1.1. Les installations expérimentales du Laboratoire 3SR**

#### **1.1.1. L'Installation Haute Température (400KN, 1500°C)**

Cette installation a été développée depuis de nombreuses années [Ouedraogo et al., 2008] et a été utilisée dans le cadre des thèses de Doctorat de Moshen Roosefid [Septembre, 2006], Samira Djaknoun [Janvier, 2010], Ludovic Missemer [Mai, 2011] et de Belaid Amrane [Avril, 2012]. Elle est constituée d'une presse électromécanique de 400 KN de capacité de la marque ZWICK et d'un four d'une capacité d'utilisation continue de 1500°C de la marque PYROX. Un pupitre de commande spécifique permet d'interagir avec la presse. Le pilotage de la presse est assuré grâce à un logiciel spécifique TestXpert qui a été développé de façon à prendre en compte nos besoins d'essai et qui s'est avéré jusqu'à présent tout à fait satisfaisant. La vitesse de déplacement de la traverse de la presse varie entre 0,23  $\mu\text{m}/\text{mn}$  à 250  $\text{mm}/\text{mn}$ . Le four a été construit avec une charnière verticale de façon à permettre son ouverture aisée et de faciliter les opérations de mise en place et de retrait des éprouvettes d'essai. Il est muni d'un pupitre spécifique qui permet de programmer le cycle thermique requis pour l'essai à réaliser. La température du four est mesurée par deux thermocouples installés à demeure : l'un dit de régulation et l'autre dit de sécurité. Au cours d'un cycle de chauffage, les températures des thermocouples ainsi que la consigne en température apparaissent en temps réel sur la visu du pupitre de commande.

La charge est transmise à l'aide de deux pistons, l'un bas et fixé sur la traverse inférieure fixe, et l'autre attaché à la traverse supérieure mobile de la presse. Les deux pistons sont constitués d'un assemblage de pièces cylindriques en superalliage et en alumine afin de résister à l'environnement de haute température. Des disques de 86 mm de diamètre et de 7 mm d'épaisseur en alumine à 99,9% et servant de fusible assurent le contact entre les pistons et l'éprouvette ou le dispositif d'essai. Les pistons sont protégés par des tubes céramiques poreuses du rayonnement direct du four. Ils sont refroidis à l'aide de deux boîtes à eau, l'une inférieure et l'autre supérieure, placés à la jonction des pistons avec les traverses. Un écoulement continu d'eau à travers ces boîtes à eau pendant les essais permet le refroidissement des barres de superalliage et d'alumine et assure la protection du capteur de force et de la presse elle-même de la température du four.

Le système d'extensométrie repose sur le principe d'une mesure de la variation de la hauteur totale de l'éprouvette pendant l'essai. Il est constitué d'un ensemble de deux disques ajourés en aluminium dont l'un est fixe et l'autre mobile, de quatre tiges en alumine et de deux capteurs LVDT permettant une mesure différentielle des déplacements verticaux des faces supérieure et inférieure de l'éprouvette, et donc d'accéder à sa variation de hauteur. Ce système est original et a été perfectionné au fil des années. Il a été calibré en réalisant des essais sur des éprouvettes métalliques ou de béton munies de jauges de déformation.



Cette installation a été configurée pour réaliser des essais d'écrasement. Ainsi il permet de réaliser des essais de compression simple, des essais de type brésilien et des essais de flexion 3 ou 4 points. Pour ces derniers essais de flexion, des dispositifs spécifiques en alumine ont été développés. Compte tenu de l'encombrement du four, la taille standard de 4×4×16 (cm) des éprouvettes de flexion ne convient pas si l'on souhaite réaliser des essais à haute température. Le dispositif actif a été développé pour des éprouvettes de taille 2,5×2,5×16 (cm).

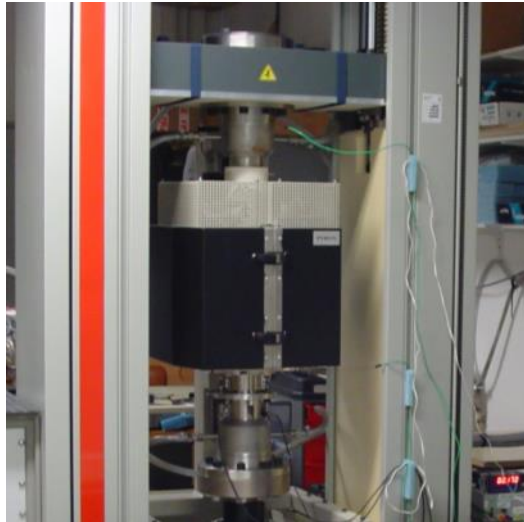


Fig.II.1 : Vu de face de l'Installation Haute température Grande capacité (1500°C, 400 KN) du Laboratoire 3SR.

### 1.1.2. Le banc d'essai d'écaillage thermique

Le banc d'essai d'écaillage thermique des bétons est relativement nouveau et est même en cours de développement. Il a été conçu, fabriqué et développé suite à la thèse de Ludovic Missemmer [Missemmer, 2011] qui avait déjà étudié l'écaillage explosif des bétons avec un dispositif plus modeste constitué d'un bec de chalumeau. C'est la première fois que ce banc est utilisé dans le cadre d'une thèse et c'est pourquoi nous nous appesantirons davantage que sur l'installation haute température. Cette installation utilise du gaz et pour des raisons évidentes de sécurité, nous avons obtenu des services d'Hygiène et de Sécurité de Grenoble INP l'autorisation de l'utiliser mais à l'extérieur du bâtiment. Les figures II.3-a et II.3-b montrent différentes photos de l'installation expérimentale disposée à l'arrière du bâtiment expérimental du Laboratoire 3SR.

Le banc d'essai actuel sur lequel nous avons réalisé les essais est un prototype constitué d'un brûleur alimenté en gaz propane et d'un four constitué par un assemblage de plaques réfractaires en céramique liées par des tiges filetées et formant un parallélépipède. Le brûleur est fixé sur la face inférieure du four à travers un trou ajusté dans sa paroi inférieure. Sur la paroi supérieure du four un trou central de 245×245 (mm) est aménagé en vis-à-vis du brûleur à travers lequel ce dernier peut chauffer la face inférieure de la dalle alors posée sur la face supérieure du four. Trois trous cylindriques périphériques sont ménagés suivant la face supérieure, de part et d'autre du trou de l'éprouvette, afin d'évacuer les gaz chauds produits. La dalle ayant pour dimensions 250×250×100 (mm), elle s'appuiera de 2,5 mm sur son pourtour, ainsi la quasi-

totalité de sa face inférieure sera chauffée. Les figures II.4 et II.5-b montrent les photos du four et le pupitre de commande du brûleur, respectivement.

Le brûleur est de la marque ALSAFLAM. Il est constitué de seize ouvreaux d'une puissance de 2 KW chacun, ce qui donne une puissance totale de 32 KW. La présence de nombreux ouvreaux permet de répartir la flamme de façon à assurer une répartition uniforme de la chaleur sur la face chauffée de l'éprouvette-dalle. Pour sa fonction de brûleur, il est relié à une petite installation équipée de détendeurs à gaz et de compresseur d'air pour lui fournir le gaz propane et l'air nécessaires à son fonctionnement. Il est équipé d'un capteur ultra-violet dont la fonction est de détecter la présence de flamme dans le brûleur en fonctionnement, c'est-à-dire lorsque qu'il est alimenté en gaz. Ce capteur est essentiel pour le dispositif de sécurité du brûleur car si le brûleur est en fonctionnement et que ce capteur ne détecte plus de flamme, alors le dispositif de sécurité commande l'arrêt brutal de l'alimentation en gaz propane et en air pour éviter tout risque. Cela conduit à des épisodes d'arrêt automatique du brûleur au cours de certains des essais réalisés. Enfin le brûleur est muni d'une bougie qui produit l'étincelle nécessaire à sa mise à feu au cours de la procédure de démarrage qui dure 1 à 2 minutes. Une fois que l'opérateur met le bouton d'allumage du four sur 'ON', elle consiste à démarrer d'abord le compresseur d'air jusqu'à ce qu'il se stabilise à son régime de référence, puis à ouvrir les vannes de gaz propane pour chasser des tuyauteries l'air et ou la vapeur d'eau qui ont pu s'y trouver jusqu'à atteindre les conditions stœchiométriques de combustion air/propane. Alors la bougie est activée pour produire les étincelles nécessaires à l'allumage du brûleur. Le brûleur fonctionne alors à un régime très élevé de puissance durant lequel le dispositif affine probablement les réglages et au bout d'une minute la puissance baisse considérablement pour revenir à un niveau minimal qui sera l'état de référence initial de puissance (0%). Donc le 0% de puissance ne correspond pas à une puissance nulle du brûleur mais à une puissance minimale. Les essais ne démarrent qu'une fois cette puissance minimale est atteinte.

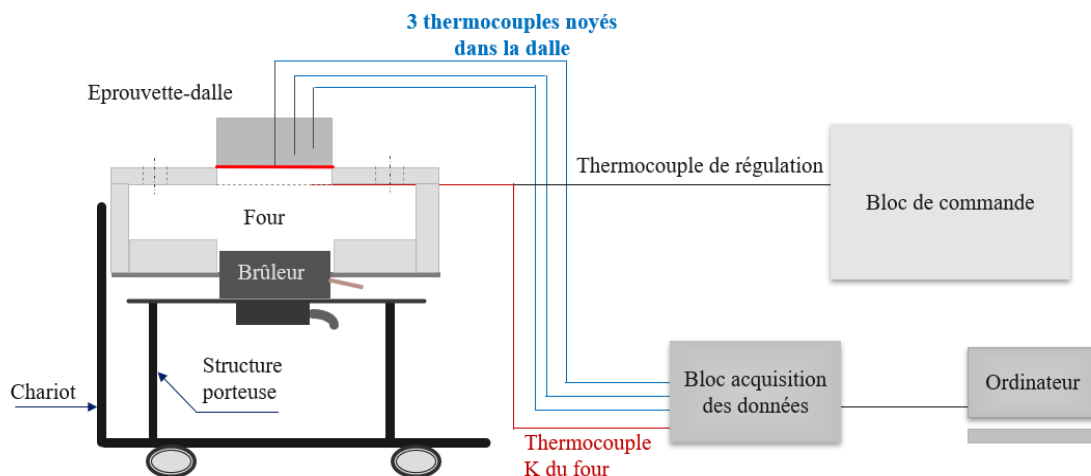


Fig. II.2 : Schéma du banc montrant la circulation des informations acquises au cours d'un essai.

Le brûleur est relié à un pupitre de commande qui permet de le piloter et de pouvoir ainsi faire une régulation de la température de façon manuelle ou automatique. Deux thermocouples de régulation et de sécurité sont livrés avec le brûleur et rattachés au pupitre de commande. Une

interface installée sur la face supérieure du pupitre de commande permet d'assurer la programmation des cycles thermiques et le suivi en temps réel de l'évolution des températures des thermocouples de régulation et de sécurité du four. C'est cette interface qui permet de faire la régulation manuelle de la température du four en pilotant la montée de sa puissance. Pour le pilotage automatique, un logiciel spécifique doit être installé, nous n'avons donc pas pu utiliser cette fonction. La figure II.5-a montre une photo du pupitre de commande.

Un banc d'acquisition automatique de données indépendant est aussi attaché au banc d'écaillage thermique. Il est constitué d'une carte National Instruments (NI) de 16 voies simples et configuré en 8 voies différentielles. Il est configuré pour des entrées de signaux de thermocouples ou pour des entrées de signaux 0-10 V. L'acquisition automatique des données est assurée à l'aide du logiciel Labview et le programme a été développé par le personnel technique du Laboratoire 3SR, M. Simon PLA, pour ne pas le nommer. Il permet de faire l'acquisition des températures des thermocouples noyés dans la masse du béton pendant les essais. Une vue de l'ensemble de l'installation expérimental est donnée à la figure II.3. On peut voir sur les figures de II.2, II.6 et II.7 des représentations schématiques permettant de comprendre les interactions entre les différentes parties du dispositif d'essai et le sens de circulation des informations. Pour plus d'informations concernant la constitution du banc d'essais d'écaillage consulter les travaux de Ouédraogo et al. [Ouédraogo et al., 2020 ;2019 ;2017]



a)



b)

Fig.II.3 : Vue d'ensemble du dispositif expérimental avant essai où l'on peut apercevoir de gauche à droite : la bouteille d'alimentation en gaz propane, le pupitre de commande avec la machinerie d'alimentation en air et gaz sur le plateau inférieur et le four supportant le brûleur auquel le pupitre est relié.



Fig.II.4 : Vue de face du four côté hublot où l'on peut voir l'éprouvette disposée sur sa face supérieure en face du trou central ; et les trous circulaires aux extrémités de la plaque supérieure du four qui servent à l'évacuation des gaz chauds.



Fig.II.5 : Photo montrant l'ensemble roulant comportant le pupitre de commande du brûleur disposé sur la partie supérieure et la machinerie pour l'alimentation du brûleur en propane et en air sur la partie inférieure.

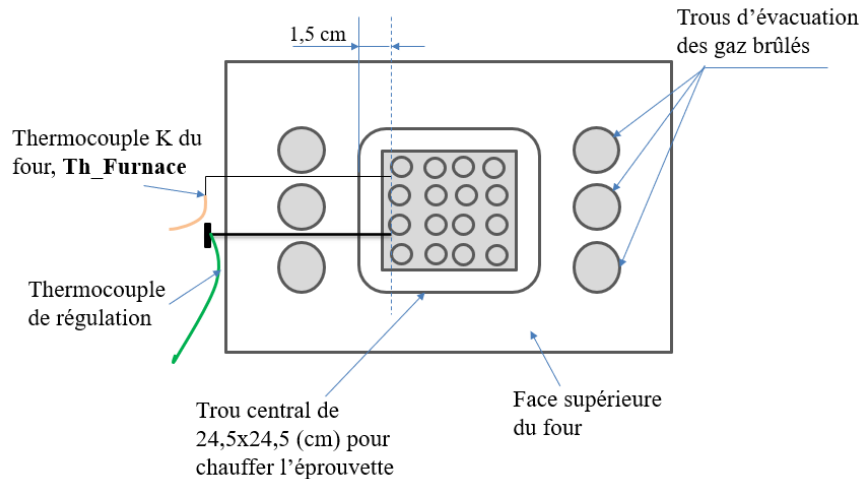


Fig.II.6 : Schéma représentatif en vue dessus des positions des thermocouples K (Th\_Furnace) et de régulation (Th\_Regulation) disposés dans le four.

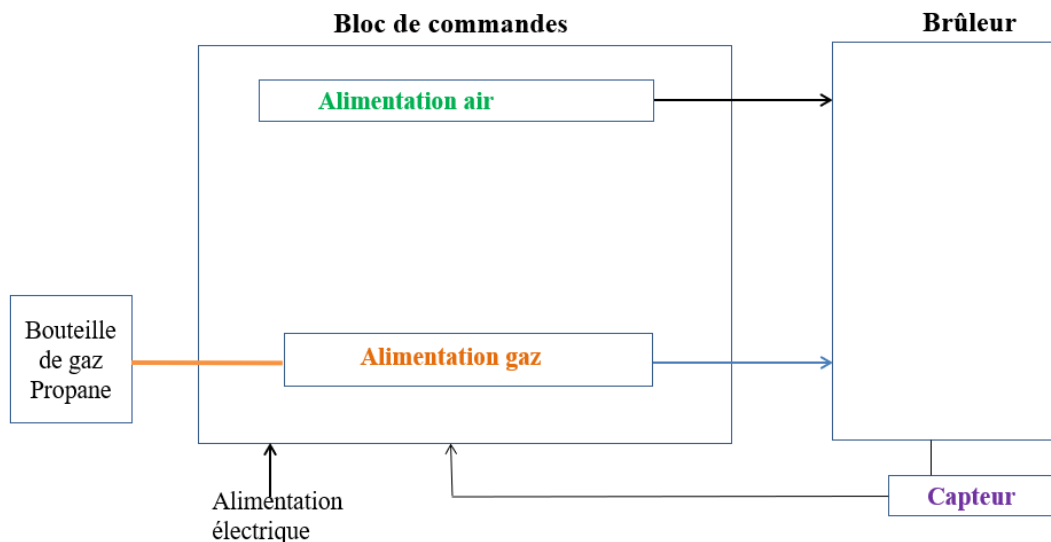


Fig.II.7 : Schéma du fonctionnement du brûleur alimenté en gaz propane et en air dans des proportions bien définies pour une combustion optimale.

## 1.2. Les matériaux de l'étude

### 1.2.1. Choix des matériaux

Le travail actuel se fait dans la continuité du travail de thèse de Samira Djaknoun [2010] et de Ludovic Missemmer [2011]. S. Djaknoun a travaillé sur deux formulations de béton à hautes performances basées sur du sable normalisé et avait réalisé des essais de flexion 3 points à haute température sur des éprouvettes entaillées dans le but d'étudier les propriétés de durabilité du béton : ténacité, énergie de fissuration, etc. L. Missemmer a travaillé sur différentes formulations de béton fibré à ultra-hautes performances (BCV) de la société VICAT-SIGMA-BETON ou sur des formulations dérivées. Sa thèse avait pour but, à partir de la caractérisation mécanique des bétons à haute température et de l'étude rigoureuse de leur microstructure au microscope électronique à balayage, de comprendre pourquoi l'utilisation de certaines fibres synthétiques, telles que celles de polypropylène, était plus efficace pour réduire les risques d'instabilité

thermique des bétons que celle d'autres. Pour mettre en évidence les instabilités thermiques, il avait conçu un petit banc d'essai sur lequel on chauffait une des petites faces d'éprouvettes normalisées en béton 4×4×16 (cm) au chalumeau. Par la suite dans le cadre des Masters de Yang Chen [Y. Chen, 2012] de Bunnarith Uch [Bunnarith Uch, 2014], on a défini une formulation de matériau basée sur une des formulations de la thèse de L. Missemer mais en remplaçant les granulats par du sable normalisé.

Ce travail se faisant dans la continuité des travaux précédents que nous venons de citer, il était primordial de pouvoir capitaliser sur ce passé. C'est pour cela que les formulations retenues sont inspirées par ces travaux.

De la justification du choix du sable normalisé comme granulat des formulations étudiées

Deux raisons expliquent ce choix. La première est historique et technique. C'est dans le cadre de la thèse de Samira Djaknoun que la formulation du BHP à la base de sable normalisé a été initialement utilisée au laboratoire 3SR. C'est du sable calibré dont la dimension du plus gros grain est de 2 mm. Le dispositif de flexion trois points permettant de réaliser les essais à haute température a été conçu et fabriqué dans le cadre de cette thèse et autour de cette formulation. Compte tenu du volume utile du four et de l'encombrement du dispositif expérimental de flexion, il n'était pas envisageable d'utiliser des éprouvettes normalisées de flexion de dimensions 4×4×16 (cm). Il fallait réduire la section des éprouvettes mais en respectant la règle d'or permettant de minimiser l'effet de paroi qui veut que la dimension de l'éprouvette soit supérieure ou égale à dix fois la taille maximale des grains. Il était possible de descendre à 20 mm mais une section de 25 mm de côté était admissible et a donc été retenue.

La seconde raison est stratégique. L'étude de la bibliographie montre une grande profusion d'études expérimentales, que ce soit sur la microstructure ou sur la caractérisation mécanique des bétons à haute température. Toutes ces études sont intéressantes car elles mettent en lumière tel ou tel aspect particulier des propriétés du matériau aux différentes échelles. Mais il est clair qu'il est souvent difficile de comparer aisément les résultats des différentes études ne serait-ce parce qu'elles portent sur des formulations différentes de béton. Pour tenter de combler ce vide et permettre une plus grande intégration des études, nous avons eu l'idée de proposer une formulation dite de référence qui pourrait être utilisée par tous les chercheurs qui le voudront et pour laquelle (ou lesquelles) on pourra constituer une base de données publique accessible à tous. Il nous a semblé que les constituants tels que le ciment, la fumée de silice et le superplastifiant qui rentrent dans la formulation des bétons à hautes performances sont assez communs et moins impactants que le granulat. Le sable normalisé est bien caractérisé et disponible et nous semble assez accessible par les chercheurs de par le monde.

C'est pourquoi nous avons décidé de poursuivre le travail sur des formulations de bétons à base de sable normalisé et de les proposer comme formulations de référence à tous ceux qui le voudront bien dans le but de constituer une base de données internationale commune.

### **1.2.2. Formulations retenues**

Toutes les formulations sont à base de sable normalisé produit par la Société Nationale du Littoral (SNL) de 2 mm de taille maximale des grains. Nous avons utilisé du ciment VICAT de type CEM 1 52,5. La fumée de silice utilisée a été produite par la société Condensil et nous

avons utilisé le produit de type CONDENSIL S95 DM/S95 DP qui convient pour la fabrication des bétons à hautes et à ultra hautes performances. Pour les agents réducteurs d'eau, nous avons utilisé le superplastifiant de type Sika ViscoCrete TEMPO-10. Les caractéristiques précises de tous ces constituants sont données dans l'Annexe A.

Nous distinguons deux types de formulations : la formulation du béton qui a fait l'objet d'essais dans le présent travail (F1) et les formulations des bétons utilisés dans de précédentes études et dont les résultats ont été analysés dans le cadre de cette étude (F2 et F3). Un récapitulatif des formulations retenues est donné dans le Tableau II.1. Nous avons choisi de mettre 10% de la masse de ciment en fumée de silice dans toutes les formulations. Ce qui distingue les formulations F1 et F2 c'est leur rapport E/C de 0,25 et 0,30, respectivement, pour la même quantité de ciment. La formulation F3 est radicalement différente des deux autres car la quantité de ciment est plus importante pour une moindre quantité de sable normalisé ; sa proportion de particules fines est beaucoup plus importante que celles des deux autres formulations. Les formulations F1 et F2 sont de type BHP alors que la Formulation F3 est de type BUHP.

Tableau II.1. Formulations retenues dans cette étude pour 1 m<sup>3</sup> de béton.

<b>Formulations</b>	<b>F1</b>	<b>F2</b>	<b>F3</b>
Sable normalisé (kg)	1589	1589	1350
Ciment (kg)	530	530	875
Eau (kg)	133	159	200
Fumée de silice (kg)	53	53	87.5
Superplastifiant (kg)	9	9	35
Rapport E/C	0,25	0,3	0,22
Type de Béton	BHP	BHP2	BUHP

### **1.3. Le programme expérimental**

#### **1.3.1. Le programme d'essai initial**

Pour atteindre les objectifs de cette thèse qui sont, nous le rappelons, de développer des outils permettant de modéliser les essais d'écaillage thermique du béton, il est nécessaire de réaliser des essais de caractérisation rhéologique et des essais d'écaillage thermique du béton. Il convient de distinguer d'emblée ces deux types d'essai.

##### **1.3.1.1. Les essais de caractérisation rhéologique**

###### **- Type d'essai**

Il s'agit de réaliser des essais permettant de déterminer la loi de comportement du béton en fonction de la température, ce qui suppose de faire un choix de modèle de comportement. Dans la présente étude, le choix s'est porté sur la loi de comportement d'endommagement isotrope couplée à l'élasticité proposée par Mazars. Il convient de définir un type de modèle afin de pouvoir définir le type d'essai à réaliser. Nous avons alors choisi de réaliser des essais de compression uniaxiale et des essais de flexion trois points à hautes températures afin de pouvoir identifier la loi en compression et en traction-flexion.

### - **Choix des températures**

Le choix des températures d'essai est toujours difficile car on souhaite toujours faire les essais au plus grand nombre de température possible dans la plage de températures définie pour augmenter la précision de la loi de comportement en fonction de la température. Mais en même temps les essais en température sont très longs et assez risqués, ce qui conduit les personnes aguerries à beaucoup de modestie. Nous avons d'abord choisi de limiter la température d'investigation à 700°C, température largement suffisante pour étudier le comportement d'éclatement du béton au feu. En ce qui concerne les autres températures, nous avons choisi de capitaliser en adoptant les températures adoptées dans des thèses précédentes, celle de Samira Djaknoun en particulier, afin de pouvoir mener des comparaisons, le cas échéant. Ainsi il a été retenu les températures d'essais suivantes : 20, 200, 300, 500 et 700°C.

### - **Choix de l'âge des éprouvettes au moment de l'essai**

Compte tenu de la durée relativement courte de mes séjours au Laboratoire 3SR pour mener les essais, une durée de trois mois avant essai n'aurait pas été réaliste. C'est pourquoi pour tous les essais, un âge de l'ordre de 28 jours du béton a été requis pour la réalisation des différents essais.

### - **Nombre d'essais par température**

Les essais en température sont longs et à partir de 300°C il faut compter un essai par jour. C'est pourquoi nous avons retenu le nombre minimal de trois essais par température afin d'avoir des résultats assez représentatifs. Quand les résultats présentaient des divergences, il est arrivé qu'on réalise deux à trois essais de plus pour conclure.

### - **Taille et nombre d'éprouvettes**

Les essais de compression simple à haute température sont réalisés sur des éprouvettes cubiques de 40 mm de côté dont les dimensions sont tout à fait optimisées. Les essais de flexion trois points à froid ont été réalisés sur les éprouvettes normalisées 4×4×16 (cm). Les essais de flexion à chaud ont été réalisés sur des éprouvettes de dimensions 2,5×2,5×16 (cm).

#### 1.3.1.2. Les essais d'écaillage thermique du béton

Ils ont été réalisés sur des éprouvettes de type dalle de dimensions 25×25×10 (cm). Les dimensions ont été choisies en prenant en compte plusieurs critères dont nous n'en commenterons que deux. Le premier critère a consisté à étudier ce que les centres les plus avancés dans ce domaine à l'époque prenaient en compte comme dimensions d'éprouvettes pour étudier le comportement au feu du béton. Une épaisseur de 10 cm s'est imposée comme une valeur minimale représentative des structures de type dalle. Et le deuxième critère était relatif à la masse de l'éprouvette. Il fallait qu'un opérateur puisse manipuler les éprouvettes sans trop de risques, ce qui conduisait à des poids de l'ordre de 15 kg. Les dimensions des éprouvettes permettent de respecter ce critère.

### - **Instrumentation des éprouvettes**

Les éprouvettes devaient être instrumentées afin de recueillir des informations précieuses au cours des essais en vue de la modélisation. Le minimum prévu était d'équiper les éprouvettes-dalles de thermocouples afin de mesurer la température au cours des essais. Au cours de cette même thèse, Rania Bouchendouka, doctorante algérienne en codirection qui avait obtenu une



bourse pour faire des séjours de trois mois au Laboratoire 3SR devait travailler à la mise en place des capteurs de pression. Mais le financement de mobilité n'ayant pas été assuré, ce projet n'a pas pu se concrétiser. Nous avons donc dû nous contenter de la mise en place des thermocouples. Et les résultats obtenus que nous présenterons par la suite montrent que les informations recueillies ont tout de même permis d'avancer dans les objectifs de la thèse.

#### - La configuration des thermocouples dans le béton

L'emplacement des thermocouples dans les dalles a fait l'objet d'une réflexion approfondie lors de la conception du banc. Il fallait prendre en compte le prix des thermocouples, grosso- modo 20 euros l'unité, la précision des mesures et le risque d'échec au cours des essais pour définir le nombre optimal de thermocouples par éprouvette. Les résultats de cette réflexion ont conduit à placer nécessairement au centre de toutes les éprouvettes un thermocouple dont l'extrémité se situe sur la face chauffée et qui constitue le thermocouple de référence. Pour repérer la position des extrémités de thermocouples par rapport à la face chauffée, une codification a été adoptée. Th\_SXX désigne un thermocouple noyé dans le béton dont l'extrémité est placée à XX mm de la face chauffée. Ainsi les thermocouples centraux, dont nous venons de parler sont désignés par le code Th\_S0.

Toutes les éprouvettes confectionnées dans le cadre de cette étude ont été munies de trois thermocouples dont un en position Th\_S0. Il reste alors à positionner les deux autres thermocouples. Cela a conduit à regrouper les éprouvettes en fonction de la configuration des thermocouples. On distingue ainsi six configurations :

-Configuration 0 : les trois thermocouples sont placés sur la face chauffée. Elle est caractérisée par (Th\_S0, Th\_S0, Th\_S0)

-Configuration 1: Un thermocouple sur la face chauffée, le deuxième à 5 mm et le troisième à 10 mm de la face chauffée. Elle est caractérisée par (Th\_S0, Th\_S5, Th\_S10)

-Configuration 2: Un thermocouple sur la face chauffée, le deuxième à 7,5 mm et le troisième à 15 mm de la face chauffée. Elle est caractérisée par (Th\_S0, Th\_S7.5, Th\_S15)

-Configuration 3: Un thermocouple sur la face chauffée, le deuxième à 10 mm et le troisième à 20 mm de la face chauffée. Elle est caractérisée par (Th\_S0, Th\_S10, Th\_S20)

-Configuration 4: Un thermocouple sur la face chauffée, le deuxième à 15 mm et le troisième à 20 mm de la face chauffée. Elle est caractérisée par (Th\_S0, Th\_S15, Th\_S20)

-Configuration 5: Un thermocouple sur la face chauffée, le deuxième à 20 mm et le troisième à 40 mm de la face chauffée. Elle est caractérisée par (Th\_S0, Th\_S20, Th\_S40)

Les thermocouples sont placés dans un demi-plan de symétrie de l'éprouvette. Le thermocouple Th\_S0 est toujours placé au centre et en général le deuxième thermocouple est placé à 30 ou 60 mm du thermocouple central et le troisième thermocouple à 90 ou 120 mm du thermocouple central. Les Figures II.8 et II.9 donnent une représentation schématique des différentes configurations des différentes éprouvettes.

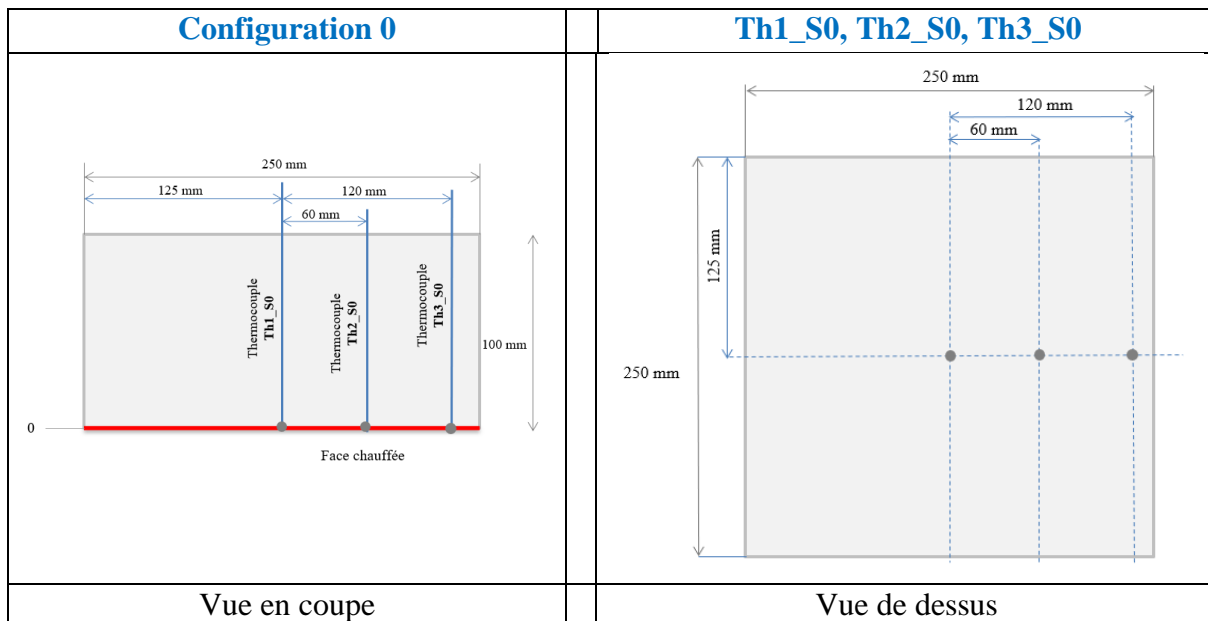
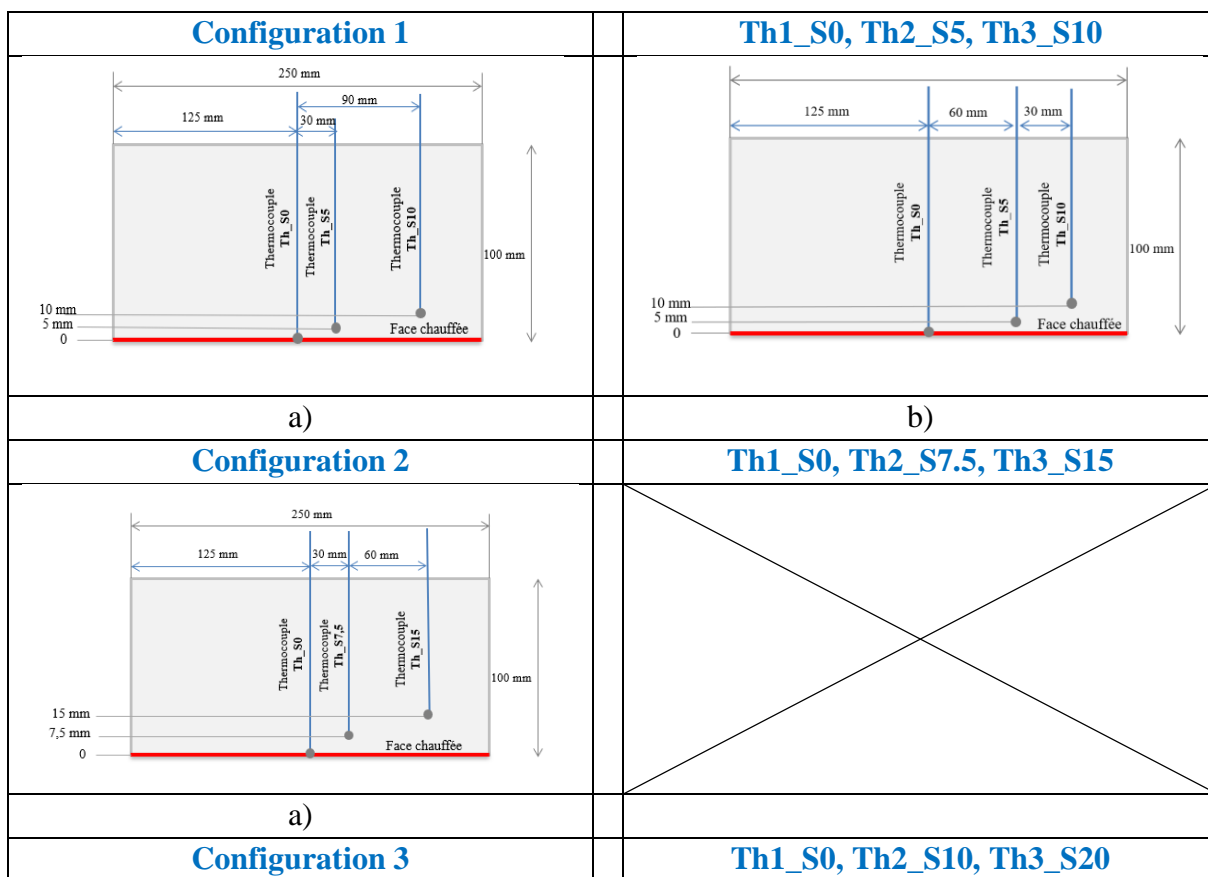


Fig.II.8 : Configuration particulière où toutes les extrémités de tous les thermocouples sont situées dans la face chauffée de l'éprouvette.



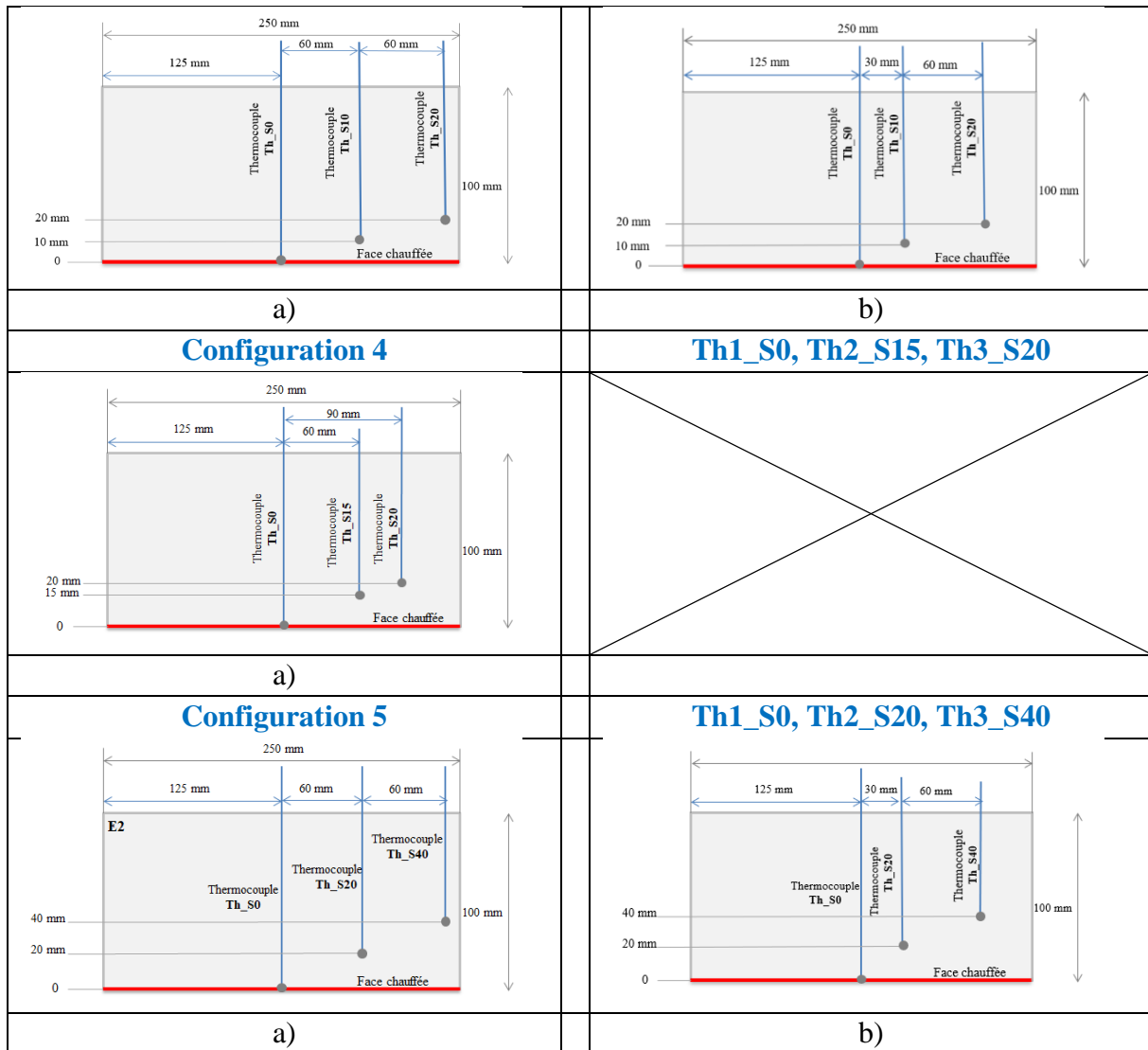


Fig.II.9 : Visualisation des différentes configurations de thermocouple : positionnement en hauteur par rapport à la face inférieure chauffée et leur emplacement en longueur par rapport au thermocouple central pour chaque configuration.

#### - Commentaires sur les configurations

Ainsi les thermocouples sont disposés dans un rayon plus ou moins grand autour du centre de la face chauffée. Les éprouvettes de la configuration 0 (Th\_S0, Th\_S0, Th\_S0) ont servi à tester l'homogénéité de la température en scrutant la mesure des thermocouples lorsqu'ils sont placés plus ou moins loin du centre de la face chauffée. Les autres configurations permettent de sonder avec précision ce qui se passe dans une couche de 20 mm d'épaisseur à partir de la face chauffée de l'éprouvette. Le Tableau II.2 donne des informations d'identification des éprouvettes d'essai.

Tableau II.2 : Identification de la configuration des thermocouples dans les éprouvettes.

Numéro essai	Date fabrication	Date essai	Age éprouvette (jours)	Type de béton	Configuration thermocouples
1	13-12-2018	22-03-2019	98	BHP	Th(0,5,10)
2	13-12-2018	26-03-2019	97	BHP	Th(0,10,20)
3	18-12-2018	26-03-2019	97	BHP	Th(0,10,20)
4	17-12-2014	20-11-2020	5 ans 11 mois, 4 jours	BUHP	--
5	10-01-2017	27-11-2020	3 ans 10 mois, 17 jours	BUHP	Th_0
6	13-12-2018	02-12-2020	345	BHP	Th(0,10,20)
7	13-10-2020	03-12-2020	50	BHP	Th(0,0,0)
8	13-10-2020	07-12-2020	54	BHP	Th(0,5,10)
9	19-10-2020	09-12-2020	50	BHP	Th(0,5,10)
10	19-10-2020	17-12-2020	58	BHP	Th(0,10,20)
11	19-10-2020	07-01-2021	78	BHP	Th(0,20,40)
12	13-10-2020	08-01-2021	85	BHP	Th(0,0,0)
13	22-10-2020	11-01-2021	80	BHP	Th(0,5,10)
14	22-10-2020	12-01-2021	81	BHP	Th(0,10,20)
15	22-10-2020	20-01-2021	89	BHP	Th(0,7,5,15)
16	18-11-2020	25-01-2021	67	BHP	Th(0,15,20)

Selon notre programme d'essais initialement programmé, le nombre d'éprouvettes à fabriquer est donné au tableau 1 de l'Annexe B.

#### - Protocole d'essai

Nous rappelons que les essais d'instabilité thermique sont réalisés sur des éprouvettes-dalle de dimensions 25×25×10 (cm). Une fois le brûleur allumé, son cycle de démarrage effectué et revenu à son régime minimal, l'éprouvette est placée sur le four de façon à mordre de 2,5 mm pour assurer son bon positionnement. Au même instant le programme d'acquisition automatique des données des thermocouple K (four et noyés dans l'éprouvette, Fig. II.6) est lancé. Un document papier sous forme de tableau permet de noter la température du thermomètre de régulation four et de suivre son évolution relativement à courbe de température ISO 834. Un contrôle manuel de la montée de la puissance du four permet de minimiser l'écart entre ces deux températures et d'assurer ainsi la régulation de la température. La durée de l'essai est connue à la seconde près. Les incidents sont donc répertoriés et enregistrés à une seconde près. Ainsi toutes les manifestations sonores qui semblent indiquer une éjection de matière sont identifiés et datés. L'intensité sonore des bruits audibles est assez variable suivant qu'il s'agit de petits éclats ou d'éclatement explosif. Les essais se poursuivent et peuvent prendre fin soit sur intervention de l'opérateur qui estime le temps d'essai suffisant, soit de manière automatique lorsque les systèmes de sécurité de pilotage du brûleur sont en défaut. C'est le cas lorsque le capteur de rayons ultra-violet qui capte la présence de la flamme est directement

obstruée par un éclat de béton, ou lorsque la flamme des ouvreaux qui sont en vis-à-vis de celui-ci s'éteint suite à l'obstruction des ouvreaux par les éclats de béton.

A la fin de l'essai lorsque l'opérateur était à l'origine de l'arrêt, la puissance est réduite progressivement jusqu'à une valeur nulle et le brûleur est alors éteint. Lorsque l'arrêt est automatique, le brûleur s'éteint brutalement et la puissance s'annule instantanément. Pendant l'essai et après son arrêt des observations visuelles sont menées sur la dalle en béton. L'apparition des micro ou macro-fissures est notée et répertoriée, ainsi que celle de la vapeur d'eau ou de l'eau sur les parois latérales ou sur la face supérieure, à la sortie des thermocouples, par exemple. Ces informations sont notées précieusement et datées de façon à pouvoir les corréler aux autres informations.

Une fois le four suffisamment refroidi, on peut alors examiner de près la face chauffée de l'éprouvette pour observer le faciès de rupture régi par les dégradations thermiques. Des photos des éprouvettes sont prises systématiquement avant, pendant et après l'essai. Une fois l'éprouvette dégagée, on peut voir au fond du four des débris de différentes tailles et formes. Des photos sont prises systématiquement et une fois le four complètement refroidi, un recueil des éclats est effectué en vue de l'analyse ultérieure des débris.

#### **1.4. La préparation des éprouvettes d'essais**

La préparation des éprouvettes requiert soit un petit malaxeur pour confectionner la pâte de béton en vue de produire les éprouvettes cubiques ou prismatiques pour les essais de compression ou de flexion trois points ou alors un grand malaxeur pour préparer une grande quantité de pâte pour confectionner les éprouvette-dalles en béton. Ces installations sont disponibles au département de Génie Civil de l'IUT1 de Grenoble et nous avons pu les utiliser dans le cadre d'une convention signée entre l'IUT1 et le laboratoire 3SR couvrant la période 2018 à 2021.

##### **1.4.1. Les installations du département de Génie Civil de l'IUT1 de Grenoble**

L'atelier du Département de Génie Civil de l'IUT1 dispose de plusieurs petits malaxeurs de différentes capacités pour la confection du mortier, d'un malaxeur de 50 litres pour les quantités intermédiaires et d'une centrale à béton pour produire des grandes quantités de béton dans le cadre des enseignements pratiques. Lorsqu'il fallait produire des éprouvettes dalles nous utilisions le malaxeur de taille moyenne qui permettait aussi de produire des petites éprouvettes de compression et de flexion trois points. Quand il n'était pas nécessaire de produire les éprouvettes-dalles, nous utilisions le petit malaxeur mortier pour confectionner les petites éprouvettes, car le temps d'exécution était beaucoup plus court. Des photos du malaxeur de taille moyenne et d'une gâchée de béton BHP sont visibles sur les Figures II.10-a et II.10-b.



a)



b)

Fig.II.10 : Photos prises au Département de Génie Civil de l'IUT1 de Grenoble montrant a) le malaxeur de taille moyenne utilisé pour réaliser les gâchées de confection des éprouvettes dalles et, b) une gâchée de béton à hautes performances prête à l'emploi.

#### 1.4.2. Le protocole expérimental de la fabrication du béton

Tous les produits des constituants du béton sont d'abord pesés, soit en salle ou sur une balance mobile, puis conditionnés dans des récipients adaptés et disposés près du malaxeur.

Le mélange de produits secs que sont le sable, le ciment et la fumée de silice est d'abord malaxé jusqu'à homogénéisation. Pour faciliter l'homogénéisation, il faut arrêter le malaxeur de temps en temps afin de retourner les produits à l'aide de truelles afin de faire remonter les produits restés dans les zones mortes. Une fois un mélange homogène obtenu, on verse une partie de l'eau dans le mélange homogène obtenu et l'on reprend le malaxage. Une partie de l'eau est mélangée avec le superplastifiant. Après homogénéisation de la pâte alors encore bien sèche, on verse le mélange eau-superplastifiant et l'on poursuit le malaxage. On peut aussi à ce stade être obligé d'utiliser la truelle pour ramener des parties sèches dans la pâte et faciliter ainsi l'homogénéisation. Le malaxeur est arrêté une fois qu'on a obtenu une pâte bien homogène prête à l'emploi. On remplit alors les moules en commençant par les plus grands, ceux des dalles. On a défini un protocole pour mettre la quantité de pâte nécessaire en la tassant convenablement. Les moules convenablement remplis sont alors tour à tour portés sur une table vibrante.

Les moules sont vibrés en deux séquences d'une minute chacun. A l'issue de chaque séquence, le moule est rempli de nouveau ou arasé selon que la quantité de pâte est excédentaire ou déficitaire. Une deuxième séquence est appliquée qui permet de s'assurer de l'évacuation des bulles d'air. Puis après cette deuxième séquence, la face supérieure du moule est traitée avec une éponge mouillée afin de lui donner un aspect plan et lisse. Une fois que les grands moules ont été traités, on recommence les mêmes manœuvres avec les petits moules.

**C'est à ce stade qu'on implante les thermocouples dans le béton.** Pour ce faire, une planche en bois percée de trous et de formes usinées pour répondre à sa fonction est posée sur le moule

en épousant parfaitement ses formes extérieures. Cette planche sert de guide pour l'implantation des thermocouples. On installe les thermocouples un à un, du centre vers l'extérieur. On installe en premier le thermocouple central qui est Th\_S0. Il suffit de planter le thermocouple dans le béton en faisant attention à ce qu'il soit droit jusqu'au fond du moule, on peut faire des petits mouvements de rotation au thermocouple pour s'assurer qu'il est bien au fond, on l'y laisse. Pour les autres thermocouples, on suit rigoureusement la même procédure d'enfoncement du thermocouple jusqu'au fond du moule. Puis on le retire de la distance à la face chauffée souhaitée et l'on l'immobilise en le bloquant avec du carton rigide. Cette distance est contrôlée en mettant une marque à la pointe fine du marqueur. Cette distance est contrôlée une fois les trois thermocouples implantés pour s'assurer qu'elles n'ont pas bougé au cours des manipulations. Pour certains des essais le moule a été vibré de nouveau pendant 5 à 10 s après l'implantation des thermocouples pour combler les éventuels vides laissés par les thermocouples après leur recul. Les moules sont alors couverts de bâches en plastique dans des espaces isolés de l'atelier pour une durée de 24 h.

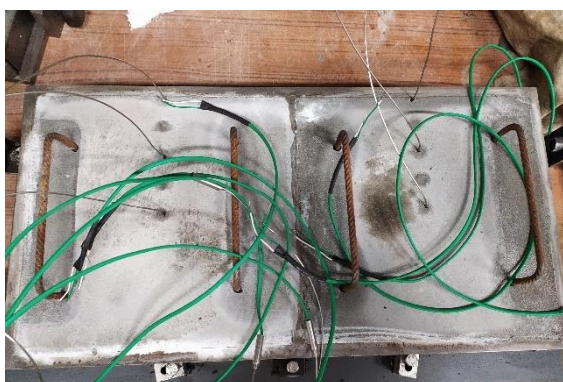
Le lendemain, les films plastiques sont retirés et les moules démontés pour récupérer les éprouvettes. On peut voir des photos des éprouvettes-dalles à la fin du moulage et après démontage des moules aux Figures II.11 et II.12. On peut y voir la qualité des échantillons obtenus qui est tout à fait satisfaisante. Les dimensions et la masse des éprouvettes sont alors mesurées puis saisies dans la base de données. Les éprouvettes sont alors identifiées par la référence du moule et la position de l'éprouvette dans le moule, par la date de fabrication, et éventuellement par les initiales des personnes qui les ont produites.

Après démoulage les éprouvettes connaissent des conditions de cure différentes. Les éprouvettes de type dalle sont entreposées à l'air libre dans la salle de manipulation du Laboratoire 3SR. Elles sèchent donc dans les conditions du Laboratoire sans précautions particulières. Des grands bacs plastiques ont été achetés pour immerger une partie des éprouvettes-dalles dans l'eau pour étudier l'influence sur leur comportement au feu mais la survenue de l'incendie du Laboratoire et de l'épidémie de la COVID 19 a conduit à l'annulation de ce projet. En revanche les petites éprouvettes de compression simple et de flexion trois points sont plongées dans l'eau et maintenues immergées jusqu'aux essais. Elles sont retirées de l'eau 24 h avant les essais et séchées à l'air libre.

Les éprouvettes ont été confectionnées à des moments différents au cours de la thèse et en plusieurs gâchées. Le récapitulatif des éprouvettes confectionnées est donné dans le Tableau II.3.

Tableau II.3 : Récapitulatif des différentes éprouvettes confectionnées au cours de la thèse.

<b>Eprouvette</b>	<b>Dimensions (en mm)</b>	<b>Type d'essai</b>	<b>Nombre de thermocouple</b>	<b>Nombre éprouvette</b>
Cubique	40x40x40	Compression uniaxiale à chaud	-	96
	40x40x40	Réglage de température	1	3
Prismatique	25x25x160	Flexion trois points à hautes temp.	-	56
	40x40x160	Flexion trois points à temp. ambiante	-	36
Dalle	250x250x100	Essais d'écaillage	3	21

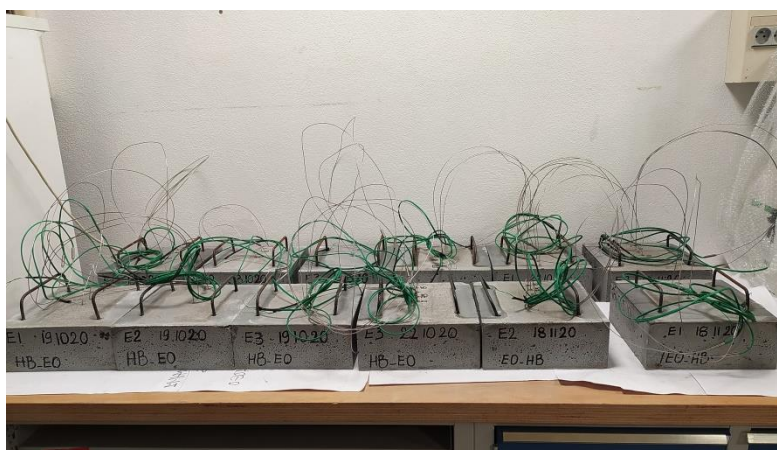


a)

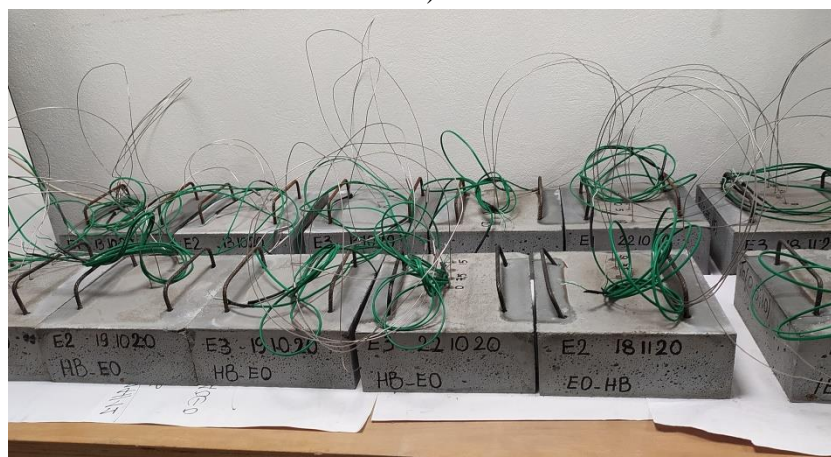


b)

Fig.II.11 : Photos du moule-deux-épreuves prises a) à la fin de la confection des éprouvettes et juste après la mise en place des thermocouples et b) 24 h après au moment du démoulage mettant en évidence les thermocouples noyés dans le béton.



a)



b)

Fig.II.12 : Différentes vues des éprouvettes confectionnées pour la réalisation des essais d'écaillage thermique montrant les thermocouples dont elles sont équipées.



La figure II.13 montre les photos prises après le remplissage des moules des petites éprouvettes cubiques et prismatiques et pendant la phase de démoulage. Les photos des éprouvettes après démoulage sont données à la figure II.14 et II.15.

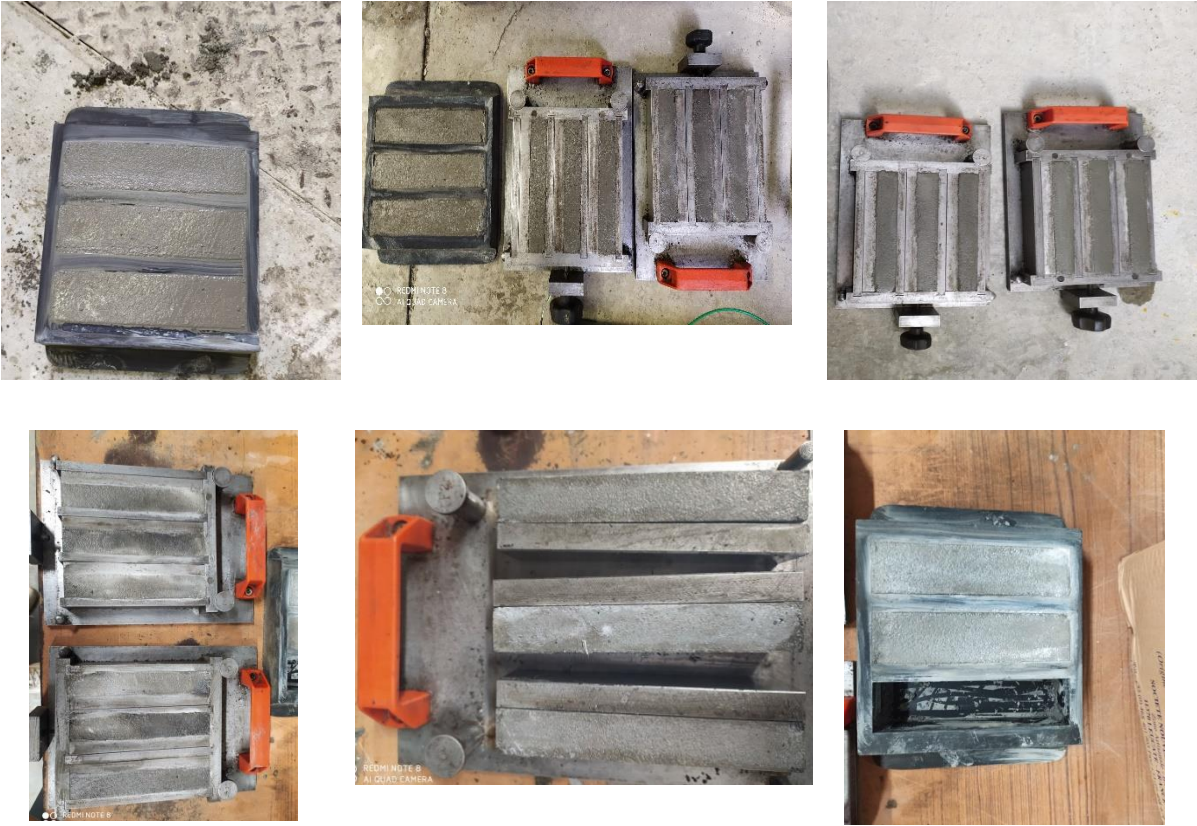


Fig.II.13 : Photos des éprouvettes cubiques de compression simple et prismatiques de flexion trois points dans les moules et en cours de démoulage.



Eprouvettes cubiques : 40x40x40 (mm)

Figure.II.14 : Photos des éprouvettes cubiques de compression simple



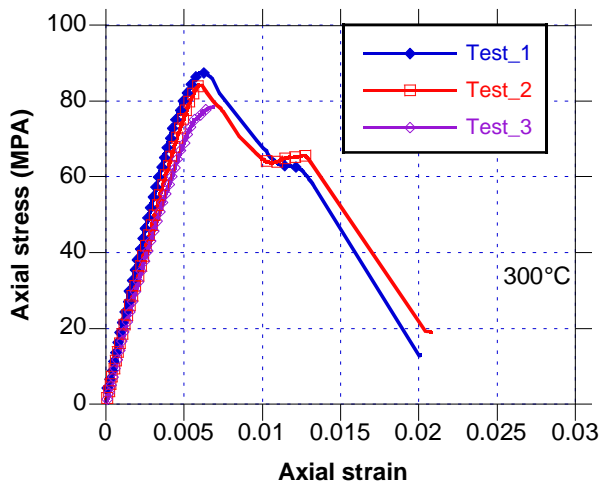
Eprouvettes de flexion : 160x40x40 (mm)

Eprouvettes de flexion : 160x25x25 (mm)

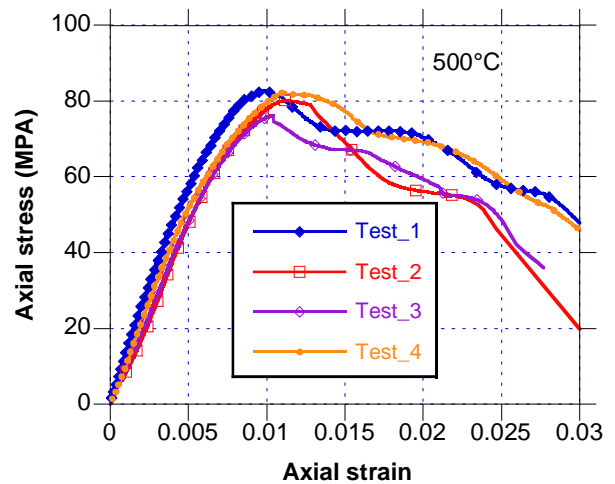
Fig. II.15 : Photos des éprouvettes prismatiques de flexion trois points.

## 2. Caractérisation des bétons à haute température

Le programme expérimental était très ambitieux car il prévoyait la réalisation d'essais de compression simple et de flexion trois points à haute température. La réalisation de ces essais était déjà problématique dans les conditions normales initiales. Avec la survenue de l'incendie du bâtiment expérimental du Laboratoire 3SR en date du 23 février 2020 qui a conduit au déménagement de l'installation expérimentale Haute Température sur un autre site et celle de la pandémie de la Covid 19, cela est devenu impossible. Nous présentons tout de même les résultats d'essais réalisés sur cette installation sur les éprouvettes que nous avons fabriquées en compression et flexion simple à 300 et 500°C afin d'illustrer le type de résultats utilisés au Laboratoire 3SR pour identifier le modèle d'endommagement isotrope de Mazars (Fig.II.16 et Fig.II.17).

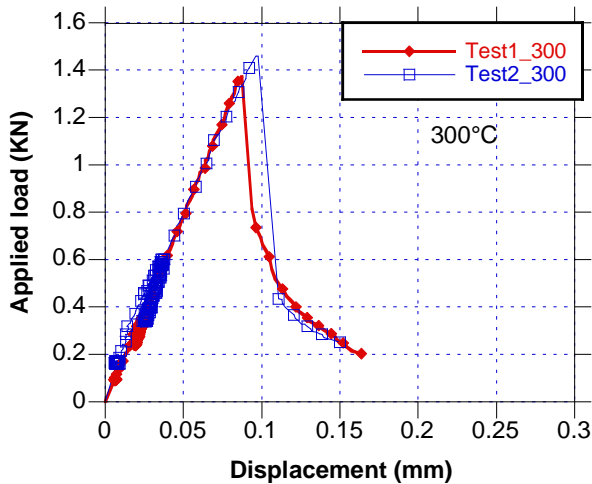


a)

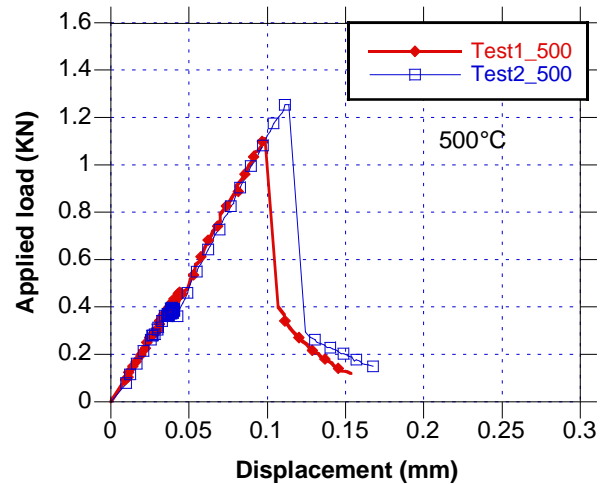


b)

Fig.II.16 : Courbes contrainte-déformation d'essais de compression simple effectués à a) 300°C et b) 500°C sur des éprouvettes cubiques de 40 mm de côté de la formulation F1.



a)



b)

Fig.II.17 : Courbes contrainte-déformation d'essais de flexion trois-points effectués à a) 300°C et b) 500°C sur des éprouvettes parallélépipédiques de dimensions 25×25×160 (mm) de la formulation F1.

Les figures montrent qu'à ces températures, les essais sont relativement reproductibles.

### 3. Etude expérimentale des instabilités thermiques des BHP

Nous commencerons en introduction par traiter un point considéré comme délicat mais sur lequel l'expérience nous a rassurés. Il s'agit de la mesure de la température de la face chauffée de l'éprouvette qui est un enjeu et pose quelques problèmes théoriques et pratiques. Il est très difficile de mesurer la température de surface des corps car des phénomènes particuliers se produisent dans le transfert de chaleur lors du passage d'un milieu à un autre qui se traduit sous forme de résistance thermique. L'existence de cette résistance thermique au passage de deux

corps peut créer un décalage permanent de température entre ces deux corps. Cela fait que la définition de la température de surface est elle-même problématique.

Nous sommes conscients de cette problématique dont la prise en compte met en cause la notion de température de la face chauffée que nous utilisons dans ce travail. Que mesure-t-on avec le thermocouple et où le mesure-t-on ? Nous ne saurons vraiment le dire. Mais voilà comment nous avons procédé. Après avoir fait vibrer le béton dans le moule, nous avons introduit le thermocouple à l'emplacement souhaité en positionnant le thermocouple perpendiculairement à la face chauffée et enfoncé jusqu'au fond du moule, jusqu'à ce que nous ne puissions plus descendre sans le tordre. Dans le cas du thermocouple de la face chauffée, on s'arrêtait là. Pour les autres positions de thermocouple, on suivait la même procédure que précédemment, puis on retire le thermocouple de la distance souhaitée en contrôlant celle-ci à l'aide d'un réglet précis à 0,5 mm près. Le thermocouple est alors bloqué dans cette position à l'aide d'un dispositif approprié. Dans le processus il y a une phase de marquage du thermocouple au feutre qui permet un contrôle de la position après blocage de celui-ci, avec la possibilité d'ajustement si nécessaire. Ce contrôle est nécessaire lorsqu'on vibre la dalle après mise en place des thermocouples pour les stabiliser. Pour revenir au thermocouple en contact avec le fond du moule, il y a au moins la laitance du béton entre l'extrémité de celui-ci et la surface. Toujours est-il que lorsqu'on chauffe la face de l'éprouvette, la température du thermocouple ne s'affole pas comme le ferait un thermocouple placé dans le four mais monte régulière à une vitesse bien plus faible que celle du four. On voit bien que l'enrobage du thermocouple par le béton environnant a un effet certain sur sa mesure qui est modérée et que nous allons considérer comme représentative de la température de surface de l'éprouvette.

Au cours de ce travail, nous avons été amenés à effectuer des essais que nous regroupons dans trois catégories pour mieux les traiter : les essais préliminaires, les essais de mise au point de la régulation manuelle de la température du four et les essais dits maîtrisés. Nous allons les examiner tour à tour par la suite. Les détails des différents essais sont donnés dans le Tableau II.4.

Tableau II.4 : Tableau récapitulatif des essais d'écaillage thermique réalisés donnant en fonction du numéro d'essai les temps, durée et températures caractéristiques ainsi que des informations sur les matériaux et la configuration des thermocouples.

Essai	Références de l'éprouvette	Temps du 1 <sup>er</sup> éclat (s)	Durée d'éclat. (s)	Température Th_SO du 1 <sup>er</sup> éclat (°C)	Température ISO834 du 1 <sup>er</sup> éclat (°C)	Matér.	Conf. Thermo.
<b>Essais préliminaires</b>							
1	E22/03/2019 F13/12/2018	722 12 mn et 2s	229	379,67	705,84	BHP	Th(0,5,10)
2	E26/03/2019 F13/12/2018	708 11mn et 45s	373	337,002	702,94	BHP	Th(0,10,20)
3	E26/03/2019 F18/12/2018	654 10mn et 54 s	496	320,07	691,186	BHP	Th(0,10,20)
<b>Essais de mise au point</b>							
4	E20/11/2020 F17/12/2014	600 10 mn	60	Sans thermo.	678,42	BUHP	Sans thermo.

5	E27/11/2020 F10/01/2017	1000 16 mn et 40s	80	506,59	754,22	BUHP	1 ther. Th_S0
6	E02/12/2020 F13/12/2018	840 14 mn	300	391,66	728,31	BHP	Th(0, 10,20)
<b>Essais maîtrisés</b>							
7	E03/12/2020 F13/10/2020	420 7 mn	420	263,41	625,77	BHP	Th(0,0,0)
8	E07/12/2020 F13/10/2020	720 12 mn	--	369,02	705,43	BHP	Th(0,5,10)
9	E09/12/2020 F19/10/2020	720 12 mn	300	364,19	705,43	BHP	Th(0,5,10)
10	E17/12/2020 F19/10/2020	720 12 mn	--	338,33	705,43	BHP	Th(0,10,20)
11	E07/01/2021 F19/10/2020	824 13 mn et 44s	38	351,54	725,45	BHP	Th(0,20,40)
12	E08/01/2021 F13/10/2020	812 13 mn et 32s	328	379,39	723,27	BHP	Th(0,0,0)
13	E11/01/2021 F22/10/2020	743 12 mn 23 s	532	405,869	710,09	BHP	Th(0,5,10)
14	E12/01/2021 F22/10/2020	666 11 mn et 6s	304	376,95	396,88	BHP	Th(0,10,20)
15	E20/01/2021 F22/10/2020	794 13 mn et 14s	--	397,87	719,95	BHP	Th(0,7.5,15)
16	E25/01/2021 F18/11/2020	578 9mn et 38s	--	341,33	672,9	BHP	Th(0,15,20)

### 3.1. Les essais préliminaires

Ce sont les premiers essais d'écaillage thermique réalisés à partir d'éprouvettes de béton à hautes performances fabriquées dans le cadre de ce travail de thèse. Ces essais ont donc été l'occasion du premier contact avec le banc d'essai, par ailleurs en cours de développement, et de sa prise en main. Les conditions de réalisation de ces essais n'étaient pas optimales car ils devaient être réalisés 28 jours après la fabrication des éprouvettes et très peu de temps avant la fin d'un de mes séjours annuels de 5 mois au Laboratoire 3SR. Pour que je puisse avancer le travail de modélisation numérique des essais après mon retour à l'USTHB, il était indispensable que je puisse disposer des résultats de ces essais. Ils ont été réalisés sur deux journées non consécutives. Un essai a été réalisé la première journée. Le deuxième jour nous avons réalisé trois essais à la suite dont deux se sont avérés exploitables. Nous verrons par la suite que le phasage des essais a une importance capitale sur la qualité des résultats.

La montée en température a été basée sur des expériences passées qui se sont révélées inadaptées du fait de la variation des conditions initiales qui n'étaient pas maîtrisées. Cette réalité est problématique dans l'optique de comparer les résultats des essais. Mais pas dans celui de recueillir les données pour entreprendre la modélisation thermique. En effet, il suffit de disposer des courbes de température des trois thermocouples noyés dans la masse pour pouvoir mener les modélisations numériques (Tableau II.5), ce qui était garanti si l'essai se déroulait normalement quelque que soit la courbe de montée en température. Nous verrons par la suite que ces essais ont été très instructifs et nous ont conduits à réfléchir sur le renforcement de la rigueur du protocole expérimental. Nous allons présenter à la suite les résultats des trois essais réalisés.

Tableau.II.5 : Caractéristiques des éprouvettes utilisées dans les essais préliminaires.

Identification relative	Identification absolue	Thermocouples		Béton étudié	Mesure Montée en température
		Nombre	Configuration		
	Numéro			Type	
Essai 1	1	3	Th_S0, Th_S5, Th_S10	BHP	Oui
Essai 2	2	3	Th_S0, Th_S10, Th_S20	BHP	Oui
Essai 3	3	3	Th_S0, Th_S10, Th_S20	BHP	Oui
Essai 4	-	3	Th_S0, Th_S5, Th_S10	BHP	Non

- Analyse de l'Essai 1

Les courbes d'évolution des températures des thermocouples de l'Essai 1 sont données sur la Figure II.18. La Figure II.18-a illustre les courbes relatives à toute la durée de l'essai, c'est-à-dire comprenant les phases de chauffage et de refroidissement du four. La phase de refroidissement durant laquelle les courbes de température décroissent rapidement une fois que la puissance du four est ramenée à 0 a tout son intérêt car il arrive que des éclats continuent de se produire dans cette phase. Mais nous ne prêterons guère attention à cette phase dans la présente étude. Nous étudierons tout particulièrement la phase de chauffage durant laquelle l'essentiel des dégradations thermiques se produisent (figure II.18-b). On y a tracé les courbes de température mesurées par le thermocouple K Th\_Furnace, la courbe ISO 834 et celles des températures des thermocouples noyés dans la masse des dalles Th\_S0, Th\_S5 et Th\_S10. La courbe Th\_Furnace est très différente de la courbe ISO 834, surtout en début d'essai où les écarts de température peuvent atteindre 350°C. Cela s'explique par le fait qu'initialement la température mesurée est de 450°C car le four était chaud au début de l'essai. Cet essai a été réalisé à la suite d'autres essais dans la même journée ce qui fait que le four n'a pas eu le temps de refroidir. Il en résulte que la régulation manuelle de la température n'a pas été satisfaisante au cours de cet essai. Les courbes de température des trois thermocouples noyés dans la masse de béton sont quasiment toutes croissantes. La courbe Th\_S0 est strictement croissante et représente la température de la face chauffée. Nous avons été ravis de constater qu'il était possible de mesurer cette température en noyant un thermocouple dans la dalle. On peut remarquer que la courbe Th\_S5 présente un palier de température à 100°C entre les temps 140 et 210 s et la courbe Th\_S10 un palier similaire de température entre les temps 300 et 460 s. Ces paliers de température sont la manifestation de la présence d'eau liquide dans l'éprouvette.

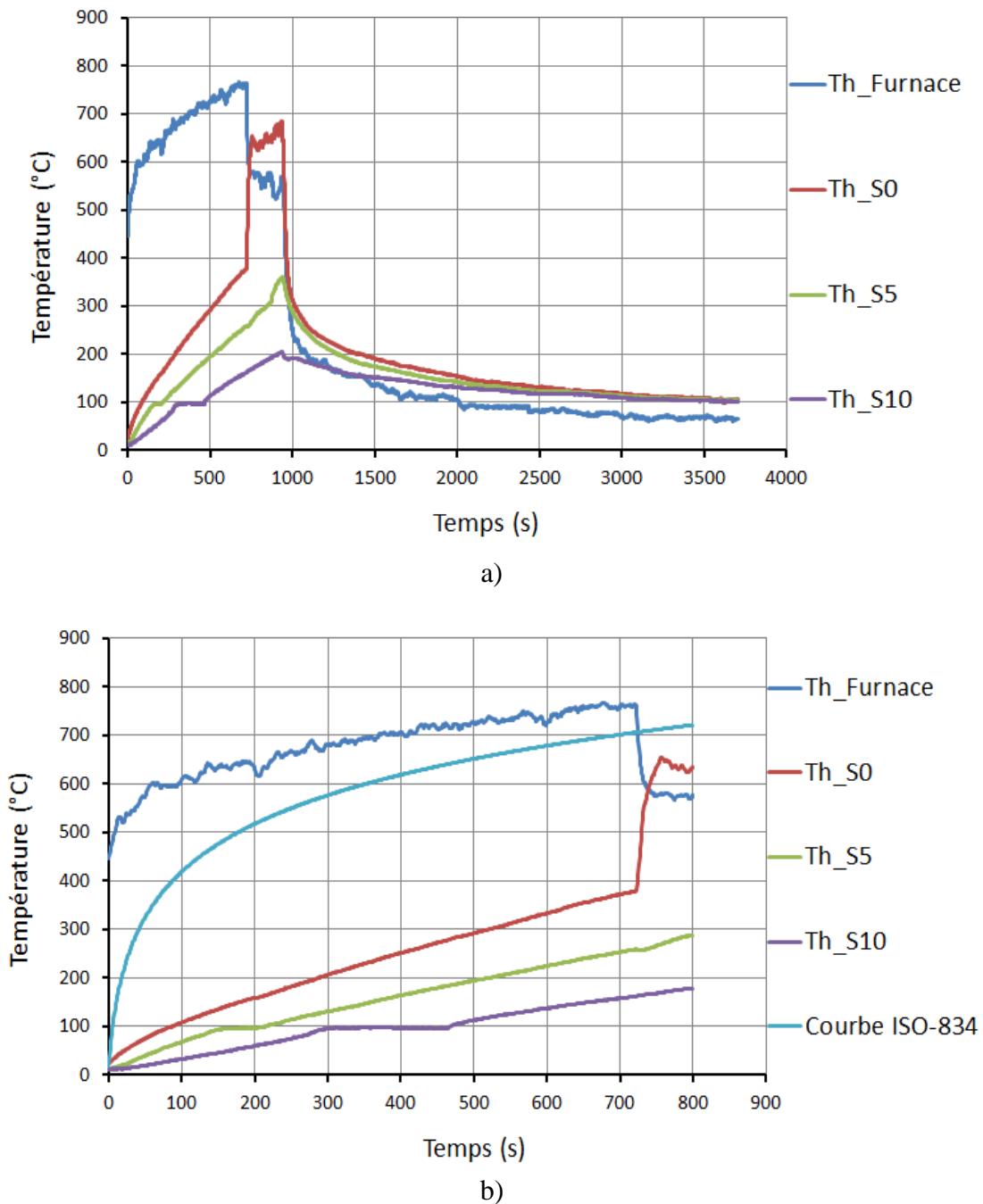


Fig.II.18: Courbes de température de l'Essai 1 du 22 mars 2019 (Th\_S0, Th\_S5, Th\_S10).

- Analyse de l'Essai 2

Les courbes d'évolution des températures des thermocouples de l'Essai 2 sont données sur la Figure II.19. Nous ne nous attarderons pas sur la figure II.19-a qui est relative aux phases de chauffage et de refroidissement. Sur la Figure II.19-b, il apparaît que la courbe Th\_Furnace de la température du four est beaucoup plus proche de celle de la courbe ISO 834 que dans l'essai précédent. Cela s'explique en bonne partie par le fait que cet essai a été réalisé à partir d'un état froid (température ambiante) du four qui se traduit par une température initiale relativement basse de Th\_Furnace de l'ordre de 200°C. Les écarts maximums de température observés entre Th\_Furnace et la courbe ISO 834 sont de l'ordre de 150°C au départ de l'essai pour vite se

résorber : les deux courbes sont quasiment confondues entre les temps 400 et 700 s, ce qui laisserait croire que la régulation manuelle de la température a été plutôt satisfaisante. La courbe Th\_S0 est croissante monotone et les courbes Th\_S10 et Th\_S20 présentent aussi des paliers à 100 °C comme dans l'essai précédent : entre les temps 180 et 270 s pour Th\_S10 et les temps 270 et 400 s pour Th\_S20.

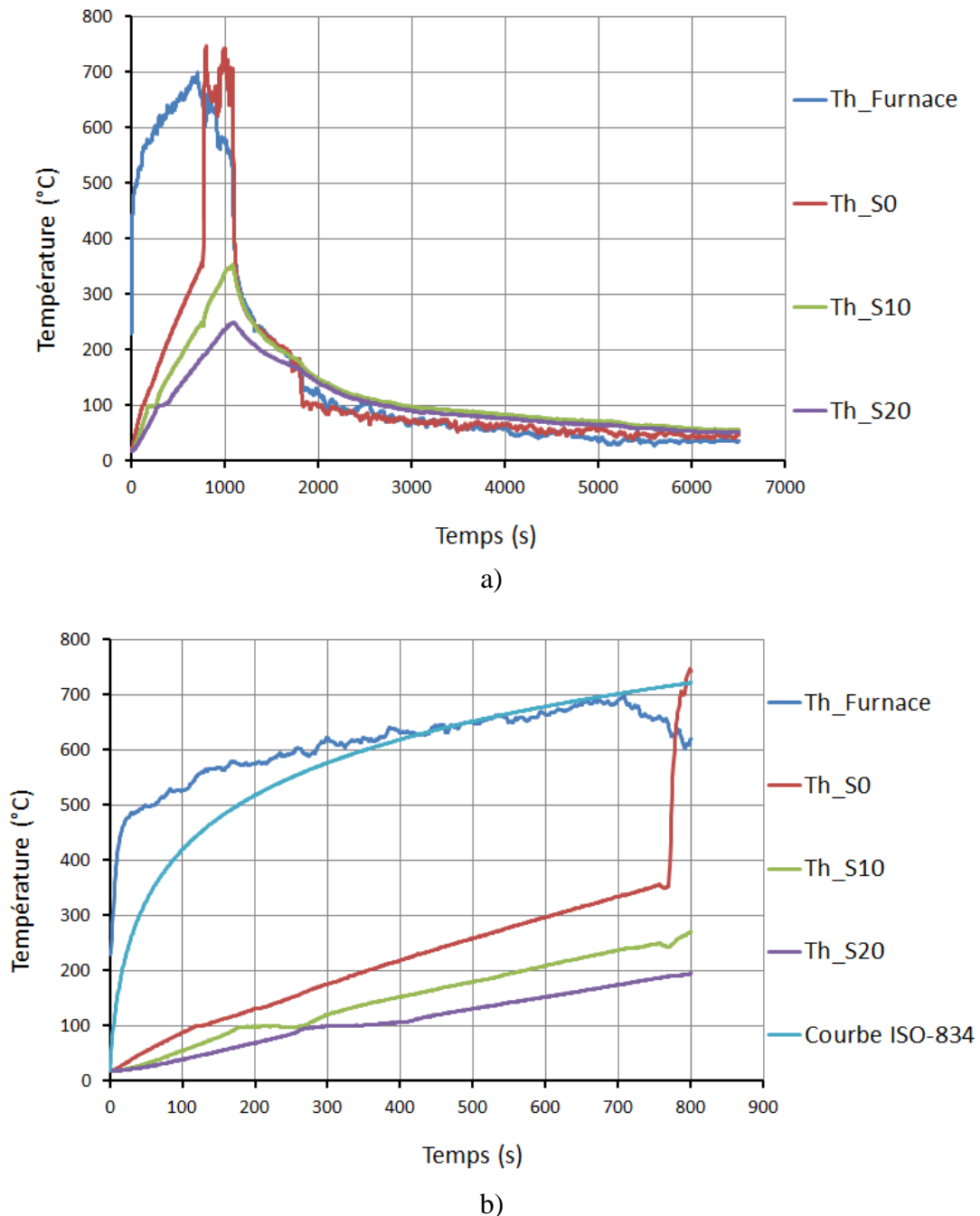
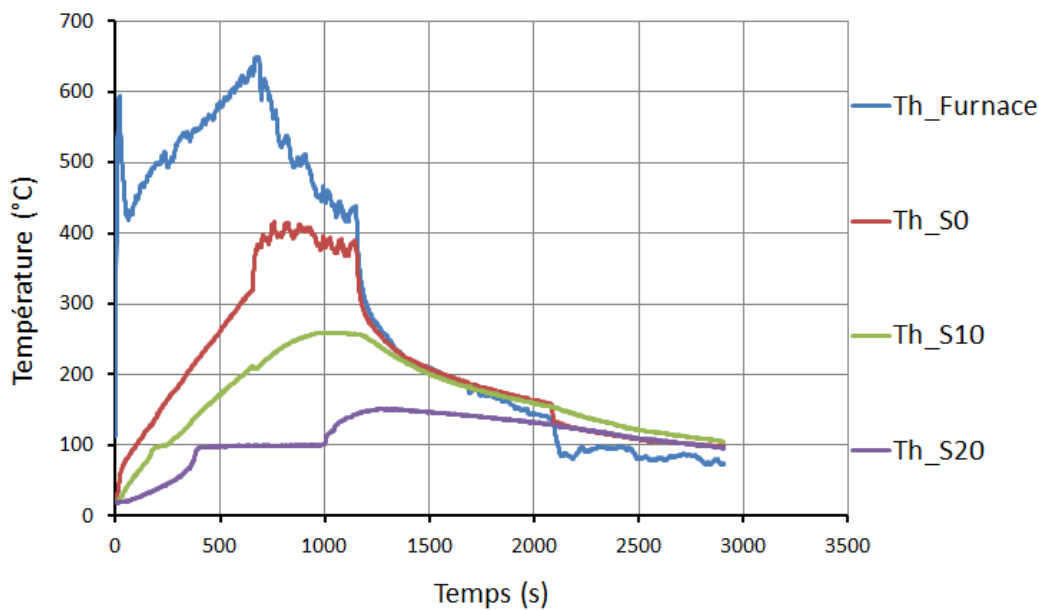


Fig.II.19: Courbes de temperature de l'Essai 2 du 26 mars 2019 (Th\_S0, Th\_S10, Th\_S20).



- Analyse de l'Essai 3

Les courbes d'évolution des températures des thermocouples de l'Essai 3 sont données sur la Figure II.20. La figure II.20-a montre la présence d'un long palier de température à 100°C entre 400 et 1000 s. Sur la Figure II.20-b, on observe un pic sur la courbe de Th\_Furnace en début d'essai lié à une erreur de manipulation. C'est dommage car l'essai avait démarré à partir d'un four à température ambiante puisque la température initiale de Th\_Furnace est de l'ordre de 100°C. Les écarts de température entre Th\_Furnace et la courbe ISO 834 atteignent les 450°C. La régulation manuelle de cet essai n'est pas satisfaisante. La courbe Th\_S0 a été impactée par la montée fulgurante accidentelle de la température du four en début d'essai ; cela se traduit par une forte pente initiale suivie d'une cassure de pente liée à la baisse brutale de la puissance du brûleur. Les deux autres courbes Th\_S10 et Th\_S20 évoluent en présentant comme les précédentes des paliers de température à 100°C. Celui de Th\_S20 est particulièrement long, entre 400 et 1000 s (10 mn), ce qui fait un temps long à l'échelle de la durée totale de l'essai. Ceci est peut-être une des conséquences de l'erreur de manipulation mentionnée précédemment.



a)

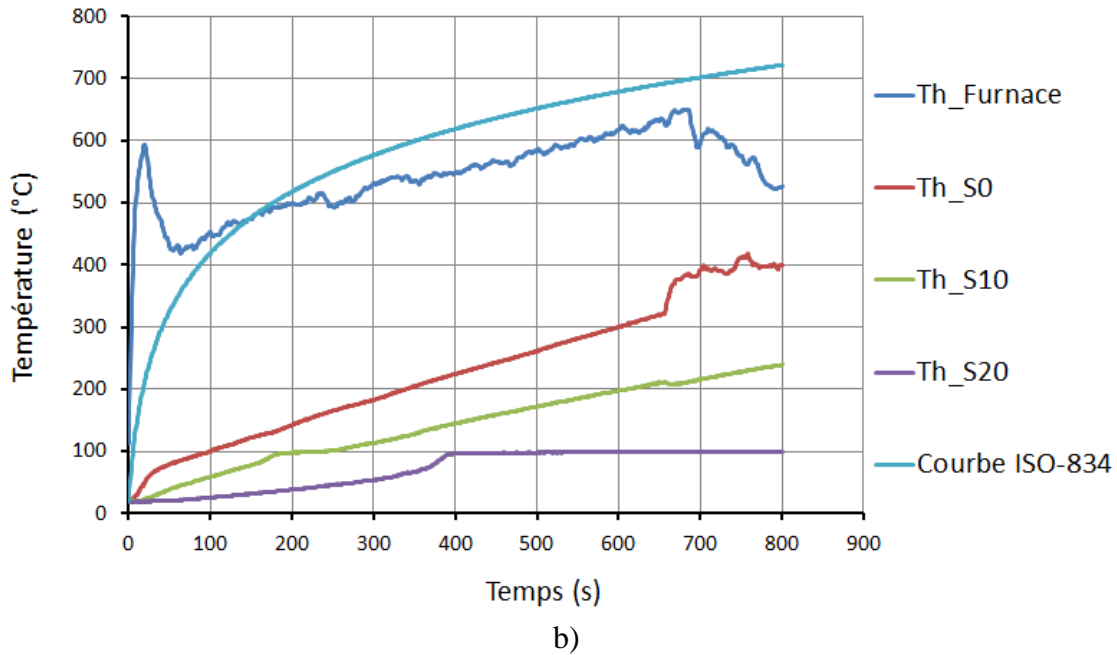


Fig.II.20: Courbes de temperature de l'Essai 3 du 26 mars 2019 (Th\_S0, Th\_S10, Th\_S20).

### - Conclusions sur les essais préliminaires

Ces essais préliminaires ont permis d'atteindre trois objectifs. Le premier objectif était d'obtenir un relevé continu des courbes de température des thermocouples noyés dans la masse des dalles afin de s'y appuyer pour mener la modélisation numérique des essais : une modélisation thermique d'abord pour prédire les courbes de température, et une modélisation thermomécanique ensuite pour prédire les dégradations. Cet objectif a été pleinement atteint. Le deuxième objectif était la mise en évidence éventuelle la présence d'eau dans le béton afin de déterminer l'approche de modélisation la plus pertinente pour les matériaux étudiés. Les courbes de températures ont montré des paliers de température à 100°C dans certain nombre d'essais dès lors que le thermocouple était en retrait de la face chauffée. On peut dire aussi que cet objectif a aussi été atteint. Le troisième objectif était opérationnel. Il fallait s'assurer une reproductibilité des conditions thermiques appliquées aux éprouvettes au cours des différents essais afin que les résultats obtenus soient comparables. Il est apparu clairement que pour atteindre cet objectif, le four devait refroidir complètement entre deux essais consécutifs, ce qui a impliqué de ne faire qu'un essai par jour. Cette règle sera appliquée pour tous les essais réalisés ultérieurement. Enfin, ces essais nous ont aussi conduits à nous interroger sur le pilotage de la température du four afin de suivre la courbe d'incendie standard de l'Eurocode 2. C'est l'objet des essais de mise au point du prochain chapitre.

### 3.2. Les essais de mise au point de la régulation en température du four

Dans les essais préliminaires, la maîtrise de l'évolution de la température du four n'était pas une contrainte prioritaire. Les essais de mise au point ont exactement pour but de définir le protocole expérimental permettant de réaliser les essais en suivant le plus rigoureusement possible le même cycle thermique, en particulier la courbe de température standard ISO 834 de

l'Eurocode 2. En effet, le banc d'essai a été livré sans le programme de régulation automatique. Ceci n'a pas vraiment constitué une gêne car nous avons ainsi pu maîtriser le fonctionnement du dispositif.

L'essai consiste à contrôler manuellement la montée de la puissance du brûleur pour atteindre l'objectif. Dans une vision idéale, on cherche la courbe  $P(t)$ ,  $P$  étant la puissance du four, supposée nulle au débit minimal du brûleur. Les éprouvettes numérotées 1, 2, et 3 dans ce sous-chapitre correspondent aux essais numérotés 4, 5 et 6 dans la nomenclature générale des essais (Tableau II.4). Ces essais ayant été réalisés avec rigueur aussi bien sur la mesure de température que sur la récolte des informations sur les événements d'éclatement, nous traiterons tous ces aspects dans cette étude particulière de mise au point de la régulation thermique du four. Ces essais ont fait l'objet d'une publication dans [Bensalem et al, 2021-b].

### 3.2.1. Choix des éprouvettes

Pour mener à bien cette étude, il fallait utiliser des éprouvettes capables d'absorber la charge thermique et la formulation du béton de l'éprouvette importait peu, a priori. Mais il était intéressant de savoir si la formulation avait éventuellement une influence sur les résultats. Trois éprouvettes de deux formulations ont été retenues : 1-l'Éprouvette 1 de la formulation F3, de dimensions  $25 \times 25 \times 7$  (cm), de 72 mois d'âge et dépourvue de thermocouple ; 2- les Éprouvettes 2 et 3 de la formulation F1(en BHP), de dimensions  $25 \times 25 \times 10$  (cm), d'âges 45 et 24 mois, respectivement. L'Éprouvette 2 a une configuration de type (Th\_S0,) et l'Éprouvette 3 (Th\_S0, Th\_S10, Th\_S20). La figure II.21 montre les schémas de disposition des thermocouples et la Figure II.22 les photos des trois éprouvettes.

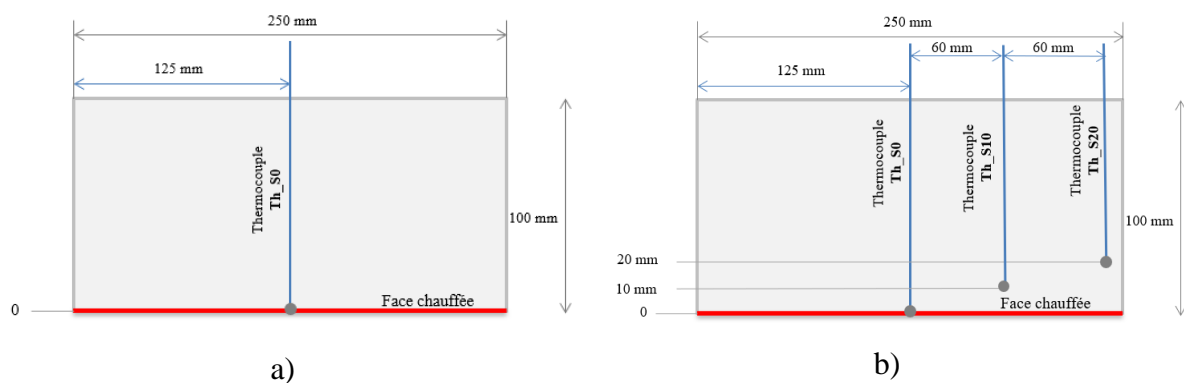


Fig.II.21 : Schémas de disposition des thermocouples : a) Éprouvette 2, b) Éprouvette 3.



a)

b)

c)

Fig.II.22 : Photos des différentes éprouvettes ayant fait l'objet des essais : a) Epreuve 1, b) Epreuve 2, et c) Epreuve 3.

### 3.2.2. Résultats des essais

La Figure II.23 montre une vue latérale de l'Epreuve 1 posée sur le four avant et après essai. La trace des dégradations s'y traduit par un trou d'une profondeur de l'ordre du dixième de la hauteur de l'éprouvette (Fig.II.23-b). A la fin des essais, les débris produits sont récupérés pour une analyse ultérieure. Au cours des essais se sont produits des éclats audibles qui ont été répertoriés et sans doute aussi des éclats non audibles qui ne sont pas pris en compte. Afin de rendre leur description chronologique et dynamique, les informations afférant aux épisodes d'instabilité thermique ont été insérées dans les courbes de température (Fig.II.24).

Au cours de cet essai, seule la température du thermocouple gainé K (Th\_Furnace, (Voir Fig.II.6)) a été mesurée de plus la Figure II.24 montre l'évolution de cette température et celle de la courbe ISO 834 de l'Eurocode 2. Le pic inversé visible en début de la courbe Th\_Furnace est le résultat d'une sortie brutale accidentelle du thermocouple du four. Jusqu'au temps 600 s, cette courbe se place au-dessus de la courbe standard, ce qui semble attester des conditions d'essai plus sévères. Des informations sur la montée en puissance du four et sur les manifestations des instabilités thermiques apparues au cours de l'essai sont aussi données sur cette figure. Ainsi, les premières explosions audibles ont été perçues au temps 600 s, au bout de 10 mn d'essai, suivies de deux explosions au temps 660 s, soit une minute plus tard. A partir de ce temps la température du four décroît du fait probablement de l'obstruction d'une partie des ouvreaux du brûleur par les éclats. Au temps 840 s un arrêt automatique du brûleur se produit. Enfin après les explosions produites au temps 660 s, la puissance du four a été réduite progressivement.



a)



b)

Fig.II.23 : Photos de l'Epreuve 1 a) avant et b) après essai.

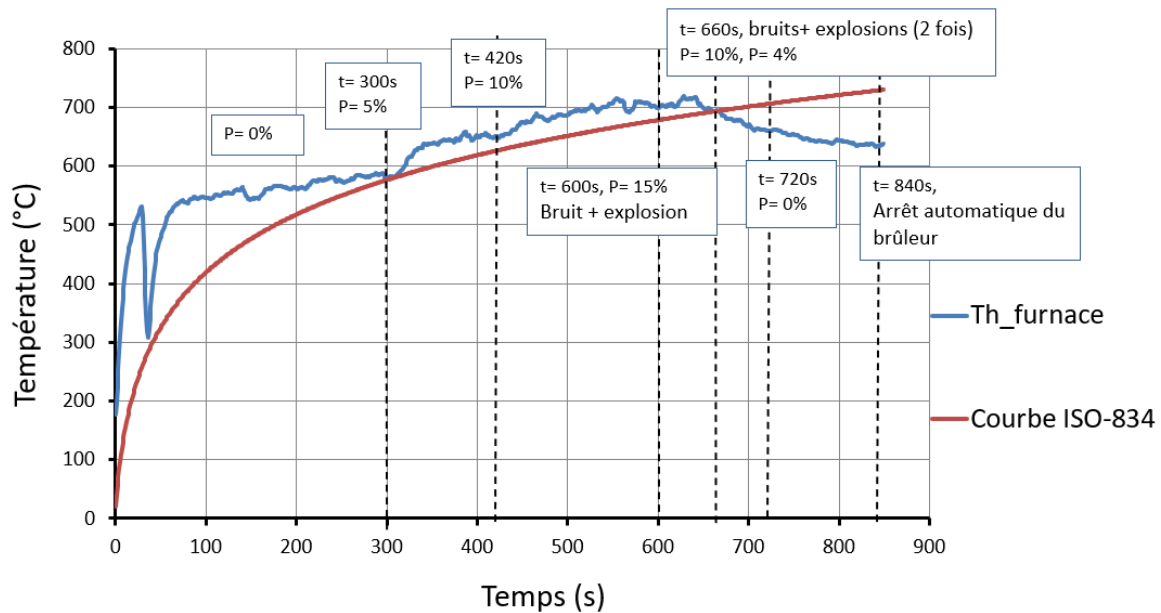


Fig.II.24 : Courbes de l'Essai 4 sur l'Éprouvette 1 non munie de thermocouple.

L'éprouvette 2 est munie d'un thermocouple central (Th\_S0) dont l'extrémité affleure sa face chauffée. Par rapport à l'essai précédent, en plus de l'acquisition automatique de la température du thermocouple gainé K (Th\_Furnace) et du thermocouple noyé dans le béton (Th\_S0), on fait aussi l'acquisition manuelle de la température du thermocouple de régulation (Th\_Regulation). La Figure II.25 montre les courbes des températures mesurées et celle de la courbe de température standard ISO 834. On y voit une différence dans les indications des deux thermocouples pourtant placés côte à côte dans le four. La régulation du four semble assez efficace puisque la courbe de température du four Th\_regulation tend à se confondre avec la courbe ISO 834. Les écarts sont tout au plus de 5 à 20°C. La courbe de température Th\_S0 de la face chauffée de l'éprouvette a une croissance quasi-monotone avec par endroits de très légères variations coïncidant avec l'augmentation de la puissance du four jusqu'au temps 1020 s, soit au bout de 16 mn, où l'on observe une rupture brutale de la courbe et où la température passe de 500 °C à 870 °C avant de décroître jusqu'au temps 1450 s. Cette variation brutale de température coïncide avec deux explosions entendues au même moment et qui attestent de l'apparition d'éclats dans la dalle et de deux grosses macro-fissures dans les plans de symétries de l'éprouvette. L'augmentation brutale de la température du thermocouple noyée dans l'éprouvette indique une production d'éclats dans la zone centrale qui a donc mis à nu le thermocouple qui se retrouve ainsi directement exposé au feu du four. Lorsque les premières explosions audibles se produisent, la température du thermocouple situé sur la face chauffée de l'éprouvette Th\_S0 est de 500°C.

Au cours de cet essai, on a pu observer la naissance de deux macro-fissures situées grosso-modo dans les deux plans de symétrie de l'éprouvette et visibles sur les surfaces latérales (Fig. II.26-a) et sur la face supérieure (Fig.II.26-b). Ces macro-fissures sont aussi des chemins privilégiés pour l'eau sous pression qui cherche à s'évacuer (voir traces noires sur Fig. II.26-b). En fin d'essai, la macro-fissure est bien formée (Fig.II.26-c) au point de séparer l'éprouvette en deux parties (Fig. II.26-d et II.26-e). Les observations post-mortem montrent que les dégradations sont très importantes en volume et qu'elles concernent une aire plutôt centrale de

la face chauffée à des profondeurs de l'ordre de 10 à 30 mm. Les Figures II.26-f et II.26-g montrent des vues de la macro fissure sur laquelle on peut voir le profil dégradé de la face chauffée après essai et la trace de l'autre macro-fissure située dans l'autre plan de symétrie. On y distingue deux zones sombres périphériques qui semblent humides et une zone centrale dont la couleur grise semble traduire une sécheresse, un degré moindre d'humidité. En regardant de plus près, la trace de la macro-fissure orthogonale semble distincte de celle du thermocouple (Fig. II.26-f). Il ne semble pas alors que la présence du thermocouple soit à l'origine de la macro fissure.

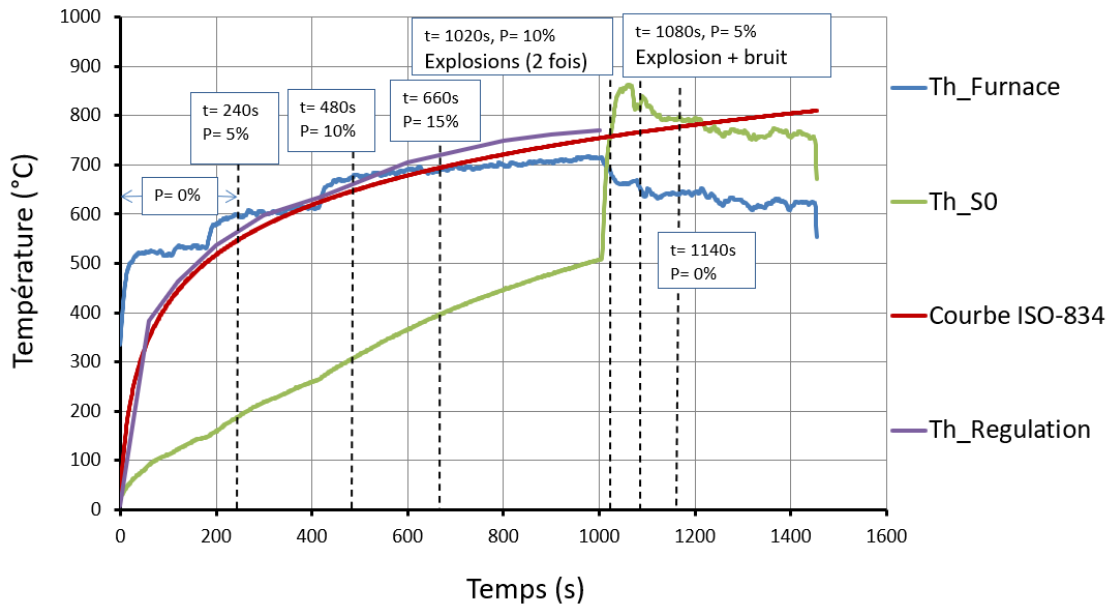
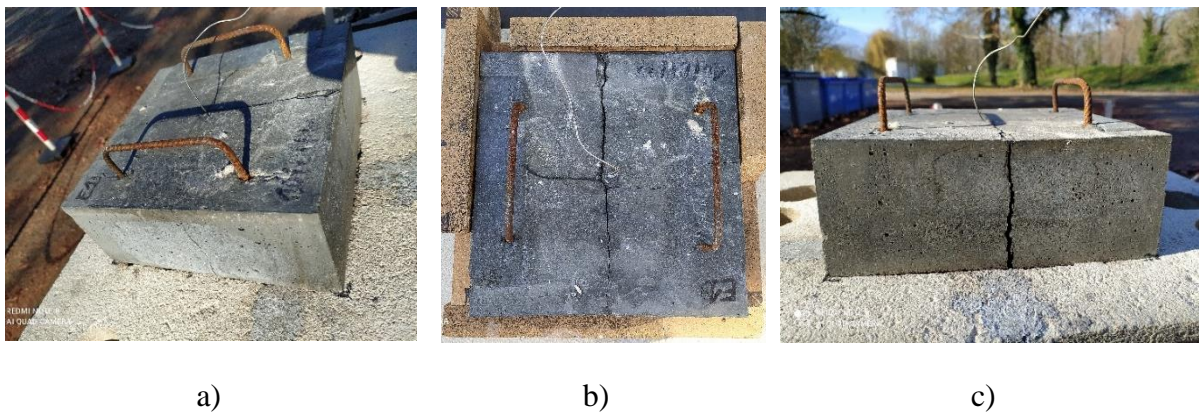


Fig.II.25 : Courbes de température de l'Essai 5 sur l'Eprouvette 2 munie d'un thermocouple central.





d)



e)



f)



g)

Fig.II.26 : Différentes photos de l'Epreuve 2 prises pendant et après l'essai.

Au cours de l'Essai 6 sur l'éprouvette 3 on a pu observer des remontées d'eau le long des deux thermocouples implantés dans la partie centrale de l'éprouvette et qui finissent par former une auréole d'eau sur la face supérieure non chauffée (Fig. II.27-b). Cette auréole est moins présente autour du thermocouple périphérique du fait de la possibilité d'évacuation de la vapeur d'eau par la face latérale proche. Au cours des essais, les explosions ont été violentes et il en a résulté des dégradations thermiques importantes mais localisées dans un coin de la face chauffée (Fig.II.27-c). Les débris de cet essai ont été recueillis et ont fait l'objet d'analyses dont les résultats seront exposés ultérieurement.

La figure II.28-a montre les courbes de température obtenues sur toute l'étendue de l'essai comprenant la phase de chauffage (0-1200 s) et de refroidissement (1200 à 2750 s) de l'éprouvette. L'interruption de l'essai a été déclenchée par la sécurité du brûleur au temps 1200 s, ce qui a engendré une annulation brutale de la puissance du four et déclenché la phase de refroidissement.

La figure II.28-b est une restriction de l'essai à la phase de chauffage où l'on observe l'essentiel des instabilités thermiques. La courbe de température du thermocouple Th\_Furnace est surprenante car très vite elle passe sous celle de Th\_Regulation pourtant placés côte à côte dans le four. Comme dans l'essai précédent, la courbe de température du thermocouple de régulation reste assez proche de celle de l'ISO 834 jusqu'au temps 840 s où il se produit la première explosion audible. La régulation manuelle a été satisfaisante. Au cours de l'essai, la puissance du four a varié de 0 et 10 % (Figure II.28-b). Les courbes de température des thermocouples

noyées dans l'éprouvette sont toutes croissantes avec un positionnement relatif logique compte tenu de leur configuration. La courbe de température Th\_S10 présente un tout petit palier de température à 100°C entre les temps 200 et 250 s. C'est sans doute un endroit où l'eau était présente sous forme liquide puis a dû s'évaporer à 100°C exactement pendant la durée du palier. Cela met en évidence l'existence d'un front de vaporisation. Les autres courbes de températures ne semblent pas affectées par ce phénomène. Au cours de l'essai, des explosions et bruits divers se sont produits d'abord dès 840 s, soit au bout de 14 mn, jusqu'au temps 1080 s où l'on observe un infléchissement de la température de régulation qui traduit la production soudaine d'éclats. Une grosse explosion finale s'est produite à 1200 s, ce qui a entraîné l'arrêt automatique de l'essai. Aucune des courbes de température des thermocouples ne semble cependant affectée par les éclats qui se sont produits au cours de l'essai. Cela s'explique par le fait que les dégradations se sont produites dans un coin de la face chauffée (Fig. II.27-c) loin des zones de localisation des thermocouples. Aux premières explosions audibles au temps 840 s, la température de la face chauffée était de 400°C et celles des points situés à 10 et 20 mm de la face chauffée de 240 °C et 80 °C, respectivement.

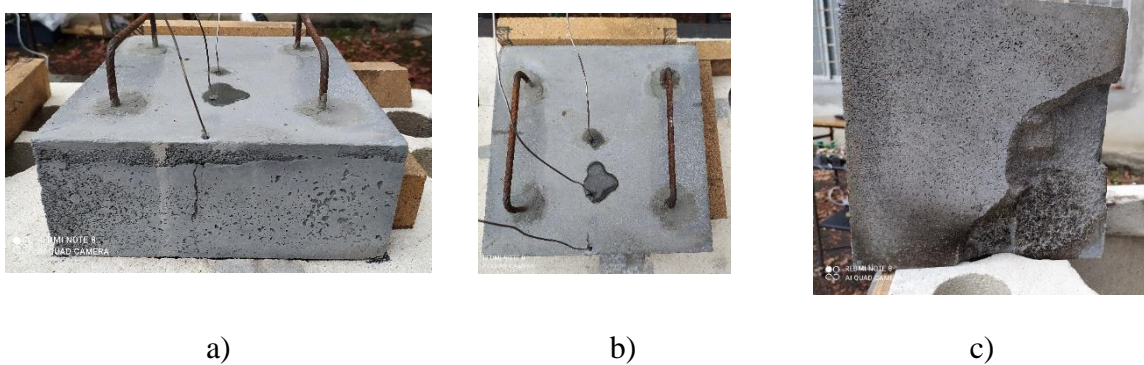
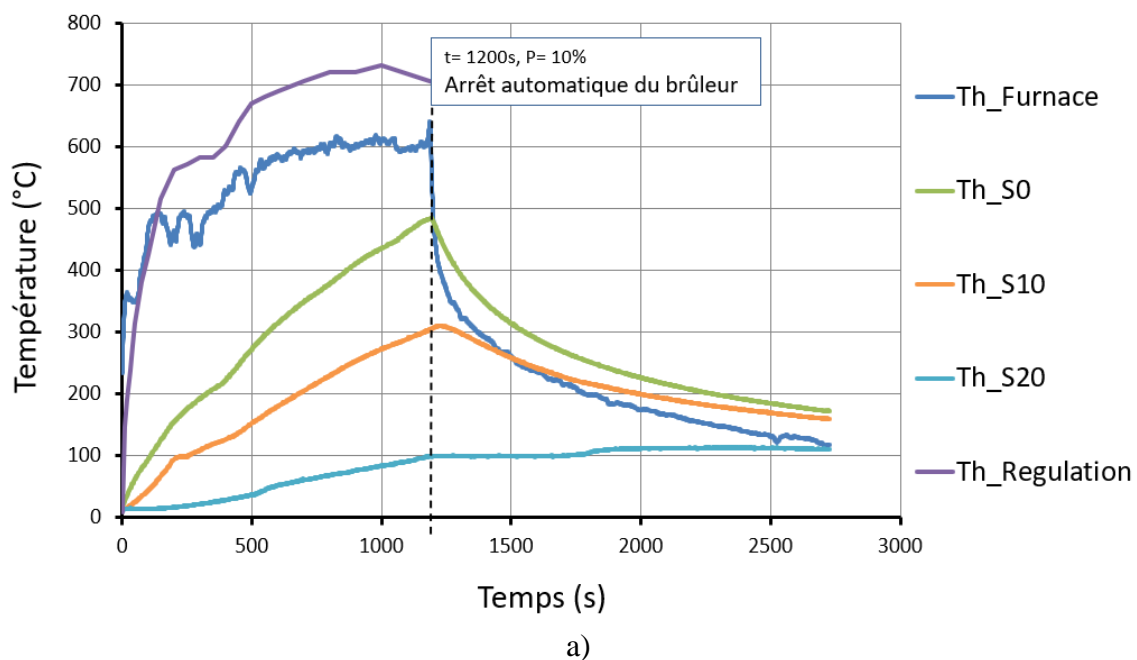


Fig.II.27 : Différentes photos de l'Eprouvette 3 prises pendant et à la fin de l'essai 6.





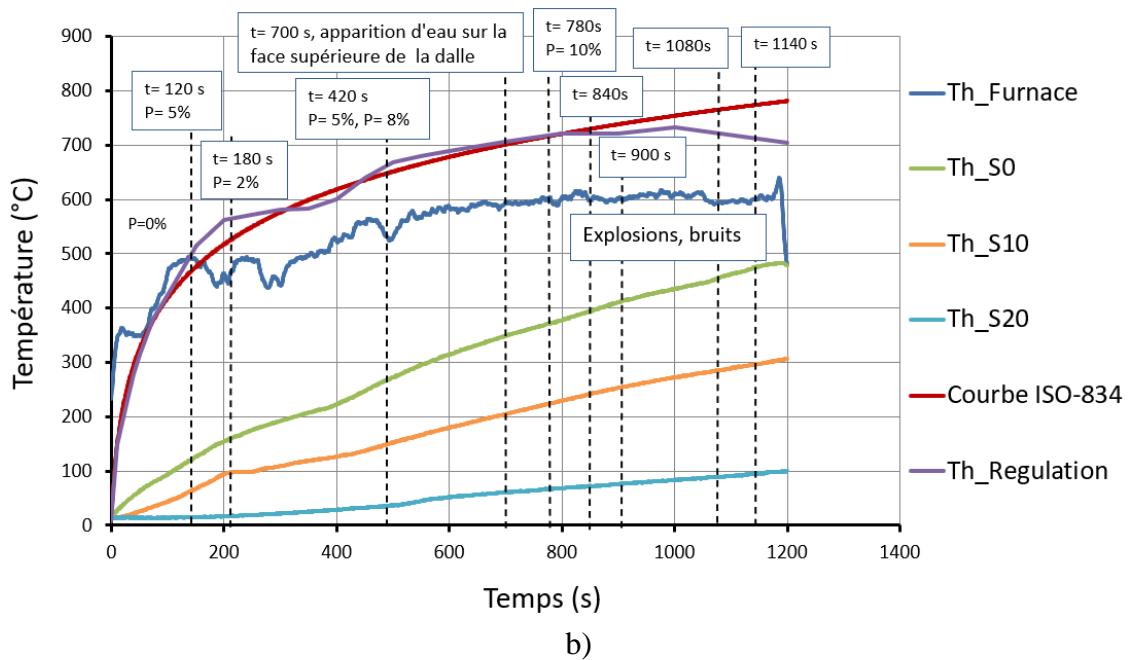


Fig.II.28: Courbes de température de l'Essai 6 (Th\_S0, Th\_S10, Th\_S20).

### 3.2.3. Exploitation des résultats d'essais

- Amélioration du protocole expérimental

Le banc d'essai en cours de développement est destiné à mener des activités de recherche sur des structures de type petites dalles constituées de matériaux divers. Il est donc nécessaire de s'adapter en temps réel durant l'essai à toutes les situations. Nous avons présenté des résultats d'essais effectués en contrôlant manuellement la puissance de façon à suivre la courbe de température standard ISO 834 de l'Eurocode 2. Cette régulation manuelle, plus souple, permet de s'adapter à toutes les situations mais se révèle assez contraignante à mettre en place. Nous avons ainsi pu constater que la présence du doigt de gant sur le thermocouple constructeur change sa dynamique de mesure en délivrant une réponse moyenne plus réaliste que celle instantanée du thermocouple gainé de type K. Nous avons ensuite montré qu'en considérant la réponse du thermocouple constructeur, il était possible de réguler de manière satisfaisante la température du four pour suivre la courbe d'incendie standard. Pour quantifier la qualité de la régulation manuelle, les écarts absolu et relatif entre la température du thermocouple Th\_regulation et celle de la courbe ISO 834 ont été calculés et représentés sur les Figures II.29-a et II.29-b. On constate qu'au début de l'essai lorsque la croissance de la température est rapide les écarts sont importants (jusqu'à 45°C pour l'Essai 2 correspondant à un écart relatif de 10%) et que très vite on retrouve des écarts absolus de l'ordre de 10 à 20°C correspondant à des écarts relatifs inférieurs à 5%, ce qui est tout à fait satisfaisant. Ces essais ont permis de mettre au point la procédure adéquate pour faire la régulation thermique manuelle de l'essai. L'expérience accumulée a permis de réduire sensiblement ces écarts relatifs au cours des essais réalisés ultérieurement.

## - Les instabilités thermiques

Au cours des différents essais des phénomènes d'écaillage thermique se sont produits. Les premières manifestations d'écaillage ou d'éclats audibles ont été observées au temps 600 s pour l'Essai 4 et aux temps 1020 et 840 s pour les Essais 5 et 6 correspondant à des températures sur la face chauffée de 500 et de 400°C, respectivement. La température exacte de la face chauffée de l'Essai 4 lorsque les éclats se sont produits n'est pas connue car l'éprouvette n'était pas instrumentée. A titre d'estimation on peut observer qu'au même temps la température de la face chauffée était de 360°C et de 320°C pour les Essais 5 et 6 respectivement. On peut alors penser que la température de la face chauffée de l'Eprouvette 1 aux premiers éclats est inférieure à 400°C et de l'ordre de 360°C. Les éprouvettes 1 et 2 sont de la même formulation (BUHP) mais pas de la même gâchée ni du même âge car elles sont âgées respectivement de 71 et 46 mois. On observe les premiers éclats à une température d'environ 360°C au temps 600 s pour l'Eprouvette 1 et à une température de 500°C au temps 1020 s pour l'Eprouvette 2. La précocité de l'apparition des éclats dans l'éprouvette 1, plus âgée, par rapport à l'éprouvette 2 peut surprendre car on aurait pu s'attendre à ce qu'avec l'âge, le processus de déshydratation des couches superficielles de l'Eprouvette 1, étant beaucoup plus avancé, retarde les manifestations explosives en reculant le front de saturation en eau. Mais les observations effectuées contredisent cela. Le béton semble si compact que ce processus a peu d'influence sur son état hydrique global. Une première cause peut être la régulation de température qui n'était pas encore maîtrisée pour ces essais (Fig. II.24 et II.25). Cela voudrait dire aussi que la fissuration des couches superficielles dues aux phénomènes de retrait dans l'éprouvette, augmentant avec l'âge, faciliterait la formation des éclats. La température d'apparition des premiers éclats audibles de l'Eprouvette 3 en BHP est de 400°C au bout de 840 s (14 mn). Ce temps est compris entre ceux des deux autres éprouvettes pourtant plus compactes. On aurait pu s'attendre à ce que le BHP soit plus résistant aux dégradations thermiques que le BUHP ce qui aurait pu se traduire par un temps d'apparition des premiers éclats supérieur. On ne peut pas tirer de conclusions définitives de ces essais du fait de leur nombre réduit. Cependant il semble bien que ces résultats corroborent le caractère aléatoire du déclenchement de ces instabilités thermiques.

Les essais ont montré que les instabilités thermiques peuvent se produire au bout de 10 mn à une température de la face chauffée de l'éprouvette de 360 °C. Ils ne permettent pas de conclure sur les effets de l'âge du béton.

## - Faciès de rupture et analyse des débris

Au cours des essais, les différentes éprouvettes ont eu des comportements divers vis-à-vis de la fissuration. L'Eprouvette 1 de formulation BUHP a produit des éclats suite à de fortes explosions formant des cratères. On observe de légères fissures sur les faces latérales dans leur zone basse. L'Eprouvette 2 constituée du même matériau que l'Eprouvette 1 a aussi produit beaucoup d'éclats avec le même profil d'érosion. Elle a en particulier présenté deux macro-fissures suivant à peu près les plans de symétrie de la dalle, bien visibles sur les Figures II.26. Ces macro-fissures se sont propagées à toute la structure au point de la séparer en deux parties visibles sur les Figures II.26-d et II.26-e. N'ayant pas observé cette macro-fissure sur

l'éprouvette précédente, pourtant du même matériau, on a soupçonné le thermocouple central de 3 mm de diamètre d'en être l'origine, même si la macro-fissure ne traverse pas exactement l'espace occupé par le thermocouple. Par la suite et dès l'Eprouvette 3, seuls des thermocouples de 1,5 mm de diamètre ont été utilisés et on n'a plus observé de macro-fissure de la sorte. Enfin la zone d'éclatement de l'Eprouvette 3 s'est localisée dans un des coins avec une perte de matière importante.

Les débris produits au cours de l'Essai 3 ont été recueillis et la distribution de leurs caractéristiques analysées sous forme d'histogrammes à la Figure II.30. Un protocole a été défini pour mesurer les dimensions et la masse des débris. En ce qui concerne la masse, on mesure celle des débris de plus de 4 grammes. En ce qui concerne les dimensions : la plus grande dimension est la longueur, la dimension intermédiaire perpendiculaire à la longueur est la largeur et la dimension dans la direction orthogonale au plan-longueur-largeur l'épaisseur. Quand le débris comporte une partie de face chauffée reconnaissable, l'épaisseur est la dimension perpendiculaire à ce plan. Pour bien mettre en valeur ces résultats, on les a présentés sous forme d'histogramme. On représente en ordonnée le nombre de débris produits pour une classe de masse ou de dimension donnée. Il n'y a pas a priori de corrélation entre les informations données par les différents histogrammes qui ont seulement une valeur indicative. Il y a davantage de débris de taille petite à moyenne que grande taille. La masse des plus grands éclats peut atteindre 70 g. En ce qui concerne les dimensions, la largeur et la longueur des éclats peuvent atteindre des valeurs importantes de 56 et 90 mm, respectivement. Leur répartition est assez aléatoire. En ce qui concerne l'épaisseur des débris, elle varie entre 2 et 20 mm avec une bonne représentation entre 6 et 9 mm et entre 13 et 20 mm. Les informations relatives à l'épaisseur des débris sont particulièrement précieuses dans la perspective d'une confrontation des résultats expérimentaux avec ceux de la modélisation numérique.

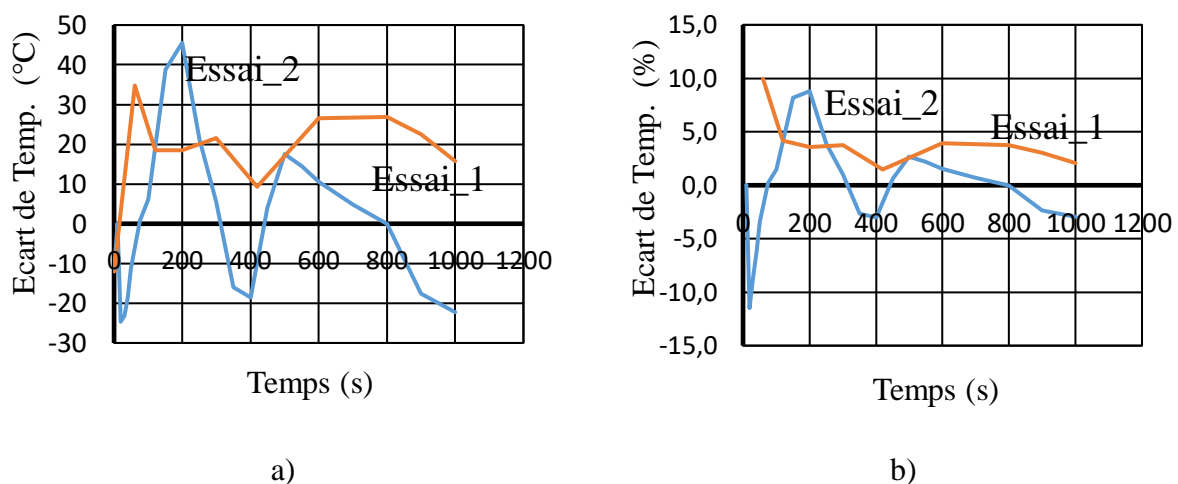


Fig.II.29: Différence de température entre la température de régulation et la courbe standard ISO834 en a) valeurs absolues et b) valeurs relatives.

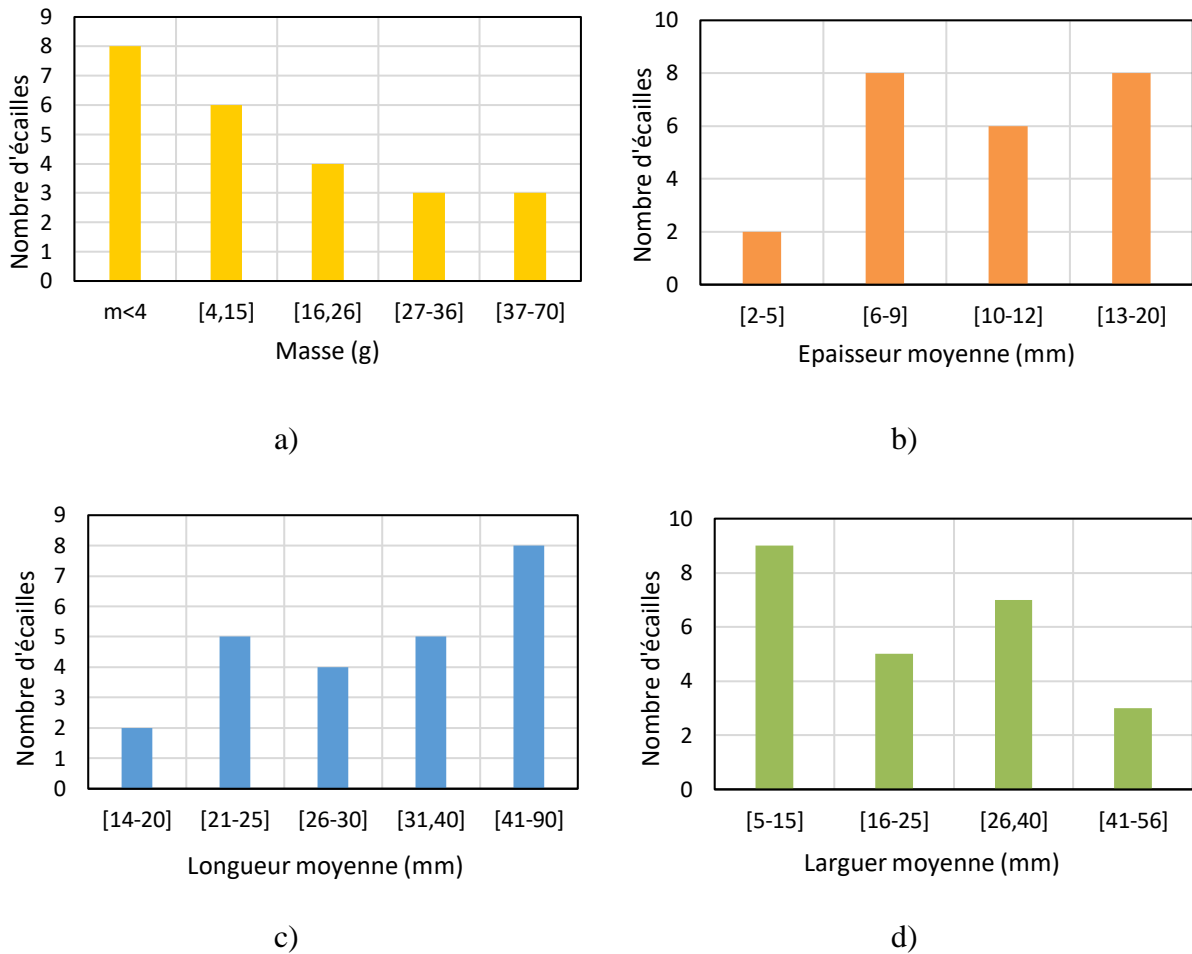


Fig.II.30 : Histogrammes constitués suite à l'analyse des débris de l'Essai 3 : a) masse, b) épaisseur, c) longueur et d) largeur.

### 3.2.4. Conclusions

L'étude effectuée sur la régulation manuelle du four avait pour but de déterminer éventuellement la courbe puissance-temps à appliquer à la montée en puissance du four afin de suivre la courbe de température standard ISO 834. Cette courbe théorique n'est pas définie une fois pour toutes mais fluctue en fonction des conditions extérieures bien changeantes. Ces conditions imposent d'avoir une bonne maîtrise de la dynamique thermique du système afin de pouvoir en faire un pilotage en temps réel. Les essais réalisés ont permis d'atteindre cet objectif à 5% près. On peut faire les observations suivantes :

- Les courbes de température des thermocouples incorporés dans les éprouvettes permettent parfois de détecter les épisodes de dégradations thermiques par leur brusque variation en fonction du temps. On a mis en évidence l'apparition de barrière thermique plafonnée à 100°C et qui indique bien la présence de vapeur d'eau et sa migration dans le béton au cours de l'essai. Ces résultats sont assez originaux car nous n'avons pas eu l'occasion de les observer dans les dernières études consultées.

- Les dégradations thermiques se sont produites dans la zone centrale ou un des coins de la face chauffée des éprouvettes. Le caractère aléatoire de la localisation du point d'initiation des éclats laisse penser que les deux processus de gradient thermique et hydrique ont été actifs au

cours des essais. Le séchage superficiel du béton exposé à l'air libre qui se produit avec le temps (âge) ne semble pas avoir supprimé ou réduit les processus hydriques dans le béton à ultra-hautes performances.

-Dans cette étude, les instabilités thermiques sont caractérisées par le temps d'apparition du premier éclat et la température de la face chauffée de l'éprouvette qui y est associée. Les instabilités se sont produites au bout de 10 et 17 mn aux températures de 360 et 500°C pour les deux éprouvettes en BUHP et au bout de 14 mn et à une température de 400°C pour celle en BHP. Les incertitudes liées au caractère exploratoire des essais ne permettent pas de tirer des conclusions fermes sur ces résultats. On peut simplement conclure à l'efficacité du banc d'essai pour mettre en évidence les instabilités thermiques dans le béton.

-Les courbes d'évolution de la température données dans l'Essai 3 peuvent tout à fait être utilisées pour mener des calculs thermomécaniques sur des structures en béton soumise au feu standard ISO 834.

-Ces essais de régulation manuelle de la température du four ont permis de définir un protocole d'essais relativement rigoureux qui a permis de réaliser par la suite des essais maîtrisés en température sur les bétons à haute performance.

### **3.3. Les essais à température maîtrisée sur le béton à hautes performances**

Les essais maîtrisés sont l'ensemble des essais réalisés en suivant le protocole expérimental mis en place suite aux essais de régulation. Ils ont aussi été réalisés à une fréquence d'un essai par jour à partir d'un état froid du four.

#### **3.3.1. Présentation des résultats des essais**

Nous allons analyser les différents essais en passant en revue les différentes configurations de thermocouples.

##### **3.3.1.1. Essais de la Configuration 1**

Dans cette configuration, les thermocouples sont placés à 0, 5 et 10 mm de la face chauffée. Trois essais ont été effectués : les Essais 8, 9 et 13. Les courbes des températures relevées au cours de ces essais sont données aux Figures II.31 à II.33, respectivement.

##### **- Analyse de l'Essai 8**

Les courbes d'évolution des températures au cours de l'Essai 8 sont données sur la Figure II.31. On peut constater que la courbe de la température de régulation  $Th_{Regulation}$  est très proche de celle de la courbe ISO834 et que la régulation manuelle peut être considérée comme satisfaisante.

La température du thermocouple  $Th_{S0}$  a une évolution croissante monotone avec de légères variations dues aux changements de la puissance du four. Au temps 720 s, on observe une augmentation brutale de la température jusqu'à un pic suivie d'un début de décroissance. A ce même temps la température  $Th_{Furnace}$  décroît instantanément traduisant l'apparition d'un phénomène brutal. A cet instant se sont produits deux bruits très forts accompagnant l'éjection d'éclats de la face chauffée de l'éprouvette ayant entraîné automatique du brûleur. La croissance

de la courbe de température Th\_S0 après le temps 720 s s'explique probablement par la production d'un éclat à proximité du thermocouple l'exposant ainsi plus directement à la température du four ; et la décroissance qui suit immédiatement s'explique probablement par l'arrêt automatique du brûleur et donc par l'arrêt instantané du chauffage qui provoque instantanément le refroidissement du four. L'évolution de la température Th\_S5 est quasi-confondue avec celle de Th\_S0 en début d'essai et diffère légèrement en fin d'essai. Ceci est très intrigant au point s'il n'y a pas une erreur de positionnement du thermocouple. En effet dans les autres essais, il est apparu clairement que les thermocouples disposés à 5 mm de la face chauffée mesuraient une température bien différente dès le début de l'essai. La courbe Th\_S10 est caractérisée par deux segments croissants entre 0 et 322 s puis entre 400 et 780 s reliés par un segment-plateau entre 322 et 400 s à une température autour de 100°C. Ainsi la courbe de température en ce point croît jusqu'à 100°C au bout de 322 s puis un processus de vaporisation en présence de vapeur d'eau et de gaz se met en place maintenant la température constante à 100°C tant que toute l'eau ne s'est pas vaporisée ; à 400 s où toute l'eau s'est alors vaporisée, la température peut de nouveau augmenter. Le palier de température met en évidence la présence de l'eau dans le béton et son influence sur les courbes d'évolution des températures. En résumé les courbes de température mettent en évidence aussi bien les temps d'apparition des dégradations thermiques que l'influence de l'eau dans le béton.

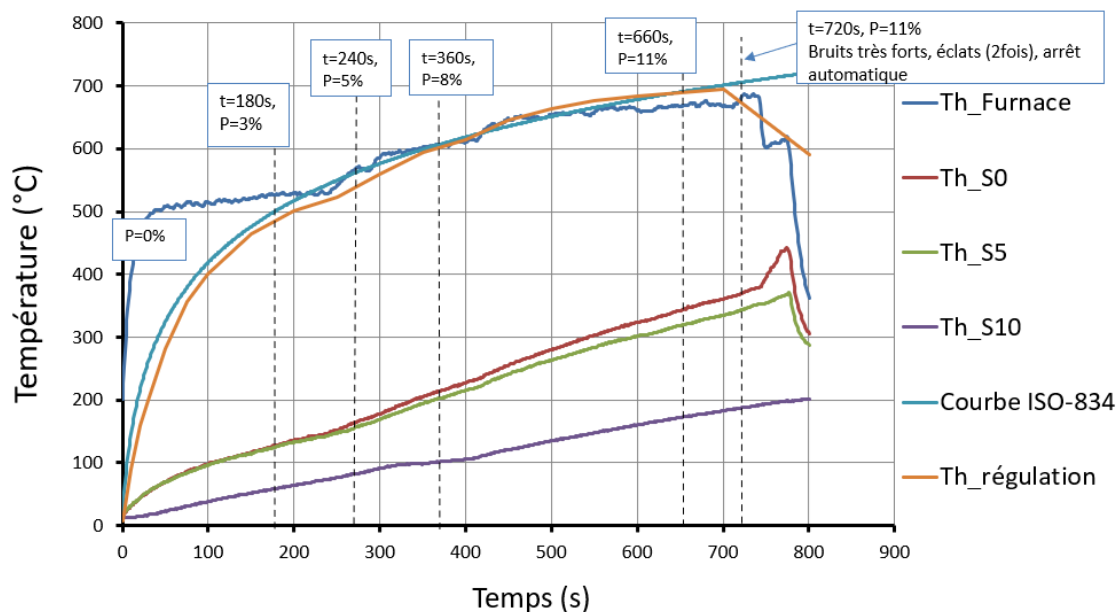


Fig.II.31 : Courbes d'évolution de la température de l'Essai 8 - Th(0,5,10).

#### - Analyse de l'Essai 9

On peut voir sur la Figure II.32 que les courbes Th-Régulation et ISO sont quasi confondues sauf entre 75 et 300 s où elles diffèrent sensiblement ; la régulation manuelle peut toutefois être considérée comme satisfaisante. Au cours de cet essai, des instabilités thermiques se sont produites d'abord au temps 720 s lorsque la température de régulation atteint 701°C où deux grosses explosions ont conduit à une baisse de la température du four visible sur les courbes de température, puis au temps 960 s lorsque la température du thermocouple de régulation a atteint

649 °C où deux autres grosses explosions ont conduit à l'arrêt automatique du brûleur. Ainsi les premiers éclats sont apparus au bout de 12 mn et les explosions se sont produites pendant 4 mn avant la fin brutale de l'essai.

L'apparition des premières instabilités thermiques au temps 720 s sont traduites par une décroissance brutale de la courbe de température Th\_Furnace qui passe instantanément de 680 à 616 °C où elle se stabilise jusqu'au temps 960 s où une nouvelle rupture de pente, plus brutale, se produit suite à l'arrêt automatique du brûleur. La courbe de température de la face chauffée de l'éprouvette Th\_S0 est croissante quasi monotone tout le long de l'essai avec des variations brutales aux temps 720 et 960 s correspondant aux temps de l'écaillage explosif du béton. La légère augmentation de la température du thermocouple traduit le fait que l'environnement de celui-ci est affecté par le départ d'un éclat mais qu'il n'est pas mis à nu. L'évolution de la température du thermocouple Th\_S5 est quasi-monotone avec un petit palier à 100°C entre 164 et 257 s. Quant à celle du thermocouple Th\_S10, elle connaît une évolution monotone similaire avec une pente plus faible traduisant bien son plus grand éloignement de la face chauffée et présente aussi un palier à 100°C entre 220 et 323 s et un autre palier entre 107 et 110°C entre à des temps compris entre 323 et 418 s. Le premier palier à 100°C traduit la présence d'eau sous forme liquide et la durée du palier correspond au temps nécessaire pour que toute l'eau se vaporise. Le second pseudo palier entre 323 et 418 s correspond d'après nous à une présence d'eau sur les couches immédiatement supérieures dont la vaporisation freine la montée en température au point considéré. En effet c'est un pseudo-palier car la température augmente mais très lentement du fait des phénomènes de vaporisation de l'eau dans les couches immédiatement supérieures.

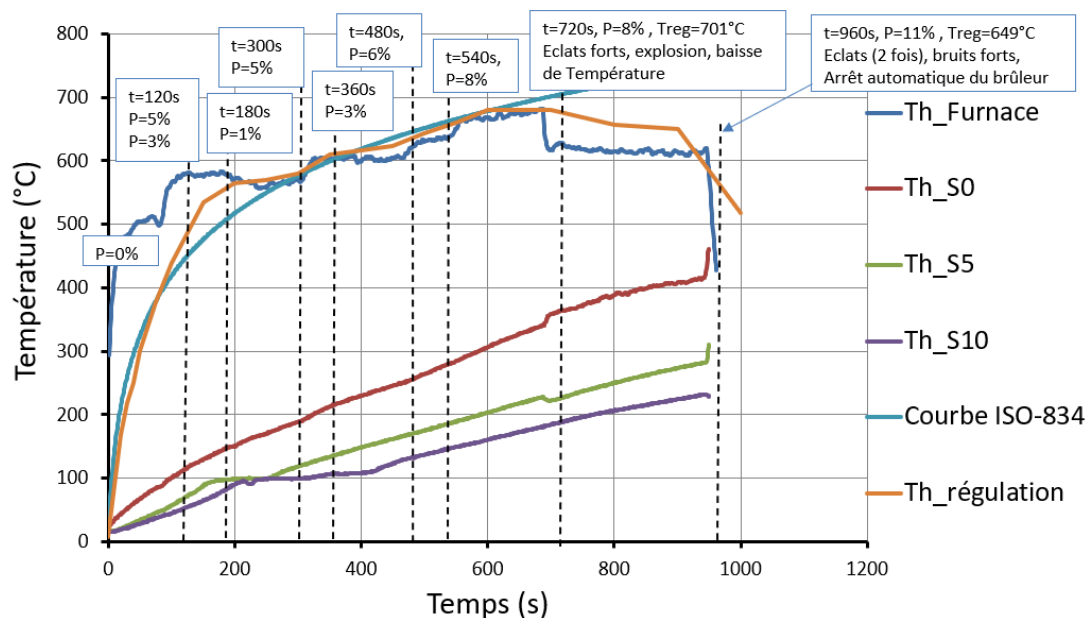


Fig.II.32 : Courbes d'évolution de la température de l'Essai 9 - Th(0,5,10).

#### - Analyse de l'Essai 13

La courbe de température de régulation Th\_Regulation est quasiment confondue avec la courbe ISO834 ce qui traduit une régulation manuelle de la température du four quasi-parfaite (Fig. II.33). Des multiples incidents d'instabilité thermique se sont produites. Bien que la température

du thermocouple Th\_Furnace ne traduise pas fidèlement la température du four, étant mesurée à une fréquence d'acquisition de 1 s, ses variations permettent de rendre compte des temps d'apparition des instabilités thermiques dans le béton au cours des essais. Ainsi on peut voir une décroissance brutale de cette courbe observée au temps 743 s et qui traduit bien les bruits et explosions entendus régulièrement aux temps 743, 754, 770, 787 et 792 s. La température de régulation chute de 700 à 649 °C, température à laquelle elle se stabilise durant toute la période de manifestation des instabilités thermiques. Rappelons que ces chutes de température s'expliquent par l'obstruction des ouvreaux du brûleur par les éclats. Par la suite des explosions et des bruits se sont produits aux temps 1160 et 1193 s et une très grosse explosion au temps 1250 s. Une dernière grosse explosion au temps 1275 a conduit à l'arrêt automatique du brûleur et de l'essai. Ces instabilités thermiques ont bien été traduites par les courbes de température. La courbe Th\_S0 croît de façon monotone et atteint 406 °C au temps 743 s, temps auquel la température croît brutalement pour atteindre la température du thermocouple de régulation à 715 °C. Suite aux explosions successives, la température du thermocouple chute de nouveau au temps 800 s et se stabilise à 543°C entre les temps 800 et 965 s, puis recommence à monter avec des variations en dents de scie qui traduisent la fréquence et l'intensité des instabilités thermiques qui se produisent. On peut voir qu'il y a des temps où les températures des thermocouples Th\_Furnace, Th\_Regulation et Th\_S0 sont confondues. Comme précédemment, cela s'explique par la mise à nu du thermocouple situé au niveau de la face chauffée. La température du thermocouple Th\_S5 est croissante monotone, avec des perturbations dans la première zone d'instabilités thermiques entre 743 et 792 s, jusqu'au temps 1045 s où elle passe brutalement de 406 °C à 546 °C au temps 1091 s, mais en restant inférieure à la température de Th\_Furnace qui est de 580°C. Cela traduit de notre point de vue le fait qu'un éclat de grosse épaisseur mais inférieure à 5 mm s'est produit au droit du thermocouple : la température a augmenté car l'épaisseur protectrice a été réduite suite à l'éclatement, mais le thermocouple n'est pas mis à nu car sa température reste inférieure à celle du four. La croissance de la température du thermocouple montre plus tard que celui-ci est mis à nu car sa température rejoint celle de Th\_Furnace. L'évolution de la température du thermocouple Th\_S10 est quasi-monotone avec des segments de plus grande pente dans les zones de dégradations thermiques traduisant le fait que les éclats ont réduit l'épaisseur de la couche entre la face chauffée et l'extrémité du thermocouple.

Dans tous les cas, on voit que les courbes de température, quelques qu'elles soient, traduisent bien les manifestations des instabilités thermiques dans le béton. On peut aussi remarquer que, contrairement aux deux essais précédents, les courbes de températures des thermocouples noyés dans le béton ne présentent pas de paliers de température à 100 °C.



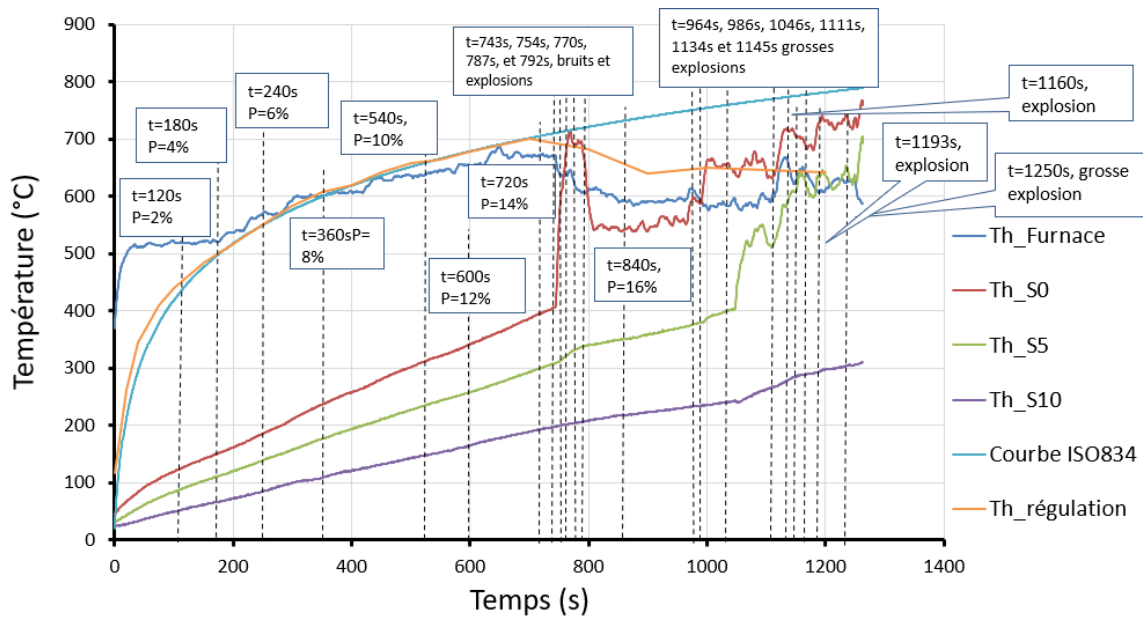


Fig.II.33 : Courbes d'évolution de la température de l'Essai 13 - Th(0,5,10).

### 3.3.1.2. Essais de la Configuration 2

Il s'agit d'essais effectués sur des éprouvettes disposant de thermocouples placés à 0, 10 et 20 mm de la face chauffée.

#### - Analyse de l'Essai 10

On peut voir sur la Figure II.34 que la régulation manuelle est très satisfaisante sauf dans l'intervalle 100-250 s. Au cours de cet essai les instabilités thermiques se sont produites brutalement au temps 720 s (12 mn) correspondant à une température du thermocouple de régulation de 724°C, ce qui a entraîné l'arrêt automatique de l'essai.

Les évolutions des températures des trois thermocouples noyés dans le béton sont tout à fait logiques et cohérentes. La courbe de température du thermocouple Th\_S0 croît régulièrement jusqu'au temps 720 s où se produit une rupture brutale de pente due à l'éclatement du béton et qui a provoqué l'arrêt brutal du chauffage du four. Lorsque les premiers éclats se produisent, la température de la face chauffée est de 370 °C. Les courbes des températures mesurées par les thermocouples Th\_S10 et Th\_S20 sont caractérisées par la présence de longs paliers à 100°C : entre 180 et 325 s pour Th\_S10, et entre 350 et 800 s pour Th\_S20. Le palier observé sur la courbe de température de Th\_S20 est particulièrement spectaculaire par sa durée qui est de 450 s, soient 7,5 mn. Cela témoigne de la présence de l'eau sous forme liquide dans cette éprouvette et en particulier au cœur du béton.

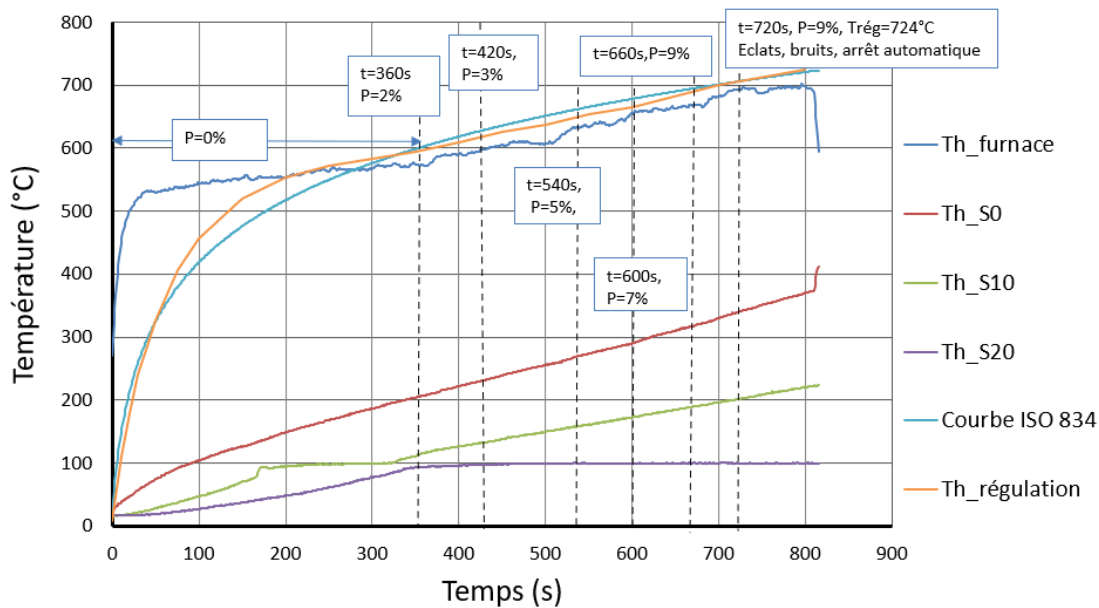


Fig.II.34 : Courbes d'évolution de la température de l'Essai 10 - Th(0,10,20).

- Analyse de l'Essai 14

Cet essai s'est très bien déroulé et l'on a observé un arrêt automatique du brûleur au temps 920 s suite à des épisodes d'éclatements explosifs (Figure II.35). La régulation manuelle de la température est quasi-parfaite comme le montre la quasi-superposition des courbes Th\_Regulation et ISO834. Les évènements d'éclatement ont été nombreux. Le premier éclat explosif audible s'est produit au temps 666 s, soit au bout de 11 minutes et 6 secondes. Au temps 724 s on enregistre des éclats, puis une grosse explosion au temps 784 s suivie d'une autre explosion au temps 845 s, puis une nouvelle grosse explosion au temps 900 s suivie encore d'une autre explosion à 915 s ; l'arrêt automatique ayant eu lieu à 920 s, soit au bout de 15 mn et 20 s d'essai. On voit donc qu'au cours de cet essai, les épisodes d'éclatement ont été nombreux, réguliers et se sont produits sur une relative longue période. Cela laisse à penser que les éclats étaient plutôt de petite tailles et homogènes, et que les dégradations thermiques ont touché toute l'étendue de la face chauffée. La température Th\_S0 suit une évolution croissante monotone jusqu'au temps 666 s où se produit le premier éclat, où alors on observe une brusque augmentation de la température qui passe alors de 375 °C à 468 °C au temps 688 s en restant bien contenue. Cela traduit le fait des morceaux de béton ont été éjectés dans le voisinage du thermocouple, ce qui explique l'augmentation de la température, mais que celui-ci n'est pas encore mis à nu. Au temps 734 s quand se produit l'éclatement explosif relaté précédemment, la température du thermocouple passe de 488 °C à 658 °C au temps 765 s et croise la courbe de Th\_Furnace, ce qui semble traduire le fait qu'au cours de cet épisode d'éclatement, le thermocouple de la face chauffée a été mis à nu. A partir de cet instant ce thermocouple donne la température du four à l'endroit où il se trouve. On peut penser que les nombreux éclats qui se sont produits ont obstrué plus ou moins les différents ouvreaux sans les fermer tous ce qui conduit à un chauffage non uniforme dans le four. Ceci expliquerait que la température de Th\_S0 soit plus élevée que celles de Th\_Regulation ou Th\_Furnace au-delà du temps 800 s. La courbe de température de Th\_S10 croît régulièrement jusqu'au temps 734 s à partir duquel elle présente des petites ruptures de pentes qui semblent traduire l'influence des éclats observés sur

la face chauffée. En ce qui concerne la courbe du thermocouple Th\_S20, elle croît de manière monotone et semble être peu affectée par les épisodes d'éclatement qui se sont produits. Cela semble indiquer que la zone de la face chauffée en vis-à-vis de ce thermocouple a été peu impactée par les instabilités thermiques, ce qui peut paraître contradictoire avec l'idée de dire que les dégradations se sont produites de manière uniforme. Il faudrait faire les observations visuelles post-mortem de la face chauffée de l'éprouvette pour éclaircir ce point.

Nous pouvons remarquer que dans cet essai, ni la courbe Th\_S10, ni celle Th\_S20 ne présente de plateau à 100°C, comme nous en avons eu l'occasion de constater précédemment.

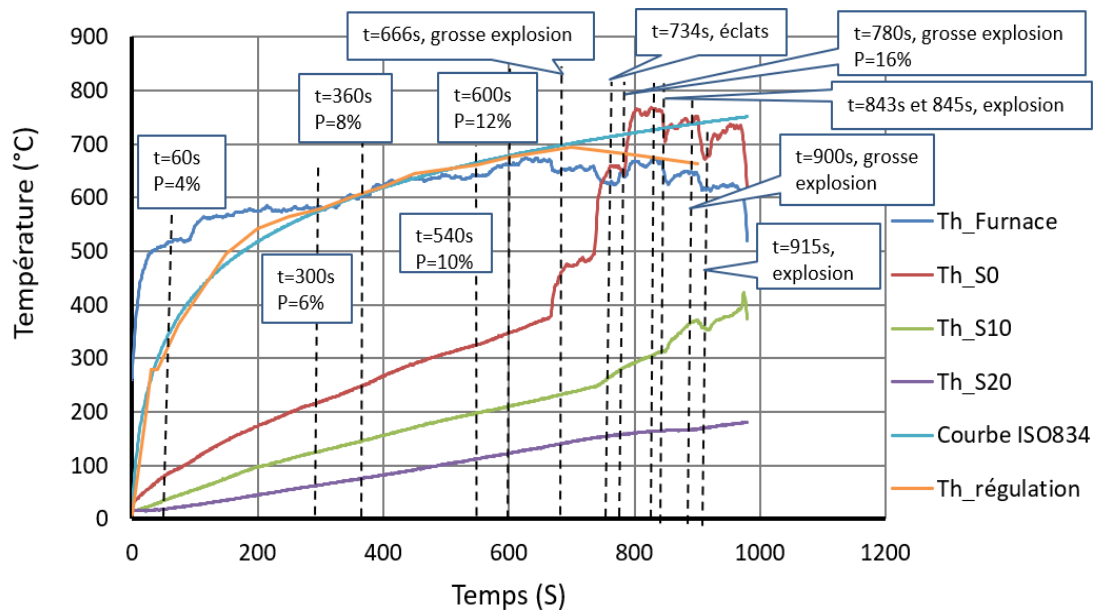


Fig.II.35 : Courbes d'évolution de la température de l'Essai 14 - Th(0,10,20).

#### - Analyse de l'Essai 6

Les courbes d'évolution des températures sont données sur la Figure II.36. Cet essai est quasi-exemplaire : la régulation manuelle de la température du four a été satisfaisante et les réponses des thermocouples noyés dans le béton optimales. Plus précisément, une étude portant sur la qualité de la régulation thermique a été faite en se basant, entre autres, sur cet essai en examinant la différence entre la température mesurée et la température ISO 834 ; elle est rapportée dans Bensalem et al. (2021-b). Au temps 700 s, lorsque la température de la face chauffée est de 350°C et celle de régulation de 700°C, on observe l'apparition d'abondantes traces d'eau par endroit sur la face supérieure de l'éprouvette. La vapeur d'eau peut s'échapper et se condenser le long de macro-fissures créées par le chauffage et qui débouchent sur la face supérieure de l'éprouvette, ou le long des thermocouples noyés qui sont des chemins privilégiés pour les remontées d'eau. Le premier éclat audible se produit au bout de 840 s, soit 14 minutes. Puis différents éclats se produisent aux temps suivants : 900, 1080 et 1140 s. Au temps 1200 s, une explosion finale provoque l'arrêt automatique du brûleur. L'évolution de la température du thermocouple de régulation a été affectée par les épisodes d'instabilité thermique en fin d'essai mais de manière assez légère puisque cette température est passée de 721 °C au temps 900 s à 704 °C en fin d'essai (temps 1200 s). La courbe de température du thermocouple Th\_S0 croît

linéairement et ne semble pas être du tout affectée par les épisodes d'instabilités thermiques pourtant bien présentes. Cela veut dire que ces instabilités se produisent loin de la zone centrale de la face chauffée où est situé ce thermocouple et que d'autre part les éclats sont de petite taille vu que leur chute ne semble pas beaucoup perturber la puissance du four. La courbe de la température du thermocouple Th\_S10 est strictement croissante comme on s'y attend mais présente un petit palier de température à 100°C entre les temps 200 et 250 s, elle ne semble pas affectée par les dégradations survenues sur la face chauffée. Enfin la courbe de température du thermocouple Th\_S20 est strictement croissante sans un relief particulier dans la partie de chauffage. Par contre dans la partie de refroidissement que nous n'examinons pas d'habitude, elle présente un long palier à la température de 100°C.

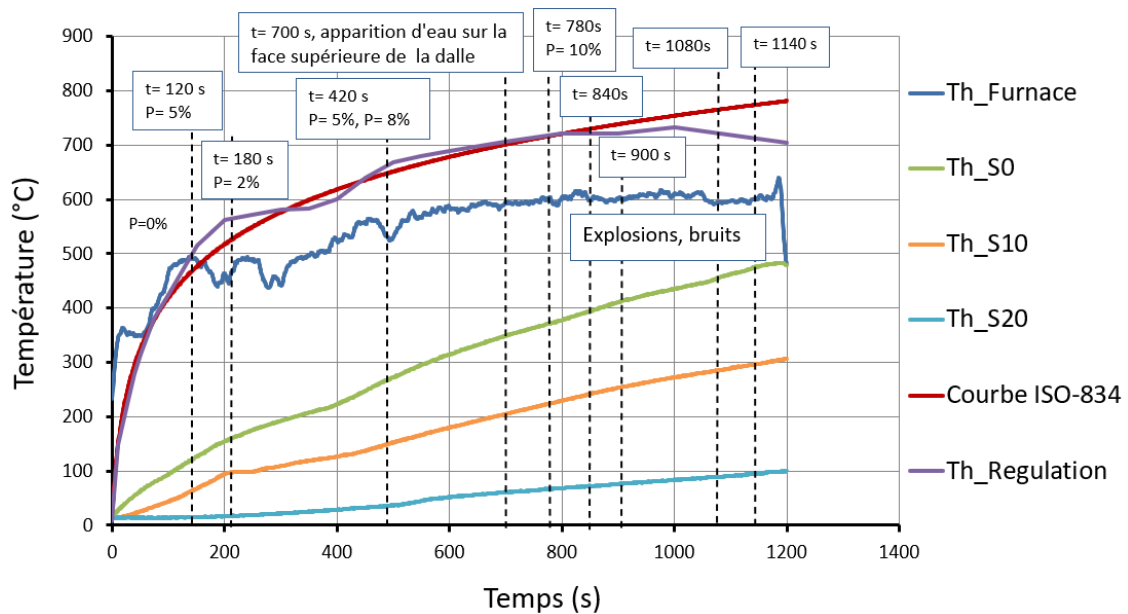


Fig.II.36 : Courbes d'évolution de la température de l'Essai 6 - Th(0,10,20).

### 3.3.1.3. Essais de la Configuration 3

#### - Analyse de l'Essai 15

Cette configuration est caractérisée par un positionnement des thermocouples à 0, (7,5) et 15 mm de la face chauffée de l'éprouvette (Figure II.37). La régulation manuelle était assez moyenne car des écarts significatifs de température ont été observés entre 50 et 350 s. L'essai a pris fin au temps 794 s suite à un arrêt automatique du brûleur faisant suite à une grosse explosion. C'est par ailleurs la seule instabilité thermique qui a pu être observée, le temps du premier éclat étant de 13 minutes et 14 secondes. Les températures de régulation et de la face chauffée étaient respectivement de 694 et de 376 °C. La courbe Th\_S0 a son allure croissante habituelle jusqu'au temps 794 s où se produit l'explosion et où l'on peut observer une brève légère augmentation sans doute causée par l'expulsion d'un éclat au voisinage du thermocouple. Les évolutions de courbes des thermocouples Th\_S7.5 et Th\_S15 sont croissantes monotones et ne semblent pas du tout affectées par l'explosion finale en fin d'essai. On peut aussi remarquer que ces courbes ne présentent pas de plateau de température à 100°C bien que situées dans la zone critique.

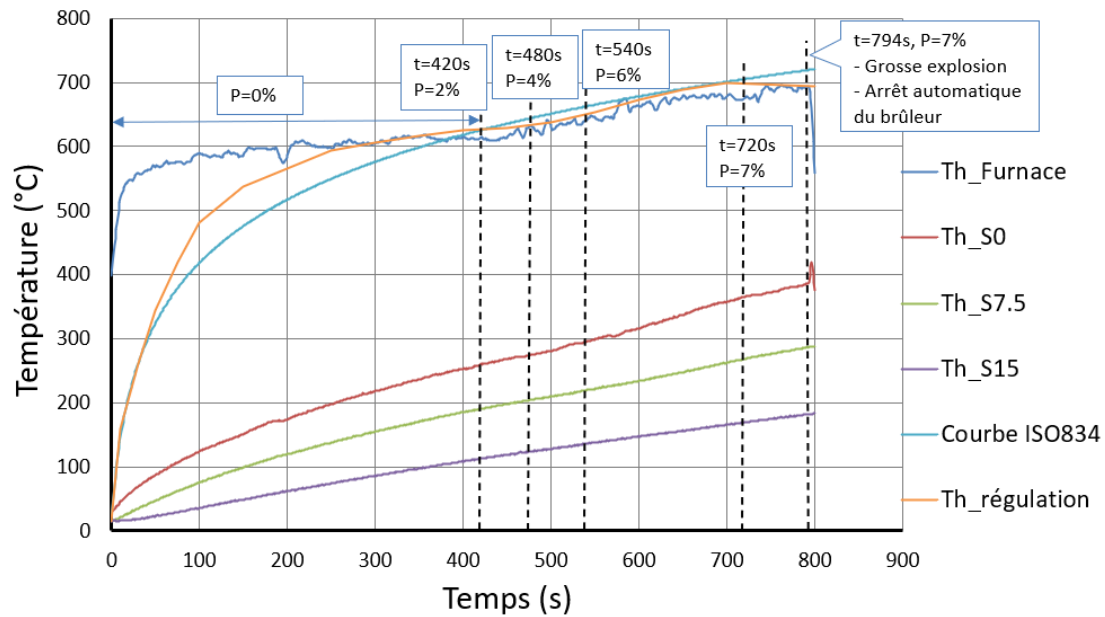


Fig.II.37 : Courbes d'évolution de la température de l'Essai 15 - Th(0,7.5,15).

### 3.3.1.4. Essais de la Configuration 4

#### - Analyse de l'Essai 16

Cette configuration est caractérisée par un positionnement des thermocouples à 0, 15 et 20 mm de la face chauffée de l'éprouvette (Figure II.38). La régulation manuelle était assez moyenne car des écarts significatifs de température ont été observés entre 40 et 250 s. L'essai a pris fin au temps 578 s suite à un arrêt automatique du brûleur faisant suite à une grosse explosion d'éclatement du béton. C'est par ailleurs la seule instabilité thermique qui a pu être observée au cours de cet essai et le temps de manifestation du premier éclat est donc de 9 minutes et 38 secondes. Les températures de régulation et de la face chauffée étaient respectivement de 583 et de 339 °C. La courbe de température Th\_S0 a son allure croissante habituelle jusqu'au temps 578 s où se produit l'explosion et où l'on peut observer une baisse brutale de la température engendrée par le caractère brutal de l'arrêt automatique du four. Les évolutions des courbes de température des thermocouples Th\_S15 et Th\_S20 sont croissantes monotones et ne semblent pas du tout affectées par l'explosion finale en fin d'essai. On peut aussi remarquer bien que situées dans la zone critique, ces courbes ne présentent pas de plateau de température à 100°C.

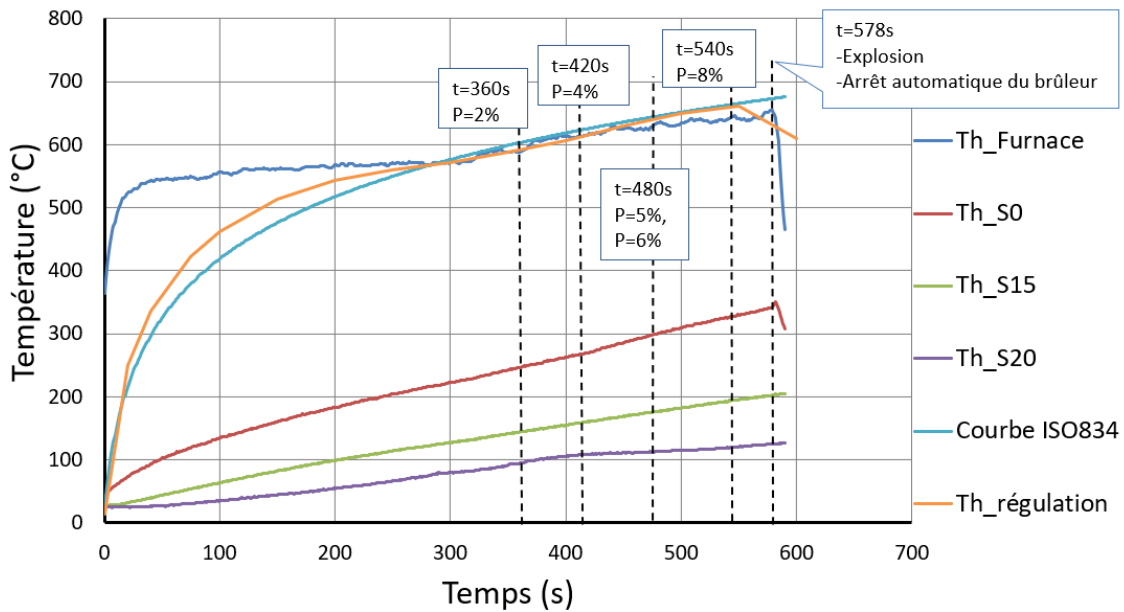


Fig.II.38 : Courbes d'évolution de la température de l'Essai 16 - Th(0,15,20).

### 3.3.1.5. Essais de la Configuration 5

#### - Analyse de l'Essai 11

Cette configuration est caractérisée par un positionnement des thermocouples à 0, 20 et 40 mm de la face chauffée de l'éprouvette. Elle permettait de voir comment évoluait la température dans les zones situées aux environs de la mi-hauteur de l'éprouvette. Les courbes de cet essai sont données dans la Figure II.39. La régulation manuelle était quasi-parfaite comme on peut le voir sur la figure. L'essai a pris fin au temps 862 s suite à un arrêt automatique du brûleur faisant suite à une grosse explosion d'éclatement du béton. Au cours de cet essai on a observé des traces d'eau sur les faces latérales au droit de fissures mais aussi une présence abondante d'eau sur la face supérieure de l'éprouvette autour des thermocouples Th\_S0 et Th\_S20. Cela s'est produit à partir du temps 550 s pour une température de régulation de l'ordre de 658 °C et une température de la face chauffée de l'ordre de 250°C. Les résurgences d'eau sur les différentes faces de l'éprouvette étaient nombreuses et abondantes et caractérisent cet essai (voir Figure II.39). Le premier éclat s'est produit au temps 824 s, soit 13 minutes et 44 secondes, correspondant aux températures de 724 et 351 °C, respectivement pour les températures de régulation et de la face chauffée. Deux autres éclats se sont produits à 840 s et une grosse explosion finale s'est produite à 862 s conduisant à l'arrêt automatique de l'essai. Intéressons-nous maintenant à la réponse des thermocouples noyés dans le béton. La courbe de température Th\_S0 a son allure habituelle jusqu'au temps 824 s correspondant à la manifestation des premiers éclats où on l'on observe une brusque augmentation jusqu'à la température Th\_Furnace du four, ce qui indique que le thermocouple a été mis à nu suite à l'explosion. En faisant très attention au début de la courbe, on peut constater la présence un mini-plateau de température à 100°C, entre 120 et 137 s, pour la première fois sur la courbe de température mesurée au niveau de la face chauffée. Cela est cohérent avec les abondantes traces d'eau observées sur les faces de l'éprouvette au cours de l'essai et qui ont été relatées précédemment.

La courbe de température du thermocouple Th\_S20 est bien croissante mais bien plus basse que dans les essais précédents et présente un plateau de température autour de 100°C entre 450 et 620 s. Si l'on regarde de près le palier, on constate que la température n'est pas rigoureusement de 100°C mais que la valeur de la température varie entre 95 et 102 °C, ce qui donne visuellement l'impression d'un palier à 100°C. La courbe de température du thermocouple Th\_S40 croît lentement jusqu'au temps 800 s où elle présente un plateau de température à 89°C, ce qui est tout à fait surprenant. Cette éprouvette semble marquée par une plus grande expulsion d'eau vers les surfaces périphériques au cours des essais. Il faudrait essayer d'en comprendre les raisons.

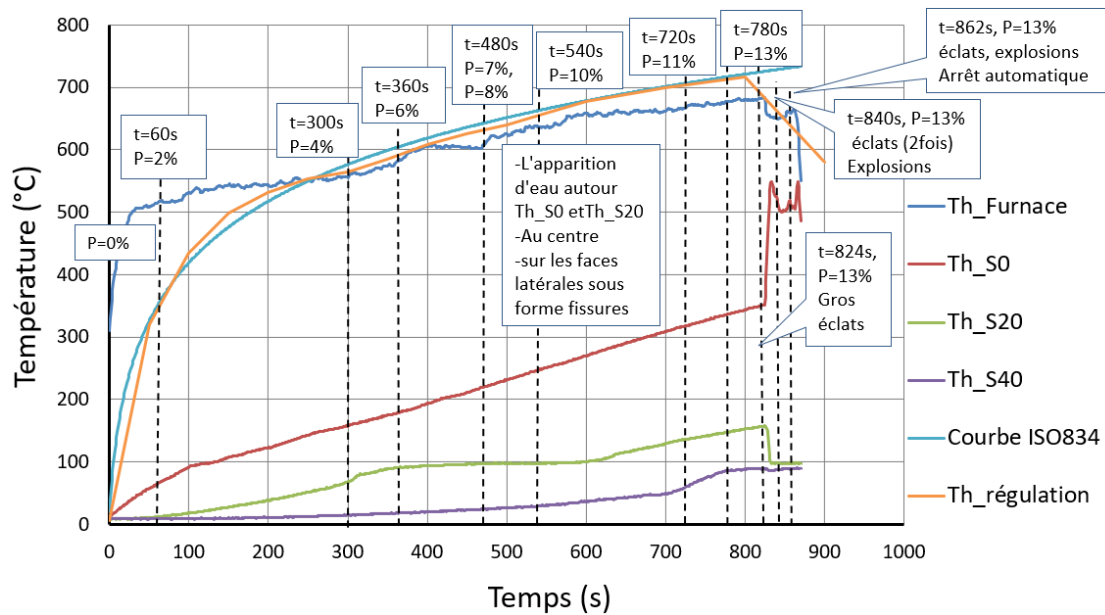


Fig.II.39 : Courbes d'évolution de la température de l'Essai 11 - Th(0,20,40).

### 3.3.1.6. Essais de la Configuration 0

La configuration 0 correspond à un positionnement de tous les trois thermocouples au niveau de la face chauffée de l'éprouvette. Le but de ces essais était de vérifier l'homogénéité de la température sur la face chauffée de l'éprouvette.

#### - Analyse de l'Essai 7

La régulation manuelle était assez satisfaisante avec une zone grise entre 75 et 200 s comme on peut le voir sur la figure II.40. L'essai a pris fin au temps 780 s suite à un arrêt automatique du brûleur faisant suite à une grosse explosion. Les premiers bruits attestant de la production d'éclats sont apparus à partir de 480 s, soit au bout de 8 minutes, et n'ont cessé de se manifester avec des épisodes marqués à 540, 600, 660, 720 et enfin à 780 s. La production d'éclats semble avoir été continue sans caractère explosif comme cela a pu être relaté précédemment. A la fin de l'essai il y avait des traces d'eau sur la face supérieure de l'éprouvette. On a dû faire plusieurs tentatives de lancement pour réaliser cet essai. Cela se produisait lorsque la température extérieure était inférieure à 5°C. Il arrivait que le brûleur s'allume apparemment correctement, suive son cycle de démarrage et revienne à son régime minimal et s'éteigne bout de 2 à 3 mn.

Dans ce cas, le four ayant eu le temps de chauffer, la valeur initiale de la température de Th\_Furnace est de l'ordre de 500°C au lieu de l'ordre de 150 à 200°C habituellement. A partir de 250 s cette courbe suit assez bien la ISO834 jusqu'à la fin de l'essai. Le thermocouple Th1\_S0 est placé au centre de la dalle, Th2\_S0 à 40 mm de Th1\_S0 et Th3\_S0 à 60 mm de Th2\_S0 et donc à 25 mm de la paroi latérale (bord) de l'éprouvette. On peut voir sur la Figure que les courbes de température Th1\_S0 et Th2\_S0 sont assez proches alors que celle du Th3\_S0 est bien différente des autres. L'augmentation rapide des températures entre 0 et 60 s est due à une erreur de manipulation du four dont la puissance au démarrage était de 10% au lieu d'être à 0%. Cela explique le pic de température observée sur la courbe de Th\_Furnace. Th1\_S0 et Th2\_S0 évoluent parallèlement avec un écart constant de 10°C jusqu'au temps 300 s puis cet écart augmente régulièrement jusqu'à 17°C à 600 s. A cette température on enregistre un épisode d'éclatement du béton qui génère un changement de pente de la courbe de Th1\_S0 mais n'a aucun effet sur celle de Th2\_S0. La température de Th1\_S0 augmente et se stabilise autour de 410°C à partir de 680 s. Cette stabilisation est de notre point de vue provoquée par une baisse de la puissance effective du four engendrée par l'obstruction partielle des ouvreaux par les débris de béton issus des éclatements successifs. Au temps 720 s où un nouvel épisode d'éclatement se produit, la courbe de température Th2\_S0 est à son tour impactée car elle continue de croître en changeant brutalement de pente : sa température est de 375 °C et celle de régulation de 650°C. La température de ce dernier thermocouple augmente, dépasse celle de Th1\_S0 et atteint 550°C en fin d'essai (430 °C pour Th1\_S0). Le thermocouple Th3\_S0 mesure des températures inférieures à celles des thermocouples Th1\_S0 et Th2\_S0, de l'ordre de 35 °C entre 60 et 400 s et supérieure à 70 °C à partir de 500 s. La courbe présente un plateau de température à 100°C entre 63 et 102 s, croît lentement avec une allure quasi-linéaire jusqu'à 515 s, puis entre 515 et 740 s présente un faux-plateau en température entre 203 et 208 °C, puis une brusque croissance liée à un épisode d'éclatement. En fin d'essai ce thermocouple atteint une température de 364 °C, à comparer à 430 °C pour Th1\_S0 et 550°C pour Th2\_S0. Cette différence de comportement entre ce thermocouple et les deux autres dont les extrémités sont pourtant toutes placées au niveau de la face chauffée interpelle. Nous écartons l'hypothèse d'une chaîne de mesure du thermocouple Th3\_S0 qui serait défectueuse et retenons le fait que la température mesurée est bien valide. Dans ce cas, l'hypothèse d'une face chauffée qui serait à une température uniforme ne serait pas vérifiée si l'on est près des parois latérales. La question qui se pose alors est : est-ce un effet de bord ou la manifestation des effets hydriques dans le béton ? En effet, on a bien vu en début d'essai que la courbe Th3\_S0 a présenté un palier de température à 100°C et pas les autres et qui a constitué le point de divergence d'évolution des températures.



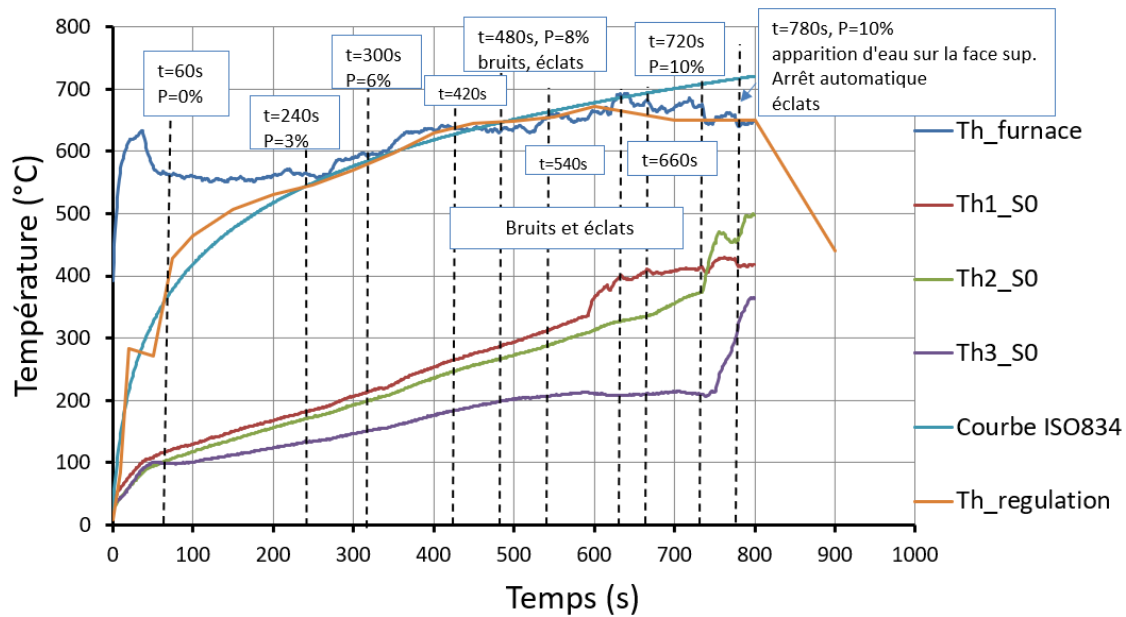


Fig.II.40 : Courbes d'évolution de la température de l'Essai 7 - Th(0,0,0).

- Analyse de l'Essai 12

Les courbes de cet essai sont données dans la Figure II.41 qui montre que la régulation manuelle était très satisfaisante. L'essai a pris fin au temps 1054 s suite à un arrêt automatique du brûleur faisant suite à un éclatement explosif du béton. Les instabilités thermiques se sont manifestées sous forme d'explosions au cours de cet essai. La première explosion a eu lieu au temps 812 s, soit au bout de 13 minutes et 32 secondes, lorsque la température de régulation était de 719°C et celles des thermocouples Th1\_S0 et Th2\_S0 de 392 et 364 °C. Deux autres grosses explosions se sont produites : une au temps 872 s et une dernière à 1054 s qui a conduit à l'arrêt automatique du four. Au temps 600 s on a pu observer sur la face supérieure de l'éprouvette et autour des thermocouples Th1\_S0 et Th2\_S0 des traces abondantes d'eau remonter le long des thermocouples. Les courbes de température des thermocouples Th1\_S0 et Th2\_S0 sont très similaires et bien différentes de celle de Th3\_S0 comme dans l'essai précédent. Celles de Th1\_S0 et Th2\_S0 sont quasi-linéaires et quasiment confondues tout le long de l'essai. A la première explosion la courbe de Th1\_S0 continue de croître en subissant un brusque changement de pente indiquant le fait que l'environnement immédiat de l'extrémité du thermocouple a été légèrement impacté sans mise à nu du thermocouple. L'écart de température augmente alors entre les deux thermocouples, de l'ordre de 28 °C, jusqu'au deuxième épisode d'explosion survenu au temps 872 s où les deux thermocouples sont impactés, ce qui se traduit par une augmentation brutale de la température passant de 436 à 636 °C pour Th1\_S0 et de 384 à 578 °C pour Th2\_S0. Cette fois le thermocouple Th1\_S0 est mis à nu car sa température égale celle des thermocouples Th\_Regulation et Th\_Furnace. Celle de Th2\_S0 reste inférieure à celle du four, ce qui montre que ce thermocouple n'est pas directement en contact avec les gaz du four. L'évolution de la courbe de température du troisième thermocouple Th3\_S0 est tortueuse et tout à fait surprenante. Elle commence par être au-dessus des deux autres entre 0 et 260 s avec un écart de température pouvant atteindre 50°C, puis les croise au temps 290 s, puis croît linéairement avec une pente plus faible jusqu'à 600 s, puis décroît fortement pour tomber à 104°C à 698 s où elle connaît un palier de température

jusqu'à 812 s, temps de la première explosion. Elle croit de nouveau jusqu'à 180 °C au temps 872 s, temps de la deuxième explosion, puis croît de nouveau jusqu'à un palier de 330°C avant la dernière explosion qui met fin à l'essai. Nous n'avons pas d'explication sur le fait que la température de Th3\_S0 soit supérieure à celles de Th1\_S0 et Th2\_S0 en début d'essai entre 0 et 260 s. Par contre nous proposons une explication sur le comportement global du thermocouple Th3\_S0. Nous partons de l'hypothèse que le thermocouple par sa présence modifie ou perturbe localement la structuration du matériau béton : on peut penser qu'il y a plus de particules fines ou plus de porosité autour du thermocouple qui est un corps étranger implanté dans le béton. De ce fait on peut penser que les couches de matière qui font l'interface entre le béton et le thermocouple sont plus ou moins poreuses et donc plus ou moins propices à la circulation de l'eau dans le béton. Nous proposons d'expliquer le comportement thermique restitué par le thermocouple par l'équilibre thermique obtenu entre la production de chaleur sur la face chauffée, la conduction de chaleur des couches de température avoisinant le thermocouple et le flux d'eau liquide aspiré dans le volume par les couches d'interface et qui agissent comme un chemin privilégié de drainage de cette eau. Ainsi quand le volume d'eau est très important l'eau liquide arrive au niveau de la face chauffée de l'éprouvette, met un certain temps à se vaporiser et cela explique alors pourquoi la température du thermocouple a pu descendre jusqu'à 104 °C après être montée jusqu'à 231°C. Et lorsque la présence de l'eau est moindre, sa vaporisation absorbe tout de même une partie de la chaleur et explique alors pourquoi la température mesurée par Th3\_S0 est restée inférieure à celles des deux autres thermocouples. La température mesurée n'est donc pas exactement celle du béton mais une température faussée par le caractère intrusif du thermocouple. Cette explication est tout aussi applicable dans les observations de l'essai précédent. Reste à savoir pourquoi cela se produit sur les thermocouples périphériques et non sur les thermocouples localisés près du centre de la face chauffée.

Ces deux essais de la Configuration 0 présentent des similarités et des différences. Les évolutions des températures des différents thermocouples en prenant en compte leur position relative est tout à fait similaire comme nous l'avons vu précédemment. En revanche la manière dont les phénomènes d'instabilité thermiques se sont manifestés est tout à fait différente. Au cours de l'Essai 7, la production d'éclats a été continue sans caractère explosif, alors qu'au cours de l'Essai 12, elle a eu un caractère essentiellement explosif. Cela est d'autant plus surprenant que ces deux éprouvettes ont été produites le même jour et sont même de la même gâchée de béton. Cela montre un certain caractère aléatoire dans la manifestation de ces instabilités thermiques dans le béton.

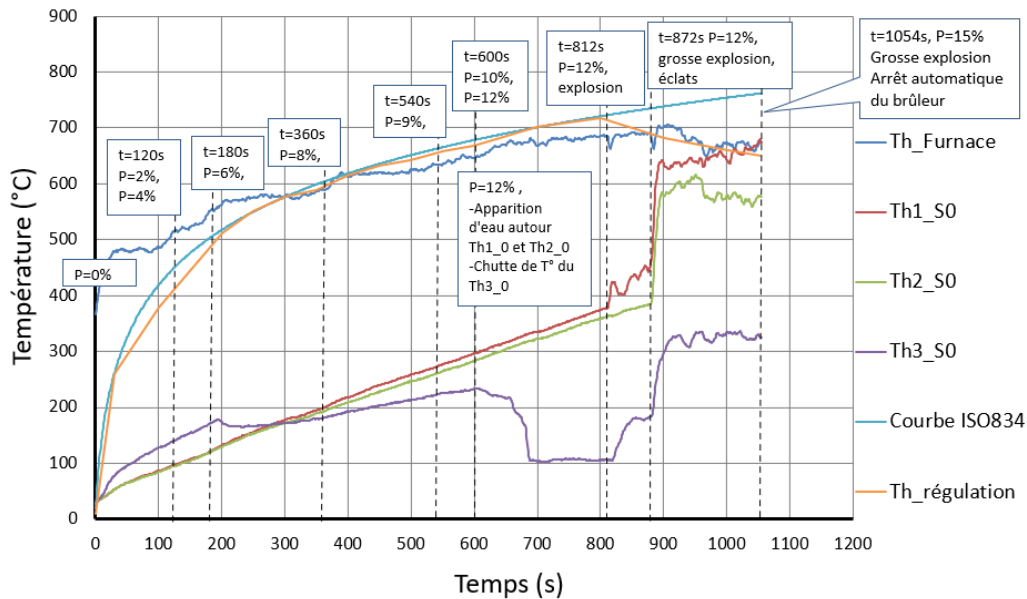


Fig.II.41 : Courbes d'évolution de la température de l'Essai 12 - Th(0,0,0).

### 3.3.2. Exploitation des essais

L'étude a montré que toutes les éprouvettes, quelque que soit leur formulation de béton, qui sont passées sur le banc d'écaillage ont subi des dégradations sur leurs faces exposées au feu au cours du cycle thermique. Ces dégradations se manifestent soit sous forme de production continue d'éclats accompagnée de petits bruits et sous forme d'éclatement explosif caractérisé par une émission de signaux sonores de très forte intensité. Cela semble indiquer que les instabilités thermiques se produisent nécessairement si l'on soumet le béton de l'étude au cycle thermique d'incendie standard ISO834 de l'Eurocode 2. Cela montre aussi l'efficacité avérée du banc d'essai en cours de développement.

Dans ce chapitre nous allons faire un travail de synthèse des différents essais d'écaillage thermique réalisés afin de faire ressortir les temps du premier éclat, les températures de l'éprouvette et du four qui y sont associées et les phénomènes thermo-hydriques qui ont pu être observés. La fin du chapitre sera consacrée à l'analyse des débris pour caractériser leur répartition en termes de masse et de dimension.

#### 3.3.2.1. Evolution des courbes de température au cours des essais

##### 3.3.2.1.1. Evolution monotone

Dans ce chapitre on s'intéresse à ce qui se passe dans le matériau et donc à la réponse des thermocouples noyés dans la masse des éprouvettes. Dans l'étude détaillée des courbes de température relatée précédemment on a mis en évidence le fait que certaines des courbes étaient croissantes monotones alors que d'autres présentaient des paliers ou avaient des évolutions non linéaires. Dans ce chapitre nous nous intéressons aux courbes de température à évolution strictement monotone pour savoir si elles ont une signification particulière. Les essais qui ont été réalisés sur le béton à ultra hautes performances présentent toutes des courbes à évolution

monotone tendant à faire croire une moindre manifestation des phénomènes hydriques. Ce cas est très intéressant et nous reviendrons dessus.

Si l'on s'intéresse aux essais réalisés sur les bétons à hautes performances, le bilan est beaucoup plus contrasté. Certains essais présentent des courbes monotones pour différentes positions des thermocouples : c'est le cas des essais suivants : Essai 16 - Th(0,15,20), Essai 15 - Th(0,7.5,15), Essai 14 - Th(0,10,20) et Essai 13 - Th(0,5,10). On voit que ces observations sont relatives à des profondeurs comprises entre 0 et 20 mm, profondeurs qui seraient plutôt sensibles. D'autres essais présentent une courbe monotone sur les deux positions du thermocouple situés dans le béton. C'est le cas de l'Essai 6 - Th(0,10,20) et de l'Essai 8 - Th(0,5,10) pour la position 10 mm. Enfin, les courbes de températures des autres essais présentent une évolution monotone avec des paliers intermédiaires (Essai 9 - Th(0,5,10), Essai 10 - Th(0,10,20), Essai 11 - Th(0,20,40)) ou une évolution non linéaire (Essai 7 - Th(0,0,0), Essai 12 - Th(0,0,0)).

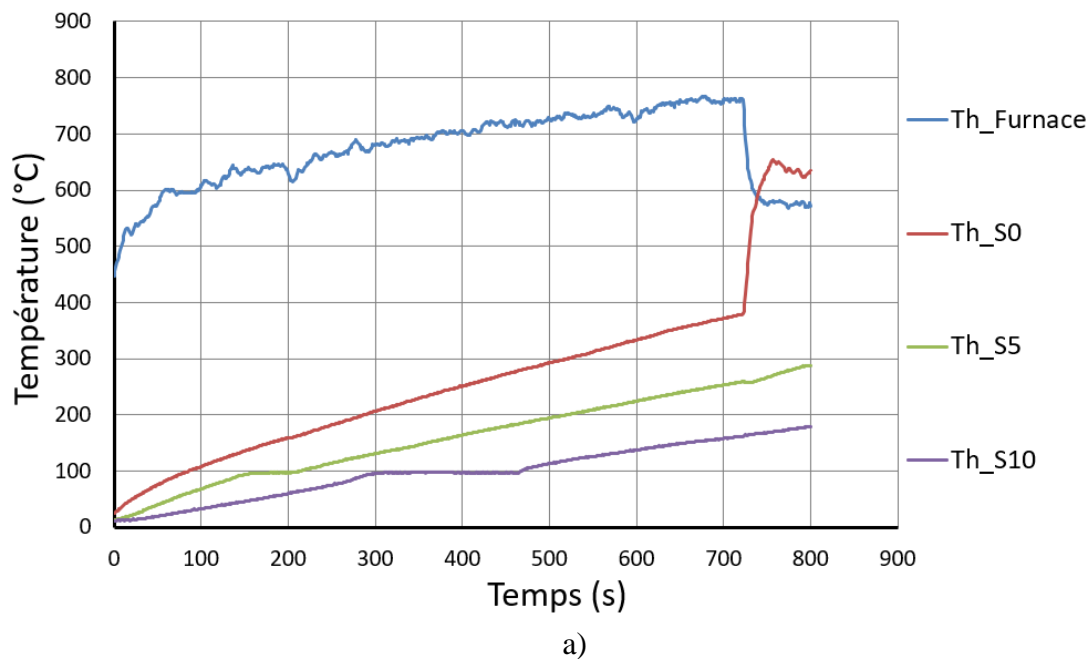
En faisant une analyse rapide on peut dire que le caractère monotone de l'évolution de la température n'est pas caractéristique d'une position particulière des thermocouples. Car on les observe pour différentes positions de thermocouples et que pour ces mêmes positions on peut observer des évolutions avec paliers. On peut se demander si ces observations n'ont pas un caractère aléatoire lié à la composition multiphasique du béton. Examinons maintenant de plus près les courbes de température qui présentent un palier autour de 100°C.

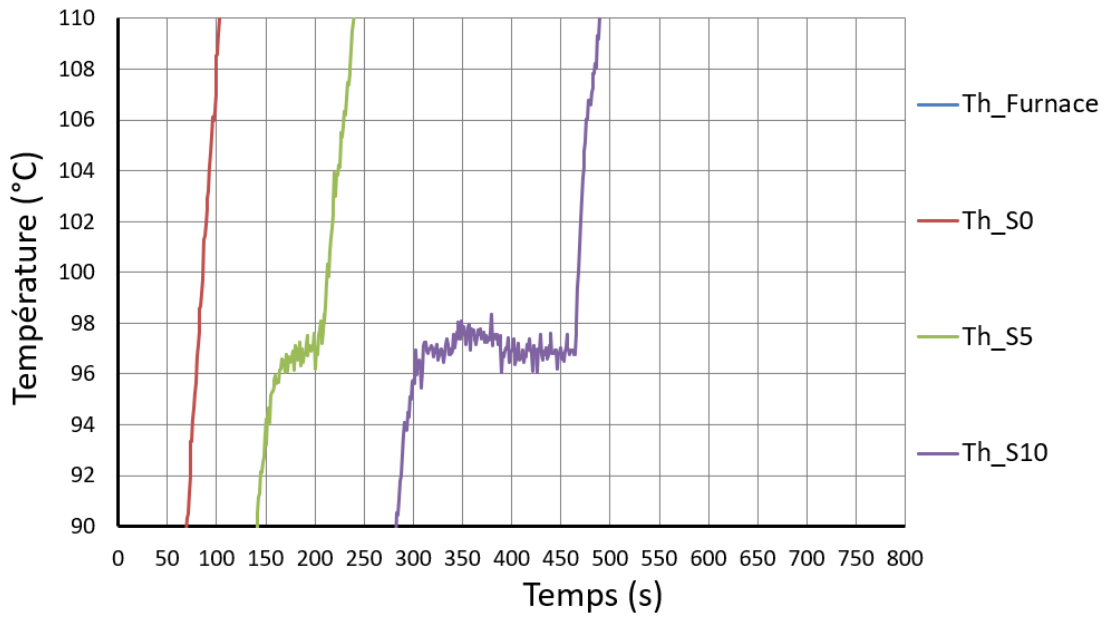
#### 3.3.2.1.2. Evolution avec palier de température autour de 100°C

Ce point a déjà été évoqué précédemment dans l'analyse détaillée des différents essais. En considérant l'ensemble des essais, on peut voir que pour toutes les positions des thermocouples, y compris sur la face chauffée, les courbes de température peuvent présenter un palier plus ou moins long à une température avoisinant les 100°C. On sait que le béton contient de l'eau sous forme libre, adsorbée et liée chimiquement. L'eau libre contenue dans le béton au contact de la chaleur peut alors bouillir et se transformer en vapeur d'eau qui va alors chercher à s'évacuer. On sait que dans les conditions normales de pression, le processus de transformation de l'eau libre en vapeur se fait à la température constante de 100°C. Tant que toute l'eau liquide ne s'est pas évaporée, la température du milieu reste constante à 100°C. En considérant ce processus thermo-physique de l'eau, on peut expliquer aisément les paliers de température observés sur les courbes de température. Le début du palier est le temps ou bout duquel la température au point où se situe le thermocouple a atteint une température avoisinante 100°C en présence d'eau liquide. Par la suite la chaleur apportée par le chauffage continu de la face chauffée de l'éprouvette sert à transformer l'eau liquide en vapeur à température constante. Lorsque toute l'eau liquide s'est transformée en vapeur d'eau, alors la température peut croître de nouveau car le chauffage de la face chauffée se poursuit. La durée du palier est donc le temps durant lequel la transformation liquide-vapeur de l'eau se produit au point considéré. La vapeur d'eau ainsi créée peut se condenser au contact avec les parties plus froides si elle migre à l'intérieur du béton. On peut faire des observations précises et caractéristiques en examinant de près certaines des courbes de températures.

L'examen des courbes de température à l'échelle globale donne l'impression que les paliers de toutes les courbes se produisent à 100°C. Nous avons voulu en savoir davantage en réduisant la fenêtre thermique d'observation, entre 90 et 110°C.

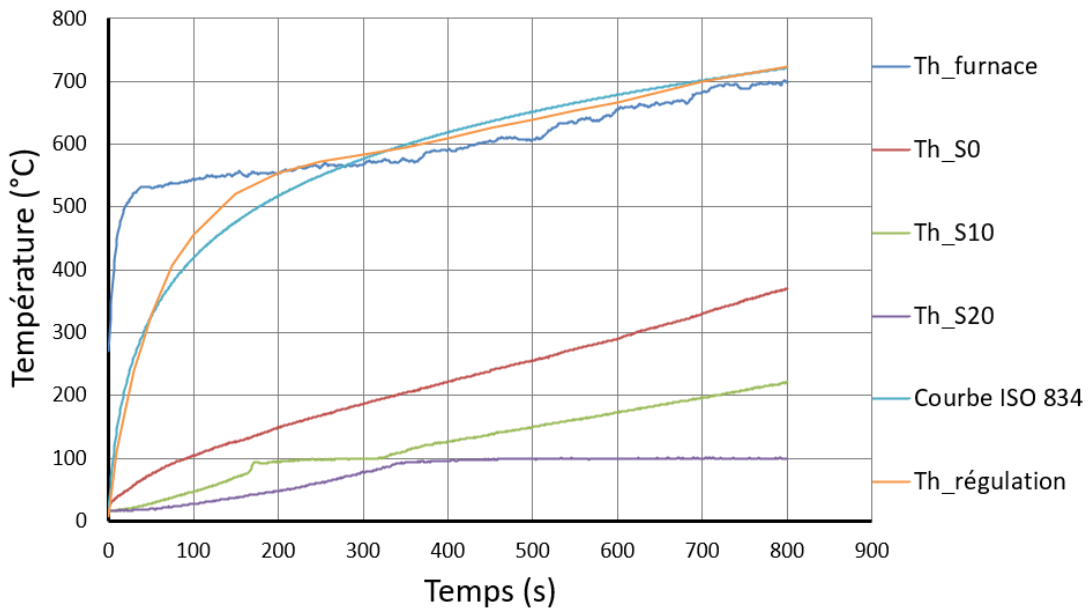
Sur la Figure II.42 on a reporté le graphique habituel des températures en a) et le graphique étiré entre 90 et 110°C en b) de l'Essai 1. Pour le thermocouple situé à 5 mm de la face chauffée, on peut voir que ce qui apparaît comme un palier à 100°C en a), correspond à une évolution de la température entre 96 et 98°C. De même le palier apparent de 100°C pour le thermocouple situé à 10 mm de la face chauffée correspond à un palier de température variant entre 97 et 98°C. La Figure II.43 montre des courbes similaires de l'Essai 10. Le premier palier apparent du thermocouple situé à 10 mm de la face chauffée correspond en réalité une variation de température comprise entre 94 et 98°C. Le deuxième palier de température correspondant à la position 20 mm du thermocouple correspond au palier compris entre 96 et 100°C. Pour cette position du thermocouple la température atteint effectivement les 100°C. On peut sérier les essais en trois catégories : ceux dont la température au palier est comprise entre 96 et 99°C (Essais 2 et 11), ceux dont la température est très proche de 100°C (Essais 3, 4, 7, 9, 10) et les essais dont la température est supérieure à 100°C (Essai 12).



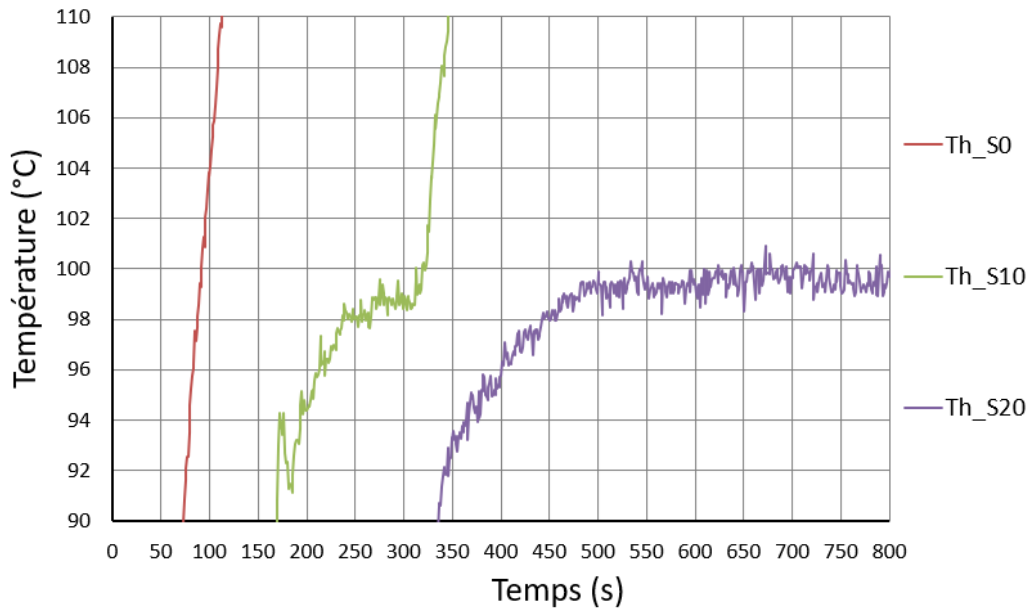


b)

Fig.II.42 : Etude détaillée des paliers de température de l'Essai 1 : a) en considérant les courbes de température normales et, b) en réduisant la fenêtre d'observation de la température entre 90 et 110°C.



a)



b)

Fig.II.43 : Etude détaillée des paliers de température de l'Essai 10 : a) en considérant les courbes de température normales et, b) en réduisant la fenêtre d'observation de la température entre 90 et 110°C.

### 3.3.2.2. Manifestation des instabilités thermiques au cours des essais

#### 3.3.2.2.1. Synthèse des phénomènes d'instabilité

Les essais ont permis de mettre en évidence les instabilités thermiques dans tous les essais qui ont été effectués. Cela se traduit par une perte de matière initiée par des éclatements ou explosions avec production d'éclats. Les questions qu'on peut se poser légitimement sont : Dans quelle partie de la face chauffée ? A quel moment ? A quelles températures ? Pendant combien de temps ? A quelles fréquences et intensités ? Nous allons nous intéresser aux dégradations elles-mêmes et aux endroits où elles se produisent. Les autres questions seront traitées ultérieurement.

La Figure II.44 montre des photos des faces chauffées des différentes éprouvettes une fois l'essai terminé. Toutes les éprouvettes ont subi des éclats et qui ont impacté 50 à 95% de la surface de leur face chauffée dans leur majorité (Essais 7, 8, 9, 10, 11, 12, 13, 15) et située entre 25 et 40% pour les autres (Essais 6 et 16). Si l'on s'intéresse à la localisation des dégradations, on peut constater que les zones impactées par les éclats se situent plutôt au centre de la face chauffée de façon générale avec deux cas particuliers : l'Essai 6 où l'éclatement s'est localisé dans un coin de l'éprouvette et l'Essai 16 où la zone impactée, de relative faible superficie, est intérieure à la surface chauffée mais déportée au-dessus de son plan de symétrie. Ces deux derniers essais sont ceux pour lesquels on observe le minimum d'aires dégradées. En examen visuel direct sur l'éprouvette ou en zoomant les photos, on peut voir que les différentes éprouvettes présentent des faciès de rupture très similaires de type plutôt inter-granulaire que trans-granulaire. Cela peut s'expliquer par la petite taille des granulats, moins de 2 mm, et la nature du sable normalisé qui les constitue. La liaison de la pâte cimentaire avec les granulats présente une résistance moindre que celle des granulats qui sont de type quartzueux donc

particulièrement résistants. Ainsi lorsqu'une fissure se propage dans le béton, elle sera plus encline à contourner le granulat en vainquant les forces de liaison pâte-granulat plutôt que de le traverser.

Sur la Figure, on voit des traces noires sur certaines photos. Ce sont des traces de carbone résultant de la combustion incomplète des gaz du brûleur au cours d'essais réalisés en hiver à la limite du fonctionnement de l'installation.

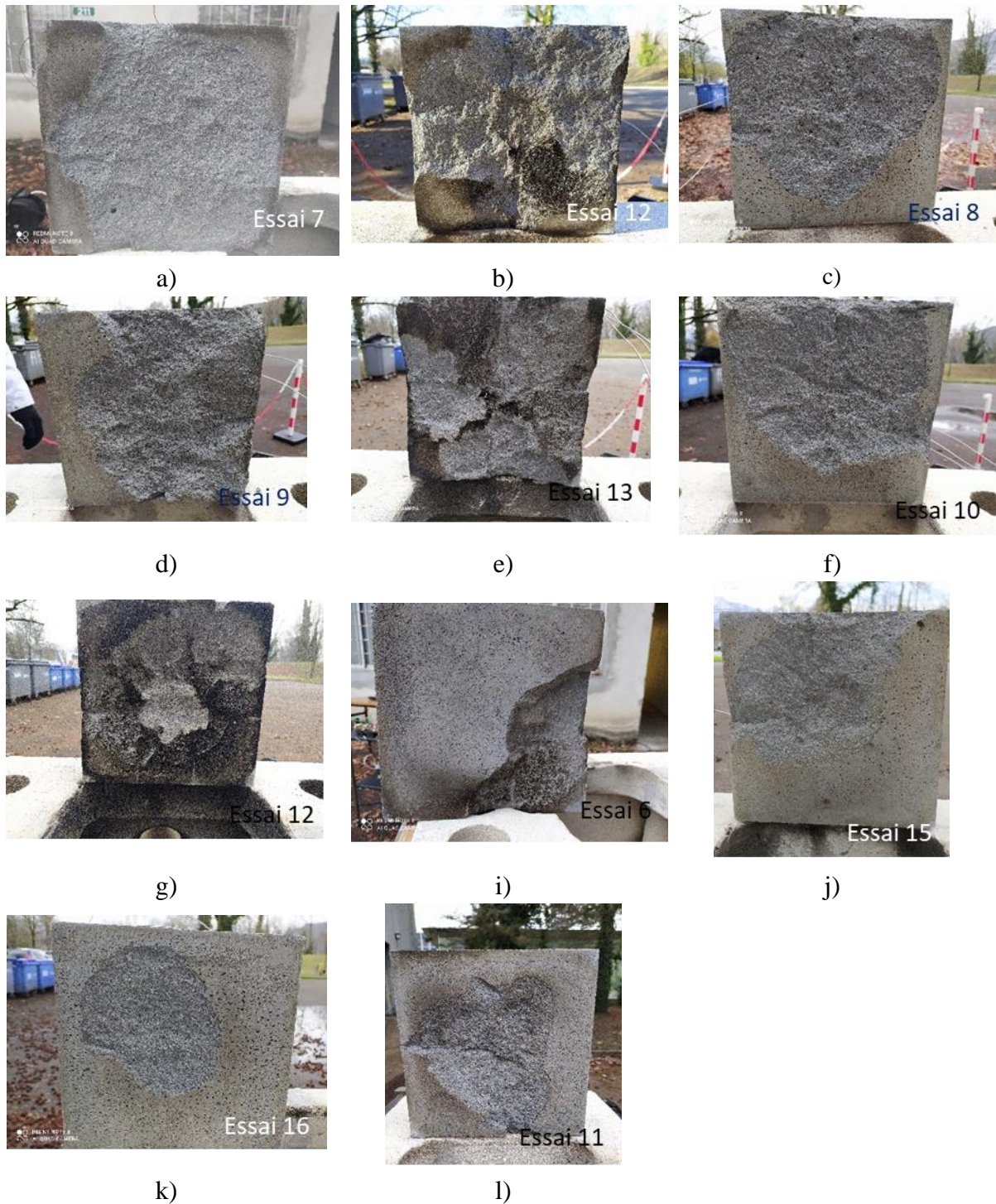


Fig.II.44 : Faciès de rupture des différents essais.



Un des objectifs du travail entrepris est de caractériser les instabilités thermiques dans les bétons dans leurs dimensions spatiale et temporelle. Les essais réalisés ont permis de déterminer les temps au bout duquel les premiers éclats se produisent et la forme sous laquelle elle se produisent (éclats plus ou moins forts, explosion). A un temps d'éclatement est associé une température du four, confondue avec la courbe standard ISO834 de l'Eurocode 2. Cette température caractéristique est celle qui est mise en avant dans la plupart des publications [Hua et al., 2021]. Ensuite, le protocole expérimental utilisé dans cette étude, en permettant la mesure de la température de la face chauffée, donne la possibilité d'associer cette température au temps de premier éclat. Le premier éclat peut être fatal, dans ce cas l'essai s'arrête. Sinon il peut être suivi par d'autres phases d'éclatements à des fréquences et des intensités variables. Enfin, une fois les essais terminés et l'appareillage refroidi, on peut recueillir les débris de béton et en faire une analyse qualitative et quantitative. Nous avons rassemblé ces différentes données dans le Tableau II.6 sur lequel nous nous appuyerons pour décrire les chapitres suivants.

Tableau II.6 : Liste des essais réalisés avec le temps au 1<sup>er</sup> éclat, la température de la face chauffée et la température du four associés correspondants.

<b>Numéro d'Essai</b>	<b>Temps 1<sup>er</sup> éclat</b>	<b>Temp F.C.</b>	<b>Temp Four</b>
	(mn)	(°C)	(°C)
1 (722s)	12,03	380	706
2 (708 s)	11,75	337	703
3 (654 s)	10,9	320	691
4 (600 s)	10	—	678
5 (1000 s)	16,67	507	754
6 (840 s)	14	392	728
7 (420 s)	7	263	626
8 (720 s)	12	369	705
9 (720 s)	12	364	705
10 (720 s)	12	338	705
11 (824 s)	11,73	351	705
12 (812 s)	13,53	379	723
13 (743 s)	12,38	406	710
14 (666 s)	11,1	377	397
15 (794 s)	13,23	398	720
16 (578 s)	9,63	341	673

### 3.3.2.2.2. Temps du premier éclat

#### - Analyse statistique

Pour augmenter la lisibilité des informations portées dans le Tableau II.6, nous avons construit des histogrammes à partir de ces données. Le premier est donné à la Figure II.45. Il représente le temps du premier éclat exprimé en minutes en ordonnées pour les différents essais répertoriés dans le Tableau II.6. Le plus petit temps d'éclat est de 7 mn et le plus grand de 17 mn avec une valeur moyenne de 12 mn et un écart type de 2 mn. Les variations sont assez importantes et

cela se traduit dans la valeur de l'écart type qui est significatif. Pour bien comprendre ces données il faut faire une analyse plus fine.

D'abord il faut distinguer les matériaux. Les Essais 4 et 5 sont relatifs au béton de type BUHP. Leurs temps de premier éclat sont respectivement de 10 et 17 minutes, soit une moyenne de 13,5 mn supérieure à la moyenne générale de 12 mn. Si l'on calcule la moyenne des temps du 1<sup>er</sup> éclat des éprouvettes de BHP seules, on trouve 11,5 mn. Ce premier résultat est surprenant car on aurait pu s'attendre à ce que le temps du premier éclat du matériau le plus dense, donc le plus susceptible de subir l'écaillage thermique soit plus petit que celui du matériau beaucoup moins dense. Si on n'examine que les essais sur les éprouvettes de BHP, le temps du premier éclat varie entre 7 et 13,53 ce qui fait une moyenne de 11,5 mn et un écart type de 1,66 mn. On voit ainsi qu'on augmente l'homogénéité des résultats en restreignant l'examen aux seules éprouvettes en BHP. Essayons dans un premier temps de voir si des anomalies observées durant les essais peuvent expliquer en partie les résultats extrêmes. En ce qui concerne le BHP, l'Essai 7 est celui qui a produit le temps minimum de 7 mn. La Figure II.40 montre une régulation de température globalement correcte mais avec une anomalie en début d'essai. En effet la courbe de température du four se situe au-dessus de celle de régulation avec des écarts atteignant 40 °C entre 75 et 250 s. C'est une erreur de manipulation qui apparaît explicitement sur le graphique à travers la courbe de puissance qui était initialement de 10% au lieu de 0, d'où une vitesse de chauffe initiale plus importante. L'emballement de la température a été perçu et a conduit à une correction de l'erreur en temps réel en ramenant la puissance à 0% pour annuler l'écart avant de l'augmenter à nouveau. C'est ce qui explique les fluctuations bien surprenantes dans la courbe de température Th\_Regulation. Cela a conduit à appliquer à cette éprouvette au départ de l'essai une vitesse de montée en température plus importante que prévue qui peut expliquer tout à fait le temps du 1<sup>er</sup> éclat plus court. En examinant de près l'évolution des écarts de température entre la courbe ISO et la température de régulation, on observe des zones où ces écarts sont non négligeables mais cela ne semble avoir eu un impact aussi fort que dans l'Essai 7. En analysant les résultats, on s'aperçoit que l'Essai 16 présente des similitudes en début d'essai avec l'Essai 7, ce qui peut aussi expliquer son temps de 9,53 mn en retrait par rapport au temps moyen.

On peut voir aussi que la courbe de régulation de l'Essai 12, plus grand temps de 1<sup>er</sup> éclat de 13,53 mn, tangente la courbe de régulation par valeurs inférieures. C'est presque le cas aussi pour l'Essai 8 dont le temps est pourtant de 12 mn. Ainsi, si la précision de la régulation de la température a pu influencer les résultats, on peut penser cependant que c'est à la marge, sauf bien entendu les cas des Essais 7 et 16. Ainsi, si suite à cette analyse on écarte les Essais 7 et 16, on obtient une moyenne du temps du 1<sup>er</sup> éclat de 12,06 mn avec un écart type de 0,78 mn. Et dans ce cas la moyenne du temps du 1<sup>er</sup> éclat devient beaucoup plus représentative du phénomène physique observé.

Pour analyser systématiquement les résultats par la suite, on a constitué trois catégories d'essais : tous les essais réalisés (BUHP et BHP confondus), tous les essais réalisés avec uniquement des éprouvettes en BHP, et tous les essais avec des éprouvettes en BHP en retirant les essais 7 et 16 qui semblent être entachés d'erreur. Nous avons fait une analyse statistique des résultats que nous présentons dans le Tableau II.7. Pour une catégorie de résultats donnée,

on y reporte la moyenne et l'écart types des résultats du temps du premier éclat, de la température atteinte dans le four et de la température de la face chauffée.

La moyenne du temps de premier éclat pour les trois catégories est respectivement de 11,9 ; 11,48 et 12,06 minutes et celle de l'écart type de 2,1 ; 1,66 et de 0,78 minutes. Ainsi lorsqu'on affine l'analyse des résultats, on augmente le temps moyen et on réduit fortement l'écart type. En différenciant les matériaux, on peut retenir une moyenne et un écart type respectivement de 13,6 et 3,4 minutes pour le BUHP et de 12,06 et de 0,78 minutes pour le BHP. On peut être surpris d'obtenir une moyenne du temps du premier éclat supérieur pour le BUHP que pour le BHP. On tentera de comprendre cela par la suite en considérant la formulation des bétons.

La moyenne de la température du four au temps du premier éclat pour les trois catégories est respectivement de 701,6°C, 697,4°C et 706 °C et l'écart type de 27,8°C, 24,8°C et de 9,4°C. Ainsi lorsqu'on affine l'analyse des résultats, on augmente la température moyenne et on réduit fortement l'écart type. En différenciant les matériaux, on peut retenir une moyenne et un écart type respectivement de 696°C et 6,2°C pour le BUHP et de 706 et de 9,4°C pour le BHP. On peut s'étonner d'obtenir une moyenne de la température au temps du premier éclat inférieur alors que le temps du premier éclat était supérieur pour le BUHP que pour le BHP. On tentera de comprendre cela par la suite en considérant la formulation des bétons.

La moyenne de la température de la face chauffée de l'éprouvette au temps de premier éclat pour les trois catégories est respectivement de 368,1, 355,6 et 365,4 °C et l'écart type de 52,6, 37,5 et de 26,6°C. Ainsi lorsqu'on affine l'analyse des résultats, on obtient une température moyenne intermédiaire et on réduit sensiblement l'écart type. En différenciant les matériaux, on peut retenir une moyenne et un écart type respectivement de 344,7°C et 29,3°C pour le BUHP et de 365,4°C et de 26,6°C pour le BHP. On peut s'étonner d'obtenir une moyenne de la température au temps du premier éclat inférieure alors que le temps du premier éclat était supérieur pour le BUHP que pour le BHP.

On peut donc retenir qu'en moyenne le temps du premier éclat, la température du four et celle de la face chauffée de l'éprouvette sont respectivement de 13,6 mn, 696°C et 344,5 °C pour le BUHP et de 12,06 mn, 706°C et 365,4°C pour le BHP. On peut alors remarquer que, bien que les moyennes des températures du four et de la face chauffée de l'éprouvette du BUHP soient inférieures à celles du BHP, celle du temps du premier éclat est supérieur. On peut penser que l'analyse en prenant en compte les formulations des bétons peut aider à comprendre ces résultats.

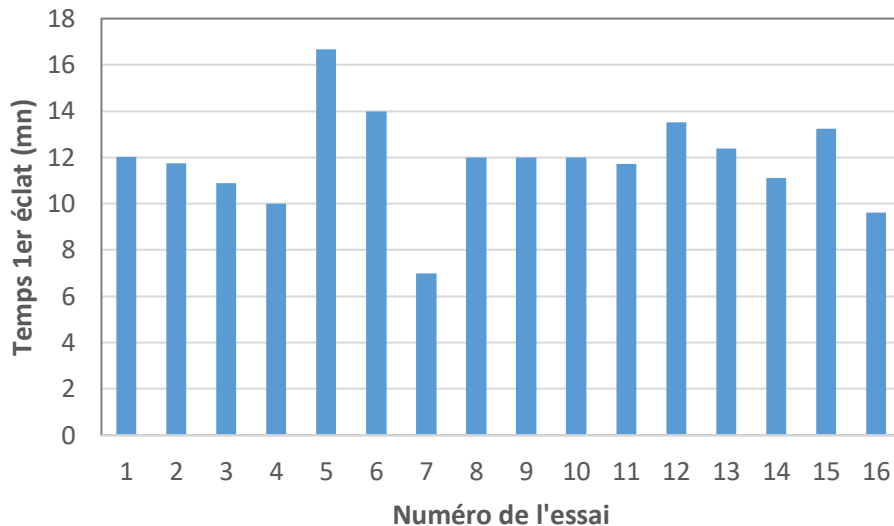


Fig.II.45 : Histogramme des temps du 1<sup>er</sup> éclat. En abscisse le numéro des essais.

Tableau II.7 : Analyse statistique des résultats donnant la moyenne du temps du premier éclat, de la température de la face du four et de la face chauffée pour les catégories d'essais suivantes : tous les essais (BUHP et BHP), tous les essais sur le BHP uniquement, et enfin les essais sur le BHP en retirant certains résultats entachés d'erreur manifeste.

	Tous essais			Tous essais-BHP			BHP-épurés		
	Temps (mn)	Th_Reg (°C)	Th_S0 (°C)	Temps (s)	Th_Reg (°C)	Th_S0 (°C)	Temps (s)	Th_Reg (°C)	Th_S0 (°C)
<b>Moyenne</b>	<b>11,9</b>	<b>701,6</b>	<b>368,1</b>	<b>11,48</b>	<b>697,4</b>	<b>355,6</b>	<b>12,06</b>	<b>706</b>	<b>365,4</b>
Ecart type	2,1	27,8	52,6	1,66	24,8	37,5	0,78	9,4	26,6

- Analyse de la corrélation entre les variables retenues

Dans cette étude nous essayons de déterminer le degré de corrélation entre les variables retenues à savoir le temps au premier éclat, la température du four et la température de la face chauffée associée à ce temps. Dans un premier temps, nous avons présenté les résultats sous forme d'histogramme. Par exemple à la Figure II.46 nous présentons un histogramme double des températures du four et de la face chauffée au temps du premier éclat. Nous pouvons y observer qualitativement une certaine corrélation d'un point de vue global. Pour y voir plus clair nous avons tracé un histogramme en ordonnant les résultats par ordre croissant de la température du four (Fig. II.47) qui met davantage en évidence la corrélation globale entre les deux variables.

Pour quantifier le degré de corrélation, nous avons tracé deux graphiques. Le premier est donné à la Figure II.48 et représente l'évolution des températures du four et de la face chauffée en fonction du temps au premier éclat. Ces courbes ont aussi interpolé par des fonctions linéaires et les caractéristiques des interpolations apparaissent dessus. Comme on pouvait s'y attendre, le choix de d'une interpolation linéaire est assez pertinent. De même le coefficient de corrélation linéaire de la température du four est très élevé (0,9856) et assez proche de 1 traduisant une très bonne corrélation avec le temps au premier éclat. En revanche celui de la température de la face chauffée est nettement inférieur (0,9058) traduisant une bien moindre corrélation avec le temps au premier éclat. Le deuxième graphique représente la température de

la face chauffée en fonction de la température du four au temps du premier éclat (Fig.II.49). L'interpolation linéaire restitue un coefficient de corrélation linéaire de 0,87, ce qui est relativement moyen.

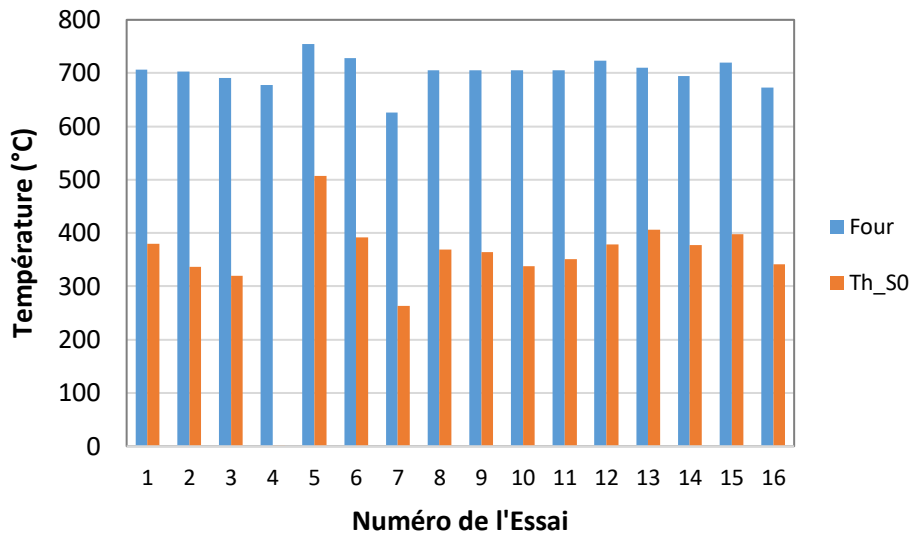


Fig.II.46 : Histogramme des températures atteintes au temps du 1<sup>er</sup> éclat par le four et par le thermocouple situé dans la face chauffée de l'éprouvette. Le numéro d'Essai est en abscisse.

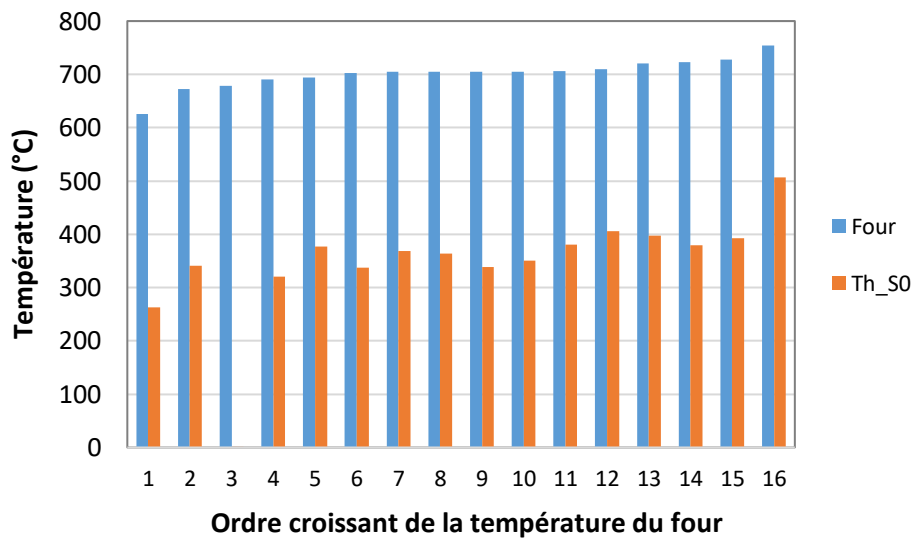


Fig.II.47 : Histogramme des températures atteintes au temps du 1<sup>er</sup> éclat par le four et par le thermocouple situé dans la face chauffée de l'éprouvette en considérant tous les essais. Les résultats sont disposés suivant l'ordre croissant de la température du four en abscisse.

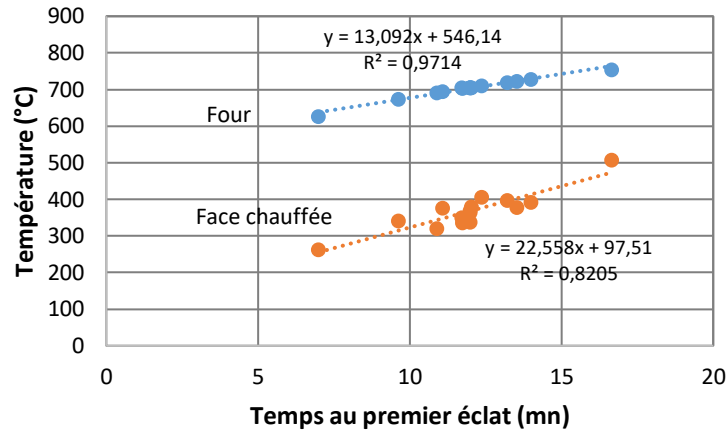


Fig.II.48 : Evolution des températures du four et de la face chauffée de l'éprouvette en fonction du temps au premier éclat en prenant en compte tous les essais.

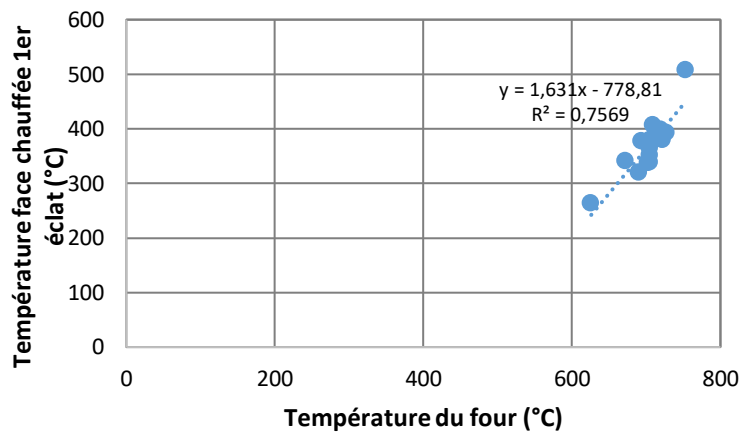


Fig.II.49 : Evolution de la température de la face chauffée au premier éclat en fonction de la température du four en prenant en compte tous les essais.

- Analyse physique et comparaison avec la bibliographie

Dans ce chapitre nous allons tenter d'expliquer un certain nombre de résultats obtenus en ayant recours à la microstructure.

Dans les résultats précédents nous nous étions étonnés du fait que dans le cas des essais sur les BFUP, on trouve un temps au premier éclat plus court pour l'éprouvette la plus âgée. La raison vient de ce qu'avec le temps les phénomènes d'hydratation qui produisent le gel CSH se poursuivent et la résistance du béton augmente. Le béton étant exposé à l'air libre, on peut penser que le séchage affecte davantage de couches superficielles de l'éprouvette lorsque le béton est plus âgé. Or on a vu dans la bibliographie que le béton est d'autant plus sensible à l'écaillage thermique que son taux d'humidité était grand. Mais il se trouve aussi que des études montrent que la couche d'interface entre les granulats et la pâte cimentaire passe de moyennement résistante et ductile à résistante et très fragile lorsque l'âge du béton augmente. Cela veut dire qu'il y a plus de probabilité que le béton plus âgé développe des fissures interfaciales susceptibles de se propager que le béton plus jeune. La figure II.50 illustre la couche de l'interface granulat/pâte cimentaire.

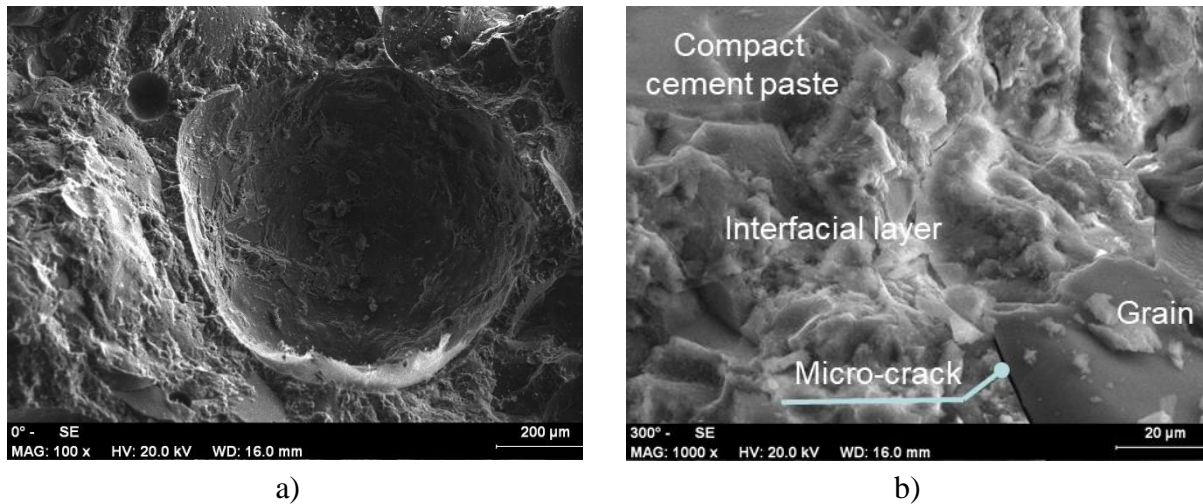


Fig. II.50: SEM images taken on HPC at 20 °C and after cooling from 300°C, respectively, showing a) the interfacial surface left by a grain and b) the detailed view of the interfacial zone that appears less compact than cement paste. The visible crack is probably due to heating at 300°C [Bensalem et al. 2021-b].

Le BUHP étudié a une grande masse volumique qui traduit sa grande compacité liée la proportion élevée de ciment et de particules fines. On peut penser que cette compacité est telle que l'effet du séchage reste superficiel et ait un impact très limité avec l'âge. En résumé on voit qu'on a des effets contradictoires des différents paramètres en jeu. C'est donc l'équilibre de ces différents paramètres qui évolue avec l'augmentation de la température qui va déterminer le point de rupture. C'est ce qui peut expliquer que le béton le plus âgé présent l'éclatement explosif plus tôt que le plus jeune.

Au Tableau II.8 sont présentés des résultats récents extraits de la bibliographie et les résultats obtenus dans le cadre de l'étude actuelle. On y présente le temps au premier éclat, la température du four au temps du premier éclat, la température de la face chauffée au temps du premier éclat et le type de béton si connu. La première colonne donne le nombre d'éprouvettes ayant fait l'objet des essais, ce qui est un indicateur de leur validité. On peut voir que tous matériaux compris le temps au premier éclat varie entre 5 et 17 minutes et la température au premier éclat entre 550 et 757°C. Ces plages recouvrent bien celles de nos résultats qui donnent un temps de premier éclat compris entre 11,5 et 12,06 mn et une température du four comprise entre 697 et 716°C. Nos résultats donnent en plus la température de la face chauffée au premier éclat. En resserrant la comparaison sur les matériaux connus, on peut voir que nous trouvons des valeurs un peu plus grandes que celles de Schneider et al. Pour le béton de type BUHP : 13,5 au lieu de 10 mn pour le temps au premier éclat ; puis 716 au lieu de 678 pour la température du four. Lo Monte et al. [Lo Monte et al. 2017] qui ont travaillé sur du BHP trouvent des résultats supérieurs aux nôtres : entre 15 et 17 mn pour le temps au premier éclat et entre 738 et 757 °C pour la température du four. Notons tout de même que leurs résultats sont basés sur deux essais. Si nous comparons les résultats de nos essais obtenus sur les essais épurés de BHP avec ceux de Maluk et al. [Maluk et al. 2015] sur du BHP, nous obtenons quasiment les mêmes résultats : 12,06 au lieu de 12 pour le temps au premier éclat et 710 au lieu de 706 pour la température du four au temps au premier éclat. On peut donc dire que la confrontation de nos résultats avec la bibliographie tend à les valider.

Références	Nombre Eprouvette	Temps 1er éclat (min)	Temp. 1er éclat, ISO-834 (°C)	Temp. 1er éclat, Th_S0 (°C)	Type de béton
Ozawa et al., 2017	1	12		--	--
Schneider et al., 2019	4	10	678	--	BFUHP
McNamee et al., 2017	16	6-16	603-728	--	--
Lo Monte et al., 2017	2	15-17	738-757	--	BHP
Miah et al., 2017	12	10-15	728	--	--
Mroz et al., 2017	6	5-7	550	--	--
Klingsch et al., 2013	1	14	728	--	--
Kusterle et al., 2004	2	5-6	576-603	--	--
Maluk et al., 2015	4	12	710		BHP
<b>Etude actuelle</b>					
-Tous les essais	16	11,9	702	368	---
-BUHP	2	13,5	716	≥ 433	BUHP
-BHP (tous)	14	11,5	697	356	BHP
-BHP (épurés)	11	12,06	706	365	BHP

Tableau II.8 : Mise en parallèle des résultats de la littérature avec ceux de la présente étude.

### 3.3.2.3. Analyse des débris éjectés au cours des essais

#### 3.3.2.3.1. Analyse post-mortem des éprouvettes d'essai

Les différents essais d'écaillage thermique ont produit de nombreux éclats (débris) qui ont été recueillis pour faire l'objet d'étude. Nous avons traité des faciès de rupture et de la fissuration de la face chauffée du béton en analyse post-mortem dans un des chapitres précédents. Dans cette partie nous nous intéressons à la caractérisation des produits de la dégradation thermique du béton. La première question est celle de savoir quels paramètres retenir pour la caractérisation. Nous avons choisi les paramètres relatifs à la masse et aux dimensions des éclats. Le choix de la masse s'imposait dans la mesure où elle est assez facile à mesurer et où elle représente aussi le volume des éclats vu que la masse volumique est grosso-modo constante. Le choix des dimensions s'imposait aussi, en particulier celle de la mesure de l'épaisseur des débris qui est un paramètre essentiel permettant de faire le lien entre les essais et le travail de modélisation thermomécanique. La deuxième question qui se pose une fois les paramètres choisis est : comment procéder pour les mesurer ? Cette question est très importante et a fait l'objet de beaucoup de réflexion car les choix effectués conditionnent en partie les résultats. En ce qui concerne la masse, on peut évidemment connaître la masse globale éjectée ou perdue au cours de l'essai en faisant la différence entre le poids de l'éprouvette en début et en fin d'essai. Ceci n'est pas problématique pour peu qu'on ait pris le soin de relever le poids des éprouvettes avant essai, ce qui était quasi-systématiquement le cas. Mais on veut caractériser la masse de chacun des débris et il se pose alors le choix de la masse minimale de débris à considérer, ce qui a une incidence sur le nombre de débris à étudier pour une éprouvette d'un essai donné. Il ne faut oublier non plus que le débris doit avoir une certaine taille pour pouvoir être manipulée à la main. En se basant sur les travaux de Rania Bouchendouka [Bouchendouka, 2017] qui s'était penchée sur la question au cours d'un stage doctoral, nous avons repris son protocole expérimental en l'améliorant. Le critère est de prendre en compte les débris dont la masse est



supérieure ou égale à 4 grammes. Cette limite est liée à la facilité de manipulation du débris en terme de volume et de quantité mais aussi à la sensibilité de la balance immédiatement disponible. L'autre question est de savoir comment procéder en ce qui concerne la mesure des dimensions. Le choix est de faire les mesures au pied à coulisses numérique, ce qui facilite la lecture. La difficulté est de définir les trois grandeurs que sont : la longueur, la largeur et l'épaisseur ou hauteur du débris. La convention suivante a été adoptée : la plus grande dimension est la longueur, la dimension intermédiaire dans la direction orthogonale à la longueur est la largeur, et la dimension dans la direction orthogonale au plan est la hauteur ou épaisseur du débris. Cette définition est assez arbitraire mais elle a été précisée en ce qui concerne l'épaisseur, le paramètre dimensionnel qui nous intéresse le plus.

Lorsqu'on examine les débris, on en trouve de toutes sortes suivant la phase du processus durant laquelle ils ont été produits. En effet les premiers éclats sont marqués par la présence d'une partie de la face chauffée qui est particulièrement lisse et reconnaissable. Puis lorsque les instabilités se poursuivent avec une production abondante de débris, il se peut que les éclats produits soient issus d'une surface déjà dégradée. Dans ce dernier cas, ces débris n'ont aucune surface particulière permettant leur reconnaissance ou leur éventuelle localisation. Dans le cas des débris du premier type, l'épaisseur va pouvoir être mesurée en prenant comme surface de référence le bout de surface ayant appartenu à la surface chauffée, et les deux autres dimensions mesurées par rapport à l'épaisseur. Dans ce cas précis, on a une bonne connaissance de la hauteur du débris qui correspond bien à son épaisseur. Dans le deuxième cas, on n'a plus de référence et les mesures peuvent sembler aléatoires. Nous pensons toutefois que prendre la plus petite dimension comme l'épaisseur du débris a du sens car il est réaliste de penser que la longueur de la macro-fissure à l'origine de l'éjection du débris sera toujours supérieure à l'épaisseur du débris.

Après avoir précisé le choix des paramètres et les conditions dans lesquelles ils ont été mesurés, nous pouvons maintenant les passer en revue.

#### - Echantillonnage

Comme nous l'avons fait remarquer précédemment, la phase d'éclatement au cours des différents essais a eu des durées différentes et les dégradations ont affecté des zones plus ou moins différentes de la face chauffée de l'éprouvette. On a ainsi pu constater que d'un essai à l'autre la production des éclats était différente en qualité et en quantité. La figure II.51 montre des photos des faciès de rupture et des éclats des Essais 2 et 3. On y voit que pour l'Essai 3 les dégradations concernent toute la surface chauffée et que les éclats sont nombreux et assez homogènes en dimension. Alors que pour l'Essai 2, l'aire de la surface chauffée est moindre et la variabilité dimensionnelle des éclats très importante. Il faudrait analyser en profondeur ces résultats pour tenter de comprendre les causes de ces différences observées sur des éprouvettes du même matériau et de la même gâchée. La diversité de production conduit à un nombre de débris analysés très variable d'un essai à l'autre. Par la suite et pour la représentation des histogrammes, une échelle standard a été adoptée pour le nombre de débris mais en cas de nécessité, pour faire ressortir les évolutions cette échelle a pu être modifiée ponctuellement.



Faciès de rupture Essai 2



Faciès de rupture Essai 3



Eclats Essai 2



Eclats Essai 3

Fig. II.51 : Illustration de la diversité de production des éclats d'un essai à un autre.

- Valeur moyenne ou valeur maximale

Les débris sont pesés sur une balance qui restitue une mesure unique qui est la masse associée au débris. Il n'y a donc pas d'ambiguïté et ce chapitre ne concerne pas la variable masse. En revanche il en va autrement des mesures dimensionnelles. Que ce soit la longueur, la largeur ou l'épaisseur du débris, on peut les caractériser par leur valeur maximale ou par leur valeur moyenne, obtenue en faisant la moyenne des dimensions mesurées le long de l'axe considéré. Si dans certains cas les histogrammes sont semblables, dans d'autres ils peuvent se révéler assez différents. Nous présentons sur la Figure 52 les histogrammes des dimensions exprimés en valeurs moyenne et maximale de l'Essai 1 et à la Figure 53 ceux de l'Essai 10. Que ce soit pour l'épaisseur, la longueur ou la largeur du débris, on constate une similitude des histogrammes en valeurs moyenne ou maximale dans le cas de l'Essai 1. En revanche dans le cas de l'Essai 10, les différences sont plus prononcées, par exemple dans le cas de l'épaisseur (Fig.II.53-a et

II.53-b) ou dans celui de la largeur (Fig.II.53-e et II.53-f). Par la suite nous avons choisi de privilégier la valeur maximale car c'est celle pour laquelle la mesure est sans ambiguïté et qui peut-être représente davantage la physique du problème de dégradation. Nous allons nous appesantir essentiellement sur la variable Epaisseur qui nous permettra de faire le lien avec la modélisation numérique des essais.

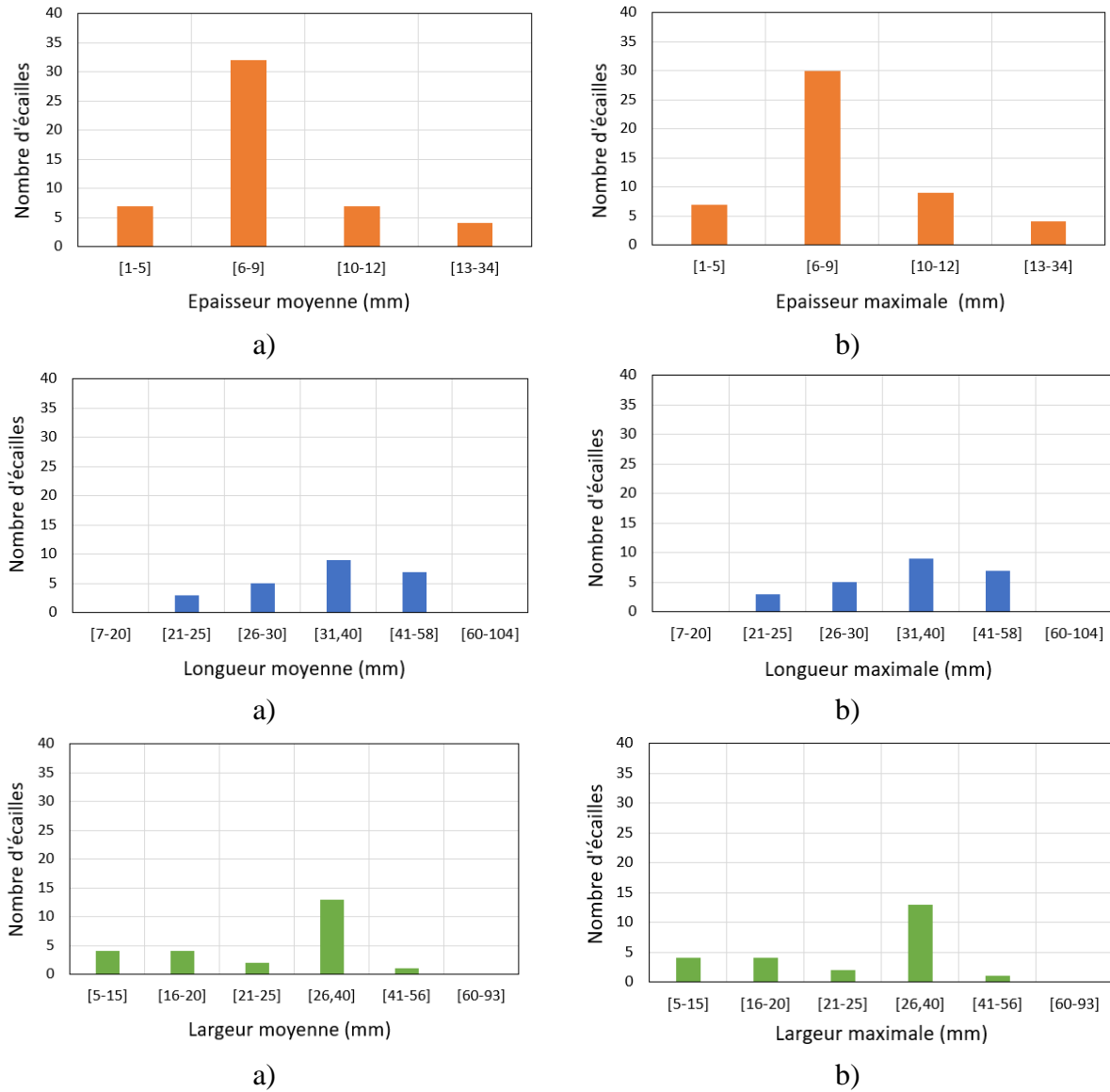


Fig. II.52 : Histogrammes de dimensions de débris pour l'essai 1 du 22-03-2019 : a) Dimensions exprimées en valeurs moyennes, b) Dimensions exprimées en valeurs maximales

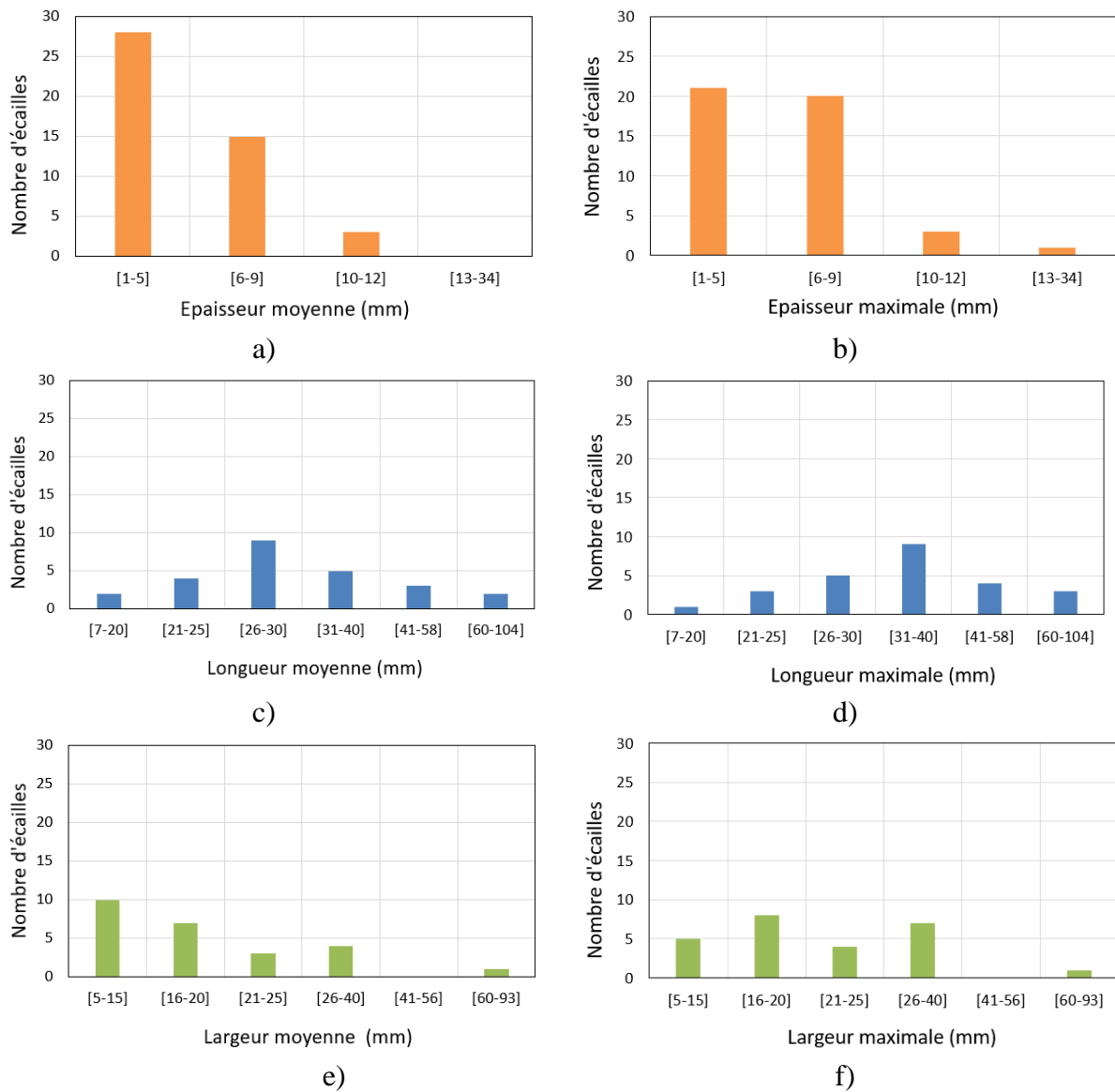


Fig. II.53 : Histogrammes de dimensions des débris pour l'essai 10 du 17-12-2020 : a) Dimensions exprimées en valeurs moyennes, b) Dimensions exprimées en valeurs maximales

### 3.3.2.3.2. Epaisseur

Nous avons regroupé dans la Figure II.54, les histogrammes d'épaisseur maximale des essais dont les débris ont pu être étudiés dans le cadre de ce travail. On peut remarquer que la plupart des histogrammes ont une forme qui rappelle globalement celle de la loi normale de Gauss avec un pic plus ou moins affirmé. Il y a toutefois l'histogramme de l'Essai 6 qui présente une évolution ascendante et celle de l'Essai 11 qui présente une évolution descendante. L'analyse des courbes montrent que les épaisseurs des éclats varient de 1 à 34 mm, ce qui sans surprendre montre la diversité des débris recueillis. Pour y voir plus clair, nous allons mener l'analyse par classe.

**-Classe 0-5 mm.** Cette classe est absente de l'histogramme de l'Essai 6, présente peu représentée dans ceux des essais 3 et 1, et en revanche bien représentée dans l'histogramme de

tous les autres essais. En particulier elle est prépondérante dans les histogrammes des Essais 10 et 11.

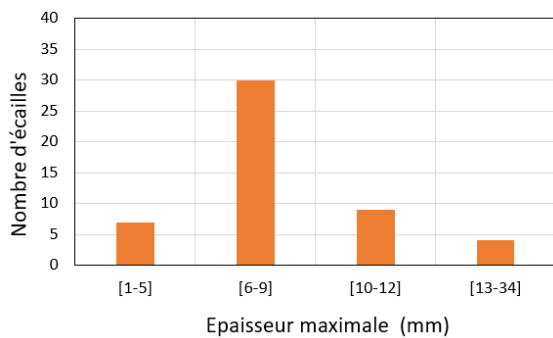
**-Classe 6-9 mm.** Cette classe est présente dans les histogrammes de tous les essais. Elle est même prépondérante dans les histogrammes des Essais 1, 2, 3, 9, 13, 14 et 15 et bien représenté dans ceux des Essais 6 et 11.

**-Classe 10-12 mm.** Cette classe est aussi présente dans les histogrammes de tous les essais. Elle est bien représentée dans les Essais 3, 6, 11 et 13 sans jamais être prépondérante.

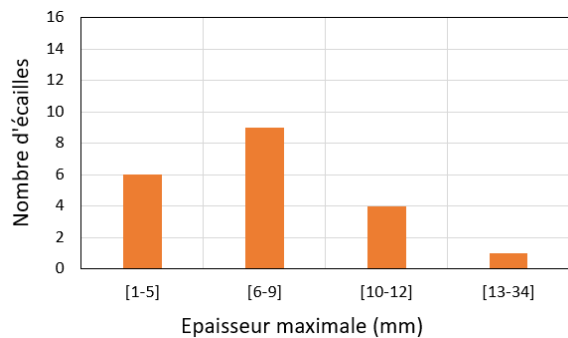
**-Classe 13-34 mm.** Cette classe est particulièrement large et peut induire en erreur dans l'interprétation. Elle est absente de l'histogramme de l'Essai 11, prépondérante dans celui de l'Essai 6, et présente à un niveau remarquable dans ceux des essais 1, 3 et 13.

Si l'on considère l'ensemble des résultats, le classement par ordre croissant des classes d'épaisseur en fonction de la prépondérance et de la fréquence des débris est le suivant : 6-9 mm, 1-5 mm, 10-12 mm et 13-34 mm. Autrement dit les débris les plus présents ont une épaisseur comprise entre 6 et 9 mm, suivis par ceux dont les épaisseurs sont comprises entre 1 et 5 mm, puis les 10-12 et les 13-34 mm. Les conclusions de cette étude sont forcément partielles car il n'a pas été possible de caractériser tous les débris et car les débris de petite taille et de faible masse sont absents dans cette étude.

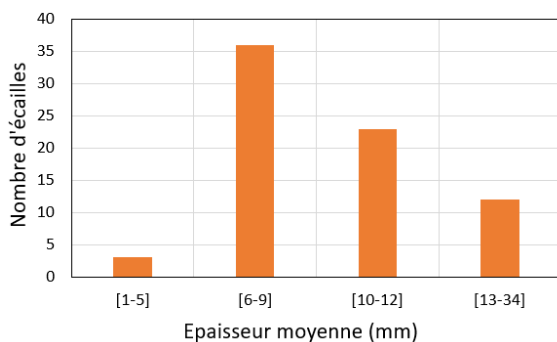
Nous ne pensons pas que le calcul d'une épaisseur moyenne pour l'ensemble des essais soit pertinente pour notre étude. D'abord parce que la forte variabilité des dimensions incite à la prudence. Et ensuite du fait du but de l'étude qui a pour objet de modéliser ces dégradations. Il faudra consulter les résultats issus de la modélisation d'un essai donné aux observations expérimentales faites sur le même essai. C'est ce que nous ferons dans le chapitre IV de confrontation des résultats des essais avec ceux de la modélisation thermomécanique.



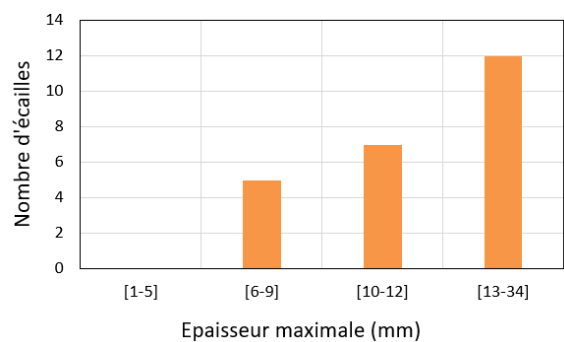
Essai 1 du 22-03-2019



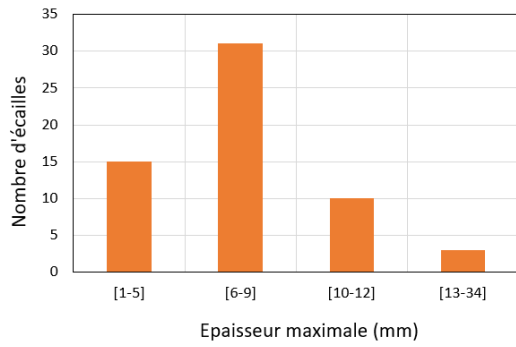
Essai 2 du 26-03-2019-1



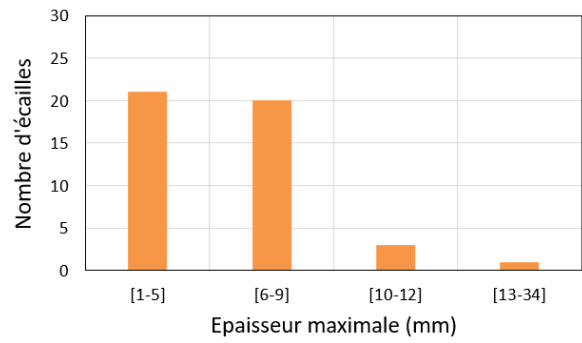
Essai 3 du 26-03-2019-2



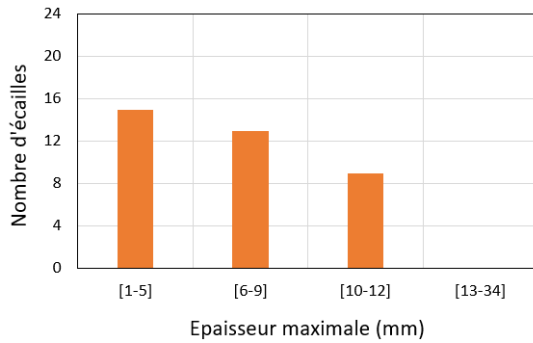
Essai 6 du 02-12-2020



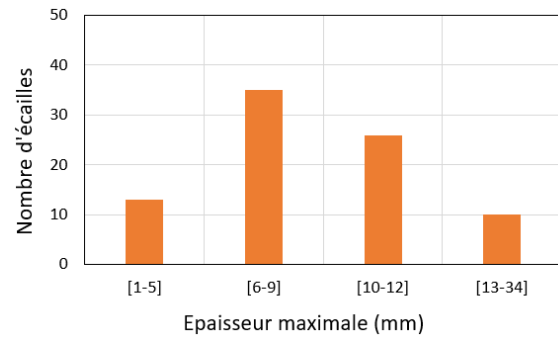
Essai 9 du 09-12-2020



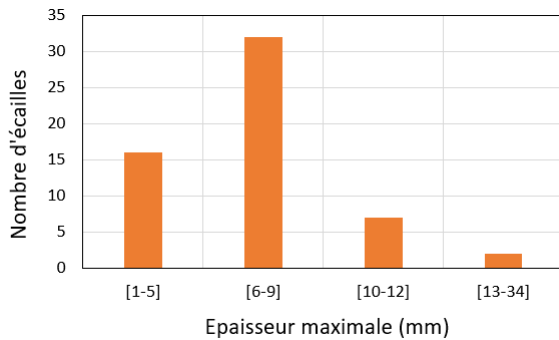
Essai 10 du 17-12-2020



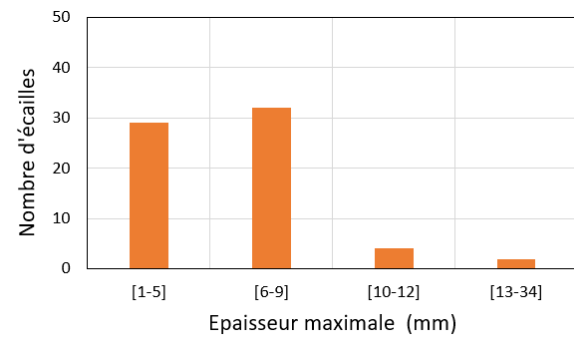
Essai 11 du 07-01-2021



Essai 13 du 11-01-2021



Essai 14 du 12-01-2021

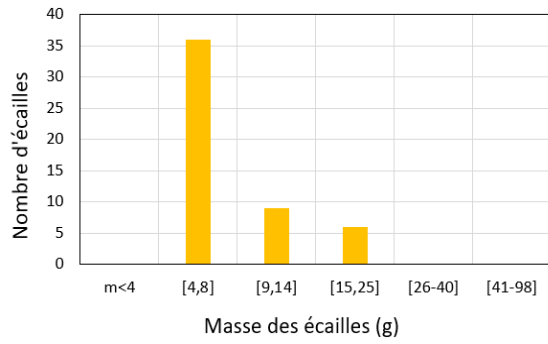


Essai 15 du 20-01-2021

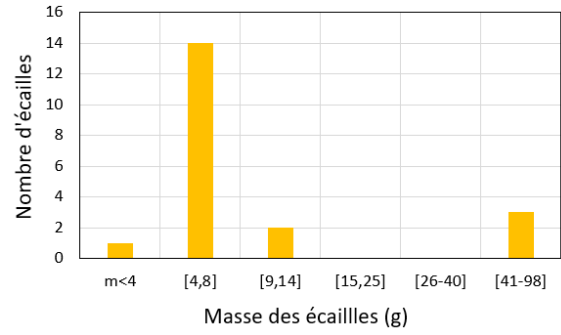
Fig.II.54 : Histogramme des valeurs maximales de l'épaisseur des débris de différents essais.

### 3.3.2.3.3. Masse

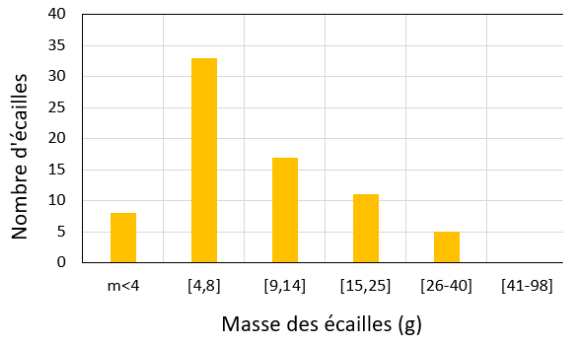
Nous avons regroupé dans la Figure II.55, les histogrammes de la valeur maximale des masses des débris des essais qui ont pu être étudiés dans le cadre de ce travail. La plupart des histogrammes ont une forme décroissante indiquant et plus la masse augmente moins le débris est représenté. Seuls les histogrammes des Essais 2 et 3 ont des répartitions qui rappellent celles de Gauss. Cette représentation traduit une fréquence des débris ayant une certaine masse et non le poids massique de ces débris. On obtiendrait des histogrammes complètement différents si l'on prenait en compte ce dernier paramètre.



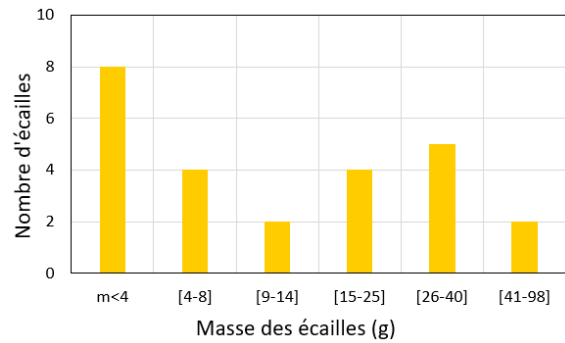
Essai 1 du 22-03-2019



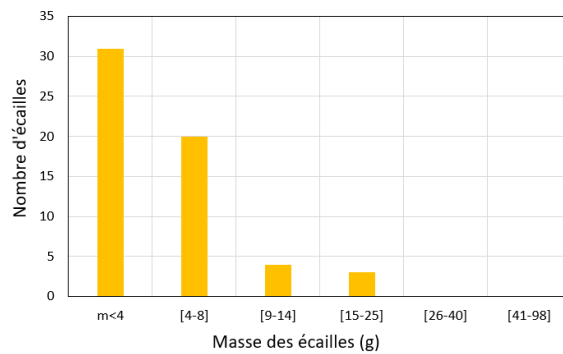
Essai 2 du 26-03-2019-1



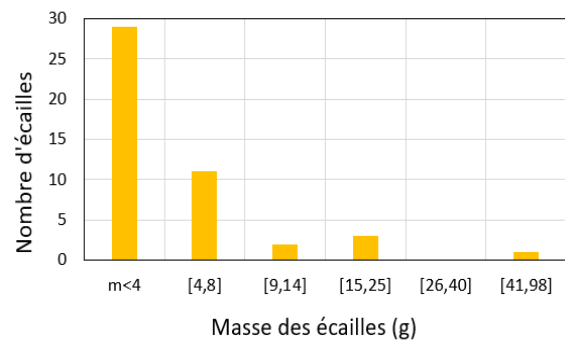
Essai 3 du 26-03-2019-2



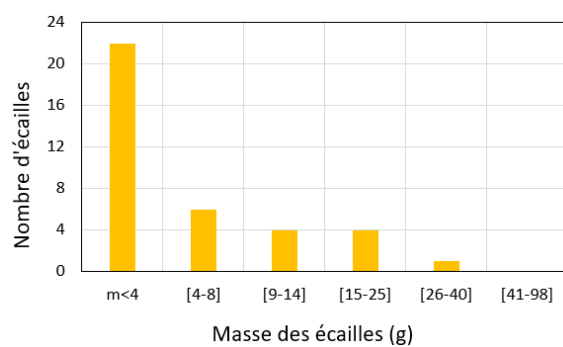
Essai 6 du 02-12-2020



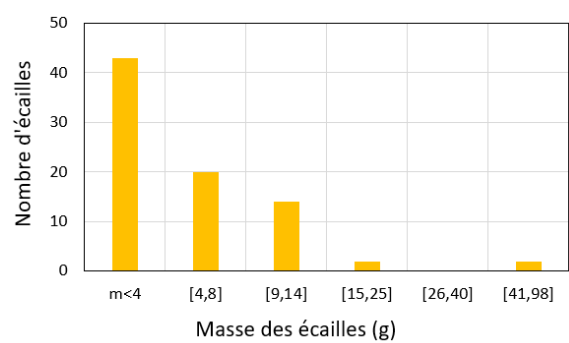
Essai 9 du 09-12-2020



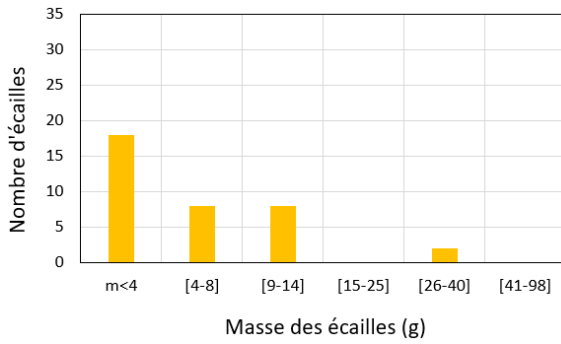
Essai 10 du 17-12-2020



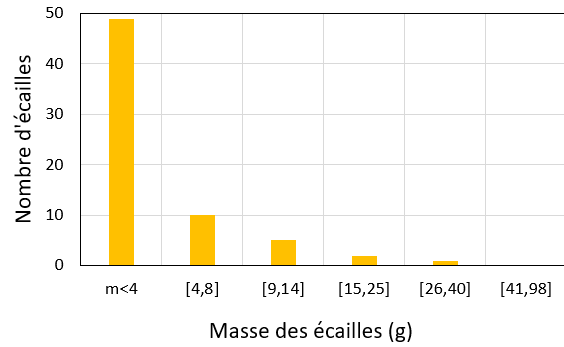
Essai 11 du 07-01-2021



Essai 13 du 11-01-2021



Essai 14 du 12-01-2021

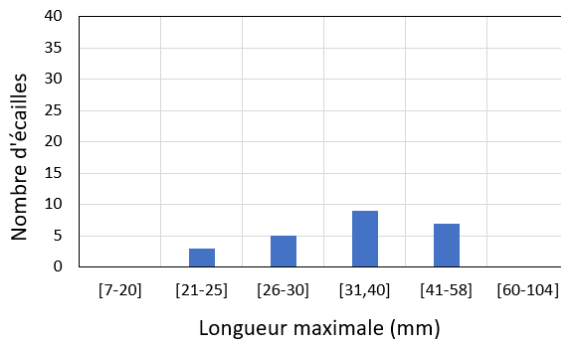


Essai 15 du 20-01-2021

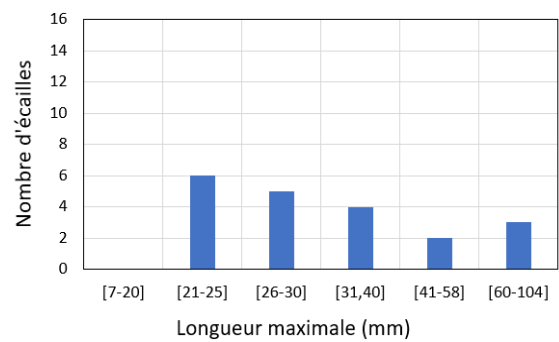
Fig.II.55 : Histogramme des valeurs maximales de la masse des débris de différents essais.

### 3.3.2.3.4. Autres dimensions

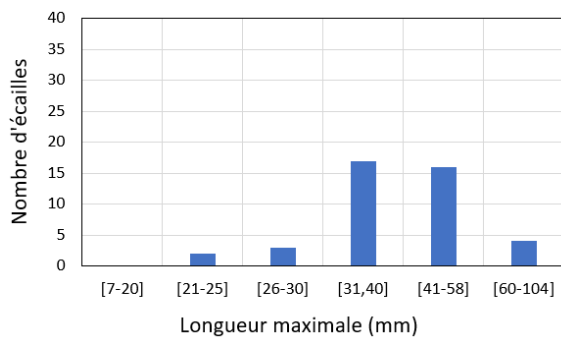
Nous présentons sur la figure II.56, les histogrammes des longueurs maximales des débris des essais pour lesquels ces mesures ont pu être réalisées. On peut y voir que les dimensions varient de 7 à 104 mm, ce qui est un écart très important et traduit la différence de taille des éclats produits par les instabilités thermiques. Les histogrammes présentent des répartitions qui rappellent grosso-modo celle de Gauss. En scrutant de près les résultats, on n'observe pas vraiment de classe de dimensions dominante.



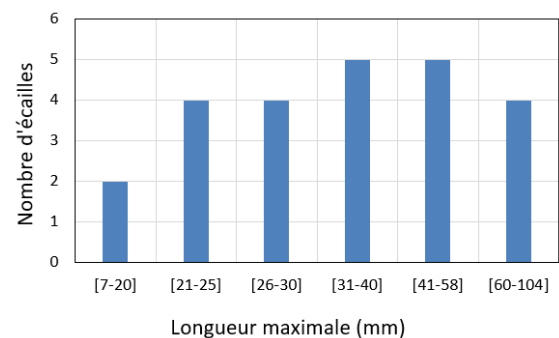
Essai 1 du 22-03-2019



Essai 2 du 26-03-2019-1

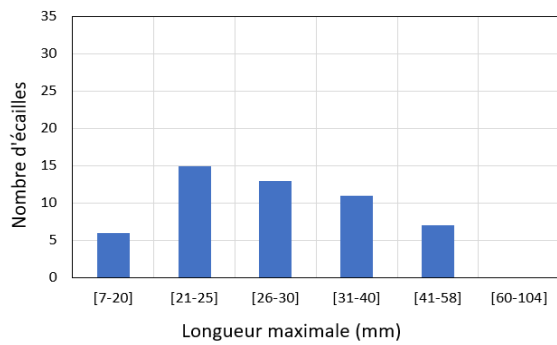


Essai 3 du 26-03-2019-2

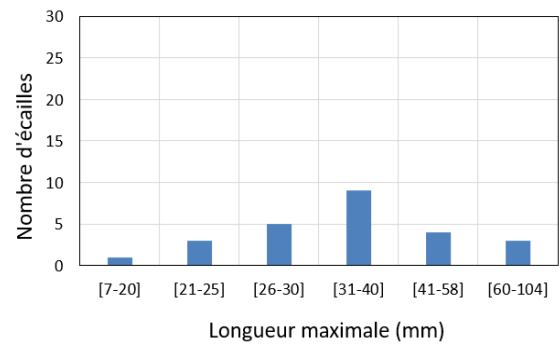


Essai 6 du 02-12-2020

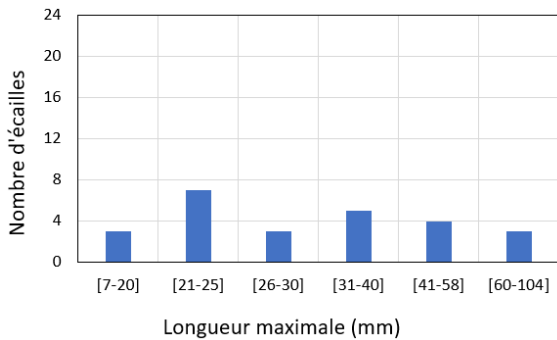




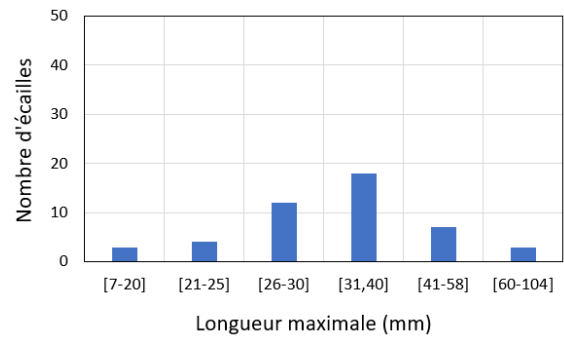
Essai 9 du 09-12-2020



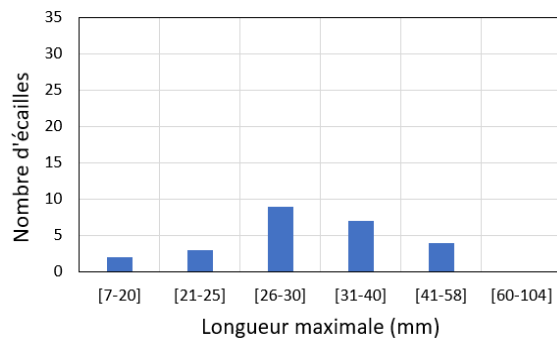
Essai 10 du 17-12-2020



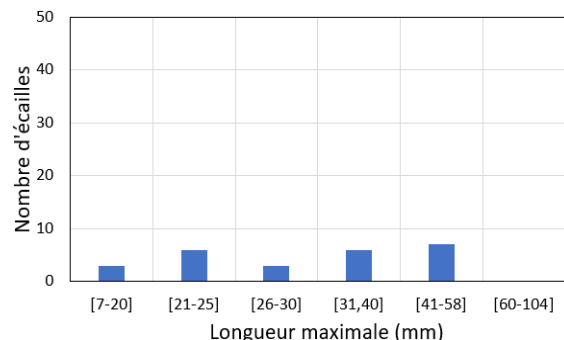
Essai 11 du 07-01-2021



Essai 13 du 11-01-2021



Essai 14 du 12-01-2021



Essai 15 du 20-01-2021

Fig.II.56 : Histogramme des valeurs maximales de la longueur des débris de différents essais.

### 3.3.2.4. Comparaison avec les résultats de la bibliographie

De nombreux auteurs ont publié des résultats sur la taille des écailles mais nous n'en citerons que quelques-uns. Pour différents types de bétons et différentes sollicitations thermiques, Mindeguia et al. (2009) ont constaté que l'épaisseur des écailles dépendait non seulement du type de béton mais aussi de la sollicitation thermique. Sous feu ISO ils ont trouvé des épaisseurs d'écaille de 6 à 15 mm pour des bétons de type B40 et de 3 à 5 mm pour des bétons de type B60. Jansson [Jansson, 2013] qui a travaillé sur des bétons ordinaires et BHP corrobore ces résultats. Plus récemment Pimienta et al. [Pimienta et al. 2019] ont trouvé aussi que l'épaisseur et la largeur des écailles étaient d'autant plus petites que le béton est résistant. En ce qui concerne l'épaisseur par exemple, ils ont trouvé une moyenne de 9, 6 et 3 mm pour les BO, BHP et BUHP, respectivement.

### **3.4. Conclusion**

L'étude expérimentale sur l'écaillage thermique a permis d'obtenir des résultats probants et exploitables. Elle a bien permis de mettre en évidence les instabilités thermiques dans le béton. Elle a aussi permis de connaître l'évolution des températures à différentes distances de la face chauffée au cours des essais et l'analyse des débris a permis de caractériser la fréquence et l'ampleur des dégradations thermiques subies au cours des essais. Elle a enfin montré que les classes de dimension 6-9, 0-5 et 10-12 mm étaient les plus prépondérantes pour caractériser les épaisseurs des éclats.

#### **Conclusions sur l'étude expérimentale**

Ce deuxième chapitre est consacré aux caractérisations mécaniques du matériau BHP formulé à base du sable normalisé et à la réalisation des essais d'écaillage pour mettre en évidence des instabilités thermiques dans des situations d'incendie. N'ayant pas pu réaliser nous-mêmes les essais de caractérisation mécanique à haute température dans le cadre de cette étude, nous nous contentons de les illustrer par des résultats obtenus sur nos éprouvettes.

Les essais d'écaillage sont réalisés sur des éprouvettes de type dalle instrumentées de thermocouples localisés à différentes distances de la face chauffée. En plus des dalles en BHP fabriquées dans le cadre de l'étude, des éprouvettes en BUHP disponibles ont aussi subi les essais d'écaillage thermique réalisés sur le nouveau dispositif expérimental conçu au laboratoire 3SR et en cours de développement. Les essais ont été classés en trois groupes selon l'objectif à atteindre. Un premier groupe d'essais préliminaires, nous a permis de faire une analyse approfondie du déroulement des essais et de faire des observations pendant les essais et après exploitation des résultats de mesure de température. Ce qui nous a conduits aux essais du deuxième groupe d'essais dits essais de mise au point et destinés à définir un protocole pour s'assurer que la température du four suive au plus près la courbe du feu standard ISO834 de l'Eurocode 2. Cette étape est cruciale pour assurer la fiabilité et la crédibilité des essais. Le troisième groupe d'essais sont des essais dits maîtrisés car effectués en suivant la procédure rigoureuse issue des essais du second groupe. Par la suite, les débris éjectés ont été récoltés après essais, mesurés et analysés. Concernant les résultats des essais d'écaillage sur les éprouvettes en BHP, on peut retenir les points suivants :

-Toutes les éprouvettes qui sont passées sur le banc d'essais ont subi une ou plusieurs fois une phase d'éclatement explosif. Ceci atteste de l'efficacité du banc d'écaillage. Ceci est aussi très remarquable car de précédentes études rapportent que l'éclatement thermique ou explosif est un phénomène aléatoire car, dans les mêmes conditions d'essais, des éprouvettes peuvent présenter des éclats ou d'autres pas. Nous n'avons donc pas observé ce caractère aléatoire avec notre banc d'essai.

-Les thermocouples dont les extrémités ont été placées sur la face chauffée des éprouvettes ont donné des mesures régulières et continues qui nous ont conduits à penser qu'elles étaient fiables et réalistes.

-Les observations durant et après les essais d'écaillage ont permis de comprendre un peu plus le phénomène d'instabilité thermique.

-La répartition des dégradations thermiques sur toute la face chauffée des dalles semble traduire un chauffage uniforme de la face chauffée par le brûleur et par là un bon fonctionnement du banc d'essais.

-Les courbes de température présentent dans certains cas des variations en fonction du temps qui traduisent les dégradations produites au cours des essais. Pour certains essais, les courbes ont mis en évidence la présence d'eau par l'apparition de paliers de température constante à 100°C, ce qui semble traduire au moins la présence du processus thermo-hydrique dans ces éprouvettes au cours de l'essai.

-Les dégradations thermiques se sont produites dans la zone centrale ou dans un des coins de la face chauffée des éprouvettes. L'ampleur des dégradations thermiques a été caractérisé par l'épaisseur des éclats analysés. Trois classes d'épaisseurs comprises entre 6-9, 0-5 et 10-12 mm ont été mises en évidence et apparaissent dominantes.

-Les instabilités thermiques ont été caractérisées d'une part, par le temps du premier éclat et d'autre part, par les températures du four et de la face chauffée de l'éprouvette au temps du premier éclat. Nous avons obtenu les résultats suivants pour les différents groupes d'éprouvettes : (11,9 mm/702°C/368 °C) pour tous les essais ; (11,5 mn/697°C/356°C) pour tous les essais avec les éprouvettes en BHP ; et (12,06 mn/706°C/365°C) pour les essais épurés avec les éprouvettes en BHP. Il faut donc retenir les résultats suivants pour notre étude : le temps au premier éclat est de 12,06 mn, la température du four au premier éclat de 706°C et la température de la face chauffée eu premier éclat de 365°C. Ces résultats sont en accord avec ceux d'études sérieuses publiées.

-Les courbes de température mesurées par les thermocouples noyés dans le béton donnent des informations précieuses pour mener la modélisation numérique. En effet la température de la face chauffée pourra constituer une donnée d'entrée pour entreprendre la modélisation thermique de l'essai.

## **Chapitre III**

---

### **Simulation numérique des essais d'écaillage thermique**

---

## **Introduction**

Nous avons dans la partie bibliographique évoqué la problématique de la modélisation et avons donné des exemples de ce qui se fait actuellement. La modélisation peut se baser sur les approches TM ou TH ou sur l'approche THM plus globale. Nous pouvons citer quelques travaux pour illustrer ces approches [Dal Pont 2007 ; Caroline De Sa 2007 ; Jansson 2010 ; Minh Tuyen Phan 2012 ; A. Tognevi 2012 ; V.N. Nguyen et al. 2017].

L'analyse des résultats des essais effectués dans le cadre de cette thèse a montré la présence d'une activité hydrique traduit par les paliers de température à 100 °C dans certains des essais. On peut penser alors qu'une approche THM soit la plus pertinente.

Nous avons toutefois décidé d'adopter l'approche thermomécanique pour les raisons suivantes. La première raison est qu'il n'était pas été possible d'appliquer l'approche THM aux résultats des essais dans la mesure où la mesure de pression n'a pas pu être mise en œuvre. La deuxième raison est que l'étude des courbes de montrée en température publiées montrent que les pressions de vapeur atteignent des valeurs non négligeables à partir de 15 voire 20 à 30 mn d'essai, c'est-à-dire bien au-delà des temps de premier éclat observés au cours de nos essais. Cela ne veut pas dire que la pression dans les pores n'a pas contribué à l'éclatement explosif car la mesure de pression n'a pas été faite, mais on va supposer qu'elle n'y a pas contribué de manière déterminante. La troisième raison découle de la conclusion de la partie bibliographie où nous avons fait observer que les modélisations les plus courantes utilisent plutôt l'approche thermomécanique du fait aussi de sa plus grande facilité de mise en œuvre malgré son caractère partiel. Cela conduit à la problématique de cette étude qui est de voir dans quelle mesure l'approche thermomécanique est capable de traduire les dégradations thermiques produites au cours des essais.

Nous proposons dans ce chapitre d'utiliser l'approche thermomécanique en nous appuyant sur une loi de comportement d'endommagement isotrope pour modéliser des essais avec pour objectif de rendre compte des dégradations produites au cours des essais. Comme les contraintes mises en jeu sont essentiellement d'origine thermique, il faut d'abord mener des études thermiques pour s'assurer que le champ de température modélisé est correct ou réaliste. On verra que la conception des essais permet de faciliter cette étape. Une fois le champ correct de température déterminé, le calcul thermomécanique avec la loi d'endommagement isotrope couplée à l'élasticité de Mazars permet de déterminer un champ d'endommagement qu'on va pouvoir analyser en le confrontant aux observations expérimentales.

Les calculs sont menés avec le code de calcul par éléments finis CAST3M du CEA Saclay.

### **1. Description du modèle élément fini et de la base de données thermique**

Dans cette partie est d'abord décrit le modèle élément fini comportant la simplification de la géométrie de la dalle, le chargement thermique imposé ainsi que les conditions aux limites aussi bien thermiques que mécaniques. Dans la deuxième partie, on donne les informations nécessaires et utiles pour faire les calculs thermiques préalables à la modélisation thermomécanique.

## 1.1. Modèle élément fini

### 1.1.1. Réduction de la géométrie initiale

Il s'agit de modéliser les essais réalisés sur les éprouvettes-dalles décrits au chapitre précédent. Si l'on suppose les dimensions de l'éprouvette infinies, on peut ramener l'étude thermique à un problème à une dimension (1D) suivant sa hauteur (épaisseur). Mais la dalle a des dimensions finies et notre but est de modéliser l'essai en prenant en compte les conditions aux limites thermiques et mécaniques dans la mesure du possible. L'Etude devrait donc se faire a priori en 3D. La flamme étant appliquée uniformément sur l'une des grandes faces de l'éprouvette, il n'y a pas de symétrie du problème par rapport au plan situé à mi-hauteur de l'éprouvette. En revanche, le problème est symétrique par rapport aux plans de symétrie suivant la longueur et la largeur de l'éprouvette. En prenant en compte ces symétries, on peut restreindre l'étude à la modélisation d'un quart de la géométrie de l'éprouvette. On aboutit à un modèle géométrique ayant pour dimensions 12.5x12.5x10 (cm) comme l'illustre la figure III.1

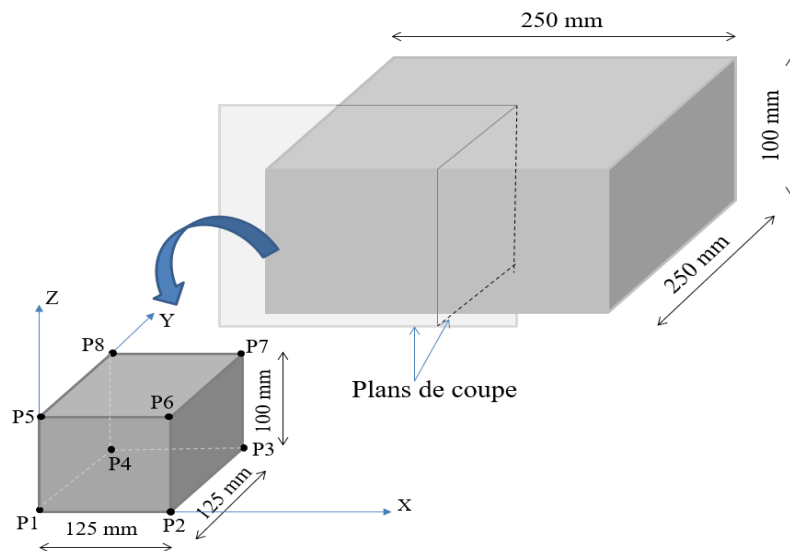


Fig.III.1 : Modèle géométrique à prendre en compte pour la modélisation éléments finis compte tenu des symétries du problème.

### 1.1.2. Génération de maillage

La géométrie du modèle étant quasi-cubique, l'utilisation d'éléments finis cubiques est alors optimale. C'est pourquoi nous avons choisi des éléments finis cubiques à 20 nœuds (CU20) à fonctions d'interpolation quadratique pour mailler la structure. On a ensuite conduit des études de sensibilité en vue d'optimisation du maillage qui ont produits les résultats suivants : le champ de température est très sensible à la finesse du maillage dans l'épaisseur et assez peu suivant la longueur. Cette étude a conduit à retenir un maillage constitué de 10 éléments suivant la largeur ou la longueur et 20 éléments suivant l'épaisseur comme **maillage de référence**. La structure a donc été maillée avec des éléments finis de 12,5 mm de longueur et de largeur et de 5 mm d'épaisseur. Ce **maillage de référence** a donc **10×10×20** éléments, soient 2000 éléments. Nous avons aussi effectué des calculs avec un **maillage dit raffiné** de **10×10×40** éléments, soient 4000 éléments. Les deux types de maillage sont présentés à la figure III.2. Les

maillages retenus ont un quadrillage tel que la position des extrémités des thermocouples des éprouvettes-dalles coïncident avec des nœuds du maillage.

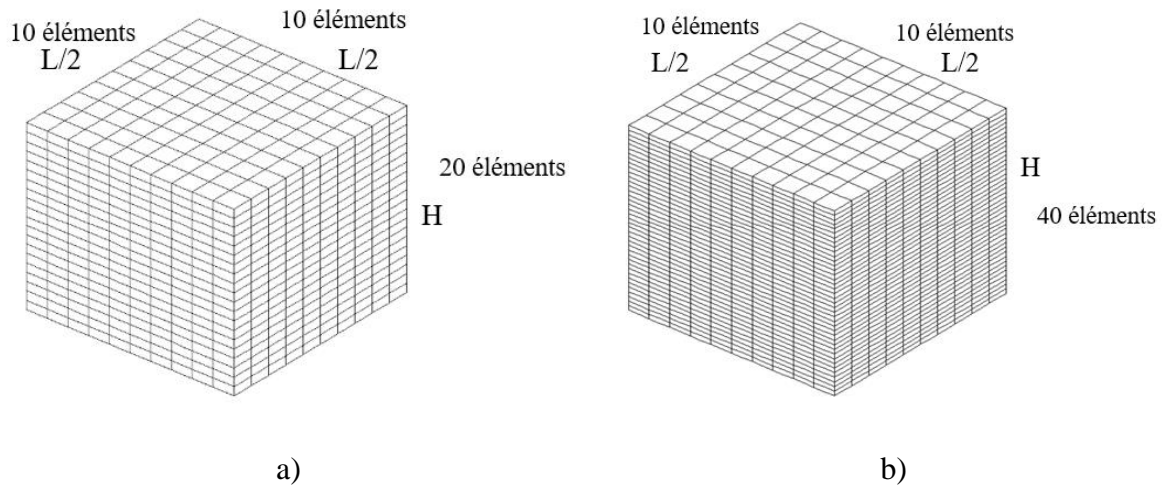


Fig. III.2 : Maillages de ¼ de la dalle avec des éléments finis cubiques CU20 avec en a) le maillage de référence constitué de 10×10×20 éléments et en b) le maillage raffiné constitué de 10×10× 40 éléments. Les dimensions sont les suivantes : L=250 mm, H= 100 mm.

## 1.2. Chargement thermique et conditions aux limites thermiques et mécaniques

Afin de pouvoir décrire les conditions aux limites, en particulier thermiques, il est indispensable de décrire les équations de transfert de chaleur en jeu dans la présente étude.

### - Equations de la thermique

En chauffant la face inférieure de la dalle, la chaleur se propage à l'intérieur de la dalle par conduction mode de transfert régi par l'équation de la chaleur de Fourier. Cette équation peut être établie à partir du premier principe de la thermodynamique et sa forme générale est la suivante :

$$\text{div}(\lambda \overrightarrow{\text{grad}}T) - \rho C_p \frac{dT}{dt} = -P \quad (\text{eq.1})$$

Avec,  $\lambda$  la conductivité thermique (W/m.°C),  $\rho$  la masse volumique (Kg/m<sup>3</sup>),  $C_p$  la Chaleur spécifique massique (KJ/kg.°C),  $P$  l'énergie produite au sein du matériau et  $T(x,t)$  le champ de température dépendant des variables spatiales et temporelle.

Dans le cas où les caractéristiques thermo-physiques du matériau dépendent de la température, l'équation (eq.1) prend la forme suivante :

$$\left[ \lambda(T) \Delta T + \frac{d\lambda}{dT} (\overrightarrow{\text{grad}}T)^2 \right] - \rho(T) C_p(T) \frac{dT}{dt} = -P \quad (\text{eq.2})$$

En l'absence d'une source interne,  $P$  est égal à 0. Cette équation permet de décrire des problématiques de thermique transitoire non linéaire.

-Le transfert de chaleur par convection des faces libres de l'éprouvettes vers l'extérieur est défini par l'équation :

$$\varphi = H_v(T(M_i, t) - T_{ext}) \quad (\text{eq.3})$$

Où,  $\varphi$  est la densité de flux thermique ( $\text{W/m}^2$ ),  $H_v$  le coefficient d'échange convectif ( $\text{W/m}^2 \cdot ^\circ\text{C}$ ),  $T(M_i, t)$ , la température en tout point  $M_i$  des surfaces d'échange considérées,  $T_{ext}$  la température ambiante, fixée à  $20^\circ\text{C}$  par défaut.

### - Conditions de Chargement thermique

Pour le chargement thermique, on applique un chargement de type température imposée donné par l'équation suivante :

$$T(M_i, t) = Th\_S0(t) \quad (\text{eq.4})$$

Où  $Th\_S0(t)$  représente la courbe d'évolution de la température mesurée par le thermocouple placé sur la face chauffée de la dalle. C'est toute l'originalité et tout l'intérêt du banc d'écaillage tel qu'il a été conçu. Cette condition est appliquée sur la face S2 du modèle élément finis de la figure Fig.III.3.

### - Les conditions aux limites thermiques

Si l'on considère les conditions d'échange réelles, voici les conditions limites thermiques que nous avons imposé au modèle. Les deux faces latérales S4 et S5 dans les plans de symétrie, et la symétrie du problème fait qu'aucun transfert de chaleur ne se produit à travers ces surfaces. C'est pourquoi des conditions limites thermiques de type adiabatique leur ont été imposées. Les trois autres faces sont en revanche à l'air libre et échangent avec l'atmosphère. C'est pourquoi on impose des conditions d'échange par convection sur la surface S1 (deuxième grande face de l'éprouvette) et sur les deux autres faces latérales S3 et S6 (Voir Fig. III.3) régi par l'équation 3.

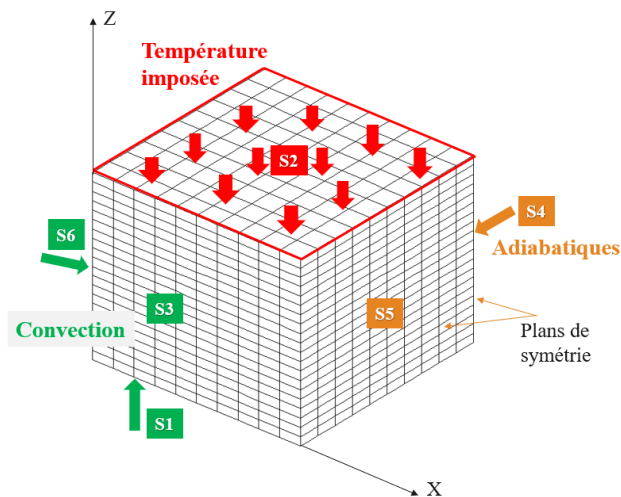


Fig.III.3 : Conditions aux limites thermiques appliquées au modèle éléments finis.



Tableau III.1 : Différentes conditions aux limites thermiques et le chargement thermique appliqués sur les faces de l'élément fini modélisé

	S1	S2	S3	S4	S5	S6
Température imposée		×				
Convection	×		×			×
Adiabatique				×	×	

### - Les conditions aux limites mécaniques

Les conditions aux limites mécaniques consistent à imposer d'abord les conditions de symétrie du problème à savoir que les points situés dans les plans de symétrie restent dans les plans de symétrie au cours du chargement. Cela revient à imposer un déplacement  $UX=0$  à la face S5 et  $UY=0$  à la face S4. Pour que le calcul puisse se dérouler convenablement, il est impératif qu'au moins un point du modèle soit fixe. Pour respecter cette condition minimale, nous avons imposé au point P1 situé au coin de la face opposée à celle chauffée des conditions d'encastrement. Ceci est discutable a priori mais l'expression montre que cette hypothèse est réaliste. Ces conditions limites mécaniques sont les conditions standards qui ont été utilisées dans cette étude.

Pour nous assurer que le modèle d'endommagement répondait bien, nous avons été amenés à faire des calculs avec d'autres conditions aux limites mécaniques qui consistaient à encaster sur les faces latérales S3 et S6 tout en conservant les conditions de symétrie. On désignera par Conditions aux limites II ce deuxième cas de conditions aux limites (Voir Fig. III.4)

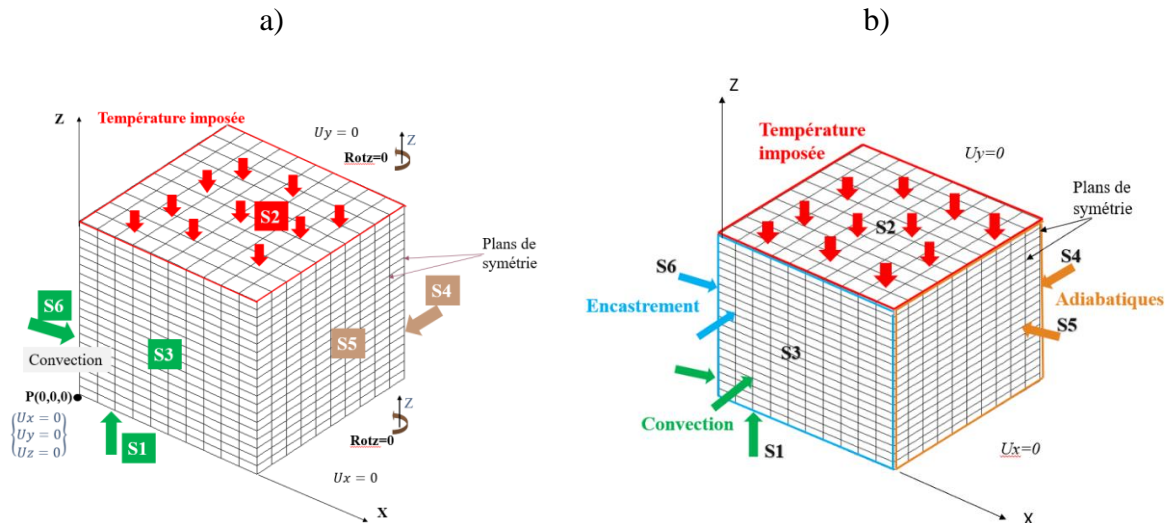


Fig. III.4 : Définition des surfaces d'application des conditions aux limites pour le modèle élément fini : a-conditions aux limites I, b- conditions aux limites II.

### 1.3. Base de données du calcul thermique

Au cours des essais, on impose à la structure un cycle thermique dans lequel la température varie entre 20 et 800°C au maximum. Dans la modélisation, pour être réaliste, il faut prendre en compte l'évolution des caractéristiques thermiques en fonction de la température. Nous n'avons pas cependant caractérisé spécifiquement le béton de l'étude d'un point de vue

thermique et nous ne sommes pas en possession de ces courbes. Pour mener les calculs thermiques, nous nous sommes basés sur les valeurs données par l'Eurocode 2. Les caractéristiques thermiques que sont la conductivité thermique  $\lambda$ , la chaleur massique  $C_p$ , le coefficient d'échange  $H_v$ , la masse volumique  $\rho$  et ... dépendent a priori de la température et nous allons donner à la suite les formules et graphiques caractéristiques.

### 1.3.1. Caractéristiques thermiques données par l'Eurocode 2

L'Eurocode 2 donne les courbes d'évolution des caractéristiques du béton ordinaire éventuellement en fonction de la température.

Nous allons les passer en revue en limitant la température à 800°C, la température maximale de nos essais.

#### 1.3.1.1. La conductivité thermique $\lambda$

La conductivité thermique  $\lambda_c$  du béton est comprise entre des valeurs limites inférieure et supérieure. La limite supérieure de la conductivité thermique  $\lambda_c$  du béton est donnée par l'équation :

$$\lambda_c = 2 - 0.2451 \left( \frac{\theta}{100} \right) + 0.0107 \left( \frac{\theta}{100} \right)^2 \frac{W}{m} \cdot ^\circ C \quad \text{pour } 20^\circ C \leq \theta \leq 1200^\circ C \quad (\text{eq.5})$$

Nous avons utilisé cette conductivité thermique de l'équation 5 (eq.5) pour effectuer les premiers calculs thermiques, elle est considérée comme une courbe de référence.

-La limite inférieure de la conductivité thermique  $\lambda_c$  du béton est donnée par la formule suivante :

$$\lambda_c = 1.36 - 0.136 \left( \frac{\theta}{100} \right) + 0.0057 \left( \frac{\theta}{100} \right)^2 \frac{W}{m} \cdot ^\circ C \quad \text{pour } 20^\circ C \leq \theta \leq 1200^\circ C \quad (\text{eq.6})$$

#### 1.3.1.2. La masse volumique $\rho$

L'évolution de la masse volumique  $\rho(\theta)$  avec la température est influencée par la perte en eau et elle est définie comme suit :

$$\rho(\theta) = \rho(20^\circ C) \quad \text{pour } 20^\circ C \leq \theta \leq 115^\circ C \quad (\text{eq.7})$$

$$\rho(\theta) = \rho(20^\circ C) \cdot \left( 1 - \frac{0.02(\theta-115)}{85} \right) \quad \text{pour } 115^\circ C \leq \theta \leq 200^\circ C \quad (\text{eq.8})$$

$$\rho(\theta) = \rho(20^\circ C) \cdot \left( 0.98 - \frac{0.03(\theta-200)}{200} \right) \quad \text{pour } 200^\circ C \leq \theta \leq 400^\circ C \quad (\text{eq.9})$$

$$\rho(\theta) = \rho(20^\circ C) \cdot \left( 0.95 - \frac{0.07(-400)}{800} \right) \quad \text{pour } 400^\circ C \leq \theta \leq 1200^\circ C \quad (\text{eq.10})$$

#### 1.3.1.3. La capacité massique $C_p$

La chaleur spécifique  $C_p(\theta)$  du béton sec ( $u=0\%$ ) pour les granulats siliceux et calcaires est déterminée par les équations suivantes :

pour  $20^{\circ}\text{C} \leq \theta \leq 100^{\circ}\text{C}$   $C_p(\theta) = 900$  (eq.11)

pour  $100^{\circ}\text{C} \leq \theta \leq 200^{\circ}\text{C}$   $C_p(\theta) = 900 + (\theta - 100)$  (eq.12)

pour  $200^{\circ}\text{C} \leq \theta \leq 400^{\circ}\text{C}$   $C_p(\theta) = 1000 + (\theta - 200) / 2$  (eq.13)

pour  $400^{\circ}\text{C} \leq \theta \leq 1200^{\circ}\text{C}$   $C_p(\theta) = 1100$  (eq.14)

1.3.1.4. Coefficient d'échange convectif  $H_v$  :

Le coefficient de convection  $H_v$  s'exprime en  $\text{W}/\text{m}^2 \cdot ^{\circ}\text{C}$ . Il dépend du fluide extérieur et du caractère forcé ou libre de l'échange. Des ordres de grandeur du coefficient d'échange sont donnés dans le Tableau III.2.

Fluide	Caractère d'échange	
	Convection libre	Convection forcée
Air	5-25	10-50
Eau	100-900	100-15000
Huile	--	50-2000

Tableau III.2 : Ordres de grandeur du coefficient de convection thermique

Pendant nos essais d'écaillage, les échanges de chaleur se font entre le béton et l'air de l'environnement. Nous considérons que ces échanges sont de caractère forcé. Pour ce faire, dans l'intervalle donné, un coefficient d'échange  $H_v$  constant à  $20 \text{ W}/\text{m}^2 \cdot ^{\circ}\text{C}$  a été choisi pour effectuer les calculs numériques. (Voir le tableau III.2).

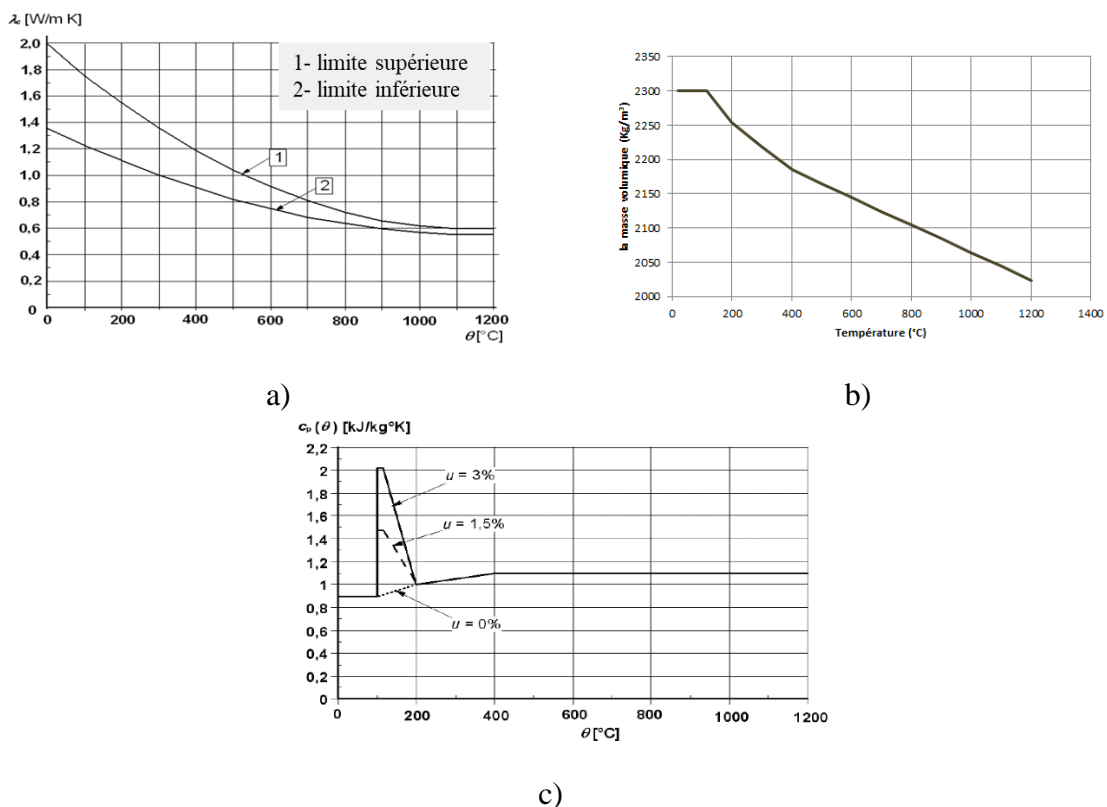


Fig. III.5 : Courbes d'évolution des Caractéristiques thermiques du matériau béton proposées par l'Eurocode 2 ; a) conductivité thermique  $\lambda$ , b) masse volumique  $\rho$  et c) capacité massique  $C_p$ .

### 1.3.2. Base de données utilisées dans le cadre de cette étude

#### 1.3.2.1. La conductivité thermique $\lambda$

La figure III.6 présente les courbes d'évolution de la conductivité thermique en fonction de température utilisées pour effectuer le calcul thermique. La conductivité  $\lambda$  donnée par l'équation 15 est la limite supérieure donnée par l'Eurocode 2 et constitue la conductivité de référence pour le calcul. Les autres valeurs de la conductivité ont été obtenues suite à des études par analyse inverse qui seront développées ultérieurement. Les conductivités  $\lambda_1$  et  $\lambda_2$  données par les équations 16 et 17 ont été obtenues en réduisant la conductivité de référence de 0,6 et de 0,9, respectivement. Et la conductivité  $\lambda_3$  donnée par l'équation 17 a été obtenue en l'augmentant de 0,5.

$$\lambda = 2 - 0.2451 \left(\frac{\theta}{100}\right) + 0.0107 \left(\frac{\theta}{100}\right)^2 \frac{W}{m} \cdot ^\circ C \quad \begin{matrix} 20^\circ C \leq \theta \\ \leq 800^\circ C \end{matrix} \quad (\text{eq.15})$$

$$\lambda_1 = 1.4135 - 0.27 \left(\frac{\theta}{100}\right) + 0.02 \left(\frac{\theta}{100}\right)^2 - 0.0004 \left(\frac{\theta}{100}\right)^3 \frac{W}{m} \cdot ^\circ C \quad \begin{matrix} 20^\circ C \leq \theta \\ \leq 800^\circ C \end{matrix} \quad (\text{eq.16})$$

$$\lambda_2 = 1.1166 - 0.304 \left(\frac{\theta}{100}\right) + 0.035 \left(\frac{\theta}{100}\right)^2 - 0.001159 \left(\frac{\theta}{100}\right)^3 \frac{W}{m} \cdot ^\circ C \quad \begin{matrix} 20^\circ C \leq \theta \\ \leq 800^\circ C \end{matrix} \quad (\text{eq.17})$$

$$\lambda_3 = 2.5012 - 0.259 \left(\frac{\theta}{100}\right) + 0.021 \left(\frac{\theta}{100}\right)^2 - 0.0012 \left(\frac{\theta}{100}\right)^3 \frac{W}{m} \cdot ^\circ C \quad \begin{matrix} 20^\circ C \leq \theta \\ \leq 800^\circ C \end{matrix} \quad (\text{eq.18})$$

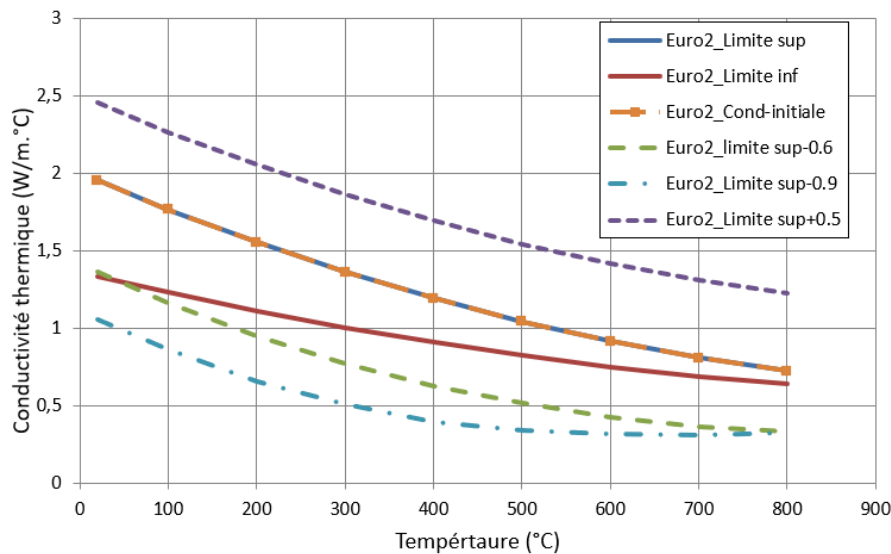


Fig. III.6 : Courbes d'évolution de la conductivité thermique donné par l'Eurocode 2 et celles modifiées suite à l'analyse inverse utilisée dans cette étude.

#### 1.3.2.2. La masse volumique $\rho$

Les courbes de la masse volumique initiale de l'Eurocode 2  $\rho$  et celle réduite d'un écart de 200  $\rho_1$  sont données à la figure III.7.

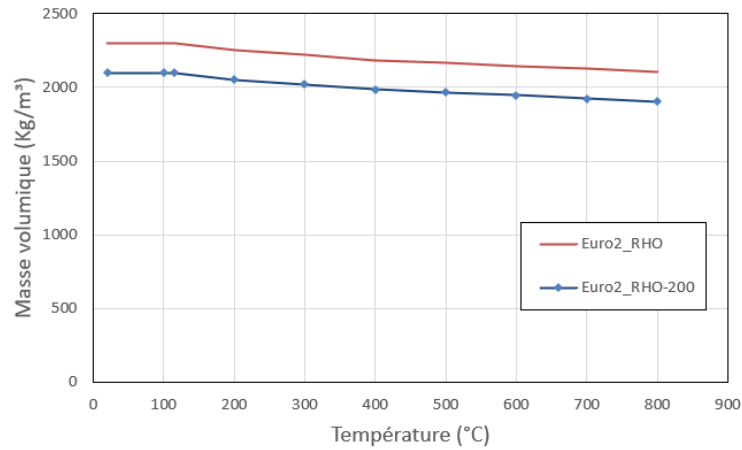


Fig. III.7 : Evolutions de la masse volumique en fonction de température donnée par l’Eurocode 2 et celle modifiée.

### 1.3.2.3. La capacité massique

La figure III.8, présente les évolutions de la capacité massique en fonction de la température donnée par l’Eurocode 2 Cp et celle modifiée Cp<sub>1</sub>.

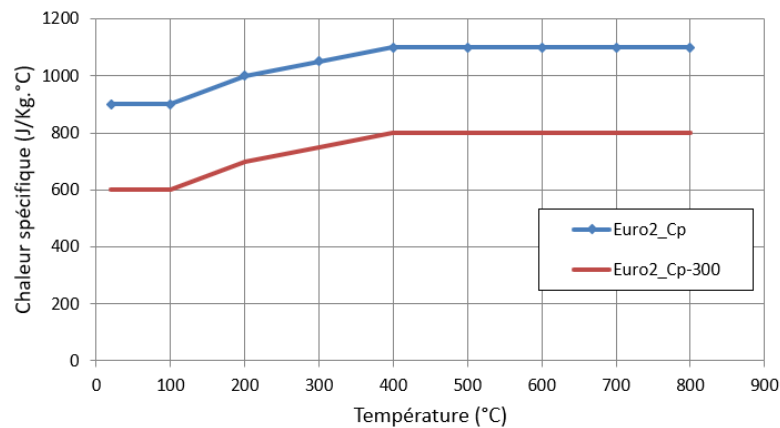


Fig. III.8 : Courbes d’évolution de la capacité massique donnée par l’Eurocode 2 et celle réduite d’un écart de 300.

## 2. Modélisation thermique

### 2.1. Démarche de modélisation thermique

L’objectif principal de notre étude numérique est de modéliser les dégradations observées dans les essais d’écaillage réalisés, ce qui exige de déterminer correctement le champ de température dans les structures étudiées. Dans cette partie, le but est de calculer correctement le champ de température. On dira que le champ de température est correctement déterminé pour un essai donné, si les courbes d’évolution de la température déterminées dans les positions des thermocouples Th\_SXX, non situés sur la face chauffée de l’éprouvette, sont suffisamment proches des courbes expérimentales ; la courbe Th\_S0 étant la condition de température imposée appliquée à la face chauffée au cours du calcul thermique. Cette condition peut paraître

insuffisante mais nous avons expliqué précédemment les raisons du choix du nombre de thermocouple. A l'issue de l'étude thermique, on a pu distinguer trois groupes d'essais. Le premier groupe est celui pour lesquels il est possible de déterminer correctement le champ thermique à partir de paramètres thermiques de référence données par l'Eurocode 2 sans modification. Le deuxième groupe est un ensemble d'essais pour lequel il a été nécessaire de recourir à une technique d'analyse inverse pour déterminer correctement le champ de température, ce qui a conduit à modifier les paramètres thermiques initiaux. Enfin le troisième groupe est un ensemble d'essais pour lequel il n'a pas été possible de déterminer correctement le champ thermique. Nous allons préciser maintenant la démarche d'analyse inverse.

Avant de mettre en œuvre l'analyse inverse, nous avons commencé par faire une analyse de sensibilité pour savoir quels sont les paramètres thermiques les plus sensibles et dans quel sens ils influencent la température. Pour ce faire, on fait varier les paramètres de référence en plus ou moins et l'on a regardé comment le champ de température est modifié et en particulier la température le long de l'axe vertical partant du centre de la face chauffée. On a ainsi montré que la variation de masse volumique influençait peu que celle de la capacité massique influençait modérément le champ thermique. Une étude poussée a été menée sur l'influence du coefficient de transfert thermique  $H_v$ . Des calculs ont été effectués avec des valeurs de  $H_v$  de 6, 20 et 50 W/m<sup>2</sup>. K très différentes qui ont montré une forte sensibilité dans les zones périphériques (nœuds situés pas loin des surfaces d'échange) mais quasiment aucune dans la zone centrale, ce qui était prévisible. On a pu constater qu'en revanche le paramètre conductivité thermique, de portée volumique, est le paramètre le plus sensible. Cette étude a permis de savoir sur quels paramètres intervenir et dans quel sens afin de prédire au mieux la température, ce qui est l'objet de la méthode inverse. La méthode inverse s'applique dès lors qu'après calcul avec les paramètres initiaux de référence on s'aperçoit de différences d'évolution importantes entre les courbes numériques et expérimentales. En analysant la position des courbes numériques par rapport aux courbes expérimentales, on peut savoir si la modélisation surestime ou sous-estime les courbes réelles. Si elles sous-estiment il faudrait augmenter la conductivité thermique pour augmenter la température ; et si elles surestiment, il faudrait diminuer la conductivité thermique pour diminuer la température. Cette analyse a conduit à définir trois courbes d'évolution de la conductivité thermique  $\lambda_1$ ,  $\lambda_2$  et  $\lambda_3$ , données par les équations 16, 17 et 18. Pour certains des essais, la modification de la conductivité thermique de la sorte était suffisante. Pour d'autres, il fallait en plus de la conductivité thermique modifier d'autres paramètres pour prédire correctement le champ thermique. Le troisième groupe d'essais est celui pour lequel même l'application de la méthode inverse n'a pas permis de déterminer correctement la température. Nous donnons à la suite un tableau (Tableau III.3) présentant la liste des essais et la configuration des paramètres utilisés pour les modéliser.

Tableau III.3 : Définition des paramètres utilisés pour modéliser les essais d'écaillage.

Numéro d'essai	Conductivité thermique	Capacité massique	Masse volumique	Coefficient d'échange	Acceptabilité Vérif. critère
1	$\lambda_2$	Cp	$\rho$	H <sub>v</sub>	Oui
2	$\lambda_3$	Cp <sub>1</sub>	$\rho_1$	H <sub>v</sub>	Oui
3	$\lambda_3$	Cp	$\rho$	H <sub>v</sub>	Oui
4	--	--	--	--	--
5	--	--	--	--	--
6	$\lambda$	Cp	$\rho$	H <sub>v</sub>	Non
7	--	--	--	--	--
8	$\lambda_1$	Cp	$\rho$	H <sub>v</sub>	Non
9	$\lambda_1$	Cp	$\rho$	H <sub>v</sub>	Oui
10	$\lambda$	Cp	$\rho$	H <sub>v</sub>	Oui
11	$\lambda$	Cp	$\rho$	H <sub>v</sub>	Oui
12	--	--	--	--	--
13	$\lambda_1$	Cp	$\rho$	H <sub>v</sub>	Oui
14	$\lambda$	Cp	$\rho$	H <sub>v</sub>	Oui
15	$\lambda$	Cp	$\rho$	H <sub>v</sub>	Oui
16	$\lambda_3$	Cp	$\rho$	H <sub>v</sub>	Non
01	$\lambda_1$	Cp	$\rho$	H <sub>v</sub>	Oui

La plupart des calculs ont été menés jusqu'à 600 s et certains jusqu'à 800 s.

## 2.2. Résultats de la modélisation thermique

Avant de présenter les résultats de modélisation, nous rappelons que notre étude numérique pour modéliser les essais d'écaillage réalisés comprend deux parties : un calcul thermique consiste à modéliser correctement le champ de température dans la structure étudiée et suivi par une modélisation thermomécanique pour présenter l'évolution d'endommagement dans le béton. Le Tableau ci-dessous (Tableau III.4) donne les différents cas de calcul en thermique et thermomécanique des différents essais d'écaillage.

Modélisation numérique							
				Maillage utilisé	Calcul thermique	Calcul thermomécanique basé sur le modèle d'endommagement isotrope de Mazars	
						Calcul en LOCAL	Calcul en NON LOCAL
Catégories d'essais	Essai	Conditions aux limites	Maillage, Élément CU20			L <sub>car</sub> = 6	L <sub>car</sub> = 22
	Es.01			Modélisé	Modélisé	Modélisé, Calcul est arrêté au	Modélisé

		Conditions aux limites I	Dalle maillée avec 20 éléments suivant l'épaisseur			temps 231s		
Essais préliminaires	1				Modélisé	Modélisé		
	2				Modélisé	Modélisé		
	3				Modélisé	Modélisé		
Essais de mise en point	4				--	--		
	5				--	--		
	6				Modélisé	Non modélisé		
Essais maîtrisés	7				--	--		
	8				Modélisé	Non modélisé		
	9				Modélisé	Modélisé		
	10				Modélisé	Modélisé		
	11				Modélisé	Modélisé		
	12				--	--		
	13				Modélisé	Modélisé		
	14				Modélisé	Modélisé		
	15				Modélisé	Modélisé		
	16				Modélisé	Non modélisé		
	Es. 01		Dalle maillée avec 40 éléments suivant l'épaisseur	Modélisé	Modélisé, Calcul est arrêté au temps 411s			
Essais préliminaires	1			-	Modélisé			
	Es.01	Conditions aux limites II	Dalle maillée avec 20 éléments suivant l'épaisseur	Modélisé	Modélisé			
Essais préliminaires	1			Modélisé	-			

Tableau III.4 : Récapitulatif du programme de modélisation numérique des essais d'écaillage par l'approche thermomécanique

### 2.2.1. Calculs effectués avec les paramètres de référence (1<sup>er</sup> groupe)

Nous présentons sur la figure III.9 les résultats obtenus suite à la modélisation de l'Essai 14. On remarque d'abord que la courbe de la température calculée au point central de la face chauffée Tnum\_S0 se confond parfaitement et logiquement avec la courbe expérimentale Th\_S0 montrant ainsi que la condition de température imposée a bien été prise en compte. Les courbes numériques Tnum\_S10 et Tnum\_S20 se confondent quasiment avec les courbes



expérimentales Th\_S10 et Th\_S20. A cette échelle la modélisation peut être considérée comme satisfaisante. L'Essai 14 fait partie des essais dits maîtrisés pour lesquels la régulation de la température a été particulièrement précise comme on peut le voir sur la figure. A partir de ces résultats on peut aussi supposer que les thermocouples ont été placés correctement à leurs positions souhaitées lors de la confection de l'éprouvette.

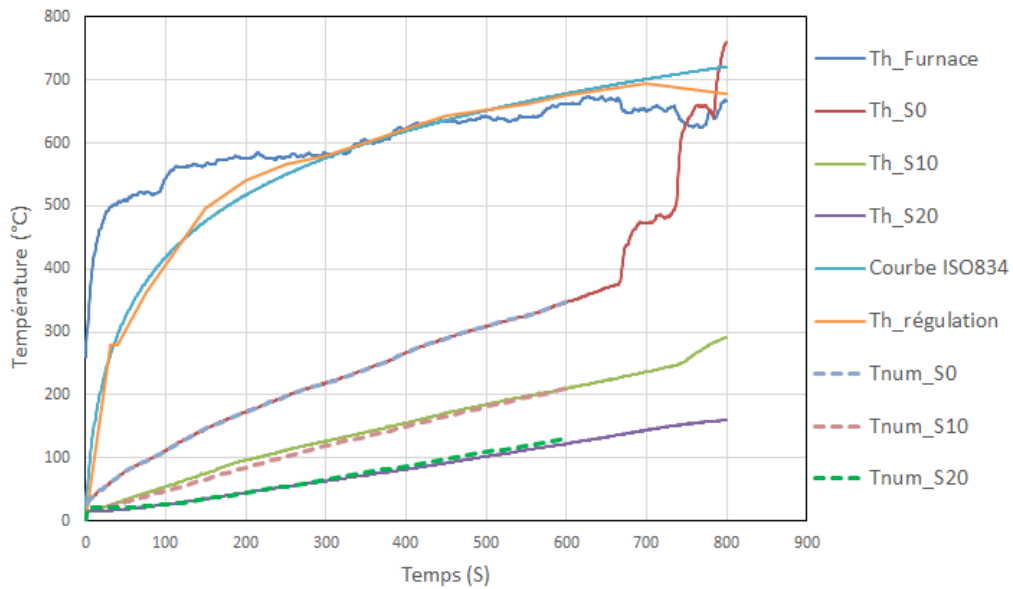


Fig. III.9 : Comparaison des résultats expérimentaux mesurés par les thermocouples et les résultats numériques calculés avec les caractéristiques du béton données par l'Eurocode 2 pour l'Essai 14.

Les Figures III.10 à III.11 montrent les résultats des calculs des autres essais du groupe 1. Les courbes numériques sont plus ou moins proches des courbes expérimentales et cette proximité sera caractérisée ultérieurement. Les essais de ce groupe appartiennent à la famille des essais dits maîtrisés dans la partie expérimentale de l'étude et représentent 34% du total des essais. Pour les 66% restants, il faut recourir à la méthode inverse.

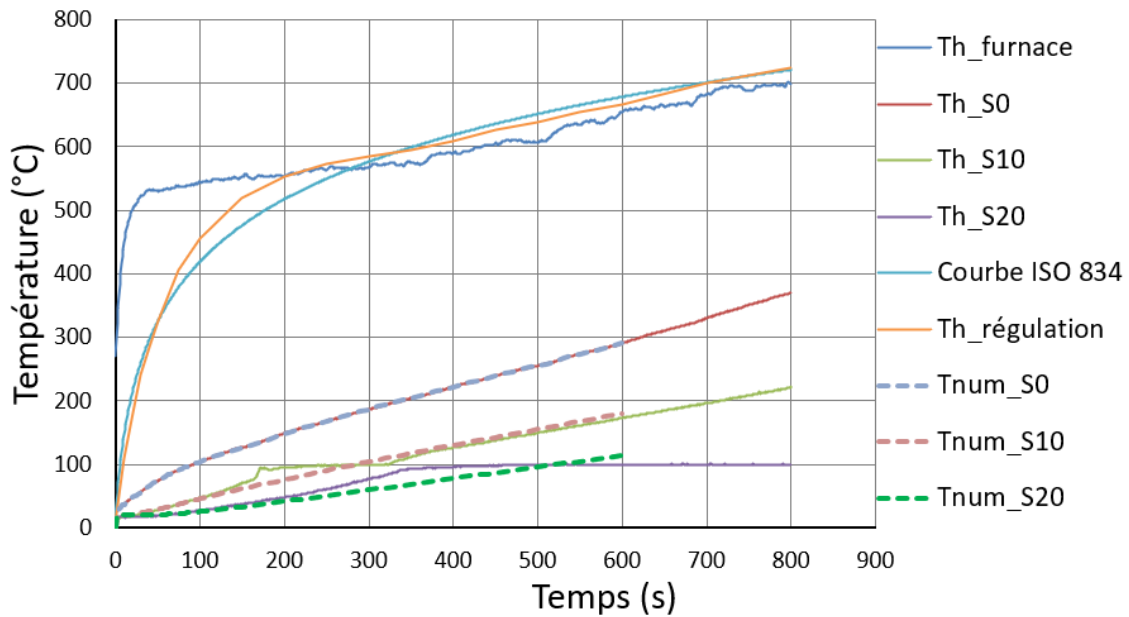


Fig.III.10 : Comparaison des résultats expérimentaux mesurés par les thermocouples et les résultats numériques calculés avec les caractéristiques du béton données par l’Eurocode 2 pour l’Essai 10.

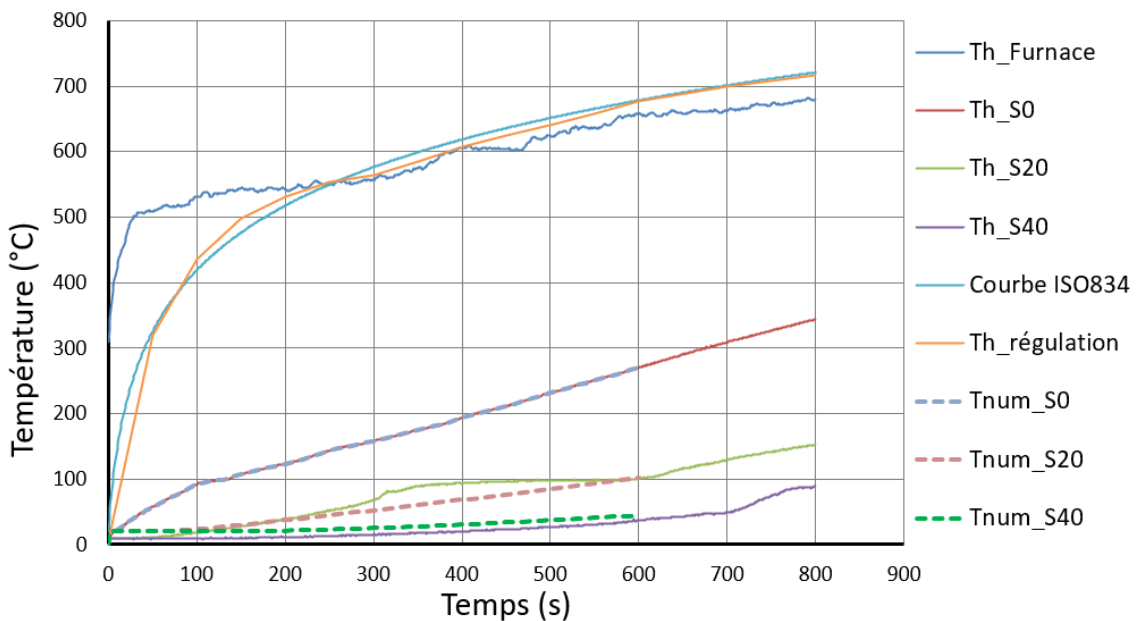
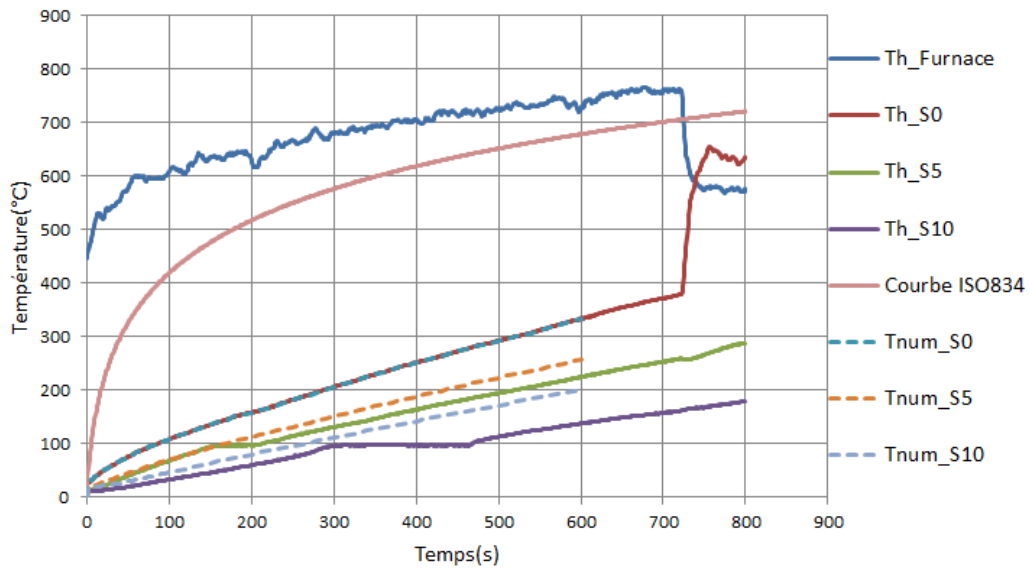


Fig.III.11 : Comparaison des résultats expérimentaux mesurés par les thermocouples et les résultats numériques calculés avec les caractéristiques du béton données par l’Eurocode 2 pour l’Essai 11.

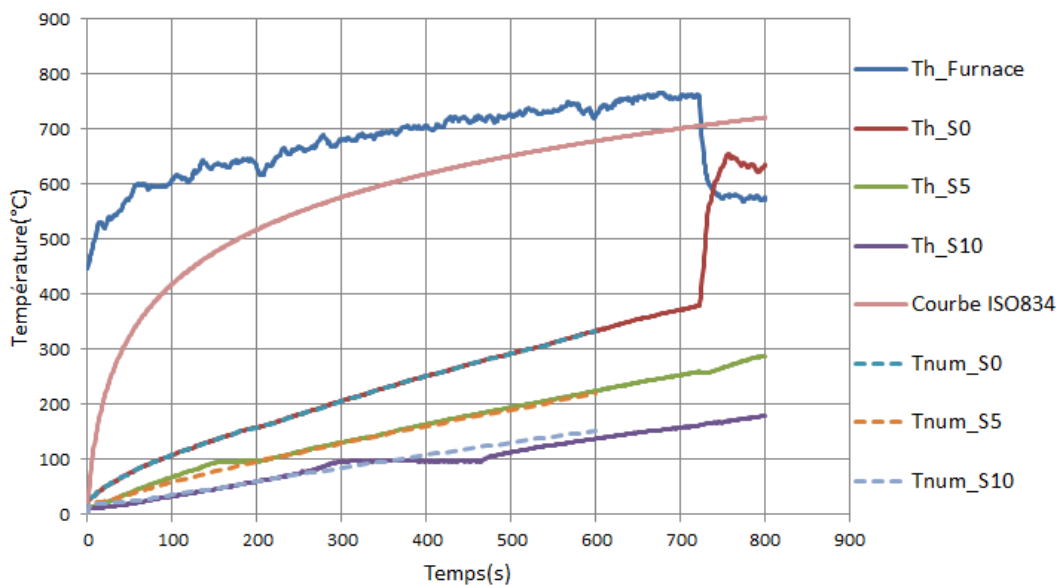
### 2.2.2. Calculs effectués avec les paramètres issus de la méthode inverse (2<sup>ème</sup> groupe)

Pour certains des essais, les calculs thermiques en utilisant les paramètres thermiques de référence donnent des résultats insuffisants. C’est le cas des Essais 1, 2 et 13 sur lesquels nous porterons une attention toute particulière. Sur la figure III.12-a se trouvent les résultats du calcul de l’Essai 1 mené avec les paramètres de référence. Il apparaît clairement que les courbes numériques sont assez différentes des courbes expérimentales bien qu’elles soient toutes

croissantes. Les écarts de températures peuvent atteindre 33°C pour la position 5 mm et 63°C pour la position 10 mm.



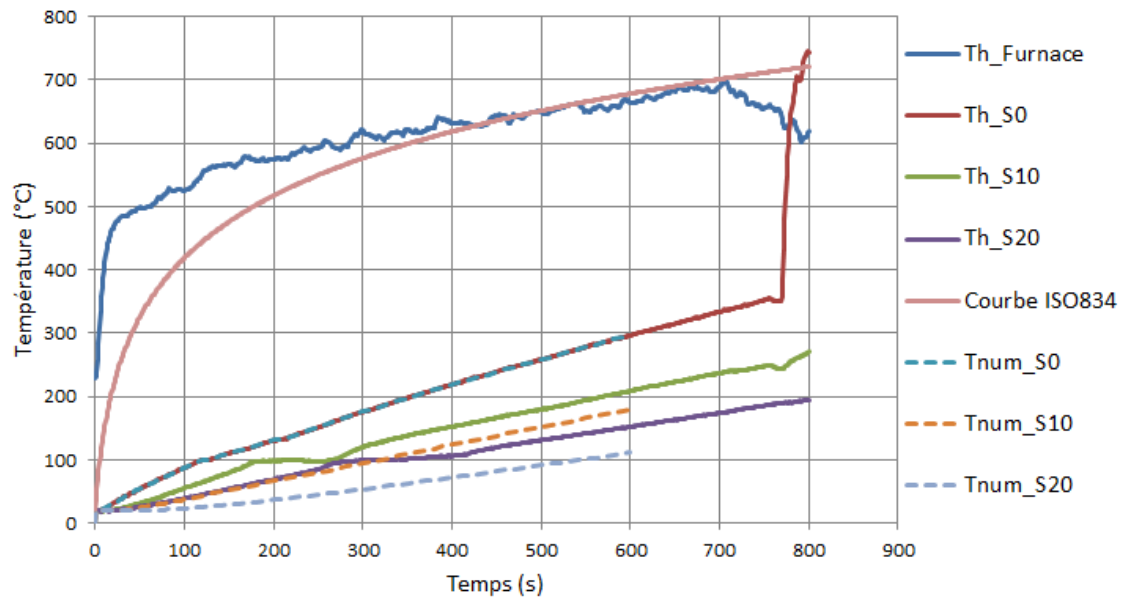
a)



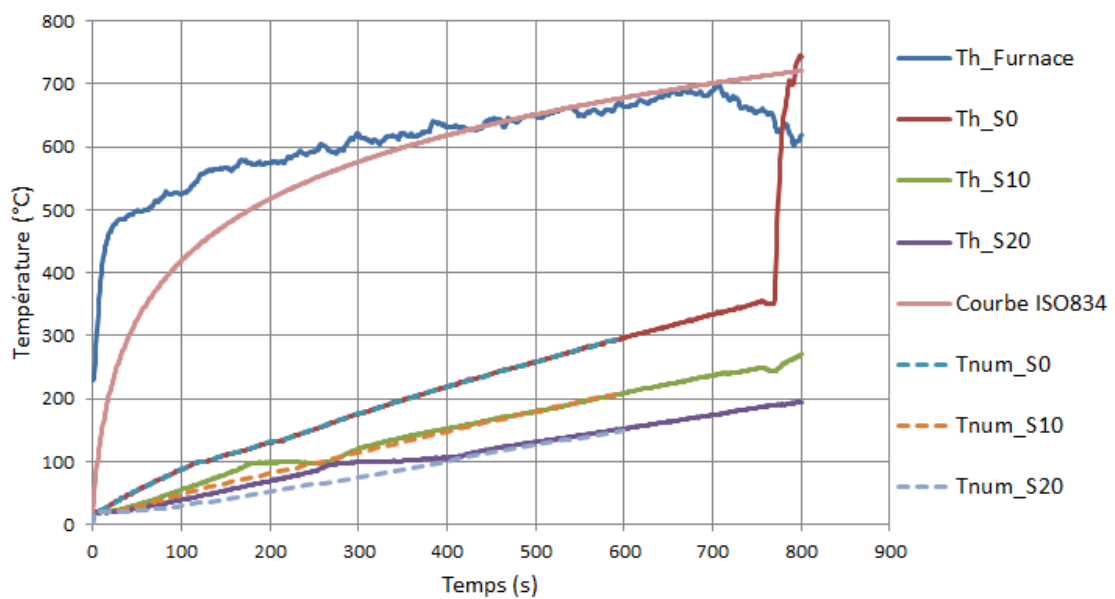
b)

Fig. III.12 : Comparaison des résultats expérimentaux mesurés par les thermocouples et les résultats numériques calculés avec les caractéristiques du béton a) les paramètres de référence et b) les paramètres issus de la méthode inverse pour l'Essai 1.

En appliquant la méthode inverse avec les paramètres thermiques indiqués dans le Tableau III.2, on réduit considérablement les écarts entre les courbes numériques et expérimentales (Fig.III.12-b). Les écarts maxi passent de 33 à 12°C pour la position 5 mm et de 63 à 20°C pour la position 10 mm, ce qui est considérable.



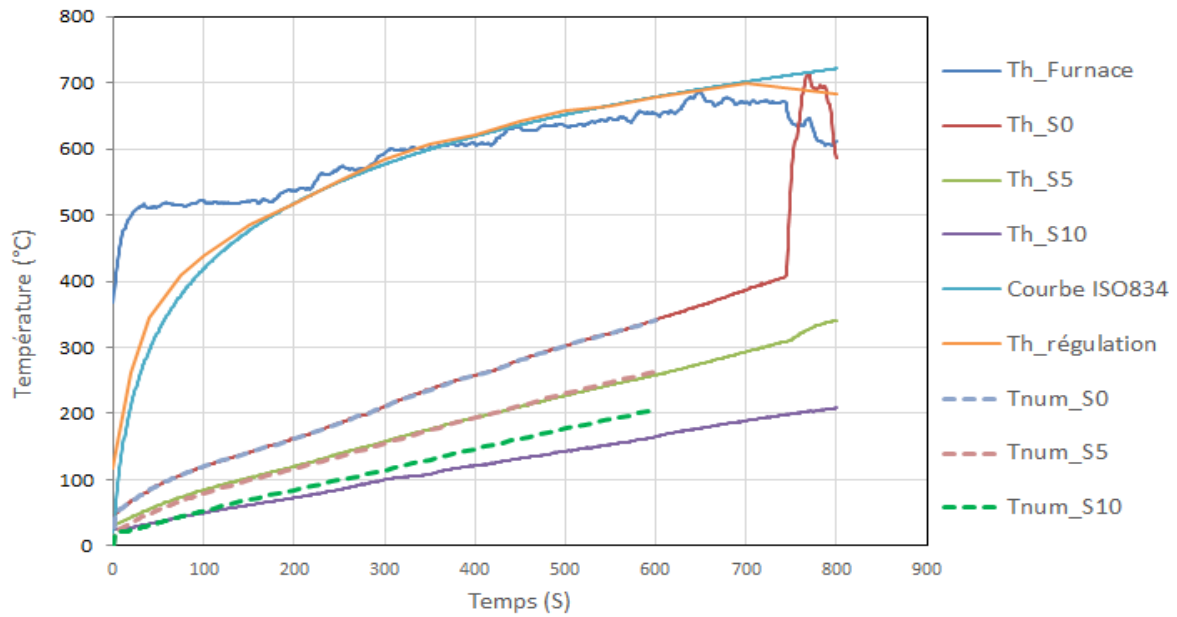
a)



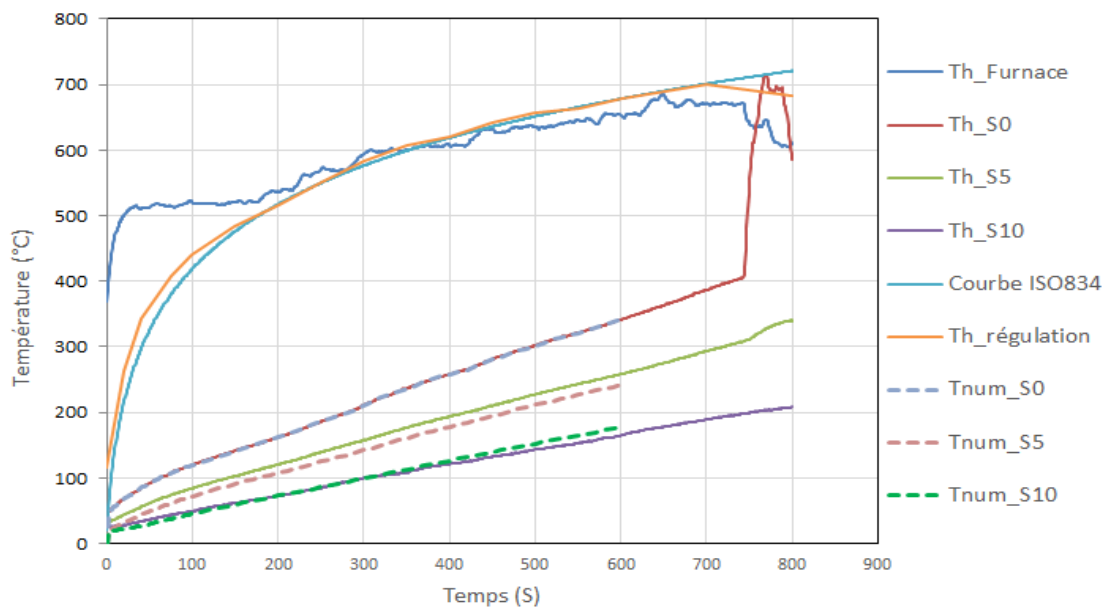
b)

Fig. III.13 : Comparaison des résultats expérimentaux mesurés par les thermocouples et les résultats numériques calculés avec les caractéristiques du béton a) les paramètres de référence et b) les paramètres issus de la méthode inverse pour l'Essai 2.

Dans le cas de l'Essai 2 (fig.III.13), l'application de la méthode inverse améliore considérablement la précision de la modélisation numérique dans les deux positions du thermocouple. Dans ce cas comme dans le cas précédent il n'y a aucun doute sur la nécessité de mettre en œuvre le calcul à l'aide des paramètres obtenus par l'application de la méthode inverse.



a)



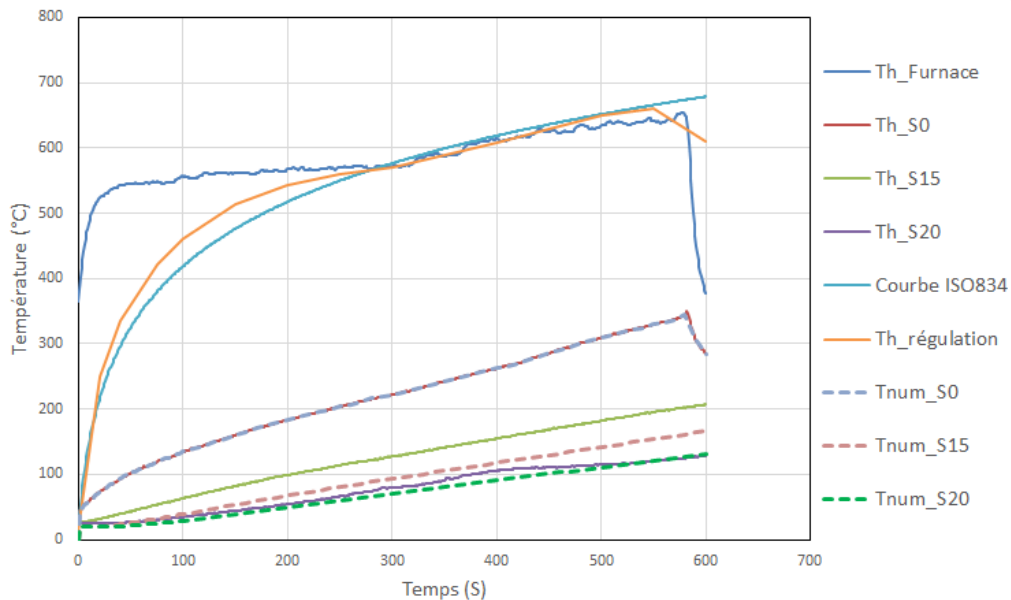
b)

Fig. III.14 : Comparaison des résultats expérimentaux mesurés par les thermocouples et les résultats numériques calculés avec les caractéristiques du béton a) les paramètres de référence et b) les paramètres issus de la méthode inverse pour l'Essai 13.

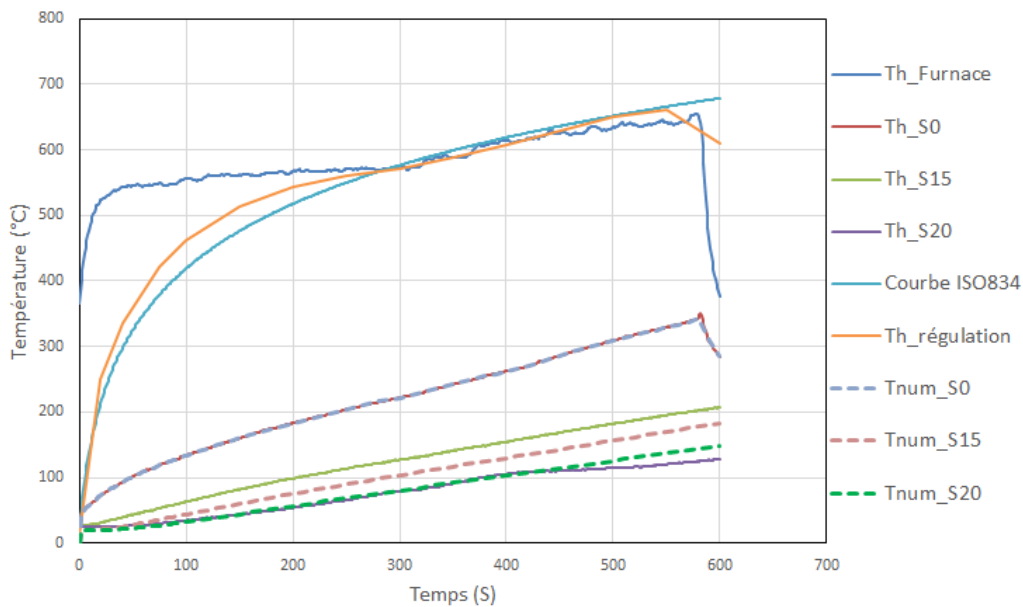
La configuration est plutôt délicate pour l'Essai 13 (Fig.III.14). Dans le calcul avec les paramètres de référence, la courbe expérimentale Th\_S5 est très bien reproduite alors que la courbe Tnum\_S10 diverge sensiblement (Fig.III.14-a). Et dans le calcul avec la méthode inverse, on améliore la prédiction de Th\_S10 en détériorant nécessairement celle de Th\_S5 mais on peut considérer que les écarts restent raisonnables et donc que la modélisation reste pertinente. Pour tous les autres essais on obtient des résultats similaires.

### 2.2.3. Résultats du troisième groupe d'essais

Nous allons illustrer ce groupe avec les résultats des calculs de l'Essai 15. Nous pouvons voir à la figure III.15-a que la courbe numérique Tnum\_S20 est proche de la courbe expérimentale Th\_S20 mais que la Tnum\_S15 est bien éloignée de la Th\_S15. La figure (Fig.III.15-b) montre que malgré l'application des paramètres issus de la méthode inverse, la courbe Tnum\_S15 reste éloignée de la courbe expérimentale malgré une certaine amélioration.



a)



b)

Fig.III.15 : Comparaison des résultats expérimentaux mesurés par les thermocouples et les résultats numériques calculés avec les caractéristiques du béton a) les paramètres de référence et b) les paramètres issus de la méthode inverse pour l'Essai 15.

## 2.2.4. Caractérisation de la qualité de la modélisation

Pour y voir de plus près, nous avons calculé les écarts de température  $\Delta T$  ( $T_{num\_Sxx} - T_{h\_Sxx}$ ) entre les courbes expérimentales et les courbes numériques et les avons représentés en fonction du temps d'essai.

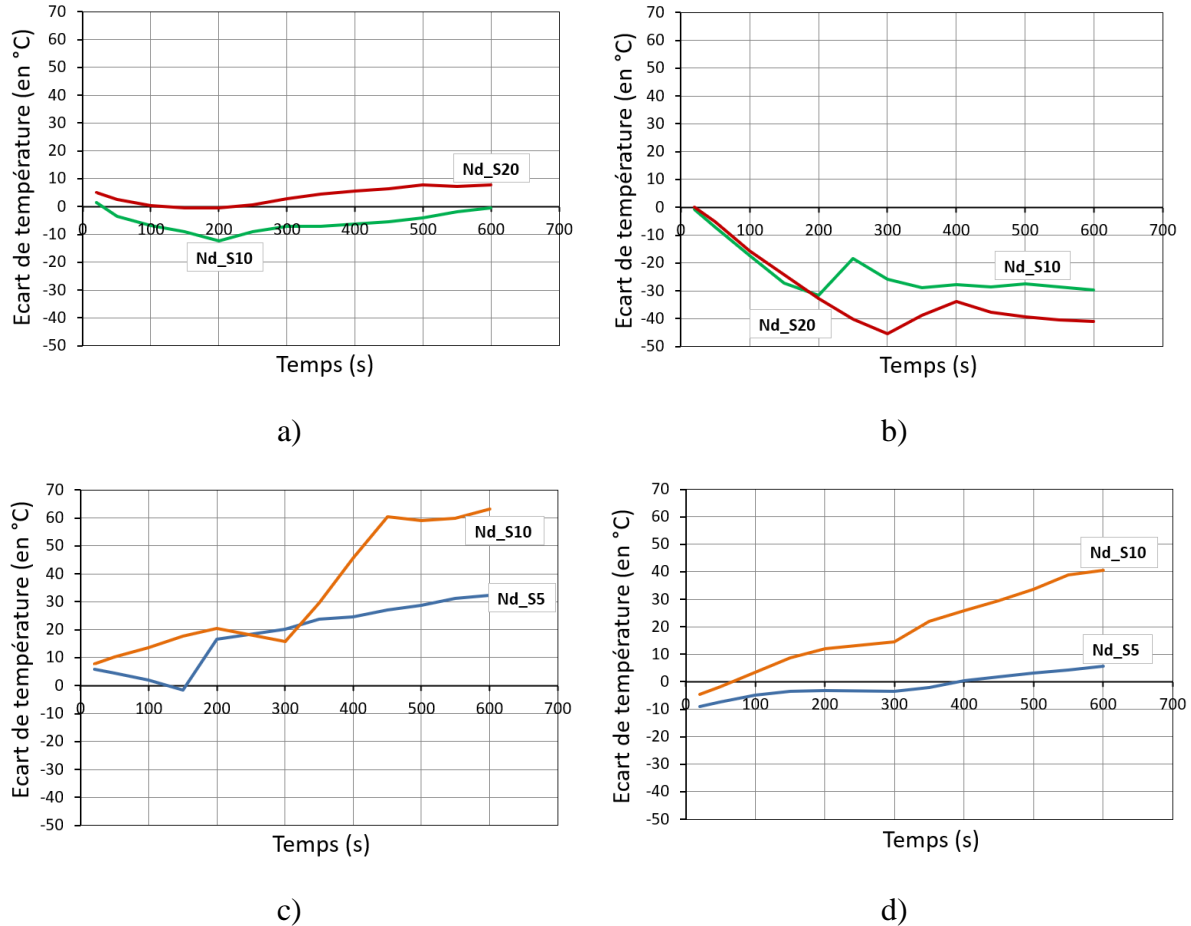


Fig. III.16 : Ecart de température entre les courbes numériques calculées et les courbes expérimentales ; a) pour l'Essai 14, b) pour l'Essai 2, c) pour l'Essai 1 et d) pour l'Essai 13 en calculant avec les paramètres thermiques de référence.

Les écarts de température pour l'Essai 14 sont donnés à la Figure III.16-a. Les deux courbes Nd\_S10 et Nd\_S20 représentent la différence de température entre les courbes numériques et expérimentales aux nœuds situés à 10 et 20 mm de la face chauffée, respectivement. Au nœud situé à 10 mm, l'écart entre les courbes varie entre -7 et 1.4 °C, un pic est apparu au temps 200 s où l'écart est descendu exceptionnellement à -12.3 °C. En prenant pour critère une tolérance de température de  $\pm 15^\circ\text{C}$  pour 80% de la courbe, le calcul pour cet essai est très satisfaisant. Si l'on examine les courbes des Essais 2, 1 et 13, les écarts varient entre 0 et -45°C pour l'Essai 2, entre 0 et 63°C pour l'Essai 1 et entre -10 et 40°C pour l'Essai 13. Il est évident que les écarts sont importants et que les résultats ne sont pas satisfaisants.

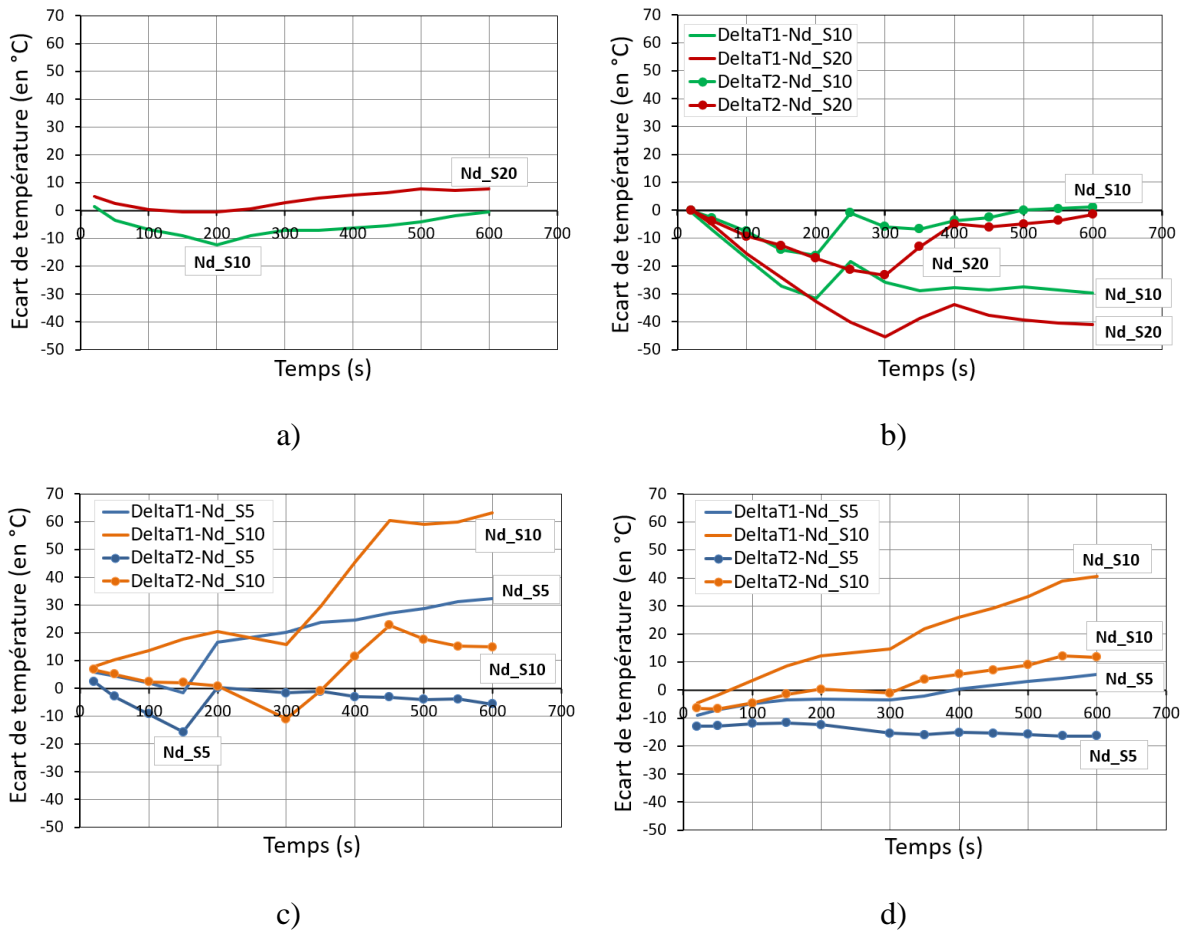


Fig.III.17 : Ecart de température entre les courbes numériques calculées et les courbes expérimentales a) pour l'essai 14 en en calculant avec les paramètres thermiques de référence et b) pour l'Essai 2, c) pour l'Essai 1 et d) pour l'Essai 13 en calculant avec les paramètres thermiques de référence (DeltaT1) et les paramètres modifiés (DeltaT2).

La Figure III.17 montre pour les Essais 2, 1 et 13 deux catégories de courbes d'écart : les écarts obtenus à partir des courbes calculées avec les paramètres thermiques de référence (DeltaT1) et ceux obtenus à partir de celles calculées avec les paramètres modifiés (DeltaT2). On peut y voir que globalement les écarts sont fortement réduits avec les courbes DeltaT2. Pour l'Essai 2, les deux courbes Nd\_S10 et Nd\_S20 sont comprises entre 0 et -20°C ; les deux courbes Nd\_S5 et Nd\_S10 sont bien comprises entre -12 et 20°C pour l'Essai 1 et enfin, les deux courbes Nd\_S5 et Nd\_S10 de l'Essai 13 sont comprises entre -10 et 10°C. On voit qu'en prenant pour critère un écart maximum de  $\pm 15^\circ\text{C}$  pour 80% de la courbe, tous les calculs présentés sont validés. Les dépassements exceptionnels sont liés à la présence des paliers de température, observés autour de 100°C, qui traduisent la présence du processus thermo-hydrique et qui empêchent la convergence totale des courbes. Après analyse de tous les résultats de la modélisation thermique, nous faisons un récapitulatif du degré de satisfaction dans la dernière colonne du Tableau III.2. A partir de ce tableau un calcul de pourcentage montre que 75% des essais ont pu être modélisés de façon satisfaisante, c'est-à-dire en répondant au critère d'un écart maximum de  $\pm 15^\circ\text{C}$  pour au moins 80% de la courbe. De ce fait, nous avons réussi à modéliser correctement le champ thermique mesuré expérimentalement.



## **Conclusion :**

Nous avons étudié l'influence des différentes caractéristiques thermiques du matériau sur le champ de température de l'éprouvette et avons mis en évidence que la conductivité thermique était celle dont l'influence était la plus déterminante. Nous avons alors choisi de prendre comme référence pour la conductivité thermique du matériau de l'étude la borne supérieure de la courbe de l'Eurocode2, qui est continue entre 20 et 800°C. Il a été possible de modéliser de façon satisfaisante les courbes d'évolution des températures pour une partie des essais en se basant sur cette courbe de référence. Pour les autres essais, nous avons dû recourir à la démarche de méthode inverse en faisant varier la courbe de conductivité thermique seule ou avec d'autres paramètres thermiques tels que la chaleur massique pour pouvoir modéliser correctement les évolutions des températures. Nous retiendrons les points de conclusion suivants :

-La présence de palier de température à 100°C ralentit la croissance des courbes de température et de ce fait creuse les écarts entre la courbe moyenne de température modélisée et la courbe expérimentale. Nous avons étudié l'évolution de ces écarts avec le temps d'essai et avons mis en évidence qu'il pouvait varier entre 5 et 60 °C en fonction de l'essai, de la position des thermocouples et de la présence ou non de palier en température, dans l'hypothèse où le calcul est mené avec les paramètres thermiques de référence.

-Afin d'évaluer la qualité de la modélisation thermique, un critère basé sur les écarts entre températures modélisées et températures mesurées qui permettrait de dire si les résultats du calcul sont recevables ou pas a été défini comme suit : un écart maximum de  $\pm 15^\circ\text{C}$  sur 80% de la courbe d'essai est acceptable. Sur cette base les essais ont été analysés et discriminés ; les essais répondant au critère sont dits validés. Ainsi 75% de la totalité des essais modélisés ont été validés.

-Nous soupçonnons pour les essais non validés des anomalies de positionnement des thermocouples dans la dalle au moment de la confection. Ces anomalies peuvent être des erreurs directes, ou être dues à une déviation du thermocouple pendant son introduction dans le béton qui conduit à son mauvais positionnement.

-La modélisation thermique menée prend de facto en compte les effets hydriques qui se traduisent par les paliers en température.

Maintenant que le calcul thermique a permis de déterminer le champ de température dans les différents éprouvettes au cours des différents essais, nous allons pouvoir passer à l'étape de la modélisation thermomécanique pour mettre en évidence les dégradations thermiques.

## **3. Calcul thermomécanique**

Les calculs réalisés dans cette partie sont basés sur un couplage thermomécanique faible, de la thermique vers la mécanique. Des éléments de détail sont donnés dans l'Annexe C.

L'étude expérimentale a montré des signes de présence d'eau dans certains essais, présence extérieure sous forme liquide ou vapeur et présence intérieure par l'apparition de paliers de température à 100°C qui infléchissent les courbes d'évolution de la température. Nous avons

montré dans la partie expérimentale que X des courbes de température sont impactées par la présence de ces paliers. Mais il y a eu des essais du même matériau qui se sont déroulés sans qu'aucune des courbes de températures mesurées ne présente de palier. Cela ne veut dire que l'eau n'est pas présente mais simplement que le thermocouple était placé à un point de faible activité hydrique. C'est pour dire que nous pensons et l'avons montré qu'ils se sont produits des phénomènes hydriques dans les essais réalisés. La question que nous nous posons est toutefois la suivante : dans quelle mesure l'approche thermomécanique est-elle en mesure de traduire les dégradations thermiques observées au cours des essais ? Nous proposons donc de mener la modélisation thermomécanique des essais en utilisant une loi de comportement d'endommagement capable de restituer les dégradations thermiques et d'examiner les limites de cette approche. Nous exposerons à la suite d'abord le modèle d'endommagement isotrope de Mazars, puis l'évolution des paramètres identifiés du modèle avec la température et les conditions particulières de calcul, avant de présenter les résultats de la modélisation thermomécanique des essais.

### **3.1. Modèle d'endommagement utilisé**

Nous avons effectué les premières modélisations avec le modèle d'endommagement isotrope développé par Mazars (1984). Le modèle a déjà décrit en pages 29-30 de la partie bibliographique.

### **3.2. Identification du modèle**

Le modèle de Mazars est utilisé au Laboratoire 3SR pour modéliser le comportement d'endommagement de matériaux cimentaires depuis quelque temps. Nicolas Prompt [N. Prompt, 2000] a été le premier à l'utiliser pour modéliser le comportement de bétons réfractaires dans le cadre de sa thèse soutenue en 2000. Mohsen Roosefid l'a aussi utilisé pour modéliser le comportement de deux bétons réfractaires alumineux et silico-alumineux dans le cadre de sa thèse soutenue en 2006. Cette thèse a été préparée dans le cadre du programme national de recherche sur les matériaux réfractaires PROMETHEREF 1. Plus récemment, Samira Djaknoun l'a utilisé pour modéliser des essais de flexion à haute température sur des éprouvettes entaillées. Elle a soutenu en 2010. Au cours de la décennie 2010, des études ont été menées au Laboratoire 3SR pour identifier au mieux la loi d'endommagement de Mazars. Des essais de compression simple et de flexion à haute température ont été réalisés sur le béton étudié dans le cadre de la thèse de Samira Djaknoun qui ont servi à identifier la loi de Mazars. C'est ainsi que les premiers calculs thermomécaniques portant sur les essais d'écaillage sur les éprouvettes dalles ont pu être réalisés. Ils ont fait l'objet de publications au Congrès Français de Mécanique CFM2015 à Lyon [Djaknoun et al. 2015] et au CFM2017 à Lille [Ouedraogo et al., 2017]. Les premiers calculs de la présente étude ont utilisé la base de données constituée à cette époque. Depuis cette base de données s'est affinée suite à la réalisation d'essais rhéologiques plus récents, en particulier les essais qui ont été présentés dans la partie expérimentale. C'est toutefois la base de données initiale qui a été utilisée dans cette étude par souci de continuité. N'ayant pas eu l'occasion de mener les études d'identification du modèle, nous nous contenterons de donner les résultats utilisés.

### 3.2.1. Evolutions des caractéristiques mécaniques en fonction de la température

Cinq niveaux de température sont choisis pour identifier les paramètres du modèle de Mazars. La caractérisation du béton en compression simple et en flexion 3 points à ces températures, a permis de tracer les évolutions de chacun des paramètres. Les valeurs ont été trouvées en modélisant la moyenne des courbes d'essais à chaque température. Ces sont donc des valeurs moyennes.

Voici à la suite la représentation graphique de l'évolution de ces paramètres en fonction de la température.

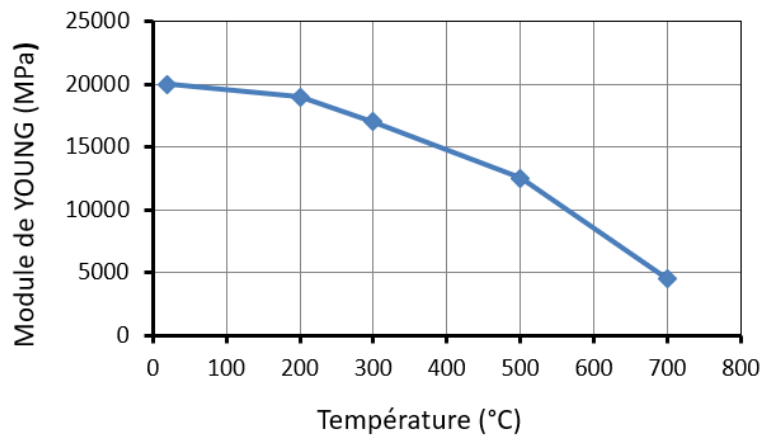


Fig.III.18. Evolution du module d'élasticité en fonction de la température.

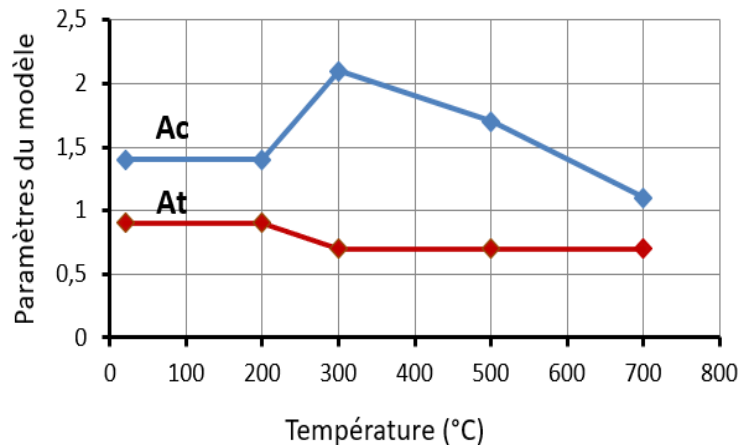


Fig.III.19 : Evolution des paramètres  $A_T$  et  $A_C$  du modèle de Mazars en fonction de la température.

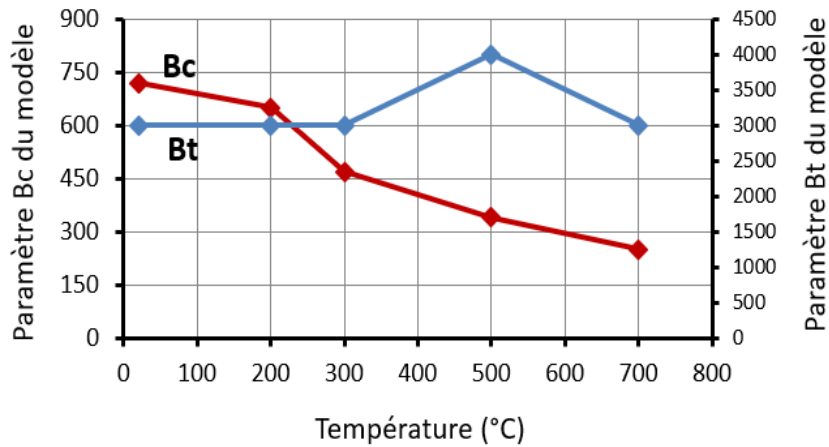


Fig.III.20 : Evolution des paramètres  $B_T$  et  $B_C$  du modèle de Mazars en fonction de la température.

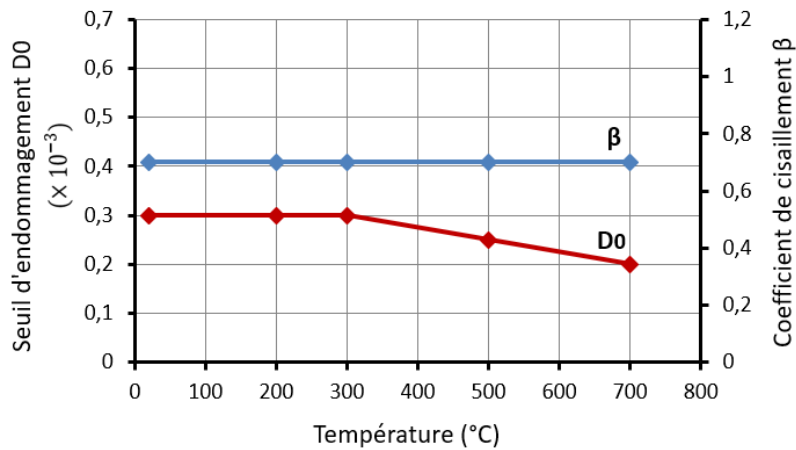


Fig.III.21 : Evolution du paramètre BETA du modèle de Mazars et le seuil d'endommagement en fonction de la température.

On peut voir sur la figure III.18 que le module d'Young  $E$  du matériau décroît de manière monotone avec la température. Cette évolution est décrite dans l'Eurocode 2 et est corroborée par des nombreuses publications [Haniche 2011 ; Pliya 210, fares 2009]. Ainsi dans l'intervalle de  $20^\circ\text{C}$  à  $700^\circ\text{C}$ , le module d'élasticité  $E$  varie entre 20 GPa et 4,5 GPa (figure III.18). La figure III.19 présente l'évolution des coefficients  $A_T$  de traction et  $A_C$  de compression apparaissant dans les équations 12 et 13 du modèle de Mazars (chapitre I).  $A_T$  est compris entre 0,7 et 0,9 et  $A_C$  entre 1,1 et 2,1. L'évolution de ces paramètres avec la température est un résultat qui n'est pas disponible dans la littérature. Par contre les valeurs sont compatibles avec celles données à température ambiante. Les évolutions des coefficients  $B_T$  de traction et en  $B_C$  de compression sont données à la figure III.20.  $B_T$  est compris entre 3000 et 4000 et  $B_C$  entre 250 et 720. Le seuil d'endommagement  $\varepsilon_{D_0}$  calculé dans l'intervalle de température compris entre  $20^\circ\text{C}$  et  $700^\circ\text{C}$  varie entre  $3 \cdot 10^{-4}$  et  $2 \cdot 10^{-4}$ . Entre  $20^\circ\text{C}$  et  $300^\circ\text{C}$ , la valeur de  $\varepsilon_{D_0}$  est constante à  $3 \cdot 10^{-4}$ . Après cette température, le seuil d'endommagement diminue pour atteindre  $2 \cdot 10^{-4}$  à  $700^\circ\text{C}$ . Un coefficient correctif en cisaillement constant  $\beta$  de 0.7 est donné. (Voir la figure III.21). Des calculs menés avec la valeur 1.06 préconisée par Mazars restitue les mêmes résultats.

### **3.3. Quelques remarques sur le déroulement des calculs**

Un calcul avec la loi de Mazars à température ambiante est déjà fortement non linéaire. Le champ de température est déterminé en faisant des calculs en thermique transitoire non linéaire. Le calcul thermomécanique en faisant varier les paramètres de Mazars est donc forcément fortement non-linéaire. Cela a deux conséquences : les risques de non-convergence des calculs et les temps de calcul particulièrement longs. La non-convergence des calculs demande de passer du temps pour trouver les 'bons' pas qui permettent de faire converger de calcul et qui peuvent aussi conduire à la réduction des temps de calcul. Pour donner un ordre d'idée, les calculs thermomécaniques les plus longs ont duré jusqu'à 11 jours. Mais par la suite, avec la maîtrise acquise avec l'expérience, on est descendu à des durées moyenne de l'ordre de 5 à 7 jours pour faire converger un calcul.

### **3.4. Présentation des résultats de la modélisation**

Nous avons réalisé de nombreux calculs sur une bonne partie des essais mais nous ne présenterons ici que les résultats essentiels. Nous commencerons par montrer la diversité des résultats obtenus dans un premier temps avant d'en faire leur analyse. Ce que nous avons pu observer, c'est que le champ des contraintes dans l'éprouvette est plus complexe que ce que l'on imagine à priori. Les calculs étant effectués en régime thermique transitoire non linéaire où aussi bien les caractéristiques thermiques que mécaniques dépendent de la température, la complexité du champ des contraintes est alors accrue. Le but de l'étude étant de juger l'aptitude du modèle de Mazars à décrire les dégradations thermiques, nous allons consacrer l'essentiel des résultats et des analyses sur les évolutions spatiale et temporelle de l'endommagement calculé. Les résultats étant nombreux et présentant une certaine complexité, il convient d'indiquer la méthodologie adoptée pour les présenter :

-Les champs : On a choisi X pas de temps particuliers de calcul correspondant chacun à un temps  $t_X$  de montée en température qui seront considérés comme les temps de référence. Les variables champs (température, endommagement, contraintes) seront présentés à ces temps afin de montrer leur évolution. Une fois les cartes de la variable obtenues, il est possible grâce aux fonctionnalités offerte par le logiciel de faire des coupes dans le modèle pour mieux appréhender les variations de champ.

-Les évolutions temporelles des variables résultats : Pour mettre en évidence les évolutions temporelles il est nécessaire de choisir des nœuds. Le problème dépendant à priori de la distance à la face chauffée, nous avons choisi de prendre les nœuds appartenant à une ligne verticale partant d'un point de la surface chauffée qui sert de référence à ces nœuds. On a donc pu extraire les évolutions des variables-résultats en fonction du temps. On obtient alors les courbes d'évolution de la variable paramétrées par les différents nœuds considérés.

-Les évolutions spatiales : A partir des résultats précédents, on peut choisir de représenter l'état de la température aux différents nœuds et à un temps donné et l'on obtient alors une distribution spatiale de la variable. Les courbes ainsi obtenues sont paramétrées par les temps choisis.

Pour analyser les évolutions temporelles et spatiales dans les éprouvettes, nous avons choisi systématiquement la ligne passant par le centre de la plaque pour tous les essais réalisés. Mais

nous avons aussi été amenés à considérer d'autres lignes pour analyser plus finement ce qui se passe au milieu de la plaque ou en d'autres points de la surface. Les résultats sont nombreux et il est impossible de les présenter tous dans cette étude même si nous les avons tous traités. Nous n'évoquerons que les résultats essentiels.

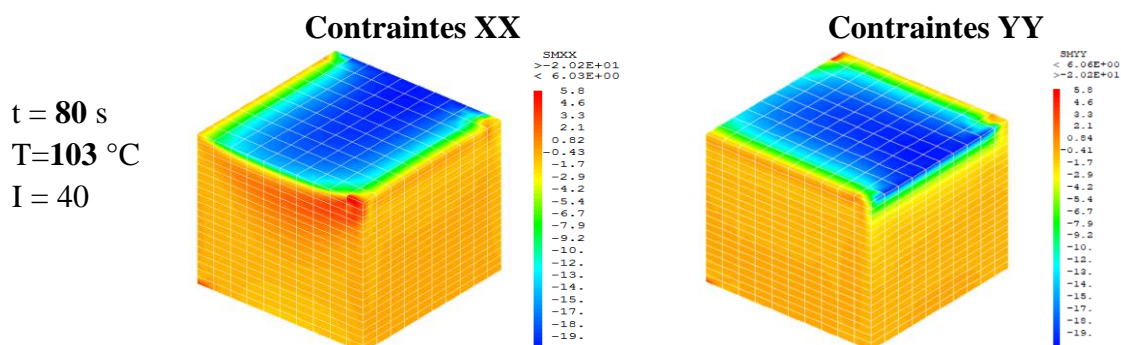
### 3.4.1. Présentation des résultats

Dans un souci de clarté, nous avons choisi de présenter tous les résultats pour deux essais : l'Essai 01 qui est un des essais préliminaires et qui a fait l'objet du maximum de calcul et l'Essai 13 qui est l'un des essais dits maîtrisés. Les résultats des modélisations réalisées sur ces deux essais nous semblent représentatifs de celles conduites sur les différents essais.

#### 3.4.1.1. Modélisation de l'Essai 01 (essai préliminaire du 30-03-2017)

##### 3.4.1.1.1. Les cartes de contraintes

Les contraintes normales SXX et SYY sont représentées respectivement sur les colonnes de gauche et de droite de la figure III.22, à différents temps-température de chauffage : 80 s-103°C, 200 s-212°C, 330 s-267°C, 485 s-385°C, 600 s-424°C. Les répartitions des contraintes normales SXX et SYY sont symétriques et respectent ainsi logiquement la symétrie du problème. Il suffit donc de commenter l'évolution des cartes pour l'une ou l'autre des contraintes normales. On peut aussi remarquer la présence de zones de traction et de compression, quelque que soit le temps, dont les contraintes maximales augmentent avec le temps. Aux premiers temps de l'essai, à 80 s, les contraintes varient entre 6 et -19 MPa et les couches superficielles de la face chauffée sont les zones les plus comprimées. Puis au fur et à mesure que le temps passe, la zone de compression maximale se déplace en profondeur et se concentrent le long de l'arête supérieure du plan de symétrie. Les contraintes maximales de compression sont de -19, -44, -55, -67 et -75 MPa aux temps 80, 200, 330, 485 et 600 s, respectivement. Si l'on regarde de près, la contrainte au centre de la surface chauffée du modèle éléments finis varie peu, entre -19 et -28 MPa. On peut aussi voir que c'est dans les couches superficielles des plans de symétrie, sur les axes parallèles aux directions des contraintes normales, que l'on observe les plus grandes contraintes de compression en particulier. Les niveaux de contrainte au centre de la dalle restent modérés. Les contraintes de traction restent difficiles à circonscrire car elles se déplacent et évoluent davantage que les zones de compression.



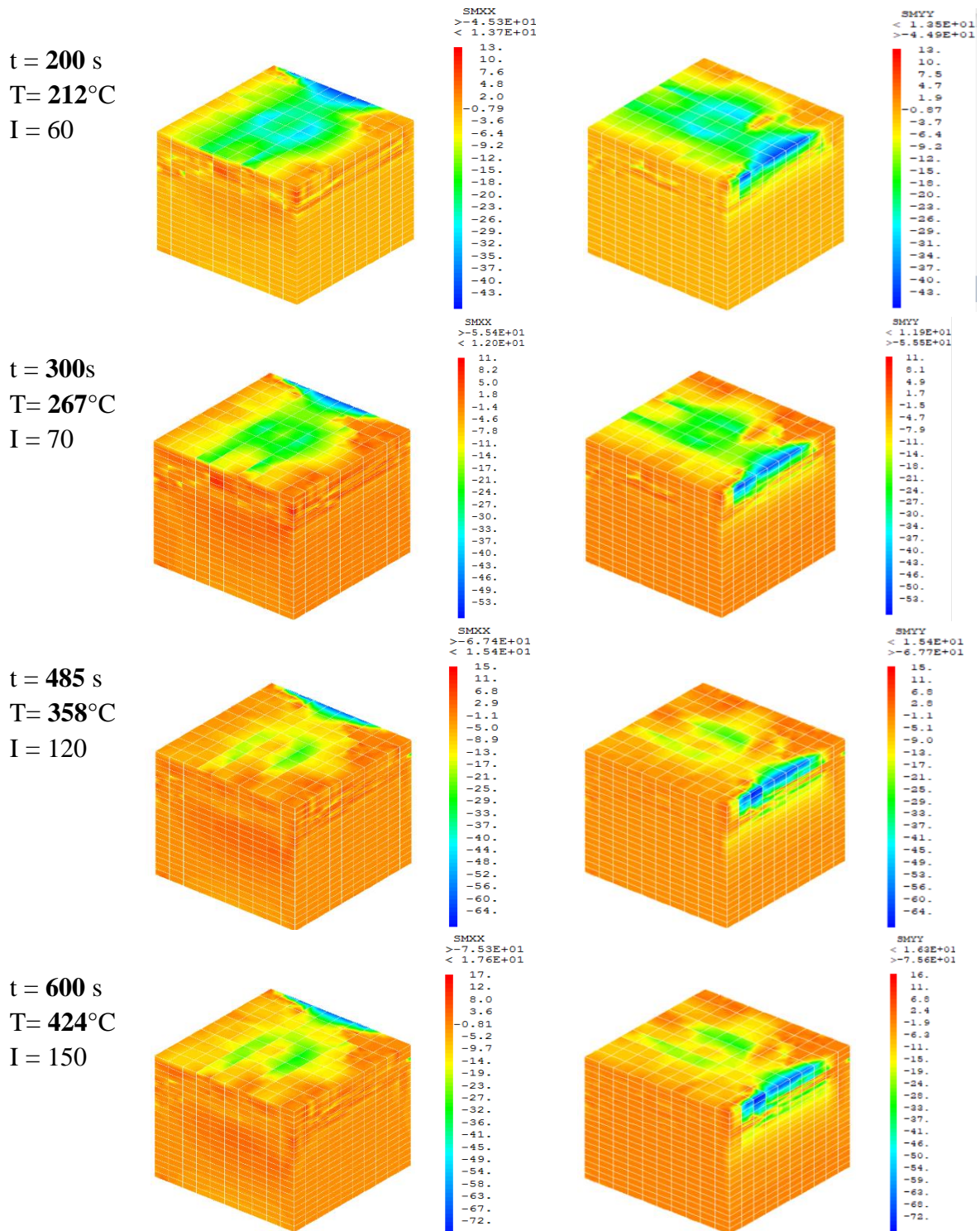
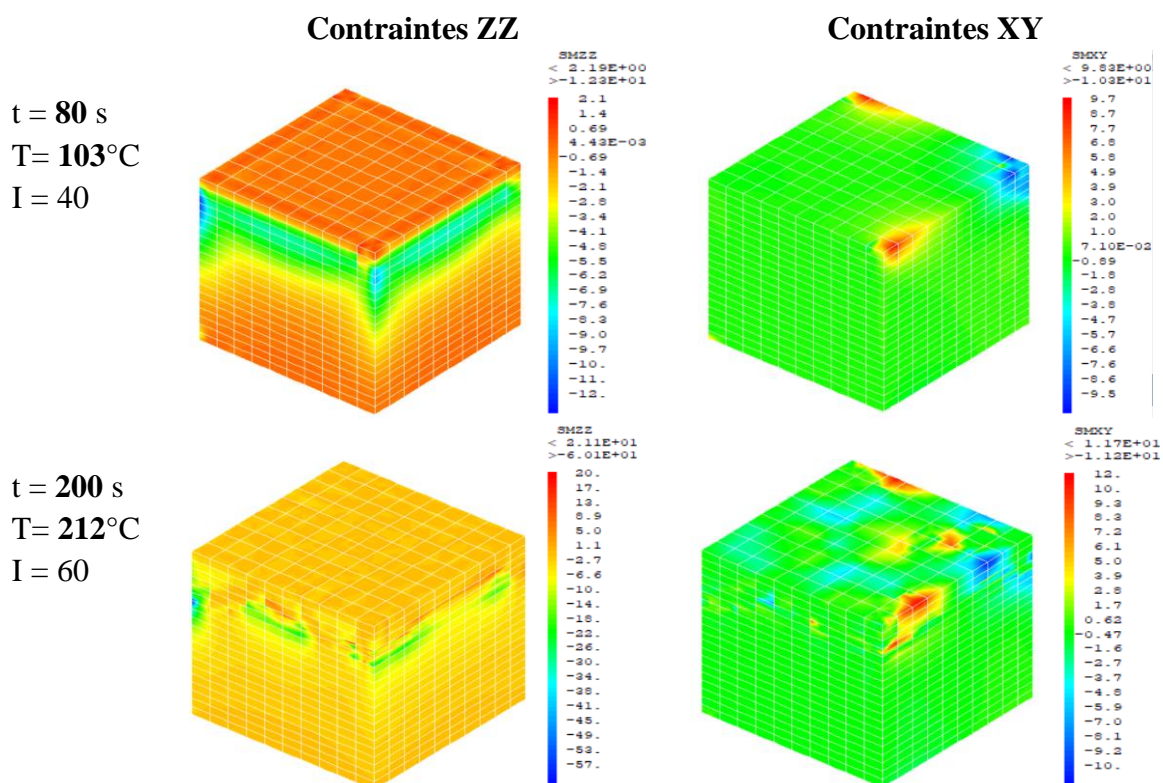


Fig.III.22. Contraintes normales Sigma XX et YY.

Les **contraintes normales SZZ** sont représentées dans la colonne de gauche de la figure III.23. Comme pour les autres contraintes normales, l'essentiel du champ de contrainte concerne les couches supérieures de la dalle. L'intensité des contraintes de traction et de compression augmente avec le chargement thermique. Les couches superficielles proches de la face chauffée sont essentiellement en traction et les couches intermédiaires en compression avec une localisation sur l'arrête commune aux faces latérales. Au fur et à mesure que le temps passe, le

champ de contrainte s'homogénéise dans toute la dalle et en même temps se localise en s'intensifiant au niveau de l'arrête extérieure.

Les **contraintes de cisaillement SXY** sont représentées dans la colonne de droite de la figure III.23. On est d'abord frappé par la symétrie du champ de contrainte par rapport au plan diagonal, ce qui est tout à fait cohérent avec la symétrie de la géométrie et du chargement. Le champ de contrainte de cisaillement évolue beaucoup avec le temps. Au départ (temps 80s) seuls les coins au niveau de la face supérieure sont sollicités en cisaillement. Par la suite les contraintes s'étendent à la face supérieure et au plan de symétrie de la plaque. On observe une petite contrainte de l'ordre de -3 MPa au centre de la plaque qui est tout à fait surprenante mais qui disparaît assez vite (voir à partir du temps 200 s). La répartition des contraintes de cisaillement le long des arrêtes entre les plans de symétrie et la face chauffée est cohérente avec celle des contraintes normales qui présentent deux zones de contraintes de compression maximales séparées par une zone de transition de contrainte nulle. La présence de ces deux zones de contraintes normales maxi le long de l'arrête engendre forcément des distorsions et donc des contraintes de cisaillement. Les niveaux de contraintes restent contenus, compris entre  $\pm 17$  MPa. On peut constater à 600 s que les contraintes de cisaillement sont présentes à des profondeurs importantes mais en même temps l'état de contrainte de la majeure partie du volume de la dalle est nul.





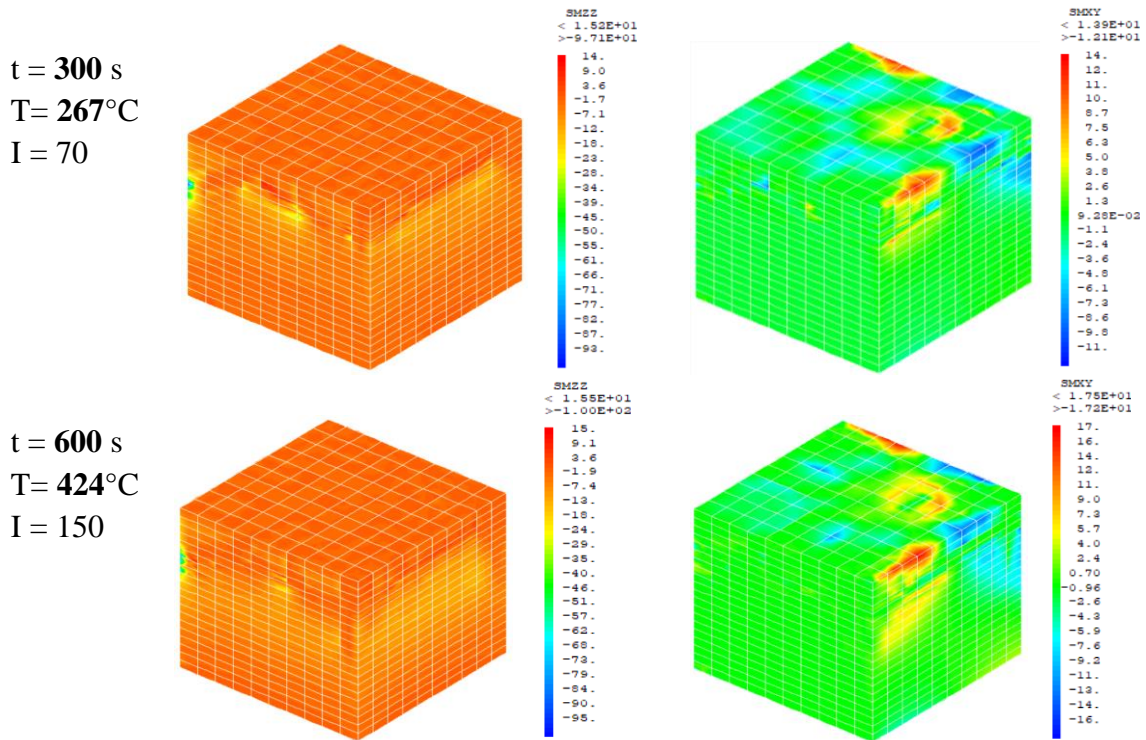
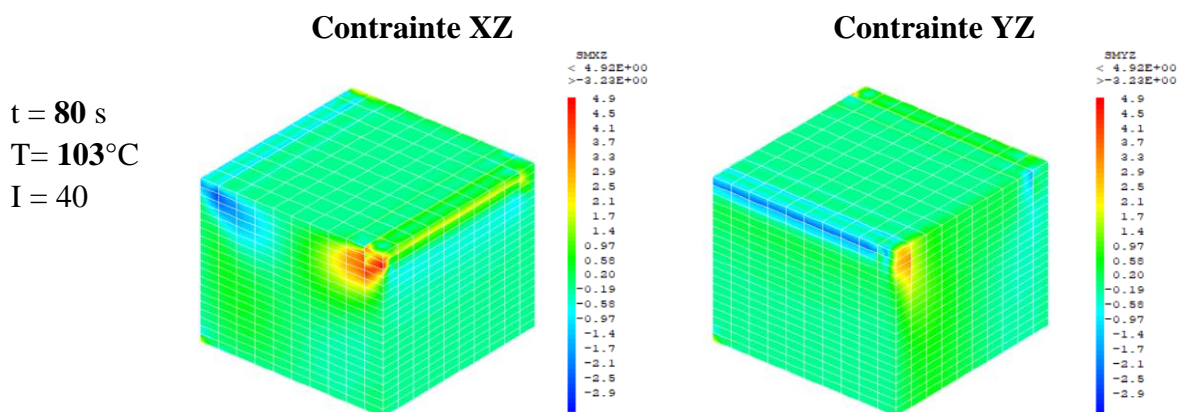


Fig.III.23. Contraintes normales ZZ et contraintes de cisaillement XY

Les **contraintes de cisaillement SXZ et SYZ** sont représentées respectivement dans les colonnes de droite et de gauche de la figure III.24. L'une des cartes est la symétrique de l'autre par rapport au plan diagonal. Il suffit donc de commenter l'une des deux. Comme pour la contrainte de cisaillement SXY, les contraintes maximales sont concentrées au début sur les coins des faces extérieures et des plans de symétrie. Et au fur et à mesure que le temps passe et que la température augmente, alors que les niveaux des contraintes maximales augmentent, l'état de contrainte tend à s'homogénéiser, les valeurs maximales se trouvant dans les couches supérieures intermédiaires. Le champ de contrainte reste assez complexe.



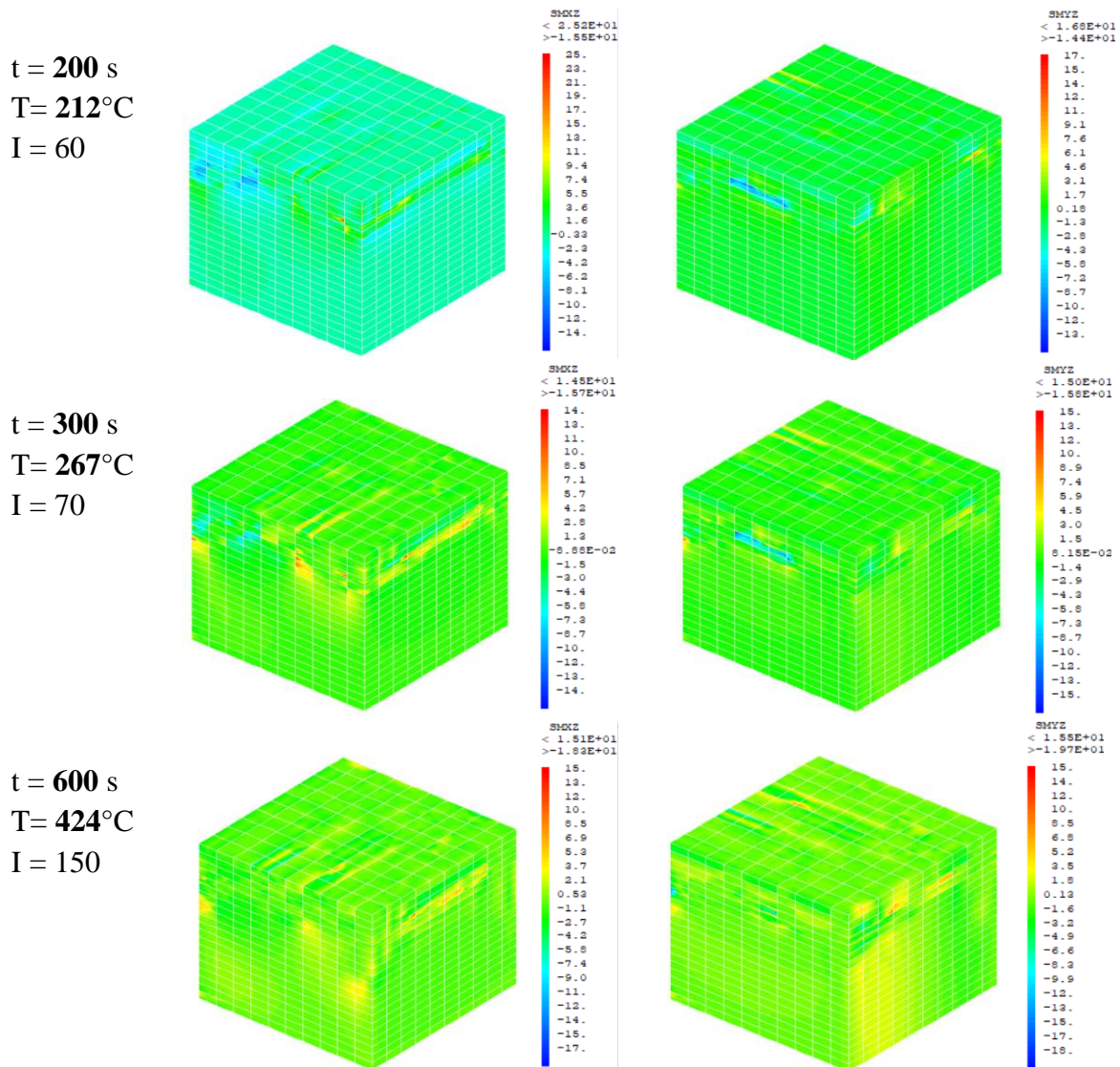


Fig.III.24 : Contraintes de cisaillement XZ et ZY.

### 3.4.1.1.2. Les courbes d'évolutions spatiales et temporelles des contraintes normales

La figure III.25 présente la localisation des points sur la surface chauffée à partir desquels on a déterminé les nœuds en profondeur suivant une ligne perpendiculaire à la face chauffée et pour lesquels on a déterminé les évolutions temporelles des variables mécaniques. Compte tenu de la complexité des courbes, il est préférable de les présenter point par point.

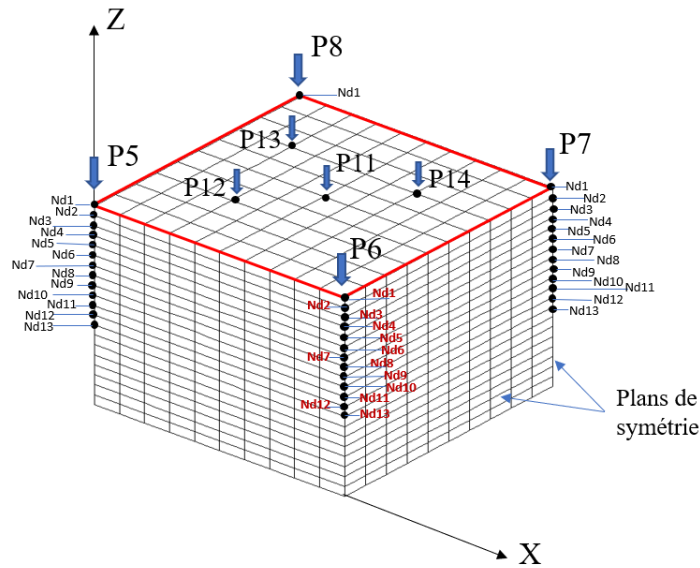


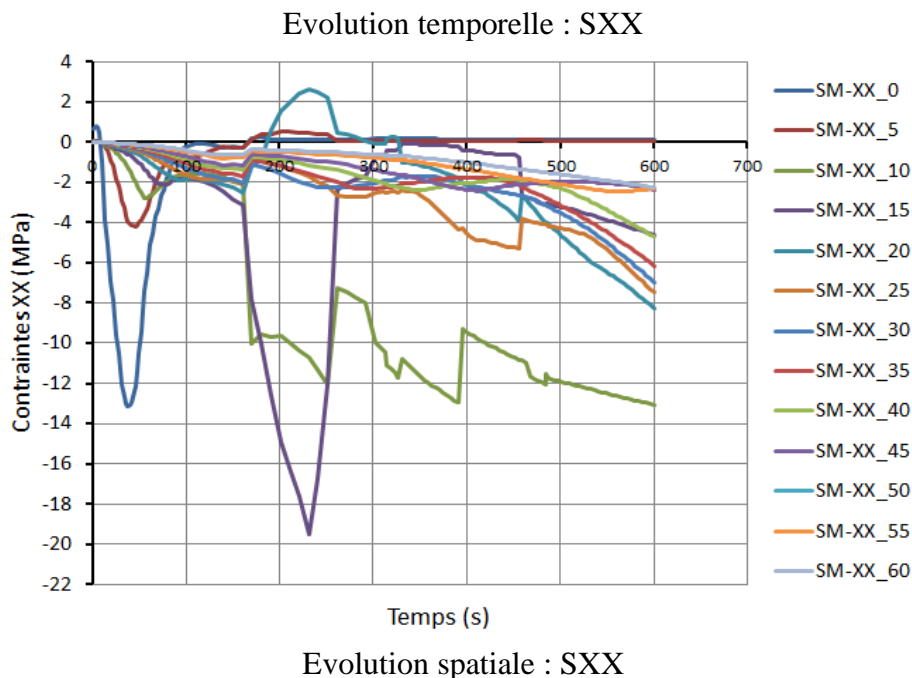
Fig.III.25 : Emplacement des points à partir desquels on détermine les nœuds sur lesquels on va pouvoir tracer les évolutions spatiales et temporelles.

- Les courbes d'évolution temporelle des contraintes normales.

En haut de la figure III.26 se trouvent les courbes d'évolution temporelle des contraintes normales SXX obtenues en différents nœuds issus du point P7 central. Elles représentent, pour un nœud donné, l'évolution de la contrainte en fonction du temps de chargement des profondeurs de 5 en 5 mm à partir de la face chauffée. L'état de contrainte est globalement de compression (contraintes négatives) avec quelques pics de traction. La réponse en contrainte dépend vraiment du nœud considéré. Examinons les réponses des trois premiers nœuds. Le nœud situé sur la face chauffée SM\_XX\_0 commence par croître puis passe par un maximum de -13 MPa à environ 50 s avant de décroître fortement à quasiment 0 MPa où elle se maintient jusqu'à la fin du chargement. La réponse SM\_XX\_5 du nœud situé à 5 mm de la face chauffée suit la même évolution que la précédente avec une contrainte maximale de -4 MPa à 50 s puis décroît vers 0 à au temps 100 s mais connaît une légère traction de 0,5 MPa entre 180 et 260 s avant de s'annuler jusqu'au temps 600 s. La réponse SM\_XX\_10 du nœud situé à 10 mm de la face chauffée est assez différente. Elle commence par croître jusqu'à une valeur maximale de -2,8 MPa au temps 60 s puis décroît jusqu'à -2 MPa entre 100 et 170 s puis croît brutalement et quasi linéairement jusqu'à -10 MPa à 180 s, puis évolue en dents de scie entre -8 et -12 MPa entre 180 et 200 s. Cette évolution est très particulière et assez surprenante. La réponse SM\_XX\_15 du nœud situé à 15 mm de la face chauffée est différente aussi. Elle passe par un maximum de -2 MPa au temps 80 s puis décroît légèrement entre 100 et 170 s et croît de nouveau de manière fulgurante pour atteindre un pic de -19 MPa au temps 230 s, puis décroît de nouveau à -2 MPa au temps 270 s et reste à ce niveau de contrainte jusqu'à la fin du chargement. La courbe SM\_XX\_20 a la particularité de présenter des contraintes de traction significatives de l'ordre de 2 MPa entre 190 et 270 s. Pour les nœuds situés un peu plus en profondeur, les contraintes sont négatives et augmentent en valeur absolue au fur et à mesure du chargement.

- Les courbes d'évolution spatiales des contraintes normales.

Pour ce faire, on a tracé à un temps donné l'état de contrainte calculé aux différents nœuds. On constate une forte évolution du profil de la contrainte en fonction du temps. Au temps 50 s, la courbe SM\_XX\_t(50) présente un maximum de contrainte de compression de -10,5 MPa à l'abscisse 0 correspondant à la face chauffée puis décroît régulièrement vers 0. Les contraintes normales suivant XX sont présentes sur quasiment toute la hauteur de la dalle puisqu'elles ne s'annulent qu'aux alentours de 90 mm, la dalle ayant une épaisseur de 100 mm. Quelque que soit le temps, la contrainte normale connaît un pic à 10 mm de profondeur jusqu'à des valeurs de contrainte de -13 MPa, la valeur maximale absolue étant de -15 MPa obtenue à 15 mm de profondeur. On peut remarquer aussi que c'est à 20 mm de profondeur qu'on observe les valeurs maximales des contraintes de traction de l'ordre de 2 MPa. Les zones ayant connu une contrainte de traction au cours du chargement se situent autour de 20 mm de profondeur. On peut aussi remarquer que c'est aux temps 200 et 250 s que l'on peut observer des contraintes de traction dans la dalle au droit du point P7, ne l'oublions pas. Au fur et à mesure que le temps de chargement augmente et que le temps passe, la dalle est de plus en plus contrainte en profondeur. Cela est traduit par le fait que la courbe SM\_XX\_t(600) est l'enveloppe des courbes au-delà de 20 mm de profondeur. On peut voir à la figure III.26 que les observations faites sur les courbes d'évolution des contraintes normales SXX restent globalement valables pour les courbes de contraintes normales SYY (Figure III.27).



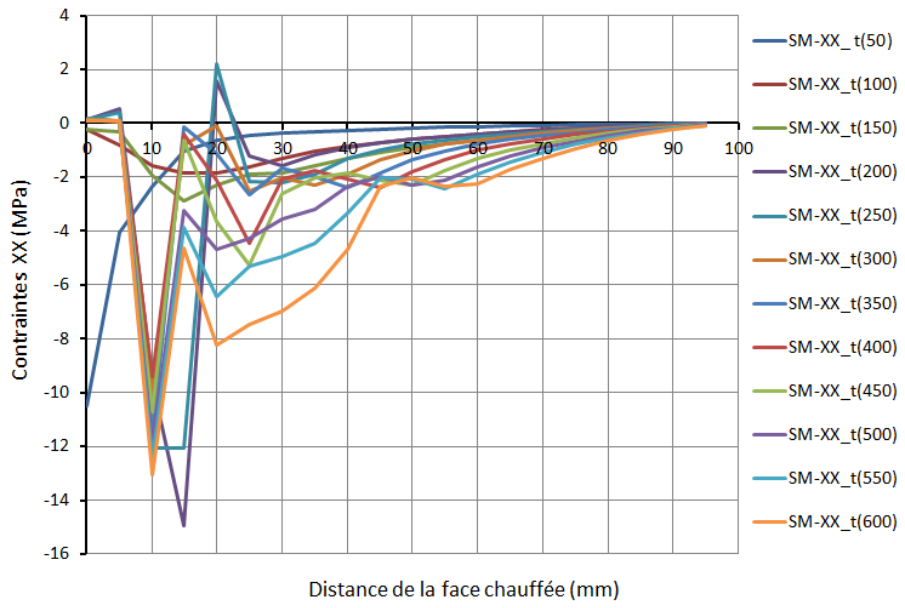
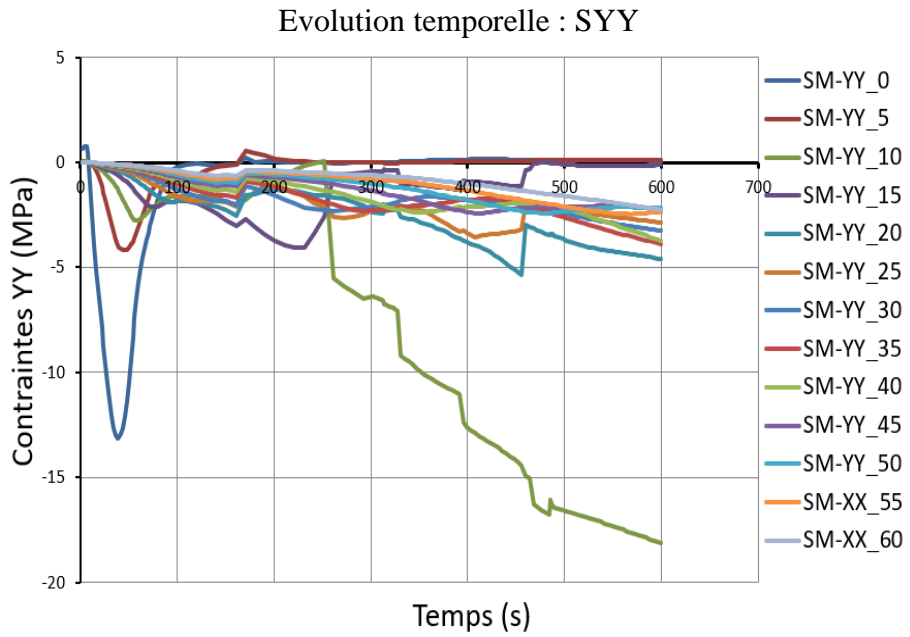


Fig.III.26 : Evolutions temporelle et spatiale des contraintes normales suivant l'axe X



Evolution spatiale : SYY

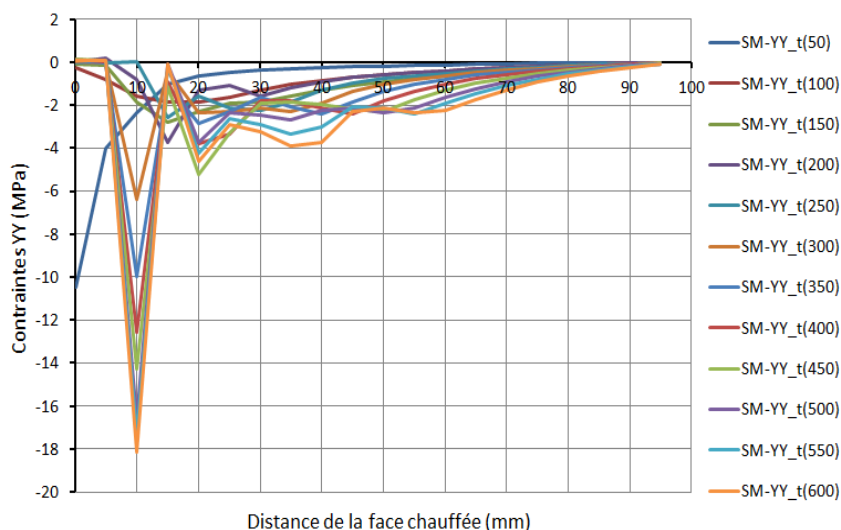


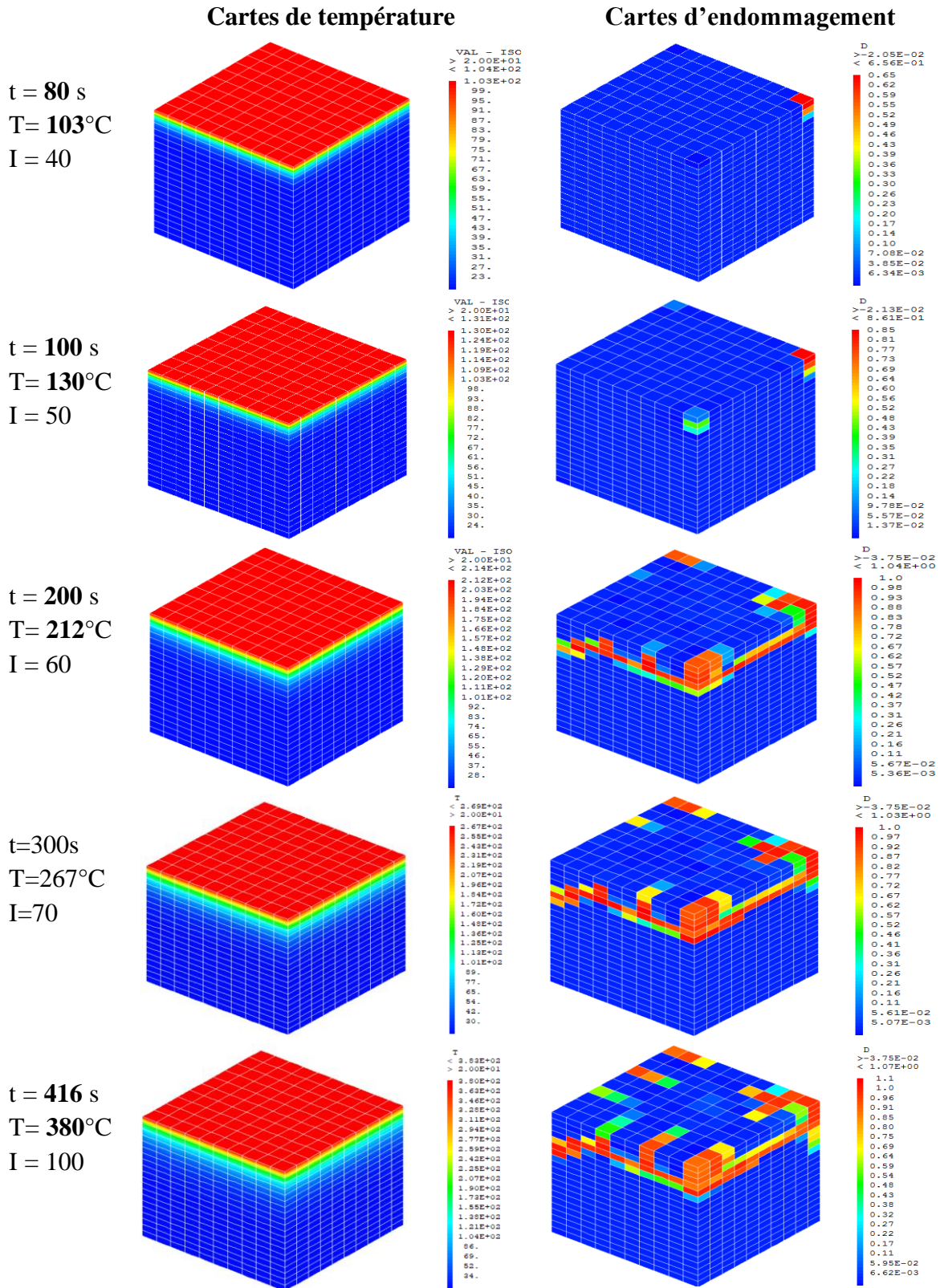
Fig.III.27 : Evolutions temporelle et spatiale des contraintes normales suivant l'axe Y.

### 3.4.1.1.3. Les cartes d'endommagement

Nous avons présenté sur la figure III.28 les cartes de température et d'endommagement issues de la modélisation de l'Essai 01 aux temps-température suivants : 80s-103°C, 100 s-130°C, 200 s-212°C, 300 s-267°C, 416 s-380°C, 485 s-358°C, 600 s-424°C. La température se propage dans les couches intérieures de la dalle au fur et à mesure du chargement thermique. On peut le voir sur les cartes de température et on se limitera à ce commentaire les concernant. On va plutôt mettre l'accent sur le commentaire des champs d'endommagement. Au temps 80 s (1 mn et 20 s) après le début du chargement thermique seuls les trois premiers éléments finis situés au centre de la face chauffée présentent un endommagement. Cet endommagement a une valeur maximale de 0,65 et décroît en s'éloignant de la face chauffée. Au temps 100 s, on observe l'apparition de deux nouveaux éléments finis endommagés au coin de la face chauffée et du plan de symétrie. Dans ce dernier cas, l'élément le plus endommagé n'est pas celui en contact avec la face chauffée mais le suivant. Au temps 200 s, le champ d'endommagement a beaucoup évolué, s'est étendu dans les coins et le centre mais aussi dans les couches intérieures de la dalle, en particulier dans la troisième couche d'éléments finis formant ainsi une ceinture visible dans le plan de symétrie et la surface latérale. On peut voir dans le plan de symétrie de la dalle que les première et deuxième couches d'éléments finis ne semblent pas endommagées, que la troisième couche a un endommagement de l'ordre de 0,67 et que c'est la quatrième couche qui est fortement endommagée avec des valeurs de l'ordre de 1. Sur la face latérale, la quatrième couche est fortement endommagée mais par endroit les troisième et deuxième couches le sont aussi. Si l'on observe le coin formé par les surfaces latérales, l'endommagement apparaît au niveau de la cinquième et sixième couches d'éléments. Au niveau de la surface chauffée, à part les éléments du centre et des coins, très peu d'éléments sont endommagés en superficie. Au temps 300 s on observe une intensification de l'endommagement autour du schéma que nous avons décrit précédemment. Il en est de même à 416 puis à 485 s. Au temps 600 s (au bout de 10 mn), 11 et 10 couches d'éléments finis sont endommagés respectivement au centre et au coin, l'endommagement de la ceinture de la troisième et quatrième couche d'éléments s'est

renforcé et l'endommagement de face chauffée s'est étendue et renforcée ; il ne concerne que 40% de la surface chauffée. L'endommagement des 60% restants est quasi-nul.

### Cartes d'endommagement obtenues avec le modèle de Mazars



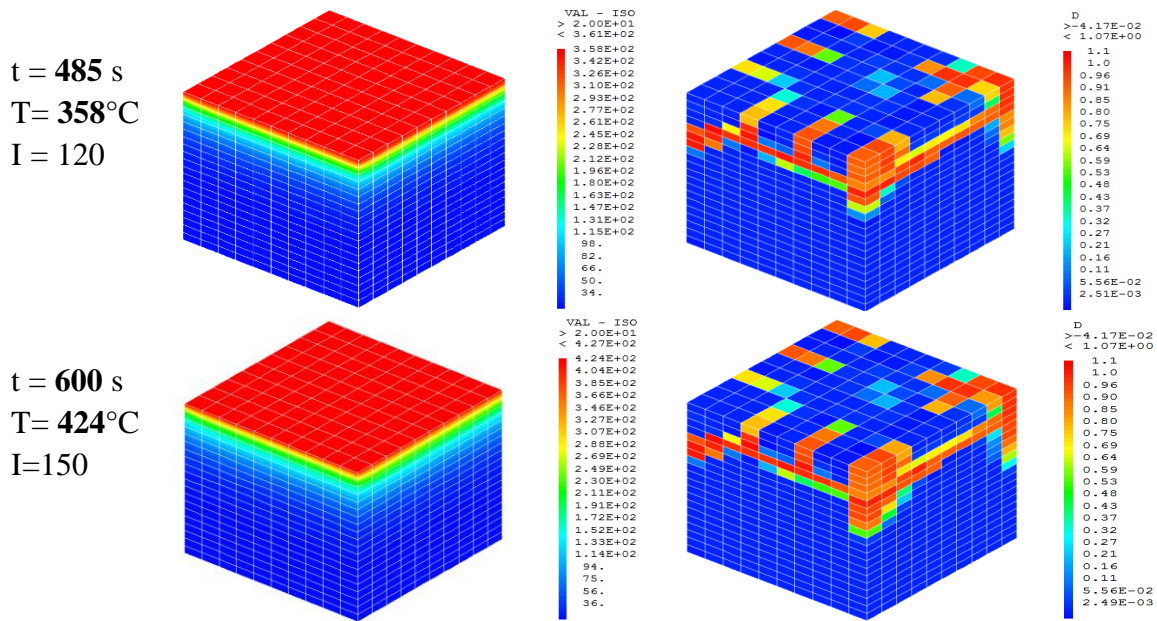
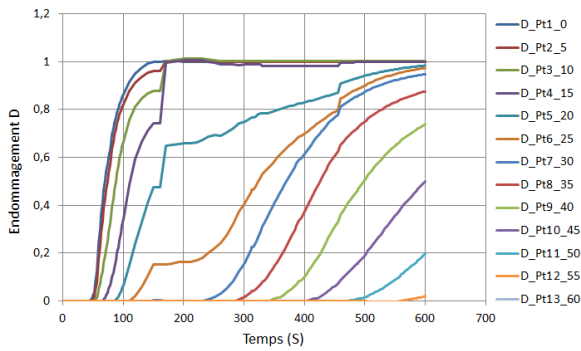


Fig.III.28 : Cartes d'endommagement de l'Essai 01 du 30-03-2017 avec le maillage de référence.

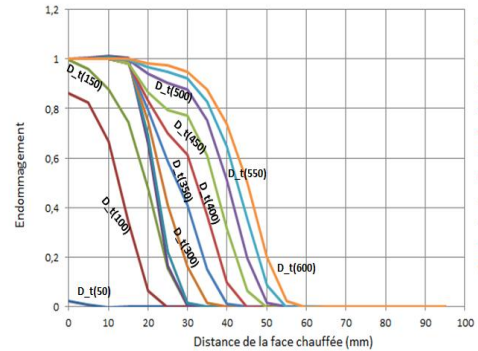
#### 3.4.1.1.4. Courbes d'évolutions spatiales et temporelles de l'endommagement

Au point P7 les évolutions temporelles (à gauche) et spatiales (à droite) sont données sur la Figure III.29. L'endommagement est nul quelque que soit le nœud jusqu'au temps 50 s puis il se développe à partir du nœud de la face chauffée d'abord, puis croît très vite pour atteindre la valeur maxi de 1 autour de 150 s. Assez vite les endommagements aux nœuds des trois premiers éléments finis croissent rapidement et atteignent la valeur maximale de 1 au même temps que le nœud situé sur la face chauffée. L'évolution de l'endommagement du nœud situé à 20 mm de la face chauffée est plus lente car elle n'atteint la valeur maximale qu'au-delà de 600 s le temps maximal de calcul. Il en est de même pour tous les autres nœuds situés plus en profondeur. En ce qui concerne l'évolution spatiale, elle permet de se rendre compte de l'évolution du profil de l'endommagement au cours du cycle thermique. On remarque que l'endommagement a une allure de demi-cloche, sa plus grande valeur étant obtenue en  $x=0$ , c'est-à-dire sur la surface chauffée. Au bout de 100 s, soit 1 mn et 40 s, l'endommagement  $D_t(100)$  varie de 0,87 sur la face chauffée à 0 au nœud situé à 25 mm de la face chauffée. Au bout de 150 s  $D_t(150)$ , l'endommagement varie de 1 sur la face chauffée à 0 au nœud situé à 30 mm profondeur de la face chauffée. A partir de 200 s  $D_t(200)$ , l'endommagement vaut 1 dans toutes les couches comprises entre 0 et 20 mm, puis décroît régulièrement au-delà. Au bout du temps total de chargement de 600 s, soit 10 mn, l'endommagement a atteint la profondeur de 60 mm.





P7

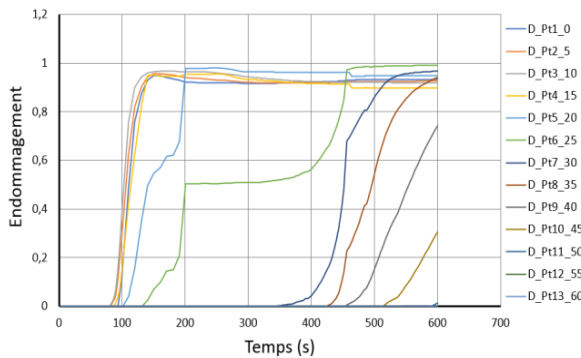


P7

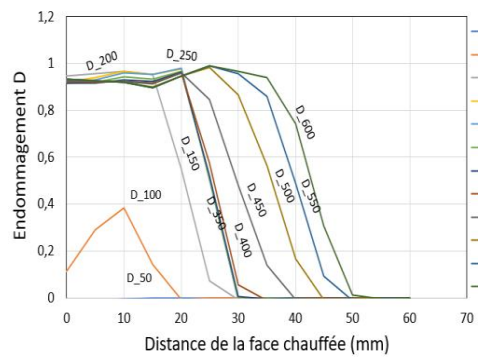
Fig.III.29 : Evolutions temporelles et spatiales de l'endommagement aux nœuds issus du point central Point P7 obtenues après modélisation de l'Essai 01.

**Au Point P6**, l'endommagement se produit de façon fulgurante et quasi-instantanée aux quatre premiers nœuds en partant de celui situé sur la face chauffée (Fig.III.30) Les courbes décollent au temps 90 s et atteignent une valeur d'endommagement de 0,95 au temps 150 s, valeur à laquelle l'endommagement se stabilise jusqu'à la fin du chargement. Par rapport au point précédent P7, seule une épaisseur de 50 mm est atteinte par l'endommagement au bout du chargement.

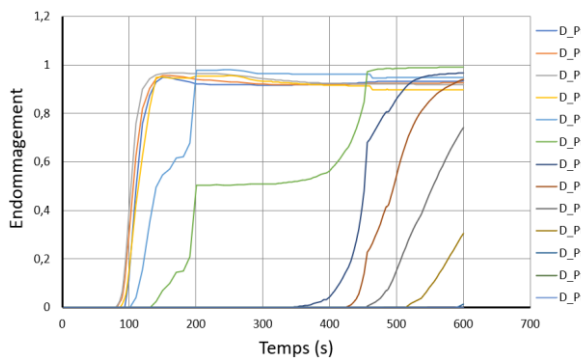
**Au point P8.** Le point P8 est symétrique du point P6 par rapport au plan diagonal passant par les points P7 et P5. On observe que du point de vue de l'endommagement le comportement est le même. En effet on retrouve à peu près les mêmes courbes d'évolutions spatiales et temporelles qu'au point P6



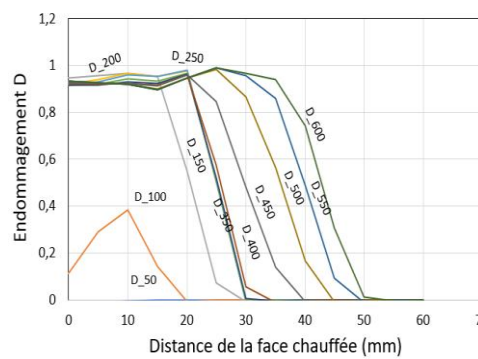
P6



P6



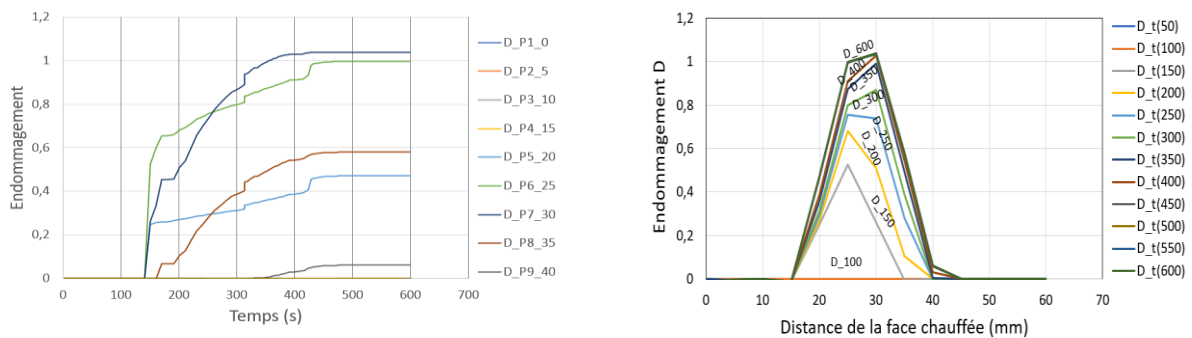
P8



P8

Fig.III.30 : Evolutions temporelles et spatiales de l'endommagement aux nœuds issus des points latéraux P6 et P8 obtenues après modélisation de l'Essai 01. Ces deux points étant parfaitement symétriques du point de vue de la géométrie et du chargement donnent des réponses identiques.

**Au point P5.** Le point P5 est particulier car il est situé sur la face chauffée et sur l'arrête formée par les faces latérales de la dalle. Les courbes d'évolution spatiale et temporelle sont données sur la figure III.31. On constate que l'endommagement aux nœuds situés dans les couches supérieures de la dalle (D\_P1\_0, D\_P2\_5, D\_P3\_10, D\_P4\_15) est nul tout le long du chargement. C'est bien ce que nous avons fait observer au cours de l'étude des cartes d'endommagement. L'endommagement débute aux nœuds situés à 25 et 30 mm de la face chauffée au temps 130 s puis croît et atteint 1 à partir de 400 s. Les courbes des autres nœuds situés à 35, 40 et 45 mm croissent dans un premier temps puis se stabilisent à partir de 420 s.

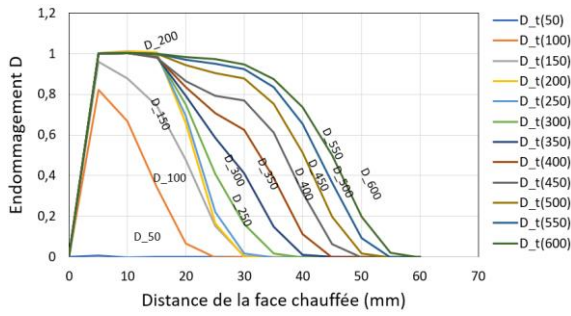


P5

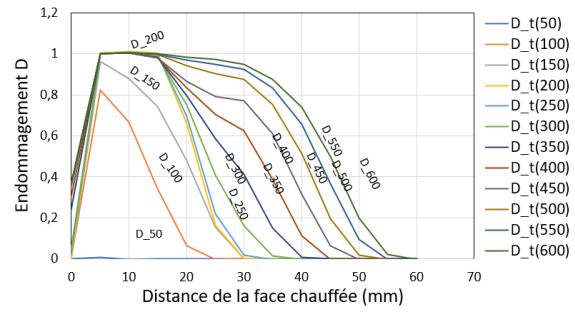
P5

Fig.III.31 : Evolutions temporelles et spatiales de l'endommagement aux nœuds issus du point diagonal P5 obtenue après modélisation de l'Essai 01. La réponse du point P5 est bien particulière.

**Aux points P11 et P13.** Les courbes d'évolution spatiale de l'endommagement aux nœuds issues des points P11 et P13 sont données à la figure III.32. Le point P11 est situé au milieu de la face modélisée et P13 est un point décalé, situé entre les points P11 et P8. Les deux figures sont assez proches. A partir du temps 200 s, l'endommagement atteint 1 entre 0 et 15 mm et décroît vers 0 au-delà. Au bout de 600 s, 60 mm de béton est atteint par l'endommagement. Ce qui distingue les courbes, ce sont les valeurs de l'endommagement sur la face chauffée caractérisée par  $x=0$ . Au point P11, l'endommagement est nul sur la face chauffée pour toutes les courbes alors qu'elles partent de valeurs non nulles sur la face chauffée au point P13. On retrouve un profil d'endommagement similaire à celui observé au centre de la face chauffée de la dalle.



P11



P13

Fig.III.32 : Evolutions spatiales de l'endommagement aux nœuds issus du point P11 situé au milieu de la face chauffée et du P13 un point décalé (Voir Fig.III.25), après modélisation de l'Essai 01. Même si les réponses semblent globalement similaires, il y a tout de même quelques différences, en particulier à l'instant initial.

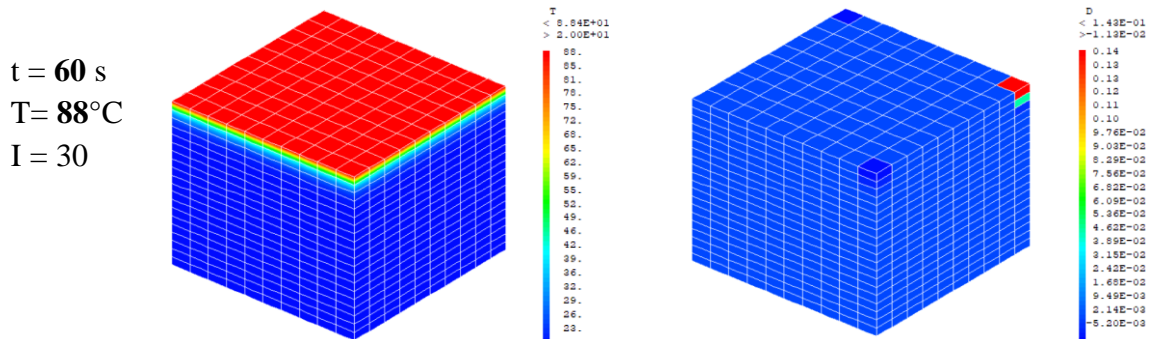
### 3.4.1.1.5. Résultats de calcul avec l'approche non locale

#### 3.4.1.1.5.1. Calcul avec une longueur caractéristique $L_c=6$ mm

##### - Cartes d'endommagement

La carte d'endommagement est présentée à la figure III.33. Les résultats sont présentés aux temps-températures suivants : 60 s-88°C, 100 s-130°C, 150 s-180°C, 200 s-212°C et 220 s-224°C. On peut voir que l'endommagement se produit d'abord au centre de la face chauffée puis aux deux coins supérieurs des plans de symétrie avant de se propager dans les couches internes suivant le même schéma décrit précédemment. Ce qui change, c'est que celui-ci semble se produire davantage en profondeur (maximum d'endommagement à la sixième couche au lieu de la quatrième) et concerne davantage de couches (cinq couches au lieu de trois) que précédemment. Cela s'explique par l'effet de lissage que produit la prise en compte de la longueur caractéristique.

Les courbes des évolutions temporelles sont données à la figure III.34. Les évolutions de l'endommagement aux différents nœuds apparaissent beaucoup plus douces, plus régulières que dans le calcul en local. Ainsi l'endommagement tend vers 1 en restant bien inférieur à cette valeur.



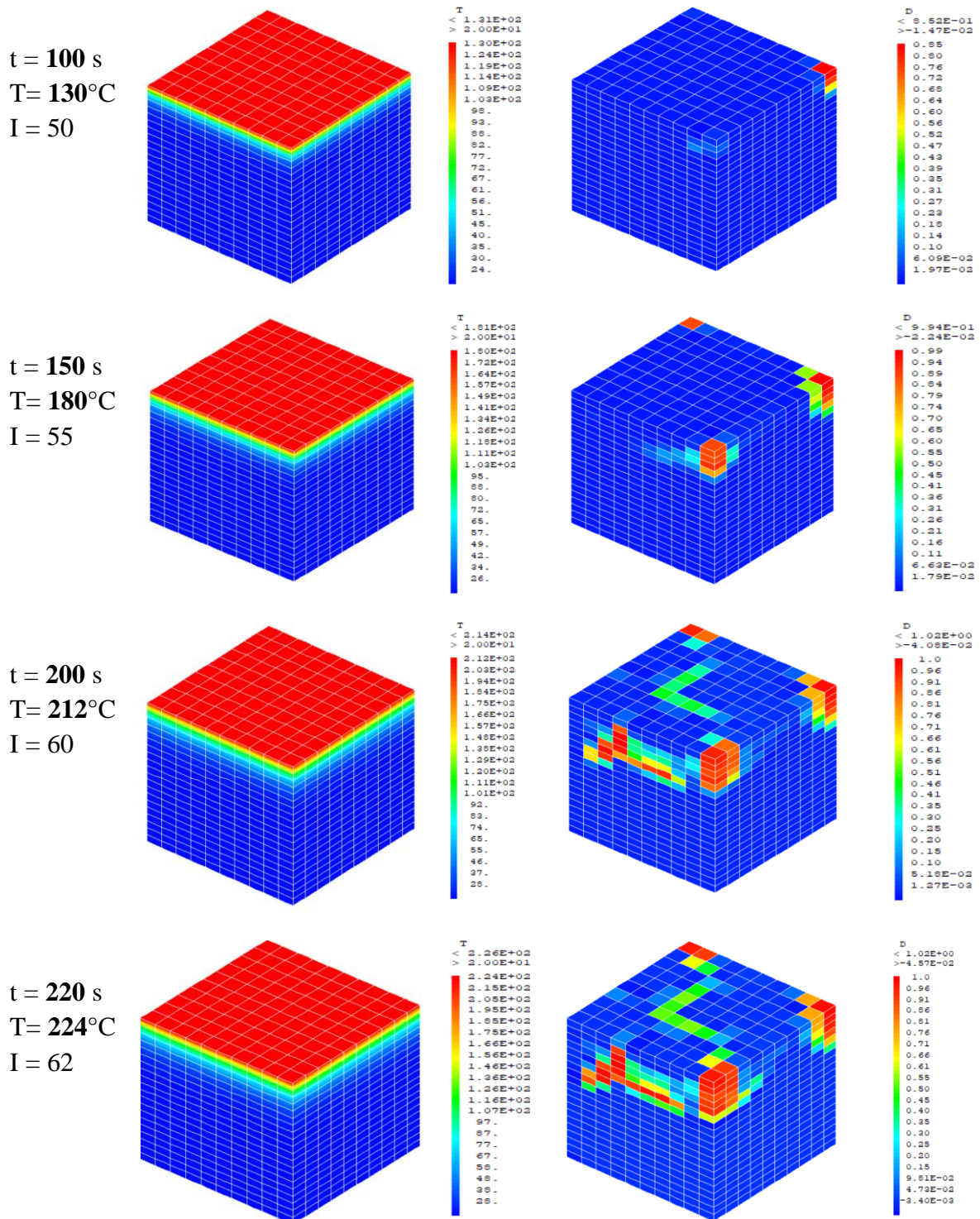


Fig.III.33 : Calcul en non local avec Lc=6 mm.

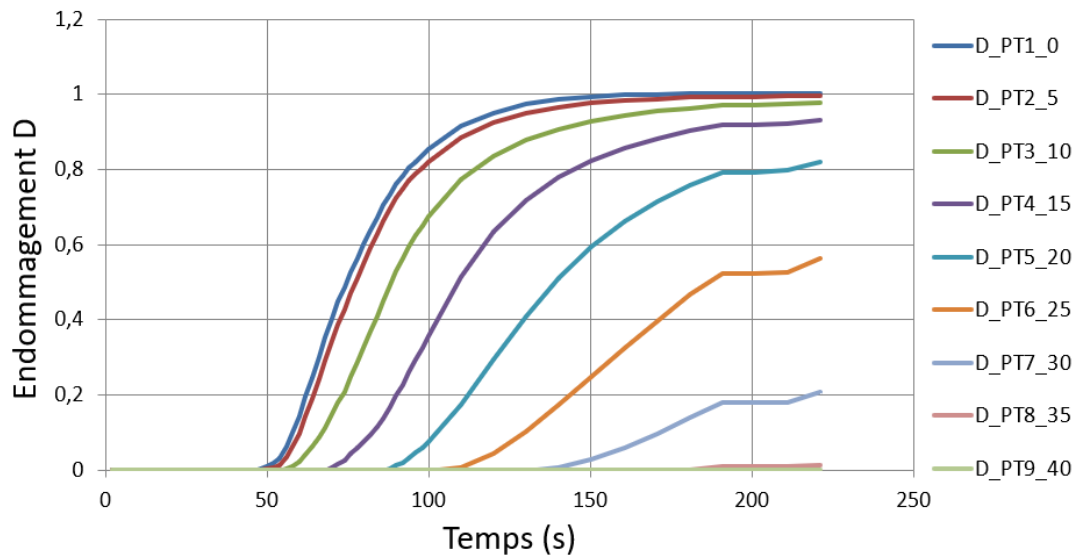


Fig.III.34 : Evolutions temporelle de l'endommagement en approche non locale avec  $L_c=6$  mm.

#### 3.4.1.1.5.2. Calcul avec une longueur caractéristique $L_c=22$ mm

Les cartes d'endommagement sont données sur la figure III.35. Les cartes temps-température retenues pour présenter les résultats sont : 100 s-130°C, 200 s-212°C, 336 s-335°C, 416 s-380°C, 517 s-382°C, 600 s-424°C. On peut constater que le processus, le phasage de l'endommagement est le même que pour le calcul initial. Ce qui change, c'est la zone de localisation de l'endommagement qui est beaucoup plus étendue que dans le calcul initial ou même celui avec une longueur caractéristique  $L_c$  de 6 mm. On peut le voir sur les graphiques en fin de chargement, l'endommagement affecte plus de la moitié de la hauteur de la dalle à un niveau proche de 1. Il en est de même de la surface chauffée où plus des deux tiers de sa surface est endommagée. On constate que l'endommagement affecte davantage les faces latérales que les faces situées dans le plan de symétrie de la dalle. Les courbes d'évolution spatiales sont données à la Figure III.36. On peut y voir que toutes les courbes de ce calcul sont affectées à 400 s par une espèce de discontinuité qui se produisait bien après 400 s et sur les courbes des nœuds situés à une profondeur supérieure à 25 mm. C'est sans doute l'effet de l'approche non locale avec une grande longueur caractéristique qui permet de calculer l'endommagement en un point en prenant en compte le champ d'endommagement du volume environnant, qui est particulièrement grand dans ce calcul. On retrouve l'évolution douce et régulière décrite précédemment des courbes et leur évolution continue vers la valeur limite de 1 qui n'est jamais dépassée.

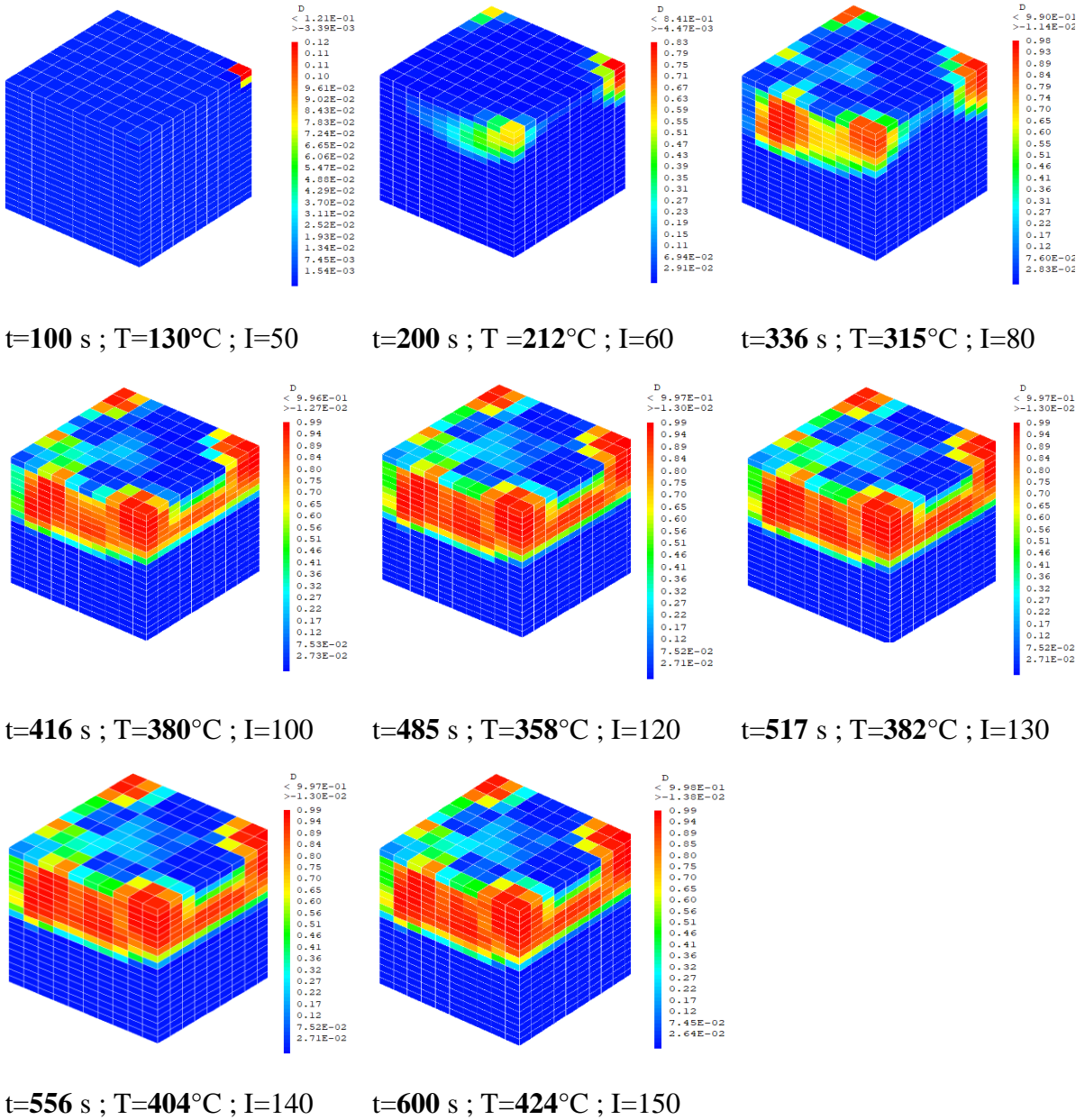


Fig.III.35 : Cartes d'endommagement obtenues au cours du chargement thermiques dans une modélisation de l'Essai 1 avec le modèle de Mazars avec l'approche non locale pour une valeur de la longueur caractéristique de 22 mm.

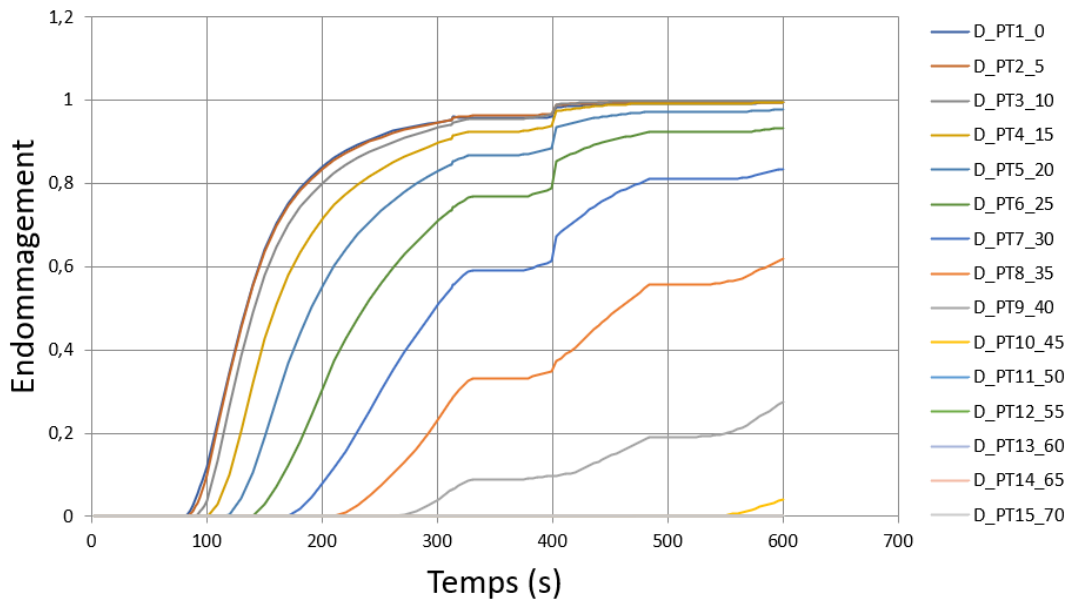


Fig.III.36 : Evolution de l'endommagement au point P7.

### 3.4.1.2. Résultats de la modélisation de l'Essai 13

L'essai a été réalisé en suivant strictement la courbe d'évolution de l'Eurocode 2.

#### 3.4.1.2.1. Cartes d'endommagement

Elles sont données à la figure III.37 accompagnées des cartes de température aux temps-températures suivants : 240 s-180°C, 440 s-273°C, 600 s-339°C. Le processus de dégradation est le même que celui de l'Essai 1, à savoir : endommagement du centre, des coins de symétrie puis de la ceinture constituée de couches d'éléments localisées en profondeur à deux éléments de la face chauffée. Comme précédemment l'endommagement se produit à une plus grande profondeur au coin libre de la dalle qu'ailleurs dans la dalle. Il y a cependant une différence importante entre l'Essai 01 et l'Essai 13 : les températures mesurées sur la face chauffées sont très différentes. Par exemple au temps 600 s, on applique une température de 339°C sur la face chauffée au cours de l'Essai 13 contre une température de 424°C au cours de l'Essai 01, soit une différence de température de 85 °C. Cela se traduit par un volume moindre de zones endommagées dans l'Essai 13, ce qui est tout à fait cohérent.

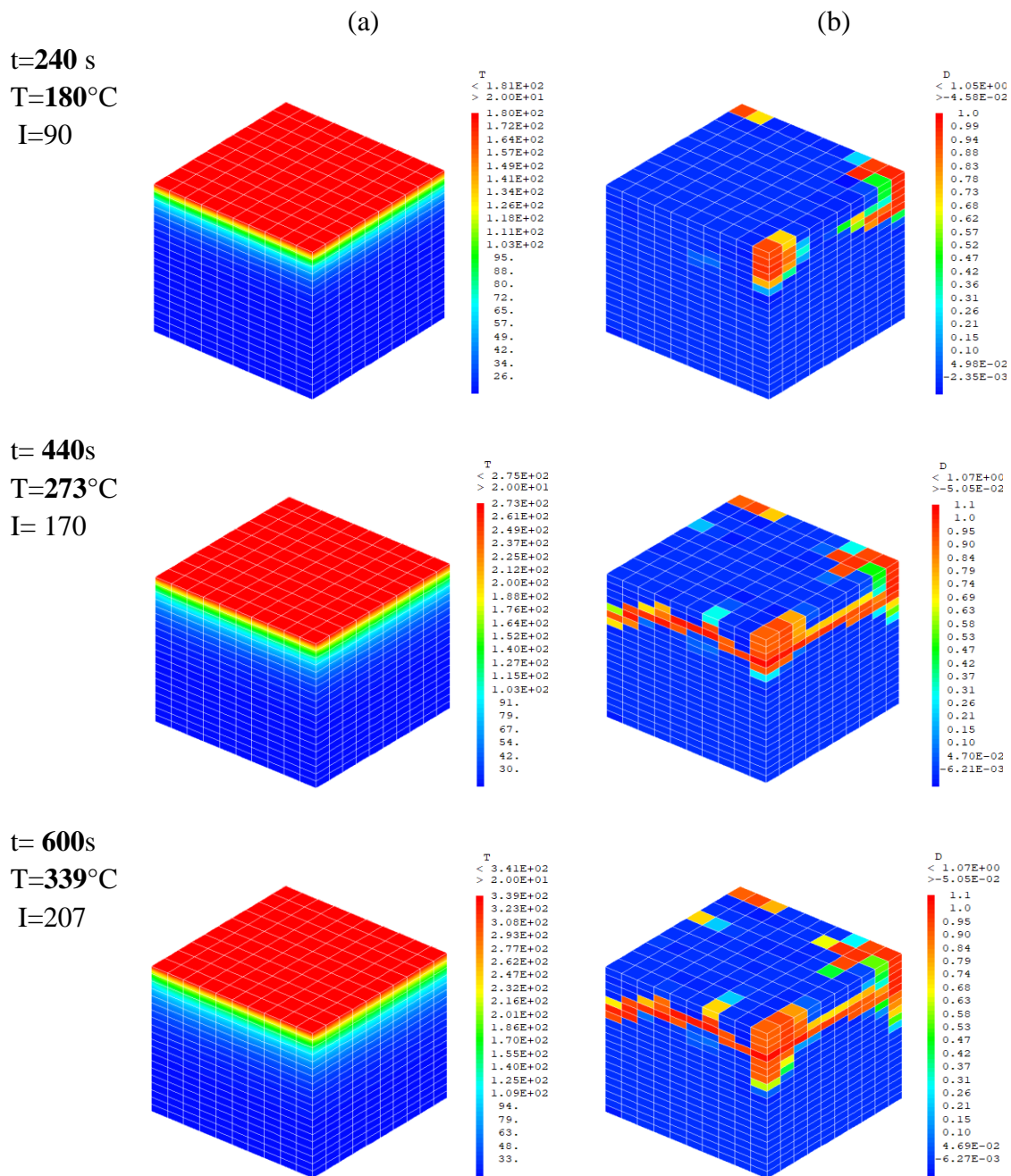


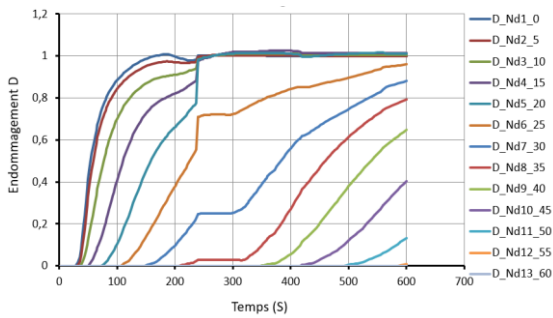
Fig.III.37 : Cartes d'endommagement à différentes étapes du chargement obtenues après modélisation de l'Essai 13.

### 3.4.1.2.2. Courbes d'évolution temporelle et spatiale

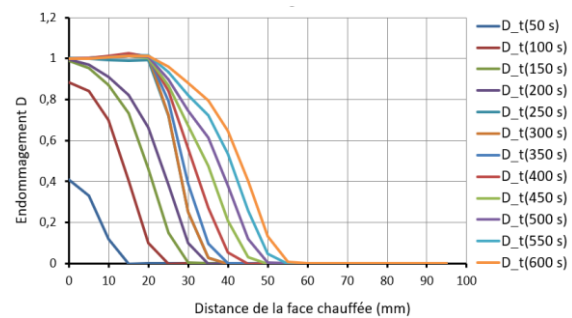
**Au point central P7**, on retrouve les courbes d'évolution temporelle (Fig.III.38) dont l'allure nous devient familière. L'endommagement se produit dès 40 s aux premiers nœuds du centre et à 230 s, les courbes des quatre premiers nœuds situés entre 0 e 20 mm de profondeur, bien qu'évoluant différemment l'une de l'autre, ont atteint la limite de l'endommagement. Les courbes présentent des variations brusques à ce temps particulier de 230 s qu'il faudrait tenter d'expliquer. Est-ce l'effet des paliers en température ? A contrôler. On observe un décrochement de l'évolution de l'endommagement entre 20 et 30 mm de profondeur à partir desquelles l'évolution s'adoucit sensiblement. Par exemple, pour le nœud situé à 25 mm,



l'endommagement débute dès 100 s mais à 600 s la valeur limite n'est toujours pas atteinte, la valeur atteinte est de l'ordre de 0,94. Les courbes de profil d'endommagement (Fig.III.38) mettent bien en évidence les observations qui viennent d'être faites. Jusqu'au temps 200 s, l'endommagement décroît régulièrement et s'annule à une profondeur de 35 mm. A partir de 250 s, on observe une saturation de l'endommagement à 1 entre 0 et 20 mm de profondeur pour toutes les courbes jusqu'au temps 600 s. Ce phénomène n'est pas nouveau mais il est plus spectaculaire que précédemment.



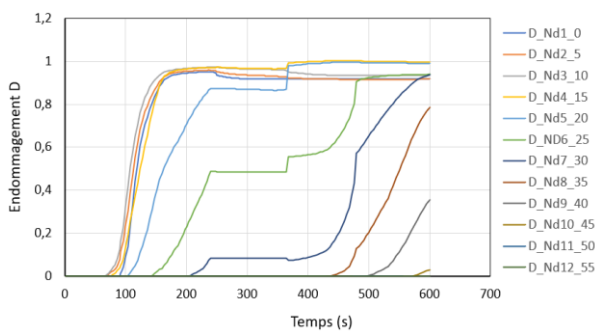
P7



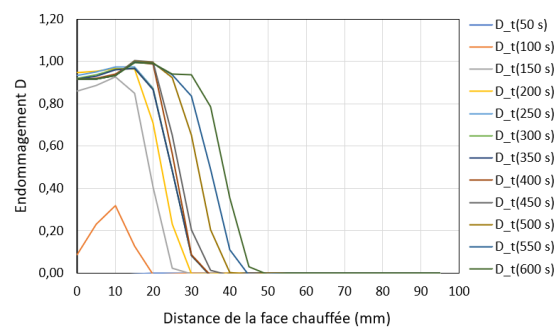
P7

Fig.III.38 : Evolutions temporelles et spatiales de l'endommagement aux nœuds issus du point central Point P7 obtenues après modélisation de l'Essai 13.

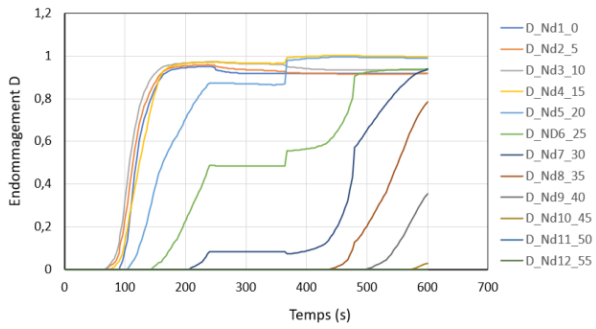
**Aux points P6 et P8**, on retrouve les mêmes évolutions spatiales et temporelles de l'endommagement du fait de la symétrie du problème, ce qui est rassurant (Fig.III.39). Le point où l'endommagement se produit en premier est situé à 10 mm de la face chauffée (courbe D\_Pt3\_10). On observe le même phénomène de saturation de l'endommagement mais à une valeur de 0,97 à 0,98 inférieure à la valeur limite. La transition entre les couches fortement et faiblement endommagées se fait à 20 mm au lieu de 25 au point P7. De plus l'endommagement concerne la zone comprise entre 0 et 50 mm de profondeur au lieu de 0-60 au point P7. Le phénomène de saturation est bien observé entre 0 et 20 mm comme au point P7 mais à un niveau d'endommagement variant entre 0,96 et 1. De façon générale à la même profondeur on atteint des niveaux d'endommagement inférieurs en ces points qu'au point central P7.



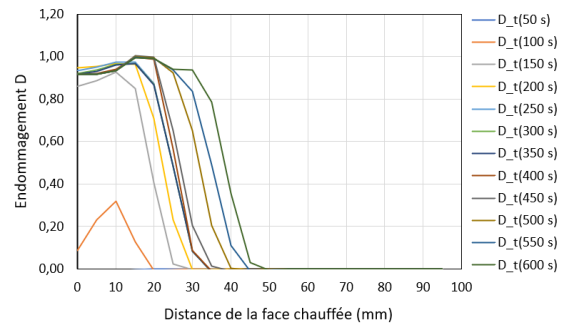
P6



P6



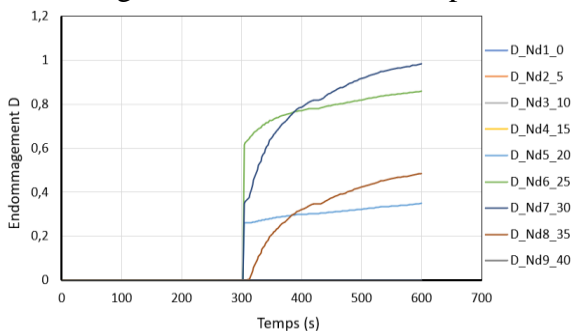
P8



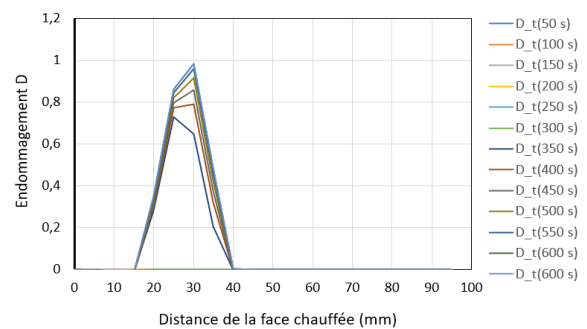
P8

Fig.III.39 : Evolutions temporelles et spatiales de l'endommagement aux nœuds issus des points latéraux P6 et P8 obtenues après modélisation de l'Essai 13. Ces deux points étant parfaitement symétriques du point de vue de la géométrie et du chargement donnent des réponses identiques.

**Au point P5**, les résultats sont visibles sur la figure III.40. Sur les courbes d'évolution temporelle, l'endommagement est nul dans les trois premières couches et débute brutalement à 300 s à partir du nœud situé à 15 mm de profondeur. Par la suite la croissance des courbes ralentit et atteint des valeurs relativement basses à 600 s de l'ordre de 0,35 à 0,85 pour la plupart des courbes sauf une seule qui approche la valeur limite à 0,99. Les courbes d'évolution des profils d'endommagement (Fig.III.40) montrent bien le caractère localisé de la zone endommagée entre 15 et 40 mm de profondeur



P5



P5

Fig.III.40 : Evolutions temporelles et spatiales de l'endommagement aux nœuds issus du point diagonal P5 obtenues après modélisation de l'Essai 13. La réponse du point P5 est bien particulière.

### 3.4.2. Discussion des résultats

La remarque générale qu'on peut faire préalablement à toute discussion est la complexité du calcul effectué : le champ de température est calculé en thermique transitoire non linéaire avec les caractéristiques thermiques qui dépendent de la température et le calcul thermomécanique, basé sur le modèle d'endommagement isotrope de Mazars, s'appuie sur des caractéristiques matériau qui dépendent de la température. Ainsi le module d'élasticité et les différents paramètres du modèle d'endommagement dépendent de la température. Cela a pour conséquence que, dès lors que le champ de température n'est pas uniforme, l'homogénéité initiale du matériau est perdue, ce qui crée une difficulté dans l'interprétation des résultats. Il

faudrait toujours avoir cela à l'esprit. Et malgré cela, les calculs ont convergé, ce qui nous a beaucoup ravis, et les résultats obtenus se révèlent relativement lisibles. Le deuxième point qu'il convient de faire remarquer concerne les conditions limites thermiques appliquées dans les calculs qui ont été effectués. Nous avons appliqué des conditions de convection sur les faces latérales et la grande face libre de la dalle qui ont nécessairement influencé le champ thermique et par conséquent les champs de contrainte et d'endommagement. Si l'influence des conditions limites sur le champ thermique a pu être étudiée, il n'en est pas de même sur le calcul thermomécanique. Il faudrait donc garder en mémoire dans les discussions qui vont suivre le fait que ce sont des résultats dans des conditions thermiques et mécaniques particulières et qui devront sans doute par la suite faire l'objet d'études approfondies. La difficulté d'analyse des résultats réside dans leur double évolution temporelle et spatiale qui demanderait de passer beaucoup de temps dans leur description pour restituer finement leur teneur, ce qui n'est pas possible dans le cadre de ce travail qui comporte déjà une partie expérimentale conséquente. Nous allons donc tenter de restituer au mieux les résultats et allons maintenant passer en revue les résultats obtenus.

#### 3.4.2.1. Cartes des contraintes et leur évolution

On peut déjà s'interroger sur le fait d'étudier les contraintes plutôt que les déformations dans la mesure où le critère utilisé par le modèle de Mazars est un critère en déformations. Nous avons envisagé en effet d'étudier les cartes de déformations mais nous n'avons pas eu le temps de le faire. Ayant plus l'habitude d'analyser les cartes de contraintes, nous avons commencé naturellement par elles. Et nous estimons que malgré tout leur analyse reste pertinente pour comprendre ce qu'il se passe dans la dalle au cours du cycle thermique.

La face chauffée est située dans un plan XY du repère du modèle éléments finis. Voilà ce que l'on a pu observer grosso-modo. Les contraintes normales dans les directions X et Y respectent bien la symétrie du problème. Elles sont de compression essentiellement jusqu'à des profondeurs de 50 à 60 mm, mais avec des zones de traction autour de 20 mm de la face chauffée au cours du chauffage. Leur profil évolue fortement avec le temps avec même des pics de contrainte à des distances de 10 ou de 20 mm dans le cas de l'Essai 01 (Fig.III.26 et III.27). Ce qui est remarquable, c'est qu'au temps 50 s, les contraintes normales sont négatives (de compression) et maximales sur la face chauffée et décroissent non linéairement on s'éloigne de la face chauffée. Puis assez rapidement les contraintes normales s'annulent presque sur la face chauffée et le maximum se déplace en profondeur en se stabilisant quasiment à 10 mm de la face chauffée. Si l'on essaie de relier la zone de contraintes normales maximale et la zone d'endommagement maximale, on constate que ce sont les mêmes. Cela veut dire que les extensions induites par les contraintes de compression contribuent beaucoup à la génération de l'endommagement.

Les contraintes normales dans la direction Z sont de traction avec leurs valeurs maximales au niveau de la face chauffée, puis diminuent et passent même en compression dans les couches situées en profondeur. Les contraintes maximales sont de compression et se situent sur l'arrête extérieure dirigée suivant Z et dans le plan de symétrie près de la face latérale. Ces contraintes de compression peuvent s'expliquer par le fait que les couches supérieures plus chaudes se

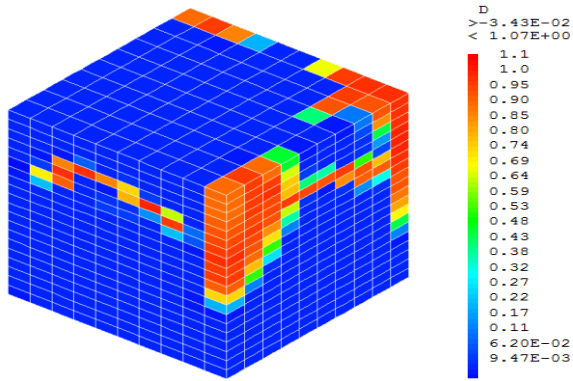
dilatant créent une courbure de l'arrête extérieure générant ainsi des contraintes de compression à une certaine distance de la face chauffée.

On observe la présence de contraintes de cisaillement non négligeables dans les trois plans XY, YZ et ZX. Les cartes des contraintes YZ et ZX sont comparables du fait de la symétrie du problème. Compte tenu des dilatations différentielles des différentes couches de béton, les zones de contraintes maximales semblent correspondre logiquement aux zones de distorsion maximale. En ce qui concerne les contraintes XY, les contraintes de cisaillement sont présentes au niveau de la face chauffée et dans des zones situées le long des arrêtes des plans de symétrie. L'analyse de la répartition des contraintes normales et de cisaillement sur la face chauffée a montré qu'elles étaient tout à fait cohérentes et assez réalistes. Les zones de contrainte de cisaillement restent généralement assez localisées car les valeurs des contraintes de cisaillement sont nulles dans 70 à 80% du volume de la dalle. En étudiant des près les évolutions spatiales et temporelles des contraintes, on finit par se convaincre de leur réalisme et pertinence.

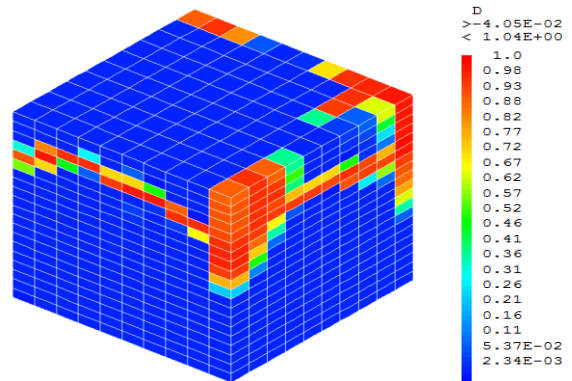
#### 3.4.2.2. Cartes d'endommagement

Quelque que soit l'essai, on a observé que l'endommagement se produit toujours et d'abord sur la face chauffée au point central P7 puis quelque temps après aux coins P6 et P8 avant de s'étendre à toute la structure. L'endommagement s'étend à partir de ces points initiaux aux couches situées entre deux et trois épaisseurs d'éléments finis. On remarque que dans le calcul standard, peu d'éléments finis de la face chauffée sont affectés par l'endommagement qui reste quasiment nul. On constate que l'endommagement se produit à des profondeurs importantes au niveau de l'arrête verticale des faces latérales. On peut donc penser qu'il y a peu de chance pour que des éclats soient initiés à partir du coin. Analysons maintenant les cartes des différents essais au temps 600 s (Fig.III.41).

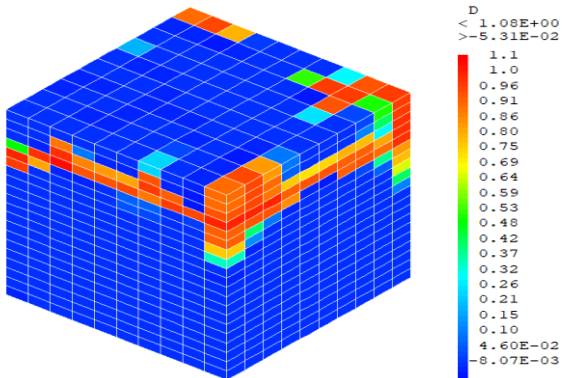
La figure III.41 donne pour les différents essais la température de la face chauffée des éprouvettes au temps 600 s. On peut remarquer que le schéma sur la localisation spatiale de l'endommagement décrit précédemment reste valable quelque que soit l'essai. On peut noter cependant de petites différences d'un essai à l'autre qui traduisent son histoire thermique propre que nous allons essayer de préciser. Si l'on considère les essais du groupe 1 (Essais 10, 11 et 15) pour lesquels les caractéristiques thermiques de référence ont été prises en compte dans le calcul thermique, on constate quasiment que plus la température atteinte au temps 600 s est grande et plus étendue est la zone endommagée, ce qui semble logique et cohérent. On peut faire les mêmes observations sur les Essais 9 et 13 du deuxième groupe dont les calculs thermiques ont été effectués avec un coefficient de conductivité thermique modifié  $l_1$ . Mais avec les Essais 1, 2 et 3 du troisième groupe calculés avec  $l_3$ , on constate que le champ d'endommagement semble plus étendu dans les Essais 2 et 3 dont les températures sont de 296 et 301 °C, respectivement, que dans l'Essai 1 où la température de 339°C est pourtant plus élevée. On peut penser que cela traduit l'histoire propre de chacune des éprouvettes et aussi le caractère aléatoire associé aux instabilités thermiques.



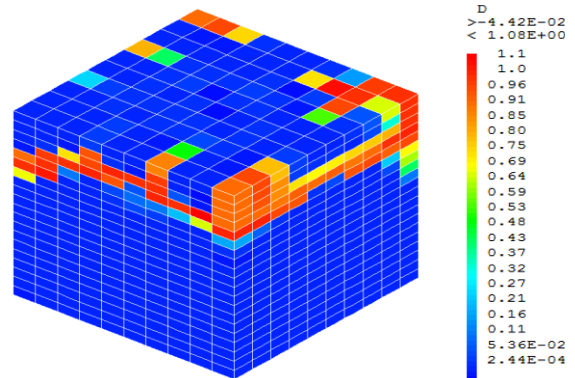
Essai 2, t=600 s ; T=296°C ; I=282



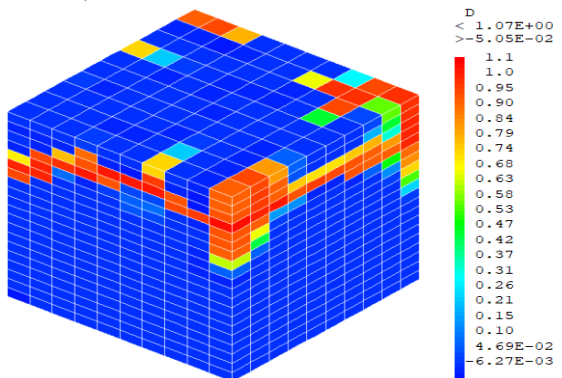
Essai 3, t= 600 s ; T=301°C ; I=345



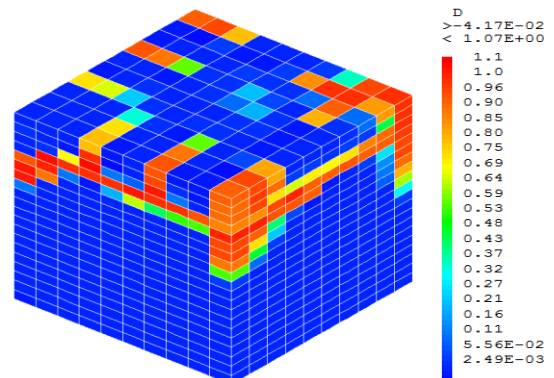
Essai 9, t=600 s ; T=305°C ; I=186



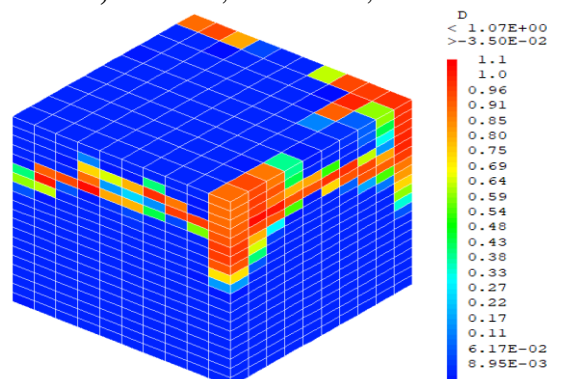
Essai 1, t=600 s ; T= 334°C ; I=174



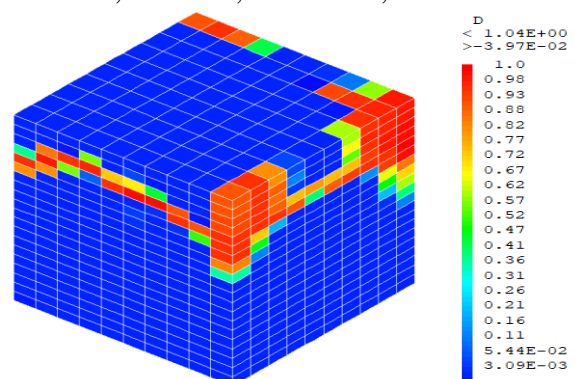
Essai 13, t=600 s ; T=339°C ; I=207



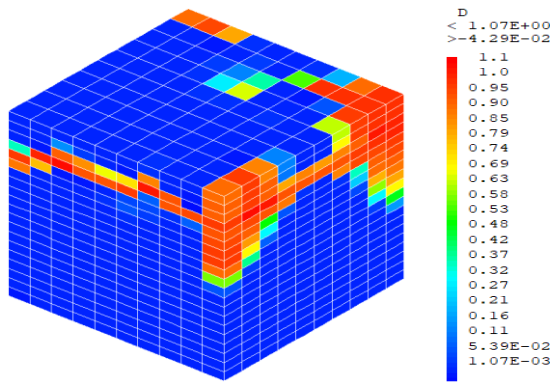
Essai 01, t=600 s ; T=424°C ; I=150



Essai 10, t=600 s ; T=289°C ; I=209



Essai 11, t=600 s ; T=268°C ; I=190



**Essai 15,  $t=600$  s ;  $T=314^{\circ}\text{C}$  ;  $I=209$**

Fig.III.41 : Cartes d'endommagement des différents essais modélisés au temps 600 s

### 3.4.2.3. Evolutions spatiale et temporelle de l'endommagement

Les évolutions temporelles de l'endommagement sont assez similaires d'un essai à l'autre. Ce qui peut les distinguer c'est un phénomène de déphasage ou le niveau d'endommagement atteint. Ce que nous avons pu observer dans l'Essai 01 aux points P11 et P13 c'est le niveau d'endommagement nul sur la face chauffée au point P11 et l'existence d'un endommagement entre 0,1 et 0,4 au point P13. Cela veut dire qu'une fissure initiée dans les couches inférieures fortement endommagées peut déboucher en surface dans ces zones endommagées qui peuvent ainsi contribuer activement à la production d'éclats. Les profils d'endommagement évoluent en fonction du temps et changent d'un point à un autre en restant similaires d'un essai à l'autre. Au centre de la face chauffée, l'endommagement sature à 1 dans les couches distantes de 0 à 20 mm de la face chauffée. Sur les coins la face chauffée situés dans les plans de symétrie, on peut faire des observations similaires mais sur des couches distantes de 0 à 15 mm de la face chauffée. Pour les points situés en dehors des coins et se trouvant à l'intérieur de la face chauffée, la saturation de l'endommagement est observée dans des couches situées entre 5 et 15 mm de la face chauffée. L'analyse des cartes d'endommagement avec le maillage raffiné montre que la limite inférieure de 5 mm peut tomber à 2,5 mm. Ainsi, le champ d'endommagement est loin d'être homogène dans la dalle.

### 3.4.2.4. Approche non locale

On a vu que l'approche non locale avait tendance à augmenter le volume de la zone endommagée à un temps donné et à lisser les courbes d'évolutions de l'endommagement en faisant tendre vers 1 par valeurs inférieures. Dans ce cas aussi, les zones de la face chauffée qui s'endommagent sont beaucoup plus étendues que dans l'approche classique. La présence d'une plus grande zone endommagée en surface est plus favorable pour que des macro-fissures initiées en profondeur débouchent sur la surface en produisant des éclats. On voit donc que cette approche est à creuser car elle a du potentiel. En effet, dans cette étude les calculs qui ont été menés avec cette approche se sont arrêtés avant le temps 600 s suite à des problèmes de convergence numérique que nous n'avons pas eu le temps de traiter. D'où l'intérêt de poursuivre cette étude par la suite dans cette direction.

#### 3.4.2.5. Influence du maillage

Pour observer l'influence du maillage, nous avons effectué des calculs avec un maillage pour lequel l'épaisseur des éléments a été divisé par deux afin que les temps de calcul qui sont particulièrement longs restent acceptables. De façon générale que ce soit pour les cartes de contraintes ou celles d'endommagement, le fait d'affiner le maillage affine les cartes obtenues avec le maillage de référence mais n'introduit pas de schéma en rupture avec ceux de celui-ci. Les cartes d'endommagement sont plus précises et il est vrai que cette influence est bien visible. Mais comme dans le cas des calculs en approche non locale, on rencontre des problèmes de convergence numérique et des temps de calculs particulièrement longs qui ne pouvaient être gérés dans le cadre de cette thèse. Comme pour l'approche non locale, nous pensons que c'est un axe de progrès possible.

#### 3.4.2.6. Influence des conditions limites

Les conditions limites mécaniques qui ont été imposées au cours des calculs correspondent à des conditions minimales pour que ceux-ci puissent converger. Cela a conduit à imposer des conditions de symétrie dans les plans de symétrie, ce qui est tout à fait logique et intangible, et à bloquer le point P1 du coin de la face opposée à la face chauffée. Nous avons vérifié dans les premiers calculs que les contraintes restaient très faibles autour de ce point ce qui permet de déduire que le blocage en ce point n'entrave pas beaucoup les déformations de la dalle et donc que ces conditions limites restent raisonnables. Après analyse des cartes de contraintes, nous sommes parvenus à cette conclusion. Si l'on voulait que la modélisation corresponde exactement aux conditions expérimentales, il aurait fallu modéliser le contact initial de la dalle avec le plan supérieur du four et introduire des éléments de contact sur toute la surface de contact entre la dalle et le four. Mais dans ce cas, on aurait augmenté les non linéarités du problème qui l'est déjà largement. C'est pour cette raison que nous n'avons pas investi de temps dans cette direction, le temps de maîtriser le calcul dans les conditions limites simples que nous avons adoptées.

#### 3.4.2.7. Influence de l'identification des paramètres du modèle de Mazars

Nous sommes conscients que tous ces résultats reposent sur la qualité de l'identification du modèle d'endommagement de Mazars qui sert de base au calcul. Sur ce plan, nous sommes obligés de faire observer des nettes différences entre les coefficients du modèle que nous avons trouvé et que nous utilisons et ceux qui sont généralement proposés dans la littérature. D'abord les seules valeurs disponibles dans la littérature sont données pour le béton ordinaire à la température ambiante. A notre connaissance, nous n'avons pas encore rencontré des résultats où les paramètres du modèle évoluent avec la température. La comparaison des résultats ne peut se faire qu'à température ambiante. Ainsi les valeurs données pour la déformation seuil d'endommagement  $\varepsilon_{D0}$  est de l'ordre de  $1.5 \times 10^{-4}$  alors que la valeur prise dans cette étude est de l'ordre de  $3 \times 10^{-4}$ , soit le double. Cela veut dire que le seuil d'endommagement pris en compte dans cette étude serait deux fois plus grand que celle préconisée pour des bétons ordinaires. Cela veut dire que si l'on avait pris des seuils de l'ordre de celui du béton ordinaire, on aurait observé une apparition plus précoce de l'endommagement dans cette étude. Les

valeurs de  $A_C$  et de  $A_T$  utilisées dans cette étude sont du même ordre que ceux données pour les bétons ordinaires. En revanche, on observe des différences sur les valeurs de  $B_T$  et  $B_C$ . Nous utilisons des valeurs de  $B_C$  comprises entre 750 et 250 alors que Hamon dans son article sur le code Aster préconise des valeurs de l'ordre de 1000 pour le béton ordinaire ; et des valeurs de  $B_T$  de l'ordre de 3000 à 4500 alors qu'elles seraient plutôt de l'ordre de 10000 pour le béton ordinaire. Pour deux bétons de formulations C1 et C2, Mazars lui-même utilise des valeurs de 10000 et 7000 pour  $B_T$  et des valeurs de 597 et de 395 pour  $B_C$ , respectivement [Mazars ; 2014-a]. Nous pensons que ces différences doivent faire l'objet d'étude approfondies pour bien établir les ordres de grandeur. Toutefois des spécificités du matériau utilisé peuvent justifier en partie ces différences. Le béton de l'étude est formulé à partir de sable normalisé de 2 mm de taille maximale de grain, ce qui en fait un mortier en réalité. Ce qui renforce sa résistance, c'est l'adjonction des particules fines de fumée de silice et le faible rapport E/C. Par ailleurs les comportements de ce matériau en compression sont assez surprenants puisque ce dernier présente un maximum de résistance entre 200 et 300°C, ce qui n'est pas le cas du béton ordinaire dont les résistances décroissent régulièrement avec la température. On peut penser qu'au moins une partie des différences des paramètres d'endommagement observées avec le béton ordinaire découle de cette différence de comportement. Compte tenu de tous ces éléments nous pensons que la modélisation qui a été menée dans cette étude est tout à fait raisonnable et donne des résultats significatifs.

### **3.4.3. Conclusions sur la partie thermomécanique**

Les calculs thermomécaniques ont été menés en thermique transitoire non linéaire avec la loi de comportement d'endommagement isotrope de Mazars. Les études de modélisation thermique ont permis au préalable de modéliser au mieux le champ de température dans les différentes éprouvettes des différents essais. On a pu obtenir les résultats suivants :

-Les champs de contrainte ne sont pas homogènes mais varient dans le temps et dans l'espace. Les contraintes normales suivant les directions X et Y définissant le plan de la dalle sont essentiellement de compression avec des passages par des états de traction dans certaines couches, alors que la contrainte suivant Z varie de l'état de traction en surface vers un état de compression en profondeur. Les contraintes de cisaillement sont présentes dans tous les plans à des niveaux du même ordre. Nous avons pu observer la cohérence entre les champs de contraintes normales et les contraintes de cisaillement.

-Comme pour les contraintes, le champ d'endommagement n'est pas homogène ; L'endommagement se produit d'abord au centre de la face chauffée où il atteint sa valeur maximale, puis dans les coins près des plans de symétrie avant de se propager en profondeur en affectant des couches situées en profondeur allant d'un à trois éléments finis de la face chauffée. Dans le coin libre de la dalle, l'endommagement se localise dans des couches situées à une distance de quatre à cinq éléments de la face chauffée. Les zones les plus endommagées sont les cinq à six premières couches d'éléments finis au point central, les trois à quatre premières couches aux deux coins symétriques, et pour le reste de la dalle entre la première et la quatrième couche suivant la localisation.

-L'approche non locale du modèle permet de lisser la réponse de la structure surtout en ce qui concerne l'endommagement en donnant des évolutions avenantes en tendant vers la valeur



limite par valeurs inférieures sans jamais la dépasser, ce qui n'est pas toujours le cas des résultats du modèle classique. Elle permet aussi d'endommager davantage la face chauffée ce qui permet d'activer des mécanismes de fissuration plus propices à l'éclatement.

-Bien que l'identification du modèle d'endommagement puisse être améliorée, les résultats obtenus paraissent tout de même satisfaisants.

### **3.5. Conclusion sur la partie numérique**

Les calculs ont été effectués en thermique transitoire non linéaire. On a commencé par faire un effort particulier pour modéliser au plus près les courbes d'évolution de température mesurée par les thermocouples enfouis dans le béton au cours des différents essais. On y est parvenu en considérant les paramètres thermiques de référence du béton données par l'Eurocode 2 ou en mettant en œuvre une technique de méthode inverse qui a conduit essentiellement à modifier l'évolution de la conductivité thermique du matériau en fonction de la température. Cette modélisation prend en compte en réalité l'influence de l'eau qui dans certains cas ralentissent la montée en température du béton. Une fois les courbes d'évolution de la température modélisées au mieux, on a pu s'attaquer à la modélisation thermomécanique des essais en prenant en compte une loi de comportement d'endommagement isotrope dont on fait varier les paramètres avec la température, ce qui constitue une des originalités de ce travail. Cette modélisation a permis d'accéder à la répartition des contraintes et à celle de l'endommagement dans la dalle. Il est apparu clairement que l'évolution du champ d'endommagement dans la dalle au cours du chargement est de nature à expliquer les dégradations thermiques observées au cours des essais. On est donc en droit de penser que cette démarche de modélisation est réaliste.

## **Chapitre IV**

---

### **Confrontation des résultats des Expériences et de la Simulation numérique**

---

La question à laquelle nous tenterons de répondre dans ce chapitre est assez simple : la modélisation numérique des essais telle qu'elle vient d'être présentée permet-elle de rendre compte des résultats qui ont été mis en évidence par l'étude expérimentale ? L'accent sera mis bien entendu sur les dégradations thermiques. La modélisation numérique rend-t-elle bien compte du processus des dégradations, de leur étendue, du temps de leur première manifestation, de leur fréquence ? Nous allons examiner ces différents éléments tour à tour.

## **1. Analyse des résultats de la simulation numérique en vue de la confrontation**

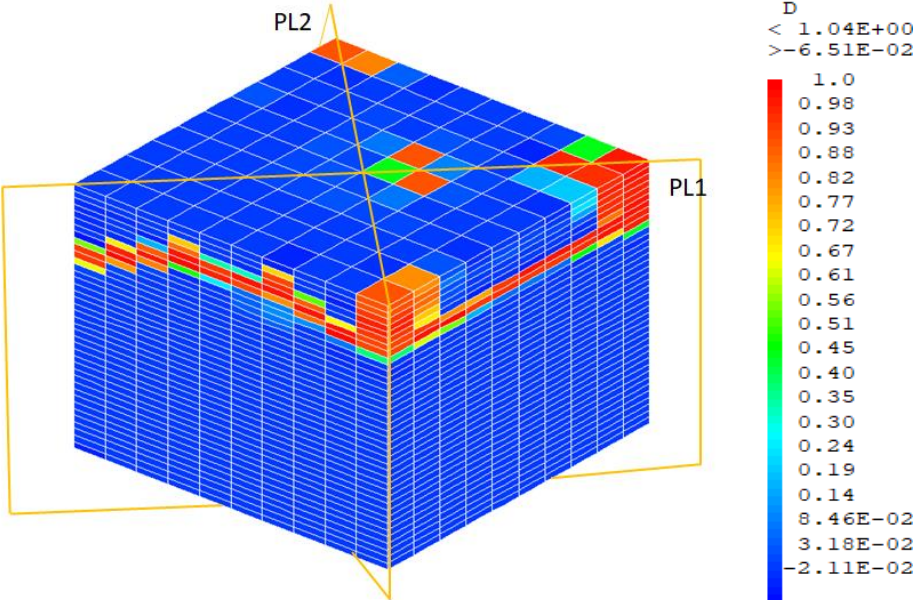
### **1.1. Le processus de dégradation et son étendue**

Pour permettre de mieux appréhender l'endommagement dans la dalle, nous avons réalisé des coupes de deux types. D'abord des coupes suivant les deux plans diagonaux du modèle PL1 et PL2 dont le schéma est donné à la figure IV.1. On représente les résultats obtenus à deux temps de référence : 200 s et 405 s. On a retenu le temps 405 s car c'est le dernier temps auquel le calcul avec le maillage raffiné a convergé (Fig.IV.2 et IV.3). Nous avons souhaité faire l'analyse sur le maillage raffiné car les résultats y sont plus précis. Ensuite des coupes orthogonales à l'axe X et suivant 4 plans parallèles au plan de symétrie YZ et notées PL3, PL4, PL5 et PL6 et dont le schéma de la représentation est donné à la figure IV.4. Les répartitions de l'endommagement dans ces plans sont données à la Figure IV.5 au temps 200 s et à la figure IV.6 au temps 405 s.

#### **1.1.1. Coupes suivant les plans diagonaux**

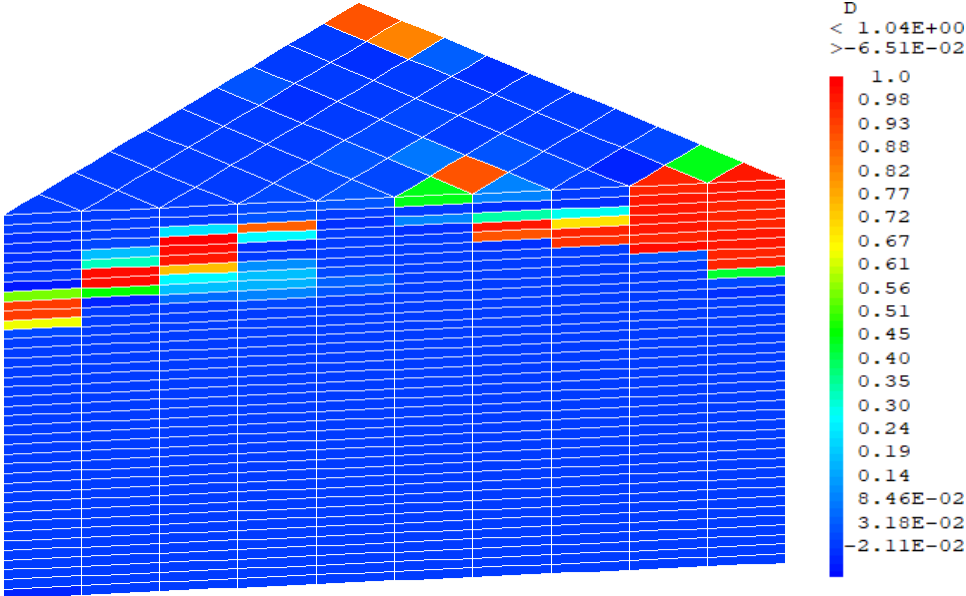
On examinera tour à tour les résultats au temps 200 s (Fig. IV.2) et au temps 405 s (Fig.IV.3). La coupe PL1 est le plan diagonal qui va du centre de la plaque au coin extérieur. Au temps 200 s on voit clairement que les éléments proches du centre de la plaque ont des valeurs d'endommagement de l'ordre de 1 sur des couches qui débouchent sur la surface chauffée alors qu'au coin extérieur, les premières couches semblent intactes et que la profondeur des couches fortement endommagées diminue au fur et à mesure qu'on se rapproche du coin. Dans la partie centrale de ce plan de coupe, il y a encore une rangée d'éléments dont l'endommagement est quasi nul. Pour résumer, on observe une dissymétrie de la répartition de l'endommagement autour des coins supérieurs. Passons maintenant au plan de coupe PL2 qui joint les extrémités des plans de symétrie de la dalle. Les zones des coins ont un endommagement proche de 1 et la répartition de l'endommagement est symétrique, ce qui est logique et rassurant. On voit que la partie centrale ne semble pas encore impactée par l'endommagement. On remarque aussi que plus on s'éloigne du centre du plan de coupe, plus la profondeur des couches dont l'endommagement vaut 1 augmente. Passons maintenant au temps 405 s (Fig.IV.3). A ce temps-là, l'endommagement s'est développé et dans le plan de coupe PL1, il affecte toutes les couches en formant une ceinture quasi continue. Les éléments qui ont un endommagement proche de 1 sont soit sur la surface, soit à 1, 2 ou 3 éléments de la surface ce qui correspond à des profondeurs de 0 ; 2,5 ; 5 ; 7,5 ou 10 mm. On peut voir aussi que les couches proches du coin central sont fortement endommagées, il y en a 9 sur une épaisseur de 22,5 mm qui ont un endommagement de 1. Sur le plan de coupe PL2, l'endommagement s'est bien développé ; aux

coins où le nombre de couches d'élément avec un endommagement de 1 dépasse celui du coin central et dans la partie centrale ou des couches fortement endommagées sont apparues créant aussi une ceinture comme dans le plan de coupe PL1.

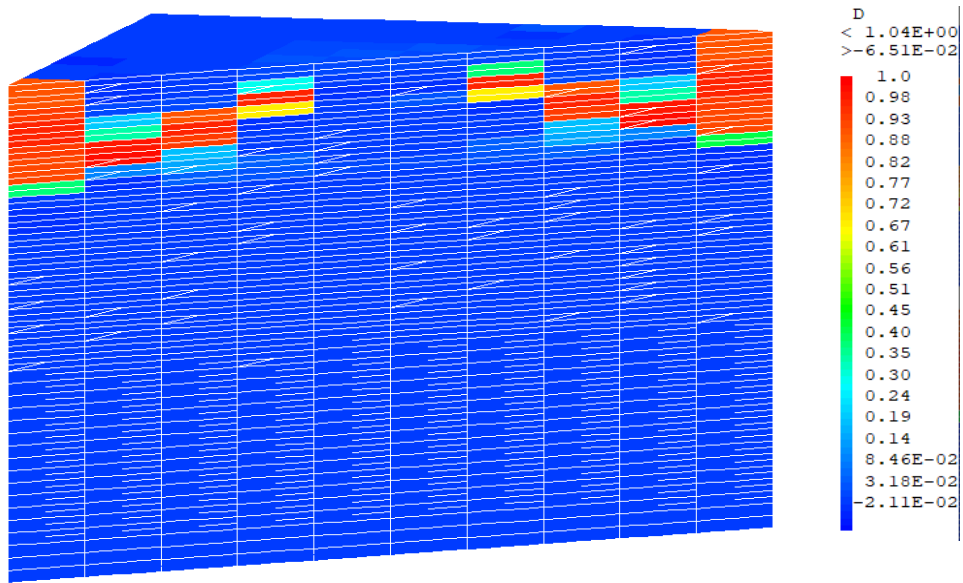


t=200 s ; T=212°C

Fig.IV.1 : Schéma de disposition des plans de coupes PL1 et PL2 d'observation des résultats en s'appuyant sur le modèle de maillage raffiné de 40 éléments dans l'épaisseur.



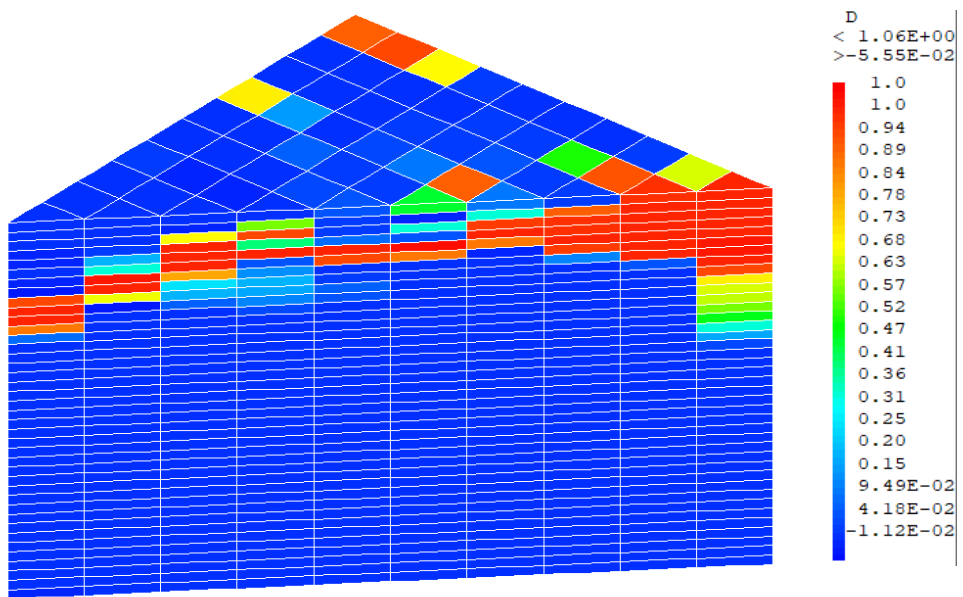
Coupe\_PL1



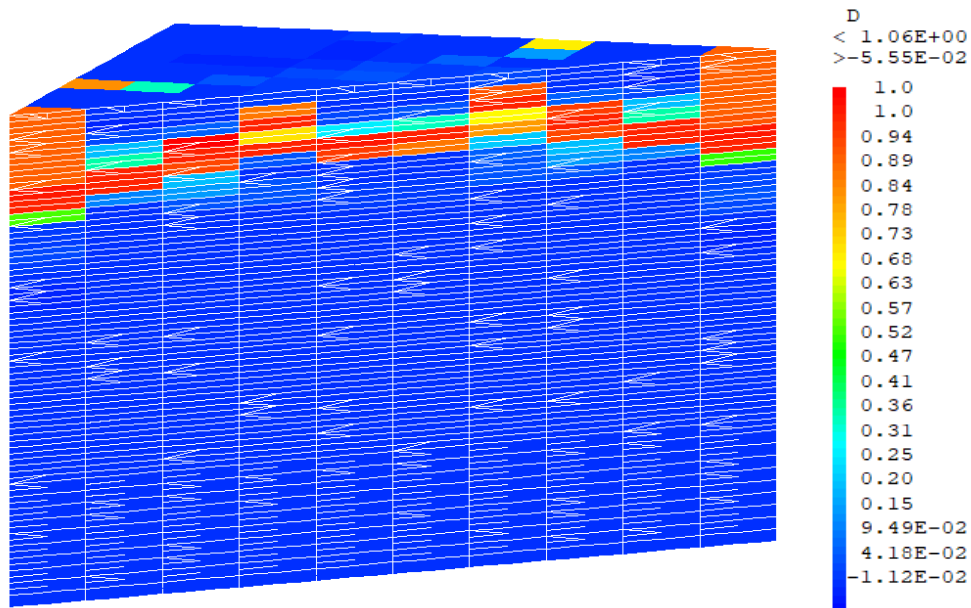
**Coupe\_PL2**

t=200 s ; T=212°C

Fig.IV.2 : Répartition de l'endommagement dans les plans de coupe PL1 et PL2 en s'appuyant sur le modèle de maillage raffiné de 40 éléments dans l'épaisseur au temps 200 s au cours de l'Essai 01.

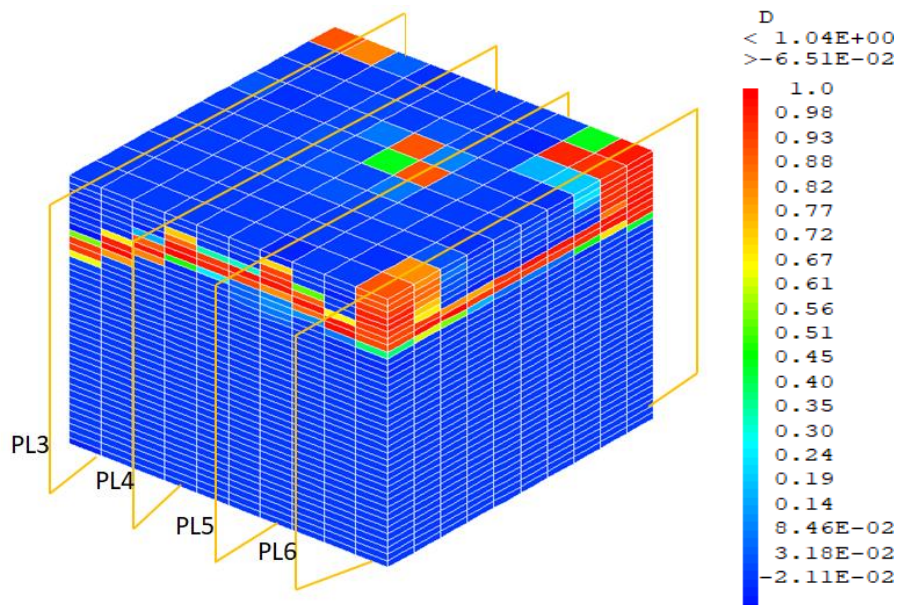


**Coupe\_PL1**



**Coupe\_PL2**  
t=405 s ; T=371°C

Fig.IV.3 : Répartition de l'endommagement dans les plans de coupe PL1 et PL2 en s'appuyant sur le modèle de maillage raffiné de 40 éléments dans l'épaisseur au temps 405 s au cours de l'Essai 01.



t=199 s ; T=212°C

Fig.IV.4 : Schéma de disposition des plans de coupes PL3, PL4, PL5 et PL6 d'observation des résultats en s'appuyant sur le modèle de maillage raffiné de 40 éléments dans l'épaisseur.

### 1.1.2. Coupes suivant les plans orthogonaux

Au temps 200 s, on peut voir sur la Figure IV.5 que c'est dans le plan de coupe PL5 que les sous-couches les plus endommagées sont les plus proches de la surface chauffée. Cela suggère que les sous-couches les plus endommagées forment une surface qui s'apparenterait à un dôme

dont le sommet ne se situerait pas loin du centre de la surface chauffée du modèle éléments finis. Il y aurait donc 4 dômes si l'on considère la dalle dans son intégrité. Cette impression est confirmée en observant la figure IV.6 au temps 405 s. On peut dire que les deux types de coupes ont permis de cerner le champ d'endommagement dans la dalle et qu'elles ont apporté des informations complémentaires et cohérentes.

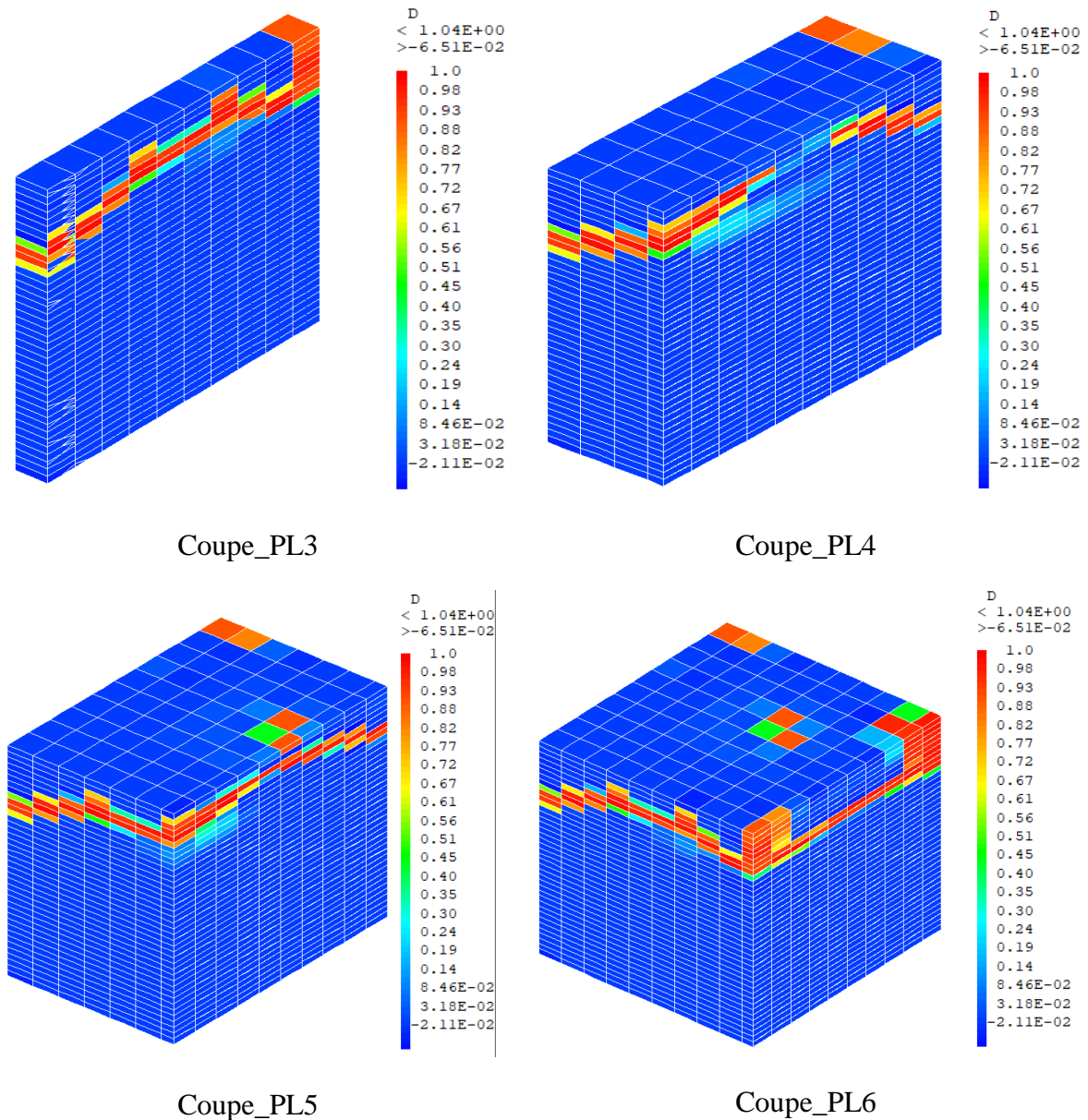


Fig.IV.5 : Répartition de l'endommagement dans les plans de coupe PL3, PL4, PL5 et PL6 en s'appuyant sur le modèle de maillage raffiné de 40 éléments dans l'épaisseur au temps 200 s au cours de l'Essai 01.

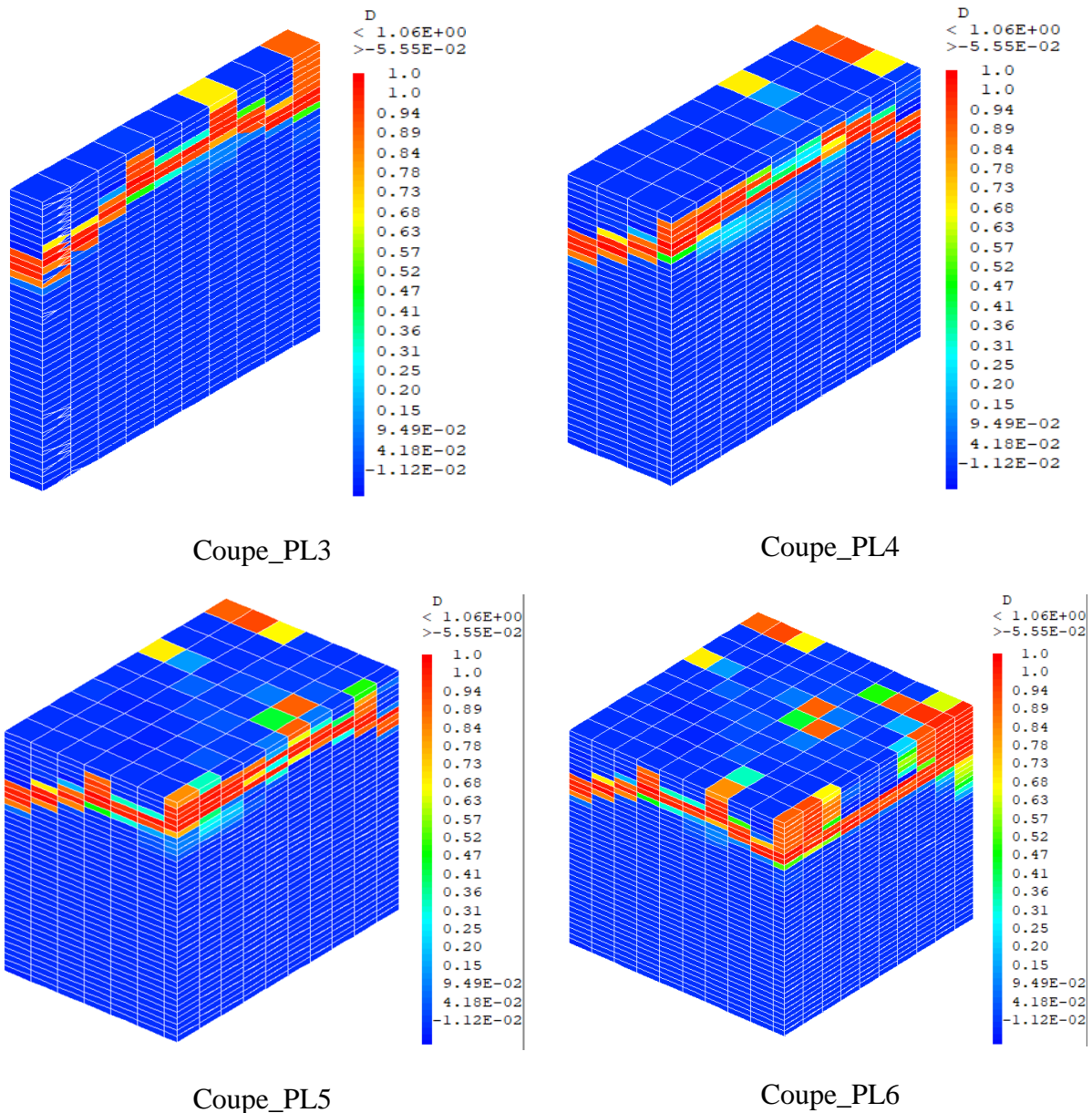


Fig.IV.6 : Répartition de l'endommagement dans les plans de coupe PL3, PL4, PL5 et PL6 en s'appuyant sur le modèle de maillage raffiné de 40 éléments dans l'épaisseur au temps 405 s au cours de l'Essai 01.

### 1.1.3. Le processus de dégradation sans prendre en compte la présence de l'eau

Pour pouvoir avancer dans l'analyse, nous allons supposer que les zones où l'endommagement est proche de 1 sont des zones moyennement à fortement micro-fissurées. Pour décrire les processus de dégradation nous allons devoir distinguer trois cas : l'endommagement est généré à partir de la surface, l'endommagement est fortement généré en sous couche et moyennement en surface, l'endommagement est généré en sous-couche uniquement. Dans le premier cas, comme l'endommagement avoisine 1 au niveau des premières couches d'éléments, on peut imaginer le développement de microfissures qui coalisent en macro-fissures qui finissent par déboucher sur la surface libre et générer alors un éclat. On a vu que très vite dans la zone



centrale, il s'installe une zone de compression dans le plan XY à une profondeur de 10 à 20 mm alors que la contrainte normale selon Z est de traction sur les couches proches de la surface libre. On voit donc que cet état de contrainte, de compression dans les couches inférieures et de traction dans les couches supérieures, est favorable à l'expulsion d'éclats si d'aventure la fissuration aboutissait à leur formation. Il est donc probable que c'est dans les zones de la dalle répondant à ce premier cas que les dégradations vont se produire en premier. Dans le deuxième cas où l'endommagement est fortement généré en sous couche et moyennement en surface, on peut imaginer qu'un mécanisme proche de celui décrit précédemment fonctionne. Dans ce cas, la macro-fissure prendrait naissance dans la sous-couche fortement endommagée, se propagerait dans la zone non endommagée à travers la fissuration naturelle du béton et déboucherait plus facilement dans les couches supérieures qui sont moyennement fissurées car supposées endommagées. Dans le troisième cas où l'endommagement est généré en sous-couche uniquement, est-il possible d'imaginer un processus réaliste qui peut conduire à la production d'éclats ? Dans l'hypothèse où il y a une sous-couche entre 10 et 20 mm en état de forte compression, comme c'est le cas le long des arêtes de la face chauffée situées dans les plans de symétrie où les contraintes de compression peuvent atteindre jusqu'à -72 MPa, on peut imaginer que les fortes compressions génèrent des glissements par cisaillement à 45° sur lesquels les macro-fissures initiées dans les sous-couches vont pouvoir s'appuyer pour déboucher en surface et générer ainsi des éclats. On voit bien dans ce cas que l'expulsion sera violente car elle s'accompagne d'une libération de contrainte dans les zones sous contrainte mais non éjectées.

#### **1.1.4. Le processus de dégradation en prenant en compte la présence de l'eau**

Mais en réalité le béton contient de l'eau sous forme liquide et vapeur qui va interagir avec la chaleur et engendrer des mécanismes capables d'expliquer la production d'éclats. Nous en avons parlé en long et en large dans la partie bibliographique et n'en dirons pas plus car tel n'est pas l'objet de la présente étude.

### **1.2. Etude de l'étendue des dégradations**

Si l'on s'appuie sur les résultats de l'analyse faite dans le paragraphe précédent, on peut proposer un schéma de dégradation de la surface chauffée.

-Les dégradations devraient apparaître en premier dans la zone centrale de la face chauffée et l'intersection de du plan de la face chauffée avec les plans de symétrie car ce sont les zones où l'endommagement se produit en premier et de plus à partir des couches superficielles.

-Les dégradations devraient se produire ensuite dans les zones situées au-dessus des quatre dômes d'endommagement car c'est là où les sous-couches endommagées sont les plus proches de la surface libre et que les éléments en contact avec la surface chauffée sont moyennement endommagés.

-Les dégradations en terme de probabilité devraient aussi se produire sur la surface chauffée le long des plans de symétrie où l'on observe les plus fortes contraintes normales de compression (de l'ordre de -74 MPa) dans les sous-couches endommagées. La production d'éclats dans cette zone devrait être très audible (bruyant) du fait du relâchement des fortes contraintes.

-Les zones périphériques de la surface chauffée sont moins susceptibles de se dégrader car c'est là où, du fait du dôme d'endommagement, les couches endommagées sont les plus éloignées de la surface chauffée.

-Par conséquent, le coin formé par les surfaces latérales de la dalle est la zone où la probabilité de survenue d'éclats est la plus faible.

### 1.3. Epaisseur des éclats

La modélisation numérique entreprise n'est pas capable de reproduire les éclats qui apparaissent dans la réalité et la notion d'épaisseur d'éclat paraît ainsi incongrue. Toutefois nous supposons que dans le processus de dégradation s'appuie sur la propagation d'une macro-fissure prenant naissance dans les couches ou sous-couches endommagées. La profondeur à laquelle les couches ou sous-couches se situent va donc nous donner un ordre de grandeur de l'épaisseur des éclats. Par exemple si on s'intéresse aux cartes d'endommagement de la figure IV.6 obtenues au temps 405 s suite à la modélisation de l'Essai 01 avec le maillage le plus fin, voilà ce que l'on peut observer :

Zone explorée	Numéro couches concernées		Distance à face chauffée		
	Mini	Maxi	Mini (mm)	Moyenne (mm)	Maxi (mm)
Centre	1	9	0	12,5	22,5
Coin symétrie	1	8	0	11,5	20
Coin extérieur	10	11	22,5	20	27,5
Face symétrie	7	8	15	17,5	20
Face latérale	3	7	5	11	17,5
Zone du dôme	1	4	0	5	10

Tableau IV.1 : Analyse quantitative des cartes d'endommagement des figures 42 et 45 issues de la modélisation de l'Essai 01 au temps 405 s. En repérant le numéro des sous-couches d'éléments finis atteintes par un endommagement avoisinant 1, on peut après traduire les numéros en distance de la face chauffée en terme de distance moyenne, de distance minimale et de distance maximale.

On voit que la distance à la face chauffée des couches endommagées varie de 0 à 22,5 mm avec une moyenne de 12,5 mm au centre ; de 0 à 20 mm avec une moyenne de 11,5 mm au coin de symétrie ; de 22,5 à 27,5 mm avec une moyenne de 20 mm au coin extérieur ; de 15 à 20 mm avec une moyenne de 17,5 mm sur la face de symétrie ; de 5 à 17,5 mm avec une moyenne de 11 mm sur la face latérale ; et de 0 à 10 mm avec une moyenne de 5 mm dans la zone du dôme d'endommagement. Grosso-modo, les épaisseurs d'éclats varient entre 0 et 27 mm au maximum avec de fortes probabilités d'obtenir une moyenne d'épaisseur entre 5 et 12,5 mm, les moyennes correspondant aux zones susceptibles de produire le plus d'éclats.

### 1.4. Temps au premier éclat

Pour déterminer ce temps à partir de la modélisation des essais, nous allons supposer d'une part que le premier éclat se produit au centre de la plaque (point P7) et d'autre part, que c'est le temps au bout duquel la courbe temporelle d'endommagement en ce point atteint la valeur

limite 1. En procédant de la sorte, nous avons reporté dans le Tableau IV.2 les valeurs obtenues par la modélisation numérique en parallèle avec celles données par les essais.

Essais	Temps au premier éclat			
	Expérimentation		Modélisation	
	(s)	(mn)	(s)	(mn)
Essai 1	722	12, 2 s	254	4, 14 s
Essai 2	708	11, 45 s	298	4, 58 s
Essai 3	654	10, 54 s	160	2, 40 s
Essai 4	600	10	--	--
Essai 5	1000	16, 40 s	--	--
Essai 6	840	14	--	--
Essai 7	420	7	--	--
Essai 8	720	12	--	--
Essai 9	720	12	196	3, 16 s
Essai 10	720	12	165	2, 45 s
Essai 11	824	13, 44 s	210	3, 30 s
Essai 12	812	13, 32 s	--	--
Essai 13	743	12, 23 s	168	2, 48 s
Essai 14	666	11, 6 s	150	2, 30 s
Essai 15	794	13, 14 s	136	2, 16 s
Essai 16	578	9, 38 s	--	--

Tableau IV.2 : Comparaison des temps au premier éclat donnés par la modélisation en considérant une valeur d'endommagement de 1 au point central P7 et par les essais.

## 2. Confrontation entre l'Expérience et la Simulation numérique

### 2.1. Les points sur lesquels la modélisation numérique est satisfaisante

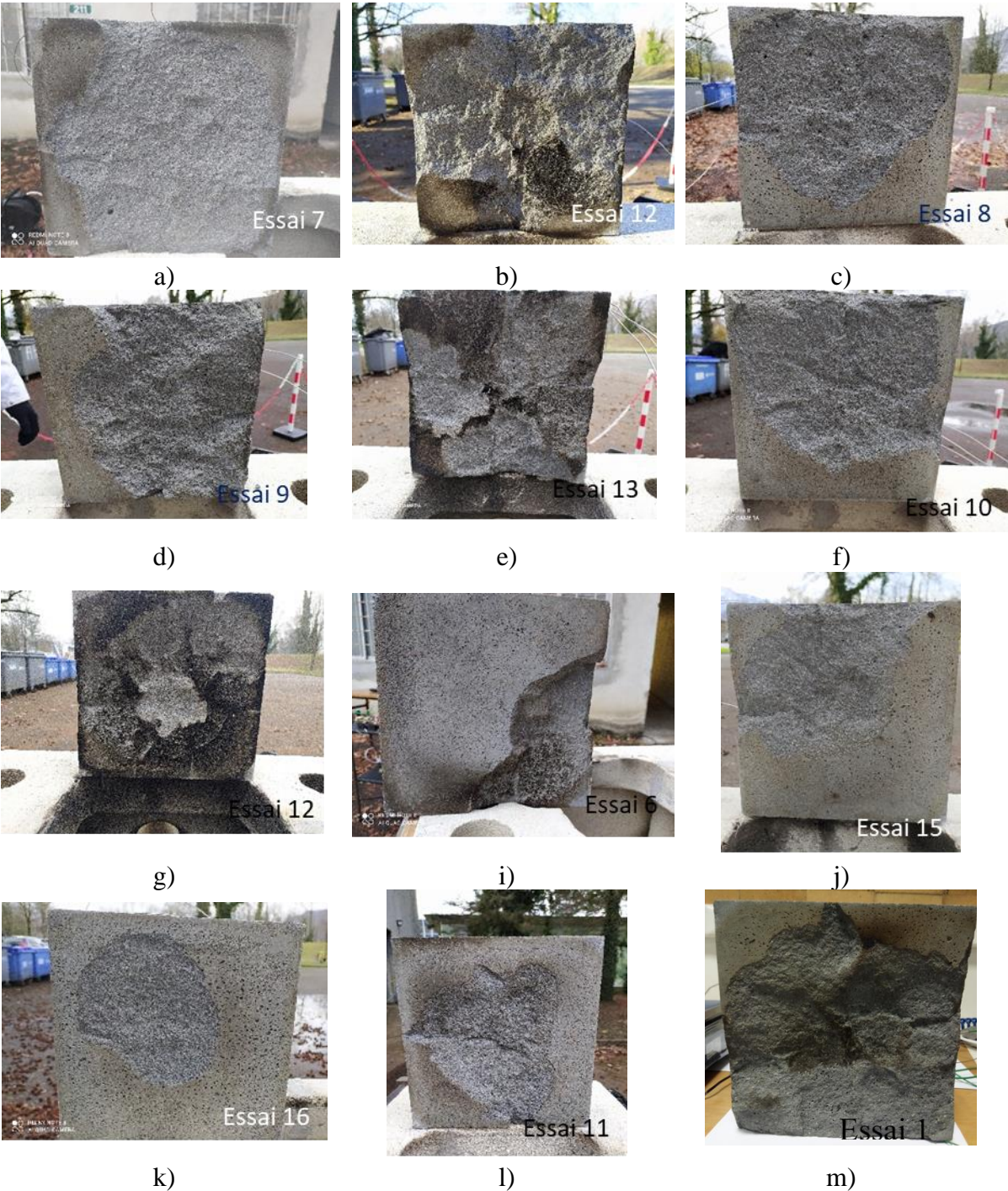
- Le processus de dégradation thermique

Après analyse des cartes de contraintes et d'endommagement, nous avons proposé des schémas de processus de dégradation du béton dont nous ne pouvons pas donner la preuve de sa réalité, de son effectivité. En revanche en nous servant de ces schémas, nous avons pu analyser les possibilités d'occurrence des dégradations dans les différentes zones de la face chauffée et avons obtenu des résultats qui permettent d'expliquer totalement les observations expérimentales au niveau de l'étendue des dégradations et de l'épaisseur des éclats.

- L'étendue de la face chauffée

Les observations expérimentales sont totalement en accord avec notre analyse des résultats de la modélisation. Pour s'en convaincre, il faut se reporter à la figure IV.7 qui donne les photos après essai des faces chauffées des éprouvettes des différents essais. Comme les résultats de la modélisation le prédisent, on peut voir que les dégradations se produisent surtout au centre des éprouvettes-dalles et suivant leurs plans de symétrie en moyenne. Pour un certain nombre d'essais, on a pu voir apparaître des trous en cours d'essais à l'intersection des faces chauffées et des plans de symétrie des dalles. Cela est tout à fait conforme avec les résultats de l'analyse

de la modélisation. La modélisation a aussi montré que le développement de l'endommagement en sous-couche avec une forme en dôme réduisait les probabilités de dégradations sur les surfaces périphériques, c'est ce que l'on peut observer en examinant les différentes photos de la figure IV.7 : l'endommagement se produit plutôt à l'intérieur que sur la périphérie. Enfin l'analyse des résultats de la modélisation a conduit à dire qu'il est peu probable que les dégradations se produisent dans les coins latéraux de la dalle car c'est là où les sous-couches endommagées sont les plus profondes. Sur la figure IV.7 on peut constater qu'il y a qu'un essai sur 16 pour lequel on observe des dégradations dans le coin (Essai 6) et l'étude des débris montre qu'effectivement les éclats du coin ont une grande épaisseur, ce qui est encore conforme aux résultats de la modélisation numérique.





n)

o)

Fig.IV.7 : Faciès de rupture des différents essais.

#### - L'épaisseur des éclats

Nous avons fait une étude approfondie sur les dimensions et la masse des éclats et avons insisté sur leur épaisseur. Nous avons montré que c'est un paramètre qui peut varier entre 1 et 34 mm avec une moyenne à 9 mm. Dans cette étude numérique en ne considérant que les résultats sur un essai que nous considérons représentatif, on montre que l'épaisseur des éclats varie entre 0 et 27,5 mm avec une moyenne comprise entre 5 et 12,5. Nous considérons que les résultats sont comparables et donc satisfaisants.

### 2.2. Les points sur lesquels la modélisation numérique est insuffisante

Nous avons abordé le sujet portant sur la prédiction du temps au premier éclat dans un chapitre précédent. Nous avons porté sur le Tableau IV.2 les temps calculés et les temps mesurés pour les différents essais retenus. Il apparaît que la modélisation numérique sous-estime nettement le temps du premier éclat.

Cela voudrait dire que l'endommagement se produit plus tôt dans la modélisation qu'il ne se produit dans la réalité. Donc si l'on souhaite retarder l'apparition de l'endommagement dans la dalle, il faut relever le seuil d'endommagement, ce qui revient essentiellement à augmenter la valeur de  $\varepsilon_{D0}$  qui définit ce seuil. Cela voudrait dire que la valeur de  $\varepsilon_{D0}$  de  $3 \times 10^{-4}$  que nous utilisons déjà pour faire ces calculs, et qui est déjà surestimée par rapport à celle du béton ordinaire, devrait être augmentée pour atteindre éventuellement cet objectif. Nous n'avons pas eu le temps de faire de tels calculs.

### 2.3. Les pistes d'amélioration

-Utiliser une approche non locale de la loi qui lisse les courbes d'évolution temporelles et augmentent de ce fait les temps au premier éclat par rapport à la modélisation actuelle.

-Déterminer certains paramètres de la loi de comportement tel que le module d'élasticité et le seuil d'endommagement en procédant par méthode inverse pour améliorer la prédiction des temps au premier éclat.

## Conclusion

La confrontation des résultats de la modélisation numérique avec ceux de l'expérience a permis de montrer que :

-L'analyse des champs de contraintes et d'endommagement permet d'imaginer des mécanismes capables d'expliquer l'apparition des éclats et de leur expulsion violente et bruyante

-Les résultats de la modélisation thermomécanique permettent d'expliquer l'étendue des dégradations thermiques observées sur les faces chauffées des éprouvettes d'essai, en particulier le fait que la dégradation se fait davantage dans la partie centrale qu'en périphérie.

-L'étude de la position des sous-couches les plus fortement endommagées permet d'estimer quantitativement les épaisseurs des éclats et l'on retrouve des valeurs du même ordre que celles obtenues par l'expérience.

-En ce qui concerne le temps au premier éclat, il apparaît très nettement que la modélisation le sous-estime si l'on considère que le point de la face chauffée où l'endommagement se produit en premier détermine le temps du premier éclat.

-La modélisation prend en compte implicitement les effets hydriques à travers la modélisation des courbes de température mais n'est pas capable de rendre compte de ces effets.

Si l'on fait le bilan, on peut estimer que la modélisation thermomécanique menée dans cette étude a permis globalement de rendre compte des dégradations thermiques observées dans la dalle au cours des essais

---

## Conclusions et perspectives

---

### Conclusions générales et perspectives proposées

La présente étude est une contribution à la caractérisation de l'éclatement explosif et à la modélisation des dégradations thermiques des bétons, en particulier des bétons à hautes performances. L'étude bibliographique a permis de montrer l'importance du phénomène et de faire le point sur l'état de l'art des études portant sur les instabilités thermiques des bétons ordinaires et surtout des nouveaux bétons plus résistants et sur l'enjeu de leur modélisation. Pour modéliser le comportement du béton exposé au feu, trois approches dites TH, TM et THM sont proposées dont la dernière semble être celle qui traduirait le plus la complexité du comportement du béton. Dans cette étude, le parti a été pris d'explorer la modélisation par l'approche thermomécanique pour savoir dans quelle mesure elle peut bien rendre compte des dégradations thermiques du béton au feu. Cela nous a conduits à réaliser une étude expérimentale et une étude de modélisation numérique des essais.

L'étude expérimentale a consisté à réaliser des essais d'écaillage thermique sous feu standard ISO834 des éprouvettes-dalles de béton à hautes performances à base de sable normalisé. Les éprouvettes-dalles étaient instrumentées de thermocouples dont l'un était localisé sur la face chauffée de l'éprouvette. Les essais ont été réalisés sur un banc d'essai en cours de développement. L'exploitation des mesures de température au cours des essais, la prise en compte des observations faites sur les éprouvettes et leur environnement ainsi que et la caractérisation des éclats récoltés à la fin des essais ont permis de cerner la dynamique des instabilités thermiques et les conditions thermiques qui leur sont associées. Les résultats marquants suivants ont été obtenus :

-Un protocole expérimental rigoureux basé sur une maîtrise de la montée en température du four a été mis au point et permettra de réaliser les essais désormais avec une bonne reproductibilité et une garantie certaine de succès. Le protocole mis en place permet de mesurer la face chauffée de l'éprouvette et constitue une des originalités du banc d'essai dès sa conception.

-Toutes les éprouvettes qui sont passées sur le banc d'essai ont subi des dégradations thermiques importantes sur une bonne partie de leur face chauffée, ce qui traduit, entre autres, l'efficacité du banc d'essai. Cela contredit l'idée en partie l'idée d'un phénomène qui serait complètement aléatoire.

-Les analyses statistiques réalisées sur les températures et les temps ont permis de déterminer avec une bonne précision les paramètres essentiels suivants pour le béton étudié : 12,06 mn, 706°C et 365°C pour le temps du premier éclat, la température du four et la température de la face chauffée au premier éclat, respectivement.

-Les évolutions des courbes de températures ont mis en évidence des paliers de température à 100°C qui traduisent une activité hydrique importante dans les couches du béton comprises entre 0 et 20 mm de la face chauffée.

-L'analyse statistique des débris a montré que la longueur des débris peut atteindre 107 mm et que les classes d'épaisseur d'éclats de 6-9, 0-5 et 10-12 (mm) sont prédominantes.

La modélisation numérique s'est déroulée en deux temps. D'abord une modélisation thermique pour prédire au mieux les courbes de température mesurées par les thermocouples noyés dans les éprouvettes a été réalisée. Elle a nécessité dans certains cas le recours à l'optimisation par la méthode inverse pour aboutir. Puis une modélisation thermomécanique des essais en considérant une loi d'endommagement isotrope a été entreprise et elle a permis d'obtenir les résultats suivants :

-Les premières zones de la face chauffées à être endommagées sont la zone autour du point central et les zones périphériques localisées autour des plans de symétrie, puis très vite l'endommagement se développe dans les couches internes de la dalle.

-La zone endommagée se développe principalement en profondeur (1 à 4 couches d'éléments finis) avec une forme de dôme dont le sommet affleure la surface chauffée et une distance certaine du plan de symétrie. Ce qui semble indiquer que les dégradations thermiques sont davantage susceptibles de se développer dans ma zone centrale de la face chauffée plutôt que sur la périphérie.

-Nous avons montré à travers l'étude expérimentale que la présence de l'eau dans le béton modifie le champ thermique dans l'éprouvette et donc qu'ainsi la modélisation thermomécanique qui a été menée a pris en compte implicitement ces effets hydriques.

La confrontation des résultats de la modélisation avec les observations expérimentales a donné les résultats suivants :

-Le temps au premier éclat, les températures du four et de la face chauffée au premier éclat donnés par la modélisation sont nettement sous-estimés par rapport aux valeurs expérimentales et l'on peut dire que la modélisation est en défaut.

-En revanche la forme en dôme du champ d'endommagement est cohérente avec les observations expérimentales des faciès de rupture des éprouvettes et où seul un cas d'éclatement au coin de la face chauffée a été observé. De plus en analysant la profondeur des couches où l'on l'endommagement atteint sa valeur ultime de 1, on peut retrouver les ordres de grandeurs des épaisseurs d'éclat données par l'étude expérimentale et l'on peut considérer les résultats de la modélisation comme assez satisfaisante.

On peut en conclure que la modélisation par l'approche thermomécanique ne permet pas de décrire correctement la dynamique des instabilités thermiques, mais qu'en revanche elle permet dans une bonne mesure de traduire ses évolutions spatiales.



Les perspectives d'évolution de la présente étude sont les suivantes sur les aspects expérimentaux et de modélisation numérique :

- Réalisation d'essais d'écaillage thermiques sur des éprouvettes en béton armé pour étudier l'influence des armatures.

- Développement du banc d'essai en incorporant des capteurs de pression dans les éprouvettes pour mesurer simultanément la pression et la température et ouvrir ainsi la possibilité à une modélisation par approche TH ou THM. A long terme on peut envisager un dispositif de mise en charge mécanique de l'éprouvette et la mise en place du suivi vidéo des essais à travers le hublot déjà en place.

- A court terme améliorer le travail sur la convergence numérique de façon à pouvoir faire systématiquement des calculs au-delà de 600 s. Travailler à mettre en évidence l'influence des conditions aux limites thermiques et mécaniques sur le champ d'endommagement calculé.

- Réduire les temps de calcul afin de pouvoir utiliser couramment l'approche non locale de la loi de Mazars qui par le phénomène de lissage des courbes d'endommagement qu'elle induit pourrait permettre d'améliorer la prédiction des temps au premier éclat et des températures associées,

- Modifier certains paramètres de la loi de comportement utilisée tel que le module d'élasticité ou le seuil d'endommagement pour améliorer la prédiction des temps au premier éclat en procédant par méthode inverse,

- Mener l'analyse de la phase de refroidissement et entreprendre la modélisation de structures complexes.

- Utiliser des lois d'évolution des paramètres du modèle d'endommagement plus récents et plus adaptés au matériau de l'étude.

---

## Bibliographie

---

- Akhnoukh, A.K., and Buckhalter, C. Ultra-high-performance concrete: Constituents, mechanical properties, applications and current challenges. *Case Studies in Construction Materials* 15, (2021), e00559. Y.
- Anderberg. Spalling phenomena of HPC and OC, International Workshop of Fire Performance of High Strength Concrete, Gaithersburg, Maryland, (1997), p. 69-73.
- Arupfire. HSE: Fire resistance of concrete enclosures - Work Package 1: data collection - Work Package 2: Spalling categories, 0001 Report Work Package 1 and 2, (2005), London.
- Z. P. Bazant et M. F. Kaplan. Concrete at high temperatures: material properties and mathematical models, Harlow, (1996), Ed. Longman.
- Behnood, A., and Ghandehari, M. Comparison of compressive and splitting tensile strength of high-strength concrete with and without polypropylene fibers heated to high temperatures. *Fire Safety Journal* 44, (2009), 1015–1022.
- H. Bensalem, S. Djaknoun, E. Ouedraogo. Modélisation d'une poutre en béton armé soumis au feu. Congrès Algérien de Mécanique CAM2017, Constantine, Algérie, Poster.
- H. Bensalem, S. Djaknoun, E. Ouedraogo, Modélisation numérique d'un essai d'écaillage sur d'une dalle en béton à hautes performances soumise aux conditions thermiques. Congrès Algérien de Mécanique CAM2019, 23 au 26 février 2020, Ghardaïa, Algérie.
- H. Bensalem, E. Ouédraogo, S. Djaknoun. Numerical thermal modelling of high-performance concrete slabs subjected to fire on their underside. *Gorterial Journal*, volume 34, (2021-a), p. 85-98.
- H. Bensalem, S. Djaknoun, E. Ouédraogo, R. Amrouche. Analysis of thermal-induced spalling tests on high to ultra-high performance concrete subjected to standard fire. *Case Studies in Construction Materials* 15 (2021-b) e00704.
- Rania Bouchendouka, Essais d'écaillage sur des éprouvettes-dalle de Béton à Ultra Haute Performance, Rapport de stage doctoral au Laboratoire 3SR, Juin 2017.
- C. Castillo. Effect of transient high temperature on high strength concrete, Master of Science, (1987), Rice University.
- Chan, Y.N., Peng, G.F., and Anson, M. Residual strength and pore structure of high-strength concrete and normal strength concrete after exposure to high temperatures. *Cement and Concrete Composites* 21, (1999), 23–27.
- Chen, H.-J., Chen, C.-C., Lin, H.-S., Lin, S.-K., and Tang, C.-W. Flexural Behavior of Ultra-High-Performance Fiber-Reinforced Concrete Beams after Exposure to High Temperatures. *Materials* 14, (2021), 5400.
- Yang Chen, Durability at high temperature of High-Performance Concrete, Rapport de stage de Master 2 Recherche, Laboratoire 3SR, Février à juin 2012.
- Choinska, M., Effets de La Température, Du Chargement Mécanique et de Leurs Interactions Sur La Perméabilité Du Béton de Structure. Thèse de doctorat, (2006), Ecole centrale de Nantes et Université

de Nantes.

G. R. Consolazio, M. C. Mcvay et J. W. Rish. Measurement and prediction of pore pressure in cement mortar subjected to elevated temperature, International Workshop of Fire Performance of High Strength Concrete, Gaithersburg, Maryland, (1997), p. 125-148.

Delhomme, F. and R. Haniche. Contribution à La Caractérisation de La Sensibilité à L'éclatement En Température Des Bétons. Colloque à l'Université de Cergy Pontoise, Performances du béton soumis à haute température, (2012), 1–12.

De Sa, C.. Étude hydro-mécanique et thermo-mécanique du béton. Influence des gradients et des incompatibilités de déformation. Ph. D. thesis, (2007), ENS Cachan.

W. P. S. Dias, G. A. Khoury et P. J. E. Sullivan. Mechanical Properties of Hardened Cement Paste Exposed to Temperatures up to 700°C (1292°F), ACI Materials Journal, vol. 87, n°2, 1990, p. 160-166.

U. Diederichs, U. M. Jumppanen et V. Penttala. Behaviour of high strength concrete at high temperatures, Report n°92, Helsinki, (1989), University of Technology, Department of structural engineering.

Samira Djaknoun, Evariste Ouedraogo, Ali Ahmed Benyahia, Modélisation numérique du comportement thermomécanique d'un béton de référence soumis à des conditions d'incendie, CFM2015, 24 au 28 août 2015, LYON Centre de Congrès, France.

Dwaikat, M.B., and Kodur, V.K.R. Hydrothermal model for predicting fire-induced spalling in concrete structural systems. *Fire Safety Journal* 44, (2009), 425–434.

Felicetti, R. Assessment Methods of Fire Damages in Concrete Tunnel Linings. *Fire Technol* 49, (2013), 509–529.

R. Felicetti, F. Lo Monte, P. Pimienta, A new test method to study the influence of pore pressure on fracture behaviour of concrete during heating, *Cement and Concrete Research* 94 (2017) 13–23

Gawin, D., Majorana, C.E. and Schrefler, B.A. Numerical analysis of hygro-thermic behaviour and damage of concrete at high temperature. *Mech. Cohes.-Frict. Mater.* 4 (1999) 37-74.

Gawin, D., Pesavento, F. and Schrefler, B.A. Simulation of damage – Permeability coupling in hygro-thermo-mechanical analysis of concrete at high temperature. *Commun. Numer. Meth. Engrg.* 18 (2002) 113-119.

Gawin, D., Pesavento, F. and Schrefler, B.A. Modelling of hygro-thermal behaviour and damage of concrete at temperature above the critical point of water. *Int. J. Numer. Anal. Meth. Geomech.* 26 (2002) 537-562.

Gawin, D., Pesavento, F. and Schrefler, B.A. Modelling of hygro-thermal behaviour of concrete at high temperature with thermo-chemical and mechanical material degradation. *Comput. Methods Appl. Mech. Engrg.* 192 (2003) 1731-1771.

D. Gawin, F. Pesavento and B.A. Schrefler. Modelling of deformations of high strength concrete at elevated temperatures. *Materials and Structures- Concrete Science and Engineering*. Vol.37. (2004), PP 218-236, 2004.

Gawin, D., Pesavento, F., and Schrefler, B.A. What physical phenomena can be neglected when modelling concrete at high temperature? A comparative study. Part 2: Comparison between models. *International Journal of Solids and Structures* 48, (2011),1945–1961

Gil, A.M., Fernandes, B., Bolina, F.L., and Tutikian, B.F. Experimental analysis of the spalling

phenomenon in precast reinforced concrete columns exposed to high temperatures. *Rev. IBRACON Estrut. Mater.* 11, (2018), 856–875.

Cédric GIRY, Modélisation objective de la localisation des déformations et de la fissuration des structures en béton soumises à des chargements statiques ou dynamiques, thèse de doctorat, (2011), Université de Grenoble.

G. I. Hager. Comportement à haute température des bétons à hautes performances - évolution des principales propriétés mécaniques, Thèse de doctorat, Structures et Matériaux, (2004), École Nationale des Ponts et Chaussées et École Polytechnique de Cracovie.

Hager, I. Behaviour of cement concrete at high temperature. *Bulletin of the Polish Academy of Sciences: Technical Sciences* 61, (2013), 145–154.

H. Hajiloo, M.F. Green, GFRP reinforced concrete slabs in fire: finite element modeling, *Eng. Struct.* 183 (2019) 1109–1120.

R. Haniche. Contribution à l'étude des bétons portés en température / Évolution des propriétés de transfert : Étude de l'éclatement, Thèse de doctorat, Génie Civil, (2011), Institut National des Sciences Appliquées de Lyon.

Harmathy, T. Z. (1965), Effect of moisture on the fire endurance of building materials, *Moisture in Materials in Relation to Fire Tests*, ASTM Special Technical Publication No. 385, (1965), pp 74-95.

K. D. Hertz. Limits of spalling of fire-exposed concrete, *Fire Safety Journal*, vol. 38, n°2, (2003), p. 103-116,

N. Hua, A. Tessari, N. Elhami Khorasani, Characterizing damage to a concrete liner during a tunnel fire, *Tunn. Undergr. Space Technol.* 109 (2021),103761.

Jansson, R. Material Properties Related to Fire Spalling of Concrete. Thesis work, (2004), Lund Institute of Technology.

Jansson, Robert and Lars Boström. Spalling of Concrete Exposed to Fire (SP Report (2008):52).

Jansson R. Ecaillage du feu du béton. Etudes théoriques et expérimentales. Thèse de doctorat en structure en béton, (2013), Stockholm, Suède.

Jason, L., Huerta, A., Pijaudier-Cabot, G., & Ghavamian, S. An elastic plastic damage formulation for concrete: application to elementary and structural tests, *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 195(52), (2006),7077–7092.

Yang Ju, Jinhui Liu, Hongbin Liu, Kaipei Tian, Zhishun Ge. On the thermal spalling mechanism of reactive powder concrete exposed to high temperature: Numerical and experimental studies. *International Journal of Heat and Mass Transfer* 98 (2016) 493-507.

P. Kalifa, F.-D. Menneteau et D. Quenard. Spalling and pore pressure in HPC at high temperatures, *Cement and Concrete Research*, vol. 30, n°12, (2000), p. 1915-1927.

P. Kalifa, G. Chéné et C. Gallé. High-temperature behaviour of HPC with polypropylene fibres : From spalling to microstructure, *Cement and Concrete Research*, vol. 31, n°10, (2001), p. 1487-1499.

Kalthoff, M., Raupach, M., and Matschei, T. Influence of High Temperature Curing and Surface Humidity on the Tensile Strength of UHPC. *Materials* 14, (2021), 4260.

M. Kanema. Influence des paramètres de formulation sur le comportement à haute température des

- bétons, Thèse de Doctorat, Génie Civil, (2007), Université de Cergy-Pontoise.
- G. A. Khoury. Compressive strength of concrete at high temperatures: a reassessment, *Magazine of Concrete Research*, vol. 44, n°161, (1992), p. 291-309.
- G. A. Khoury. Strain components of nuclear-reactor-type concretes during first heat cycle, *Nuclear Engineering and Design*, vol. 156, n°1-2, (1995), p. 313-321.
- Kim, H.-J., Kim, H.-Y., Lee, J.-S., and Kwan, K.-H. An Experimental Study on Thermal Damage and Spalling of Concrete Under Loading Conditions in a Tunnel Fire. *Journal of Asian Architecture and Building Engineering* 10, (2011), 375–382.
- Kim, Y., T. Lee, and G. Kim. 2013. An Experimental Study on Residual Mechanical Properties of Fiber Reinforced Concrete with High Temperature and Load. (2013), *Materials and Structures* 13 :607–20.
- Kirchhof, L.D., Lima, R.C.A. de, Santos Neto, A.B. da, Quispe, A.C., and Silva Filho, L.C.P. da. Effect of Moisture Content on the Behavior of High Strength Concrete at High Temperatures. *Matéria (Rio J.)* 25, (2020), e-12573.
- V. K. R. Kodur et M. A. Sultan. Thermal properties of high strength concrete at elevated temperatures, *CANMET/ACI/JCI Fourth International Conference on Recent Advances in Concrete Technology*, Tokushima, Japan, (1998), p. 467- 480.
- Kodur, V.K.R., and Sultan, M.A. Effect of Temperature on Thermal Properties of High-Strength Concrete. *J. Mater. Civ. Eng.* 15, (2003), 101–107.
- Kodur, V.K.R., Yu, B., and Dwaikat, M.M.S. A simplified approach for predicting temperature in reinforced concrete members exposed to standard fire. *Fire Safety Journal* 56, (2013), 39–51.
- Kodur, V. Properties of Concrete at Elevated Temperatures. *ISRN Civil Engineering* (2014), 1–15.
- Kodur, V.K.R., and Agrawal, A. Effect of temperature induced bond degradation on fire response of reinforced concrete beams. *Engineering Structures* 142, (2017), 98–109.
- V. Kodur, Properties of Concrete at Elevated Temperatures, Hindawi Publishing Corporation, *ISRN Civil Engineering* Volume, Article ID 468510, (2014), 15 pages,
- Krishna, D.A., Priyadarsini, R.S., and Narayanan, S. Effect of Elevated Temperatures on the Mechanical Properties of Concrete. *Procedia Structural Integrity* 14, (2019), 384–394.
- La Borderie, C. (1991). Phénomènes Unilatéraux dans un Matériau Endommageable : Modélisation et Application à l'Analyse de Structures en Béton, Thèse de l'Université Paris 6, Ecole Nationale Supérieure de Cachan.
- Lemaitre J. A course on damage mechanics. Book, New York : Springer-Verlag, Berlin Heidelberg (1992). p.210. <https://doi.org/10.1007/978-3-662-02761-5>
- M. Li, C. Qian et W. Sun. Mechanical properties of high-strength concrete after fire, *Cement and Concrete Research*, vol. 34, n°6, (2004), p. 1001-1005.
- J. Liu, Y. Zhang, A simplified model to predict thermo-hygral behaviour and explosive spalling of concrete, *J. Adv. Concr. Technol.* 17 (7) (2019) 419–433.
- F. Lo Monte, R. Felicetti, Heated slabs under biaxial compressive loading: a test set-up for the assessment of concrete sensitivity to spalling, *Materials and Structures* (2017) 50:192.

- B.B.G. Lottman. The spalling mechanism of fire exposed concrete. (2017), Delft University of Technology.
- Malhotra, H. L. Spalling of Concrete in Fires. Construction Industry Research and Information Association, (1984), Technical Report No. 118 36.
- Maluk, C., Bisby, L., and Terrasi, G.P. Effects of polypropylene fibre type and dose on the propensity for heat-induced concrete spalling. *Engineering Structures* 141, (2017), 584–595.
- Mazars J. Application de la mécanique de l'endommagement au comportement non linéaire et à la rupture du béton de structures. Thèse de doctorat, (1984), Université Paris 6, ENS Cachan.
- Jacky Mazars, Francois Hamon, Stephane Grange, A new 3D damage model for concrete under monotonic, cyclic and dynamic loadings, *Materials and Structures*, DOI 10.1617/s 11527-014-0439-8, October 2014-a.
- Jacky Mazars, Francois Hamon, Stephane Grange, A model to forecast the response of concrete under severe loadings: the mu damage model, *Procedia Materials Sciences*, (2014-b) 3C, 981-986.
- Menou, A. Etude Du Comportement Thermomécanique Des Bétons à Haute Température : Approche Multi échelles de L'endommagement Thermique. Thèse de doctorat, (2004), Université de Pau et des Pays de L'Adour ; Institut Aquitaine du Bâtiment et des Travaux Publics d'Anglet
- L. Missemer. Etude du comportement sous très hautes températures des Bétons Fibrés à Ultra Hautes Performances : application au BCV, PhD Thesis, (2011), Grenoble Joseph Fourier University, France.
- L. Missemer, E. Ouedraogo, Y. Malecot, C. Clergue, D. Rogat, 2019. Fire spalling of ultra-high performance concrete: From a global analysis to microstructure investigations, *Cement and Concrete Research* 115 (2019) 207-219.
- Md Jihad miah, The Effect of Compressive Loading and Cement Type on the Fire Spalling Behaviour of Concrete, Thèse de doctorat, Génie Civil, (2017), the University of Pau and Pays de l'Adour.
- J. C. Maréchal. Contribution à l'étude des propriétés thermiques et mécaniques du béton en fonction de la température, *Annales de l'Institut Technique du Bâtiment et des Travaux Publics*, vol. 23, n°274, (1970), p. 123-145,
- J.-C. Mindeguia. Contribution expérimentale à la compréhension des risques d'instabilité thermique des bétons. Thèse de Doctorat, Génie Civil, (2009), Université de Pau et des Pays de l'Adour.
- Mindeguia, J.-C., Pimienta, P., Noumowé, A., and 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* 40, (2010), 477–487.
- Mindeguia, J.-C., Pimienta, P., Hager, I., and Carré, H. Influence of water content on gas pore pressure in concretes at high temperature, (2011), 9.
- Mindeguia, J.-C., Carré, H., La, C., and Pimienta, P. Analyse expérimentale du risque d'instabilité thermique des bétons en situation d'incendie. (2012), 11.
- Mindeguia, J.-C., Carré, H., Pimienta, P., and La Borderie, C. "Experimental discussion on the mechanisms behind the fire spalling of concrete: mecanisms behind the fire spalling of concrete". *Fire Mater.* 39, (2015), 619–635.
- Msaad, Y. et G. Bonnet (2006). Analyses of Heated Concrete Spalling due to Restrained Thermal Dilation: Application to the ``Chunnel" Fire. *Journal of Engineering Mechanics*, (2006), 132(10): 1124-1132

Mussa, M.H., Radzi, N.A.M., Hamid, R., and Mutalib, A.A. (2021). Fire Resistance of High-Volume Fly Ash RC Slab Inclusion with Nano-Silica. *Materials* 14, 3311.

Mutiu A. Akinpelu N. A. Adedeji, Bilyamin A. Ibitoye, Évaluation des modèles de plasticité des dommages dans les poutres profondes en béton armé à l'aide de l'analyse par éléments finis, Akinpelu USEP : Journal of Science and Engineering Production, Vol. 1, No. 1, et ali pp 46-66, (2019), Tech Publications, Nigéria,

Nechnech, W. Contribution à l'étude numérique du comportement du béton et des structures en béton armé soumises à des sollicitations thermiques et mécaniques couplées : une approche thermo-élasto-plastique endommageable, Thèse de Doctorat, (2000), INSA de Lyon.

Van Thai Nguyen. Comportement des bétons ordinaire et à hautes performances soumis à haute température : application à des éprouvettes de grandes dimensions, Thèse de Doctorat, Génie Civil, (2013), Université de Cergy-Pontoise.

A. Noumowé. Effet de hautes températures (20-6000C) sur le béton. Cas particulier du béton à hautes performances, Thèse de Doctorat, Génie civil, (1995), Institut National des Sciences Appliquées de Lyon.

Evariste Ouedraogo, Mohsen Roosefid, Nicolas Prompt, Cyrille Deteuf. Refractory concretes uniaxial compression behaviour under high temperature testing conditions. *Journal of the European Ceramic Society* 31 (2011) 2763-2774.

E. Ouedraogo, S. Djaknoun, R. Bouchendouka, A. Ahmed-Benyahia, Etude expérimentale des instabilités thermiques dans un béton à ultra hautes performances, CFM2017, 28 août au 1<sup>er</sup> septembre 2017, Lille, France, 12 pages.

E. Ouedraogo, S. Djaknoun, H. Bensalem, R. Bouchendouka. Experimental study of a very high performance concrete slab subjected to fire on its underside and numerical modeling of the temperature field. Proceedings of the 10th International Conference on Fracture Mechanics of Concrete and Concrete Structures- FRAMCOS X, June 24-26, 2019, BIARRITZ, FRANCE, 11 pages.

E. Ouedraogo, S. Djaknoun, H. Bensalem, R. Bouchendouka. Numerical simulation of thermal degradations in a high performance concrete test-slab under fire conditions. Actes du 24<sup>ème</sup> Congrès Français de Mécanique – CFM2019, 26 au 30 Août 2019, Brest, France, 11 pages.

E. Ouedraogo, S. Djaknoun, B. Uch, Q.T. Nguyen, L. Missemmer, A. Miras, Y. Malecot, Development of an experimental apparatus aimed at performing thermal-induced spalling tests based on a propane gas burner through tests on ultra-high performance concrete, *Construction and Building Materials*, 247 (2020) 118395.

Ozawa Mitsuo Ozawa, Shinya Uchida, Toshiro Kamada, Hiroaki Morimoto, Study of mechanisms of explosive spalling in high-strength concrete at high temperatures using acoustic emission, *Construction and Building Materials*, 37 (2012), 621-628.

Joško Ožbolt, Josip Bošnjak, Goran Periškić, Akanshu Sharma, 3D numerical analysis of reinforced concrete beams exposed to elevated temperature, *Engineering Structures*, Vol. 58, (2014), 166-174.

J. Piasta. Heat deformations of cement paste phases and the microstructure of cement paste, *Materials and Structures*, vol. 17, n°6, (1984), p. 415-420.

Pijaudier-Cabot, G., and Mazars, J. Damage Models for Concrete. In *Handbook of Materials Behavior Models*, (Elsevier), (2001), pp. 500–512.

P. Pliya. Contribution des fibres de polypropylène et métalliques à l'amélioration du comportement du

béton soumis à une température élevée, Thèse de Doctorat, Génie civil, (2010), Université de Cergy-Pontoise.

P. Pimienta. Le comportement au feu des BHP, Synthèse des travaux du projet national BHP 2000 sur les bétons à hautes performances, Paris, (2005), Ed. Presses de l'École Nationale des Ponts et Chaussées,

P. Pimienta, Jean-Christophe Mindeguia, Alain Simon, Mouloud Behloul. Behaviour of UHPFRC at High Temperatures, Designing and Building with UHPFRC: State of the Art and Development, November 17th & 18th, (2009), Marseille, France,

Pimienta, P., Alonso, M.C., Jansson McNamee, R., and Mindeguia, J.-C. Behaviour of high-performance concrete at high temperatures: some highlights. RILEM Tech Lett 2, (2017), 45–52.

L. T. Phan et N. J. Carino. Mechanical Properties of High-Strength Concrete at Elevated Temperatures, Report NISTIR 6726, Building and Fire Research Laboratory, (2001), National Institute of Standards and Technology, Gaithersburg, Maryland.

Minh Tuyen Phan. Modélisation explicite de l'écaillage sous incendie du béton : approche thermo-hydro-mécanique avec des conditions aux limites évolutives. Thèse de doctorat, Mécanique- Génie civil, (2012), Université Paris-Est.

PROMAT. (2005). Protection Au Feu Des Structures et Equipements Dans Les Tunnels. [www.promat.com](http://www.promat.com)

Nicolas Prompt. Etude de comportement thermomécanique des bétons réfractaires alumineux : Applications aux rigoles de hauts-fourneaux. Thèse de Doctorat de Mécanique, (2000), Université Joseph Fourier de Grenoble.

S. Rahal. Influence de l'anisotropie induite par la fissuration sur le comportement poromécanique de géomatériaux. Thèse de doctorat, Génie civil (2015), INSA de Toulouse.

Moshen Roosefid, Modélisation du comportement des bétons réfractaires silico-alumineux –Application à des structures de Génie Civil, Thèse de Doctorat de génie Civil, Institut National Polytechnique de Grenoble, Laboratoire 3SR, Septembre 2006.

U. Schneider, U. Diederichs et C. Ehm. Effect of temperature on steel and concrete for PCRV's, Nuclear Engineering and Design, vol. 67, n°2, (1982), p. 245-258.

U. Schneider. Concrete at high temperatures -A general review, Fire Safety Journal, vol. 13, (1988), p. 55-68.

So, H.-S. Spalling Prevention of High-Performance Concrete at High Temperatures. In High Performance Concrete Technology and Applications, S. Yilmaz, and H.B. Ozmen, eds. (2016), (InTech), p.

Laura Beatriz Rojas Solano, Endommagement non-local, interactions et effets d'échelle, thèse de doctorat, Génie Civil, (2012), Université de Pau et des Pays de l'Adour.

Torelli, G., Mandal, P., Gillie, M., and Tran, V.-X. A confinement-dependent load-induced thermal strain constitutive model for concrete subjected to temperatures up to 500 °C. International Journal of Mechanical Sciences 144, (2018), 887–896.

François Toutlemonde, Sébastien Bernadi, Yves Brugeaud, Alain Simon, Twenty years-long French experience in UHPFRC application and paths opened from the completion of the standards for UHPFRC, UHPC, 2nd International Conference on UHPC Materials and Structures, Nov 2018, Fuzhou, China. 24 p.



Bunnarith Uch, Étude expérimentale de l'écaillage de béton de type BHP, Rapport de stage de Master 1 recherche au Laboratoire 3SR, Avril à Juin 2014.

Wang, G., Barber, D., Johnson, P., and Hui, M.-C. Fire Safety Provisions for Aged Concrete Building Structures. *Procedia Engineering* 62, (2013), 629–638.

Yong Wang, Yu-li Dong, Guang-chun Zhou. Nonlinear numerical modeling of two-way reinforced concrete slabs subjected to fire, *Computers and Structures* 119 (2013) 23-36.

J. Xiao et H. Falkner. On residual strength of high-performance concrete with and without polypropylene fibres at elevated temperatures, *Fire Safety Journal*, vol. 41, n°2, (2006), p. 115-121.

Z. Xing. Influence de la nature minéralogique des granulats sur leur comportement et celui du béton à haute température, Thèse de Doctorat, Génie Civil, (2011), Université de Cergy-Pontoise.

Nonna YERMAK. Comportement à hautes températures des bétons additionnés de fibres. Thèse de doctorat, Génie Civil, (2015), Université de Cergy-Pontoise.

Matthias Zeiml, David Leithner, Roman Lackner, Herbert A. Mang. How do polypropylene fibers improve the spalling behavior of in-situ concrete ? *Cement and Concrete Research* 36 (2006) 929–942.

H.L. Zhang, C.T. Davie. A numerical investigation of the influence of pore pressures and thermally induced stresses for spalling of concrete exposed to elevated temperatures. *Fire Safety Journal* 59 (2013) 102–110.

Jie Zhao, Jian-Jun Zheng, Gai-Fei Peng, Klaas van Breugel. Numerical analysis of heating rate effect on spalling of high-performance concrete under high temperature conditions, *Construction and Building Materials* 152, (2017), 456–466.

Zhukov, V. V. Reasons of explosive spalling of concrete by fire. (1976), *Concrete and reinforcement concrete* 3

---

## Table des figures

---

I.1	Photos d'illustrations des instabilités thermiques observées dans des ouvrages en béton suite à des incendies .....	8
I.2	Temps d'apparition des différents types d'éclatement au cours d'un incendie [British Standards Institution, BS 476, rapporté dans Hyoung-Seok So,2016]	10
I.3	Illustration du mécanisme d'éclatement [rapporté par Matthias Zeiml et al., 2006] .....	11
I.4	Changements de température, de pression de vapeur et de teneur en humidité dans le béton humide chauffé [Zeiml et al., 2006, rapporté par Hyoung-Seok So, 2016] .....	12
I.5	Écaillage explosif causé par Combinaison du processus thermo-hydrrique et du processus thermo-mecanique, par Khoury basé sur Zhukov [Khoury, G.A. and Anderberg, Y, 2000 rapporté par Hyoung-Seok So, 2016] .....	13
I.6	Courbes normalisées de température en fonction du temps [PROMAT 2005] .....	16
I.7	Conductivité thermique du béton en fonction de la température [Haniche 2011, Xing 2011, Mindeguia 2009] .....	19
I.8	Variation de la conductivité thermique du béton à résistance normale en fonction de la température [V. Kodur, 2014] .....	19
I.9	Variation de la chaleur spécifique du béton ordinaire en fonction de la température [V. Kodur, 2014] .....	20
I.10	Evolution de la diffusivité thermique de différents bétons en fonction de la température rapporté par Yermak dans [N. Yermak, 2015] .....	21
I.11	Evolution de la quantité de portlandite et de calcite dans une pâte de ciment, au cours de l'échauffement, (PIASTA, J. and PIASTA, W.G., 1994) .....	22
I.12	Évolution de la porosité relative des BO et BHP [Pliya 2010] .....	22
I.13	Porosité totale des bétons BO et BHP en fonction de la température obtenue par T. simborovska, 1998 par la mesure de porosité à l'eau .....	23
I.14	Évolution de la perméabilité des bétons BO et BHP en fonction de la température [Haniche 2011, Mindeguia 2009, Kanema 2007] .....	23
I.15	Pertes de masse des bétons déterminées durant le chauffage de 20°C 0 600°C à la vitesse de 1°C/min. les points indiquent la valeur de la teneur en eau obtenue par séchage à 105°C [Hager 2004] .....	24

I.16	Evolutions de la perte de masse d'un béton chauffé avec deux vitesses de chauffage : 1°C/min (courbe R450) et 0.1°C/min (Courbe V450) [Kanema,2007] [V. thai Nguyen,2013] .....	25
I.17	Évolution de la résistance résiduelle relative à la compression des BO et BHP [Xing 2011, Pliya 2010, Fares 2009, Mindeguia 2009] .....	26
I.18	Évolution de la résistance résiduelle relative à la traction par fendage [Behnood et al. 2009, Kanema 2007, Li et al. 2004, Noumowé 1995] .....	26
I.19	Évolution du module d'élasticité résiduel relatif [Haniche 2011, Pliya 2010, Fares 2009, Kanema 2007, Noumowé 1995] .....	27
I.20	Dispositif d'essai de mise en évidence de l'écaillage thermique proposé par Hertz dans [Hertz and Sorensen, 2004] .....	32
I.21	Un des premiers dispositifs expérimentaux de mesure de la pression dans les pores de béton publiés [Kalifa et al, 2000] .....	32
I.22	Four d'essai et graphique d'évolution de la pression à différentes profondeurs en fonction du temps [Phan, 2008] .....	33
I.23	Pression de vapeur maximale et comportement d'émission acoustique [Ozawa, 2012] .....	34
I.24	Installation expérimentale pouvant prendre en charge jusqu'à 5 dalles de bétons au cours d'un essai [C. Maluk et L. Bisby 2015] .....	35
I.25	Relevé des températures mesurées par les thermocouples des fours au cours des essais et comparaison avec la courbe ISO en pointillé [Maluk and Bisby, 2015] .....	35
I.26	Montée (a) de la température et (b) de la pression au centre des échantillons de béton avec ou sans fibres de polypropylène en fonction du temps [Lo Monté, Felicetti, Pimienta] .....	36
I.27	Images montrant en a) les dimensions des éprouvettes utilisées et en b) une illustration de leur profil d'écaillage après essai .....	37
I.28	Profils de pression pour différentes durées de feu et d déplacement vertical en fonction du temps, pour trois dalles HPC [Lo Monte and Felicetti] .....	38
I.29	Schémas de fissures après chauffage et refroidissement : 2 h de chauffage et refroidissement [Ozbolt et al, 2013] .....	39
I.30	Différentes figures montrant la prise en compte des déformations transitoires sur la courbe de déflexion des dalles [Yong Wang et al., 2013] .....	40
I.31	La défaillance interne de l'échantillon de béton à base de poudres réactives par rapport au temps élevé selon les critères de défaillance unifiés dans une section transversale médiane .....	40
I.32	Exemple d'illustration de la modélisation de la pression des essais d'Ozawa [Jin-Cheng Liu and Yao Zhang] .....	41

I.33	Evolution des températures expérimentales et modélisées en fonction du temps d'essai et pour deux éprouvette-dalles différentes [Hajiloo et al, 2019] .....	42
I.34	Structure de taille réelle de type tunnel modélisée par [Hua et al, 2021] .....	43
II.1	Vu de face de l'Installation Haute température Grande capacité (1500°C, 400 KN) du Laboratoire 3SR .....	46
II.2	Schéma du banc montrant la circulation des informations acquises au cours d'un essai .....	47
II.3	Vue d'ensemble du dispositif expérimental avant essai où l'on peut apercevoir la bouteille d'alimentation en gaz propane, le pupitre de commande avec la machinerie d'alimentation en air et gaz sur le plateau inférieur et le four supportant le brûleur auquel le pupitre est relié .....	48
II.4	Vue de face du four côté hublot où l'on peut voir l'éprouvette disposée sur sa face supérieure en face du trou central ; et les trous circulaires aux extrémités de la plaque supérieure du four qui servent à l'évacuation des gaz chauds .....	49
II.5	Photo montrant l'ensemble roulant comportant le pupitre de commande du brûleur disposé sur la partie supérieure et la machinerie pour l'alimentation du brûleur en propane et en air sur la partie inférieure .....	49
II.6	Schéma représentatif en vue dessus des positions des thermocouples K (Th_Furnace) et de régulation (Th_Regulation) disposés dans le four .....	50
II.7	Schéma du fonctionnement du brûleur alimenté en gaz propane et en air dans des proportions bien définies pour une combustion optimale .....	50
II.8	Configuration particulière où toutes les extrémités de tous les thermocouples sont situées dans la face chauffée de l'éprouvette .....	55
II.9	Visualisation des différentes configurations de thermocouple : positionnement en hauteur par rapport à la face inférieure chauffée et leur emplacement en longueur par rapport au thermocouple central pour chaque configuration .....	56
II.10	Photos prises au Département de Génie Civil de l'IUT1 de Grenoble montrant a) le malaxeur de taille moyenne utilisé pour réaliser les gâchées de confection des éprouvettes dalles et, b) une gâchée de béton à hautes performances prête à l'emploi .....	59
II.11	Photos du moule-deux-éprouvettes prises a) à la fin de la confection des éprouvettes et juste après la mise en place des thermocouples et b) 24 h après au moment du démoulage mettant en évidence les thermocouples noyés dans le béton .....	61
II.12	Différentes vues des éprouvettes confectionnées pour la réalisation des essais d'écaillage thermique montrant les thermocouples dont elles sont équipées .....	61

II.13	Photos des éprouvettes cubiques de compression simple et prismatiques de flexion trois points dans les moules et en cours de démoulage .....	62
II.14	Photos des éprouvettes cubiques de compression simple .....	62
II.15	Photos des éprouvettes prismatiques de flexion trois points .....	63
II.16	Courbes contrainte-déformation d'essais de compression simple effectués à a) 300°C et b) 500°C sur des éprouvettes cubiques de 40 mm de côté de la formulation F1 .....	64
II.17	Courbes contrainte-déformation d'essais de flexion trois-points effectués à a) 300°C et b) 500°C sur des éprouvettes parallélépipédiques de dimensions 25×25×160 (mm) de la formulation F1 .....	64
II.18	Courbes de température de l'Essai 1 du 22 mars 2019 (Th_S0, Th_S5, Th_S10) .....	68
II.19	Courbes de température de l'Essai 2 du 26 mars 2019 (Th_S0, Th_S10, Th_S20) .....	69
II.20	Courbes de température de l'Essai 3 du 26 mars 2019 (Th_S0, Th_S10, Th_S20) .....	71
II.21	Schémas de disposition des thermocouples : a) Epreuve 2, b) Epreuve 3 .....	72
II.22	Photos des différentes éprouvettes ayant fait l'objet des essais : a) Epreuve 1, b) Epreuve 2, et c) Epreuve 3 .....	73
II.23	Photos de l'Epreuve 1 a) avant et b) après essai .....	73
II.24	Courbes de l'Essai 4 sur l'Epreuve 1 non munie de thermocouple .....	74
II.25	Courbes de température de l'Essai 5 sur l'Epreuve 2 munie d'un thermocouple central .....	75
II.26	Différentes photos de l'Epreuve 2 prises pendant et après l'essai .....	76
II.27	Différentes photos de l'Epreuve 3 prises pendant et à la fin de l'essai 6 ...	77
II.28	Courbes de température de l'Essai 6 (Th_S0, Th_S10, Th_S20) .....	78
II.29	Différence de température entre la température de régulation et la courbe standard ISO834 en a) valeurs absolues et b) valeurs relatives .....	80
II.30	Histogrammes constitués suite à l'analyse des débris de l'Essai 3 : a) masse, b) épaisseur, c) longueur et d) largeur .....	81
II.31	Courbes d'évolution de la température de l'Essai 8 - Th(0,5,10) .....	83
II.32	Courbes d'évolution de la température de l'Essai 9 - Th(0,5,10) .....	84
II.33	Courbes d'évolution de la température de l'Essai 13 - Th(0,5,10) .....	86

II.34	Courbes d'évolution de la température de l'Essai 10 - Th(0,10,20) .....	87
II.35	Courbes d'évolution de la température de l'Essai 14 - Th(0,10,20) .....	88
II.36	Courbes d'évolution de la température de l'Essai 6 - Th(0,10,20) .....	89
II.37	Courbes d'évolution de la température de l'Essai 15 - Th(0,7.5,15) .....	90
II.38	Courbes d'évolution de la température de l'Essai 16 - Th(0,15,20) .....	91
II.39	Courbes d'évolution de la température de l'Essai 11 - Th(0,20,40) .....	92
II.40	Courbes d'évolution de la température de l'Essai 7 - Th(0,0,0) .....	94
II.41	Courbes d'évolution de la température de l'Essai 12 - Th(0,0,0) .....	96
II.42	Etude détaillée des paliers de température de l'Essai 1 : a) en considérant les courbes de température normales et, b) en réduisant la fenêtre d'observation de la température entre 90 et 110°C .....	99
II.43	Etude détaillée des paliers de température de l'Essai 10 : a) en considérant les courbes de température normales et, b) en réduisant la fenêtre d'observation de la température entre 90 et 110°C .....	100
II.44	Faciès de rupture des différents essais .....	101
II.45	Histogramme des temps du 1 <sup>er</sup> éclat. En abscisse le numéro des essais .....	105
II.46	Histogramme des températures atteintes au temps du 1 <sup>er</sup> éclat par le four et par le thermocouple situé dans la face chauffée de l'éprouvette. Le numéro d'Essai est en abscisse .....	106
II.47	Histogramme des températures atteintes au temps du 1 <sup>er</sup> éclat par le four et par le thermocouple situé dans la face chauffée de l'éprouvette en considérant tous les essais. Les résultats sont disposés suivant l'ordre croissant de la température du four en abscisse .....	106
II.48	Evolution des températures du four et de la face chauffée de l'éprouvette en fonction du temps au premier éclat en prenant en compte tous les essais .....	107
II.49	Evolution de la température de la face chauffée au premier éclat en fonction de la température du four en prenant en compte tous les essais .....	107
II.50	SEM images taken on HPC at 20 °C and after cooling from 300°C, respectively, showing a) the interfacial surface left by a grain and b) the detailed view of the interfacial zone that appears less compact than cement paste. The visible crack is probably due to heating at 300°C [Bensalem et al. 2021] .....	108
II.51	Illustration de la diversité de production des éclats d'un essai à un autre .....	111

II.52	Histogrammes de dimensions de débris pour l'essai 1 du 22-03-2019 : a) Dimensions exprimées en valeurs moyennes, b) Dimensions exprimées en valeurs maximales .....	112
II.53	Histogrammes de dimensions des débris pour l'essai 10 du 17-12-2020 : a) Dimensions exprimées en valeurs moyennes, b) Dimensions exprimées en valeurs maximales .....	113
II.54	Histogramme des valeurs maximales de l'épaisseur des débris de différents essais .....	115
II.55	Histogramme des valeurs maximales de la masse des débris de différents essais .....	117
II.56	Histogramme des valeurs maximales de la longueur des débris de différents essais .....	118
III.1	Modèle géométrique à prendre en compte pour la modélisation éléments finis compte tenu des symétries du problème .....	123
III.2	Maillages de $\frac{1}{4}$ de la dalle avec des éléments finis cubiques CU20 avec en a) le maillage de référence constitué de $10 \times 10 \times 20$ éléments et en b) le maillage raffiné constitué de $10 \times 10 \times 40$ éléments. Les dimensions sont les suivantes : L=250 mm, H= 100 mm .....	124
III.3	Conditions aux limites thermiques uniquement appliquées au modèle éléments finis .....	125
III.4	Définition des surfaces d'application des conditions aux limites pour le modèle élément fini : a-conditions aux limites I, b- conditions aux limites II	126
III.5	Courbes d'évolution des Caractéristiques thermiques du matériau béton proposées par l'Eurocode 2 ; a) conductivité thermique $\lambda$ , b) masse volumique $\rho$ et c) capacité massique $C_p$ .....	128
III.6	Courbes d'évolution de la conductivité thermique donné par l'Eurocode 2 et celles modifiées : la correspondance est la suivante : Euro2_Cond-initiale = $\lambda$ , Euro2_Limite-sup-0.6 = $\lambda_1$ , Euro2_Limite-sup-0.9 = $\lambda_2$ et Euro2_Limite-sup+0.5 = $\lambda_3$ .....	129
III.7	Evolutions de la masse volumique en fonction de température donnée par l'Eurocode 2 et celle modifiée .....	130
III.8	Courbes d'évolution de la capacité massique donnée par l'Eurocode 2 et celle réduite d'un écart de 300 .....	130
III.9	Comparaison des résultats expérimentaux mesurés par les thermocouples et les résultats numériques calculés avec les caractéristiques du béton données par l'Eurocode 2 pour l'Essai 14 .....	134
III.10	Comparaison des résultats expérimentaux mesurés par les thermocouples et les résultats numériques calculés avec les caractéristiques du béton données par l'Eurocode 2 pour l'Essai 10 .....	135

III.11	Comparaison des résultats expérimentaux mesurés par les thermocouples et les résultats numériques calculés avec les caractéristiques du béton données par l’Eurocode 2 pour l’Essai 11 .....	135
III.12	Comparaison des résultats expérimentaux mesurés par les thermocouples et les résultats numériques calculés avec les caractéristiques du béton a) les paramètres de référence et b) les paramètres issus de la méthode inverse pour l’Essai 1 .....	136
III.13	Comparaison des résultats expérimentaux mesurés par les thermocouples et les résultats numériques calculés avec les caractéristiques du béton a) les paramètres de référence et b) les paramètres issus de la méthode inverse pour l’Essai 2 .....	137
III.14	Comparaison des résultats expérimentaux mesurés par les thermocouples et les résultats numériques calculés avec les caractéristiques du béton a) les paramètres de référence et b) les paramètres issus de la méthode inverse pour l’Essai 13 .....	138
III.15	Comparaison des résultats expérimentaux mesurés par les thermocouples et les résultats numériques calculés avec les caractéristiques du béton a) les paramètres de référence et b) les paramètres issus de la méthode inverse pour l’Essai 15 .....	139
III.16	Ecarts de température entre les courbes numériques calculées et les courbes expérimentales ; a) pour l’Essai 14, b) pour l’Essai 2, c) pour l’Essai 1 et d) pour l’Essai 13 en calculant avec les paramètres thermiques de référence	140
III.17	Ecarts de température entre les courbes numériques calculées et les courbes expérimentales a) pour l’essai 14 en en calculant avec les paramètres thermiques de référence et b) pour l’Essai 2, c) pour l’Essai 1 et d) pour l’Essai 13 en calculant avec les paramètres thermiques de référence (DeltaT1) et les paramètres modifiés (DeltaT2) .....	141
III.18	Evolution du module d’élasticité en fonction de la température .....	144
III.19	Evolution des paramètres $A_T$ et $A_C$ du modèle de Mazars en fonction de la température .....	144
III.20	Evolution des paramètres $B_T$ et $B_C$ du modèle de Mazars en fonction de la température .....	145
III.21	Evolution du paramètre BETA du modèle de Mazars et le seuil d’endommagement en fonction de la température .....	145
III.22	Contraintes normales Sigma XX et YY .....	148
III.23	Contraintes normales ZZ et contraintes de cisaillement XY .....	150
III.24	Contraintes de cisaillement XZ et ZY .....	151
III.25	Emplacement des points à partir desquels on détermine les nœuds sur lesquels on va pouvoir tracer les évolutions spatiales et temporelles .....	152



III.26	Evolutions temporelle et spatiale des contraintes normales suivant l'axe X	154
III.27	Evolutions temporelle et spatiale des contraintes normales suivant l'axe Y	155
III.28	Cartes d'endommagement de l'Essai 01 du 30-03-2017 avec le maillage de référence .....	157
III.29	Evolutions temporelles et spatiales de l'endommagement aux nœuds issus du point central Point P7 obtenues après modélisation de l'Essai 01.....	158
III.30	Evolutions temporelles et spatiales de l'endommagement aux nœuds issus des points latéraux P6 et P8 obtenues après modélisation de l'Essai 01. Ces deux points étant parfaitement symétriques du point de vue de la géométrie et du chargement donnent des réponses identiques .....	158
III.31	Evolutions temporelles et spatiales de l'endommagement aux nœuds issus du point diagonal P5 obtenue après modélisation de l'Essai 01. La réponse du point P5 est bien particulière .....	159
III.32	Evolutions spatiales de l'endommagement aux nœuds issus du point P11 situé au milieu de la face chauffée et du P13 un point décalé (Voir Fig.III.25), après modélisation de l'Essai 01. Même si les réponses semblent globalement similaires, il y a tout de même quelques différences, en particulier à l'instant initial .....	160
III.33	Calcul en non local avec $L_c=6$ mm .....	161
III.34	Evolutions temporelle de l'endommagement en approche non locale avec $L_c=6$ mm .....	162
III.35	Cartes d'endommagement obtenues au cours du chargement thermiques dans une modélisation de l'Essai 1 avec le modèle de Mazars avec l'approche non locale pour une valeur de la longueur caractéristique de 22 mm .....	163
III.36	Evolution de l'endommagement au point P7 .....	164
III.37	Cartes d'endommagement à différentes étapes du chargement obtenues après modélisation de l'Essai 13 .....	165
III.38	Evolutions temporelles et spatiales de l'endommagement aux nœuds issus du point central Point P7 obtenues après modélisation de l'Essai 13 .....	166
III.39	Evolutions temporelles et spatiales de l'endommagement aux nœuds issus des points latéraux P6 et P8 obtenues après modélisation de l'Essai 13. Ces deux points étant parfaitement symétriques du point de vue de la géométrie et du chargement donnent des réponses identiques .....	167
III.40	Evolutions temporelles et spatiales de l'endommagement aux nœuds issus du point diagonal P5 obtenues après modélisation de l'Essai 13. La réponse du point P5 est bien particulière .....	167
III.41	Cartes d'endommagement des différents essais modélisés au temps 600 s ...	171

IV.1	Schéma de disposition des plans de coupes PL1 et PL2 d'observation des résultats en s'appuyant sur le modèle de maillage raffiné de 40 éléments dans l'épaisseur .....	177
IV.2	Répartition de l'endommagement dans les plans de coupe PL1 et PL2 en s'appuyant sur le modèle de maillage raffiné de 40 éléments dans l'épaisseur au temps 200 s au cours de l'Essai 01 .....	178
IV.3	Répartition de l'endommagement dans les plans de coupe PL1 et PL2 en s'appuyant sur le modèle de maillage raffiné de 40 éléments dans l'épaisseur au temps 405 s au cours de l'Essai 01 .....	179
IV.4	Schéma de disposition des plans de coupes PL3, PL4, PL5 et PL6 d'observation des résultats en s'appuyant sur le modèle de maillage raffiné de 40 éléments dans l'épaisseur .....	179
IV.5	Répartition de l'endommagement dans les plans de coupe PL3, PL4, PL5 et PL6 en s'appuyant sur le modèle de maillage raffiné de 40 éléments dans l'épaisseur au temps 200 s au cours de l'Essai 01 .....	180
IV.6	Répartition de l'endommagement dans les plans de coupe PL3, PL4, PL5 et PL6 en s'appuyant sur le modèle de maillage raffiné de 40 éléments dans l'épaisseur au temps 405 s au cours de l'Essai 01 .....	181
IV.7	Faciès de rupture des différents essais .....	186

---

## Liste des tableaux

---

I.1	Facteurs d'influence d'éclatement du béton (Grant Wrang et al., 2013) .....	13
I.2	Résultats expérimentaux de la littérature sur l'effet de vitesse de chauffage sur l'écaillage du béton, tirés de [Jie Zhao et al. 2017] .....	15
I.3	Les principales réactions physico-chimiques dans le béton à haute température [Noumowé 1995]. [Xing 2011], [Gaweska2004], Les principaux phénomènes observés expérimentalement par (Choinska, 2006) .....	18
I.4	Dimensions caractéristiques d'une écaille selon la classe de béton [Pimienta et al. 2019] .....	38
I.5	Recueil d'informations de plusieurs études ayant porté sur des essais d'écaillage de structures en béton soumises au feu ISO834 tiré de [Hua et al, 2021] .....	42
II.1	Formulations retenues dans cette étude pour 1 m <sup>3</sup> de béton .....	52
II.2	Identification de la configuration des thermocouples dans les éprouvettes.....	56
II.3	Récapitulatif des différentes éprouvettes confectionnées au cours de la thèse ....	60
II.4	Tableau récapitulatif des essais d'écaillage thermique réalisés donnant en fonction du numéro d'essai les temps, durée et températures caractéristiques ainsi que des informations sur les matériaux et la configuration des thermocouples .....	66
II.5	Caractéristiques des éprouvettes utilisées dans les essais préliminaires .....	68
II.6	Liste des essais réalisés avec le temps au 1 <sup>er</sup> éclat, la température de la face chauffée et la température du four associés correspondants .....	103
II.7	Analyse statistique des résultats donnant la moyenne du temps du premier éclat, de la température de la face du four et de la face chauffée pour les catégories d'essais suivantes : tous les essais (BUHP et BHP), tous les essais sur le BHP uniquement, et enfin les essais sur le BHP en retirant certains résultats entachés d'erreur manifeste .....	106
II.8	Mise en parallèle des résultats de la littérature avec ceux de la présente étude...	110
III.1	Différentes conditions aux limites thermiques et le chargement thermique appliqués sur les faces de l'élément fini modélisé .....	126
III.2	Ordres de grandeur du coefficient de convection thermique .....	128
III.3	Définition des paramètres utilisés pour modéliser les essais d'écaillage .....	132

III.4	Récapitulatif du programme de modélisation numérique des essais d'écaillage par l'approche thermomécanique .....	133
IV.1	Analyse quantitative des cartes d'endommagement des figures 42 et 45 issues de la modélisation de l'Essai 01 au temps 405 s. En repérant le numéro des sous-couches d'éléments finis atteintes par un endommagement avoisinant 1, on peut après traduire les numéros en distance de la face chauffée en terme de distance moyenne, de distance minimale et de distance maximale .....	183
IV.2	Comparaison des temps au premier éclat donnés par la modélisation en considérant une valeur d'endommagement de 1 au point central P7 et par les essais .....	184
A.1	Caractéristiques du sable normalisé CEN EN 196-1 de la Société Nouvelle du Littoral	211
A.2	Caractéristiques physico-chimiques de la fumée de silice CONDENSIL S95 DP (S) .....	211
A.3	Caractéristiques du superplastifiant Sika ViscoCrete TEMPO-10 .....	212
A.4	Performances déclarées du superplastifiant Sika ViscoCrete TEMPO-10 .....	212
B.1	Tableau prévisionnel de confection des éprouvettes .....	214

---

# ANNEXES

---

## Caractéristiques des différents constituants des formulations du béton retenues

### 1-Le sable normalisé

Tous les bétons ayant fait l'objet de l'étude ont été formulés à partir de sable normalisé de la Société Nouvelle du Littoral. Il s'agit de sable essentiellement quartzueux dont la taille du plus gros grain est de 2 mm. Les principales caractéristiques du sable sont données au Tableau A.1.

Tableau A.1 : Caractéristiques du sable normalisé CEN EN 196-1 de la Société Nouvelle du Littoral, Site : [www.standard-sand.com](http://www.standard-sand.com)

Caractéristiques	Valeurs
Masse volumique réelle (EN 1097-6) en t/m <sup>3</sup> (g/cm <sup>3</sup> )	2.64
Masse volumique apparente (EN 1097-6) en t/m <sup>3</sup> (g/cm <sup>3</sup> )	1.62
Perte au feu à 950 °C (EN 196-2) en %	0.16
Absorption/ d'eau (EN 1097-6) en %	0.20

### 2-Le ciment

Le ciment utilisé est un ciment Portland hautes performances, CEM I 52.5 N CE PM-CP2 NF, produit par la société des ciments Vicat.

### 3-La fumée de silice

La Fumée de silice de type CONDENSIL S95 DM / S95 DP (ou S95 DP (S)), conforme à la norme NF EN 13263-1+ A1 MAI 2009 –CE 0099 –0099/CPR/A94/0011, a utilisée pour la fabrication de l'essentiel des bétons de cette étude. Elle est obtenue après filtration lors de la fabrication de silicium métal dans un four à arc. La fumée de silice est très utilisée dans les bétons pour améliorer leurs propriétés physiques, mécaniques et leur durabilité grâce à sa grande finesse (100 à 150 fois plus fine que le ciment) qui permet de remplir des vides entre les granulats et les grains de ciments ainsi que de réduire fortement la porosité et la perméabilité du béton. Les caractéristiques physico-chimiques de la fumée de silice CONDENSIL S95 DM / S95 DP sont présentées dans le Tableau A.2.

Tableau A.2 : Caractéristiques physico-chimiques de la fumée de silice CONDENSIL S95 DP (S).

	SPECIFICATIONS EN	TYPIQUE
SiO <sub>2</sub> (%)	≥ 85%	90-92%
Si libre (%)	≤ 0.4%	0.14%
CaO libre (%)	≤ 1.0%	< 0.1%
SO <sub>3</sub> (%)	≤ 2.0%	0.25%
Na <sub>2</sub> O équivalent (%)	≤ 1.0%	0.6%
Cl <sup>-</sup> (%)	≤ 0.3%	< 0.1%

Perte au Feu (à 950°C pendant 1h) (%)	$\leq 4.0\%$	$< 3.0\%$
H <sub>2</sub> O (%)	$\leq 3.0\%$	0.5%
Indice d'activité à 28 jours	$\geq 100\%$	110%
Densité apparente (kg/m <sup>3</sup> )	550-700 kg/m <sup>3</sup>	550 - 700 kg/m <sup>3</sup> $\pm$ 30
pH		8.0

#### 4-Le superplastifiant

Nous avons utilisé essentiellement du Sika ViscoCrete TEMPO-10 qui est un superplastifiant de nouvelle génération à base de polycarboxylates. Nous avons utilisé cet adjuvant dans la formulation de notre béton à hautes performances avec un rapport E/C faible. Donc l'utilisation de ce haut réducteur d'eau permet de réduire la quantité d'eau de gâchage. Les caractéristiques du superplastifiant, Sika ViscoCrete TEMPO-10 (de la norme CE et NF selon la norme NF EN 934-2 tab 3.1 et 3.2.), sont présentées dans les Tableaux A.3 et A.4.

Tableau A.3 : Caractéristiques du superplastifiant Sika ViscoCrete TEMPO-10

Densité	1,060 $\pm$ 0,020
Valeur pH	4,0 $\pm$ 1,0
Extrait Sec	Extrait Sec 29,5 $\pm$ 1,4% (méthode halogène selon NF 085) 30,0 $\pm$ 1,5% (NF EN 480-8)
Teneur Totale en Ions Chlorure	$\leq 0,1 \%$
Équivalent Oxyde de Sodium	$\leq 1 \%$

Tableau A.4 : Performances du superplastifiant Sika ViscoCrete TEMPO-10

Caractéristiques essentielles	Performances	Spécifications techniques harmonisées
Teneur en ions chlorure	$\leq 0.1 \%$	EN 934-1:2008
Teneur en alcalins	$\leq 1\%$	
Réduction d'eau	BA $\geq 12\%$ du BT	EN 934-2 :2009+A1 :2012
Résistance à la compression	Fonction haut réducteur d'eau : -à 1 jour, BA $\geq$ à140% du BT -à 28 jours, BA $\geq$ 115% du BT Fonction Superplastifiant : -à 28 jours, BA $\geq$ 90% du BT	
Teneur en air du béton frais	BA $\leq$ BT +2% en volume	
Augmentation de la consistance	Fonction Superplastifiant : -Affaissement du BA $\geq$ 120 mm à celui du BT -étalement du BA $\geq$ 160 mm à celui du BT	
Maintien de la consistance	Fonction Superplastifiant :	

	Après 30 minutes, Consistance du BA $\geq$ à consistance initiale du BT	
--	---	--



## Programme initial de la confection des éprouvettes pour chaque catégorie d'essais

Plan d'essais /Confection des éprouvettes									
	Type d'essai	Eprouvettes	Dimensions (en mm)	Nombre d'éprouvettes	L'emplacement des thermocouples	Nombre des thermocouples / éprouvette	Nombre total des thermocouples	Machine d'essai	Total d'éprouvettes à fabriquer
<b>Essais de caractérisation</b>	Réglage de température	Cubique	40x40x40	6	Centre de l'éprouvette	1	6	Presse ZWICK 400	6
	Compression à haute température	Cubique	40x40x40	90	--	--	--	Presse ZWICK 400	90
	Flexion 3 points à température ambiante	Prismatique	25x25x160	50	--	--	--	Presse ZWICK 400	50
	Flexion 3 points à haute température	Prismatique	40x40x160	30	--	--	--	Presse ZWICK 400	30
<b>Essais d'écaillage</b>	Essais de Réglage: cycle thermique appliqué	Dalle	250x250x100	2	Placés sur la face chauffée	3	6	Banc d'écaillage	25
	Essai de l'uniformité de température	Dalle	250x250x100	1	Différentes positions	5	5		
	Essais d'écaillage	Dalle	250x250x100	22	Différentes configurations	3	66	Banc d'écaillage	
							83 thermocouples		

Tableau 1 : Tableau prévisionnel de confection des éprouvettes

## Couplage thermo-mécanique

### 1-Couplage faible

Le couplage thermo-mécanique considéré pour modéliser l'endommagement thermique du béton est un couplage faible. Nous ne prenons en compte que les effets de la thermique sur la mécanique. Les effets inverses de la mécanique sur la thermique ne sont pas pris en compte (les élévations de température dues aux déformations d'origines mécanique).

### 2-Relation de comportement thermo-mécanique

La déformation totale  $\varepsilon$  est la somme d'une déformation élastique  $\varepsilon^e$  et d'une déformation thermique  $\varepsilon^{th}$  donnée par l'équation :

$$\varepsilon = \varepsilon^e + \varepsilon^{th} \quad (\text{eq.1})$$

Les déformations thermiques s'obtiennent par l'équation suivante :

$$\varepsilon^{th} = \alpha \Delta T \{I\} \quad (\text{eq.2})$$

La variation de température est définie par la formule suivante :

$$\Delta T = T(M_i, t) - T_i \quad (\text{eq.3})$$

Où  $T_i$  est la température initiale au point  $M_i$  du milieu.

Lorsque les effets de la dilatation thermique sont pris en compte, Le couplage se fait par la relation de comportement suivante :

$$\{\varepsilon\} = [C_{el}]^{-1} \{\sigma\} + \alpha \Delta T \{I\} \quad (\text{eq.4})$$

Ou bien la loi de comportement s'écrit :

$$\{\sigma\} = [C_{el}] \{\varepsilon^e\} \quad (\text{eq.5})$$

Ou

$$\{\sigma\} = [C_{el}] \{\varepsilon\} - \alpha \Delta T [C_{el}] \{I\} \quad (\text{eq.6})$$

Avec :

$$\{\sigma\} = \begin{Bmatrix} \sigma_{xx} \\ \sigma_{yy} \\ \sigma_{zz} \\ \sigma_{xy} \\ \sigma_{xz} \\ \sigma_{yz} \end{Bmatrix} \quad \{\varepsilon\} = \begin{Bmatrix} \varepsilon_{xx} \\ \varepsilon_{yy} \\ \varepsilon_{zz} \\ 2\varepsilon_{xy} \\ 2\varepsilon_{xz} \\ 2\varepsilon_{yz} \end{Bmatrix} \quad \{I\} = \begin{Bmatrix} 1 \\ 1 \\ 1 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{Bmatrix} \quad (\text{eq.7})$$

$[C_{el}]$  est la matrice du comportement élastique (tenseur de rigidité).  $\{I\}$  est le vecteur identité au sens de la représentation vectorielle des contraintes et des déformations (tenseur identité).  $\alpha$  est un paramètre scalaire appelé coefficient de dilatation thermique. Il est exprimé en  $K^{-1}$  (ou  $^{\circ}C^{-1}$ ). Le coefficient de dilatation thermique du béton est de  $10 \times 10^{-6} ^{\circ}C^{-1}$ .

Cette relation de comportement exprime que :

- S'il y a élévation de température ( $\Delta T > 0$ ), il peut y avoir dilatation (les composantes de cisaillement ne sont pas affectées) sans contrainte.
- S'il y a élévation de température sans possibilité de déformation, il y a compression du milieu.

### 3-Résolution par la méthode des éléments finis en thermoélasticité

Formulation EF du problème

La quantité :

$$\varepsilon^{th} = \alpha \Delta T \{I\} \quad (\text{eq.8})$$

est appelée dilatation thermique. Elle est complètement connue sur un élément dès lors que le problème de conduction thermique est résolu (c'est-à-dire que le champ de température  $T(x, y, z)$  est calculé).

La quantité :

$$\{\varepsilon^e\} = [C_{el}]^{-1} \{\sigma\} \quad (\text{eq.9})$$

est appelée déformation mécanique. Elle est inconnue et dépend de la résolution du problème thermique. Pour la résolution du problème de mécanique, il s'agit d'imposer une partie de la déformation :

$$\{\varepsilon\} = \{\varepsilon^e\} + \{\varepsilon^{th}\} \quad (\text{eq.10})$$

Or, il n'est pas possible d'imposer une partie de la déformation en éléments finis. Les seules quantités qui peuvent être imposées sont des déplacements, des efforts surfaciques et des efforts volumiques.

Le problème est donc réécrit de la forme :

$$\{\sigma^{th}\} = \alpha \Delta T [C_{el}] \{I\} \quad (\text{eq.11})$$

en introduisant une contrainte thermique initiale connue qui est en équilibre avec le champ de forces volumiques thermiques :

$$\{\bar{f}^{th}\} = \int_{\Omega} [\partial N]^t \{\sigma^{th}\} dV \quad (\text{eq.12})$$

Ce champ de forces volumiques  $\{\bar{f}^{th}\}$  imposé sur la structure libre crée le champ de contrainte  $\{\sigma^{th}\}$ , à qui correspond la dilatation thermique  $\{\varepsilon^{th}\}$  par la relation de comportement.

Le problème mécanique est donc résolu en appliquant le champ de forces volumiques thermiques  $\{\bar{f}^{th}\}$  en plus du reste du chargement mécanique. Une fois le vecteur des déplacements nodaux  $\{\bar{u}\}$  calculé, on obtient le champ de déformation :

$$\{\varepsilon\} = [\partial N]\{\bar{u}\} = \{\varepsilon^e\} + \{\varepsilon^{th}\} \quad (\text{eq.13})$$

à partir duquel on peut calculer :

$$\{\sigma\} = [C_{el}]\{\varepsilon\} - \{\sigma^{th}\} \quad (\text{eq.14})$$

La résolution de problèmes thermomécaniques couplés nécessite l'utilisation du même maillage pour le calcul thermique et le calcul mécanique (calcul des forces thermiques nodales à partir des températures nodales par la méthode des éléments finis).