



**HAL**  
open science

# Contribution à l'étude des bétons portés en température / Evolution des propriétés de transfert : Etude de l'éclatement

Rachid Haniche

► **To cite this version:**

Rachid Haniche. Contribution à l'étude des bétons portés en température / Evolution des propriétés de transfert : Etude de l'éclatement. Autre. INSA de Lyon, 2011. Français. NNT : 2011ISAL0155 . tel-00701556

**HAL Id: tel-00701556**

**<https://theses.hal.science/tel-00701556>**

Submitted on 25 May 2012

**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

# Contribution à l'étude des bétons portés en température / Evolution des propriétés de transfert / Etude de l'éclatement

Présentée devant  
L'Institut National des Sciences Appliquées de Lyon

Pour obtenir  
Le grade de docteur

École doctorale : Mécanique, Energétique, Génie Civil, Acoustique (MEGA)  
Spécialité : Génie Civil

Par

**Rachid HANICHE**  
(Ingénieur)

Soutenue le 20 Décembre 2011 devant la Commission d'examen

**Jury MM.**

---

Ali LIMAM	INSA Lyon	
Pierre CLASTRES	INSA Toulouse	Rapporteur
Albert NOUMOWE	L2MGC Cergy-Pontoise	Rapporteur
Catherine A. DAVY	EC Lille	
Laetitia D'ALOIA-S.	CETU Lyon	
Gérard DEBICKI	INSA de Lyon	Directeur de thèse

Laboratoire de Génie Civil et de l'Ingénierie Environnementale (LGCIE) de l'INSA de Lyon



SIGLE	ECOLE DOCTORALE	NOM ET COORDONNEES DU RESPONSABLE
<b>CHIMIE</b>	<b>CHIMIE DE LYON</b> <a href="http://sakura.cpe.fr/ED206">http://sakura.cpe.fr/ED206</a>  M. Jean Marc LANCELIN  Insa : R. GOURDON	M. Jean Marc LANCELIN Université Claude Bernard Lyon 1 Bât CPE 43 bd du 11 novembre 1918 69622 VILLEURBANNE Cedex Tél : 04.72.43 13 95 Fax : lancelin@hikari.cpe.fr
<b>E.E.A.</b>	<b>ELECTRONIQUE, ELECTROTECHNIQUE, AUTOMATIQUE</b> <a href="http://www.insa-lyon.fr/eea">http://www.insa-lyon.fr/eea</a> M. Alain NICOLAS Insa : C. PLOSSU ede2a@insa-lyon.fr Secrétariat : M. LABOUNE AM. 64.43 – Fax : 64.54	M. Alain NICOLAS Ecole Centrale de Lyon Bâtiment H9 36 avenue Guy de Collongue 69134 ECULLY Tél : 04.72.18 60 97 Fax : 04 78 43 37 17 eea@ec-lyon.fr Secrétariat : M.C. HAVGOUDOUKIAN
<b>E2M2</b>	<b>EVOLUTION, ECOSYSTEME, MICROBIOLOGIE, MODELISATION</b> <a href="http://biomserv.univ-lyon1.fr/E2M2">http://biomserv.univ-lyon1.fr/E2M2</a>  M. Jean-Pierre FLANDROIS Insa : H. CHARLES	M. Jean-Pierre FLANDROIS CNRS UMR 5558 Université Claude Bernard Lyon 1 Bât G. Mendel 43 bd du 11 novembre 1918 69622 VILLEURBANNE Cédex Tél : 04.26 23 59 50 Fax 04 26 23 59 49 06 07 53 89 13 e2m2@biomserv.univ-lyon1.fr
<b>EDISS</b>	<b>INTERDISCIPLINAIRE SCIENCES-SANTE</b>  Sec : Safia Boudjema M. Didier REVEL Insa : M. LAGARDE	M. Didier REVEL Hôpital Cardiologique de Lyon Bâtiment Central 28 Avenue Doyen Lépine 69500 BRON Tél : 04.72.68 49 09 Fax :04 72 35 49 16 Didier.revel@creatis.uni-lyon1.fr
<b>INFOMATHS</b>	<b>INFORMATIQUE ET MATHEMATIQUES</b> <a href="http://infomaths.univ-lyon1.fr">http://infomaths.univ-lyon1.fr</a> M. Alain MILLE	M. Alain MILLE Université Claude Bernard Lyon 1 LIRIS - INFOMATHS Bâtiment Nautibus 43 bd du 11 novembre 1918 69622 VILLEURBANNE Cedex Tél : 04.72. 44 82 94 Fax 04 72 43 13 10 <a href="mailto:infomaths@bat710.univ-lyon1.fr">infomaths@bat710.univ-lyon1.fr</a> - <a href="mailto:alain.mille@liris.cnrs.fr">alain.mille@liris.cnrs.fr</a>
<b>Matériaux</b>	<b>MATERIAUX DE LYON</b>  M. Jean Marc PELLETIER  Secrétariat : C. BERNAVON 83.85	M. Jean Marc PELLETIER INSA de Lyon MATEIS Bâtiment Blaise Pascal 7 avenue Jean Capelle 69621 VILLEURBANNE Cédex Tél : 04.72.43 83 18 Fax 04 72 43 85 28 <a href="mailto:Jean-marc.Pelletier@insa-lyon.fr">Jean-marc.Pelletier@insa-lyon.fr</a>
<b>MEGA</b>	<b>MECANIQUE, ENERGETIQUE, GENIE CIVIL, ACOUSTIQUE</b>  M. Jean Louis GUYADER  Secrétariat : M. LABOUNE PM : 71.70 –Fax : 87.12	M. Jean Louis GUYADER INSA de Lyon Laboratoire de Vibrations et Acoustique Bâtiment Antoine de Saint Exupéry 25 bis avenue Jean Capelle 69621 VILLEURBANNE Cedex Tél :04.72.18.71.70 Fax : 04 72 43 72 37 <a href="mailto:mega@lva.insa-lyon.fr">mega@lva.insa-lyon.fr</a>
<b>ScSo</b>	<b>ScSo*</b>  M. OBADIA Lionel  Insa : J.Y. TOUSSAINT	M. OBADIA Lionel Université Lyon 2 86 rue Pasteur 69365 LYON Cedex 07 Tél : 04.78.77.23.88 Fax : 04.37.28.04.48 <a href="mailto:Lionel.Obadia@univ-lyon2.fr">Lionel.Obadia@univ-lyon2.fr</a>

\*ScSo : Histoire, Géographie, Aménagement, Urbanisme, Archéologie, Science politique, Sociologie, Anthropologie





# **Remerciements**

Les travaux de recherche présentés dans ce mémoire se sont déroulés au sein du Laboratoire LGCIE de l'INSA de Lyon. Mes remerciements s'adressent tout d'abord aux personnes avec lesquelles j'ai travaillé et qui m'ont fait part de leurs connaissances et de leur savoir-faire :

Monsieur Gérard DEBICKI, qui a dirigé cette thèse, soutenu et orienté la réalisation de ce travail par ses compétences scientifiques et ses précieux conseils qui ont fait progresser ce travail. Qu'il veuille bien accepter ma sincère reconnaissance et mon profond respect.

Je remercie vivement les membres du jury de soutenance de cette thèse :

- Monsieur Pierre CLASTRES, Professeur à l'INSA de Toulouse et Monsieur Albert N. NOUMOWE, Professeur à l'université de Cergy-Pontoise, d'avoir accepté, au milieu de ses multiples tâches, d'être rapporteurs de ce mémoire. Je les suis très reconnaissante pour l'intérêt qu'ils ont porté à ce travail et pour ses conseils efficaces.

- Monsieur Ali LIMAM, Professeur à l'INSA de Lyon, Madame Catherine A. DAVY, Maître de conférence à l'école centrale de Lille et Madame Laetitia D'ALOIA-SCHWARTZENTRUBER, Docteur au Centre d'Etudes des Tunnels qui m'ont fait l'honneur d'en être membre du jury de soutenance de cette thèse.

Je remercie Monsieur Ahmed BOUAMRANE et Monsieur Fabien DELHOMME pour leurs précieux conseils et leurs encouragements.

Je tiens à remercier l'ensemble des techniciens et informaticiens du LGCIE pour leur aide. Je remercie également l'ensemble des membres du LGCIE, professeurs, maîtres de conférences, doctorants et aussi secrétaires.

Je remercie amicalement tous les amis et tous ceux qui ont été à mes côtés pendant les moments difficiles.

Je ne remercie jamais assez mes parents, mes chères sœurs, mes frères, mes nièces, mes neveux, mon beau-frère ainsi que toute ma famille pour leur soutien et leurs encouragements incessants malgré la distance qui nous sépare.

Un grand merci à mes parents à qui je dois ce que je suis devenue.



## RESUME

L'étude du comportement des bétons à hautes températures est d'une grande importance pour déterminer la stabilité et la résistance des structures en béton en situation d'incendie. Des incendies spectaculaires, ces dernières années, ont montré que le béton pouvait être très fortement sollicité. Ainsi il apparaît qu'assurer un bon comportement du béton en température permet de sauver des vies et de diminuer les frais d'immobilisation et de réparation des structures endommagées. Le travail présenté vise, par une étude expérimentale, à apporter une meilleure compréhension des phénomènes mis en jeu lors de l'exposition aux hautes températures des bétons à hautes performances (BHP). Il s'intéresse, plus particulièrement, aux transferts des fluides dans les bétons (perméabilité) et à l'étude de l'instabilité thermique (éclatement) des bétons à hautes performances.

La première partie présente un bref rappel des notions générales sur le béton et ses constituants et décrit les phénomènes physiques observables au sein du béton porté en température. La deuxième partie du document précise le choix des matériaux d'études utilisés, BHP (80 MPa) avec 5% de fumée de silice (matériau à faible perméabilité pour améliorer la durabilité), et différents pourcentages de fibres de polypropylène, donnant les différentes formulations et leurs caractéristiques à l'état frais et durci. L'utilisation des fibres de polypropylène (PP) est considérée comme une solution technique efficace pour améliorer la tenue au feu des bétons à hautes performances, notamment grâce aux phénomènes physiques apparaissant aux températures inférieures à 200°C. La troisième partie concerne la caractérisation de l'évolution de propriétés physiques, thermiques et mécaniques des bétons en température. Une étude expérimentale a été menée pour caractériser les bétons d'étude et suivre l'évolution de chacune des propriétés en fonction de la température : porosité, perte de masse, isothermes de sorption, propriétés thermiques et mécaniques. La quatrième partie concerne l'étude de l'évolution de la perméabilité, principale propriété caractérisant les transferts hydriques au sein des bétons portés en température. Une étude expérimentale est menée concernant l'évolution de la perméabilité des bétons en fonction de la température (jusqu'à 200°C). Les paramètres étudiés sont : le type de béton (avec ou sans fibres de PP), deux types de fibre de géométrie différente, la nature du fluide (air et vapeur d'eau) et la méthode de mesure (en résiduel et à chaud). Les résultats expérimentaux montrent que les fibres génèrent une perméabilité plus importante au-delà de 150°C et que les résultats obtenus en résiduel ou à chaud peuvent être liés aux modes opératoires. Enfin, dans la dernière partie une investigation sur le phénomène d'éclatement explosif en lien avec la composition du matériau est menée. Une nouvelle méthode d'investigation expérimentale de la sensibilité des formulations à l'instabilité thermique est proposée : étude sur des sphères portées en température. Cette méthode devra être comparée aux méthodes traditionnelles d'investigation.

L'analyse des résultats des essais permet de discuter sur les causes de l'instabilité thermique et de caractériser les différentes propriétés du béton à hautes températures, données indispensables à la modélisation.

**Mots-Clés** : Béton à haute performance, Haute température, Perméabilité, Instabilité thermique, Fibres de polypropylène, Sorption-désorption, Porosité, Propriétés mécaniques, Propriétés thermiques.



## ABSTRACT

The study of the behaviour of concrete at high temperatures is of great importance to determine the stability and strength of concrete structures in fire conditions. Spectacular fires, these last years, showed that the concrete could be very strongly solicited. Thus it appears that to ensure a very good behaviour of the concrete at temperature it is saved people and reduced the expenses of immobilisation and repair of the damaged structures. The aims of the present work, by the experimental study, are to provide a better comprehension of the involved phenomena during the exposure to the high temperatures of the high performance concretes (HPC). It focuses, in particular, on the fluids transfers (permeability) and the study of the thermal instability (spalling) of high performance concrete.

The first part presents a brief presentation of general notions of concrete and its constituents and describes the physical phenomena observed in the concrete at temperature. The second part sets the choice of used materials, HPC (80 MPa) with 5% of silica fume (material with low permeability to improve durability), and different percentages of polypropylene fibres, giving the different formulations and characteristics of fresh and hardened concrete. The use of polypropylene fibres (PP) is regarded as an effective technical solution to improve the behaviour of the HPC at fire conditions, in particular thanks to the physical phenomena appearing at the temperatures lower than 200°C. The third part concerns the characterisation of the evolution of concrete physical, thermal and mechanical properties at elevated temperature. An experimental study was conducted to characterize the concretes and to follow the evolution of each properties at high temperature: porosity, mass loss, sorption isotherms, thermal and mechanical properties. The fourth part concerns the study of the evolution of the permeability, as a main property characterising the hydrous transfers inside the concrete exposed to temperature. An experimental study is conducted concerning the evolution of the permeability of concrete as a function of temperature (up to 200 ° C). The studied parameters are: the type of concrete (with and without fibres), two types and geometry of fibres, the nature of the fluid (air and vapour) and the measurement methods (residual and under temperature). The experimental results shows that the existing fibres generate a most important permeability beyond 150°C and that the obtained results, by residual or under temperature measurements, may be related to the operating procedures. Finally, in the last part an investigation on the spalling phenomenon related to the material compositions is conducted. A new experimental method of investigation of the sensitivity of the formulations to thermal instability is proposed: the study of spherical specimens exposed in high temperatures. This method will be compared to the traditional methods of investigation.

The analysis of the test results makes to discuss the thermal instability causes and to characterize the concrete properties at high temperatures, important data to modelling.

**Keyword:** High performance concrete, high temperature, permeability, thermal instability, polypropylene fibres, sorption-desorption, porosity, mechanical properties, thermal properties.



## SOMMAIRE

LISTE DES FIGURES .....	19
LISTE DES TABLEAUX .....	25
INTRODUCTION GENERALE.....	27
CHAPITRE 1 : ELEMENTS BIBLIOGRAPHIQUES ET PROBLEMATIQUES .....	31
1. Eléments bibliographiques et problématiques.....	33
1.1. Introduction .....	33
1.2. Description et microstructure du béton.....	33
1.2.1. Description du béton .....	33
1.2.1.1. Le ciment hydraté.....	33
1.2.1.2. Granulats.....	34
1.2.1.3. Additions minérales .....	34
1.2.1.4. Adjuvants .....	35
1.2.2. Microstructure du béton durci.....	36
1.2.2.1. Microstructure de la pâte de ciment.....	36
1.2.2.2. Interface pâte-granat. ....	37
1.2.2.3. Caractérisation de la microstructure du béton.....	39
1.2.2.3.1. La porosité .....	39
1.2.2.3.2. La distribution des tailles des pores .....	42
1.2.2.3.3. La tortuosité et la connectivité .....	42
1.2.3. L'eau dans le béton durci .....	43
1.2.3.1. Classification de l'eau.....	44
1.2.3.2. L'isotherme de sorption désorption.....	45
1.2.3.2.1. Notion d'activité de l'eau .....	45
1.2.3.2.2. Isotherme de sorption et de désorption .....	45
1.2.3.2.3. Les isothermes de sorption à la température ambiante .....	46
□ Classification des isothermes de sorption.....	46
□ Le phénomène d'hystérésis des isothermes de sorption .....	48
1.3. Problématiques liées aux variations de température .....	49
1.3.1. Le séchage des bétons à température ambiante.....	49
1.3.2. Mouvements hydriques due à la variation de température.....	49
1.3.3. Modifications physiques et chimiques.....	50
1.3.4. Variations dimensionnelles due au chauffage.....	51
1.3.5. Pertes de résistances mécaniques.....	52
1.3.6. Pertes de matière (instabilité thermique) .....	53
1.4. De la bibliographie au cadre de l'étude .....	54
1.5. Justification du programme d'étude.....	56



1.5.1.	Domaine de température.....	57
1.5.2.	Type de béton .....	57
1.5.3.	Programme expérimental .....	58
1.6.	Conclusion .....	60
CHAPITRE 2 : MATERIAUX D'ETUDE .....		61
2.	Matériaux d'étude .....	63
2.1.	Introduction .....	63
2.2.	Formulations des bétons d'étude .....	63
2.2.1.	Caractéristiques de chaque composant du béton .....	65
2.2.1.1.	Ciment.....	65
2.2.1.2.	Granulats.....	65
2.2.1.3.	Sable .....	66
2.2.1.4.	Adjuvant .....	68
2.2.1.5.	Fumée de silice .....	68
2.2.1.6.	Fibres de polypropylène .....	68
2.2.1.6.1.	Comportement thermique des fibres utilisées.....	69
2.2.1.6.2.	Mouillabilité des fibres.....	72
2.3.	Caractéristiques de béton frais.....	76
2.4.	Caractéristiques du béton durci.....	78
2.4.1.	Résistance à la compression.....	78
2.5.	Conclusion .....	79
CHAPITRE 3 : EVOLUTION DES PROPRIETES PHYSIQUES, MECANIQUES ET THERMIQUES DU BETON PORTES EN TEMPERATURE .....		81
3.	Evolution des propriétés physiques, mécaniques et thermiques du béton porté en température.....	83
3.1	Introduction .....	83
3.2	Synthèse bibliographique .....	83
3.2.1.	Effet de la température sur la microstructure du béton .....	83
3.2.1.1.	Modification physico-chimique .....	83
3.2.1.2.	Effet sur l'interface pate-granulats .....	86
3.2.1.3.	Evolution de la porosité et de la distribution des tailles des pores.....	87
3.2.2.	La perte de masse.....	93
3.2.3.	Effet de la température sur les isothermes de sorption.....	96
3.2.4.	Effet de la température sur des propriétés mécaniques.....	98
3.2.4.1.	Résistance en compression.....	98
3.2.4.2.	Résistance en traction .....	101
3.2.5.	Effet de la température sur des propriétés thermiques .....	103
3.2.5.1.	Conductivité thermique.....	103

3.2.5.2.	Diffusivité thermique .....	104
3.2.6.	Conclusion .....	105
3.3	La porosité et la masse volumique du béton en température .....	106
3.3.1.	Méthodologie expérimentale .....	106
3.3.2.	Protocole expérimental.....	107
3.3.3.	Résultats expérimentaux.....	108
3.3.3.1.	La porosité accessible à l'eau.....	108
3.3.3.2.	Masse volumique apparente.....	111
3.3.3.3.	La perte de masse.....	112
3.4	Les isothermes de sorption-désorption .....	113
3.4.1.	Méthodologie expérimentale .....	114
3.4.1.1.	Sorption-Désorption à la température ambiante .....	114
3.4.1.1.1.	Préparation du banc d'essai .....	114
3.4.1.1.2.	Préparation des échantillons .....	116
3.4.1.1.3.	Détermination de la quantité d'eau adsorbée : .....	116
3.4.1.2.	La désorption à températures élevées.....	117
3.4.1.2.1.	Préparation du banc d'essai .....	117
3.4.2.	Résultats expérimentaux.....	119
3.4.2.1.	Isothermes de Sorption-Désorption à la température ambiante .....	119
3.4.2.2.	Isothermes de Désorption à températures élevées.....	123
3.5	Evolution des propriétés thermiques .....	127
3.5.1.	Méthodologie expérimentale .....	127
3.5.1.1.	Préparation des échantillons .....	128
3.5.2.	Traitement thermique des échantillons .....	129
3.5.2.1.	Mesures à chaud.....	129
3.5.2.2.	Mesures en résiduel .....	130
3.5.3.	Résultats expérimentaux.....	130
3.5.3.1.	Conductivité thermique.....	131
3.5.3.2.	Diffusivité thermique .....	133
3.5.3.3.	Chaleur spécifique.....	134
3.6	Evolution des propriétés mécaniques.....	135
3.6.1.	Méthodologie expérimentale .....	135
3.6.1.1.	Préparation des échantillons .....	135
3.6.1.2.	Traitement thermique des éprouvettes .....	136
3.6.1.3.	Description des bancs d'essai .....	136
3.6.1.3.1.	Essais de résistance en compression et module d'élasticité .....	137
3.6.1.3.2.	Essais de résistance en traction par fendage .....	138

3.6.2.	Résultats expérimentaux.....	139
3.6.2.1.	Résistance en compression et module de Young.....	139
3.6.2.2.	Résistance en traction par fendage.....	142
3.7	Conclusion.....	144
CHAPITRE 4 : ETUDE DE TRANSFERT DANS LES BETONS .....		147
4.	Transferts dans les bétons portés en température -Etude de la perméabilité -.....	149
4.1	Introduction.....	149
4.2	Synthèse bibliographique.....	150
4.2.1.	Notions sur l'écoulement des fluides et des gaz.....	150
4.2.1.1.	Écoulement des fluides à travers un milieu poreux.....	150
4.2.1.1.1.	Fluide compressible et fluide incompressible.....	150
4.2.1.1.2.	Nature d'écoulement.....	150
4.2.1.1.3.	Le nombre de Reynolds.....	151
4.2.1.1.4.	La viscosité d'un fluide.....	151
4.2.1.1.5.	Equation de Navier Stokes d'un fluide visqueux :.....	152
4.2.1.2.	Écoulement d'un gaz en milieu poreux.....	153
4.2.1.2.1.	Écoulement visqueux.....	153
4.2.1.2.2.	Écoulement de Knudsen.....	153
4.2.1.2.3.	Écoulement de glissement (slip flow).....	154
4.2.1.2.4.	Écoulement de diffusion de surface.....	155
4.2.1.3.	Loi de Darcy.....	155
4.2.1.3.1.	Cas des fluides incompressibles.....	155
4.2.1.3.2.	Cas des fluides compressibles.....	157
4.2.2.	Mesures et détermination de la perméabilité.....	157
4.2.2.1.	Détermination de la perméabilité apparente.....	157
4.2.2.2.	Détermination de la perméabilité intrinsèque.....	158
4.2.2.2.1.	Cas d'un écoulement laminaire.....	158
4.2.3.	Paramètres influençant la perméabilité à l'air et à l'eau des bétons.....	161
4.2.3.1.	Influence de la porosité.....	161
4.2.3.2.	Influence du degré de saturation.....	163
4.2.3.3.	Influence de chargement mécanique.....	165
4.2.3.4.	Effet de la composition de béton : Les agrégats.....	169
4.2.3.5.	Influence de la température et du séchage.....	170
4.2.3.6.	Effet des fibres de polypropylène sur la perméabilité.....	172
4.2.4.	Mesure de la perméabilité à chaud (sous température élevée).....	174
4.2.4.1.	Quelques méthodes utilisées dans la littérature.....	174
4.3	Etude expérimentale.....	177

4.3.1.	Objectifs et paramètres d'étude .....	177
4.3.1.1.	La procédure de mesure : .....	177
4.3.1.2.	Le type de béton : .....	178
4.3.1.3.	Effet de fibres de polypropylène .....	178
4.3.1.4.	Type de fluides .....	178
4.3.2.	Méthodologie expérimentale .....	178
4.3.2.1.	Conservation et préparation des corps d'épreuve .....	178
4.3.2.2.	Description des bancs d'essai .....	179
4.3.2.2.1.	Le banc d'essai résiduel .....	179
4.3.2.2.2.	Dispositif expérimental pour les mesures à chaud .....	181
4.3.2.3.	Mesure de la perméabilité apparente .....	187
4.3.2.4.	Détermination de la perméabilité intrinsèque .....	187
4.3.3.	Protocole expérimental des essais de perméabilité .....	188
4.3.3.1.	Essais résiduels à l'air .....	188
4.3.3.2.	Essais à chaud .....	188
4.3.4.	Résultats expérimentaux .....	192
4.3.4.1.	Perméabilité résiduelle .....	192
4.3.4.1.1.	Évolution de la perméabilité apparente résiduelle à $T \leq 105^{\circ}\text{C}$ .....	192
4.3.4.1.2.	Evolution de la perméabilité apparente résiduelle à $T > 105^{\circ}\text{C}$ .....	195
4.3.4.1.3.	Commentaire sur la dispersion des résultats résiduels .....	197
4.3.4.1.4.	Évolution de la perméabilité intrinsèque .....	198
4.3.4.1.5.	Variation du coefficient $b^*$ (constante de Klinkenberg) .....	204
4.3.4.2.	La perméabilité à l'air mesurée à chaud .....	207
4.3.4.2.1.	Evolution de la perméabilité apparente à l'air pour $T \leq 105^{\circ}\text{C}$ .....	207
4.3.4.2.2.	Evolution de la perméabilité apparente à l'air pour $T > 105^{\circ}\text{C}$ .....	207
4.3.4.2.3.	Commentaire sur la dispersion des résultats .....	209
4.3.4.2.4.	Evolution de la perméabilité intrinsèque .....	210
4.3.4.2.5.	Variation du coefficient $b^*$ pour les essais à chaud .....	213
4.3.4.3.	Comparaison entre la perméabilité résiduelle et la perméabilité à chaud .....	213
4.3.4.4.	La perméabilité à la vapeur à chaud .....	215
4.3.4.4.1.	La perméabilité apparente .....	218
4.3.4.4.2.	Rapport entre $K_v$ (air) et $K_v$ (eau) .....	225
4.3.4.4.3.	Nos observations et la littérature .....	226
4.3.4.4.4.	Discussion sur le protocole d'essai .....	227
4.4	Conclusion .....	229
5.	Etude d'éclatement des bétons .....	233
5.1.	Introduction .....	233

5.2.	Problématique d'éclatement dans les bétons .....	234
5.2.1.	Eclatement des BHP : Types, causes et mécanismes.....	235
5.2.1.1.	Eclatement par pressions internes.....	236
5.2.1.2.	Eclatement par dilatation thermique .....	238
5.2.2.	Paramètres influençant l'éclatement des bétons. ....	239
5.2.2.1.	Paramètres dues à la composition et propriétés de béton .....	239
5.2.2.2.	Paramètre Externes.....	240
5.2.2.3.	Dimension et renforcement des échantillons .....	240
5.2.3.	Moyens de préventions. ....	241
5.2.3.1.	Incorporation des fibres de polypropylène. ....	241
5.2.3.2.	Protection de la structure.....	242
5.2.3.3.	Utilisation des entraîneurs d'air.....	242
5.2.4.	Quelques méthodes d'essais proposées dans la littérature. ....	242
5.2.4.1.	Essai sur la structure ou éléments de la structure .....	243
5.2.4.2.	Essai sur des matériaux .....	248
5.2.5.	Conclusion .....	252
5.3.	Investigation pour rechercher une nouvelle méthode .....	253
5.3.1.	Objectifs .....	253
5.3.2.	L'intérêt de l'utilisation des éprouvettes sphériques.....	254
5.3.3.	Paramètres d'étude .....	258
5.3.3.1.	Taille de l'échantillon .....	258
5.3.3.2.	Mode de cure .....	258
5.3.3.3.	Dosage en fibres de polypropylène .....	258
5.3.4.	Méthodologie expérimentale .....	258
5.3.4.1.	Coulage, préparation et conservation des éprouvettes.....	259
5.3.4.2.	Description du banc d'essai d'éclatement.....	261
5.3.5.	Programme d'essais.....	264
5.3.5.1.	Essais préliminaires .....	264
5.3.5.2.	Essais sur les matériaux d'études .....	265
5.3.6.	Résultats expérimentaux.....	267
5.3.6.1.	Résultats des essais préliminaires .....	267
5.3.6.2.	Résultats des essais sur les matériaux d'études. ....	268
5.3.6.2.1.	Evolution de la température dans le béton .....	270
5.3.6.2.2.	Gradient de température .....	273
5.3.6.2.3.	Perte de masse lors de chauffage.....	274
5.3.6.2.4.	Mesures des pressions internes.....	276
5.3.6.2.5.	Observation sur le caractère explosif des éprouvettes testées.....	279

5.3.6.2.6. Synthèse sur l'influence des paramètres étudiés .....	281
5.3.7. Lien entre la perméabilité et l'éclatement .....	284
5.4. Conclusion .....	286
CONCLUSIONS ET PERSPECTIVES .....	289
REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES .....	295



## LISTE DES FIGURES

- Figure 1.1 Exemple de microstructure d'une pâte de ciment ordinaire hydratée.
- Figure 1.2. Microstructure de béton à haute performance
- Figure 1.3. Vides dans le béton et domaine d'utilisation des principales techniques de caractérisation des milieux poreux.
- Figure 1.4. Principe de la porosimétrie par intrusion de mercure.
- Figure 1.5. Effet de la période de la cure et le rapport E/C sur la porosité déterminée par la méthode.
- Figure 1.6. Représentation schématique de la connectivité d'un réseau poreux
- Figure 1.7. Illustration de la répartition de l'eau adsorbée à la surface des CSH. A et B sont deux exemples possibles.
- Figure 1.8. Types des isothermes de sorption (I.U.P.A.C 1984)
- Figure 1.9. Différents types d'hystérésis (I.U.P.A.C 1984)
- Figure 2.1. Courbe Granulométrique des graviers
- Figure 2.2. Courbe Granulométrique du sable
- Figure 2.3. Fibres PB EUROFIBER HPR (à gauche) et fibres Harbourite (à droite)
- Figure 2.4. Comportement des fibres de polypropylène en fonction de la température
- Figure 2.5. Analyses thermogravimétrique et thermique différentielles (ATG , ATD) des fibres de polypropylène.
- Figure 2.6. Dispositif de mesures d'angle de contact
- Figure 2.7. Schéma d'un appareil pour la mesure de l'angle de contact
- Figure 2.8. Profils de goutte d'eau déposée sur les fibres
- Figure 2.9. Goutte d'eau déposée sur une fibre isolée
- Figure 2.10. Fibre de polypropylène dans une matrice de béton durcie
- Figure 2.11. Diminution de l'affaissement relatif en fonction du dosage en fibre.
- Figure 3.1. Analyse Thermique Différentielle (ATD) a) BHP sans fumée de silice.
- Figure 3.2. Evolution de la quantité des phases de la pâte de ciment portland au cours de l'échauffement.
- Figure 3.3. Porosité expérimentale et approximative
- Figure 3.4. La porosité totale en fonction de la température
- Figure 3.5. Évolution de la porosité en fonction de la température
- Figure 3.6. Évolution de la porosité totale mesurée par porosimétrie mercure en fonction de la température
- Figure 3.7. La porosité en fonction de la température
- Figure 3.8. Comparaison de la distribution de volume cumulé en fonction du rayon d'accès des pores pour différents bétons avant et après chauffage à 600 °C
- Figure 3.9. Fibre de polypropylène après le cycle d'échauffement jusqu'à 180°C. BHP fibré, agrandissement 1000x
- Figure 3.10. Résultats du MIP :  $dV/d(\log r)$  du béton sans fibre après exposition à différentes températures
- Figure 3.11. Résultats du MIP :  $dV/d(\log r)$  du béton avec 1,5 kg/m<sup>3</sup> de fibre après exposition à différentes températures
- Figure 3.12. Distribution des tailles des pores en fonction de la température
- Figure 3.13. Distributions des pores d'un béton ordinaire obtenues à différentes températures.
- Figure 3.14. perte de masse en fonction de la température
- Figure 3.15. La perte de masse des BHP (M100C), préséchés et sans prétraitement, chauffés à 600°C
- Figure 3.16. Perte de masse (à gauche) et la vitesse de perte de masse (à droite) en fonction de la température
- Figure 3.17. Perte de masse en fonction de la température et de temps, d'après Zhang 2011
- Figure 3.18. Courbes d'adsorption sur un mortier ordinaire
- Figure 3.19. Courbes de désorption sur un béton à haute performance



Figure 3.20. Evolution du rapport  $r_w(T, HR)$  en fonction de la température et l'humidité relative selon

Figure 3.21. Résistance relative du béton à la compression en fonction de la température

Figure 3.22. Résistance relative à la compression, résiduelle et à chaud, en fonction de la température

Figure 3.23. Résistance à la compression en fonction de la température,

Figure 3.24. Résistance relative en traction

Figure 3.25. Résistance relative à la traction de béton non fibré et fibrés

Figure 3.26. La variation de la conductivité thermique en fonction de la température

Figure 3.27. Variations de la diffusivité thermique avec la température

Figure 3.28. Schéma de dispositif d'imbibition et saturation sous vide

Figure 3.29. La porosité en fonction de la température

Figure 3.30. L'augmentation de la porosité en fonction de la température

Figure 3.31. La masse volumique en fonction de la température

Figure 3.32. La variation de la masse volumique en fonction de la température

Figure 3.33. La perte de masse en fonction de la température

Figure 3.34. Evolution des humidités relatives au-dessus des solutions salines saturées en fonction de la température

Figure 3.35. Schéma de principe d'un dessiccateur du banc d'essai d'isothermes de sorption

Figure 3.36. Installation des dessiccateurs dans l'étuve.

Figure 3.37. Perte de masse en fonction de temps : essai de désorption

Figure 3.38. Gain de masse en fonction de temps : essai de sorption

Figure 3.39. Variation de poids en fonction de temps pour BHP0

Figure 3.40. Courbes d'isotherme de sorption-désorption dans le cas de BHP0

Figure 3.41. Courbes d'isothermes de sorption-désorption dans le cas de BHP2,5

Figure 3.42. Ecart type de la variation de masse sur trois échantillons en fonction de l'humidité relative

Figure 3.43. Perte de masse en fonction de la température et de l'humidité relative

Figure 3.44. Perte de masse en fonction de la température et de l'humidité relative

Figure 3.45. Perte de masse en fonction de la température et de l'humidité relative

Figure 3.46. Courbes d'isotherme de désorption pour béton BHP0

Figure 3.47. Courbes d'isotherme de désorption pour béton BHP1,5

Figure 3.48. Courbes d'isotherme de désorption pour béton BHP2,5

Figure 3.49. A gauche, Effet des fibres sur les courbes d'isotherme de désorption. A droite, comparaison entre nos résultats et les résultats de Poyet, 2009 [POY 09].

Figure 3.50. Sonde Hot Disk, Kapton (à gauche) et Mica (à droite).

Figure 3.51. Schéma de dispositif Hot Disk

Figure 3.52. Traitement thermique des échantillons et mesure des propriétés thermiques à chaud

Figure 3.53. Conductivité thermique en fonction de la température : mesures à chaud (à gauche), mesures résiduelles (à droite)

Figure 3.54. Perte de conductivité thermique, à chaud et en résiduel, en fonction de la température

Figure 3.55. Diffusivité thermique : essais à chaud (à gauche) et essais résiduels (à droite).

Figure 3.56. Variation de la diffusivité thermique, à chaud et en résiduel, en fonction de la température :

Figure 3.57. Chaleur spécifique : essais à chaud (à gauche) et essais résiduels (à droite).

Figure 3.58. Courbes de chauffage refroidissement

Figure 3.59. Banc d'essais de résistance en compression

Figure 3.60. Dispositif de fixation des corps d'épreuve

Figure 3.61. Résistance et résistance relative en compression en fonction de la température.

Figure 3.62. Module de Young et module de Young relatif en fonction de la température

Figure 3.63. Mode de rupture des éprouvettes lors des essais de compression réalisés à 20 sur des bétons portés préalablement à 300°C et 450°C

Figure 3.64. Comparaison entre nos résultats et ceux de Pliya 2010 [PLI 10], Résistance relative (à gauche) et module de Young (à droite)

Figure 3.65. Résistance et résistance relative résiduelle en traction par fendage en fonction de la température.

Figure 3.66. Comparaison entre nos résultats et ceux de Pliya 2010 [PLI 10] : résistance résiduelle en traction, BHP0 et BHP1.

Figure 4.1 Variation de la viscosité dynamique en fonction de la température (CETIAT)

Figure 4.2. Profil de vitesse d'un gaz dans un tube capillaire lors d'un écoulement visqueux.

Figure 4.3. Profil des vitesses d'un gaz dans un capillaire sous l'effet d'un gradient de pression.

Figure 4.4. Ecoulement d'un gaz à travers un échantillon en béton

Figure 4.5. Exemple d'application de l'approche de Klinkenberg, obtenu sur un béton à haute performance non fibré (BHP0) (essai résiduel à l'air).

Figure 4.6. Exemple d'application de l'approche de Carman (essai résiduel à l'air), obtenu sur un béton à haute performance non fibré avec (BHP0).

Figure 4.7. Relation entre la porosité et la perméabilité pour différent rapport E/C

Figure 4.8. Relation entre la porosité capillaire et la perméabilité aux gaz

Figure 4.9. Effet des paramètres du réseau influençant la perméabilité

Figure 4.10. Variation du coefficient de perméabilité en fonction du degré de saturation

Figure 4.11. Variation de la perméabilité apparente en fonction du degré de saturation pour différentes pressions

Figure 4.12. Illustration schématique de la fissuration du béton chargé en compression

Figure 4.13. Effet de niveau de chargement en compression sur la perméabilité

Figure 4.14. La perméabilité en fonction des déformations longitudinales

Figure 4.15. L'augmentation absolue de la perméabilité en fonction de la déformation longitudinale

Figure 4.16. Microstructure de la zone de transition interfaciale

Figure 4.17. Effet de la taille des agrégats sur le débit

Figure 4.18. Variation de la perméabilité des bétons sans fibre en fonction de la température

Figure 4.19. Perméabilité en fonction de la température

Figure 4.20. Augmentation de la perméabilité pour trois types de BHP en fonction de la température

Figure 4.21. Influence de dosage des fibres sur la perméabilité

Figure 4.22. Evolution de la perméabilité en fonction de la température

Figure 4.23. Effet des fibres de polypropylène sur la perméabilité en fonction de la température

Figure 4.24. Dispositifs de mesures de perméabilité sous température

Figure 4.25. Evolution de la perméabilité intrinsèque mesurée à chaud

Figure 4.26. Evolution de la perméabilité intrinsèque mesurée à chaud

Figure 4.27. Disposition et notation des rondelles découpées dans les éprouvettes

Figure 4.28. Schéma de principe du fonctionnement du perméamètre à air sec (AFP 97).

Figure 4.29.a Cellule d'essai de perméabilité à l'air sec [AFP 97].

Figure 4.30.b Banc d'essai de la perméabilité résiduelle (Cembureau)

Figure 4.31. Le dispositif expérimental pour mesurer de la perméabilité à chaud

Figure 4.32. Vue de la cellule d'essai

Figure 4.33. La cellule du perméamètre en température

Figure 4.34. Vue de module de production de vapeur

Figure 4.35. Schéma du principe de fonctionnement du module de production de vapeur d'eau

Figure 4.36. La pression de vapeur saturante en fonction de la température

Figure 4.37. La perméabilité apparente en fonction de l'inverse de la pression moyenne: composition BHP0 et BHP1,5

Figure 4.38. La perméabilité apparente en fonction de l'inverse de la pression moyenne: composition BHP1N et BHP2N

Figure 4.39. La perméabilité apparente en fonction de l'inverse de la pression moyenne : composition BHP2,5

Figure 4.40. Comparaison entre les valeurs résiduelles obtenues avec les deux types d'échantillons ( $\Phi 11 \times 5$  et  $\Phi 15 \times 5$ ) après chauffage à 105°C.

Figure 4.41. La variation de la moyenne du rapport « r » en fonction de la température

Figure 4.42. Le rapport « E » en fonction de la température

Figure 4.43. La perméabilité intrinsèque en fonction de la température

Figure 4.44. La perméabilité intrinsèque en fonction de la porosité des BHP.

Figure 4.45. Le rapport  $K_v(T) / K_v(105)$  en fonction de la température

Figure 4.46. Rapport entre  $k_v$  (BHP fibré) /  $k_v$  (BHP0) en fonction de la température

Figure 4.47. Comparaison entre la perméabilité des bétons avec fibres courtes et avec fibres longues

Figure 4.48. Variation du coefficient  $b^*$  en fonction de la température

Figure 4.49. Le débit moléculaire moyen en fonction de la température

Figure 4.50. Le coefficient  $b^*$  en fonction de la perméabilité intrinsèque

Figure 4.51. Le rapport (la moyenne) «  $k_a(T) / k_a(105)$  » en fonction de la température

Figure 4.52. Ecart-type moyen à 25°C et à 105 °C de la perméabilité apparente

Figure 4.53. L'écart-type moyen des deux bétons avec les fibres longues.

Figure 4.54. Evolution de la perméabilité intrinsèque en fonction de la température.

Figure 4.55. Rapport entre la perméabilité intrinsèque mesurée à une température T et à 105°C.

Figure 4.56. Le rapport entre la perméabilité des bétons fibrés et le béton non fibré

Figure 4.57. Variation du coefficient de glissement  $b^*$  en fonction de la température

Figure 4.58. Le rapport entre la perméabilité résiduelle et la perméabilité à chaud

Figure 4.59. Variation du débit d'eau en fonction de la température

Figure 4.60. Quantité de l'eau récupérée en fonction du temps

Figure 4.61. La perméabilité apparente à la vapeur en fonction de la température

Figure 4.62. Rapport  $k_a(T) / k_a(135)$  en fonction de la température.

Figure 4.63. Rapport entre la perméabilité à l'air et à la vapeur en fonction de la température

Figure 4.64. Courbes de Klinkenberg des essais à la vapeur

Figure 4.65. Circulation de l'eau pendant les essais à la vapeur

Figure 4.66. débit en fonction de la pression à chaque température : BHP2,5 et BHP1,5.

Figure 4.67. La perméabilité à l'eau en fonction de la température

Figure 4.68. Rapport entre  $k$  (air) et  $k$  (eau) en fonction de la température

Figure 4.69. Avancées de front de saturation et front d'humidification

Figure 5.1. Photos des voussoirs du tunnel sous la Manche prises après l'incendie de 1996

Figure 5.2. Photos des dégâts causées par l'incendie

Figure 5.3. La pression de vapeur dans une éprouvette de béton à hautes performances évolution des pressions mesurées en fonction de la température : les pressions suivant la courbe de pression de vapeur saturante.

Figure 5.4. La pression de vapeur en fonction du temps

Figure 5.5. Simulations du profil de la teneur en eau dans un béton chauffé à différents temps de calcul

Figure 5.6. Mécanismes de l'éclatement des bétons

Figure 5.7. Pic de pression en fonction de dosage en fibres

Figure 5.8. Endommagement des poteaux d'un hall d'essai

Figure 5.9. Vu de deux poteaux après exposition au feu

Figure 5.10. Courbes de la température en fonction du temps

Figure 5.11. Implantation des différents corps d'épreuve sur le four lors des deux essais sous feu HCM

Figure 5.12. Photo d'une dalle après l'essai au feu (B60) chauffage lent

Figure 5.13. Le banc d'essai d'éclatement

Figure 5.14. Dispositif pour réaliser les essais d'instabilité thermique sur cylindres

Figure 5.15. Exemple de l'éclatement d'un cylindre après exposition à des températures élevées

Figure 5.16. Le Banc d'essai expérimental

Figure 5.17. Images de la caméra rapide de l'expérience d'éclatement

Figure 5.18. Exemple d'éclatement explosif d'un cylindre après le chauffage

Figure 5.19. Courbe théorique de montée en température

Figure 5.20. Déplacement de l'eau et de la vapeur dans la sphère pendant le chauffage

Figure 5.21. Champs de température dans différentes formes d'éprouvette à 600°C

Figure 5.22. Gradient de température, quand la température de surface a atteint 600°C pour les différents échantillons

Figure 5.23. Sphère après le démoulage (diamètre 24 cm)

Figure 5.24. Transmetteur de pression (à gauche), instrumentation de la sphère pour mesures de pressions (à droite).

Figure 5.25. Mode conservation des sphères, dans l'eau (à droite) et dans des sacs (à gauche).

Figure 5.26. Banc d'essai de la sensibilité à l'éclatement des sphères

Figure 5.27. Mise en étuve d'une sphère  $\Phi 12$  (à gauche), système d'acquisition (à droite)

Figure 5.28. Courbes réelles de montée en température (essais préliminaire).

Figure 5.29. Courbe de montée en température lors des essais d'éclatement

Figure 5.30. La température au centre et la perte de masse en fonction du temps.

Figure 5.31. État de la sphère avant et après l'essai et la taille de différentes écailles.

Figure 5.32. La température au centre en fonction du temps, sphère  $\Phi 12$  (à gauche) et  $\Phi 18$  (à droite).

Figure 5.33. Montée en température au centre en fonction du temps et de diamètre des sphères, cas de béton BHP0 non saturé.

Figure 5.34. À gauche, la température au centre en fonction de la température au four pour les sphères  $\Phi 12$ . À droite, la température au centre en fonction de la température en surface.

Figure 5.35. Gradient de température entre la surface et le centre en fonction de la température en surface. Cas des sphères  $\Phi 12$ .

Figure 5.36. Gradient thermique en fonction de température de chauffage (effet de la taille des sphères) : échantillon de BHP0 et BHP2 non saturés.

Figure 5.37. Perte de masse des sphères  $\Phi 12$  et  $\Phi 18$ .

Figure 5.38. Perte de masse en fonction de la température au centre, sphères  $\Phi 12$ .

Figure 5.39. Perte de masse, des sphères non saturée, en fonction de la température de chauffage et le diamètre des sphères, composition BHP0.

Figure 5.40. Pression au centre et la pression de vapeur saturante en fonction de la température, sphères  $\Phi 18$  (à gauche) et  $\Phi 24$  (à droite).

Figure 5.41. Eclatement des sphères  $\Phi 24$ . BHP0

Figure 5.42. Eclatement des sphères  $\Phi 18$  : à gauche, BHP1 et à droite, BHP0.

Figure 5.43. Eclatement des sphères  $\Phi 12$ , BHP0

Figure 5.44. Effet des fibres sur l'éclatement explosif des bétons

Figure 5.45. Effet combiné de dosage en fibre et le diamètre des échantillons

Figure 5.46. Lien entre la perméabilité à l'air (mesurée à chaud) à 190°C et l'éclatement



# LISTE DES TABLEAUX

- Tableau 1-1. Modèles de représentation de la microstructure de la pâte de ciment  
Tableau 1-2. Programme expérimental de notre étude  
Tableau 2-1. Composition des différents bétons (en  $\text{kg}/\text{m}^3$ )  
Tableau 2-2. Constituants et caractéristiques du ciment  
Tableau 2-3. Compositions des graviers  
Tableau 2-4. Compositions du sable  
Tableau 2-5. Propriétés des adjuvants utilisés  
Tableau 2-6. Caractéristiques des fibres de polypropylène  
Tableau 2-7. Angle de contact et la longueur mouillée des fibres.  
Tableau 2-8. Caractéristiques des bétons à l'état frais  
Tableau 2-9. Résistance (en MPa) à la compression  
Tableau 3-1. Réaction physico-chimique dans le béton en fonction de la température  
Tableau 3-2. Valeurs de  $A\eta$  en fonction du type de béton.  
Tableau 3-3. Résistance relative à la traction résiduelle par flexion (%)  
Tableau 3-4. La durée moyenne de séchage des échantillons  
Tableau 3-5. Porosité à l'eau en fonction de la température  
Tableau 3-6. La masse volumique moyenne en fonction de la température ( $\text{kg}/\text{m}^3$ )  
Tableau 3-7. Les différentes valeurs de la masse volumique des bétons (en  $\text{kg}/\text{m}^3$ )  
Tableau 3-8. Valeur de l'humidité relative pour différentes solutions saturées  
Tableau 3-9. Numérotation des échantillons  
Tableau 3-10. Propriétés thermiques des bétons "à chaud".  
Tableau 3-11. Propriétés thermiques des bétons "en résiduel".  
Tableau 3-12. La résistance à la compression et le module de Young (GPa)  
Tableau 3-13. Résistance en traction résiduelle en fonction de la température (MPa)  
Tableau 4-1. Plages de pressions appliquées pour chaque température (en MPa)  
Tableau 4-2. Programme des essais de perméabilité résiduelle et à chaud  
Tableau 4-3. La perméabilité apparente à  $105^\circ\text{C}$  pour chaque pression (en  $\text{m}^3$ )  
Tableau 4-4. Moyenne du rapport « r » en fonction de la température (pour des pressions du gaz comprises entre 0,5 et 2,5 bars)  
Tableau 4-5. Moyenne des écarts types ( $\times 1\text{E}-17$ )  
Tableau 4-6. La moyenne de la perméabilité intrinsèque ( $\times \text{E}-17$ ) ( $\text{m}^2$ )  
Tableau 4-7. Valeurs de  $b^*$  en fonction de la température ( $\times 1\text{E}+04$ ) (Pa)  
Tableau 4-8. La perméabilité apparente pour chaque pression (moyenne de deux échantillons) ( $k_a \times \text{E}-17$ ) ( $\text{m}^2$ )  
Tableau 4-9. La moyenne du rapport  $k_a(T)/k_a(105)$  en fonction de la température pour les cinq pressions appliquées.  
Tableau 4-10. La perméabilité intrinsèque moyenne à chaud en  $\text{m}^2$  ( $\times \text{E}-17$ )  
Tableau 4-11. Débit d'eau récupérée (en g/h) à chaque température.  
Tableau 4-12. Résultats des analyses chimiques de l'eau  
Tableau 4-13. La perméabilité mesurée en considérant le transfert de l'eau liquide.  
Tableau 4-14. Valeurs du rapport de la perméabilité à l'air et à la l'eau  
Tableau 4-15. Valeurs de perméabilité apparente avant et après l'essai à la vapeur  
Tableau 5-1. Risque d'instabilité thermique dans le cas de l'essai 2.  
Tableau 5-2. Les dimensions, les conditions initiales et les conditions limites  
Tableau 5-3. Programme des essais d'éclatement.  
Tableau 5-4. Résultats des essais préliminaires  
Tableau 5-5. Récapitulatif des résultats des essais à l'éclatement  
Tableau 5-6. Valeurs maximales des pressions mesurées sur des sphères (en MPa)  
Tableau 5-7. Valeurs maximales des pressions mesurées sur des sphères (en MPa)  
Tableau 5-8. La perméabilité et la sensibilité à l'éclatement en fonction du dosage en fibre.



## INTRODUCTION GENERALE

Les évolutions actuelles que connaissent les bétons sont liées aux connaissances acquises sur ce matériau grâce aux nombreuses recherches menées. Ces recherches ont prouvé que les bétons en général, et les bétons à haute performance (BHP) en particulier, possèdent des caractéristiques mécaniques intrinsèques satisfaisantes. En effet, les bétons à haute performance sont différenciés des bétons ordinaires par leurs forte densification et leurs faible porosité ce qui leur donne des bonnes caractéristiques mécaniques et une meilleure durabilité. Pour cette raison que les BHP sont plus utilisés dans des structures de grande envergure comme les ponts, les tunnels, les centrales nucléaires et les bâtiments.

Malgré le bon comportement des BHP à la température ambiante, plusieurs interrogations restent à ce jour posées notamment en ce qui concerne leur comportement en conditions extrêmes de hautes températures tels que les incendies. Lorsque les BHP sont soumis à des températures élevées comme lors d'un incendie ou d'un accident nucléaire, ces bétons denses et compacts peuvent présenter certaines instabilités thermiques conduisant à l'écaillage ou à l'éclatement. À titre d'exemple, les incendies enregistrés dans le tunnel sous la manche en France (18/11/1996, 11/09/2008), le tunnel de Tauern en Autriche ou la tour Windsor en Espagne (14/02/2005), ont montré que les éléments principaux (voussoirs, poteaux, dalles) de ces structures ont été fortement sollicités et gravement endommagés. Aujourd'hui, il est important de pouvoir déterminer le danger que peut représenter un tel phénomène pour la bonne tenue de la structure durant et après un incendie. Une baisse de performance ou une perte de béton compromet la capacité portante des structures et réduit la fonction d'isolation thermique.

Afin de mieux comprendre le comportement des bétons à hautes températures et de connaître les principales causes des phénomènes d'instabilité thermique, ces dernières années, de nombreuses recherches ont été entreprises et des projets nationaux (BHP2000) et Européens (HITECO) ont étudié les risques d'instabilité thermique des bétons à haute performance. Les résultats de toutes ces recherches ont mis en évidence que les principaux paramètres affectant le risque d'instabilité thermique sont : la faible perméabilité due à la faible porosité des BHP, la présence de l'eau au sein du béton, la vitesse de chauffage ainsi que la température maximale atteinte.

La prise en compte réglementaire des risques d'instabilité thermique des bétons à haute température repose essentiellement sur des approches expérimentales. Alors qu'aucun calcul ne peut prédire le risque d'instabilité thermique. Ce manque de prévision est dû à la méconnaissance, malgré de nombreuses études expérimentales et numériques, des phénomènes physiques qui sont à l'origine de l'instabilité thermique des bétons. Deux processus peuvent décrire l'apparition du phénomène d'éclatement : le processus thermomécanique où les dilatations thermiques et le gradient thermique peuvent générer des contraintes de compression dans la face exposée au feu et le processus thermo-hydrique qui explique la génération de pressions de vapeur d'eau plus élevées que la résistance en traction du béton, ces pressions sont liées aux mouvements hydriques au sein du béton (liquide ou vapeur) durant le chauffage. L'une des plus efficaces solutions proposées, d'après plusieurs recherches, pour éviter les risques d'éclatement des BHP, est l'utilisation des fibres



de polypropylène en raison de leur comportement de fusion autour de 170°C qui semble améliorer les propriétés de transfert hydrique au sein des bétons.

Les travaux présentés dans le cadre de cette thèse concernent une étude expérimentale du comportement des bétons, particulièrement les BHP, exposés à hautes températures. En effet, cette thèse contribue aux autres recherches déjà réalisées auparavant dans la littérature.

Le premier objectif de cette étude est de contribuer à l'approfondissement de nos connaissances vis-à-vis des problématiques des bétons en températures et de mieux comprendre l'influence de la température sur les propriétés physiques, thermiques, mécaniques et ainsi que les propriétés de transfert des bétons. Le deuxième objectif consiste à proposer de nouvelles méthodes permettant d'une part, de caractériser le phénomène d'éclatement explosif des BHP pour pouvoir estimer le degré de sensibilité à l'éclatement d'une composition du béton en phase de formulation et d'autre part, de pouvoir quantifier l'évolution de la perméabilité à chaud (sans refroidissement) à l'air et à la vapeur d'eau des bétons, alors que, dans la littérature, la plupart des études de la perméabilité ont été effectuées en résiduel. Le troisième objectif est de fournir des résultats qui peuvent contribuer à compléter les données de la littérature pour développer la modélisation permettant de prédire l'éclatement.

Ce document s'articule sur cinq parties. La première partie se veut générale et introductive, elle a pour but principal de décrire le béton comme milieu poreux dans son état sein. Nous présentons dans un premier temps un rappel de la microstructure du béton, de ses principales caractéristiques à la température ambiante et des différentes formes d'eau présentes dans le béton. Pour bien cerner notre cadre d'étude, les problématiques qui sont associées au béton lorsqu'il est exposé aux variations de température sont présentées (séchage, mouvements hydriques, modifications chimiques et physiques, variations dimensionnelles, perte de caractéristiques mécaniques et perte de matière). Ensuite, nous faisons le lien entre les problématiques posées et notre travail réalisé ainsi que nous justifions le programme expérimental adopté selon les problématiques posées.

Dans la seconde partie sont présentées les formulations des différents bétons d'étude avec la nature, le dosage ainsi que les caractéristiques des constituants utilisés. Un taux de fumée de silice de près de 5% est incorporés afin d'avoir des bétons denses avec de bonnes caractéristique mécaniques. Dans le but d'étudier le rôle des fibres de polypropylène dans l'amélioration de transfert et d'éviter l'éclatement des BHP une fois exposés à haute température (comme nous l'avons déjà cité), différents dosages et deux types de fibres sont utilisés (fibres longues et fibres courtes). Le dosage minimal recommandé par l'Eurocode 2 est de 2 kg/m<sup>3</sup>, la nouvelle génération de fibres (PB Eurofibre HPR) semble plus efficace, donc nous avons utilisé des quantités de fibres plus faibles que celles recommandées.

Dans ce document et pour chaque étude une synthèse bibliographique est associée aux problématiques étudiées, elle permet de faire l'état de connaissance de chaque problématique.

L'étude des propriétés physiques (porosité, perte de masse), thermiques (conductivité, diffusivité) et mécaniques (résistance en compression et en traction) des bétons à hautes températures est présentée dans la troisième partie. Elle

s'intéresse également aux isothermes de sorption-désorption à la température ambiante et à l'effet de la température sur les courbes de désorption.

L'avant dernière partie concerne l'étude de l'une des principales propriétés de transfert, il s'agit de la perméabilité des bétons. Une approche expérimentale est menée pour quantifier la perméabilité des bétons exposés à une augmentation de la température. Elle a pour but d'évaluer l'effet de la température et l'influence de la présence des fibres de polypropylène sur la perméabilité. Deux méthodes d'essais sont utilisées. (1) Les essais résiduels (après refroidissement) en appliquant la méthode souvent utilisée dans la littérature. (2) Les essais à chaud (sans refroidissement), cette méthode a nécessité la mise en place d'un dispositif expérimental au laboratoire qui permet de réaliser des essais dans des conditions isothermes. Ces deux méthodes de mesure permettent de prendre en compte l'effet du refroidissement sur la perméabilité. Deux types de fluides (air et vapeur d'eau) sont utilisés. Cette étude est menée à des températures allant jusqu'à 200°C.

La dernière partie de ce document est consacrée à l'étude du phénomène d'éclatement explosif des BHP à haute température, l'objectif de cette étude est d'essayer d'établir des procédures fiables pour tester le comportement d'éclatement de certains bétons en prenant en compte l'effet de contraintes thermiques. Pour détecter la sensibilité à l'éclatement explosif d'une composition de béton, une simple méthode est proposée et justifiée, il s'agit de l'utilisation d'échantillons sphériques. Cette méthode va nous permettre de diminuer les dispersions de résultats constatées dans la littérature. Les paramètres étudiés sont : le diamètre de la sphère, le mode de cure et le dosage en fibres de polypropylène. Vu que l'éclatement est souvent constaté à des températures inférieures à 350°C, les sphères sont alors exposées à un cycle de chauffage refroidissement dans une étuve jusqu'à 450°C avec une vitesse moyenne de 5°C/mn. Dans cette partie nous faisons un lien entre les résultats des essais d'éclatement et la plage de perméabilité de chaque composition.

Enfin une conclusion permet de faire un bilan sur les apports des principaux résultats vis-à-vis des problématiques posées. Ceux-ci concernent les méthodes de caractérisation physique des bétons en température et la proposition de mener des études expérimentales et théoriques sur des sphères, démarche qui conduit à l'étude d'un problème unidimensionnel à priori simple. Tous ces éléments doivent contribuer à mieux appréhender la sensibilité des bétons ou des compositions de béton aux instabilités thermiques liées à la structure du matériau.



# **CHAPITRE 1 : ELEMENTS BIBLIOGRAPHIQUES ET PROBLEMATIQUES**



# 1. Éléments bibliographiques et problématiques

## 1.1. Introduction

Le béton est un matériau composite, les phases granulaires sont enrobées par du ciment hydraté qui sert de liant. Ce dernier est un matériau poreux, avec des pores qui sont plus ou moins connectés. La présence de l'eau est nécessaire pour faire hydrater le ciment et former une pâte durcie.

Ainsi le béton est un matériau complexe, à la recherche permanente d'un équilibre hydrique avec son environnement. Aussi lorsque cet environnement est brusquement modifié par un refroidissement rapide ou une brusque élévation de température, des mouvements hydriques ont lieu au sein du matériau. Les processus induits par ces mouvements peuvent parfois endommager le matériau béton et bien sûr la sensibilité à s'endommager ou non est liée à la structure même du matériau.

Ce chapitre présente, dans un premier temps, le matériau béton. Il précise dans un deuxième temps les objectifs et la démarche d'étude suivis dans ce travail de thèse.

## 1.2. Description et microstructure du béton

### 1.2.1. Description du béton

On appelle un béton tout mélange contenant ciment, eau, sable et granulat ainsi que différentes additions minérales (adjuvant, fumée de silice...). Le béton est un matériau hétérogène multiphasique constitué d'un mélange de granulats et d'une pâte, elle-même constituée à partir de ciment et d'eau. Chaque constituant joue un rôle bien défini, celui de liant hydraulique pour la pâte de ciment, et celui de remplissage atténuateur de variations volumiques (retrait) et source de résistance pour les granulats.

#### 1.2.1.1. Le ciment hydraté

La pâte de ciment représente 25 à 40 % du volume total du béton. Elle est obtenue en mélangeant le ciment portland anhydre, avec de l'eau. La principale caractéristique de ce liant c'est sa capacité de s'hydrater avec de l'eau en formant une pâte solide. Dès que le ciment entre en contact avec des molécules d'eau, il y un ensemble de processus chimiques (dissolution, saturation, précipitation...) qui apparaissent et aboutissent à l'hydratation du ciment.

Un ciment anhydre est composé principalement du clinker, de gypse et d'ajouts éventuels (laitier, cendre volante, filler...). Les constituants principaux du clinker sont les silicates et aluminates de calcium résultant de la combinaison de la chaux (CaO) avec la silice (SiO<sub>2</sub>), l'alumine (Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>) et l'oxyde de fer (Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub>). Ci-dessous les différents composés du clinker :

- Le silicate tricalcique :  $3\text{CaO SiO}_2$ , (C<sub>3</sub>S) (60 à 65 % en masse du ciment) ;
- Le silicate bicalcique :  $2\text{CaO SiO}_2$ , (C<sub>2</sub>S) (20 à 25 % en masse du ciment) ;
- L'aluminate tricalcique :  $3\text{CaO Al}_2\text{O}_3$ , (C<sub>3</sub>A) (8 à 12 % en masse du ciment) ;

- L'aluminate ferrite calcique :  $4\text{CaO Al}_2\text{O}_3$ , ( $\text{C}_4\text{AF}$ ) (8 à 10% en masse du ciment).

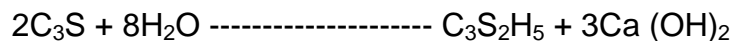
Lors de l'hydratation du ciment, les produits d'hydratation les plus importants sont :

- Les silicates de calcium hydratés (50 à 70%),  $\text{CaO}$ ,  $\text{SiO}_2$ ,  $\text{H}_2\text{O}$  (C S H) : appelés aussi «gel» de CSH à cause de leur structure colloïdale.

- La portlandite (25 à 27%) :  $\text{Ca}(\text{OH})_2$  : qui se cristallise en plaquettes hexagonales.

- Les aluminates de calcium et sulfo-aluminates de calcium (7 à 10%).

En exemple, la réaction d'hydratation d'un des principaux composés du ciment est la suivante :



Rappelons que les réactions d'hydratations des constituants du ciment portland sont exothermiques, avec des vitesses d'hydratation différentes pour chaque constituant. Au cours du temps, les produits d'hydratation se forment en diminuant la porosité initiale et en créant un réseau poreux. Quelques heures après le gâchage, le matériau fait prise : il passe, de l'état de suspension à celui de solide. L'hydratation continue longtemps après la prise, ce qui permet le durcissement ; l'évolution des caractéristiques physiques et mécaniques, très rapide dans les heures qui suivent la prise, continue pendant plusieurs mois, mais de plus en plus lentement.

La quantité de CSH est plus importante dans les bétons à haute performance (BHP) que dans un béton ordinaire (BO). Les quantités de C S H et de  $\text{Ca}(\text{OH})_2$  dépendent essentiellement de la quantité de l'eau de gâchage.

#### 1.2.1.2. Granulats

Les granulats constituent le squelette du béton, ils sont classés selon les dimensions des grains qui les constituent :

- Sables : les grains de dimensions comprises entre 0,08 mm et 4 mm,

- Gravillon : ceux dont les dimensions sont comprises entre 4 mm et 25 mm

- Cailloux : ceux de dimensions supérieures à 25 mm.

#### 1.2.1.3. Additions minérales

Le rôle d'un ajout cimentaire est d'améliorer les caractéristiques du matériau à l'état frais, pour faciliter sa mise en œuvre, ou à l'état durci pour augmenter sa résistance et sa durabilité. Parmi les principales additions on peut citer :

- **Filler calcaires** : Les fillers calcaires sont des produits secs, très fins, issus du broyage, du sciage, de la taille ou du travail de la roche calcaire naturelle.

- **Cendres volantes** : Ce sont des particules très fines récupérées par le système de dépoussiérage des centrales thermiques.

- **Fumée de silice** : C'est un sous-produit, composé essentiellement de silice, issu de la fabrication du silicium et de différents alliages de silicium. Ce sont des ultrafines de silice récupérées par dépoussiérage des fumées. La silice représente environ 90%

de la composition chimique, les particules ont une forme sphérique de diamètre compris entre 0,1  $\mu\text{m}$  et 2  $\mu\text{m}$ . La dimension moyenne est 100 fois plus faible que celle des grains de ciment. La fumée de silice se caractérise par une extrême finesse 15000-25000  $\text{m}^2/\text{kg}$  (déterminée par adsorption d'azote). La fumée de silice a des effets bénéfiques sur la microstructure et les propriétés mécaniques du béton qui sont dus à l'effet filler et à la réaction pouzzolanique qui se traduit par une pâte de ciment durcie dense [PER 98]. Les principaux résultats des réactions pouzzolaniques de la fumée de silice sont : la plus faible libération de chaleur et le développement de résistance, la consommation de la chaux et une petite distribution de taille des pores [MAZ 04]. En outre, sa grande finesse procure un effet physique de remplissage [KHA 96]. L'incorporation de la fumée de silice réduit le ressuage interne et externe. Cette réduction du ressuage est bénéfique à la qualité de la zone de transition pâte-granulats. La combinaison des différents modes d'action de la fumée de silice dans le béton contribue à la formation d'une microstructure très dense [DUR 95].

L'utilisation de la fumée de silice est très répandue dans la fabrication des bétons à haute performance grâce à ses multiples caractéristiques. Ils ont un effet bénéfique vis-à-vis de la résistance mécanique. Mazloom et al [MAZ 04] ont montré que l'incorporation de 6, 10 et 15% de fumée de silice dans un BHP augmente, respectivement, sa résistance à 28 jours de 12, 16 et 20%. Demirel et al [DEM 10] ont montré également que la résistance en compression augmente avec l'addition de la fumée de silice.

#### 1.2.1.4. Adjuvants

L'utilisation des adjuvants dans les bétons se fait généralement en faible quantité ne dépassant pas 5% de la masse du ciment. On les trouve sous forme de composés organiques aqueux formulés spécialement pour les applications béton. Les adjuvants ont pour rôle d'améliorer les propriétés du matériau à l'état frais (ouvrabilité) ou à l'état durci.

- **Plastifiants et superplastifiant** : Ils sont utilisés pour fluidifier un mélange ou pour réduire la quantité d'eau utilisée (jusqu'à 30% au moins dans le cas d'une bonne compatibilité entre l'adjuvant et le ciment).

- **Accélérateur / Retardateur de prise** : Les retardateurs de prise sont utilisés pour ralentir la vitesse de prise du matériau. Ils sont pratiques pour des transports de bétons frais sur de longues distances.

Les accélérateurs de prise ont un effet inverse de celui des retardateurs. Ils sont utilisés par temps froid ou en usine de préfabrication où il est parfois nécessaire d'accélérer la prise du béton pour procéder à un démoulage plus rapide.

- **Entraîneurs d'air** : Le béton, une fois malaxé et mis en place, contient un certain volume d'air résiduel dont la fraction volumique est généralement de 2 à 5%. Le rôle d'un entraîneur d'air est de créer un volume d'air occlus supplémentaire (sous forme de pores de petites tailles voisines les unes des autres), jusqu'à une fraction de l'ordre de 5%, avec pour objectif de rendre le matériau résistant à l'action du gel.

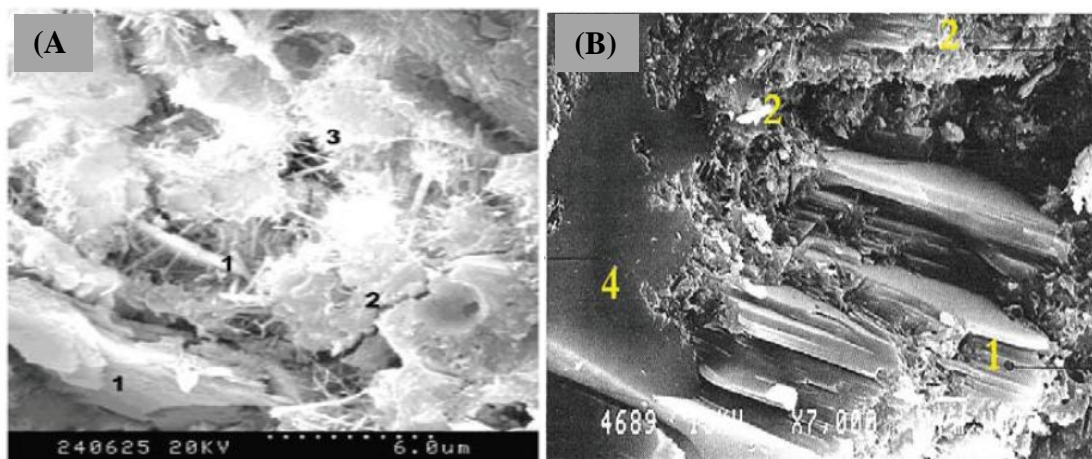


## 1.2.2. Microstructure du béton durci

### 1.2.2.1. Microstructure de la pâte de ciment

La microstructure de la pâte de ciment durcie est constituée d'un solide poreux et de phases liquide et gazeuse présentes dans les pores. Elle est constituée de différents composés chimiques, tels que les différents C S H, la portlandite, qui sont obtenus par réactions entre l'eau et les constituants du ciment. Elle est composée aussi de pores à différentes échelles, connectés ou non, contenant de l'eau et de l'air. Pour un béton donné, les quantités de C-S-H et de  $\text{Ca}(\text{OH})_2$  formées dépendent essentiellement du rapport E/C et du temps de réaction. En moyenne, une pâte de ciment durcie ordinaire contient 50-70% de CSH et 25-27% de  $\text{Ca}(\text{OH})_2$ . Dans le cas des pâtes de ciment à haute performance, la quantité de phase CSH est encore plus importante, ce qui induit une augmentation de la résistance. La microstructure de la pâte de ciment est très compliquée à cause de sa finesse. Elle peut être caractérisée par la microscopie électronique à balayage MEB et la diffraction au rayon x. L'analyse de la microstructure se fait également indirectement, à partir de la porosimétrie au mercure ou des isothermes de sorption et de désorption.

La pâte de ciment présente deux types de pores (dans ce travail les macropores du béton ne sont pas pris en considération), les pores capillaires et les pores des gels ou des hydrates. Les premiers (pores capillaires) sont de l'ordre de  $1\ \mu\text{m}$  et peuvent contenir de l'eau dans les conditions saturées cette porosité peut être affectée par le rapport E/C. Les pores des gels ou des hydrates sont à l'échelle nanométrique ( $< 2\text{nm}$ ). La porosité relative aux hydrates serait caractérisée par des vides plus petits, pratiquement pas affectés par le rapport E/C et qui seraient donc une caractéristique intrinsèque des hydrates formés. La Figure 1.1, selon [BAR 94] et [HUI 04], présente des images observées au MEB sur les pâtes d'un ciment ordinaire d'un rapport E/C = 0,5



1) Cristaux  $\text{Ca}(\text{OH})_2$ , 2) CSH, 3) pores, 4) Grain de ciment anhydre

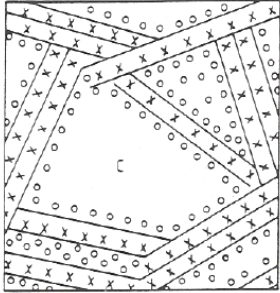
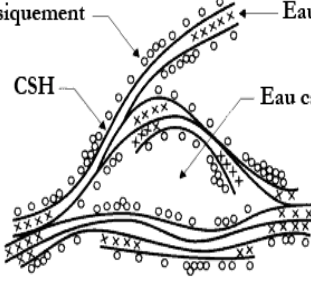
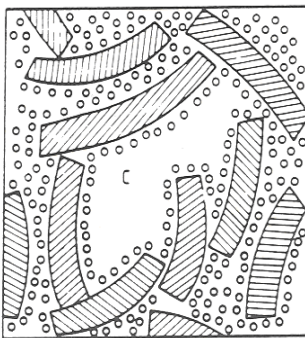
**Figure 1.1 Exemple de microstructure d'une pâte de ciment ordinaire hydratée, [HUI 04], [BAR 94].**

Plusieurs modèles s'attachent à décrire la microstructure de la pâte de ciment. Le Tableau 1-1 présente quelques modèles parmi ceux proposés.

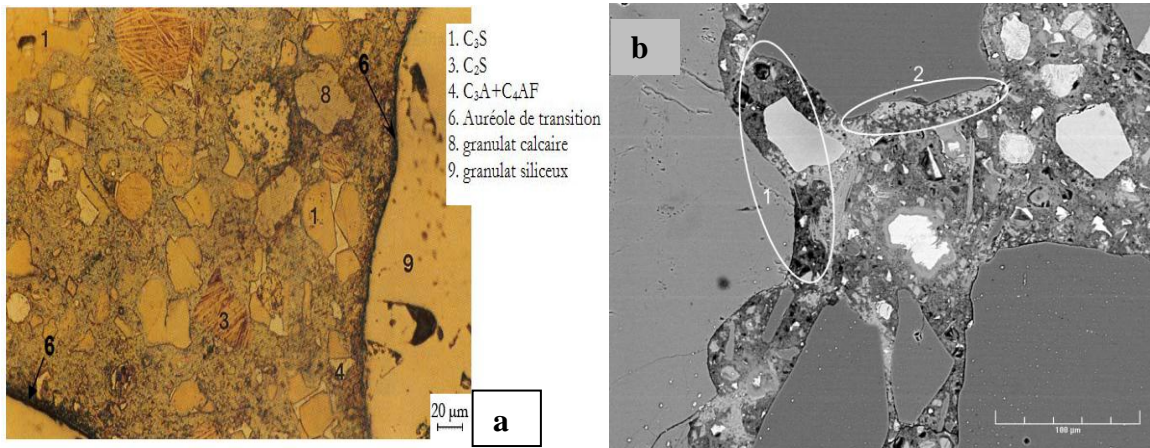
### 1.2.2.2. Interface pâte-granulat.

L'interface pâte-granulat est considérée comme l'interface la plus importante dans le béton. Lors de l'hydratation du ciment, une liaison s'établit entre la pâte de ciment et les granulats qu'elle enrobe. Elle dépend de la nature des deux phases en présence, de la teneur en ciment de la pâte de ciment et des conditions de conservation. On observe ainsi autour des granulats une zone de pâte hydratée particulière appelée auréole de transition ou zone de transition interfaciale notée ITZ (Interfacial Transition Zone). Cette ITZ présente un rapport E/C plus élevé que le reste de la pâte, ce qui rend sa porosité plus élevée que celle de la pâte [DIA 01b]. Du point de vue mécanique, l'ITZ présente une résistance plus faible que la pâte de ciment elle-même. Les pores, plus grossiers dans cette zone, deviennent un réseau de cheminement privilégié pour les fluides dans la masse. L'épaisseur de l'ITZ augmente avec le diamètre du granulat et avec la quantité d'eau d'hydratation (i.e. avec le rapport E/C), elle est de l'ordre de 30  $\mu\text{m}$  [DIA 01a]. La quantification de la porosité dans l'ITZ a été exécutée au moyen de deux techniques principales : observation par techniques d'imagerie et porosimétrie à mercure [OLL 95]. La nature et la porosité des granulats peuvent influencer l'auréole de transition. Dans le cas des granulats très poreux, l'ITZ se caractérise par une première couche en contact, intimement liée aux granulats par des liaisons de type physique et peut-être de type chimique suite à une dissolution superficielle du granulat (à l'exception des matériaux micacés avec lesquels aucune liaison ne s'établit) [OLL 95], et une deuxième couche caractérisée par une porosité plus grande, des produits d'hydratation mieux cristallisés et orientés, moins de grains de ciment anhydre [BAR 94]. Le regroupement des grains des granulats résulte la formation d'une zone poreuse à l'interaction de la pâte et les granulats (zone1) (voir Figure 1.2 b). L'interface pâte-granulats peut avoir de fortes concentrations en hydroxyde de calcium (zone 2). Le Tableau 1-1 présente quelques modèles de représentation de la microstructure de la pâte de ciment.

**Tableau 1-1. Modèles de représentation de la microstructure de la pâte de ciment**

<p>Modèle de Powers et Brownyard (1968) [POW 46]</p>	 <ul style="list-style-type: none"> <li>x Eau interfeuillelet</li> <li>o Eau adsorbée sur les surfaces</li> <li>c Pore capillaire</li> <li>— Feuillet de C-S-H</li> </ul>
<p>Modele de Feldeman et Serada (1974) [NEV 95]</p>	 <p>Eau adsorbée physiquement</p> <p>CSH</p> <p>Eau de couche intercalaire</p> <p>Eau capillaire</p>
<p>Modele de Wittman (1976) [BAR 94]</p>	 <ul style="list-style-type: none"> <li>x Eau interfeuillelet</li> <li>o Eau adsorbée sur les surfaces</li> <li>c Pore capillaire</li> <li>— Feuillet de C-S-H</li> <li>▨ Particules de C-S-H</li> </ul>

Les images de la Figure 1.2 montrent la microstructure et l'interface pâte-granulats du béton à haute performance [BAR 94], [SCR 04].



**Figure 1.2. Microstructure de béton à haute performance : a) d'après [BAR 94], b) d'après [SCR 04]**

### 1.2.2.3. Caractérisation de la microstructure du béton

Les importants paramètres caractérisant la microstructure du béton sont : la porosité, la distribution des tailles des pores et la tortuosité.

#### 1.2.2.3.1. La porosité

L'un des importants paramètres caractérisant la microstructure des bétons : la porosité, celle-ci peut se définir comme les espaces vides d'un matériau qui se présentent entre les phases solides.

La porosité ( $n$ ) du matériau cimentaire caractérise l'importance des vides qu'il contient, elle s'exprime analytiquement par le rapport entre le volume des pores  $V_p$  et le volume total  $V_t$ , le volume des grains solides «  $V_s$  » peut aussi être introduit.

$$n = \frac{V_p}{V_t} = \frac{V_p}{V_p + V_s} \quad (1.1)$$

Deux types de pores sont distingués :

- *La porosité connectée* : c'est l'espace par l'intermédiaire duquel s'effectuent les échanges de masse fluide, elle correspond aux pores connectés avec l'extérieur. Cette porosité peut exprimer le rapport de volume de l'espace interstitiel sur le volume apparent (total).

- *La porosité occluse (fermée)* : détermine les pores qui sont au sein des grains solides et qui sont isolés du milieu extérieur.

En terme d'influence sur le matériau, la porosité occluse est négligeable par rapport à la porosité connectée (appelée aussi porosité ouverte), cette dernière peut influencer la perméabilité des matériaux, et facilite la pénétration des fluides au cœur des matériaux (dans le cas des bétons). La porosité ouverte, appelée aussi "la porosité accessible à l'eau « $\phi$ »" [AFP 97], dans notre cas on considère que  $\phi$  égale à la porosité totale  $n$ .

Plusieurs méthodes expérimentales permettent de mesurer la porosité d'un matériau.

La Figure 1.3 donnée par Baroghel-Bouny [BAR 94] présente les différents types de vide dans le béton et les domaines d'utilisation des principales méthodes de caractérisation des milieux poreux

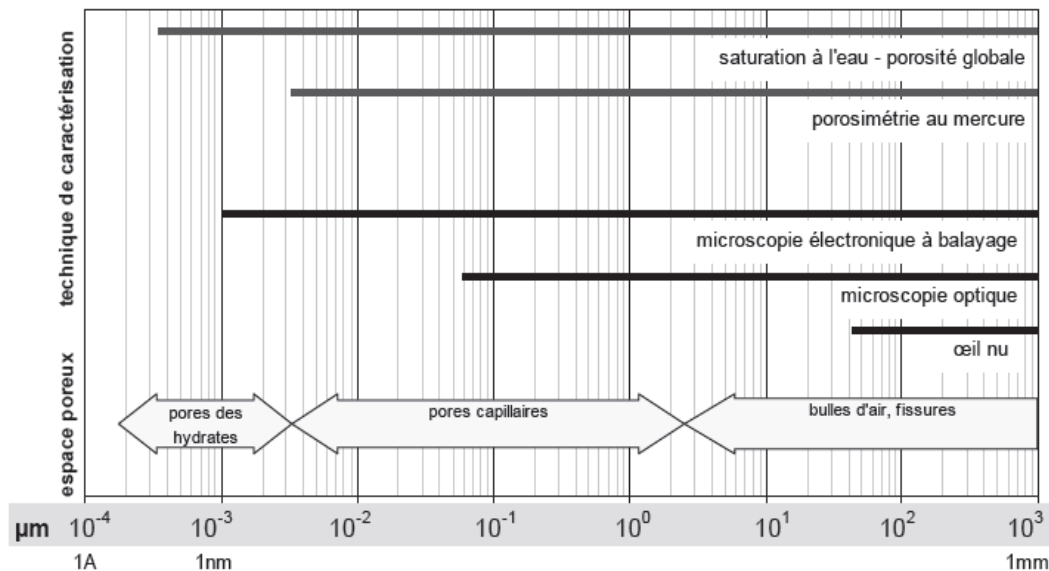


Figure 1.3. Vides dans le béton et domaine d'utilisation des principales techniques de caractérisation des milieux poreux [BAR 94].

#### ➤ Porosimétrie à l'eau :

L'objectif de cette méthode est de déterminer la porosité accessible à l'eau du béton. La porosité accessible à l'eau est un paramètre de premier ordre dans l'évaluation et la prévision de la durabilité. C'est en effet un indicateur de la qualité du matériau. La procédure décrite ici est celle proposée par l'AFPC – AFREM [AFP 97], elle permet une estimation de la porosité globale (ouverte). Le principe de la méthode est basé sur les mesures des masses hydrostatiques des échantillons. L'échantillon est saturé à l'eau sous vide, en connaissant la masse de l'échantillon immergé dans l'eau  $m_{\text{eau}}$ , la masse de corps d'épreuve pesé à l'air  $m_{\text{air}}$  et la masse de l'échantillon sec (séché à 105°C)  $m_{\text{sec}}$ , la porosité du matériau peut être obtenue à partir de la formule suivante :

$$n = \frac{m_{\text{air}} - m_{\text{sec}}}{m_{\text{air}} - m_{\text{eau}}} \times 100 \quad (1.2)$$

#### ➤ Porosimétrie par intrusion de mercure « PIM » :

La porosimétrie au mercure est l'une des techniques les plus adaptées pour déterminer de manière quantitative la structure poreuse des matériaux. Cette technique délivre des informations très fiables en ce qui concerne la distribution du volume et de la taille des pores, la distribution de la taille des particules, la densité apparente et la surface spécifique des matériaux. La porosimétrie au mercure est

basée sur la mesure de la quantité du mercure qui peut être insérée dans les pores d'un solide à différentes pressions (intrusion de mercure). L'accumulation de pression est essentielle à l'analyse : un certain temps est toujours nécessaire pour atteindre un équilibre lors du remplissage des pores. Ce dernier varie en fonction du diamètre des pores, la forme et de la complexité du réseau des pores. La porosimétrie au mercure est basée sur la loi capillaire régissant la pénétration du liquide dans de petits pores. Cette loi, dans le cas d'un liquide non mouillant comme le mercure, et de pores cylindriques, est exprimée par l'expression de Laplace.

$$d = \left(\frac{1}{P}\right) 4 \gamma \cos\varphi \quad (1.3)$$

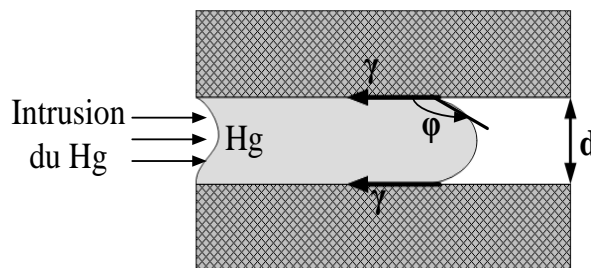
Où :  $d$  : est le diamètre de pore [m] ;

$\gamma$  : est la tension superficielle du mercure [N/m],

$\varphi$  : est l'angle de contact en degrés entre le mercure et la paroi solide,

$P$  : est la pression exercée sur le mercure [MPa],

La Figure 1.4 présente le principe de la porosimétrie par intrusion de mercure



**Figure 1.4. Principe de la porosimétrie par intrusion de mercure.**

La tension superficielle  $\gamma$  du mercure varie avec sa pureté, la valeur de 0,00485 N/cm est couramment utilisée. L'angle de contact  $\varphi$  entre le mercure et le solide poreux varie selon la composition du solide. Une valeur de  $130^\circ$  est utilisée en absence d'informations spécifiques (voir Figure 1.4).

Le rapport E/C influence la porosité du béton durci, la porosité augmente proportionnellement avec la quantité initiale de l'eau, de même que la période de cure peut affecter le réseau poreux du matériau [COO 99]. La figure suivante présente l'évolution de la porosité mesurée par la méthode PIM en fonction du rapport E/C et la période de la cure. La Figure 1.5 illustre le lien entre la porosité, le rapport E/C et la durée de cure [COO 99].



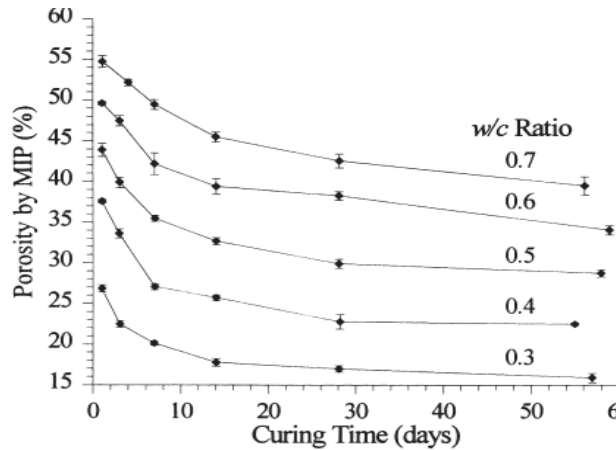


Figure 1.5. Effet de la période de la cure et le rapport E/C sur la porosité de la pâte de ciment déterminée par la méthode PIM [COO 99].

### 1.2.2.3.2. La distribution des tailles des pores

Dans un matériau durci, en général, les pores ont une géométrie complexe et des dimensions très variables et totalement différents de ce qu'on modélise généralement par des cylindres dont on détermine le diamètre par la PIM. La porosité est différente selon sa localisation dans la pâte de ciment, les granulats et dans la zone de transition pate-granat. La structure poreuse de gel de C-S-H est à une échelle inférieure à celle des vides initiaux. Selon la localisation des pores, on peut distinguer deux familles de pores :

Les pores capillaires sont les vestiges des espaces inter-granulaires de la pâte fraîche. Elles contiennent de l'eau en conditions saturées, mais ils perdent leur eau au contact de l'air [THO 99]. Le volume de ces pores diminue au cours de l'hydratation. À un âge donné, la dimension et le volume des pores diminuent avec le rapport E/C.

Les pores relatifs aux hydrates sont à une échelle plus petite que celle des pores capillaires, elles se situent au niveau du gel de C-S-H, elles ne sont pratiquement pas affectées par le rapport E/C et seraient donc une caractéristique Intrinsèque des hydrates formés. Dans cette catégorie, la littérature distingue deux types de pores.

**Les pores inter-lamellaires ou inter-cristallites** : qui sont situés entre les particules de gel. On attribue à cette classe les pics situés aux environs de  $r_p=18 \text{ \AA}$ .

**Les pores inter-feuillets ou intra-cristallites** : qui sont situés à l'intérieur même des particules de gel, il s'agit d'espaces de quelques angströms de largeur.

### 1.2.2.3.3. La tortuosité et la connectivité

La tortuosité  $\tau$  d'un milieu caractérise les obstacles au cheminement de fluides dans la structure poreuse, elle est exprimée d'après Quénard et al [QUE 91] par le carré du rapport de la distance parcourue par le fluide sur la distance effective du déplacement L.

$$\tau = \left(\frac{L_e}{L}\right)^2 \quad (1.4)$$

Avec  $L_e$  : Longueur effective du déplacement du fluide, c'est à dire longueur moyenne des lignes de courant du fluide traversant l'échantillon.

$L$  : longueur parcourue par le fluide ou longueur de l'échantillon poreux dans la direction de l'écoulement.

La connectivité d'un milieu poreux est un paramètre microscopique, elle caractérise le degré de connexion au sein de lui-même. Selon Fischmeister, la connectivité  $C$  peut être définie comme le plus grand nombre de branche de réseau pouvant être coupées sans créer de parties indépendantes (sans déconnecter de pores ou de nœud du reste de réseau [Dul 79]. Elle est exprimée par la formule suivante :

$$C = b - n + 1 \quad (1.5)$$

Où :  $C$  : représente la connectivité du matériau.

$b$  : représente le nombre des branches (pores, bras, cavité).

$n$  : représente le nombre des nœuds connectés aux branches

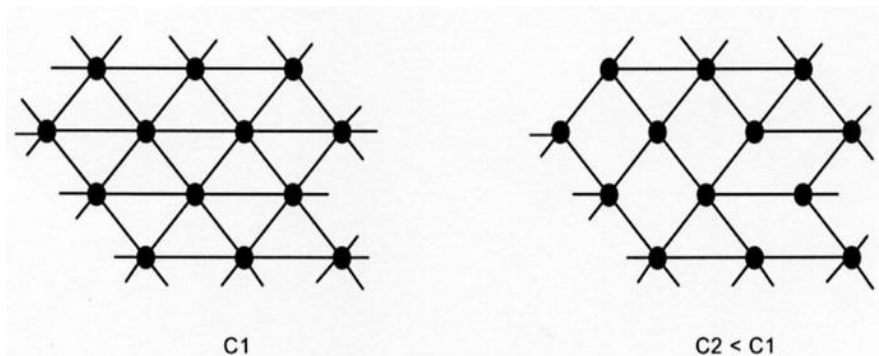


Figure 1.6. Représentation schématique de la connectivité d'un réseau poreux

### 1.2.3. L'eau dans le béton durci

L'eau est le moteur initial des réactions d'hydratation du ciment et garante de la bonne maniabilité du béton frais, elle se retrouve sous plusieurs formes dans la pâte de ciment durcie. Au jeune âge, on distingue généralement, selon la classification proposée par Powers et Brownyard [POW 47], trois types d'eau dans la pâte de ciment :



### 1.2.3.1. Classification de l'eau

➤ **L'eau chimiquement liée ou eau de constitution** : elle est constituée de l'eau hydroxylique, faisant partie de la structure des hydrates et de l'eau contenue dans les nano pores du gel.

➤ **L'eau adsorbée ou l'eau physiquement liée** : cette forme d'eau est liée à la surface des pores solides sous l'action de forces intermoléculaires de Van Der Waals et de forces électrostatiques, on parle alors d'adsorption. Les forces d'adsorption décroissent à mesure que l'on s'éloigne du solide.

Il est intéressant de préciser les formes d'eau adsorbées à la surface des CSH : sur la face externe des lamelles de CSH, l'eau est adsorbée sur 6 couches au maximum (résultat qui lie la taille de la molécule de l'eau, soit 3 Å, à l'espace généralement disponible entre deux lamelles de CSH, soit 20 Å). L'espace inter-feuillets est un espace très étroit (quelques Angströms) et ne peut donc accueillir qu'une à deux molécules d'eau. L'eau dans ces espaces est particulièrement rigidifiée et peut ainsi s'apparenter à de la glace (voir Figure 1.7).

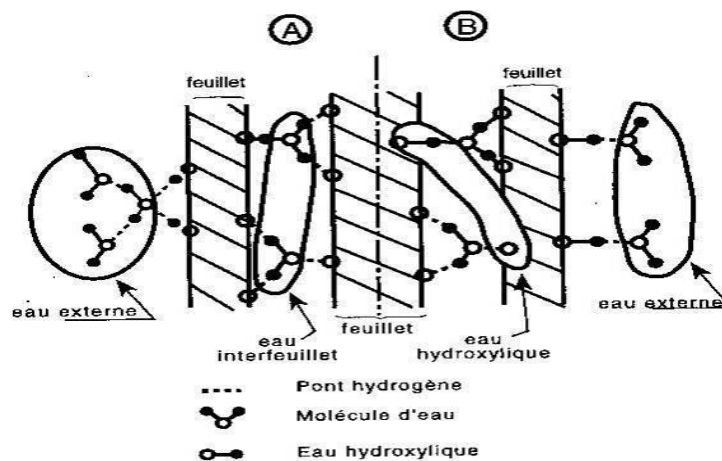


Figure 1.7. Illustration de la répartition de l'eau adsorbée à la surface des CSH. A et B sont deux exemples possibles [BAR 94].

➤ **L'eau libre ou l'eau de capillarité** : contenue dans les espaces intergranulaires. il s'agit de la forme condensée d'eau qui remplit le volume poreux dans les zones qui ne sont pas sous l'influence des forces d'adsorption. Cette forme d'eau peut être en équilibre avec la phase gazeuse par l'intermédiaire de surfaces planes ou de ménisques.

Les quantités des deux derniers types d'eau dépendent fortement de l'humidité relative régnant dans le réseau poreux.

La transposition au niveau expérimental de cette répartition reste complexe. Powers [POW 47] a mis au point des méthodes de caractérisation empiriques utilisant les notions d'eau « évaporable » et d'eau « non évaporable » :

- **L'eau évaporable** : c'est l'eau située dans les pores capillaires et l'eau adsorbée sur les particules solides qui est la moins liée. Elle est le premier composant à s'évaporer sous l'effet du chauffage car n'ayant pas encore réagi avec le ciment, elle n'a créé que peu ou pas du tout de liaison physique ou chimique avec la matrice solide.

- **L'eau non évaporable** : c'est l'eau de constitution des hydrates, présente dans les groupements hydroxyles comme le Si-OH ou le Ca-OH. C'est l'eau qui a réagi avec le ciment anhydre pour donner des C-S-H et des C-A-H. En y ajoutant l'eau consommée par la formation des cristaux de portlandite, on obtient la totalité de l'eau consommée par les réactions d'hydratation. La détermination de la quantité de l'eau non évaporable est plus délicate. La méthode la plus simple consiste à sécher l'échantillon entre 105°C et 1050°C et à mesurer la perte de poids de ce dernier, mais cette méthode ne permet de savoir la quantité exacte de l'eau non évaporable car à des températures supérieures à 105 °C. Les différentes techniques utilisées pour déterminer la quantité d'eau non évaporable ont souvent mené à des valeurs divergentes. Par ailleurs, une augmentation du rapport E/C se traduirait par une augmentation de cette quantité [KOS 86].

### 1.2.3.2. L'isotherme de sorption désorption

La présence de l'eau dans le béton peut affecter sa microstructure lorsqu'il est soumis à des variations de l'humidité relative ou de température.

Les transferts internes de l'humidité dans les structures en béton peuvent se développer en phase gazeuses et/ou liquides. La nature et l'intensité de ces transferts à l'échelle macroscopique dépendent des propriétés intrinsèques des matériaux utilisés qui peuvent induire des phénomènes particuliers.

#### 1.2.3.2.1. Notion d'activité de l'eau

L'activité de l'eau dans un produit est le rapport entre la pression de vapeur d'eau  $P_v$  à la surface du produit et la pression de vapeur d'eau pure  $P_s(T)$  à la température  $T$  du produit. Si on considère un produit en équilibre avec le milieu (air) dans lequel il est exposé. Sachant que  $P_v$ ,  $T$ ,  $P_{va}$  et  $T_a$  étant respectivement les pressions de vapeur d'eau et les températures du produit et de l'air. L'équilibre impose que  $T = T_a$  (pas de transfert de chaleur) et que  $P_v = P_{va}$  (pas de transfert de masse). Or l'humidité relative  $HR_a$  de l'air s'écrit :

$$HR_a = \frac{P_{va}}{P_s(T_a)} \quad (1.6)$$

#### 1.2.3.2.2. Isotherme de sorption et de désorption

L'activité de l'eau dans un produit est l'humidité relative d'un air en équilibre avec le produit. Cette activité de l'eau dans un produit dépend principalement de sa teneur en eau et de sa température  $T$ . La courbe représentant, pour une température  $T$  donnée, la teneur en eau d'un produit en fonction de la valeur de l'humidité relative  $HR$  ou de l'humidité relative de l'air en équilibre  $HR$  est appelée :

- Isotherme d'adsorption si elle a été déterminée expérimentalement en partant d'un produit sec.
- Isotherme de désorption si elle a été déterminée expérimentalement en partant d'un produit saturé en eau.

Les deux courbes sont en général différentes, car le séchage d'un produit entraîne parfois des modifications de structure et de porosité irréversibles.

L'adsorption se manifeste par la formation de couches d'eau sur la surface des pores du matériau. Elle répond à un processus de fixation de l'humidité. Ce dernier est lié aux forces de Van der Waals agissant entre les molécules d'eau en phase gazeuse et la surface développée du matériau. Pour différents taux d'humidité relative, il ya trois type d'adsorption :

- Pour une humidité relative faible  $HR < 20\%$ , il se produit une adsorption mono-moléculaire.
- Pour une humidité relative de l'ordre de 50%, il se produit une adsorption pluri-moléculaire.
- Pour une humidité supérieure à 50%, il y a une condensation capillaire. Les films d'eau s'épaississent jusqu'à remplir l'espace poreux. Donc il y a la saturation et écoulement dans la phase condensée.

### 1.2.3.2.3. Les isothermes de sorption à la température ambiante

#### ➤ Classification des isothermes de sorption

Selon l'I.U.P.A.C (International Union of Pure and Applied Chemistry 1984) les isothermes de sorption peuvent être regroupées dans les six types présentés sur la Figure 1.8.

- Type I (réversible), ce type d'isothermes est parfois appelées isothermes de Langmuir (1918), ils sont donnés par des solides microporeux ayant relativement une petite surface externe et il est représentatif d'une surface qui est recouverte au maximum d'une couche moléculaire (la limitation de l'absorption étant régi par le volume des micropores accessibles plutôt que par l'air de la surface interne).

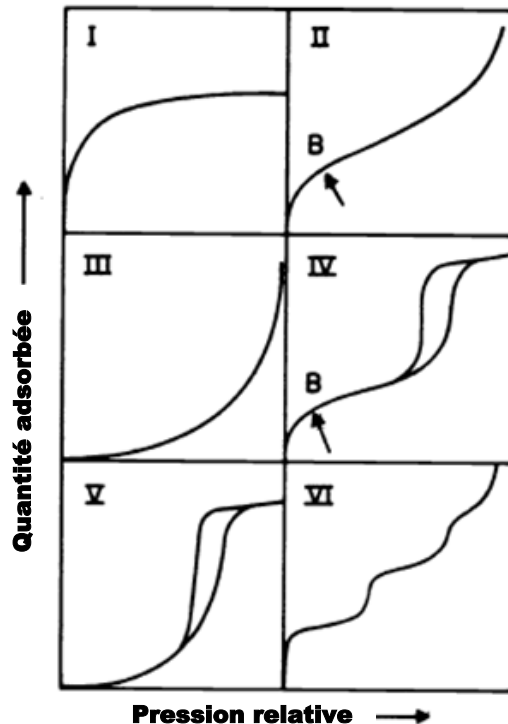


Figure 1.8. Types des isothermes de sorption (I.U.P.A.C 1984)

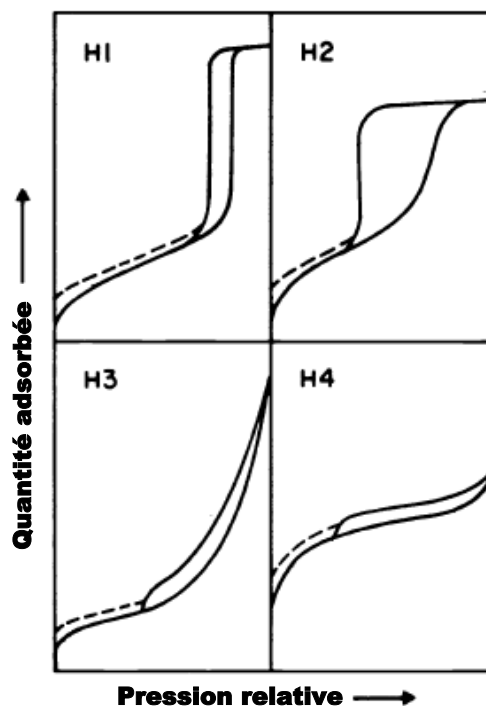
- Type II (réversible), il correspond aux solides non poreux ou macroporeux ( $d > 500$ ). L'isotherme de type II représente l'adsorption monocouche puis multicouche, non restreinte. Le point B est souvent pris pour indiquer l'étape à laquelle la couverture monocouche est complète et l'adsorption multicouche est sur le point de commencer.
- Type III (réversible), les isothermes de ce type ne sont pas courantes, il correspond à une faible interaction entre le solide et les molécules gazeuses. Ce type présente une faible adsorption aux faibles pressions relatives. Dans de tels cas, les interactions adsorbant-adsorbant jouent un rôle important.
- Type IV, fréquemment rencontré, correspond aux solides mésoporeux ( $20 < d < 500$ ). Il présente une boucle d'hystérésis entre l'adsorption et la désorption qu'on ne trouve pas dans les types précédents, qui est associée à une condensation capillaire dans les mésopores. La partie initiale est attribuée à l'adsorption monocouche-multicouche (comme dans le type II obtenue avec l'adsorption donnée sur la même surface de l'adsorbant dans une forme non poreux. lors de cette condensation, l'espace poreux résiduel, qui restait après l'adsorption multicouches, se remplit; cette phase condensée est alors séparée de la phase gazeuse par des ménisques.
- Type V, est assez rare, l'isotherme de ce type est liée à l'isotherme de type III en ce que les interactions adsorbant-adsorbant est faible.

- Type VI, représente une adsorption multicouche sur une surface uniforme non poreuse.

Les types souvent rencontrés dans les bétons sont le type II et IV [BIL 04] [BAR 94].

➤ **Le phénomène d'hystérésis des isothermes de sorption**

L'hystérésis apparaissant dans la gamme multicouche des isothermes de physisorption est habituellement associée à la condensation capillaire en structures de mésopores. De telles boucles d'hystérésis peuvent montrer une large variété de formes. La Figure 1.9 présente les quatre formes d'hystérésis données par l'I.U.P.A.C qui peuvent avoir lieu dans les isothermes de sorption.



**Figure 1.9. Différents types d'hystérésis (I.U.P.A.C 1984)**

Les deux types extrêmes sont présentés comme H1 et H4 sur la figure 1.10. Dans le premier cas les deux branches sont presque verticales et presque parallèles sur une plage sensible de l'absorption de gaz, alors que dans le second, elles restent à peu près horizontales et parallèle sur une large gamme de la pression relative. A certains égards, les deux autres types H2 et H3 peuvent être considérés comme intermédiaires. Une caractéristique commune à de nombreux cycles d'hystérésis, c'est que la région escarpée de la branche de désorption qui mène au point bas de fermeture se produit (pour un adsorbant donné à une température donnée) à une pression relative qui est presque indépendante de la nature de l'adsorbant poreux.

Bien que l'effet de divers facteurs sur l'hystérésis d'adsorption ne soit pas entièrement compris, les formes des boucles d'hystérésis ont souvent été identifiées avec les structures des pores spécifiques.

De nombreux adsorbants poreux ont tendance à donner des boucles de type H2, mais dans de tels systèmes la distribution de la taille des pores et la forme n'est pas bien définie. La boucle de type H3, qui ne présente aucune adsorption limite à une pression relative élevée, ce type de boucle est observé avec des agrégats de particule en forme de plaques.

D'après Baroghel-Bouny [BAR 94], le type qui correspondrait aux matrices cimentaires ordinaires c'est le type H2 (pour une humidité relative interne supérieure à 33%). Néanmoins, en fonction de divers paramètres tels que le rapport E/C, les types H3 et H4 sont également rencontrés.

### **1.3. Problématiques liées aux variations de température**

Les problématiques liées aux variations de température au sein du béton sont détaillées dans les chapitres suivants. Ici sont regroupés les principaux éléments physiques constatés, en mettant l'accent sur leurs liens et sur l'état des connaissances.

#### **1.3.1. Le séchage des bétons à température ambiante**

Une structure en béton exposée à une humidité relative environnante inférieure à celle régnant au sein du matériau subit alors un déséquilibre hygrométrique (lors de la fin de cure des bétons lors de leur soumission à l'air ambiant). Ce déséquilibre se traduit alors par un mouvement de l'eau de l'intérieur du matériau vers l'extérieur pour rétablir l'équilibre de milieu, conduisant au séchage de celui-ci.

La prise en compte du transport de l'eau au sein du béton est donc d'une grande importance, le séchage s'accompagnant généralement d'effets structuraux, du fait du gradient de déformations induit. De plus, l'humidité relative locale influence de façon très importante les propriétés de transfert comme la diffusivité et la perméabilité.

Le séchage de la pâte de ciment durcie est complexe. Le mécanisme moteur du séchage est lié au gradient d'humidité relative induit au sein du matériau, en termes de répartition de l'eau à l'état vapeur au sein du matériau. L'équilibre thermodynamique entre les phases vapeur et liquide de l'eau présente dans le béton devant être maintenu, l'eau liquide va également être concernée par le séchage. Parmi les phénomènes qui peuvent intervenir lors du séchage on peut citer : le phénomène de perméation, diffusion, adsorption-désorption, condensation-évaporation. Tous ces phénomènes sont en effet mis en jeu dans la pâte de ciment.

#### **1.3.2. Mouvements hydriques due à la variation de température**

La variation de la température dans les bétons peut engendrer des gradients de température au sein du matériau qui vont provoquer des déséquilibres hydriques, causés par le séchage et l'humidification, et des endommagements de la microstructure.

L'élévation de température génère un gradient de température, une migration de l'eau et des variations locales d'humidité dans les éléments structuraux. Ce sont donc des phénomènes de déshydratation et de transformations cristallines qui induisent des modifications structurales et dimensionnelles du béton aux niveaux micro et macroscopique. Dès qu'un chauffage intervient à la surface d'un élément en béton, les différents mécanismes de transferts vont être plus ou moins accentués par l'existence de ces gradients entraînés par le changement de température. Ces gradients, principalement gouvernés par la conduction thermique (loi de Fourier) entraînent des gradients de pression de gaz (pression partielle de vapeur d'eau et/ou pression d'air sec); l'influence de ces gradients de pression sur le transfert de masse sera d'autant plus importante si la température est supérieure à 100°C. En effet, pour des températures inférieures, les phénomènes de diffusion restent prépondérants [LIE 95].

Ainsi la migration d'humidité dans un béton chauffé non uniformément est un phénomène complexe, il dépend de plusieurs paramètres et de leurs interactions. England et al 1997 [ENG 97] ont révélés que pour des températures élevées ( $T > 105^{\circ}\text{C}$ ), la filtration (flux induit par une pression) est le phénomène de transport dominant : du fait que le chauffage entraîne une évaporation de l'eau et une pressurisation non négligeable de la vapeur et de l'air à l'intérieur des pores. Lorsqu'une surface d'un élément en béton est exposée à une augmentation de température, les phénomènes précédents entraînent d'une part, une migration et un largage de vapeur aux limites de la structure et une migration de l'eau liquide depuis les zones les plus chaudes vers les zones les plus froides du béton d'autre part.

Au début du chauffage, la vapeur formée s'évacue facilement vers l'extérieur ce qui rend la zone proche de la surface plus sèche à cause de l'évaporation de l'eau libre et le relargage de l'eau initialement fortement liée dû au phénomène de déshydratation, donc elle possède une perméabilité relative aux gaz importante. La migration de la vapeur d'eau saturée et de l'eau liquide à l'intérieur du béton va augmenter le taux de saturation dans cette zone, donc c'est à cet endroit où la pression sera maximale. Le mouvement de la vapeur d'eau au sein du béton entraîne sa condensation lorsqu'elle traverse les couches froides. La vapeur condensée va augmenter le degré de saturation de ces couches et former un front de saturation, selon Consolazio et al 1997 [CON 97]. L'accumulation de la vapeur d'eau condensée et de l'eau liquide dans cette zone va créer ce que l'on communément un « Bouchon d'humidité » (ou « Moisture clog » en anglais). Ce dernier va migrer (cas de perméabilité de l'eau en milieu saturé) vers les zones froides sous l'effet du gradient de pression. Le milieu saturé du « bouchon » est donc imperméable au gaz.

### **1.3.3. Modifications physiques et chimiques**

Lorsque le béton est soumis à une augmentation de température, différents phénomènes consécutifs à des transformations chimiques et physiques se produisent. Ces phénomènes peuvent concerner la pâte de ciment durci, les granulats ainsi que la zone interfaciale pâte-granulats.

Les principales modifications se passent dans la pâte de ciment, en raison de la présence de l'eau sous différentes formes (libres, liée, adsorbée). Les premiers

phénomènes concerne l'évaporation de l'eau libre et adsorbées à des températures jusqu'à 120°C [BAZ 96] [NOU 95]. L'augmentation de la température, entre 130°C et 550°C, provoque dans un premier temps, la décomposition du gypse et le début de processus de déshydratation de la pâte de ciment durci qui entraîne la rupture interne de la structure du gel de CSH et la libération de l'eau chimiquement liée [BAZ 96]. Ensuite la décomposition de la portlandite en chaux libre peut avoir lieu à partir de 450°C. Au-delà de 600°C, d'autres phénomènes se produisent : la seconde étape de déshydratation (autour de 700°C) (décomposition des phases de CSH et formation des silicates bicalciques) et la décomposition du carbonate de calcium (CaCO<sub>3</sub>), autour de 800°C, pour former de la chaux libre (CaO).

A hautes températures, les granulats se décomposent et subissent des transformations chimiques et minéralogiques importantes qui modifient les caractéristiques microstructurelles du matériau. En effet, selon Harada et al, 1973 [HAR 73] et Schneider, 1976 [SCH 76] à l'aide d'une analyse thermique différentielle, il est montré que la majorité des granulats sont généralement stable jusqu' à 500°C. Dans le cas des granulats siliceux, une transformation du quartz se produit à partir de 570°C accompagnée d'une dilatation significative (entre 1 et 5,7%). En revanche dans le cas des granulats calcaires, la décarbonatation de CaCO<sub>3</sub> se produit au-delà de 600°C. Ceci indique que les granulats calcaires peuvent présenter des faiblesses avant la phase de décarbonatation.

Dans les bétons, l'interface pâte-granat peut être également affectée par l'augmentation de la température vue sa fragilité, elle est la zone la moins riche en CSH. Le départ de l'eau piégée dans les pores et liée chimiquement pendant le chauffage entraîne des dégradations progressives dans cette zone. Le retrait de dessiccation favorise le développement des fissures et au-delà de 120 °C, les phénomènes de déshydratation engendrent une détérioration rapide au niveau de cette zone à cause de la dilatation différentielle entre la pâte de ciment (retrait) et les granulats (expansion).

Les phénomènes entraînés par la variation de température ont souvent des effets sur les propriétés de transfert du béton. La porosité et la perméabilité sont les premières propriétés influencées par le chauffage, il est montré que la porosité et la perméabilité du béton augmentent à chaque fois qu'il est exposé à hautes températures [NOU 95] [KAL 01] [MEN 04] [HAG 04] [LIO 05] [ZEI 06] [CHO 06] [MIN 09] [NOU 09]. Cette augmentation de la porosité induit dans la majorité des cas une diminution de résistance mécanique du matériau ce qui rend la structure en béton de plus en plus fragile d'une part. Mais d'autre part, l'augmentation de la porosité ou de la perméabilité, durant le chauffage, a un effet bénéfique dans la diminution du risque d'instabilité thermique (Eclatement, Spalling en anglais) des bétons à haute performance, comme dans les tunnels en situation d'incendie où le phénomène d'éclatement est souvent rencontré, vu les niveaux de température atteints.

#### **1.3.4. Variations dimensionnelles due au chauffage**

En plus des mouvements hydriques et les modifications chimiques, l'augmentation de la température entraîne des déformations thermiques dans le béton [HEI 98] [HAG 04]. Cette déformation est conditionnée par la dilatation thermique de la pâte de



ciment et des granulats. En raison des gradients thermiques se développant durant les phases transitoires de propagation de la chaleur, vu que la pâte de ciment durci et les granulats ont deux comportements thermiques très différents, cela entraîne des déformations thermiques non uniformes au sein des structures en béton armé soumises à des sollicitations de ce type. Cette non-uniformité engendre des contraintes internes qui peuvent elles-mêmes occasionner la fissuration du matériau.

Sous l'effet de la température, la pâte de ciment subit dans un premier temps une dilatation jusqu'à 150°C puis une contraction, déformations de retrait irréversible, importante jusqu'au-delà de 800 °C due essentiellement au départ de l'eau libre puis de l'eau liée chimiquement [HAR 72] [JUM 86] [KHO 95].

En effet, les granulats occupent environ 70% du volume du béton. La dilatation thermique des bétons est, principalement liée à leur dilatation. Les granulats subissent durant le chauffage une importante expansion volumique non proportionnelle à la température et fortement influencée par leur nature chimique. Une augmentation significative de l'expansion de la plupart des granulats est observée au-delà de 550°C qui s'explique par les modifications chimiques et cristallines qu'ils subissent.

La combinaison des deux déformations durant le chauffage, le retrait de la pâte de ciment et l'expansion des granulats, engendrent des microfissurations et des contraintes au sein du béton. Les transformations et les décompositions chimiques des différents constituants du béton s'accompagnent par contre de variations dimensionnelles.

### **1.3.5. Pertes de résistances mécaniques**

Les endommagements irréversibles, dans le béton exposé à haute température, causés par les réactions chimiques (déshydratation) et microstructuraux (rupture de cohésion) peuvent avoir de graves conséquences sur les propriétés mécaniques du béton. L'action des hautes températures sur un élément structural en béton provoque une diminution graduelle des résistances à la compression et à la traction. Ces pertes de résistances varient selon le type de béton (la nature des constituants, la teneur en eau), la température atteinte et la vitesse de montée en température. Plusieurs études ont mis en évidence la variation des propriétés mécaniques des bétons en fonction de la température [CHA 99] [CHA 00] [LIO 04] [HAG 04] [BEN 08] [BEN 09] et [PLI 10]. Il apparaît qu'une baisse de résistance commence à partir de 80°C, cette baisse peut atteindre 30% autour de 200°C et 50% au voisinage de 500°C. Dans cette plage de température un gain de résistance en compression a été noté, dans plusieurs recherches, à partir de 200°C. Cette augmentation de la résistance est attribuée à l'amélioration de la compacité du matériau causé par le séchage et le début de la déshydratation provoquant un retrait de la matrice [HAG 04] [ULM 07] [MIN 09]. Cependant, l'interprétation des phénomènes liés à l'eau peut varier entre les auteurs. Si la dilatation de l'eau entre les couches de C-S-H puis le rapprochement de leurs feuillettes du fait du départ de l'eau sont unanimement reconnus pour expliquer dans une certaine mesure la perte puis la reprise de résistance, l'impact des transformations chimiques est, quant à lui, controversé.

L'influence de la nature des granulats sur la résistance mécanique des bétons soumis aux hautes températures n'est pas très significative pour une même classe de résistance des bétons, (la variabilité des résultats au sein d'une même famille géologique peut être plus importante qu'entre deux familles distinctes)

L'effet du type de mesures (à chaud ou en résiduel (après refroidissement)) a été souligné dans la littérature. A partir de 120°C, la résistance résiduelle du béton est inférieure à celle mesurée "à chaud". Ceci peut s'expliquer en grande partie par l'endommagement supplémentaire de l'éprouvette induit par les gradients thermiques dus au refroidissement ainsi qu'à une augmentation de volume de l'éprouvette (accompagné de fissuration) provoquée par une possible réhydratation de la chaux par l'humidité de l'air ambiant [HAG 04].

L'influence des additions minérales sur l'évolution des résistances mécaniques à hautes températures varie d'une étude à une autre. Selon certains auteurs le type de ciment peut avoir un impact important sur la résistance [SAR 93], alors que d'autres auteurs indiquent que le comportement des bétons est peu influencé par la nature des additions minérales en dessous de 600°C [POO 01]. L'effet des hautes températures sur les propriétés mécaniques est présenté en détail dans la partie 3.

### **1.3.6. Pertes de matière (instabilité thermique)**

L'exposition des bétons à hautes températures est associée, en plus de la perte de résistances mécaniques, à un phénomène d'instabilité thermique du béton qui se traduit par le détachement de matière, un phénomène souvent appelé dans la littérature par «éclatement ou écaillage» (spalling). La différence entre l'éclatement et l'écaillage, c'est que l'éclatement peut présenter un aspect plus impressionnant que l'écaillage (les morceaux détachés par éclatement peuvent avoir des dimensions de quelques centimètres), ce dernier peut devenir plus dangereux pour la structure du fait que, lors d'un incendie de longue durée, sa progression risque de mettre à nu les armatures de l'élément structurel. L'éclatement se produit au droit des surfaces directement exposées au feu. Les incendies de tunnels de ces dernières années (Tunnel sous la manche 1996 et 2008 (France), Tunnels du Storebealt 1994 (Danemark) et Tunnel du Gothard (2001) (Suisse)) ont mis en évidence le phénomène d'éclatement des bétons à haute performance en particulier. Les inspections après incendie ont fait état de structures en béton fortement endommagées avec, dans les endroits les plus violemment exposés au feu, des zones de béton clairement détachées. Dans certains cas particuliers, certains voussoirs (structure porteuse d'un tunnel) ont connu une éjection totale de leur épaisseur de béton. L'éclatement ne se produit pas pour tous les bétons. Dans la plupart des cas, l'éclatement a été observé dans les bétons à haute et très haute performance (BHP et BUHP), c'est-à-dire pour des bétons ayant une résistance supérieure à 60 MPa. Néanmoins lorsqu'il apparaît, il peut influencer directement la tenue au feu des éléments structurels car les armatures en acier peuvent atteindre plus rapidement leur température critique puisque dans ce cas, elles perdent totalement ou partiellement le bénéfice de la protection thermique apportée par le béton d'enrobage. Les phénomènes d'éclatement et d'écaillage sont constatés à des températures comprises entre 200°C et 350 °C, [NOU 95] [KAL 01], [PHA 05], [MIN 09].

Deux processus sont à l'origine de l'éclatement des bétons. D'une part, le processus thermo-mécanique, il est expliqué par les dilatations thermiques empêchées dues aux gradients thermiques entraînés par le chauffage. Celles-ci génèrent des contraintes thermiques très élevées (contraintes de compression parallèles à la surface chauffée) au sein du matériau. D'autre part, le processus thermo-hydrique, il est expliqué par des mécanismes complexes de mouvement de l'eau et de la vapeur d'eau au sein du béton, l'éclatement est lié à une génération de pressions de la vapeur et de l'eau liquide trop élevées par rapport à la résistance en traction du matériau. Ce processus met particulièrement en jeu la perméabilité du béton, sa teneur en eau initiale ainsi que la vitesse de montée en température.

Les recherches menées afin de réduire les pressions internes lors du chauffage ont abouti à une solution qui semble très efficace : il s'agit de l'addition de fibres de polypropylène dans la composition du béton. En fondant (vers 170 °C), les fibres créent au sein de la matrice du béton des chemins de passage préférentiels pour les fluides, réduisant ainsi les pressions de vapeur d'eau.

Les causes de l'éclatement des bétons ne sont pas encore parfaitement comprises. Il est établi que le phénomène d'éclatement des bétons portés à hautes températures est influencé par les paramètres suivants: la densification de la matrice cimentaire, la faible perméabilité (cas des BHP), les contraintes thermiques, le chauffage asymétrique, la montée rapide en température, la présence d'eau libre et d'humidité dans le béton ainsi que les déformations thermiques empêchées, enfin la présence ou pas de fibres de polypropylène. L'influence des paramètres de composition du béton sur l'écaillage est étudiée en détail dans la partie 5 du document.

La prise en compte réglementaire des risques d'éclatement des bétons et la répercussion que cela peut avoir sur la stabilité d'une structure durant l'incendie, repose essentiellement sur des approches expérimentales. Alors qu'aucun modèle n'est arrivé à prédire le risque d'éclatement des bétons. Ce manque de prévision est dû à la méconnaissance, malgré de nombreuses études expérimentales et numériques, des phénomènes physiques qui sont à l'origine de l'éclatement des bétons. Toutes les études menées à ce jour ont mis en clair le comportement des bétons à haute température. Cependant, plusieurs dispersions de résultats ont été constatées d'un béton à l'autre et d'une étude à l'autre à cause de l'hétérogénéité du matériau béton (sur la même composition peut-on avoir deux résultats différents notamment vis-à-vis de l'éclatement), ce qui rend la connaissance du comportement du béton exposé à haute température incomplète, notamment en ce qui concerne la modélisation numérique des processus physiques.

#### **1.4. De la bibliographie au cadre de l'étude**

La synthèse bibliographique nous a permis de faire les deux constats suivants :

- Le manque de données et de méthodologies pour les modèles numériques.
- Le manque de quantification sur les modifications que peuvent apporter l'utilisation des fibres de polypropylène sur la microstructure du béton porté en température.

Comme nous l'avons présenté dans le paragraphe 1.3, le comportement à hautes températures des bétons n'est pas complètement compris. Particulièrement en ce qui concerne les phénomènes physiques et hydriques reliés aux mouvements de l'eau et de la vapeur causés par l'augmentation de la température. Les études expérimentales menées à ce jour, même si elles sont nombreuses, ne fournissent qu'un certain nombre de données qui semble encore insuffisantes pour pouvoir développer un modèle numérique assez pertinent, qui permettra de mieux étudier les transferts dans les bétons à hautes températures, de comprendre les processus hydrique et, notamment, de prédire le phénomène d'éclatement. L'ensemble des modèles qui existent actuellement ne peuvent fournir que, dans la majorité des cas, la distribution de la température et de la pression de vapeur au sein de béton, mais la caractérisation de la perméabilité et de l'éclatement des bétons reste délicate.

En prenant en compte les résultats et les constatations présentées ci-dessus, le manque de données et de méthodologie pour la modélisation des bétons à hautes températures, nous avons mené une étude expérimentale qui va permettre de fournir des résultats et des données qui s'ajoutent au panel des résultats de la littérature et qui vont contribuer à la modélisation des phénomènes d'une manière plus efficace. Notre étude va contribuer également à l'approfondissement dans la connaissance des différentes propriétés des bétons à hautes performances exposés à hautes températures.

Dans un premier volet nous allons nous intéresser aux propriétés physiques (porosité, perte de masse), thermiques (conductivité et diffusivité), mécaniques (résistance en compression, en traction et le module de Young).

Le deuxième volet de l'étude concerne les propriétés de transfert (perméabilité à l'air et à la vapeur d'eau). Nous avons constaté que dans la majorité des recherches, la perméabilité des bétons a été étudiée en résiduel (après refroidissement), alors que la caractérisation de la perméabilité d'un béton à chaud (sous une température) fut limitée. Cependant, il est intéressant de mettre en parallèle les deux méthodes de mesure. Nous allons proposer dans ce travail une approche expérimentale qui permet de prendre en compte les deux méthodes de mesures (résiduel et à chaud), où l'effet du refroidissement a été pris en compte afin de mettre en comparaison les résultats résiduels et à chaud.

Le troisième volet concerne l'étude du phénomène d'éclatement des BHP. Les méthodes de caractérisation de l'éclatement des bétons à hautes températures présentées dans la littérature ont été menées soit sur des structures entières ou des éléments de la structure exposés (à grande échelle) au feu ou soit sur des échantillons de bétons (échelle plus petite), comme des cylindres ou des prismes. La première méthode semble plus proche de la réalité mais son inconvénient c'est qu'elle soit très onéreuse et difficile à réaliser. Alors que la deuxième méthode présente beaucoup de dispersion dans les résultats.

Notre étude consiste à proposer une nouvelle approche expérimentale simple, économique et pertinente, qui permet, d'une part, de déterminer la sensibilité d'une composition de béton à l'éclatement en phase de formulation. D'autre part de minimiser les dispersions constatées dans la littérature. L'originalité de cette approche repose sur l'utilisation d'**échantillons sphériques**.

Dans le but d'améliorer les propriétés de transfert des bétons portés en température élevée et de rendre la tenue au feu des bétons à haute performance plus élevée, l'addition des fibres de polypropylène dans le béton a été adoptée, par la communauté scientifique, comme la solution la plus efficace pour réduire le risque d'éclatement des bétons à haute performance. D'ailleurs, il est recommandé par l'eurocode2 partie 1-2, pour éviter le risque d'éclatement en situation d'incendie, un dosage minimum en fibres de  $2\text{kg/m}^3$ . On a vu précédemment qu'un des facteurs favorisant le phénomène d'éclatement ou d'écaillage du béton est sa perméabilité : plus elle est faible, plus la pression de vapeur est forte et proche de la surface chauffée. Il a été rapporté que l'incorporation de fibres de polypropylène n'a pas un effet significatif sur les résistances mécaniques relatives des BHP à haute température [BAY 02] [POO 04] [SOF 06] [MIN 09] [PLI 10]. Cependant que l'important effet des fibres de polypropylène a été constaté sur la porosité et la perméabilité des bétons [ZEI 06] [PLI 10], notamment pour des températures supérieures à  $160^\circ\text{C}$ , plus le dosage en fibre est élevé, plus la perméabilité est forte. L'analyse thermique différentielle (ATD) des fibres montre qu'elles fondent autour de  $165^\circ\text{C}$  et se vaporisent autour de  $340^\circ\text{C}$  [KAL 01]. La fusion des fibres provoque une augmentation de la perméabilité du matériau permettant la réduction de la pression au sein des pores. L'augmentation de la perméabilité attribuée à la fusion des fibres est expliquée par la création des connectivités supplémentaires par les fibres lors du chauffage. La fusion des fibres s'accompagne d'une augmentation de volume (jusqu'à 10%) du polypropylène fondue [KAL 01] qui génère des contraintes locales sur la matrice et une nucléation de fissures. Ces microfissures locales peuvent augmenter l'interconnectivité du réseau poreux du matériau et donc augmenter sa perméabilité aux gaz et aux liquides. En plus de l'augmentation de la perméabilité, l'utilisation des fibres provoque une diminution de la pression de vapeur induite par la température [KAL 01] [HAG 04] et diminuant ainsi le risque d'éclatement et d'écaillage.

Afin de quantifier l'effet des fibres de polypropylène sur les propriétés de transfert et le phénomène d'éclatement des bétons à haute performance soumis à hautes températures, nous proposons dans ce travail une étude de perméabilité et d'éclatement en prenant en compte l'influence de la quantité et de la taille des fibres de polypropylène.

Les problématiques présentées dans ce paragraphe seront développées en détails dans chacune des parties de ce document.

## **1.5. Justification du programme d'étude**

Les principaux objectifs de notre travail de thèse sont : d'approfondir notre connaissance de comportement des bétons à hautes températures et de contribuer à apporter des nouvelles données et explications des phénomènes, qui se produisent dans le béton porté à hautes températures, pour pouvoir aboutir à une meilleure modélisation. Notamment, en ce qui concerne les propriétés de transfert et les problématiques d'éclatement.

### 1.5.1. Domaine de température

D'après les travaux réalisés dans la littérature, l'étude du comportement des bétons en température peut être effectuée dans la marge de températures entre 20°C et 1200°C. Cependant, les principaux phénomènes étudiés dans notre travail sont bien rencontrés dans une plage de température inférieure, c'est-à-dire, entre 20°C et 500°C. Les mouvements hydriques au sein du béton ont été constatés pour des températures comprises entre 80°C et 300°C. L'effet des fibres de polypropylène sur les propriétés de transfert a été constaté entre 150°C et 200°C. Néanmoins, le phénomène d'éclatement des BHP est souvent observé entre 200°C et 350°C.

A partir de ces constatations, nous avons limité le domaine d'étude vis-à-vis de la température, nous avons mené notre campagne expérimentale, suivant la problématique étudiée, dans une plage de température entre 20°C et 500°C.

- Les courbes des isothermes de sorption-désorption ont été obtenues à 20°C. par contre, les courbes de désorption ont été obtenues à 60°C, 80°C et 95°C.
- Les propriétés physiques et les propriétés de transfert ont été étudiées à des températures maximales de 200°C.
- Les études des propriétés mécanique et du phénomène d'éclatement ont été effectuées à des températures jusqu'à 500°C.

### 1.5.2. Type de béton

Méthodologiquement, cette étude utilise des matériaux modèles ayant des caractéristiques proches des matériaux couramment utilisés dans les ouvrages mettant en œuvre des BHP.

Comme nous l'avons mentionné précédemment et détaillé dans la partie 5. L'éclatement se produit dans certain BHP et BUHP ayant une forte densification et une résistance mécanique supérieure à 65 MPa, ces types de béton ont souvent une porosité très faible (entre 9 et 11%). Cependant que le paramètre important influençant l'éclatement des BHP est leur faible perméabilité qui peut être améliorée par l'addition de fumée de silice.

Notre travail s'est, donc, basé sur un béton à haute performance d'une résistance en compression comprise entre 70 MPa et 90 MPa, ayant une bonne ouvrabilité et une porosité comprise entre 10% et 11%. Un tel béton, vu ses caractéristiques, peut être susceptible d'être sensible à l'éclatement une fois porté en température. A partir de ce BHP de référence, plusieurs BHP ont été utilisés avec différents dosages en fibres (entre 0,5 et 2,5 kg/m<sup>3</sup>). La taille des fibres peut avoir un effet sur la perméabilité des bétons, ceci nous a poussé à utiliser deux types de fibres (fibres courtes d'une longueur de 6 mm et des fibres longues de 12 mm de long).

### 1.5.3. Programme expérimental

Pour réaliser notre travail de thèse, nous avons construit un programme expérimental suivant plusieurs contraintes (préparation des corps d'épreuves, disponibilité des équipements expérimentaux et aussi la durée de la thèse). Le programme expérimental est développé dans chaque partie de ce document, ci-dessous sont présentés les principaux points du programme expérimental.

Le programme expérimental est divisé en trois grandes parties qui peuvent être réalisées en parallèle.

1. Etude des propriétés physiques, thermiques et mécaniques des bétons. Elle porte sur :
  - La variation de la porosité, de la masse volumique apparente et de la perte de masse durant le chauffage : Elle est effectuée sur des rondelles cylindriques de  $30 \pm 5$  mm d'épaisseur.
  - L'obtention des courbes des isothermes de sorption-désorption à la température ambiante et l'isotherme de désorption à température élevée (jusqu'à  $95^{\circ}\text{C}$ ) : les courbes sont obtenues sur des échantillons de petite taille ( $4 \pm 1$  mm d'épaisseur).
  - La variation des propriétés thermiques à hautes températures (Conductivité thermique, diffusivité thermique et la chaleur spécifique) : Pour chaque composition testée, des échantillons de  $14 \times 14 \times 5$  cm<sup>3</sup> ont été utilisés.
  - La variation des propriétés mécaniques : La résistance en traction et compression sont obtenues sur des cylindres  $7 \times 14$  cm<sup>2</sup> et  $7 \times 21$  cm<sup>2</sup> respectivement.
2. Etude des propriétés de transfert. Elle consiste à suivre l'évolution de la perméabilité des bétons, à l'air et à la vapeur d'eau, portés en température. Deux méthodes de mesures ont été adoptées :
  - Mesures en résiduel (après refroidissement) : la perméabilité résiduelle est mesurée en utilisant des cylindres de 15cm de diamètre et 5 cm d'épaisseur. Les mesures sont effectuées à l'air sec seulement.
  - Mesures à chaud (sans refroidissement) : des échantillons cylindriques de 11 cm de diamètre et 5 cm d'épaisseur ont été utilisés. Les mesures sont effectuées à l'air puis à la vapeur (à partir de  $135^{\circ}\text{C}$ )
3. Etude de l'éclatement des bétons : dans cette partie nous proposons une nouvelle approche expérimentale pour étudier le phénomène d'éclatement et pouvoir déterminer la sensibilité des formulations en béton à l'éclatement explosif. Pour cela des échantillons sphériques ont été utilisés. Différents paramètres sont pris en compte : la taille de l'échantillon (diamètre de 12, 18 et 24 cm), le mode de cure (dans l'eau et dans les sacs étanche) et le dosage en fibre de polypropylène.

Le tableau suivant résume le programme expérimental de notre travail

**Tableau 1-2. Programme expérimental de notre étude**

Propriétés étudié	Type d'essais	Forme / dimensions de l'échantillon	Plage de température
Propriétés physiques	Porosité à l'eau	Cylindres / 15x5 cm ou 11x5cm	80°C – 200°C
	Perte de masse		
	Masse volumique		
Isotherme de sorption-désorption	Sorption-désorption	Petit échantillons de $4 \pm 1$ mm d'épaisseur	A 20°C
	Désorption		30°C – 95°C
Propriétés thermiques	Conductivité	Cube / 4x4x5 cm	20°C – 450°C
	Diffusivité		
	Chaleur spécifique		
Propriétés mécaniques	Résistance en compression et module de Young	Cylindre / 7x21 cm	20°C – 450 °C
	Résistance en traction	Cylindre / 7x14 cm	
Propriétés de transfert	Perméabilité résiduelle à l'air	Cylindre / 15x5cm	20°C – 200°C
	Perméabilité à chaud à l'air et à la vapeur	Cylindre / 11x5cm	
Eclatement	Eclatement Mesure de température Mesure de pressions	Sphères / $\Phi 12$ , $\Phi 18$ et $\Phi 24$	20°C – 450°C



## 1.6. Conclusion

Cette première partie fait le lien entre le béton comme matériau poreux et les problématiques qui lui sont associées lorsqu'il est exposé à une variation de température. Elle précise que le cadre de notre travail concerne l'étude du comportement des bétons à haute performance exposés à hautes températures (pour des températures inférieures à 500°C).

Dans un premier temps, nous avons décrit d'une manière générale le matériau béton comme un milieu poreux et les constituants qui lui sont associés. Ensuite, nous avons présenté une brève synthèse de la microstructure du béton et ses caractéristiques (la porosité, la distribution des taille des pores ...). L'eau dans le béton peut se présenter sous plusieurs formes au sein du béton, de plus à l'équilibre il existe des gradients hydriques dans les structures. Alors que l'isotherme de sorption représente l'identité hygrostructurale du matériau, les courbes des isothermes traduisent les équilibres hydriques et apportent un élément indispensable à la modélisation.

Par la suite, il est présenté succinctement les problématiques liées à la variation de température dans le béton. Le séchage, les mouvements hydriques et les variations dimensionnelles dans le béton entraînent des évolutions de microstructure, des pertes de résistance et l'apparition du phénomène d'éclatement qui peuvent conduire à l'instabilité de la structure exposée à haute température.

Les constats faits dans la littérature concernant le manque de méthodologie et de données pour les modèles (notamment l'étude de transfert et d'éclatement) nous a permis de positionner notre cadre d'étude par rapport aux problématiques posées, de définir les principaux objectifs de ce travail ainsi que de justifier le programme d'étude adopté.

## **CHAPITRE 2 : MATERIAUX D'ETUDE**



## 2. Matériaux d'étude

### 2.1. Introduction

Le premier chapitre a montré que l'objectif de ce travail de recherche est d'apporter une contribution à :

- L'analyse des propriétés physiques des bétons à haute performance en fonction de la température, à savoir : la porosité totale, la masse volumique, la perte de masse et les isothermes de sorption - désorption à température ambiante et à températures élevées.
- L'étude des propriétés thermiques des bétons en fonction de la température : la conductivité thermique, la chaleur spécifique et la diffusivité thermique.
- L'étude des propriétés mécaniques des bétons portés à hautes températures : la résistance à la compression et la résistance en traction.
- La caractérisation, en fonction de la température, des propriétés de transfert dans le béton : la perméabilité à l'air et à la vapeur d'eau.
- Une approche expérimentale pour aider à la prévision des phénomènes d'instabilité thermique, avec également une analyse des différents facteurs influençant l'éclatement des bétons à haute performance.

Ce chapitre présente les matériaux modèles retenus. Il précise les paramètres d'études liés aux formulations de béton. Enfin, il donne les principales caractéristiques des bétons frais et durcis.

### 2.2. Formulations des bétons d'étude

A partir des résultats présentés dans les synthèses bibliographiques, et en particulier des lacunes toujours existantes en ce qui concerne le comportement des BHP exposés en température et particulièrement la connaissance des origines physiques des instabilités thermiques, nous présentons dans cette partie les différentes formulations testées et leurs propriétés à l'état frais et durci. L'intérêt de cette étude est d'utiliser des bétons de références ayant des caractéristiques proches de celles des bétons utilisés dans des structures ayant subi des situations extrêmes (incendie) et qui ont été endommagées par l'effet de l'augmentation de la température. De point de vue résistance mécanique nous avons essayé d'être dans une plage de résistance des bétons à haute performance utilisés dans les tunnels (entre 70 MPa et 90 MPa), comme le cas du tunnel sous la manche où la résistance à la compression est comprise entre 80 et 100MPa [ULM 99] et le tunnel du Storebaelt au Danemark [MIN 09] (la résistance est supérieure à 75 MPa) et la tour Windsor à Madrid. De point de vue propriétés physique, la porosité des bétons à haute performance utilisés dans les tunnels ou dans les centrales nucléaires est comprise entre 9% et 11 %. Donc nous avons choisi des bétons à haute performance avec une porosité accessible à l'eau qui se situe dans la plage de porosité citée ci-dessus.

Pour cet objectif, dans notre travail nous avons utilisé six compositions de béton à haute performance et une composition d'un béton ordinaire.

Le béton de référence utilisé dans cette étude est un béton à haute performance d'un rapport E/C de 0,36, d'un affaissement au cône d'ABRAMS de 27,5 cm, ce qui correspond, selon la norme NORME NF EN 206-1, à un béton de classe S5 (fluide), avec une résistance à la compression à 28 jours de 90 MPa. A partir de cette composition de béton de référence et les différents dosages en fibres utilisés dans la littérature, nous avons choisi cinq autres compositions correspondant aux différents dosages en fibres, avec différents types de fibre.

A titre de comparaison nous avons choisi un béton normal ordinaire BO avec un rapport E/C de 0.6 et une résistance à 28 jours égale à 38 MPa.

Les bétons d'étude sont nommés comme suit :

- BHP0 : béton de référence sans fibres de polypropylène
- BHP0,5 : béton à haute performance avec un dosage en fibres de  $0,5 \text{ kg/m}^3$ .
- La même numérotation est utilisée dans le cas des autres compositions (BHP1, BHP1,5, BHP2, et BHP2,5).
- Deux formulations de BHP avec un dosage en fibre longues (**Harbourite**), 1,5 et  $2,5 \text{ kg/m}^3$  notées BHP1,5 et BHP2,5, ont été testées. Le résultat est utilisé pour comparaison avec les formulations BHP1 et BHP2 utilisant les fibres « **PB Eurofiber HPR** ».
- Dans un souci d'amélioration de la granulométrie des mélanges, donc, réduction de la porosité des matériaux durcis et augmenter leurs résistance mécanique, nous avons maintenu dans toutes nos formulations, une quantité de fumée de silice égale à  $22 \text{ kg/m}^3$ , soit un dosage de 4,8 % de la quantité de ciment.

Le Tableau 2-1 résume les compositions des différentes formulations étudiées.

**Tableau 2-1. Composition des différents bétons (en kg/m<sup>3</sup>)**

	BO	BHP0	BHP0,5	BHP1	BHP1,5	BHP2	BHP2,5
<b>Ciment CPA-CEMI 52,5</b>	315	450	450	450	450	450	450
<b>Eau</b>	190	160	160	160	160	160	160
<b>Eau / Ciment</b>	0,60	0.36	0.36	0.36	0.36	0.36	0.36
<b>Sable</b>	738	840	840	840	840	840	840
<b>Agrégats (4-10 mm)</b>	1108	960	960	960	960	960	960
<b>Glenium ACE 456</b>	0		7 (1,8%)	7		7	
<b>Glenium 51</b>		9 (2%)			9		9
<b>Fumée de silice</b>	0	22	22	22	22	22	22
<b>Fibre « Harbourite »</b>	0	0	-	-	1,5	-	2,5
<b>Fibre « PB Eurofiber HPR »</b>	0	0	0,5	1	-	2	-
<b>Densité théorique</b>	2,35	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44

## 2.2.1. Caractéristiques de chaque composant du béton

### 2.2.1.1. Ciment

Le type de ciment utilisé est le CPA – CEM I 52,5 PM CP2 NF P 15-301 de la cimenterie de MONTALIEU (38). IL est essentiellement constitué de clinker, plus de 97 %, et de moins de 3 % de Filler. Les différents constituants et quelques caractéristiques de ce ciment sont présentés dans le Tableau 2-2.

**Tableau 2-2. Constituants et caractéristiques du ciment**

C <sub>3</sub> S	63,4 %	Teneur en SO <sub>3</sub>	2,7 %
C <sub>2</sub> S	14,0 %	Teneur en MgO	1,9 %
C <sub>3</sub> A	6,8 %	Teneur en Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	4,22 %
C <sub>4</sub> AF	9,2 %	Masse volumique	3,15 g/cm <sup>3</sup>
Surface massique blaine	3700 cm <sup>2</sup> /g		

### 2.2.1.2. Granulats

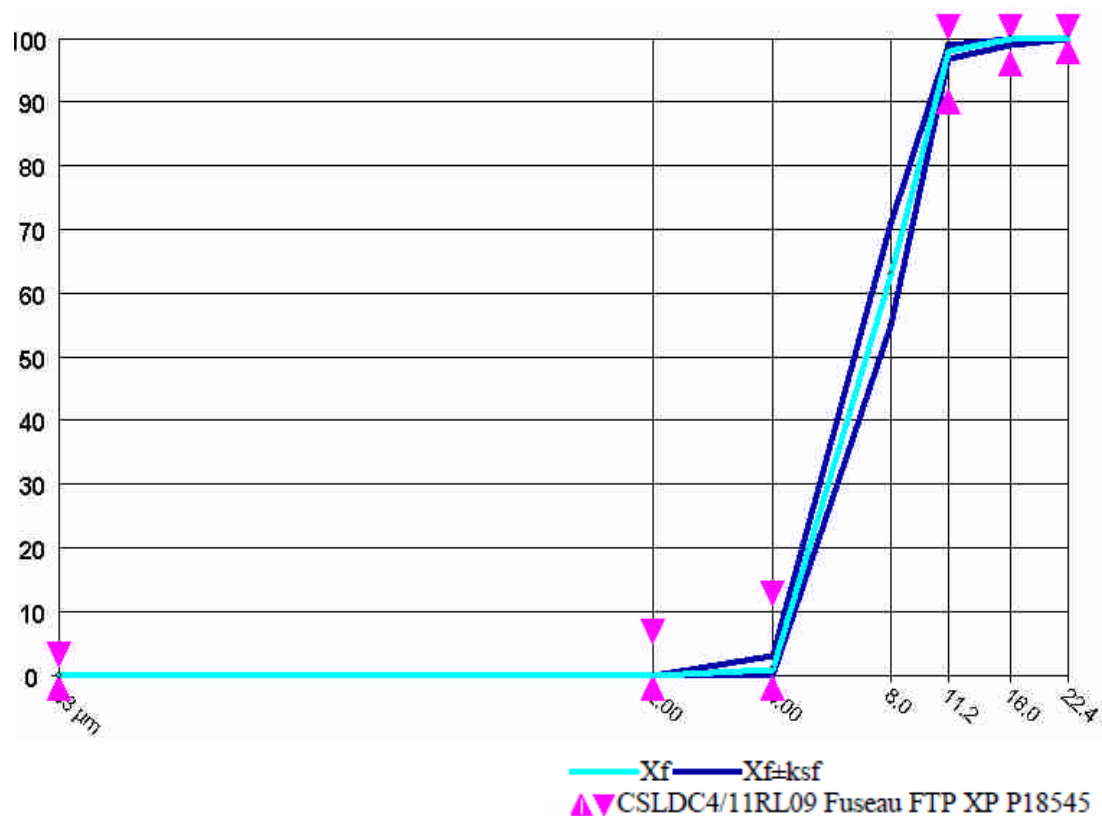
La classe granulaire de gravillons utilisée dans tous les bétons d'étude est 4/12. Ce sont des gravillons alluvionnaires roulés (XP P 18-545) dont la nature pétrographique

est calcaire (composés à plus de 60 % de  $\text{CaCO}_3$ ). La composition des graviers utilisés est présentée dans le Tableau 2-3.

**Tableau 2-3. Compositions des graviers**

Comptage pétrographique		Chimie	
Calcaire	60 %	$\text{SiO}_2$	29,9 %
Quartz	40%	$\text{Al}_2\text{O}_3$	2,00 %
		CaO	38,16 %
		Perte feu	31,12 %

La courbe granulométrique est présentée dans la Figure 2.1. La granulométrie des graviers montre qu'une grande majorité des granulats ont une taille comprise entre 4 et 12 mm.



**Figure 2.1. Courbe Granulométrique des graviers**

### 2.2.1.3. Sable

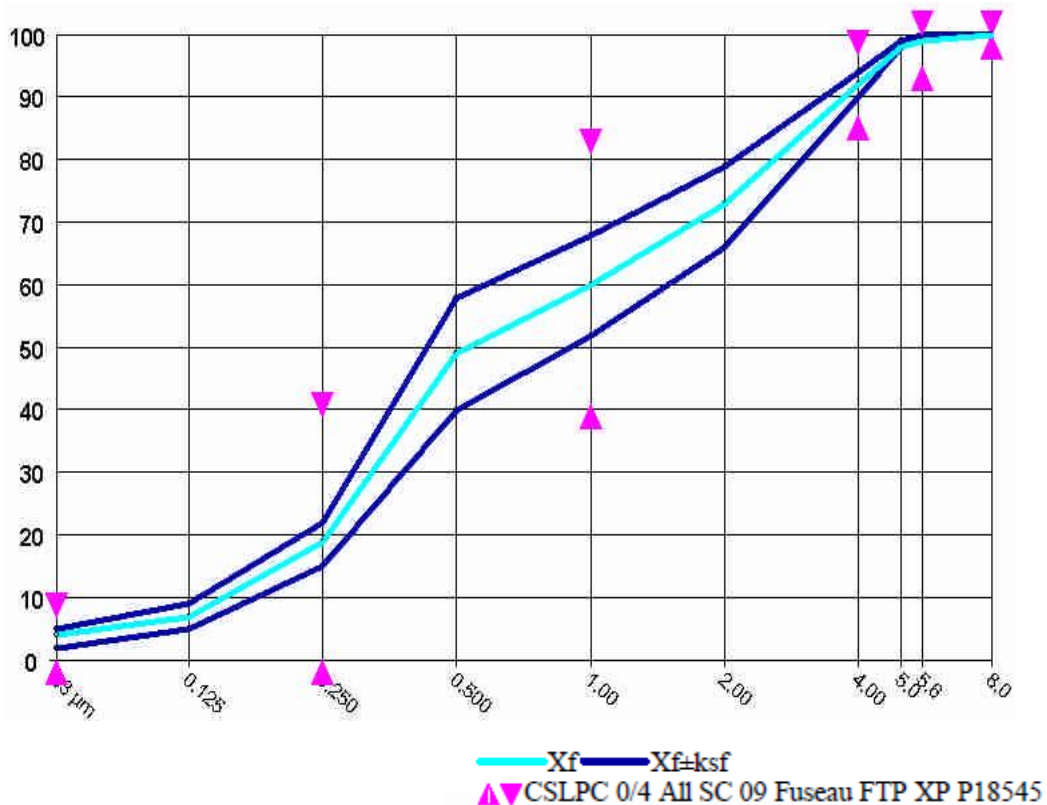
La classe granulaire du sable utilisé est 0/4 de la Carrière de Saint Laurent (Carrière Petite Craz 69720) (XP P 18-545). Il s'agit d'un sable alluvionnaire recomposé,

composé à plus de 58 % de SiO<sub>2</sub>. Les différentes propriétés du sable sont regroupées dans le Tableau 2-4, La courbe granulométrique est présentée par la Figure 2.2.

**Tableau 2-4. Compositions du sable**

Comptage pétrographique		Chimie	
Silèx	6.1%	SiO <sub>2</sub>	58.82%
Quartz	62.4%	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	4.88%
Grès Granitoïde	4.2%	Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	1.70%
Calcaire	27.4%	CaO	16.70%
Silice-réactive	9.0%	Perte feu	14.19%

Nous pouvons constater sur la figure de la granulométrie du sable que la taille maximale des grains de sable ne dépasse pas 5 mm.



**Figure 2.2. Courbe Granulométrique du sable**



#### 2.2.1.4. Adjuvant

Le rôle d'ajout d'adjuvants est d'améliorer la fluidité et la maniabilité du béton. Les types d'adjuvant utilisés sont des superplastifiants haut réducteurs de la teneur en d'eau du mélange à consistance égale, aussi, par leurs propriétés les superplastifiants empêchent la floculation des grains de ciment, ce phénomène est favorable à la réactivité. Quelques propriétés des adjuvants GLENIUM 51 et GLENIUM ACE456 sont rapportées dans le Tableau 2-5.

Tableau 2-5. Propriétés des adjuvants utilisés

	GLENIUM 51	GLENIUM ACE456
Masse volumique (g/cm <sup>3</sup> )	1.08 ± 0,02	1.07 ± 0,02
Extrait sec (%)	36,6 ± 1,8	30 ± 1,5
Teneur en chlorure (%)	< 0,1	< 0,1
pH	7,0 ± 1	6,5 ± 1,5

#### 2.2.1.5. Fumée de silice

La recherche des bétons de hautes performances passe par la réduction de la porosité dans le béton. L'utilisation de la fumée de silice joue un double rôle, elle a une contribution physique sur la granulométrie du mélange et par sa haute activité pouzzolanique elle réagit avec la chaux libre en augmentant la quantité des hydrates, donc, une bonne résistance mécanique au jeune âge.

La fumée de silice utilisée dans cette étude est une fumée de silice en poudre, densifiée, à surface spécifique élevée et haute activité pouzzolanique. Elle est de marque RHEOMAC® SF 920 D. Elles sont les caractéristiques suivantes :

Masse volumique apparente : 550 Kg/m<sup>3</sup>

Masse volumique réelle : 2200 Kg/m<sup>3</sup>

Surface spécifique (B.E.T) : 20 m<sup>2</sup>/g

#### 2.2.1.6. Fibres de polypropylène

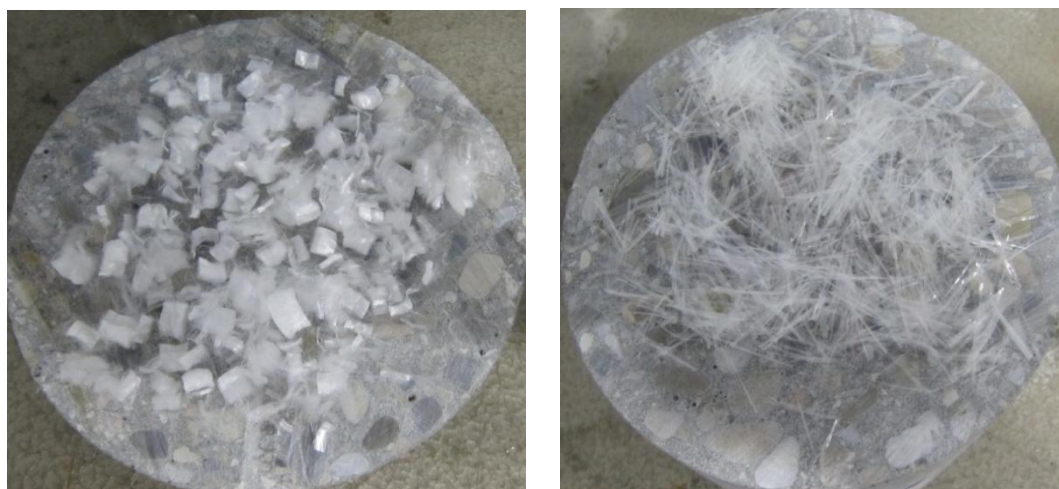
Comme nous l'avons présenté dans la partie bibliographique, l'ajout de fibres de polypropylène à la composition des bétons améliore ses propriétés de transfert (perméabilité, porosité) [ZEI 01] [KAL 00] et réduit voire annule le risque d'instabilité thermique du matériau, par la réduction de la pression interne dans le réseau poreux [KAL 00] [MIN 09]. Cette amélioration est couramment expliquée par un processus thermo-hydrrique de relaxation des pressions de vapeur d'eau engendrées lors d'un chauffage. Nous avons, donc, voulu confirmer ce rôle bénéfique des fibres de polypropylène sur les bétons choisis dans notre étude.

Deux types de fibres ont été utilisés dans la présente étude : le premier type correspond à des fibres monofilaments « Harbourite<sup>®</sup> » ayant une longueur de 12 mm et une section rectangulaire de 40 x 200 µm. Le deuxième type c'est des fibres « PB EURPFIBER HPR<sup>®</sup> » avec une longueur de 6 mm et un diamètre de 15 µm. Les deux types de fibres sont caractérisés par une température de fusion de l'ordre de 165 °C.

Le Tableau 2-6 présente les caractéristiques des différents types de fibres utilisées.

**Tableau 2-6. Caractéristiques des fibres de polypropylène**

	Fibre Harbourite	Fibre PB EUROFIBRE HPR
Longueur (mm)	12	6
Diamètre/section (µm)	40 x 200	15
Température de fusion (°C)	165	165
Température d'ignition (°C)	593	> 320



**Figure 2.3. Fibres PB EUROFIBER HPR (à gauche) et fibres Harbourite (à droite)**

#### **2.2.1.6.1. Comportement thermique des fibres utilisées.**

Dans le but d'avoir une approche du phénomène de fusion des deux types de fibres dans nos conditions d'étude, nous avons placé un échantillon de chaque fibre sur une surface en béton maintenue à différentes températures (125°C, 145°C, 160°C, 170°C, 190°C et 205°C). A partir des images de la figure 2.4, nous avons constaté que les fibres de type « PB EUROFIBRE HPR » commencent à fondre à des températures bien inférieures à celles des fibres « Harbourite ». Le début de fusion est de 128 °C pour les fibres PB EUROFIBRE et de 145 °C dans le cas des fibres type « Harbourite ».



Harbourite

PB EUROFIBRE

T = 20°C

T = 128°C

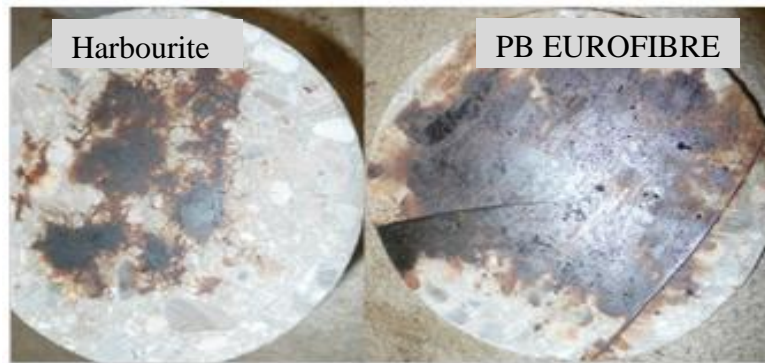
T = 145°C



T = 160 °C

T = 170°C

T = 190°C

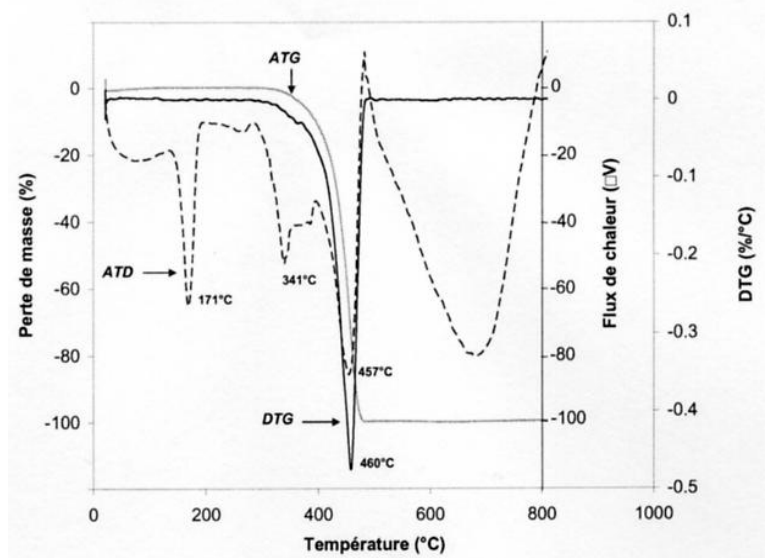


T = 205 °C

**Figure 2.4. Comportement des fibres de polypropylène en fonction de la température**

La Figure 2.4 montre que les fibres « PB EUROFIBER HPR » fondent totalement à 160°C par contre celle de « Harbourite » se ramollissent mais ne fondent pas totalement. A 170°C les deux type de fibre se fondent totalement et se présente sous forme liquide. Au-delà de 190°C les fibres s'étalent et forme une sorte de film sur la surface du béton.

Des travaux de recherche dans la littérature [KAL 01], [KHO 08] montrent les différents comportements de chaque type de fibre quand elles sont exposées à des températures élevées. La Figure 2.5 montre que les fibres de polypropylène présentent un domaine de fusion relativement étalé entre 150°C et 176°C, elles se vaporisent ensuite à partir de 340°C. Au-delà de 447°C et, en présence d'oxygène, le phénomène de combustion ait lieu. Le procédé de fusion du PP est expliqué par la destruction de la cristallinité pour créer un polymère complètement amorphe.



**Figure 2.5. Analyses thermogravimétrique et thermique différentielles (ATG , ATD) des fibres de polypropylène [KAL 01].**

Les points intéressants de tout cela sont le point de fusion et le point de vaporisation des fibres, en effet lorsque les fibres sont présentes au sein du matériau elles



occupent une partie de sa microstructure. Lors d'un chauffage élevé du matériau, les fibres, une fois fondues, présentent une légère dilatation estimée aux alentours de 10%. La référence suivante [KAL 01] suggère qu'elles sont peut être absorbées par la matrice. Ce phénomène de migration, dans la matrice béton, des fibres à l'état fondu est observé, visuellement, dans nos essais présentés par des images dans la figure 2.4, mais la surface du béton était bien sèche. De plus nous n'avons pas quantifié le phénomène.

#### **2.2.1.6.2. Mouillabilité des fibres**

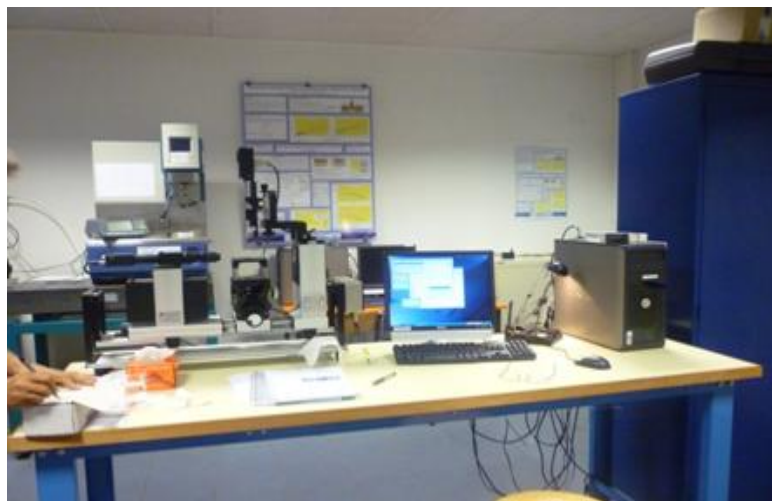
La mouillabilité des solides permet de prévoir leur potentiel d'adhérence aux matrices qu'elles renforcent. Elle est caractérisée par la mesure d'angle de contact d'une goutte sur un solide dans un environnement donné. L'angle de contact est formé par le liquide sur le solide à l'intersection des interfaces liquide-vapeur, solide-vapeur et solide-liquide. Il caractérise l'aptitude de la goutte à mouiller la surface du solide. On considère que le système est mouillant si l'angle de contact est inférieur à  $90^\circ$  et serait parfait s'il est nul. En revanche, le mouillage est médiocre pour un angle de contact supérieur à  $90^\circ$  et serait nul s'il égal à  $180^\circ$ . Un liquide mouillera facilement un solide si ce dernier possède une énergie de surface plus élevée que celle du liquide. En effet, l'adhésion du liquide à la surface du solide sera alors supérieure à la cohésion du liquide.

Le présent paragraphe consiste à observer, par microscopie, la mouillabilité des fibres de polypropylène.

##### **➤ Dispositif expérimental**

Le dispositif expérimental, présenté sur la Figure 2.6, est constitué :

- d'un appareil dataphysics OCA20
- d'une seringue
- d'un PC



**Figure 2.6. Dispositif de mesures d'angle de contact**

➤ **Protocole expérimentale de mesure d'angle de contact.**

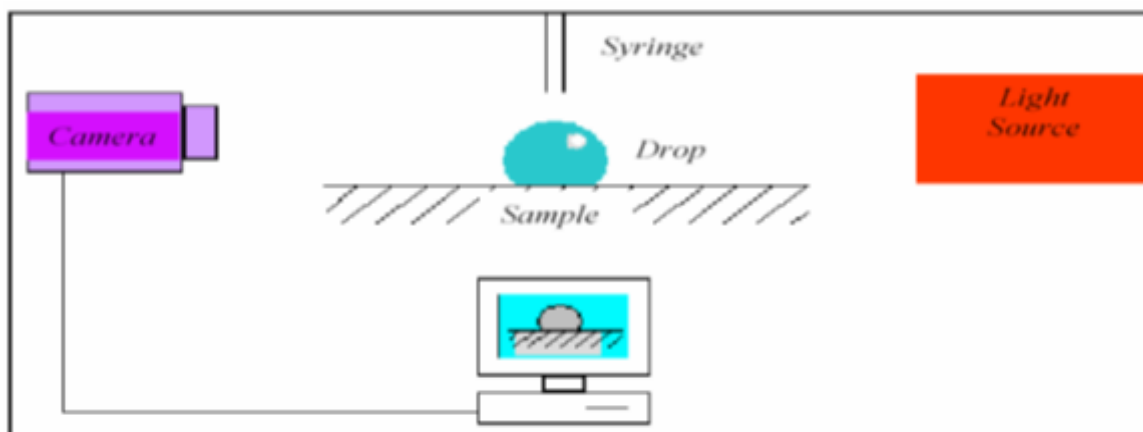
Après la mise en marche du dispositif de mesure, la fibre étudiée est collée à une cornière métallique en forme de U est posée sur la plate-forme de l'outil de mesure d'angle de contact, ceci pour faciliter le positionnement de la fibre. La plate-forme, porte outil peut se translater suivant les trois axes orthogonaux XYZ, cela permet de placer la fibre dans le plan focal de l'outil. On peut poser la goutte d'eau sur la fibre à l'aide d'une seringue, selon la quantité désirée en plusieurs phases et en fonction de la vitesse de dépôt. Notons que nous avons eu du mal à poser la goutte à l'aide de la seringue, du fait que la goutte a tendance à s'accrocher plus facilement à la seringue, qu'à la fibre. Une fois la goutte posée, le dispositif peut capter les images par le système de photo et camera (Figure 2.6).

Le principe de la mesure de l'angle de contact, est basé sur la photographie d'une goutte de dimension définie. L'instrument utilisé est constitué de trois parties principales :

- un microscope avec caméra numérique connectée à un ordinateur,
- une table de translation XYZ permettant de positionner l'échantillon en face du microscope
- un bloc mobile en translation verticale pour accrocher la seringue.

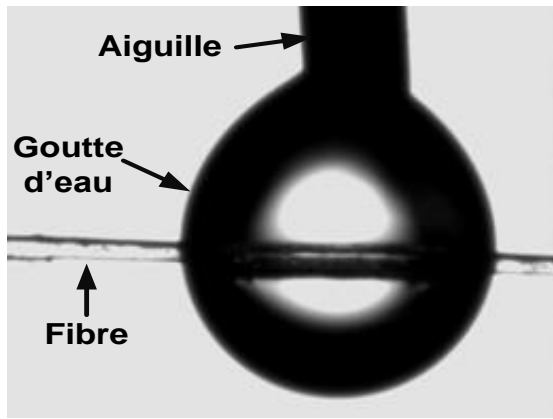
La mesure de l'angle de contact est déterminée à partir des images gouttes-fibres représentées sur la Figure 2.7 et la procédure de mesure a été répétée plusieurs fois. De ces images, on peut mesurer, l'angle de contact, le rayon de la fibre, le rayon du profil de la goutte d'eau ainsi que la longueur mouillée en se servant d'un certain nombre de commande du logiciel OCA20.

Nous nous sommes confrontés à d'énormes difficultés pour la mesure d'angle de contact par le système de commande automatique.

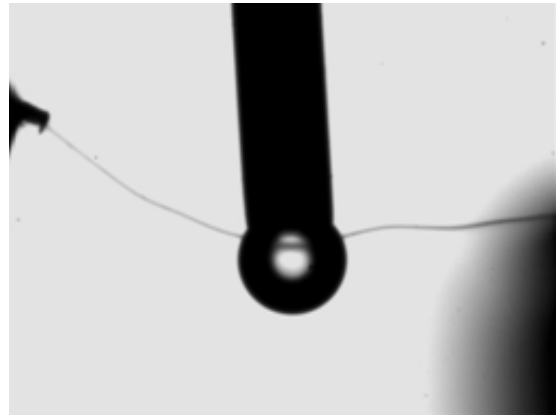


**Figure 2.7. Schéma d'un appareil pour la mesure de l'angle de contact**

Les profils de la goutte d'eau une fois déposée sur la fibre sont présentés sur la Figure 2.8



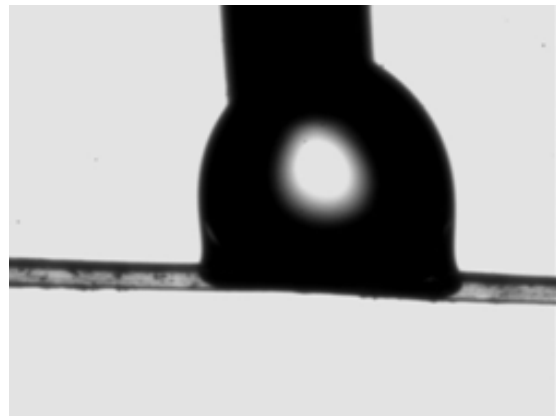
a) Fibre Harbourite



b) Fibre PBEUROFIBRE



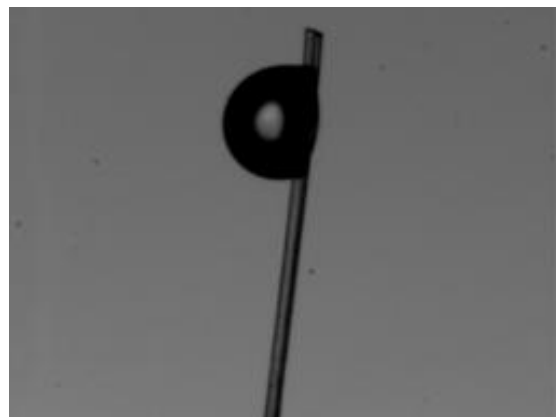
c) Fibre Harbourite



d) Fibre Harbourite



e) Fibre Harbourite



f) Fibre Harbourite

Figure 2.8. Profils de goutte d'eau déposée sur les fibres

### ➤ Présentation et analyse des résultats expérimentaux

#### *Mouillabilité de la fibre isolée*

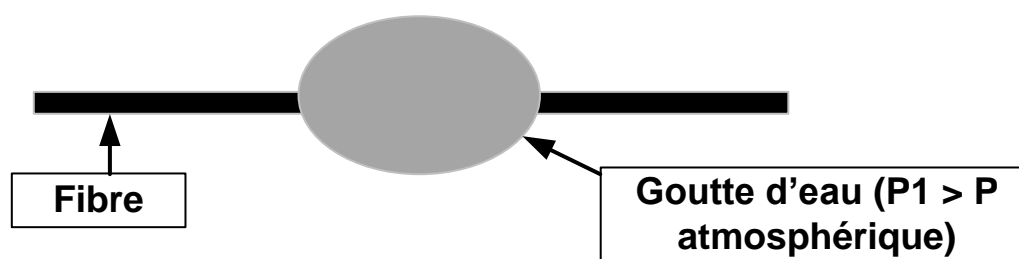
L'angle de contact et les autres dimensions du profil de goutte sont mesurés manuellement à partir des images à l'aide du rapporteur et le double décimètre.

Connaissant le diamètre de l'aiguille qui est de 0.52mm, on a établi une échelle de mesure qui permet de convertir les valeurs mesurées sur les images en des valeurs réelles qui sont données dans le Tableau 2-7. La valeur d'angle de contact est supérieure à 90°C. Ce qui veut dire que la fibre n'est pas mouillante et on qualifie le mouillage de médiocre. Cette situation de non mouillage trouve son explication par la tension de surface solide-vapeur qui est inférieure à la tension de surface solide – liquide.

La goutte d'eau sur la fibre est caractérisée par une pression  $P_1$  supérieur à la pression atmosphérique. A travers les images, on constate que l'état de surface de la fibre n'est pas lisse et la fibre présente sur sa surface des présences de poils qui contribuent aussi à la rétention d'eau sur la surface.

**Tableau 2-7. Angle de contact et la longueur mouillée des fibres.**

Type de fibre	Harbourite	PB EUROFIBRE HPR
Dimension : - longueur [mm] - diamètre [ $\mu\text{m}$ ] - section [ $\mu\text{m}^2$ ]	12 - 40x200	06 15 -
Angle de contact [°C]	92	92
La longueur mouillée [mm]	1,54	-



**Figure 2.9. Goutte d'eau déposée sur une fibre isolée**

### ***Fibre dans le béton***

Dans la matrice béton, la fibre se trouve dans un premier temps enveloppée par l'eau. Ce qui veut dire qu'une zone de forte humidité se crée autour de la fibre et qui peut être semblable à l'auréole de transition dans le cas du béton granulat. Certes le mouillage des fibres est médiocre mais la fibre retient l'eau sur sa surface. Ce caractère hydrophobe de la fibre nous fait poser autant de questions sur son état d'adhérence avec le béton, qu'elle soit isolée ou en amas de fibres. Toutefois comme il n'y a pas de mouillage, il est probable que la zone d'auréole de transition autour des fibres soit une zone avec une forte rétention d'eau ou vapeur, au moment du



coulage. La formation des hydrates au voisinage immédiat des fibres aura un effet sur la relation fibre matrice et c'est ce qui caractérisera l'état d'adhérence fibre-matrice.

L'eau se trouvant entre les deux surfaces (béton-fibre) constitue donc une zone de dépression qui fait régner une valeur  $P_2$  de dépression inférieure à la pression atmosphérique. A cause de cette présence d'eau on peut déduire que le voisinage immédiat de la fibre est dominé par la porosité.

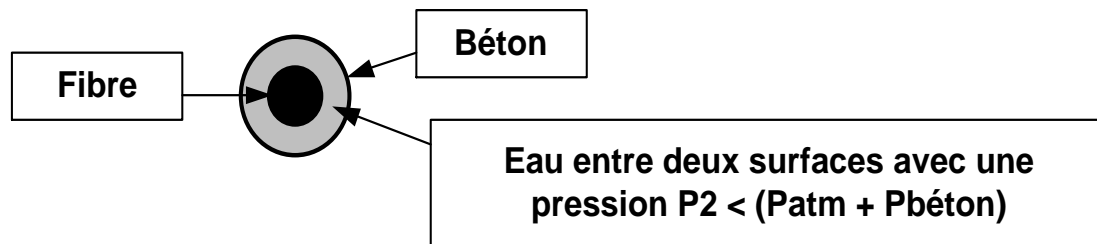


Figure 2.10. Fibre de polypropylène dans une matrice de béton durcie

### 2.3. Caractéristiques de béton frais

Pour chaque gâché les grandeurs suivantes sont déterminées dans chacune des formulations : la consistance ou l'ouvrabilité du béton, la teneur en air occlus et la masse volumique expérimentale.

Le Tableau 2-8 ci-dessous, présente les différentes valeurs obtenues pour chaque béton à l'état frais.

La consistance du béton est déterminée par la mesure de l'affaissement (ou essai de slump-test) au cône d'ABRAMS selon la norme NF EN 206-1. Elle conditionne la facilité de mise en place du béton dans le coffrage. Selon la consistance quatre classes de béton peuvent être définies :

- Béton ferme (S1) : l'affaissement est inférieur à 4 cm
- Béton plastique (S2) : l'affaissement est entre 5 cm et 9 cm
- Béton très plastique (S3) : entre 10 cm et 15 cm
- Béton fluide (S4) : avec un affaissement entre 16 et 21 cm
- Béton de classe S5 : affaissement  $\geq 22$  cm

L'air est le seul élément compressible dans le béton frais. La détermination de la teneur en air occlus est obtenue par l'intermédiaire de la méthode, par pression, selon la norme EN NF 206-1. Le principe de la méthode est d'appliquer à un volume connu de béton, une pression déterminée et l'on mesure la diminution de volume correspondant. Cette diminution est proportionnelle à la quantité d'air présente dans le matériau frais.

La masse volumique est déterminée par la méthode, classique, des pesées. Soit un récipient d'un volume  $V$  connu et d'un poids initial vide  $P_2$ . Le récipient est rempli puis pesé, soit  $P_1$  la valeur relevée. Le poids du béton frais remplissant le récipient de volume  $V$  est  $P = P_1 - P_2$ . Donc la masse volumique réelle du matériau est  $D = P/V$ .

**Tableau 2-8. Caractéristiques des bétons à l'état frais**

	<b>BO</b>	<b>BHP0</b>	<b>BHP1</b>	<b>BHP1.5</b>	<b>BHP2</b>	<b>BHP2.5</b>
<b>Affaissement (cm)</b>	11	27,5	26	24,5	23,2	19,4
<b>Classe</b>	S3	S5	S5	S5	S5	S4
<b>Masse volumique réelle (kg/m<sup>3</sup>)</b>	2.37	2,41	2.39	2,43	2,38	2,35
<b>Air entraînée (%)</b>	2	0,7	2.2	1	2.8	2,2

Les mesures de la consistance montrent que les bétons à haute performance appartiennent à de classe S5 « bétons fluide » alors que le béton ordinaire est de classe S3 « Béton très plastique ». On peut constater l'effet de la présence des fibres sur l'ouvrabilité du béton, plus le dosage en fibre est élevé plus l'affaissement est faible. Par exemple l'ajout de 2,5 kg/m<sup>3</sup> de fibre longue a provoqué une diminution de 29 % de l'affaissement et le passage de la classe S5 à S4, par contre l'addition de 1 kg/m<sup>3</sup> de fibres courtes diminue l'affaissement de 5 % et si on double le dosage du même type de fibre la diminution de l'affaissement passe à 15 %. Bilodeau et al [BOL 04] ont montré que l'addition de fibre de 12,5 mm de long avec un dosage de 1,5 kg/m<sup>3</sup> provoque une diminution de l'affaissement de 18 %, par contre une diminution de 43 % pour un dosage de 2,5 kg/m<sup>3</sup>; alors que le passage d'un dosage de 1,5 kg/m<sup>3</sup> à 2,5 kg/m<sup>3</sup> en fibre de 20 mm de long diminue l'affaissement de 33 %.

Les mesures de la teneur en air obtenues montrent que la quantité d'air entraîné est plus élevée dans le béton ordinaire que dans le BHP0. Dans le cas de l'utilisation des fibres courtes dans les formulations (BHP1 et BHP2), la teneur en air est plus élevée que celle mesurée dans les bétons avec des fibres longues correspondant aux formulations (BHP1,5 et BHP2,5).

On peut également constater que l'addition des fibres en grande quantité, avec des dosages supérieurs à 2 kg / m<sup>3</sup>, affecte la masse volumique des bétons testés. Ce qui est également constaté dans la littérature par [BOL 04].

La Figure 2.11 présente la diminution de l'affaissement en fonction de l'augmentation du dosage en fibre.

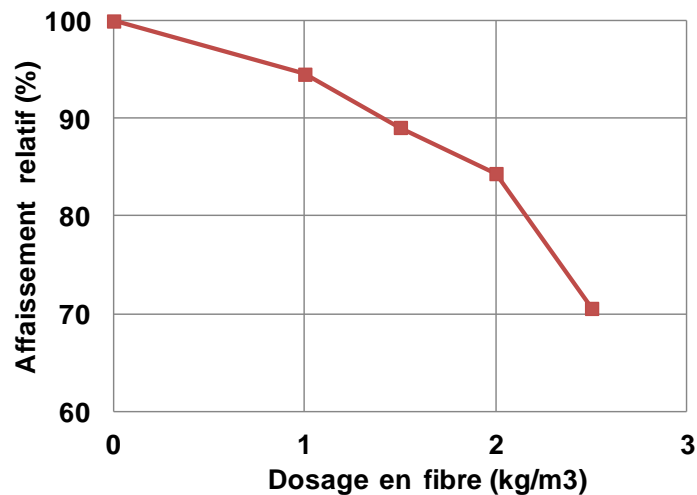


Figure 2.11. Diminution de l'affaissement relatif en fonction du dosage en fibre.

## 2.4. Caractéristiques du béton durci

### 2.4.1. Résistance à la compression

Après 28 jours de cure, des échantillons de dimensions 11 x 22 ont été testés à la compression selon la norme EN NF 206-1. Si les faces des éprouvettes (notées Ep1, 2, 3) sur lesquelles on applique la charge ne sont pas planes ou parallèles elles devront être rectifiées ou apprêtées avec un mortier mince. Trois éprouvettes cylindriques de chaque composition ont été testées. La résistance à 28 jours a été mesurée pour tous les bétons, ensuite la mesure de la résistance à 110 jours a été réalisée seulement sur les trois formulations suivantes : BHP0, BHP1,5 et BHP2,5.

Les résultats obtenus sont présentés dans le Tableau 2-9

Tableau 2-9. Résistance (en MPa) à la compression

		BO	BHP0	BHP1	BHP1,5	BHP2	BHP2,5
Résistance à 28 j (MPa)	Ep 1	36	87	71	77	65	76
	Ep2	38	91	70	88	77	78
	Ep3	40	88	77	74	74	80
	<b>Moy</b>	<b>38</b>	<b>89</b>	<b>72</b>	<b>80</b>	<b>72</b>	<b>78</b>
Résistance à 110 j (MPa)		-	97	-	87	-	92

Les différentes formulations utilisées permettent de couvrir une gamme de résistance en compression située entre 72 et 90 MPa (sans prendre en compte le BO), donc les bétons utilisés sont de classe C60/75 selon la norme EN NF 206-1. Les valeurs de la résistance mécanique varient en fonction du dosage en fibres. L'addition de 1,5

kg/m<sup>3</sup> de fibre diminue la résistance de 10 % et de 12 % pour un dosage de 2,5kg/m<sup>3</sup>. Par contre, l'addition de 1 et 2 kg/m<sup>3</sup> de fibres courtes diminuent la résistance à la compression de 19% par rapport à la résistance de BHP0.

Après 110 jours de cure dans l'eau (à 110 jours le phénomène d'hydratation est considéré totalement terminé), la résistance à la compression a augmentée de 8 % pour BHP0 et BHP1 ,5 alors que l'augmentation est de 15 % pour BHP2,5.

En résumé des résultats obtenus, les matériaux d'études qui vont être testé dans la suite de notre travail de thèse ont comme caractéristiques suivante :

- L'affaissement des bétons à haute performance est compris entre 19 et 27 cm. En revanche, celui du béton ordinaire est de 11 cm.
- La résistance à la compression, à 28 jours, des BHP utilisés est comprise entre 72 et 89 MPa. Celle du béton ordinaire est deux fois plus faible (38 MPa).

## 2.5. Conclusion

Dans cette partie du document nous avons présenté les différents matériaux d'études utilisés dans le cadre de cette étude. Le détail des différentes formulations a été présenté dans cette partie.

Concernant les constituants, le ciment CEMI 52,5; des graviers d'une taille maximale de 12 mm et un sable d'une taille maximale de 4 mm ont été utilisés. Afin d'obtenir une meilleur résistance et une bonne durabilité des bétons, un dosage de fumée de silice de 4,8 % a été incorporé (par rapport au poids de ciment). Dans le but d'étudier l'effet des fibres de polypropylène sur la microstructure des bétons portés en température, plusieurs dosages en fibres ont été adoptés et deux types de fibres ont été retenus.

Notre étude est principalement menée sur des bétons à haute performance qui se caractérisent par une résistance mécanique à 28 jours supérieure à 70 MPa (entre 72 et 90 MPa) et une bonne ouvrabilité (béton de classe S4 ou S5) où l'affaissement s'échelonne entre 19 et 27,5 cm.

L'effet d'addition des fibres sur la résistance en compression est peu significatif, une légère baisse de résistance a été constatée (jusqu'à 15%). Alors que l'effet des fibres est un peu plus significatif sur l'ouvrabilité, l'affaissement diminue en fonction de dosage en fibres (jusqu'à 30% pour un dosage de 2,5 kg/m<sup>3</sup>).

Ces formulations seront utilisées pour la réalisation de notre campagne expérimentale: Premièrement, études des propriétés physiques, mécaniques et les isothermes de sorption (partie 3) en fonction de la température. Ensuite, l'étude des propriétés de transfert (la perméabilité) des bétons à haute température est présentée dans la partie 4. La dernière partie de notre étude est consacrée à l'étude de l'instabilité thermique (éclatement) (partie 5).



# **CHAPITRE 3 : EVOLUTION DES PROPRIETES PHYSIQUES, MECANIQUES ET THERMIQUES DU BETON PORTES EN TEMPERATURE**



## **3. Evolution des propriétés physiques, mécaniques et thermiques du béton porté en température**

### **3.1 Introduction**

Dans cette partie nous allons étudier la variation des propriétés physiques du béton exposé aux hautes températures. Dans un premier temps, nous allons faire une synthèse bibliographique sur l'effet de la température sur la microstructure du béton et l'évolution de ses propriétés mécaniques et thermiques. En deuxième lieu, nous nous intéresserons à l'évolution de la porosité accessible à l'eau et à la masse volumique apparente des bétons traités thermiquement dans une étuve ventilée. Ensuite nous étudierons les isothermes de sorption-désorption des bétons à la température ambiante et à des températures élevées. La partie suivante donne l'évolution des propriétés thermiques des bétons d'étude. Le dernier paragraphe est consacré à l'évolution des propriétés mécaniques.

Ainsi cette partie complète la caractérisation des bétons d'étude en montrant comment varie leurs propriétés physiques et mécaniques lorsqu'ils sont portés en température.

En cours de l'échauffement du béton, on observe de nombreux phénomènes physico-chimiques qui modifient sa microstructure. Citons, par exemple, des phénomènes d'hydratation et de déshydratation, des phénomènes de décomposition de certains hydrates et la transformation d'autres. Parallèlement, les fluides de l'espace poreux sont mis en mouvement.

### **3.2 Synthèse bibliographique**

#### **3.2.1. Effet de la température sur la microstructure du béton**

Le béton est un matériau composite, ainsi les modifications subies simultanément ou non par la matrice cimentaire et les granulats engendrent de l'endommagement au sein du béton. Outre les effets directs de modifications de ces deux composants élémentaires, les incompatibilités de comportement de ceux-ci engendrent des dégradations spécifiques au matériau béton.

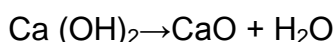
##### **3.2.1.1. Modification physico-chimique**

Les modifications physico-chimiques se passent dans la pâte de ciment dès les faibles températures, en raison de la présence de l'eau sous différentes formes comme nous l'avons, précédemment, cité. Lorsque le béton est exposé à des températures élevées, des modifications physiques et chimiques peuvent se produire, elles sont dues à l'évaporation de l'eau libre et de l'eau liée, suite aux processus de déshydratation des hydrates formant la matrice cimentaire. Pour suivre les transformations qui accompagnent le processus de la déshydratation, il est possible d'analyser la courbe issue de l'analyse thermique différentielle [PIA 94] [DIE 92]. Diederich et al [DIE 92] ont fait une ATD sur trois BHP différents (des échantillons de béton de 108 mg, 110 mg et 92 mg ont été testés) et Kameche et al

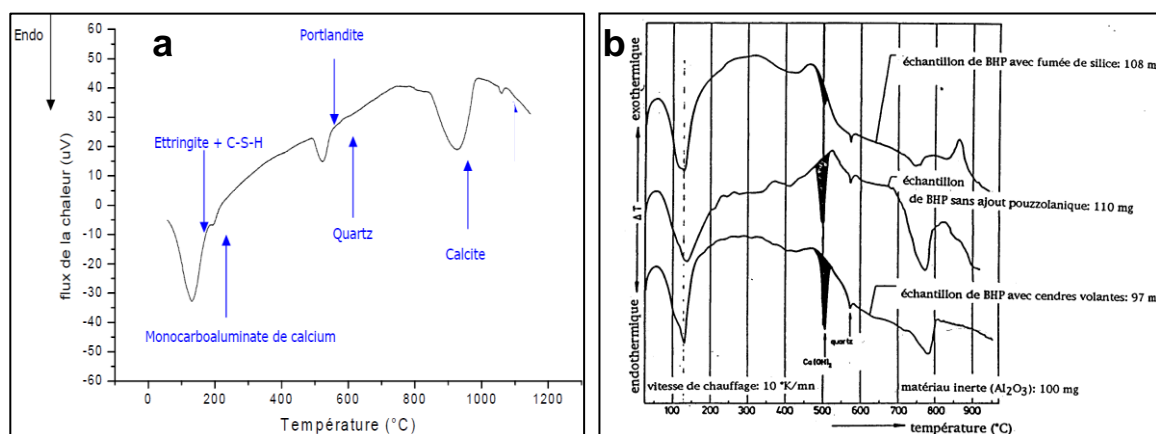
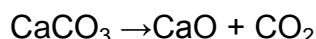


[KAM 09] ont présentés une ATD sur un BHP sans fumée de silice (avec un chauffage de 10°C /min) (des échantillons de 200mg ont été utilisés). Les résultats sont présentés sur les graphiques de la Figure 3.1 a et b. Nous pouvons observer deux pics caractéristiques : un pic endothermique à 140°C, dû au départ d'eau et un pic exothermique entre 800 et 850°C correspondant aux changements morphologiques de la phase du gel CSH [DIE 92]. Tous les BHP montrent un pic endothermique entre 120°C et 160°C qui représente le départ de l'eau par évaporation. Un autre pic est enregistré à 500°C qui traduit la décomposition de la Ca(OH)<sub>2</sub> à l'exception du BHP avec fumée de silice (Figure 3.1b).

Dans la pâte de ciment chauffé, tous les changements commencent par l'évaporation de l'eau libre et la décomposition de l'ettringite, avant la température de 100°C. On observe les premiers signes de la décomposition du gel de CSH à 180°C et même avant selon certains auteurs [CAS 04]. Jusqu'à la température de 300°C, la déshydratation est assez rapide. Notamment dans la gamme des températures 80°C à 200°C (avant 90°C selon certaines sources [CAS 04]) se produit la déshydratation de l'ettringite conduisant à la libération d'eau. Lorsque l'on dépasse 300 °C, l'eau de constitution des hydrates, plus fortement liée, commence à s'évaporer. Entre 450 et 550°C, on observe les premiers signes de la décomposition de la portlandite :



La deuxième étape de la décomposition des hydrates est observée à partir de 700°C, avec une vitesse plus lente et la formation de β-C<sub>2</sub>S. Le carbonate de calcium, CaCO<sub>3</sub> se décompose autour de 800°C selon la réaction de décomposition suivante :

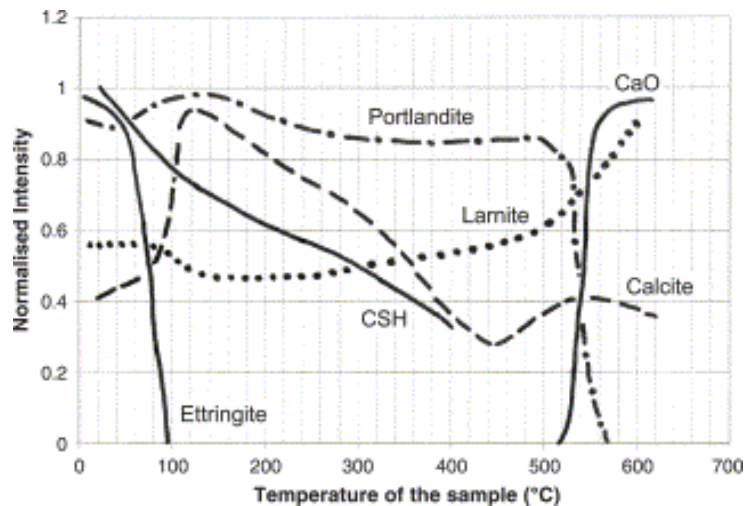


**Figure 3.1. Analyse Thermique Différentielle (ATD) a) BHP sans fumée de silice [KAM 09] (vitesse de chauffe de 10°C/mn), b) BHP avec fumée de silice, avec ajouts pouzzolaniques et avec cendre volante [DIE 92] (vitesse de chauffe de 10°K/mn).**

Castellote et al. 2004 [CAS 04] grâce à la technique de la diffraction à neutrons, ont présenté dans la Figure 3.2 les transformations des principaux composants de la pâte de ciment Portland au cours de l'échauffement. Le cycle de chauffage appliqué était de 1°C/min jusqu'à 700°C et les composantes étudiées sont : Portlandite,

Ettringite, Calcite, Belite, Silicates de Calcium Hydratés et de l'Oxyde de Calcium (chaux vive) CaO.

La Figure 3.2 met en relation l'intensité normalisée de chaque composante (en ordonnées) en fonction de la température (en abscisse).



**Figure 3.2. Evolution de la quantité des phases de la pâte de ciment portland au cours de l'échauffement [CAS 04].**

$T \leq 120^{\circ}\text{C}$  : On observe la disparition de l'ettringite (pour  $T < 105^{\circ}\text{C}$ ) et le début de la déshydratation des CSH. Ceci signifie que le séchage à  $105^{\circ}\text{C}$  utilisé habituellement pour faire partir l'eau libre du matériau, provoque déjà une déshydratation du CSH (i.e. modifie la structure du matériau). Nous observons également une augmentation (de double par rapport à la valeur obtenue à  $40^{\circ}\text{C}$ ) de la calcite ( $\text{CaCO}_3$ ) jusqu'à ce qu'il atteigne la valeur maximale à  $120^{\circ}\text{C}$  puis elle diminue au-delà, une légère augmentation de la portlandite est observée.

$120^{\circ}\text{C} < T < 400^{\circ}\text{C}$  : Dans cette marge de température, on remarque une déshydratation progressive du gel CSH. Une diminution progressive de la calcite et de la portlandite est observée.

En regardant les transformations de la morphologie du gel de CSH, au cours de l'échauffement nous observons encore une fois le rôle important de l'eau présente dans le matériau. Rappelons que les liaisons entre les feuillets du gel sont de nature chimique et de cohésion (Van der Waal). Les liaisons chimiques sont beaucoup plus importantes que les forces de cohésion. Les forces cohésives représentent à peu près 50% de la résistance en compression de la pâte de ciment [KHO 95].

Un phénomène très intéressant appelé «l'autoclavage interne » est observé dans les bétons chauffés. C'est-à-dire sous une pression supérieure à la pression atmosphérique. La vapeur d'eau qui remplit le réseau poreux tend à s'échapper du béton. Si elle n'arrive pas à s'échapper facilement (cas des bétons denses – BHP), la pression de vapeur augmente et favorisent l'apparition des réactions hydrothermiques. Les réactions de ce type entraîneraient des changements significatifs de la microstructure des hydrates. Le phénomène est bien connu dans le domaine de la préfabrication qui emploie parfois des autoclaves.

T > 400°C : La disparition due à la déshydratation de la portlandite à partir de 500°C provoque l'apparition de la chaux (CaO), ainsi que la réapparition de la calcite à partir de 450°C.

En conclusion de l'effet de la température sur la microstructure de béton, le tableau suivant (Tableau 3-1) présente les différents phénomènes et les modifications qui peuvent avoir lieu une fois le béton est exposé en température élevée, étude menée par [NOU 95] et [DIE 92].

**Tableau 3-1. Réaction physico-chimique dans le béton en fonction de la température [NOU 95] et [DIE 92]**

Température	Réaction physico-chimique
Entre 30 et 120°C	L'eau libre et une partie de l'eau adsorbée s'échappent du béton. L'eau non liée est complètement éliminée à 120°C.
Entre 130 et 170°C	Une double réaction endothermique peut avoir lieu correspondant à la décomposition du gypse $\text{CaSO}_4 \cdot 2\text{H}_2\text{O}$ .
Autour de 180 °C et jusqu'à environ 300 °C :	On a la première étape de la déshydratation. Il y a rupture des C-S-H. La chaleur brise les C-S-H et arrache des molécules d'eau aux silicates hydratés. L'eau liée chimiquement commence à s'échapper du béton.
A environ 250 et 370°C	On peut avoir de petits pics endothermiques indiquant des effets de décomposition et d'oxydation d'éléments métalliques (ferriques).
Entre 450 et 550°C	Décomposition de la portlandite en chaux libre : $\text{Ca}(\text{OH})_2 \rightarrow \text{CaO} + \text{H}_2\text{O}$ .
Autour de 570°C	Transformation de structures du quartz a en quartz b, accompagnée d'un gonflement (pour les granulats siliceux, basaltiques et quartziques).
Entre 600 et 700°C	Il y a décomposition des phases de C-S-H et formation de $\beta\text{-C}_2\text{S}$ . C'est la seconde étape, de la déshydratation des silicates de calcium hydratés, qui produit une nouvelle forme de silicates bicalciques.
Entre 700 et 900°C	Il y a décomposition du carbonate de calcium. Le calcaire se décompose autour de 800°C en $\text{CaCO}_3 \rightarrow \text{CaO} + \text{CO}_2$ , réaction fortement endothermique qui libère du gaz carbonique.
A dessus de 1400°C	Le béton passe à l'état de boue

### 3.2.1.2. Effet sur l'interface pâte-granulats

Dans les bétons, l'interface pâte-granulat appelée aussi « l'auréole de transition » est la partie la plus poreuse et la mieux cristallisée, mais elle est moins riche en gel de C-S-H.

Au phénomène de la dilatation positive, normale des matériaux (pâte et squelette granulaire) portés en température se superpose un retrait de la pâte lié à la dessiccation. Ainsi, l'interface pâte-granulat, zone la plus fragile mécaniquement, est sollicitée, et à partir de là se crée puis se développe une fissuration, surtout à partir de 130°C lorsque la déformation de retrait gêne l'extension de la pâte [KHO 85]. Notons que les phénomènes décrits sont complexes, ils intègrent notamment un fluage thermique transitoire dans les zones sous contraintes.

### 3.2.1.3. Evolution de la porosité et de la distribution des tailles des pores

Le béton est composé d'une phase solide et d'un espace poreux, c'est un matériau « bi-phasique ». La porosité totale peut être estimée par saturation d'eau et la porosité capillaire généralement par la porosimétrie au mercure. La porosité est un paramètre important dans la caractérisation de la microstructure et il joue un rôle majeur dans la durabilité de béton. Plusieurs études [KAL 98], [NOU 95] montrent que la porosité augmente en fonction de la température. Cette augmentation est due en partie à l'augmentation du volume total, de la dimension des pores ainsi qu'à la microfissuration engendrée par la dilatation différentielle entre la pâte et les granulats.

Les modifications de la porosité avec l'augmentation de la température ont été étudiées pour plusieurs types de béton par Schneider et Herbst, 1989 [SHN 89]. Leurs résultats ont montré que l'évolution de la porosité peut être linéaire avec la température :

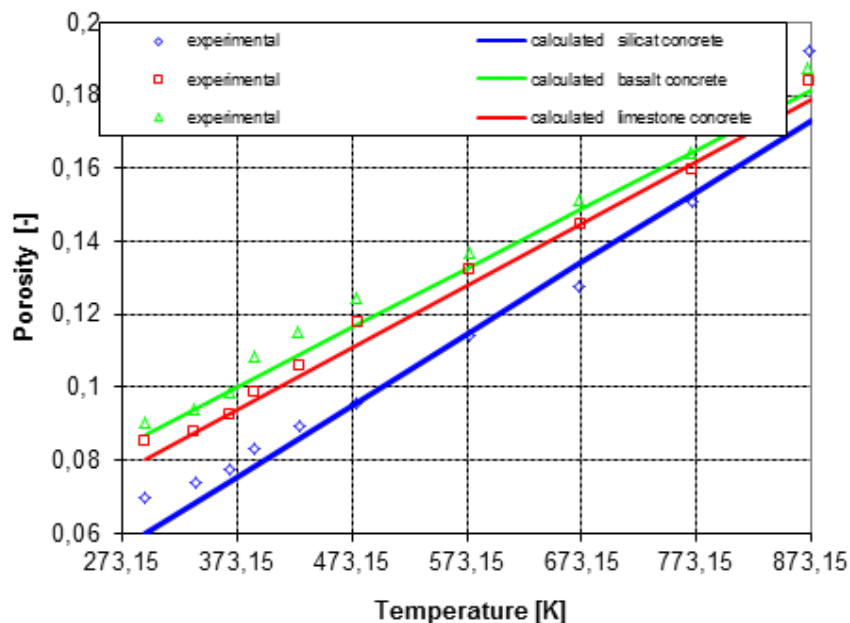
$$\eta_T = \eta_0 + A_\eta(T - T_0) \quad (3.1)$$

Où  $A_\eta$  est une constante dépendant du type de béton.

**Tableau 3-2. Valeurs de  $A_\eta$  et  $\eta_0$  en fonction du type de béton [GAW 99], (béton B35).**

	Béton silicate	Béton calcaire	Béton basalte
$\eta_0$	0,06	0,087	0,0802
$A_\eta [K^{-1}]$	0,000195	0,000163	0,00017

La Figure 3.3 présente la variation de la porosité, expérimentale et approximative calculée à partir de la formule 3.1, en fonction de la température.



**Figure 3.3. Porosité expérimentale [GAW 99] et approximative obtenue par la formule (3.1)**

Une autre relation pour l'évolution de la porosité due au processus de déshydratation a été proposée par Feraille, 2000 [FER 00] comme suit :

$$\eta_T = \eta_0 + 0,72 \cdot 10^{-3} m_{dehydr} \quad (3.2)$$

Où  $\eta_0$  est la porosité initiale et  $m_{dehydr}$  la masse d'eau peut être déterminée expérimentalement à partir du processus de déshydratation. Il faut noter aussi que l'équation ci-dessus tient compte de la contraction de Le Chatelier.

La Figure 3.4 montre la variation de la porosité totale en fonction de la température d'un béton ordinaire et d'un BHP mesurée par Kalifa et al [KAL 98] en utilisant la méthode de la saturation d'eau. Le résultat montre que la porosité augmente de 3% pour des températures comprises entre 105°C et 400°C, cette croissance est associée au départ d'eau. La diminution de la porosité de béton ordinaire (BO) entre 200°C et 300°C est associée selon Kalifa [KAL 98] à la densification due à l'hydratation complémentaire et à une carbonatation de la portlandite en condition d'autoclavage interne, c'est-à-dire sous une pression supérieure à la pression atmosphérique. En revanche, cette densification n'est pas observable dans le BHP qui contient très peu de portlandite, grâce à la présence de fumée de silice. Hager 2004 [HAG 04] dans son travail de thèse a trouvé un résultat similaire à celui montré par [KAL 98] en utilisant la même méthode. L'auteur a constaté que la porosité du béton ordinaire M30C est nettement supérieure à celle de béton à haute performance M75 et M100 (Figure 3.5).

Noumowé 1995 [NOU 95], en utilisant la porosimétrie mercure, a constaté une faible augmentation de la porosité entre 20°C et 120°C que ce soit pour un béton ordinaire ou à haute performance (Figure 3.6).

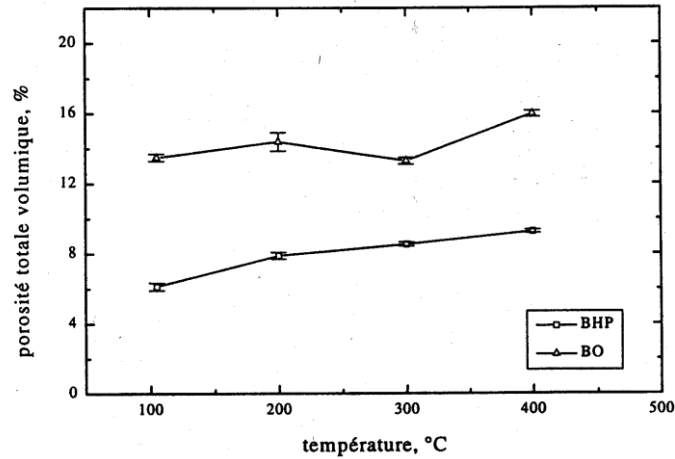


Figure 3.4. La porosité totale en fonction de la température [KAL 98]

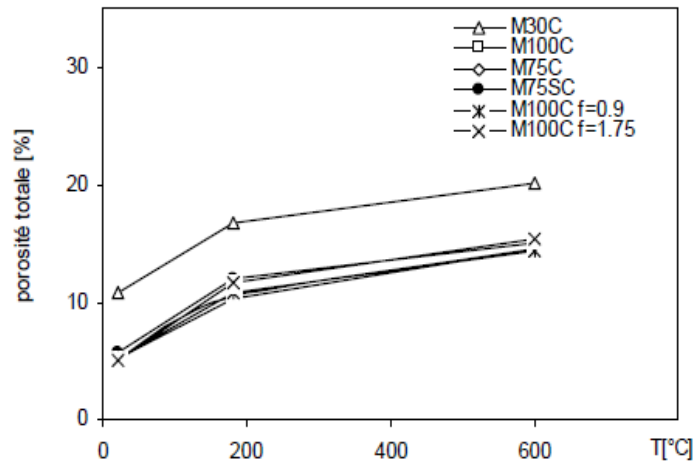


Figure 3.5. Évolution de la porosité en fonction de la température [HAG 04]

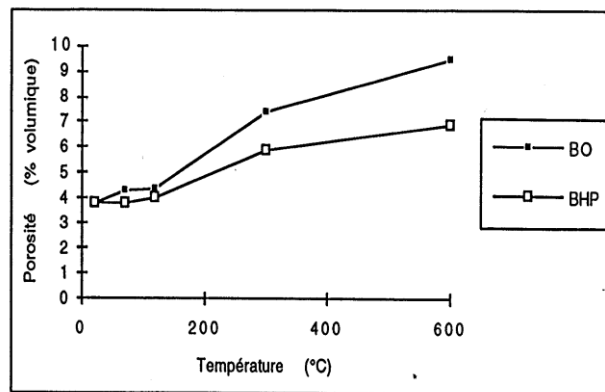


Figure 3.6. Évolution de la porosité totale mesurée par porosimétrie mercure en fonction de la température [NOU 95]

Hanaa et al [HAN 10] ont présenté une comparaison entre les mesures de la porosité des bétons auto-compactant, en utilisant deux méthodes : L'analyse d'image permet de quantifier la porosité en introduisant une résine dans le béton et la méthode expérimentale pour mesurer la porosité à l'eau. Les résultats obtenus ont montré une

porosité légèrement élevée en utilisant la méthode expérimentale (mesure de la porosité à l'eau) comme le montre la Figure 3.7. La différence entre les deux résultats est liée à la meilleure accessibilité des pores de petite taille par de l'eau par rapport à la résine utilisée dans le cas de l'analyse d'image.

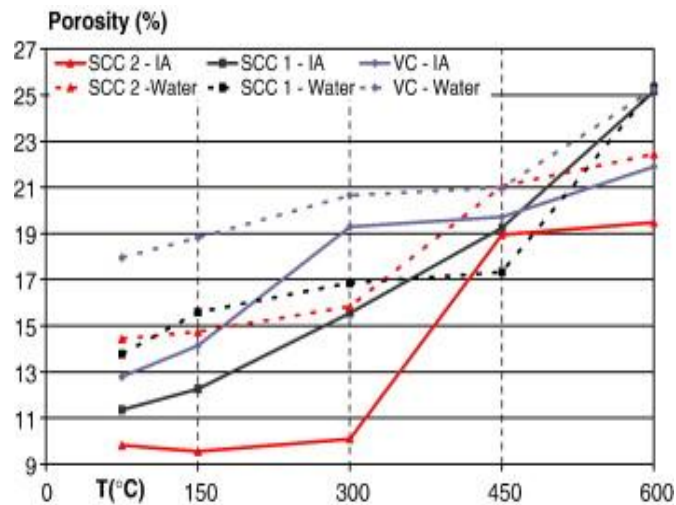


Figure 3.7. La porosité en fonction de la température [HAN 10]

Hager [HAG 04] a observé qu'à 180°C l'augmentation de la porosité été forte cette fois-ci dans le BHP avec 1,75 kg/m<sup>3</sup> de fibre de polypropylène (127%), par rapport à l'augmentation de la porosité du BHP avec 0,9 kg/m<sup>3</sup> (107%) comme le montre la Figure 3.8. Dans ce cas l'évolution de la perméabilité est liée à la quantité de fibre de polypropylène dans le béton. Hager 2004 [HAG 04] a considéré que pour savoir clairement la taille des pores, la méthode de porosimétrie mercure est la mieux adaptée.

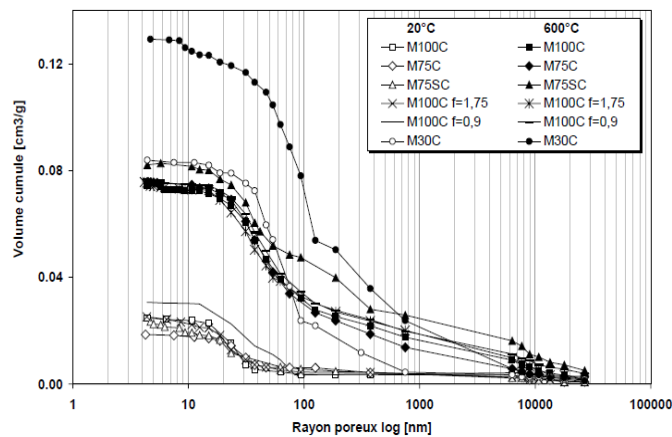
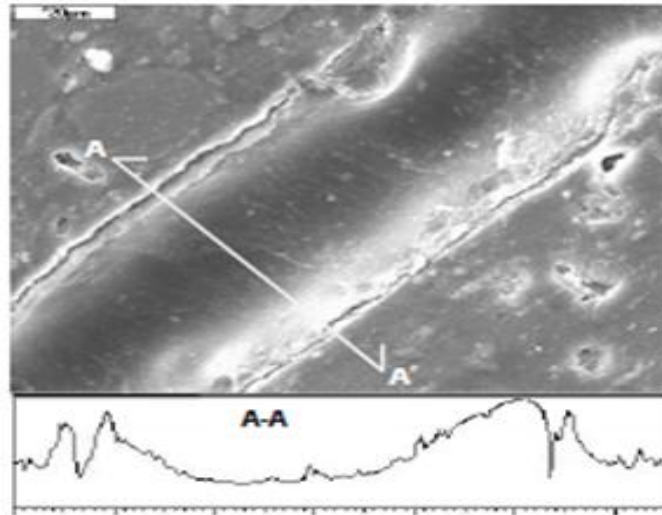


Figure 3.8. Comparaison de la distribution de volume cumulé en fonction du rayon d'accès des pores pour différents bétons avant et après chauffage à 600 °C [HAG 04]

L'utilisation des fibres de polypropylène permet d'améliorer la porosité des BHP exposés en température. [HAG 04] a montré que les bétons avec des fibres de polypropylène chauffés à 180°C présentent une apparition d'une porosité supplémentaire de type micro (entre 15 et 120 nm). Cette porosité est liée à la fusion des fibres, mais les fibres ont une section de 50x150µm. Donc il n'y a pas de rapport

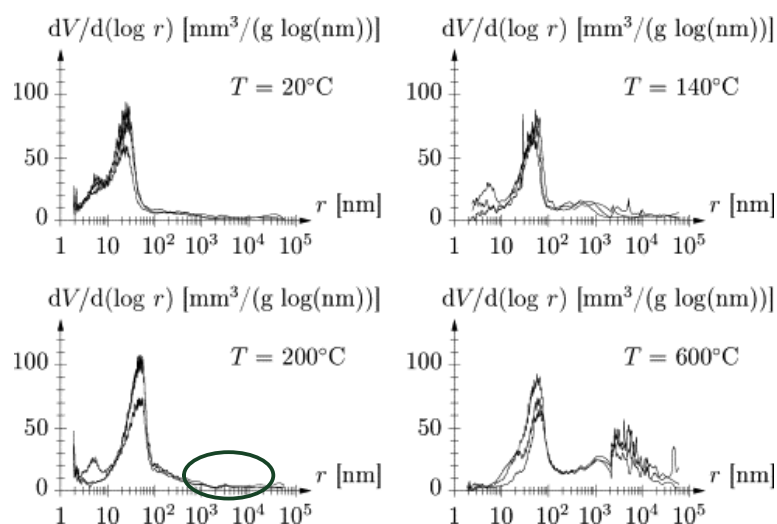


entre la section des fibres fondues et cette porosité supplémentaire. A l'aide d'une analyse microscopique, Hager [HAG 04] a montré que les fibres fondent à 180°C et après refroidissement à température ambiante, elles se ré-solidifient et remplissent le volume occupé initialement par la fibre mais avec un détachement de la fibre de la matrice (Figure 3.9).



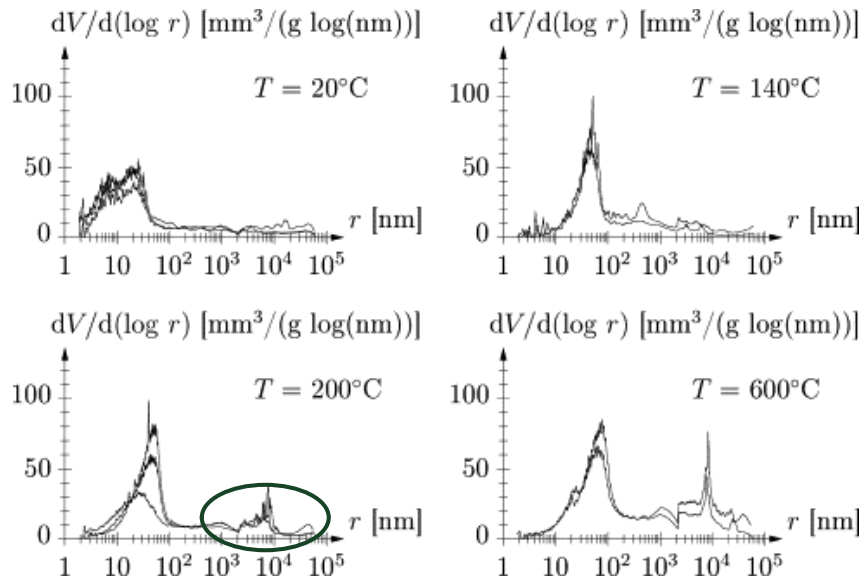
**Figure 3.9. Fibre de polypropylène après le cycle d'échauffement jusqu'à 180°C. BHP fibré, agrandissement 1000x, profile A-A**

Zeiml et al [ZEI 06] ont comparé, sur la Figure 3.10 et Figure 3.11, la porosité au mercure d'un béton fibré et un béton non fibré et ils ont constaté une quantité de pores qui apparaît à 200°C, dans le béton avec 1,5 kg/m<sup>3</sup> de fibre, correspondante à la taille des fibres (entre 10<sup>3</sup> nm et 10<sup>4</sup> nm).



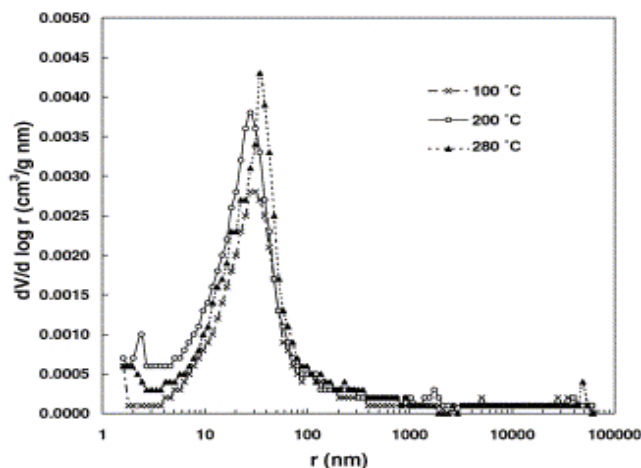
**Figure 3.10. Résultats du MIP : dV/d(log r) du béton sans fibre après exposition à différentes températures [ZEI 06]**



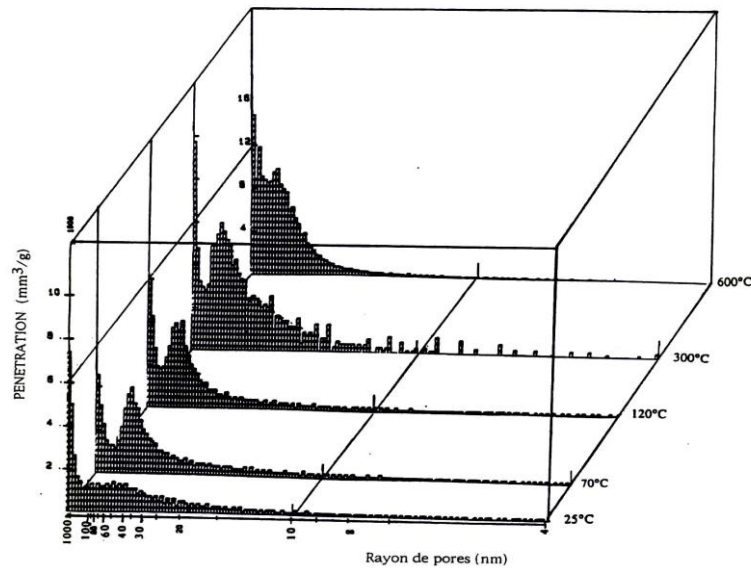


**Figure 3.11. Résultats du MIP :  $dV/d(\log r)$  du béton avec 1,5 kg/m<sup>3</sup> de fibre après exposition à différentes températures [ZEI 06]**

En ce qui concerne la distribution des tailles des pores. Il est montré que la taille des pores augmente avec la température [VOD 04] [NOU 95]. La Figure 3.12 présentée par [VOD 04] montre la taille des pores des bétons à 100°C, 200°C et 280°C. On peut constater que le rayon maximum des pores est de 100 nm. La Figure 3.13 donne les distributions des pores d'un béton ordinaire pour différentes températures obtenu par Noumowé [NOU 95]. Le premier pic correspond aux pores capillaires de la pâte. En effet, à 25°C nous observons une population de pore qui se situe autour de 40 nm. Sous l'effet de la température ce pic augmente en volume et son rayon moyen augmente légèrement entre 70 et 120 °C pour ensuite rester constant jusqu'à 600°C.



**Figure 3.12. Distribution des tailles des pores en fonction de la température [VOD 04]**

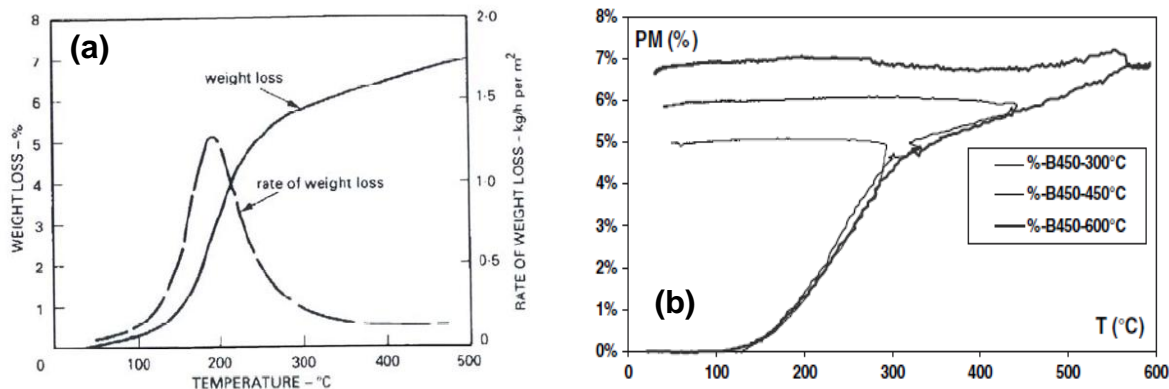


**Figure 3.13. Distributions des pores d'un béton ordinaire obtenues à différentes températures [NOU 95].**

### 3.2.2. La perte de masse

Comme nous l'avons vu précédemment, l'évaporation de l'eau, l'hydratation et la déshydratation de la pâte de ciment durant le chauffage de béton, provoquent une variation de sa masse. La Figure 3.14, présente une courbe caractéristique de la perte de masse et la courbe de la vitesse de la perte de masse d'un béton chauffé jusqu'à 500°C, selon Khoury, 1985 [KHO 85]. Sachant que la quantité totale d'eau dans les bétons se situe entre 6 et 9% de la masse de béton, nous pouvons noter que pour un chauffage jusqu'à 500°C, une grande partie de perte de masse se produit entre 150°C et 300°C (jusqu'à 6%). En dehors de cette marge de température ( $T < 150^{\circ}\text{C}$  et  $T > 300^{\circ}\text{C}$ ), la perte de masse n'excède pas 2%. Une étude récente réalisée par Kanema et al 2007 [Kan 07a] montre un résultat identique à celui présenté par [KHO 85], pour un béton d'une porosité de 10% et une résistance de 65 MPa. Cette évolution de perte de masse est attribuée :

- Au départ de l'eau interstitielle (libre) existante dans le béton, pour des températures inférieures à 150°C.
- A la décomposition des hydrates de ciment qui représente environ 65% et 80% de la quantité totale d'eau dans le béton, pour des températures comprises entre 150°C et 300°C.

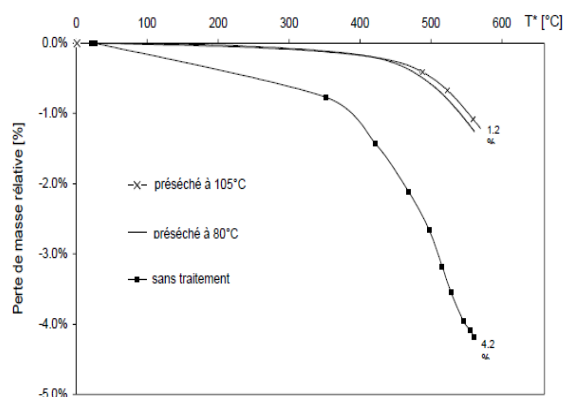


**Figure 3.14. (a) : perte de masse en fonction de la température selon Khoury 1985 [KHO 85]. (b) : la perte de masse en fonction de la température selon Kanema 2007 [KAN 07].**

Notons qu'un résultat de perte de masse est lié à la méthodologie expérimentale utilisé. Deux paramètres sont importants : la taille des échantillons et la vitesse de chauffage.

Hager [HAG 04] a montré que pour un séchage à 105°C jusqu'à poids constant, le temps de séchage est de 15 jours pour un échantillon cylindrique de dimensions, en mm, 104x60, alors qu'il est de 60 jours pour un cylindre de 104x300, donc le temps de séchage est 4 fois plus important pour une hauteur 5 fois plus grande. L'auteur a présenté une perte de masse de trois échantillons avec différent prétraitement (Figure 3.15), un pré-séché à 105°C, le deuxième pré-séché à 80°C et le troisième sans pré-séchage préalable, les échantillons ont été chauffés jusqu'à poids constant. Il a constaté que les courbes de perte de masse des bétons pré-séchés sont très proches et qu'aucune perte de masse n'est enregistrée avant 200°C. On constate que la perte de masse n'excède pas 1,2% pour les bétons pré-séchés, alors qu'elle est de l'ordre de 4,21 % pour le béton sans pré-séchage.

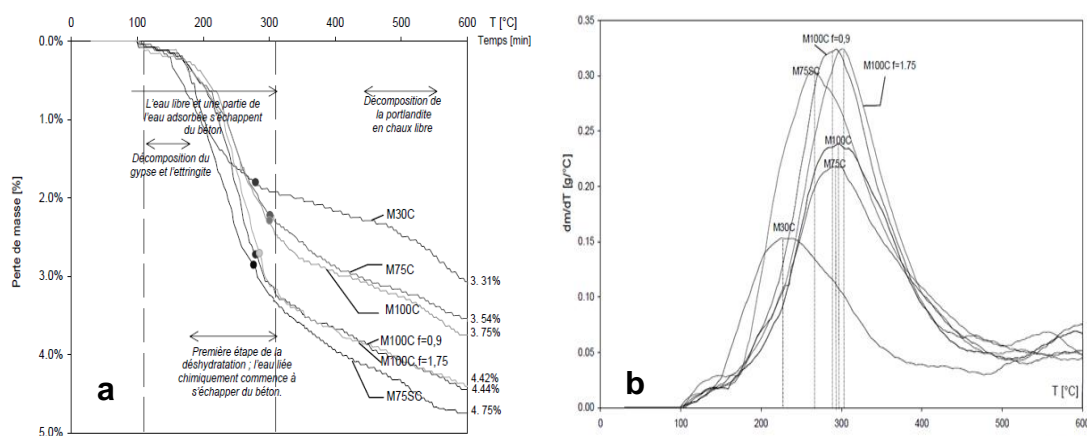
La Figure 3.16.a présente la perte de masse et la vitesse de perte de masse en fonction de la température et les processus associés à chaque période. La vitesse d'échauffement étant de 1°C/min.



**Figure 3.15. La perte de masse des BHP (M100C), pré-séchés et sans prétraitement, chauffés à 600°C [HAG 04].**

La perte de masse en régime transitoire de la température commence par la perte de l'eau capillaire présente dans la couche externe du matériau. Cependant, lors du chauffage, l'eau liquide et la vapeur d'eau se mettent en mouvement et migrent vers la zone plus froide du béton. La vapeur d'eau traversant les couches plus froides du matériau se condense partiellement. Dans les matériaux à faible perméabilité tels que les BHP, le transfert de masse est plus lent, d'autant plus lent qu'il est limité par la création d'une couche saturée. Cette zone saturée constitue un obstacle peu perméable à la vapeur d'eau et l'air [HAG 04].

Selon [HAG 04], les pics sur la Figure 3.16.b sont dus à la perte d'eau libre et d'eau capillaire présentes dans le béton. La température de 300°C peut être considérée comme la fin de la migration d'eau évaporable [HAG 04]. A partir de cette température la vitesse de perte de masse ralentie, ce résultat est similaire à celui présent précédemment par [KHO 85] et [KAN 07a]. Cependant la diminution de la masse continue à cause de la déshydratation du gel CSH et de  $\text{Ca}(\text{OH})_2$ .



**Figure 3.16. Perte de masse (à gauche) et la vitesse de perte de masse (à droite) en fonction de la température, bétons chauffés jusqu'à 600°C [HAG 04].**

Zhang en 2011 [ZHA 11] a montré qu'à chaque fois la température de séchage est élevée, la perte de masse est plus rapide. La Figure 3.17 présente l'influence de la température de séchage sur la perte masse. Nous pouvons noter que, dans un premier temps, la vitesse de séchage est lente, (entre 105°C et 200°C). Ensuite la vitesse de perte de masse augmente progressivement jusqu'à ce qu'elle se stabilise (entre 300°C et 450°C).

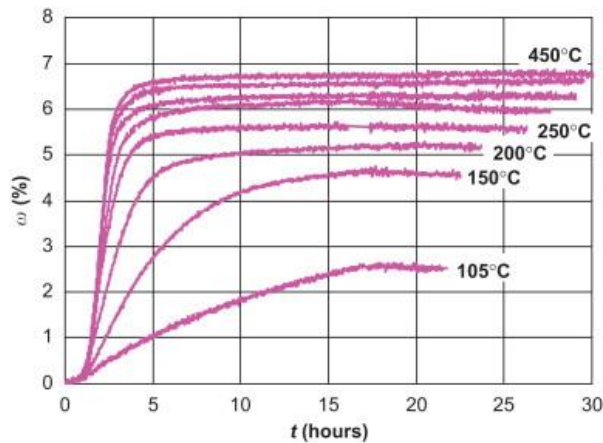


Figure 3.17. Perte de masse en fonction de la température et de temps, d'après Zhang 2011 [ZHA 11].

### 3.2.3. Effet de la température sur les isothermes de sorption

Comme nous l'avons vu auparavant dans le chapitre 1, les isothermes de sorption sont fonction de la température. Des études ont été menées concernant l'influence de la température sur les isothermes de sorption. Daian [DAI 86] [DAI 88] a présenté un travail sur le béton ordinaire et sur un mortier ordinaire dans un domaine de température  $20 \leq T \leq 55^\circ\text{C}$ , une étude récente réalisée par Poyet en 2009 [POY 09], sur la désorption des bétons à haute performance en fonction de la température. Les courbes présentées sur la Figure 3.18, mettent en évidence que pour une même humidité relative HR, plus la température est faible, plus la teneur en eau est élevée. Le même résultat a été publié par Poyet en 2009 [POY 09] comme le montre la Figure 3.19.

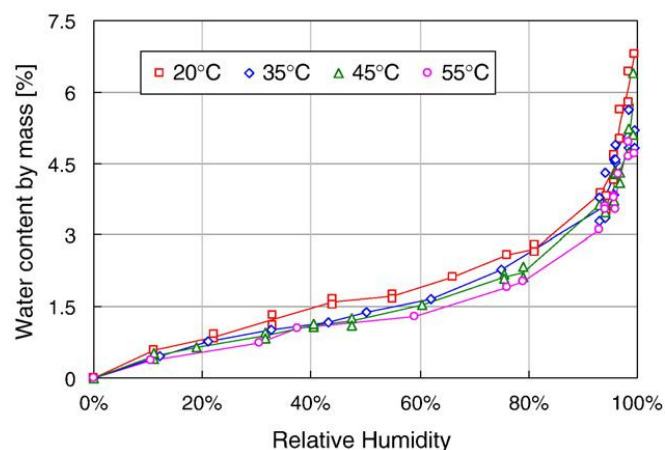
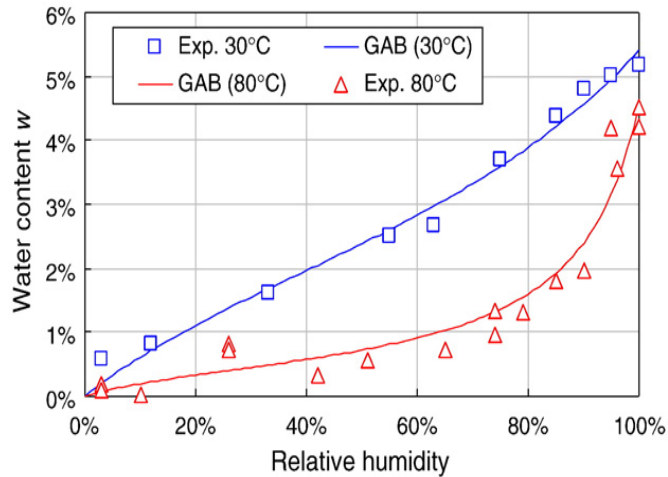


Figure 3.18. Courbes d'adsorption sur un mortier ordinaire [DAI 88]



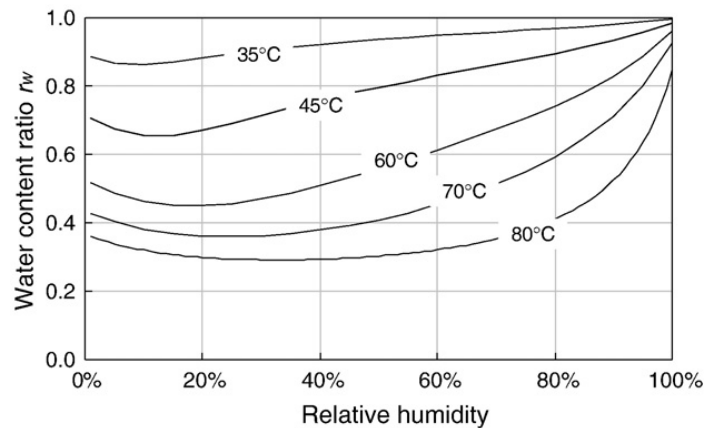
**Figure 3.19. Courbes de désorption sur un béton à haute performance [POY 09]**

L'effet de la température sur l'isotherme de désorption est important en comparant la courbe obtenue à 30°C et celle à 80°C. À 30°C la courbe est presque décrite par une ligne droite depuis l'origine jusqu'au point de saturation, alors qu'à 80°C une non-linéarité élevée apparaît [POY 09]. Un tel phénomène peut être décrit comme suit : l'adsorption est un processus exothermique, selon la loi Le Chatelier sur les équilibres entre phases, signifie que l'augmentation de la température gêne l'adsorption et favorise la désorption ; par conséquent le nombre de molécules adsorbées diminue lorsque la température augmente.

La Figure 3.20 présente les résultats obtenus pour des températures allant de 35°C à 80°C. Le rapport  $r_w(T, HR)$  présente la teneur en eau obtenue à une température  $T$  donnée divisée par la teneur en eau obtenue à 30°C pour une même humidité relative.

$$r_w(T, hr) = \frac{w(T,hr)}{w(30^\circ\text{C},hr)} \quad (3.3)$$

Il a été aperçu que la chute de la teneur en eau augmente avec l'augmentation de la température et quelle que soit la température atteinte. Ainsi, les courbes des isothermes de désorption peuvent être modifiées par la variation de la température.



**Figure 3.20. Evolution du rapport  $r_w(T, HR)$  en fonction de la température et l'humidité relative selon [POY 09].**

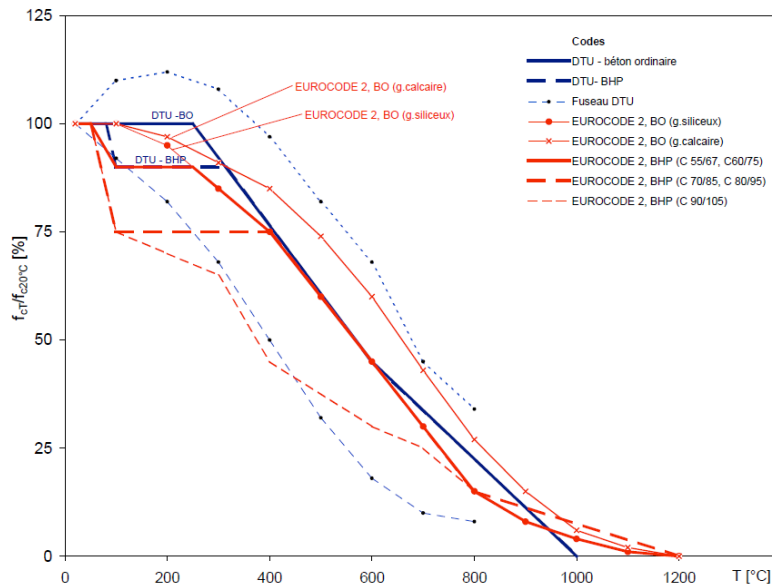
### 3.2.4. Effet de la température sur des propriétés mécaniques

L'action des hautes températures sur un élément structural en béton provoque une diminution graduelle des résistances à la compression et à la traction, qu'elles soient mesurées à chaud ou après refroidissement (résistance résiduelle). La perte de résistance varie selon la température atteinte, et le type de béton.

#### 3.2.4.1. Résistance en compression

Plusieurs études ont été effectuées sur l'évolution de la résistance à la compression des bétons portés en température [MEH 93] [CHA 99] [CHA 00] [LI 04] [HAG 04] [BEN 08] [BEN 09] et [PLI 10], et elles montrent qu'un chauffage jusqu'à 1200°C d'un béton, ce dernier perd jusqu'à plus de 90% de sa résistance à la compression. Les normes de dimensionnement traduisent ce phénomène par des courbes d'évolution de la résistance du béton en fonction de la température. Comme le montre la Figure 3.21 des références suivantes : DTU FB (Feu-Béton) [DTU 93] et son amendement A1 [DTU 00], et de l'Eurocode 2, partie 1-2 [EUR 05].





**Figure 3.21. Résistance relative du béton à la compression en fonction de la température selon les DTU [DTU93 et 00] et l'Eurocode 2 [EUR 05].**

Les observations expérimentales montrent que l'évolution de ces pertes de résistance diffère d'un béton à l'autre. Le DTU FB [DTU 93, DTU 00] ne se contente pas de donner les rapports de la résistance en température sur la résistance caractéristique à 20°C, il fait figurer deux courbes limites pour marquer la dispersion des résultats expérimentaux relevés dans la littérature.

Bien que les méthodologies d'essais aient évolués (d'après les recommandations Rilem) [RIL 00] [RIL 04] [RIL 05], on constate beaucoup de dispersions sur les résultats publiés. Néanmoins, il apparaît des tendances dans les normes :

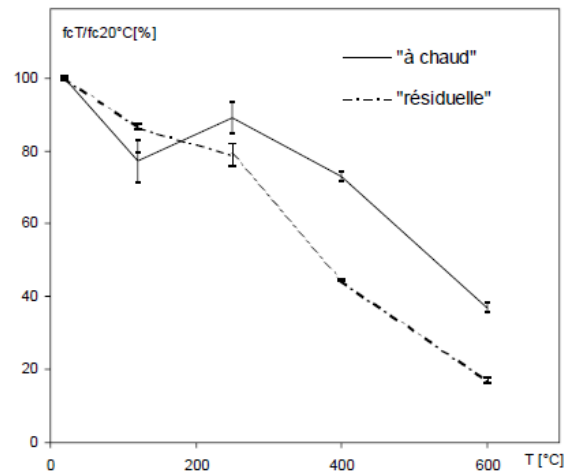
- les bétons de densité normale réalisés avec des granulats siliceux perdent plus rapidement leur résistance lors de l'élévation de température que les bétons analogues réalisés avec des granulats calcaires :
- les bétons à hautes ou très hautes résistances ont leur résistance relative qui chute plus vite que celle du béton courant, notamment aux températures inférieures à 400 °C.

Dans une étude concernant l'effet de la fumée de silice et le rapport E/C sur la perte de résistance mécanique en température, Malhotra et al 1989 [MAL 89] ont présenté la variation de la résistance mécanique après un cycle de chauffage – refroidissement. Le premier constat qu'on peut tirer de cette étude c'est l'influence significative de l'ajout de fumée de silice sur la résistance relative des bétons avec E/C faible (0,35 et 0, 23). Ils ont montré aussi que l'action de la fumée de silice sur le comportement des bétons ayant le rapport E/C élevé est moins évidente. Pour les bétons plus résistants, la présence de la fumée de silice entraîne une baisse de la résistance (10%) dans la gamme de température testée, entre 150 et 450°C.

Hager, 2004 [HAG 04] dans le cas de ses travaux de thèse, a comparé l'évolution de la résistance en compression résiduelle et à chaud. Il a remarqué que les valeurs mesurées en résiduel sont plus faibles que celles mesurées à chaud (voir Figure



3.22), la différence d'évolution de résistance est attribuée aux éventuelles fissures provoquées par le refroidissement. Or, les essais à chaud montrent une légère augmentation à 250°C, ce qui n'est pas le cas dans les essais résiduels.



**Figure 3.22. Résistance relative à la compression, résiduelle et à chaud, en fonction de la température [HAG 04]**

Benhood et al 2008 [BEN 08] ont confirmé la diminution de la résistance à la compression des bétons portés en température jusqu'à 600°C. Une diminution de plus de 75% a été constatée à 600°C que ce soit pour un béton avec ou sans fumée de silice. La Figure 3.23 montre une diminution de plus de 15% à 100°C. Ensuite une stabilisation de la résistance (voire une légère augmentation de 2% par rapport à la valeur mesurée à 100°C) pour un chauffage à 200°C. Au-delà de 200°C une perte progressive de la résistance a été constatée. Les bétons testés sont : un béton ordinaire avec un rapport E/C = 0,3 nommé (W30OPC), un BHP avec un rapport E/C = 0,3 et un dosage en fumée de silice de 6% nommé (W30SF6) et un BHP avec un même rapport E/C et un dosage en fumée de silice de 10% (W30SF10).

Pliya en 2010 [PLI 10] a présenté une étude sur l'évolution des propriétés mécaniques résiduelles des bétons en fonction de la température et l'effet des fibres de polypropylène sur ces propriétés. Quatre BHP ont été testés : BHP sans fibres nommé C3, BHP avec 1kg/m<sup>3</sup> de fibres (CP3-1), BHP avec 1,5 kg/m<sup>3</sup> de fibres (CP3-1,5) et BHP avec 2kg/m<sup>3</sup> de fibres (CP3-2). Il a montré une diminution de la résistance à la compression des BHP avec ou sans fibre de 15% à 150°C et une baisse autour de 20% à 300°C, alors qu'à 450°C une perte de plus de 60% a été constatée. Il a constaté que la présence des fibres n'influe pas l'allure de la courbe de résistance en compression, mais de légères variations ont été constatées sur les résistances résiduelles comme le montre la Figure 3.23.

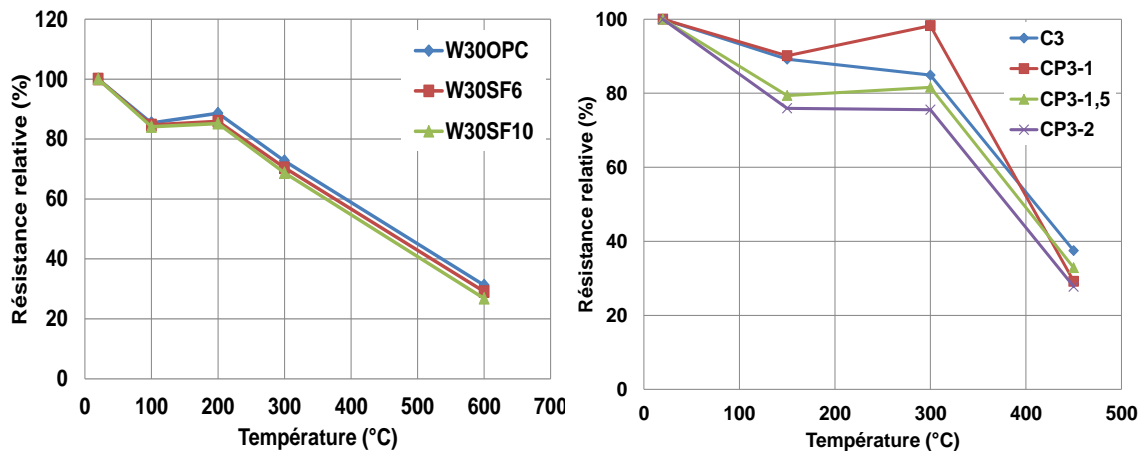


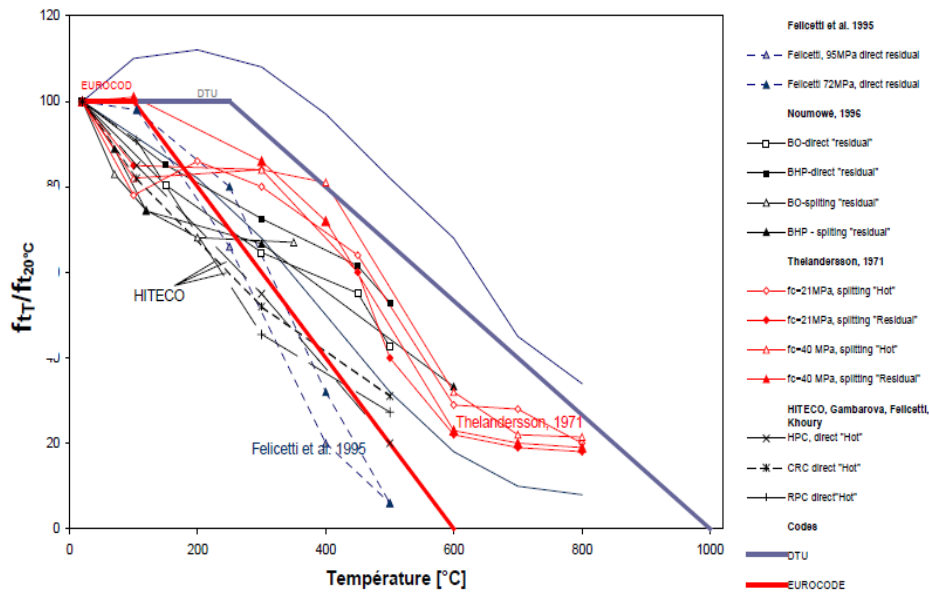
Figure 3.23. Résistance à la compression en fonction de la température, à gauche [BEN 08] à droite [PLI 10]

### 3.2.4.2. Résistance en traction

Le suivi de l'évolution de la résistance en traction en fonction de la température est réalisé, après le refroidissement par fendage ou par essais de traction directe (Noumowé, 1995 [NOU 95], LI, 2004 [LI 04], Hager 2004 [HAG 04], Kanema, 2007 [KAN 07] Benhood, 2009 [BEN 09] et Pliya 2010 [PLI 10]). Les valeurs obtenues en traction directe restent les plus proches de la réalité. Le manque de résultats de traction directe « à chaud » est principalement lié à la complexité de la réalisation des essais sous température élevée.

Comme dans le cas de la résistance à la compression, les résultats de la littérature affirment que la résistance à la traction diminue sous l'effet de la température. Noumowé, 1995 [NOU 95] a montré que la résistance en traction résiduelle, par traction directe sur des échantillons cylindriques, d'un BHP diminue de plus de 45% pour un chauffage à 500°C (avec une vitesse de 1°C/min). Li et al 2004 [LI 04] ont présenté une étude de comportement des bétons en température, la résistance à la traction résiduelle par fendage a été mesurée à différentes températures (jusqu'à 600°C). Après un chauffage 1000°C, la résistance relative à la traction est de 16,9% par rapport à celle de béton non chauffé. Selon Li et al, Les décompositions de Ca (OH) 2 et d'autres composés peuvent induire l'apparition de fissures. L'existence des fissures réduit la section transversale et donc l'application des contraintes de traction se fait sur une section réduite.

La Figure 3.24 regroupe les résultats des essais de résistance en traction résiduelle déterminés par fendage par [THE 71] et [NOU 95] et par traction directe par [NOU 95]. De plus les valeurs obtenues par [FEL 95], de traction directe à chaud ont été portées. Les valeurs obtenues sont comparées avec les valeurs proposées par l'EUROCODE 2 et le DTU.

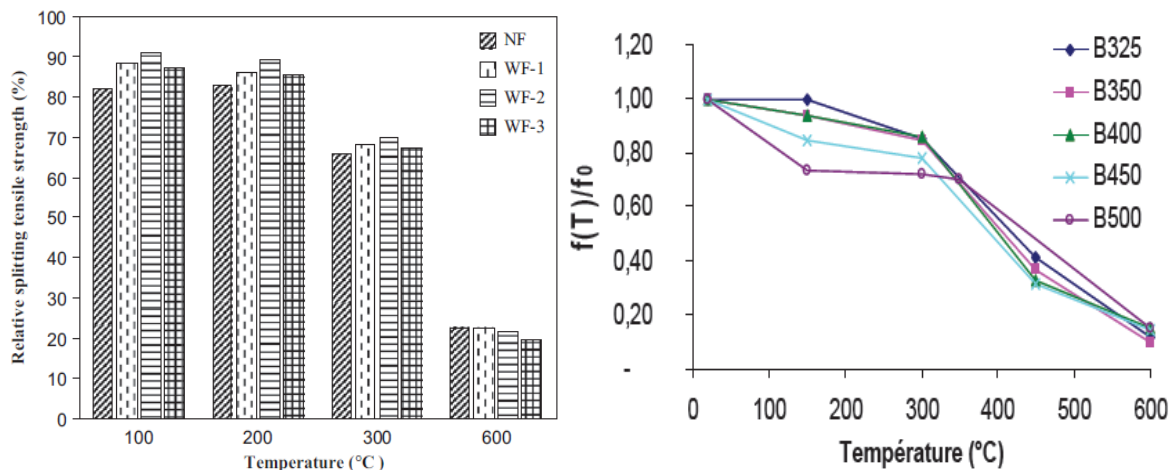


**Figure 3.24. Résistance relative en traction, valeur obtenues par différents auteurs ([THE 71], [NOU 95], [FEL 95]) et selon le DTU et l’Eurocode, tiré de [HAG 04].**

Hager, 2004 [HAG 04], dans les essais de traction à chaud mesurée par un essai directe, a constaté un comportement inverse des résultats obtenus dans la littérature. Une augmentation de la résistance à la traction en fonction de la température, l’auteur ne donne pas plus de précision sur ce constat.

Benhood et al, 2009 [BEN 09] trouvent que la résistance à la traction (résiduelle) diminue en fonction de la température, l’étude a été faite sur des bétons avec et sans fibre de polypropylène avec un taux de fumée de silice de 6% et 10% (de la masse de ciment). Par rapport à la valeur mesurée à 20°C, la résistance à 200°C et 400°C est 15% et 78% plus faible (Figure 3.25). Le Béton NF représente un béton de référence sans fibres de PP et WF-1, WF-2 et WF-3 représentent des bétons avec 1, 2 et 3 kg/m<sup>3</sup> de fibres de PP.

Kanema et al. 2009 [KAN 09] ont étudiés la variation des propriétés mécaniques des bétons soumis au cycle de chauffage refroidissement. Les normes françaises NF P 18-406 et NF P 18-408 ont été utilisées pour déterminer la résistance en compression et en traction par fendage. Les essais ont été effectués sur des échantillons cylindriques  $\Phi 11 \times 22$  cm. Cinq compositions de béton ont été utilisées avec différents dosages en ciment (B325, B350, B400, B450 et B500), les chiffres après la lettre B correspondent à la masse du ciment. Les résultats sont présentés sur la Figure 3.25.



**Figure 3.25. Résistance relative à la traction de béton non fibré et fibré, selon [BEN 09] (à gauche) et selon [KAN 07] (à droite).**

En 2010, Pliya [PLI 10] a présenté une campagne d'essais résiduels sur la traction par flexion des Bétons avec et sans fibres, les résultats sont présentés dans le Tableau 3-3. L'auteur a constaté que la diminution de la résistance à la traction résiduelle à 300°C est de l'ordre de 37% à 40% des valeurs obtenues sur des échantillons sans chauffage préalable. A 450°C la résistance résiduelle en traction est de 38% pour le béton sans fibres alors qu'elle est de 24% pour la formulation C3-2 par rapport à la résistance à 20°C. Il a également remarqué que l'effet des fibres sur l'évolution de la résistance en traction n'est pas significatif pour le BHP (C3-1, C3-1,5 et C3-2).

**Tableau 3-3. Résistance relative à la traction résiduelle par flexion (%) [PLI 10]**

Béton	20°C	150°C	300°C	450°C
C3	100	74,0	63,0	38,4
C3-1	100	84,1	60,3	27,0
C3-1,5	100	67,6	64,9	36,5
C3-2	100	70,2	61,4	24,6

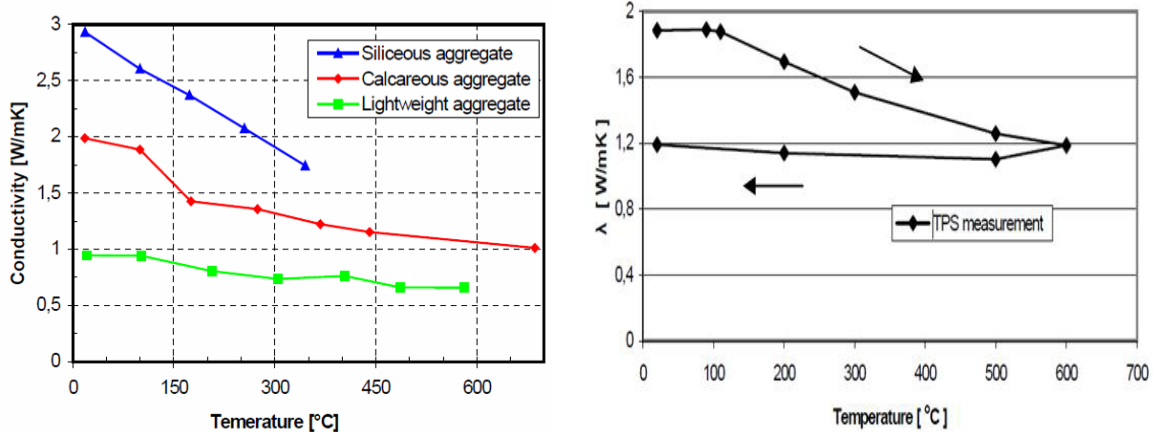
### 3.2.5. Effet de la température sur des propriétés thermiques

#### 3.2.5.1. Conductivité thermique

La conductivité thermique des bétons dépend de la conductivité thermique de chacun de ses composants selon des lois de mélange plus complexes que celle retenue pour la chaleur spécifique Flynn 1999 [FLY 99]. En particulier, ces lois de mélange prennent en compte la distribution spatiale des composants en plus des proportions volumiques de chacun. Cependant, il est généralement admis que la conductivité thermique du béton dépend essentiellement de celle des granulats (Bazant and Kaplan 1996 [BAZ 96]).

La Figure 3.26.a présente l'évolution de la conductivité thermique de bétons confectionnés avec différentes natures de granulats, suivant les travaux de (Al Najim 2004) [NAJ 04]. Il apparaît que la conductivité thermique des bétons dépend de celle des granulats utilisés : en particulier les bétons avec des granulats contenant du quartz (quartzite ou granulats siliceux) ont une conductivité thermique plus importante que les bétons avec des granulats calcaires. Généralement la conductivité thermique des bétons décroît avec l'élévation de la température. Ceci peut être attribué à la création de vides (augmentation de la taille des pores et fissuration à plusieurs échelles) qui constituent de bons isolants thermiques et au départ progressif de l'eau (sous toutes ses formes) qui est un bon conducteur thermique.

La Figure 3.26.b présente l'évolution de la conductivité thermique d'un béton auto-plaçant durant l'élévation de la température puis durant le refroidissement et le retour à température ambiante selon Jansson 2004 [JAN 04]. Le fait de mesurer la même conductivité thermique à 600 °C et à température ambiante (après refroidissement) témoigne de l'irréversibilité des phénomènes conduisant à la création de vides (en l'absence de ré-humidification et de réhydratation du matériau).



**Figure 3.26. A gauche, la variation de la conductivité thermique en fonction de la température [NAJ 04]. À droite, l'évolution de la conductivité thermique d'un béton auto-plaçant avec la température selon [JAN 04].**

### 3.2.5.2. Diffusivité thermique

La diffusivité thermique représente la vitesse à laquelle la chaleur se propage à l'intérieur d'un matériau. Elle est un paramètre qui dépend à la fois de la masse volumique, de la chaleur spécifique et de la conductivité thermique du matériau (Elle est directement proportionnelle à la conductivité thermique et elle est inversement proportionnelle à la chaleur spécifique et à la masse volumique). La diffusivité thermique du béton, qui est généralement de 1 mm<sup>2</sup>.s<sup>-1</sup> à température ambiante, diminue avec l'élévation de température pour atteindre 0.4 mm<sup>2</sup>.s<sup>-1</sup> vers 600 °C [BAZ 96]. L'évolution de la diffusivité thermique avec la température est naturellement influencée par les transformations physico-chimiques qui prennent place lors du chauffage du béton. Une technique expérimentale développée par [GAM 03] et [FEL 07], reposant sur l'enregistrement transitoire du champ de température dans une éprouvette cylindrique, permet d'observer les effets de différentes transformations sur l'évolution de la diffusivité thermique. La Figure 3.27 présente les variations de la

diffusivité thermique en température, obtenues par différents auteurs sur des bétons formulés avec différents types de granulats.

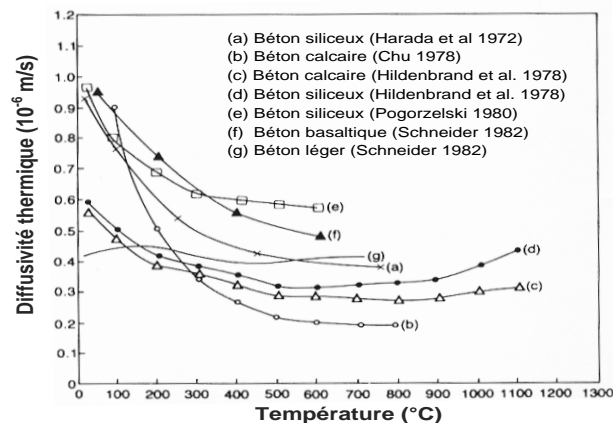


Figure 3.27. Variations de la diffusivité thermique avec la température, [BAZ 96].

### 3.2.6. Conclusion

La synthèse bibliographique du comportement du béton porté en température nous a permis dans un premier temps de mettre en évidence certains phénomènes physiques, qui peuvent apparaître notamment lors de la dégradation du matériau. Parmi ces phénomènes : les modifications physico-chimiques de la microstructure, l'évolution de la porosité, de la masse volumique apparente et la perte de masse au cours de chauffage.

La variation des courbes d'isothermes de sorption-désorption en fonction de la température est également présentée. Nous avons constaté que la variation de la température, dans un milieu, influe sur les isothermes de désorption.

La synthèse bibliographique nous montre l'effet de la température sur les propriétés mécaniques du béton, ainsi que la fragilité du béton vis-à-vis de son comportement mécanique en température. Nous avons constaté de pertes de résistance en compression et en traction à partir de certaines températures (105°C). Les résultats de certains auteurs [HAG 04] montrent que les propriétés mécaniques mesurées à chaud sont plus élevées que celles obtenues en résiduel.

La troisième partie concerne les évolutions des propriétés thermiques du béton. Cette partie nous a permis de mettre en évidence l'influence de la température sur la conductivité et la diffusivité thermique des bétons portés en température. Nous pouvons conclure que l'augmentation de la température rend le matériau moins conducteur et d'une faible diffusivité.

En se basant sur les résultats bibliographiques, nous allons présenter dans cette partie de notre travail, une étude expérimentale concernant l'influence de la température sur l'évolution des propriétés physique (porosité accessible à l'eau, perte de masse et masse volumique apparente), les isothermes de sorption - désorption, les propriétés mécaniques et thermiques des matériaux d'étude.

### 3.3 La porosité et la masse volumique du béton en température

La porosité et la masse volumique sont deux grandeurs physiques importantes des matériaux cimentaires, ils jouent un rôle majeur vis-à-vis de la durabilité des bétons. Nous allons étudier dans cette partie l'évolution de la porosité accessible à l'eau et la masse volumique apparente des bétons à haute performance, sur des échantillons préalablement portés en température. Les essais se font à température ambiante ; dans cette démarche, il n'est pas possible de quantifier la part des endommagements induits par le refroidissement.

#### 3.3.1. Méthodologie expérimentale

Pour déterminer la porosité accessible à l'eau et la masse volumique apparente nous avons utilisé la porosimétrie à l'eau. Cette méthode permet une estimation de la porosité globale ou la porosité ouverte. La procédure décrite ici est celle proposée par les recommandations de l'AFPC – AFREM [AFP 97]. Le principe de la méthode est basé sur les mesures des masses hydrostatiques des échantillons. L'échantillon est préalablement saturé en eau. En connaissant la masse de l'échantillon immergé dans l'eau  $m_{\text{eau}}$ , la masse du corps d'épreuve pesé à l'air  $m_{\text{air}}$  et la masse de l'échantillon sec (séché à 105°C)  $m_{\text{sec}}$ .

- ***Imbibition de l'échantillon***

Avant de procéder aux pesées des corps d'épreuve, ils doivent être préalablement saturés. Ainsi une fois les échantillons placés dans un récipient étanche fermé, une pression de 25 mbars est appliquée pour faire le vide, par l'intermédiaire d'une pompe. Pour s'assurer que le dégazage est terminé, le vide est maintenu pendant au moins 4 heures. Après cela, l'eau d'immersion est introduite progressivement, en gardant toujours le vide dans le récipient, jusqu'à ce que les échantillons soient recouverts d'eau. La pression de 25 mbars est maintenue durant 24 heures durant lesquelles l'eau est censée remplir tout le réseau poreux du matériau. Suite à cette période, l'éprouvette est considérée saturée d'eau. La Figure 3.28 présente le dispositif d'imbibition et de la saturation sous vide.

- ***La masse de l'échantillon immergé ( $M_{\text{eau}}$ )***

Après saturation, l'échantillon est suspendu à une balance hydrostatique à l'aide d'un fil, pesage en immersion dans une quantité d'eau. La masse de l'échantillon immergé ( $M_{\text{eau}}$ ) est ainsi obtenue.

- ***La masse de l'échantillon pesée dans l'air ( $M_{\text{air}}$ )***

L'échantillon est extrait de l'eau, essuyé superficiellement et pesé immédiatement dans l'air à 0,01 g près. La masse ( $M_{\text{air}}$ ) de l'échantillon imbibé dans l'air est obtenue.

- ***La masse de l'échantillon séché à 105°C ( $M_{\text{sec}}^{105}$ )***

Une fois les pesées dans l'eau et dans l'air faites, le corps d'épreuve est placé dans une étuve ventilée pour le séchage à 105 ± 5°C jusqu'à poids constant, i.e. jusqu'à ce que la différence entre deux pesées de 24 h d'intervalle n'excède pas 0.05%.



- **La masse de l'échantillon séché à une température  $T > 105^{\circ}\text{C}$  ( $M_{\text{sec}}^T$ )**

Après les mesures à  $105^{\circ}\text{C}$ , l'échantillon est séché successivement à des températures supérieures : 135, 150, 160, 170,  $190^{\circ}\text{C}$  jusqu'à masse constante à chaque palier. Les pesées sont effectuées à 0,05 g près.

La masse volumique apparente  $\rho_d$  ( $\text{kg}/\text{m}^3$ ), est donnée par l'équation suivante :

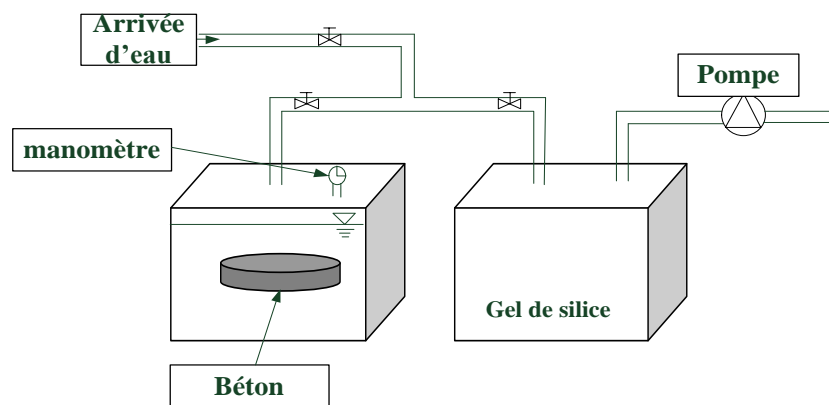
$$\rho_d = \frac{M_{\text{sec}}}{M_{\text{air}} - M_{\text{eau}}} \quad (3.4)$$

La porosité accessible à l'eau  $\eta$  (%), est donnée par l'équation ci-dessous.

$$\eta = \frac{M_{\text{air}} - M_{\text{sec}}}{M_{\text{air}} - M_{\text{eau}}} \times 100 \quad (3.5)$$

Avec  $M_{\text{sec}} = M_{\text{sec}}^{105}$  dans le cas d'un séchage à  $105^{\circ}\text{C}$

$M_{\text{sec}} = M_{\text{sec}}^T$  dans le cas d'un séchage à  $T > 105^{\circ}\text{C}$ .



**Figure 3.28. Schéma de dispositif d'imbibition et saturation sous vide**

### 3.3.2. Protocole expérimental

Les essais sont effectués sur des bétons durcis. Après coulage, des éprouvettes 110x220 mm et 150x300 mm ont été conservées dans l'eau pendant 28 jours, ensuite elles ont été extraites de l'eau et ont été conservées dans une salle à  $20^{\circ}\text{C}$  et une humidité relative supérieure à 50%.

Des échantillons d'un diamètre de 110 mm et une épaisseur de  $30 \pm 5$  mm ont été obtenus à partir des éprouvettes 110x 220 mm à l'aide d'une scie. Deux échantillons de chaque composition ont été testés.

Les échantillons sont portés à  $105^{\circ}\text{C}$ , comme température de référence, jusqu'à le poids constant (la variation de la masse n'excède pas 0,05% entre deux pesées de 24 heures d'intervalle). Ensuite les corps d'épreuve sont chauffés à des températures supérieures. Les paliers de températures de séchage des échantillons



sont : 135, 150, 160, 170 et 190°C. Le Tableau 3-4 montre la durée moyenne de séchage jusqu'à poids constant à chaque palier de température.

**Tableau 3-4. La durée moyenne de séchage des échantillons**

Température (°C)	105	135	150	160	170	190
Durée de séchage (jour)	7 ± 1	6 ± 1	5 ± 1	3 ± 1	3 ± 1	3 ± 1

### 3.3.3. Résultats expérimentaux

Nous présentons dans ce qui suit les résultats des essais de la porosité à l'eau et la masse volumique apparente. Les résultats sont obtenus sur les différents bétons présentés dans le chapitre 2.

#### 3.3.3.1. La porosité accessible à l'eau

Les valeurs de la porosité sont présentées dans le Tableau 3-5. Il est intéressant de noter que la porosité du béton ordinaire est largement supérieure à celle des bétons à haute performance (que ce soit avec ou sans fibre). A 105°C, la porosité du BO est égale à 14,35%. Tandis que la porosité des BHP (avec et sans fibres) s'échelonne entre 10,05% et 11,05%. En effet, le rapport entre la porosité du BO et du BHP0 est de l'ordre de 1,3. Ensuite la porosité augmente avec la température jusqu'à atteindre des valeurs comprise entre 12,15 et 13,15% pour les BHP et 15,35% pour le BO après le chauffage à 190 °C. Ces valeurs de porosité sont très proches de celles rencontrées dans la littérature [HAG 04] [MIN 09] et dans les bétons à haute performance utilisés dans les structures (tunnel, centrales nucléaires).

Nous pouvons constater que l'écart entre les deux valeurs mesurées sur les deux échantillons d'un même béton n'est pas trop significative, elle varie entre 0,03 pour les BHP0 et 0,35 pour les bétons avec fibres dans la plage de température (105°C et 190°C).

La Figure 3.29 présente l'évolution des valeurs moyennes de la porosité en fonction de la température. Les résultats obtenus montrent qu'à 105°C les bétons BHP0 et BHP2,5 ont la même porosité ouverte, alors que celles de BHP1, BHP1,5 et BHP2 sont légèrement plus élevées.

Néanmoins, quantitativement les évolutions de porosité semblent très semblables pour tous les bétons d'études. On retrouve la relation donnée par Schneider et Herbs 1989, [SCH 89] (équation 3.1).

Tableau 3-5. Porosité à l'eau en fonction de la température

T		BO	BHP0	BHP1	BHP1,5	BHP2	BHP2,5
105	Ech 1		10,05	10,89	9,98	10,69	10,20
	Ech 2		10,09	11,21	10,48	11,09	9,90
	<b>Moy</b>	<b>14,35</b>	<b>10,07</b>	<b>11,05</b>	<b>10,23</b>	<b>10,89</b>	<b>10,05</b>
	<b>Ecart</b>		<b>0,03</b>	<b>0,19</b>	<b>0,31</b>	<b>0,24</b>	<b>0,19</b>
135	Ech 1		11,07	11,71	10,77	11,49	11,32
	Ech 2		11,12	12,12	11,33	11,94	10,99
	<b>Moy</b>	<b>14,74</b>	<b>11,09</b>	<b>11,92</b>	<b>11,05</b>	<b>11,71</b>	<b>11,16</b>
	<b>Ecart</b>		<b>0,03</b>	<b>0,25</b>	<b>0,34</b>	<b>0,28</b>	<b>0,20</b>
150	Ech 1		11,29	11,97	11,31	11,75	11,60
	Ech 2		11,29	12,39	11,86	12,22	11,25
	<b>Moy</b>	<b>14,94</b>	<b>11,29</b>	<b>12,18</b>	<b>11,58</b>	<b>11,99</b>	<b>11,42</b>
	<b>Ecart</b>		<b>0,00</b>	<b>0,25</b>	<b>0,34</b>	<b>0,28</b>	<b>0,21</b>
160	Ech 1		11,43	12,17	11,43	11,95	11,74
	Ech 2		11,48	12,62	12,00	12,43	11,42
	<b>Moy</b>		<b>11,45</b>	<b>12,40</b>	<b>11,72</b>	<b>12,19</b>	<b>11,58</b>
	<b>Ecart</b>		<b>0,03</b>	<b>0,27</b>	<b>0,35</b>	<b>0,30</b>	<b>0,19</b>
170	Ech 1		11,67	12,45	11,58	12,25	12,01
	Ech 2		11,74	12,89	12,19	12,71	11,72
	<b>Moy</b>	<b>15,36</b>	<b>11,70</b>	<b>12,67</b>	<b>11,88</b>	<b>12,48</b>	<b>11,87</b>
	<b>Ecart</b>		<b>0,04</b>	<b>0,27</b>	<b>0,37</b>	<b>0,28</b>	<b>0,18</b>
190	Ech 1		11,93	12,89	12,07	12,66	12,31
	Ech 2		11,98	13,36	12,66	13,16	11,99
	<b>Moy</b>		<b>11,95</b>	<b>13,12</b>	<b>12,37</b>	<b>12,91</b>	<b>12,15</b>
	<b>Ecart</b>		<b>0,03</b>	<b>0,28</b>	<b>0,36</b>	<b>0,31</b>	<b>0,19</b>

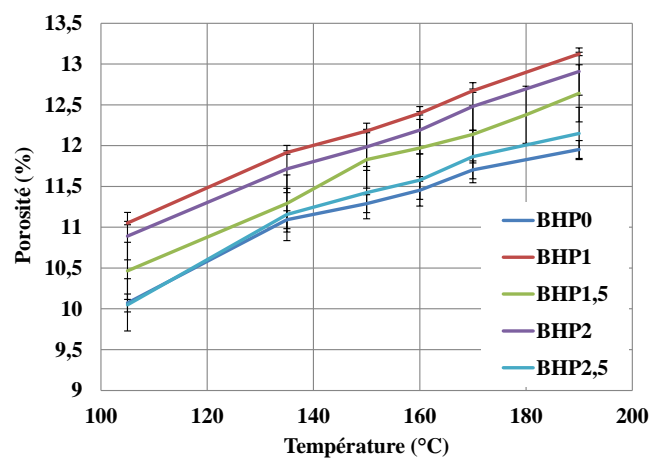


Figure 3.29. La porosité en fonction de la température

La variation de la porosité accessible à l'eau est donnée par la formule suivante :

$$\frac{n(T)-n(105)}{n(105)} \times 100 \quad (3.6)$$

n (T) représente la porosité mesurée après un pallier de température à T°C

n (105) représente la porosité mesurée à T = 105°C

La Figure 3.30 présente la variation de la porosité en fonction de la température

En comparant l'évolution de la porosité en fonction de la température on constate qu'après le séchage à 135°C la porosité de BHP0 et BHP 2,5 a augmenté de 10.1% et 11% respectivement, alors que celle de BHP1,5 n'a augmenté que de 7,9%.

A 150°C, il est constaté une augmentation de 2% et 2,7 % par rapport à celle mesurée à 135°C pour BHP0 et BHP2,5 respectivement, mais celle de BHP1,5 a augmentée de 5%. A 190°C la porosité de BHP0 a augmentée de 18% tandis que celle de BHP2,5 et BHP1,5 a augmentée de plus de 20 % (Figure 3.30).

Concernant le BHP1 et BHP2, on a constaté que l'évolution de la porosité est la même dans les deux bétons.

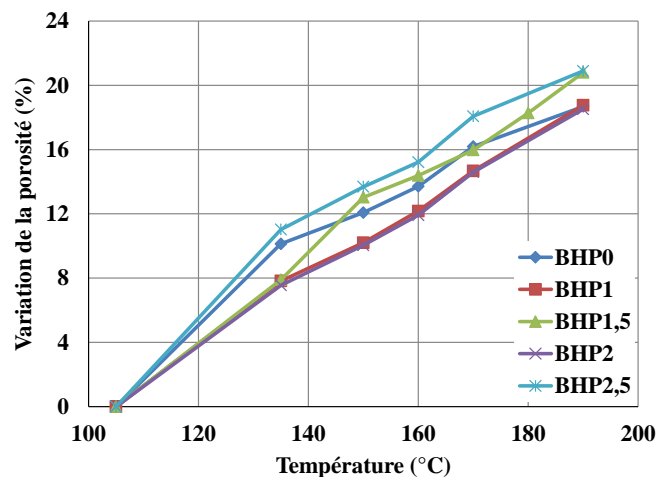


Figure 3.30. L'augmentation de la porosité en fonction de la température

### 3.3.3.2. Masse volumique apparente

Les valeurs moyennes de la masse volumique apparente sont regroupées dans le Tableau 3-6.

**Tableau 3-6. La masse volumique moyenne en fonction de la température (kg/m<sup>3</sup>)**

T°C		BHP0	BHP1	BHP1,5	BHP2	BHP2,5
105	Ech 1	2,347	2,321	2,331	2,308	2,298
	Ech 2	2,344	2,312	2,316	2,311	2,301
	<b>Moy</b>	<b>2,345</b>	<b>2,317</b>	<b>2,323</b>	<b>2,310</b>	<b>2,300</b>
	<b>Ecart</b>	<b>0,002</b>	<b>0,006</b>	<b>0,010</b>	<b>0,002</b>	<b>0,002</b>
135	Ech 1	2,337	2,313	2,323	2,300	2,287
	Ech 2	2,334	2,303	2,308	2,303	2,290
	<b>Moy</b>	<b>2,335</b>	<b>2,308</b>	<b>2,315</b>	<b>2,301</b>	<b>2,289</b>
	<b>Ecart</b>	<b>0,002</b>	<b>0,007</b>	<b>0,011</b>	<b>0,002</b>	<b>0,002</b>
150	Ech 1	2,334	2,310	2,318	2,297	2,284
	Ech 2	2,332	2,300	2,302	2,300	2,288
	<b>Moy</b>	<b>2,333</b>	<b>2,305</b>	<b>2,310</b>	<b>2,299</b>	<b>2,286</b>
	<b>Ecart</b>	<b>0,002</b>	<b>0,007</b>	<b>0,011</b>	<b>0,002</b>	<b>0,002</b>
160	Ech 1	2,333	2,308	2,316	2,296	2,283
	Ech 2	2,330	2,298	2,301	2,298	2,286
	<b>Moy</b>	<b>2,332</b>	<b>2,303</b>	<b>2,309</b>	<b>2,297</b>	<b>2,284</b>
	<b>Ecart</b>	<b>0,002</b>	<b>0,007</b>	<b>0,011</b>	<b>0,002</b>	<b>0,002</b>
170	Ech 1	2,331	2,305	2,315	2,293	2,280
	Ech 2	2,328	2,295	2,299	2,295	2,283
	<b>Moy</b>	<b>2,329</b>	<b>2,300</b>	<b>2,307</b>	<b>2,294</b>	<b>2,281</b>
	<b>Ecart</b>	<b>0,002</b>	<b>0,007</b>	<b>0,011</b>	<b>0,002</b>	<b>0,002</b>
190	Ech 1	2,328	2,301	2,310	2,288	2,277
	Ech 2	2,325	2,291	2,294	2,290	2,280
	<b>Moy</b>	<b>2,327</b>	<b>2,296</b>	<b>2,302</b>	<b>2,289</b>	<b>2,279</b>
	<b>Ecart</b>	<b>0,002</b>	<b>0,007</b>	<b>0,011</b>	<b>0,001</b>	<b>0,002</b>

L'évolution de la masse volumique apparente est présentée sur la Figure 3.31. L'augmentation de la température (jusqu'à 200°C) n'a pas une grande influence sur la masse volumique apparente. La Figure 3.32 montre qu'après le séchage à 190°C une diminution de la masse volumique, par rapport à la masse volumique mesurée à la température ambiante, est de 0,8 % pour le béton sans fibre tandis que celle des bétons avec fibres est autour de 0,9 %.

On peut noter également l'influence des fibres de polypropylène sur la masse volumique du matériau, le béton sans fibre est plus dense que le béton fibré. La Figure 3.31 montre une relation inversement proportionnelle entre la masse volumique et le dosage en fibre. Plus le dosage en fibre est élevé plus la masse volumique est faible. Cela peut être expliqué par la légèreté des fibres (le nombre de fibres dans un kilogramme est d'un milliard).

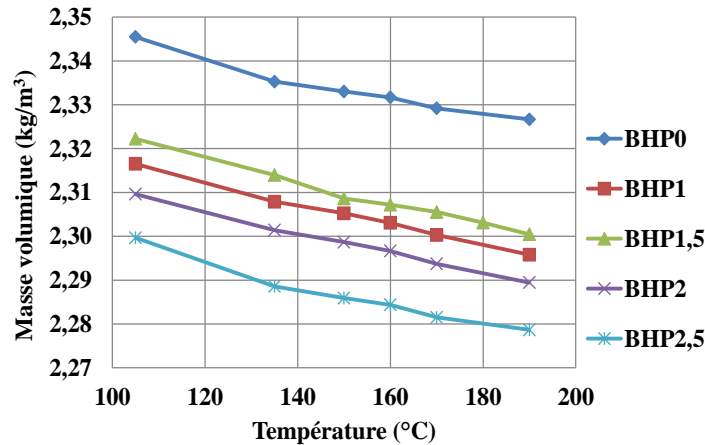


Figure 3.31. La masse volumique en fonction de la température

La variation de la masse volumique apparente après un séchage à 190°C n'excède pas 1 %. Comme nous pouvons le constater sur la Figure 3.32.

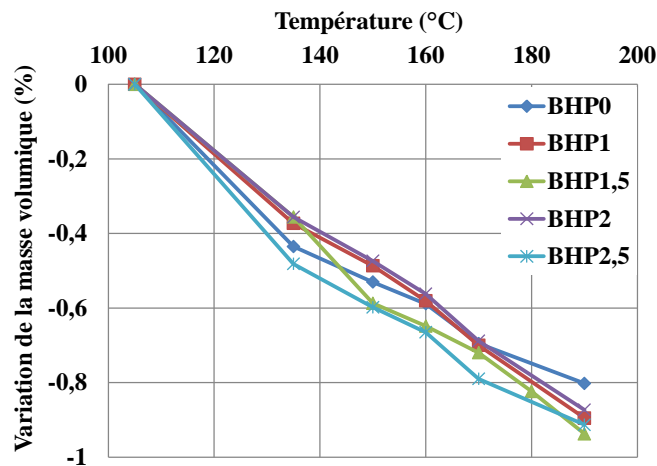


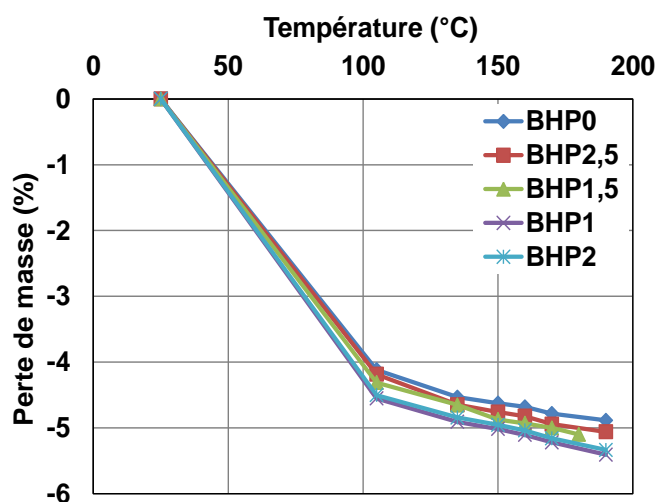
Figure 3.32. La variation de la masse volumique en fonction de la température

### 3.3.3.3. La perte de masse

Les courbes de la perte de masse en fonction de la température sont présentées sur la Figure 3.33.

On constate une importante perte de masse après le séchage à 105°C, avec une diminution du poids de plus de 4%, cette diminution est dépendante de l'évaporation de l'eau libre.

Pour des températures comprises entre 135 °C et 190°C, une perte supplémentaire d'environ 1% a été constatée, ce qui est peut être expliqué par le départ de l'eau adsorbée et liée. Ces résultats montrent qu'une grande partie de l'eau s'échappe du béton à 105°C et jusqu'à 135°C, ce qui est montré préalablement dans la littérature [NOU 95], [DIE 92], [KHO 85], [ZHA 11] et [HAG 04].



**Figure 3.33. La perte de masse en fonction de la température**

Nos résultats montrent, pour un séchage à 105°C, des pertes de masse légèrement plus élevées que celle présentées par Hager 2004 [HAG 04]. Cette différence peut être d'un côté, due à la saturation sous vide qui semble augmenter la teneur en eau dans le béton.

### 3.4 Les isothermes de sorption-désorption

Cette partie a pour but de caractériser expérimentalement, de point de vue de sorption-désorption, les matériaux d'étude. Elle consiste essentiellement à l'obtention des courbes représentant les isothermes de sorption-désorption des matériaux d'étude. Quel effet peut avoir l'ajout des fibres sur les isothermes de sorption? Nous allons présenter tout d'abord une étude expérimentale des isothermes de sorption-désorption à la température ambiante, ensuite nous nous intéressons à l'effet de la température sur les isothermes de désorption des BHP avec et sans fibres, les courbes d'isotherme de désorption sont obtenues à 30°C, 80°C et 95 °C.

Les différentes procédures qui ont été conçues pour la détermination de la quantité de gaz adsorbée peuvent être divisées en deux groupes : (a) celles qui dépendent de la mesure de la quantité de gaz retirée de la phase gazeuse (c-à-d. méthodes de gaz volumétrique) et (b) celles qui impliquent la mesure de l'absorption du gaz par l'adsorbant (par exemple, détermination directe de la variation de masse par des méthodes gravimétriques). Dans notre étude nous avons opté pour la deuxième méthode qui consiste en la détermination directe de la variation de la masse des corps d'épreuve en fonction de l'humidité de l'ambiance.

Les résultats obtenus sont analysés en fonction des éléments bibliographiques présentés dans la partie 1.

### 3.4.1. Méthodologie expérimentale

#### 3.4.1.1. Sorption-Désorption à la température ambiante

##### 3.4.1.1.1. Préparation du banc d'essai

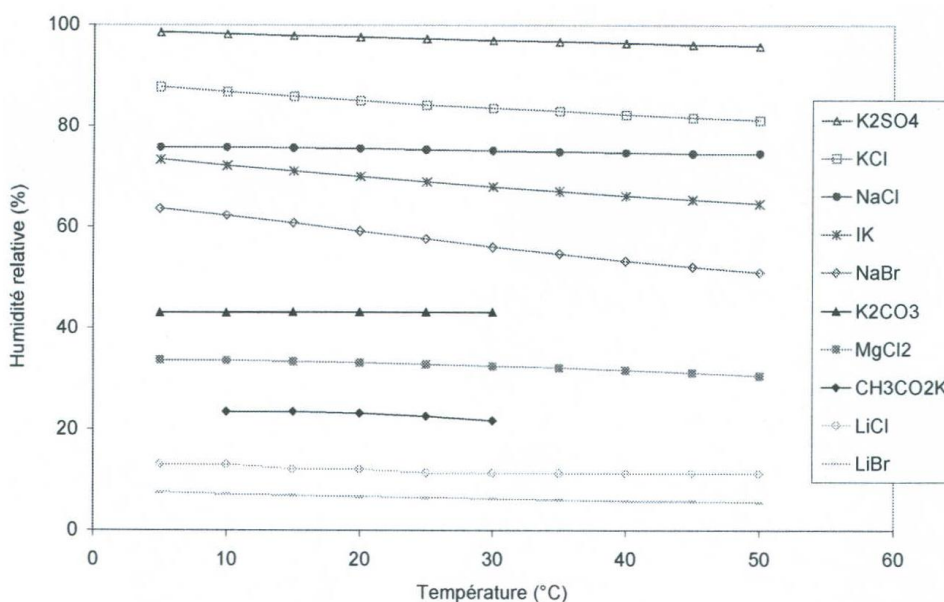
Pour obtenir les courbes des isothermes de sorption-désorption, le principe consiste à déterminer la teneur en eau des échantillons de béton durci, en disposant des échantillons de béton durci dans des ambiances de différentes humidités relatives (HR) et de températures. L'obtention de ces différentes humidités relatives repose sur le principe des solutions salines saturées (cf. Norme NF X 15-014 et 15-119).

Lorsque l'équilibre est atteint entre la phase aqueuse, saline, saturée et sa vapeur d'eau, la pression partielle de vapeur d'eau au-dessus de la surface du liquide est inférieure à celle qui correspond à l'équilibre entre l'eau pure et sa vapeur (HR=100%). Les solutions salines sont caractérisées par la faible variation avec la température de l'humidité relative une fois générée (cf. Figure 3.34), C'est pour cette raison qu'on utilise très souvent ces solutions comme des points fixes d'humidité relative. Les courbes de la Figure 3.34 permettent d'obtenir les valeurs de l'humidité relative régnant dans chaque dessiccateur en polycarbonate où sont disposées les solutions salines et où sont entreposés les échantillons (cf. Figure 3.35). Tous les dessiccateurs sont fermés hermétiquement.

Les différents sels utilisés et les humidités relatives correspondantes sont présentés dans le Tableau 3-7 suivant :

**Tableau 3-7 .Valeur de l'humidité relative pour différentes solutions saturées [PAR 88]**

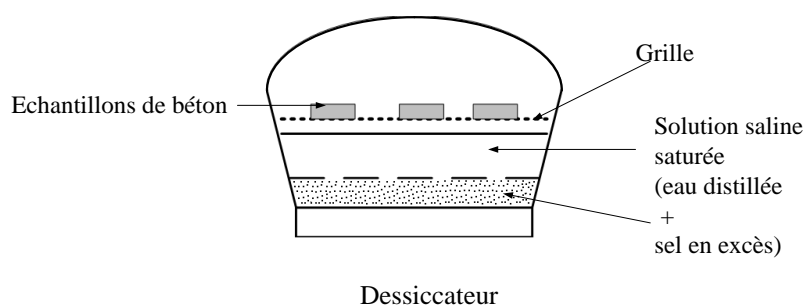
Solution saline saturée	Formule chimique	Humidité relative au-dessus de la solution à 20 °C (%)
Gel de silice		≈ 3
Bromure de lithium	LiBr	6,6 ± 0,6
Chlorure de lithium	LiCl	11,8 ± 6
Acétate de potassium	CH <sub>3</sub> CO <sub>2</sub> K	23,1 ± 0,3
Chlorure de magnésium	MgCl <sub>2</sub>	33,1 ± 0,2
Carbonate de potassium	K <sub>2</sub> CO <sub>3</sub>	43,2 ± 0,3
Bromure de sodium	NaBr	59,1 ± 0,4
Iodure de potassium	KI	69,9 ± 0,3
Chlorure de sodium	NaCl	75,5 ± 0,1
Chlorure de potassium	KCl	85,1 ± 0,3
Sulfate de potassium	K <sub>2</sub> SO <sub>4</sub>	97,6 ± 0,5
Eau distillée		≈ 100



**Figure 3.34. Evolution des humidités relatives au-dessus des solutions salines saturées en fonction de la température [CRE 00]**

Les valeurs d'humidité à prendre en compte dans cette étude sont les valeurs indiquées dans le Tableau 3-7 pour chacune des solutions salines. Pour obtenir l'humidité relative qui correspond à chaque sel, il suffit d'avoir la saturation de l'eau en sel (i.e. au-delà d'une quantité de sel dans l'eau, l'équilibre solide-liquide est maintenu).

Au regard de nos faibles volumes au-dessus de la surface des solutions salines, il est considéré qu'un maximum de 48 heures est nécessaire pour avoir l'humidité relative désirée en fonction du sel employé.



**Figure 3.35. Schéma de principe d'un dessiccateur du banc d'essai d'isothermes de sorption**

L'objectif de cette étude est d'une part de suivre les cinétiques de transfert (i.e. suivre l'évolution de la masse des échantillons en fonction du temps pour les différentes humidités relatives) et, d'autre part, l'obtention de l'équilibre thermodynamique entre les échantillons et l'ambiance à laquelle ils sont exposés, Le début des pesées n'a débuté qu'après 7 jours. Le critère d'équilibre se faisant en comparant les courbes obtenues à un mois d'intervalle. Les pesées sont réalisées avec une balance de précision 0.01g. Durant les pesées, chaque dessiccateur est ouvert pendant une dizaine de secondes, la saturation des solutions étant vérifiée à chaque fois.



### 3.4.1.1.2. Préparation des échantillons

Les bétons étudiés dans cette partie sont : un béton sans fibre BHP0 et un béton avec un dosage en fibre de polypropylène de 2,5 kg/m<sup>3</sup> nommé BHP2,5. Les échantillons testés sont obtenus à partir des éprouvettes de 11cm de diamètre et 22 cm de hauteur, qui ont été conservés dans l'eau pendant 28 jours après le coulage, puis dans des sacs en plastique jusqu'au jour de l'essai. Les échantillons ont été découpés par sciage (sous eau et à la scie à diamant), ils sont âgés d'au moins 8 mois et ils ont une épaisseur moyenne de 4 mm.

Les échantillons qui sont destinés au cycle d'adsorption sont préalablement séchés à une température de 80°C (pour ne pas endommager la structure poreuse des échantillons vu leurs dimensions) jusqu'à poids constant ( $\Delta M < 0.02 \%$ ), et les échantillons destinés au cycle de désorption, subissent une opération de saturation en eau sous vide, comme indiqué précédemment.

Trois échantillons pour chaque formulation sont disposés dans chacun des dessiccateurs. Pour chaque humidité relative, les courbes de sorption obtenues correspondent donc à la moyenne des trois échantillons. Le Tableau 3-8 présente la répartition des échantillons numérotés (de 1 à 27) dans chaque dessiccateur.

**Tableau 3-8. Numérotation des échantillons**

	BHP0 (H) (désorption)	BHP2,5 (H) (désorption)	BHP0 (Sec) (adsorption)	BHP2,5 (Sec) (adsorption)
LiCl	1, 2, 3	1, 2, 3	1, 2, 3,	1, 2, 3,
CH <sub>3</sub> CO <sub>2</sub>	4, 5, 6	4, 5, 6	4, 5, 6	4, 5, 6
MgCl	7, 8, 9	7, 8, 9	7, 8, 9	7, 8, 9
K <sub>2</sub> CO <sub>3</sub>	10, 11, 12	10, 11, 12	10, 11, 12	10, 11, 12
NaBr	13, 14, 15	13, 14, 15	13, 14, 15	13, 14, 15
IK	16, 17, 18	16, 17, 18	16, 17, 18	16, 17, 18
NaCl	19, 20, 21	19, 20, 21	19, 20, 21	19, 20, 21
KCl	22, 23, 24	22, 23, 24	22, 23, 24	22, 23, 24
K <sub>2</sub> SO <sub>4</sub>	25, 26, 27	25, 26, 27	25, 26, 27	25, 26, 27

### 3.4.1.1.3. Détermination de la quantité d'eau adsorbée :

Considérons l'adsorption physique d'un gaz ou d'une vapeur sur un solide. A l'équilibre thermodynamique, la quantité adsorbée est fonction de la pression de gaz appliquée et de la température T du gaz et du solide considéré. Dans le cas de la vapeur comme adsorbat, il est préférable d'exprimer les résultats en terme

d'humidité relative ( $HR = P_v/P_{vs}$  : où  $P_v$  et  $P_{vs}$  représentent respectivement la pression partielle de vapeur et la pression de vapeur saturante de l'adsorbat à la température  $T$  de l'adsorption).

Quantité de l'eau adsorbée =  $f(P_v/P_{vs})$

Cette quantité d'eau adsorbée peut s'exprimer par un nombre de moles, une masse ou un volume. Dans notre étude, c'est une teneur en eau massique globale  $w(t)$  qui sera utilisée, elle s'exprime par :

$$w(t) = \frac{m(t)-m_s}{m_s} * 100 \quad (3.7)$$

Avec  $m(t)$  : masse de l'échantillon à l'instant  $t$ ,

$m_s$  : masse de l'échantillon séché à 80°C.

### 3.4.1.2. La désorption à températures élevées

Cette étude expérimentale a pour objectifs d'évaluer la teneur en eau à l'équilibre des échantillons de bétons à hautes performances qui sont soumis à des différentes humidités relatives et à différentes températures (jusqu'à 95°C), ainsi de tracer les isothermes de désorption c'est-à-dire les courbes de teneur en eau à l'équilibre en fonction de l'humidité relative afin de mettre en évidence l'effet de température sur l'équilibre hydrique et de pouvoir observer la cinétique de désorption.

#### 3.4.1.2.1. Préparation du banc d'essai

Le principe expérimental consiste à mesurer les pertes en masses et à calculer les pertes de masses relatives des différents échantillons qui sont placés dans des milieux ayant des humidités relatives bien spécifiques à des isothermes de 60°C, 80°C et 95°C jusqu'à poids constants.

Le banc d'essai expérimental utilisé est le même que celui présenté dans le paragraphe 3.3.1.1.1. La seule différence dans ce cas c'est que les dessiccateurs ont été mis dans une étuve à 60°C, 80°C et 95°C au lieu de la température ambiante.

Nous avons étudiés trois types de bétons à hautes performances référés BHP0; BHP1,5 et BHP2,5 les détails de chacune des compositions sont présentés dans le tableau 2-1 de la partie 2. Les échantillons utilisés ont une épaisseur de 7mm et découpés en des formes non régulières dont leurs poids varient de 20 à 39g.

Afin de réaliser les essais de désorption, il est évident de commencer par des échantillons saturés. Pour atteindre l'état de saturation des échantillons aussi rapidement que possible (24 heures), nous avons procédé par une méthode décrite par AFREM-AFPC [AFP 97] (saturation sous vide), selon la Figure 3.28.

Les solutions salines utilisées et les humidités relatives correspondantes sont : l'acétate de potassium ( $CH_3CO_2K$ ) ( $HR=23,1\%$ ), Bromure de sodium ( $NaBr$ ) ( $HR=59,1\%$ ), Chlorure de sodium ( $NaCl$ ) ( $HR=75,5\%$ ), Chlorure de potassium ( $KCl$ ) ( $HR 85,5\%$ ) et le Sulfate de potassium ( $K_2SO_4$ ) ( $HR=97,6\%$ ) (Voir le Tableau 3-7).

Après la préparation des échantillons, nous avons placé les dessiccateurs hermétiquement fermés, contenant les échantillons et solutions salines dans des étuves qui sont réglées à des températures de 60°C, 80°C et 95°C. Dans chaque dessiccateur sont placés six échantillons issus de trois types de bétons, c'est-à-dire à raison de deux échantillons par spécimens. L'évolution de la perte de masse des échantillons est obtenue par pesée sur une balance de précision 0,001g. Un dispositif avec pesée étant techniquement difficile à réaliser, la méthode employée impose de sortir régulièrement les échantillons de l'enceinte des dessiccateurs pour les échantillons. Chaque pesée provoque une brève perturbation de la régulation de l'état hygrothermique de l'échantillon, mais diverses précautions permettent de la limiter.

A cause de la cinétique de perte de masse rapide en température, les mesures de valeurs de perte de masse sont effectuées toutes les vingt-quatre heures. Au fil du temps, la vitesse de la perte de masse devient lente, et le fait d'ouvrir les dessiccateurs toutes les vingt-quatre heures pourra induire une variation de l'environnement dans lequel les échantillons sont placés et peut avoir des conséquences sur la durée pour atteindre l'état d'équilibre. La Figure 3.36 présente l'installation des dessiccateurs dans l'étuve



**Figure 3.36. Installation des dessiccateurs dans l'étuve.**

## 3.4.2. Résultats expérimentaux

### 3.4.2.1. Isothermes de Sorption-Désorption à la température ambiante

Nous présentons dans cette partie les résultats des isothermes de sorption-désorption des deux bétons BHP0 (sans fibre) et BHP2,5 (avec  $2,5 \text{ kg/m}^3$  de fibres longues « Harbourite ») effectuées à la température ambiante. Toutes les courbes sont tracées dans un premier temps en exprimant la perte de masse (en % par rapport à la masse initiale de l'échantillon) en fonction du temps et de l'humidité relative (HR). Il est à noter que l'atteinte de l'équilibre massique des échantillons à différentes humidités relatives est très lente, il fallait attendre au minimum 400 jours, comme le montre la Figure 3.37 et Figure 3.38. La Figure 3.37 présente la cinétique de désorption dans la marge d'humidité relative utilisée (la variation de la masse de chaque béton (la moyenne de trois échantillons) en fonction de temps et de l'humidité relative « HR »). Nous pouvons noter que, dans le cas de la désorption, la perte de masse est plus forte pour des humidités relatives plus faibles. Les échantillons préalablement saturés se séchent beaucoup plus dans le cas d'une humidité relative faible (plus de 2,7% de perte de masse à une HR = 11%) alors que pour une humidité relative forte (HR = 97%) l'échantillon garde son état de saturation et ne perd que 0,6% de son poids initial.

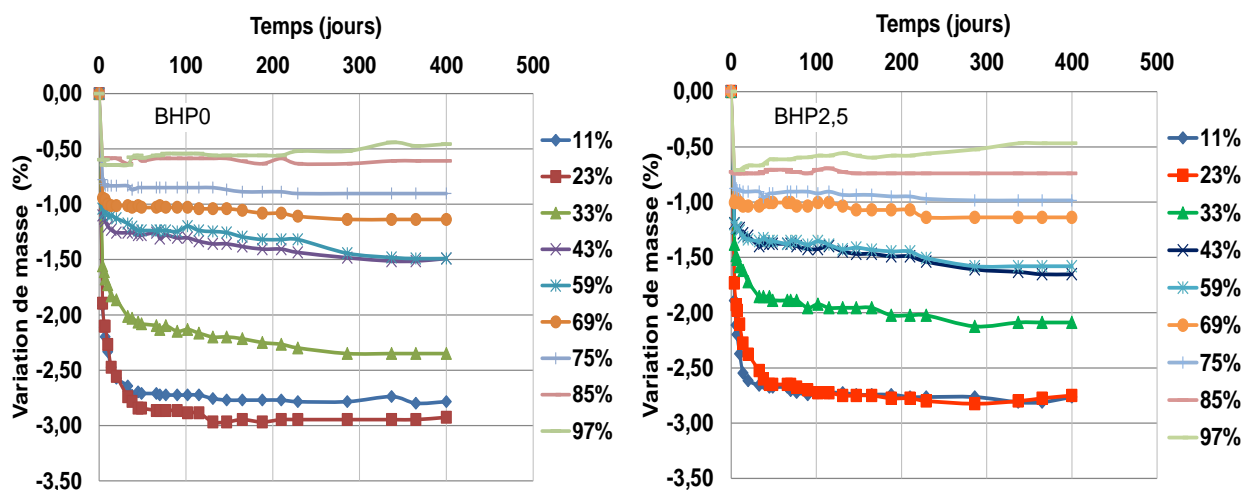


Figure 3.37. Perte de masse en fonction de temps : essai de désorption, béton BHP0 (à gauche), béton BHP2,5 (à droite).

La cinétique d'adsorption est présentée sur la Figure 3.38. Nous constatons, contrairement aux essais de désorption, que la variation de la masse augmente au fur et à mesure que l'humidité relative augmente. Ce qui explique que l'échantillon repend plus de poids dans un milieu plus humide. A 97 % d'humidité relative, à l'équilibre massique, la variation de la masse est de plus de 4 % par rapport à la masse initiale.

En s'intéressant à l'évolution de la masse des échantillons en fonction de l'humidité relative intermédiaire ( $33\% \leq \text{HR} \leq 69\%$ ), la Figure 3.39 regroupe la variation de la masse moyenne pour les deux compositions BHP0 et BHP2,5. Nous pouvons noter qu'à une humidité relative autour de 33%, la teneur en eau à l'équilibre est presque

identique (égale à 2 %) que ce soit dans le cas d'isotherme d'absorption ou de désorption.

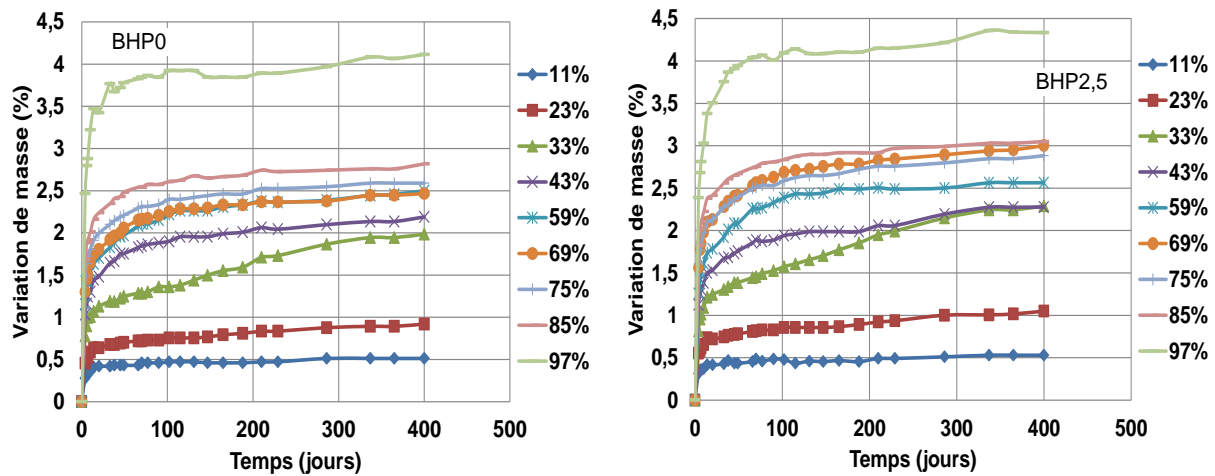


Figure 3.38. Gain de masse en fonction de temps : essai de sorption, béton BHP0 (à gauche), béton BHP2,5 (à droite).

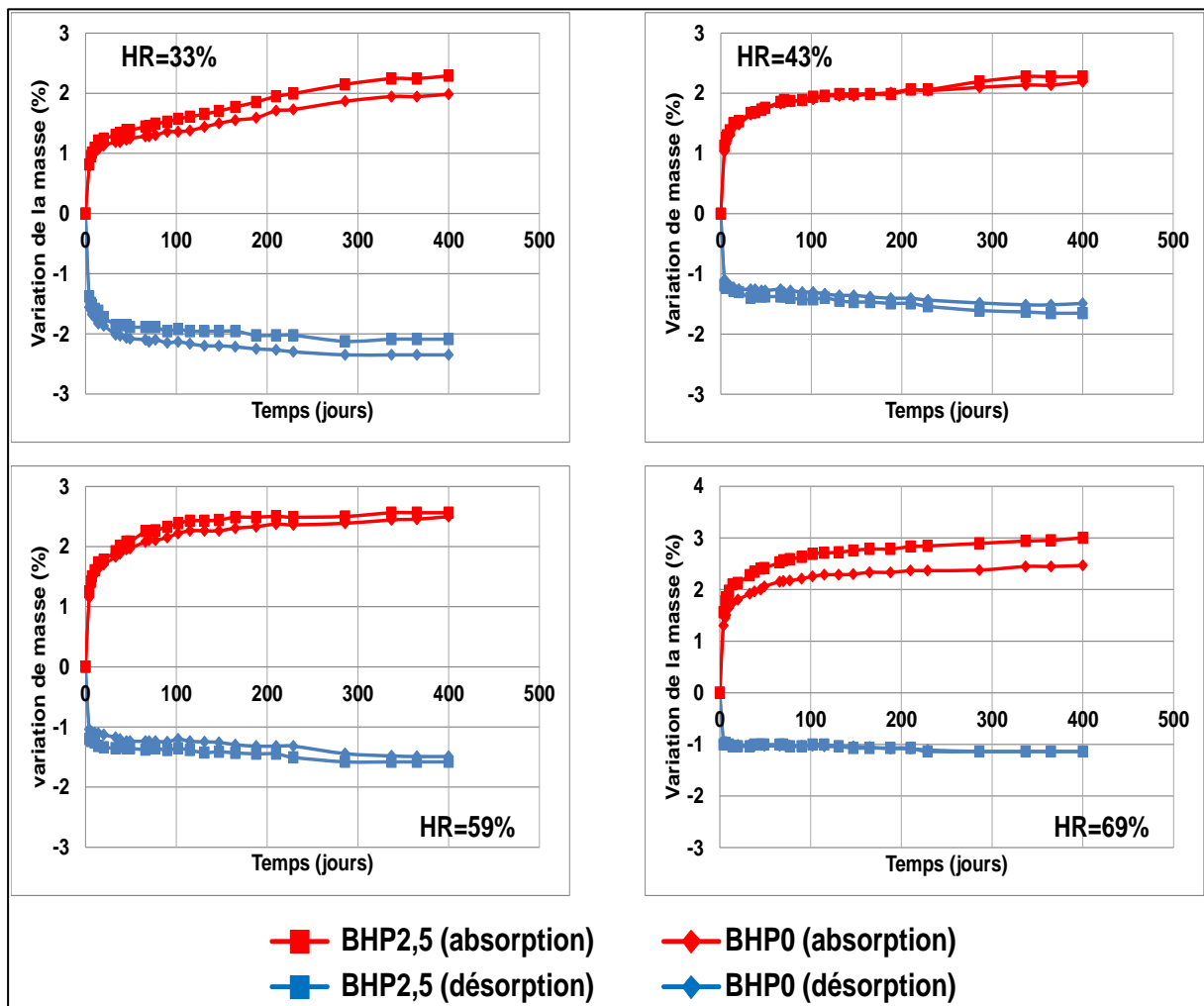
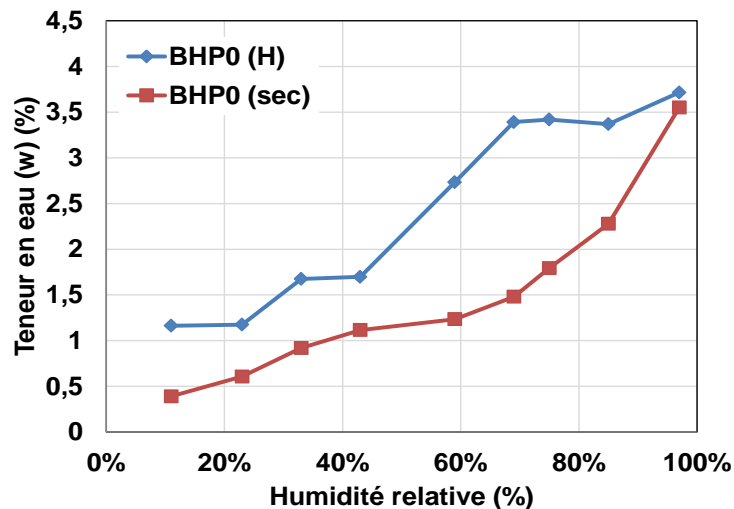


Figure 3.39. Variation de poids en fonction de temps pour BHP0 : Avec HR =14%, 44%, 76% et 98%

Les courbes d'isotherme de sorption-désorption sont obtenues en traçant la teneur en eau massique des échantillons en fonction de l'humidité relative présente dans chaque dessiccateur. La teneur en eau massique est représentée par le pourcentage par unité de masse de béton sec, la teneur en eau ( $w$ ) est calculée à l'aide de la formule 3.7. Les figures, Figure 3.40 et Figure 3.41 présentent les courbes des isothermes de sorption-désorption des béton testés (BHP0 et BHP2,5) à la température ambiante ( $20 \pm 2^\circ\text{C}$ ).

Les formes relativement accidentées des courbes ont deux origines principales : l'une vient du fait que chaque courbe ne correspond pas à un seul et même échantillon qui aurait été placé successivement dans chacune des ambiances, l'autre concerne les instabilité certaines des solutions salines, en particulier aux fortes humidités relatives et pour la solution de chlorure de lithium (voir Tableau 3-7).

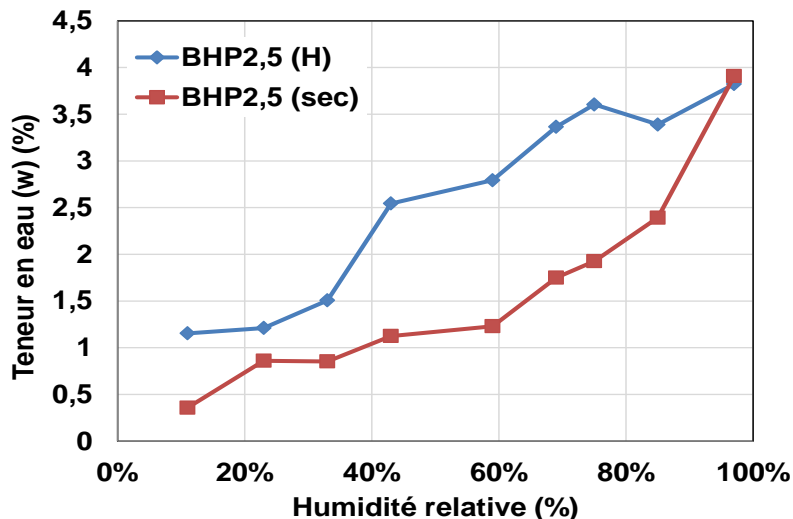
En raison d'absence de valeur à des humidités relatives suivantes : 3%, 6% et 100%, nous allons analyser les courbes seulement pour une zone d'humidité relative comprise entre 11% et 97%.



**Figure 3.40. Courbes d'isothermes de sorption-désorption dans le cas de BHP0, en bleu la désorption et en rouge la sorption.**

A l'analyse des résultats présentés sur la Figure 3.40 et Figure 3.41, nous pouvons noter : les courbes d'isothermes de sorption-désorption présentent une inflexion dans la zone de faible humidité relative, ainsi qu'une existence d'une boucle d'hystérésis entre les branches de désorption et d'adsorption. On peut remarquer que les boucles d'hystérésis présentent, à une humidité relative de 44 %, une légère différence entre le béton sans fibre et le béton avec fibre.

Par ailleurs, la boucle d'hystérésis est présente sur tout le domaine d'humidité relative. Baroghel-Bouny 1994 [BAR 94] observe le même phénomène et l'explique par des processus physico-chimiques qui viennent se superposer à l'adsorption physique pure (mouvement d'eau fortement liée aux hydrates, source de retrait/gonflement et éventuellement de transformations chimiques irréversibles).



**Figure 3.41. Courbes d'isothermes de sorption-désorption dans le cas de BHP2,5**

En comparant les courbes expérimentales obtenues à celles de la classification de l'I.U.P.A.C. (partie 1. § 1.2.2.3.1.), il semblerait que la forme des courbes correspond à l'isotherme de type « II » à cause de l'absence de palier aux fortes humidités relatives. Concernant les boucles d'hystérésis, il apparaît que les hystérésis rencontrées sont de type H3 selon la classification d'I.U.P.A.C. (Partie 1. § 1.2.2.3.1.), d'après Baroghel-Bouny, 1994 [BAR 94] c'est le type qui correspond plus aux matériaux cimentaires. Le phénomène d'hystérésis est expliqué par la structure des pores elle-même (effet de réseau poreux) et, selon Gruszkiewicz et al 2001 [GRU 01], par le phénomène de condensation capillaire non-réversible, qui précède une adsorption multicouche.

### **Commentaire sur la dispersion des résultats**

Le coefficient de variation de masse qui est traduit par le rapport « écart moyen/moyenne x100 » pour les trois échantillons testés est présenté sur la Figure 3.42. Nous remarquons que le rapport est compris entre 1 et 37. Globalement, nous constatons que le coefficient de variation est presque le même dans les deux cas d'épreuve (absorption, désorption) sur toute la marge d'humidité relative utilisée. Dans le cas de sorption, le coefficient de variation est plus élevée dans le BHP2,5 que dans le BHP0. En revanche, dans le cas de la désorption, il est plus élevé dans le BHP0 que dans le BHP2,5. Nous pouvons noter également que pour des humidités relatives plus faibles (entre 11% et 43%), le rapport est plus élevé que pour des humidités relatives plus fortes (entre 59% et 97%).

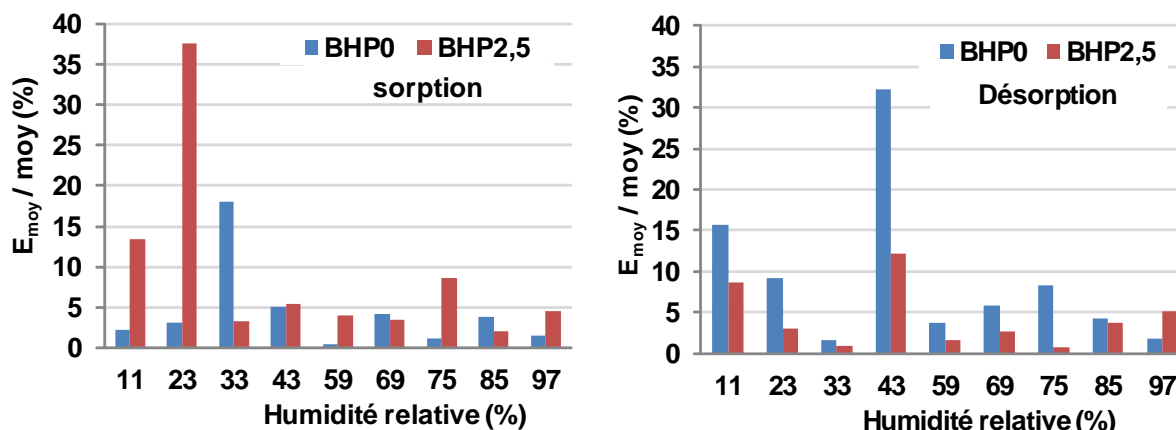


Figure 3.42. Rapport « écart moyen / moyenne x 100 » en fonction de l'humidité relative des bétons BHP0 et BHP2,5

### 3.4.2.2. Isothermes de Désorption à températures élevées

Nous présentons dans le présent paragraphe, pour chaque béton, les courbes de perte de masse en fonction de temps et les courbes d'isotherme de désorption (teneur en eau en fonction de l'humidité relative). Dans un premier temps, nous constatons que pour toute la marge de l'humidité relative étudiée, la perte de masse est plus forte pour des températures plus élevées. Les Figure 3.43, Figure 3.44 et Figure 3.45 présentent les cinétiques de désorption (perte de masse en fonction de temps) de BHP0, BHP1,5 et BHP2,5 respectivement, à chaque température. Nous prenons l'exemple d'une humidité relative à 75% (l'ensemble des résultats sont présentés dans l'annexe 1). On peut remarquer que les courbes de la cinétique de désorption ou d'adsorption peuvent être divisées en deux phases : une très rapide où l'échantillon approche très vite de la teneur en eau à l'équilibre puis une plus lente qui traduit l'équilibre.

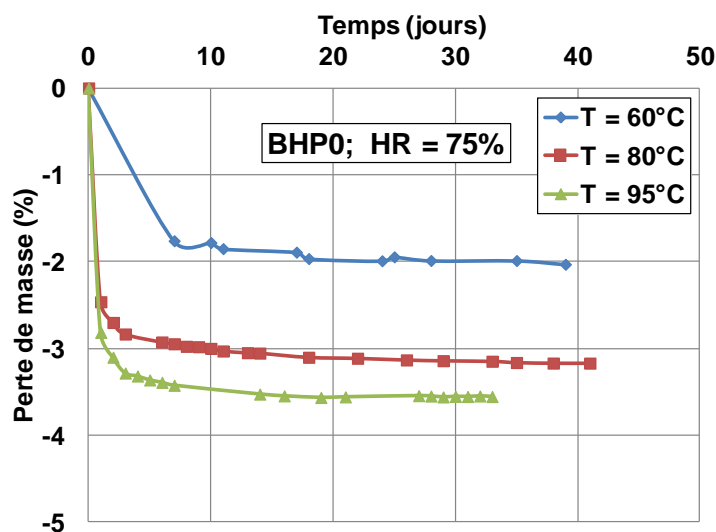


Figure 3.43. Perte de masse en fonction de la température et de l'humidité relative : (Béton BHP0), HR = 75%.



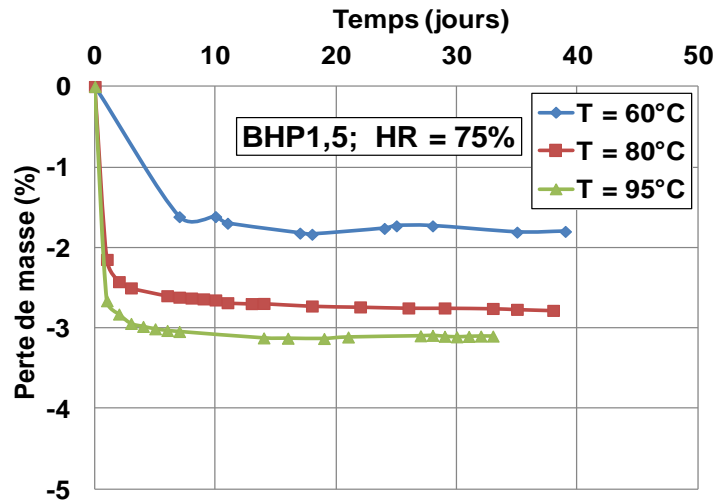


Figure 3.44. Perte de masse en fonction de la température et de l'humidité relative : (Béton BHP1,5), HR = 75%.

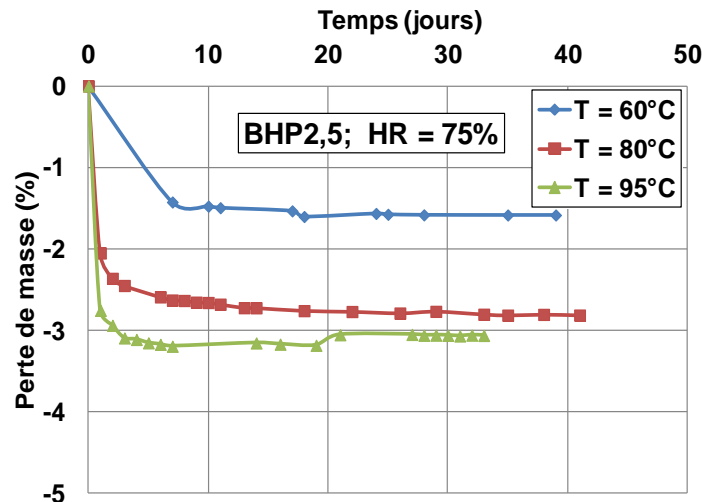


Figure 3.45. Perte de masse en fonction de la température et de l'humidité relative (Béton BHP2,5) HR = 75%.

A l'équilibre, la perte de masse a augmenté de 35% entre 60°C et 80°C, alors qu'elle a augmenté de 12% entre 80°C et 95°C. Les résultats obtenus dans notre travail sont similaires à ceux trouvés par [POY 09].

Sur les Figure 3.46; Figure 3.47 et Figure 3.48 sont présentées les courbes des isothermes de désorption des bétons BHP0, BHP1,5 et BHP2,5 respectivement. On peut bien remarquer l'effet de la température sur les isothermes de désorption, par rapport aux courbes obtenues à 60°C l'augmentation de la température provoque une diminution de la teneur eau à l'équilibre. En comparant les courbes obtenues à 80°C et à 95°C, on peut constater que la teneur en eau à l'équilibre est identique pour des humidités relatives inférieures à 75%, au-delà de 75% de HR, la teneur en eau devient un peu plus faible. Ces résultats sont en concordance avec ceux obtenus par Poyet, 2009 [POY 09] et Daian et al, 1988 [DAI 88]. Poyet, 2009 a montré, grâce à une étude expérimentale et numérique, que la courbe d'isotherme

de désorption à 30°C est plus linéaire qu'à 80°C. Il apparait que la forme des courbes d'isotherme de désorption est de type « II » (classification de l'I.U.P.A.C.).

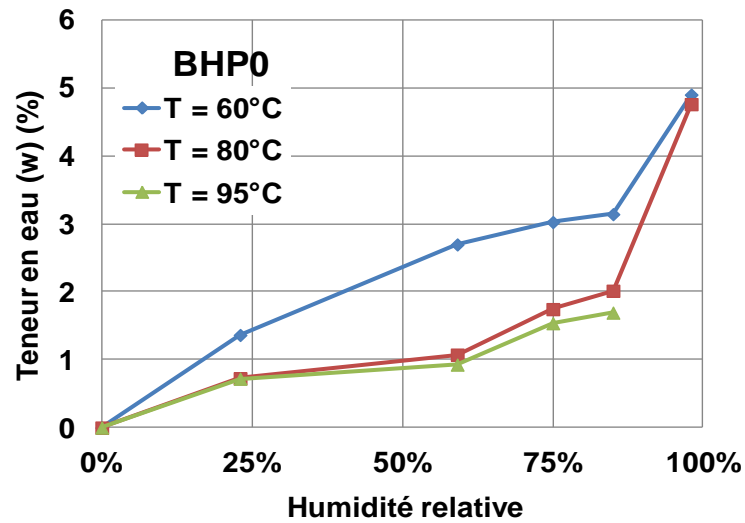


Figure 3.46. Courbes d'isothermes de désorption pour béton BHP0

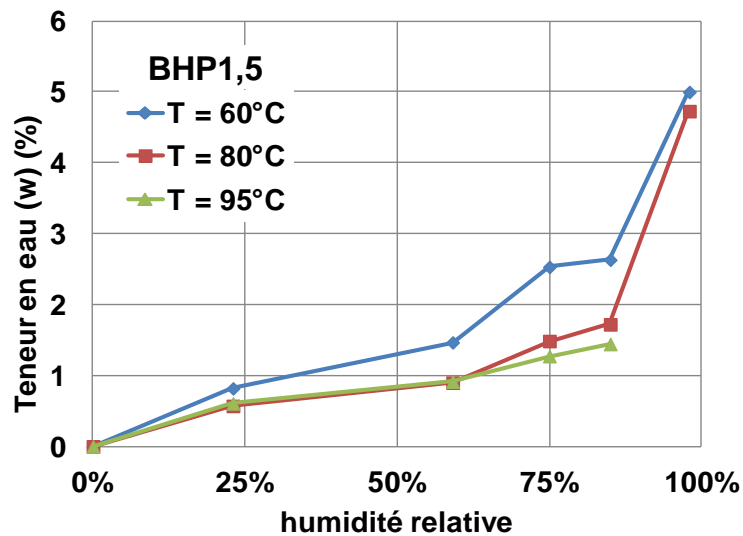


Figure 3.47. Courbes d'isothermes de désorption pour béton BHP1,5

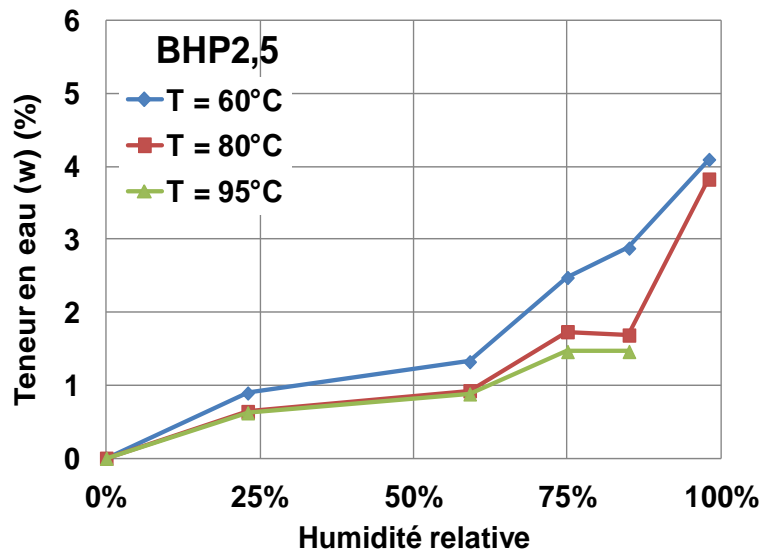


Figure 3.48. Courbes d'isothermes de désorption pour béton BHP2,5

Sur la Figure 3.49, il est mis en comparaison nos résultats et ceux présentés par Poyet et al, 2009 [POY 09]. A une température de 80°C, les courbes d'isotherme de désorption sont très proches et elles ont la même forme. Ce qui corrobore nos résultats.

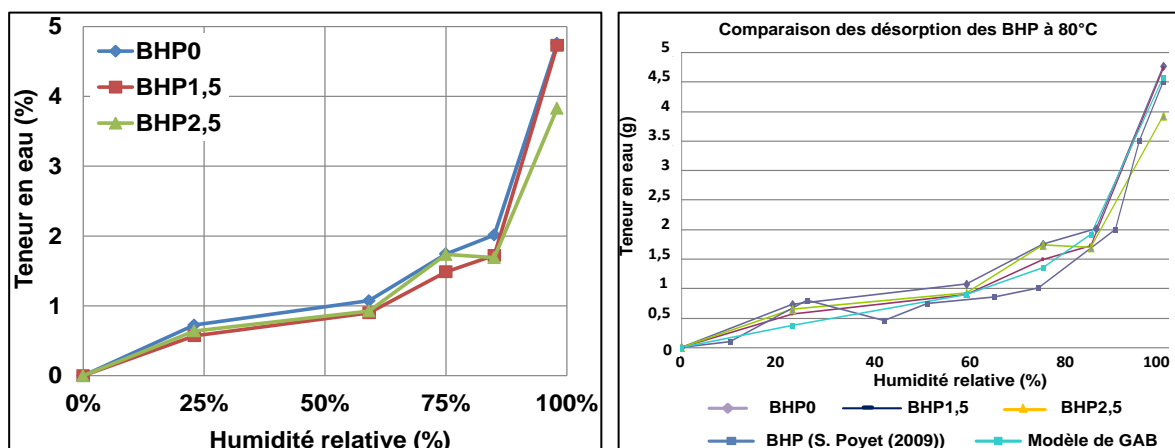


Figure 3.49. A gauche, Effet des fibres sur les courbes d'isothermes de désorption. A droite, comparaison entre nos résultats et les résultats de Poyet, 2009 [POY 09], T = 80°C.

Il semblerait que les fibres de polypropylène n'ont pas un impact significatif sur les isothermes que ce soit dans les essais à la température ambiante ou à température élevée, comme le montre les figures Figure 3.40, Figure 3.41 et Figure 3.49. Ce qui peut être expliqué par un caractère hydrophobe des fibres.

Avec peu de résultats dans la littérature sur l'effet de la température sur l'isotherme de désorption, nos résultats s'ajoutent également au panel des résultats relatifs aux bétons à hautes performances. Nous voudrions mettre en évidence l'effet de la température sur l'isotherme de désorption des bétons à hautes performances, bétons fibrés en particulier. En effet, l'augmentation de la température a une influence significative sur les isothermes de désorption.

## 3.5 Evolution des propriétés thermiques

La connaissance des propriétés thermiques des bétons est primordiale dans l'étude du comportement à haute température des bétons. Elle doit permettre en particulier d'alimenter les modèles de comportement thermique et de simuler correctement le champ de température se développant dans un élément en béton sous n'importe quel type de chauffage. Afin de suivre les évolutions des propriétés thermiques des bétons d'étude, une campagne d'essais a été menée et nous allons présenter dans cette partie la méthodologie adoptée et les résultats obtenus.

### 3.5.1. Méthodologie expérimentale

L'une des techniques la plus précise et la plus commode pour étudier les propriétés thermiques est la méthode de la Source Plane Transitoire (Transient Plane Source) (TPS). C'est une technique moderne permettant de déterminer la conductivité thermique, la diffusivité thermique ainsi que la capacité thermique par unité de volume du matériau étudié.

La méthode est basée sur l'utilisation d'une sonde plane avec chauffage transitoire et son adaptation la plus connue est le « Hot Disk » (Thermal Constants Analyser). La sonde Hot Disk se présente sous la forme d'une double spirale de matériau conducteur électrique qui a été obtenu par gravure d'une fine couche de métal (Nickel). Cette spirale est encapsulée entre deux fines feuilles d'un matériau isolant : le kapton (film de polymère), pour des températures d'essai inférieures à 227°C ou le mica (minéral) pour des températures d'essai comprises entre 227°C et 727°C, comme le montre la Figure 3.50.

Le système Hot Disk peut mesurer la conductivité thermique des matériaux de 0.01 à 400 W/m.K en utilisant du matériel extrêmement sensible. Il détecte des élévations de température plus faible que 0,1 mK,

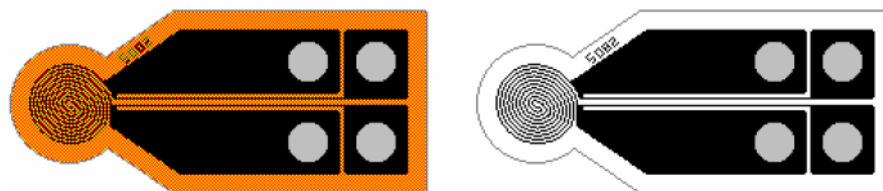


Figure 3.50. Sonde Hot Disk, Kapton (à gauche) et Mica (à droite).

Le principe de base du système est d'appliquer une puissance constante pendant un temps défini à un échantillon initialement isotherme par le biais d'une sonde Hot Disk et de suivre l'évolution en température de l'échantillon en utilisant la sonde comme un thermomètre résistif. L'augmentation de la température, liée directement à l'augmentation de la résistance de la sonde, est enregistrée précisément et analysée pour déterminer la conductivité et la diffusivité thermique en un seul enregistrement transitoire. Si le matériau a de bonnes propriétés isolantes (faible diffusivité thermique), la température dans le disque augmente rapidement sous l'application d'un créneau de courant électrique. A contrario, si le matériau est un bon conducteur

thermique (diffusivité thermique élevée), l'augmentation de la température dans la sonde sera moindre sous l'effet de la même sollicitation électrique.

La chaleur spécifique massique du matériau est calculée par l'équation suivante :

$$\text{Chaleur spécifique} = \frac{\text{conductivité}}{\text{diffusivité} \times \text{masse volumique}} \quad (3.8)$$

Pour effectuer les mesures de la conductivité et la diffusivité thermique, le principe suivant a été défini :

- Insérer une sonde en kapton entre deux échantillons symétriques à surface suffisamment plane (faces surfacées) (voir la Figure 3.51) : la sonde est choisie selon la température d'essai, les dimensions de l'échantillon et la nature du matériau.
- Définir les paramètres de manipulation suivant : température extérieure, profondeur de pénétration de la sonde (fonction des dimensions de l'échantillon), puissance et temps de chauffe).
- Lancer l'essai : Application d'une puissance électrique et début d'acquisition.

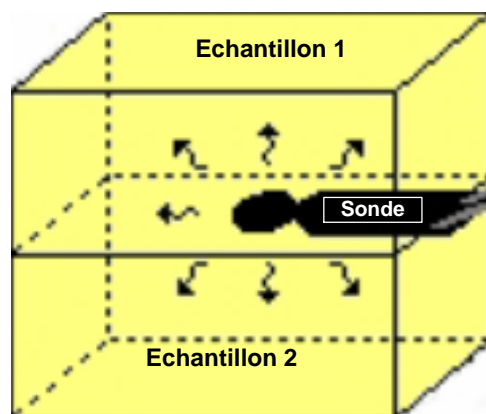


Figure 3.51. Schéma de dispositif Hot Disk

### 3.5.1.1. Préparation des échantillons

Dans cette partie, les bétons testés sont : BHP0 ; BHP0,5 ; BHP1 et BHP2 (voir tableau 2-1, partie 2). Pour chaque gâchée, un prisme de 14 x 14 x 56 cm<sup>3</sup> a été coulé. Après 24 heures de coulage, les prismes ont été démoulés et conservés dans des sacs étanches dans un milieu à 20°C et une humidité relative de 50%.

Les mesures ont été effectuées sur des échantillons de dimensions 14 x 14 x 5 cm<sup>3</sup>. Les surfaces des échantillons ont été rectifiées à l'aide d'un disque en diamant pour avoir deux surfaces suffisamment planes afin qu'il y ait le moins d'air possible entre la sonde et les échantillons.

### 3.5.2. Traitement thermique des échantillons

Deux méthodes de mesure ont été adoptées : mesures en résiduel (après refroidissement) et mesures à chaud. Ces deux méthodes de mesures vont nous permettre de mettre en évidence la différence des propriétés thermiques d'un échantillon chaud et un échantillon froid (préalablement séché). Les essais de détermination des propriétés thermiques à haute température se déroulent selon le mode opératoire suivant :

#### 3.5.2.1. Mesures à chaud

Les mesures des propriétés thermiques à chaud des bétons d'études sont réalisées selon les étapes suivantes :

- Mesure des propriétés thermiques à température ambiante. La mesure est réalisée trois fois avec un intervalle de temps régulier de 45 min.
- Chauffage de l'éprouvette jusqu'à la température de mesure suivante (avec une vitesse de 1°C/min).
- Maintien de la température de mesure pendant 15h afin de garantir l'homogénéité thermique et hydrique de l'échantillon.
- Mesure des propriétés thermiques « à chaud ». Comme pour la température ambiante, chaque mesure est réalisée 3 fois avec un intervalle de temps de 45 min.
- Chauffage de l'éprouvette jusqu'à la température suivante et répétition du cycle jusqu'à la dernière température de mesure (170°C).

La Figure 3.52 présente le mode opératoire des essais à chaud.

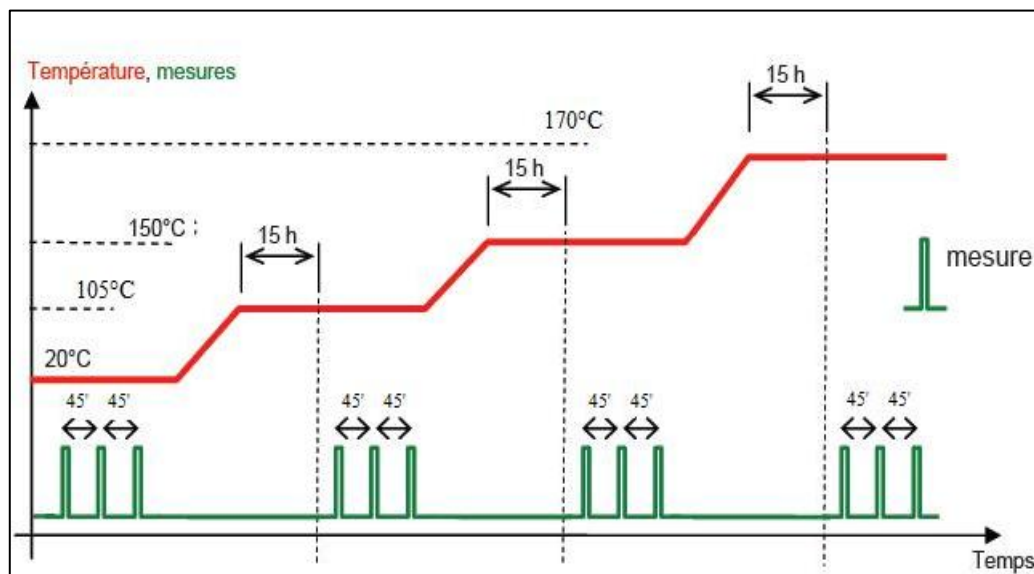


Figure 3.52. Traitement thermique des échantillons et mesure des propriétés thermiques à chaud

### 3.5.2.2. Mesures en résiduel

En ce qui concerne les mesures en résiduel, la méthodologie est la suivante :

- Mesure des propriétés thermiques à température ambiante. La mesure est réalisée 3 fois avec un intervalle de temps régulier de 45 min.
- Chauffage de l'éprouvette jusqu'à la température de mesure suivante.
- Maintien de la température de mesure pendant 15h.
- Refroidissement de l'éprouvette jusqu'à température ambiante (pendant environ 24h)
- Mesure des propriétés thermiques résiduelles. La mesure est réalisée 3 fois avec un intervalle de temps régulier de 45 min.
- Chauffage de la même éprouvette jusqu'à la température de mesure suivante et répétition du cycle.

### 3.5.3. Résultats expérimentaux

Les résultats des essais de propriétés thermiques sont présentés ci-dessous. Nous rappelons que les paliers de température utilisés sont : 20°C, 105°C, 150°C et 170°C (voir Figure 3.52). Les valeurs présentées dans la suite sont la moyenne de trois mesures sur le même échantillon à la même température. Les Tableau 3-9 et Tableau 3-10 présentent l'ensemble des résultats des propriétés thermiques obtenus à chaud et en résiduel (après refroidissement) respectivement.

**Tableau 3-9. Propriétés thermiques des bétons "à chaud".**

T° (°C)		BHP0	BHP0.5	BHP1	BHP2
20	<b>Conductivité (W/m.K)</b>	2,548	2,727	2,591	2,511
105		2,441	2,535	2,308	2,395
150		2,078	2,019	2,174	1,952
170		1,968	2,039	2,052	1,931
20	<b>Diffusivité (mm<sup>2</sup>/s)</b>	1,144	1,314	1,329	1,042
105		1,052	1,061	0,99	0,987
150		0,881	0,786	1,027	0,696
170		0,8	0,816	0,911	0,694
20	<b>Chaleur spécifique (kJ/kg.K)</b>	0,949	0,838	0,811	1,002
105		0,981	0,963	0,97	1,004
150		0,997	1,035	0,88	1,159
170		1,045	1,006	0,939	1,151

**Tableau 3-10. Propriétés thermiques des bétons "en résiduel".**

T° (°C)		BHP0	BHP0.5	BHP1	BHP2
20	<b>Conductivité (W/m.K)</b>	2,271	2,407	2,502	2,547
105		1,912	2,008	2,14	2,253
150		1,671	1,702	1,789	1,898
170		2,272	2,324	2,374	1,845
20	<b>Diffusivité (mm²/s)</b>	1,192	1,418	1,186	1,123
105		1,185	1,28	1,175	1,174
150		1,149	1,106	1,012	1,183
170		1,25	1,229	1,405	1,111
20	<b>Chaleur spécifique (kJ/kg.K)</b>	0,806	0,686	0,877	0,938
105		0,683	0,631	0,758	0,793
150		0,616	0,62	0,736	0,664
170		0,799	0,761	0,703	0,686

### 3.5.3.1. Conductivité thermique

L'évolution de la conductivité thermique « à chaud » et « en résiduel » pour chaque composition est représentée sur la Figure 3.53. En raison de problèmes de manipulation les valeurs mesurées en résiduel à 170°C ne sont pas présentées.

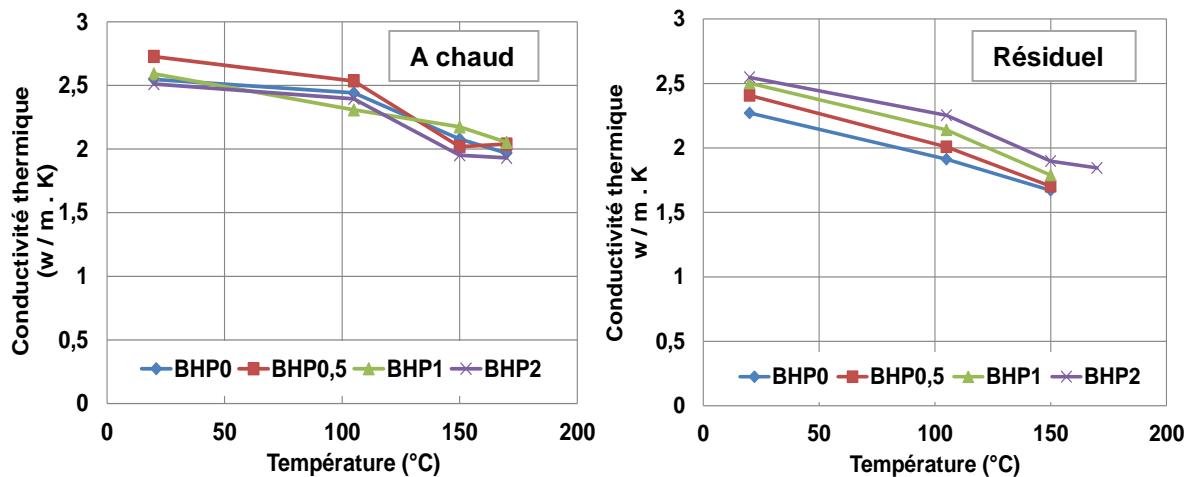


Figure 3.53. Conductivité thermique en fonction de la température : mesures à chaud (à gauche), mesures résiduelles (à droite)

Dans un premier temps, on constate que les valeurs de la conductivité thermique sont proches. En effet, les valeurs obtenues à la température ambiante (20°C) se situent entre 2,5 et 2,7 W/m.K (soit en résiduel ou à chaud). Ces valeurs sont couramment rencontrées dans la littérature [NAJ 04] [MIN 09]. Pour les essais à chaud, les valeurs de conductivité thermique diminuent avec l'augmentation de la température jusqu'à obtenir des résultats compris entre 1,9 et 2,1 W/m.K à 170°C.

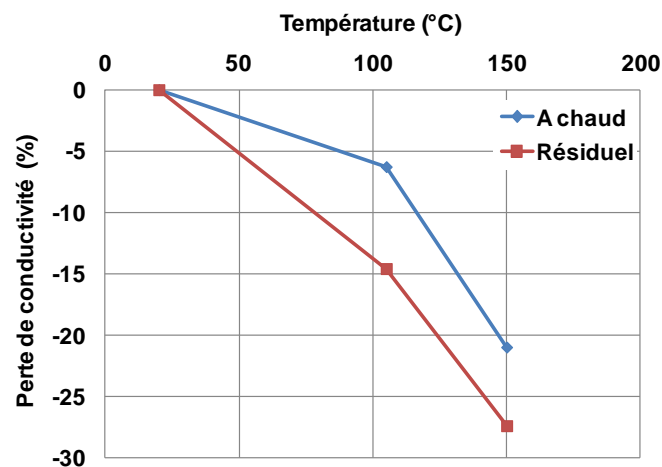


L'évolution de la conductivité est similaire dans tous les bétons. Cette baisse peut s'expliquer par :

- Le départ de l'eau par séchage. L'eau ayant une forte conductivité thermique, son départ entraîne une diminution non négligeable de la conductivité du matériau.
- La création de vides (très peu conducteurs) dus à l'apparition de fissures et à l'augmentation de la porosité (voir § 3.3.3.1).

On remarque à travers ces résultats que les fibres n'ont pas d'influence sur la conductivité thermique du béton. L'absence d'impact sur la conductivité peut s'expliquer par la faible proportion de fibres contenues dans le béton. En effet, dans la composition la plus fibrée BHP2, la proportion massique des fibres est inférieure à 0,1%. Certains travaux [MIN 09] ont mis en avant les mêmes conclusions quant à l'impact négligeable des fibres sur la conductivité.

Pour les essais en résiduel, le constat est le même : les valeurs de conductivité thermique sont proches, l'allure des courbes de baisse de conductivité est similaire dans tous les bétons et l'impact des fibres semble négligeable. D'après les résultats, les baisses de conductivité sont plus importantes en résiduel qu'« à chaud » comme nous le montre la Figure 3.54. On constate une baisse de 6 % (à chaud) et 15% (en résiduel) à 105°C, alors qu'une diminution de 21% (à chaud) et 27% (en résiduel) à 150°C.



**Figure 3.54. Perte de conductivité thermique, à chaud et en résiduel, en fonction de la température : moyenne de tous les bétons**

La baisse de la conductivité est plus importante entre 105°C et 150°C, environ 15 % à chaud et 12% en résiduel. Cela peut être dû au fait qu'en résiduel, le matériau est soumis à une phase de refroidissement durant laquelle un gradient thermique va se développer entraînant de nouvelles contraintes et donc l'apparition de fissures. Les fissures étant des vides très peu conducteurs.

En confrontant nos résultats avec ceux obtenus par Mindeguia, 2009 [MIN 09] sur un BHP fibré de 2 kg/m<sup>3</sup> et un BHP non fibré (de résistance de 65 MPa). On remarque que les résultats dans les deux cas sont assez proches et cohérents, bien que légèrement inférieurs pour les valeurs de Mindeguia. En revanche nos résultats

présentent un léger impact de refroidissement sur la baisse de la conductivité thermique.

### 3.5.3.2. Diffusivité thermique

La Figure 3.55 présente l'évolution de la diffusivité thermique à chaud et en résiduel en fonction de la température

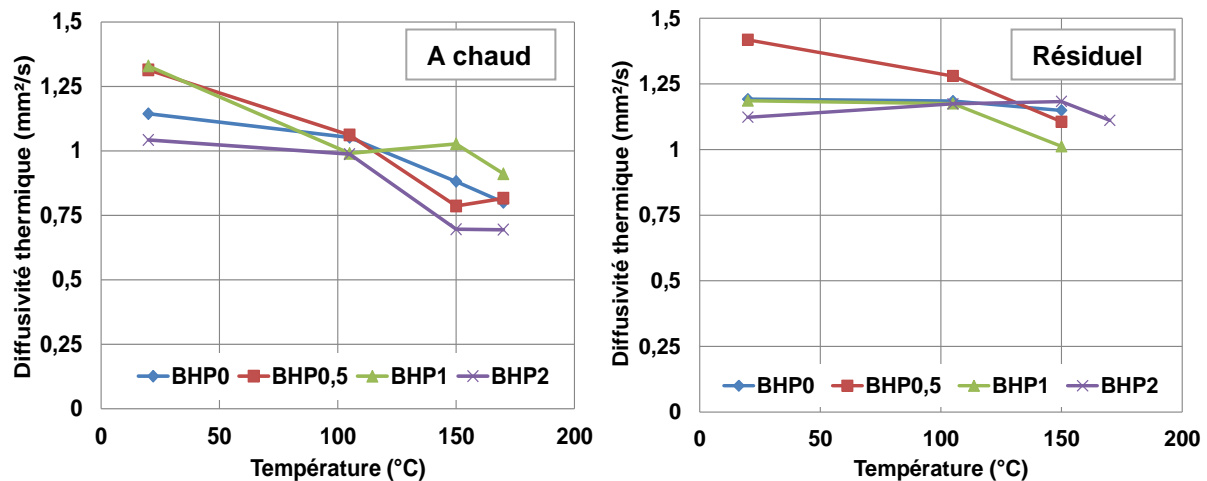


Figure 3.55. Diffusivité thermique : essais à chaud (à gauche) et essais résiduels (à droite).

Les valeurs de la diffusivité thermique à 20°C s'échelonnent entre 1,1 et 1,4 mm<sup>2</sup>/s. Dans le cas des essais à chaud, les valeurs de la diffusivité thermique baissent d'une manière significative jusqu'à atteindre des valeurs entre 0,7 et 0,9 mm<sup>2</sup>/s. Des valeurs et des évolutions similaires déjà rencontrées dans la littérature [BAZ 96] [MIN 09].

Les causes de la variation de la diffusivité thermique sont les mêmes que celles de la variation de la conductivité (départ d'eau et augmentation de la porosité). Les fibres semblent une nouvelle fois ne pas avoir d'influence sur la diffusivité. Les études réalisées par Mindeguia [MIN 09], apportent les mêmes conclusions sur l'influence des fibres sur la diffusivité.

Pour les essais résiduels, les valeurs de diffusivité sont assez proches comme dans les essais à chaud. Contrairement à la conductivité, le refroidissement du matériau semble limiter la diminution de la diffusivité, on peut constater que l'évolution de la diffusivité est légèrement moins significative que celle obtenue à chaud, dans la plage de température utilisée (jusqu'à 170°C). Par conséquent, il semble que le refroidissement peut avoir un impact sur la diffusivité de bétons, Mindéguia [MIN 09] a conclu que la diffusivité de béton après refroidissement sont plus forte que celle mesurée à chaud (pour des températures supérieures à 300°C). Tandis que nos résultats montrent que l'influence du refroidissement peut avoir lieu même à des températures bien inférieures ( $T < 170^{\circ}\text{C}$ ). La variation de diffusivité thermique en fonction de la température est présentée sur la Figure 3.56, une importante baisse

de diffusivité dans les essais à chaud (entre -22% et -40%) qu'en résiduel (entre -4 % et 22%).

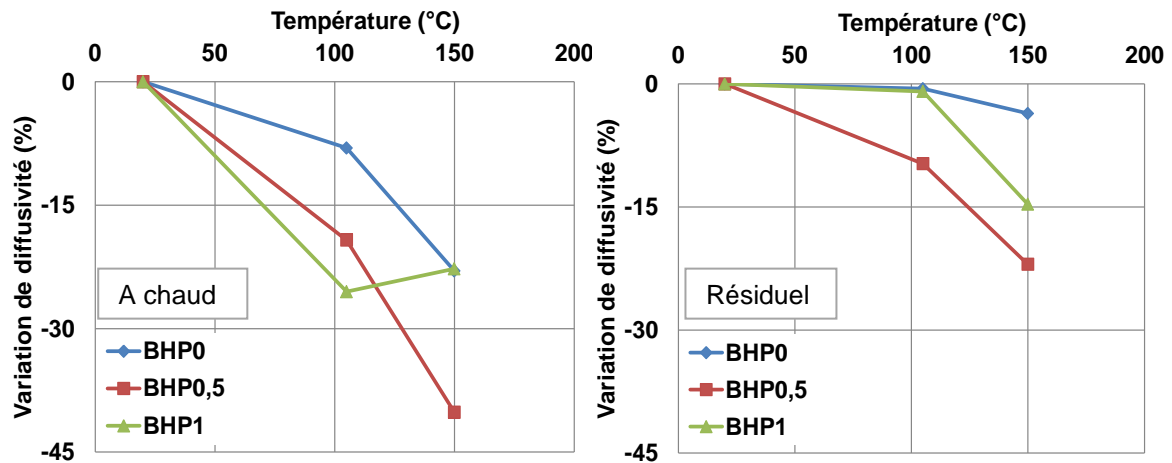


Figure 3.56. Variation de la diffusivité thermique, à chaud et en résiduel, en fonction de la température :

### 3.5.3.3. Chaleur spécifique

A partir des valeurs de conductivité et de diffusivité, le logiciel calcul la chaleur spécifique volumique (quantité d'énergie nécessaire pour élever d'un degré une unité de volume d'un corps). Nous obtenons ensuite la chaleur spécifique massique en divisant la valeur précédente par la masse volumique (équation 3.8). L'évolution de la chaleur spécifique massique est présentée sur la Figure 3.57.

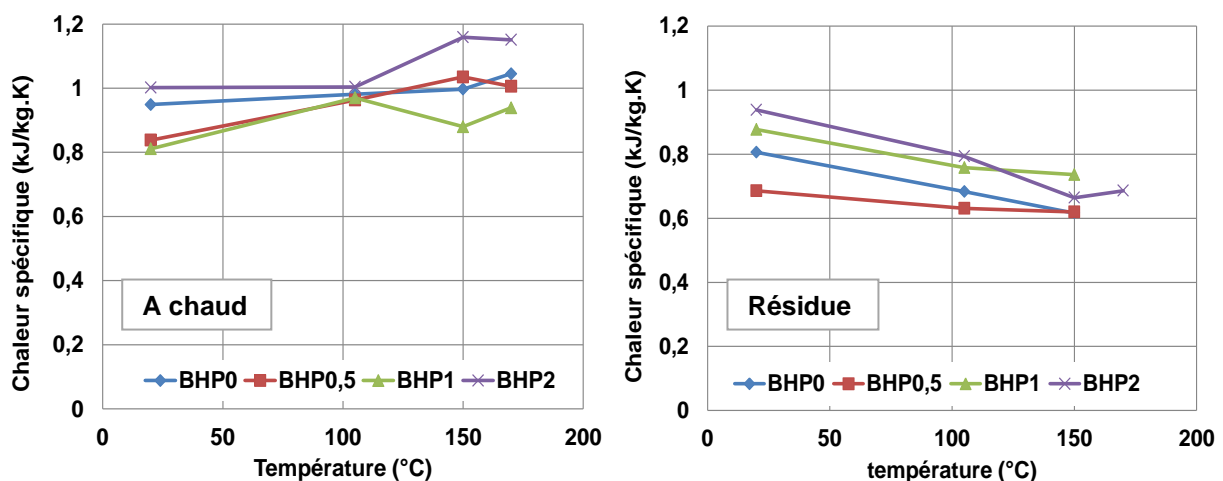


Figure 3.57. Chaleur spécifique : essais à chaud (à gauche) et essais résiduels (à droite).

Les valeurs à température ambiante sont comprises entre 0,8 et 1 kJ/kg.K pour les bétons fibrés et la composition de référence, soit des valeurs rencontrées régulièrement dans la littérature. Les valeurs augmentent ensuite légèrement jusqu'à atteindre entre 1 et 1,2 kJ/kg.K.

Contrairement aux essais « à chaud », les essais effectués après refroidissement montrent des valeurs de chaleur spécifique plus faibles (entre 0,6 et 0,8 à 150°C) et une tendance à la diminution de la chaleur spécifique, pour toutes les compositions. Cette diminution est due à l'influence du refroidissement sur la diffusivité thermique comme nous l'avons vu précédemment.

L'ensemble des résultats obtenus nous a permis de déduire d'une part que les bétons étudiés ont globalement les mêmes propriétés thermiques selon le mode opératoire (à chaud ou en résiduel). D'autre part, l'impact des fibres de polypropylène est négligeable sur les propriétés thermiques dans la plage des températures utilisées (jusqu'à 170 °C).

## **3.6 Evolution des propriétés mécaniques**

La connaissance des propriétés mécaniques des bétons est une étape primordiale dans l'étude des structures en béton que ce soit à la température ambiante ou à hautes températures. Les propriétés étudiées dans cette partie sont la résistance en compression, la résistance en traction par fendage et le module d'élasticité. Les essais sont réalisés après refroidissement (propriétés résiduelles).

### **3.6.1. Méthodologie expérimentale**

#### **3.6.1.1. Préparation des échantillons**

Dans le but de caractériser les bétons d'étude vis-à-vis de leur comportement mécanique, nous avons mené une étude expérimentale sur les bétons suivants :

- BHP0 ; BHP0,5 ; BHP1 et BHP2, pour les essais en compression
- BHP0 et BHP1, pour les essais de traction par fendage

Les échantillons utilisés sont des éprouvettes cylindriques de dimensions suivantes :

- 7 cm de diamètre et 21 cm de hauteur (soit un élancement de 3), pour les essais de compression et de module de d'élasticité.
- 7 cm de diamètre et 14 cm de hauteur (soit un élancement de 2), dans le cas des essais de traction par fendage.

Le but d'utilisation d'un diamètre de 7 cm est de minimiser le gradient thermique entre la surface et le cœur de l'éprouvette lors du chauffage, ([HAG 04] a montré que l'écart maximal entre le cœur et la surface de l'éprouvette peut atteindre 50 °C quand l'éprouvette est chauffée à 600 °C à la vitesse de 1 °C/min). D'un autre côté, d'obtenir une meilleure homogénéité thermique lors du chauffage. Pour que le corps d'épreuve soit représentatif, il est recommandé que le diamètre des éprouvettes soit supérieur au moins trois fois de la taille de plus gros granulats. Dans notre cas d'étude, le diamètre de cylindre est cinq fois supérieures à la taille de plus gros granulats (1,2 cm).

Pour chaque composition, 15 éprouvettes de 7 x 21cm<sup>2</sup> et 7 x 14 cm<sup>2</sup> ont été coulées. Après 24 heures les cylindres ont été démoulés, mis dans des sacs

étanches ensuite conservés dans une chambre à  $20 \pm 2^\circ\text{C}$ , jusqu'au jour de l'essai. Avant la réalisation des essais, les éprouvettes ont été rectifiées afin d'obtenir des surfaces bien lisses et parallèles (un défaut géométrique peut avoir un impact sur la distribution de la charge sur la surface de l'éprouvette et donc sur le résultat).

Pour chaque béton trois éprouvettes ont été testées, dans la suite de document nous présentons les valeurs moyennes à chaque essai pour chaque formulation.

### 3.6.1.2. Traitement thermique des éprouvettes

Après 28 jours de conservation, les premiers essais à  $20^\circ\text{C}$  ont été réalisés pour déterminer les propriétés mécaniques des différents bétons à la température ambiante.

Afin d'obtenir les propriétés mécaniques résiduelles (en compression et en traction) en fonction de la température, les éprouvettes ont été exposées, dans une étuve, à différents paliers de températures :  $150^\circ\text{C}$ ,  $300^\circ\text{C}$  et  $450^\circ\text{C}$  avec une vitesse de chauffe moyenne dans l'étuve de  $5^\circ\text{C}/\text{min}$ . La Norme RILEM [RIL 04] recommande pour un diamètre des cylindres compris entre 6 et 8 cm une montée en température de  $3^\circ\text{C}/\text{min}$  et un palier de  $60 \pm 5$  min. Dans notre cas, la vitesse de montée en température de l'étuve est de  $5^\circ\text{C}/\text{min}$  (soit presque le double de ce qui est recommandée), dans le but de d'avoir une bonne homogénéisation, nous avons choisi de doubler la durée de palier, soit 2 heures. Ensuite les éprouvettes ont été refroidies pendant 24 heures dans l'étuve. Le refroidissement naturel des éprouvettes dépendant de l'inertie thermique du système four + éprouvette.

Les courbes de montée en température sont présentées sur la Figure 3.58.

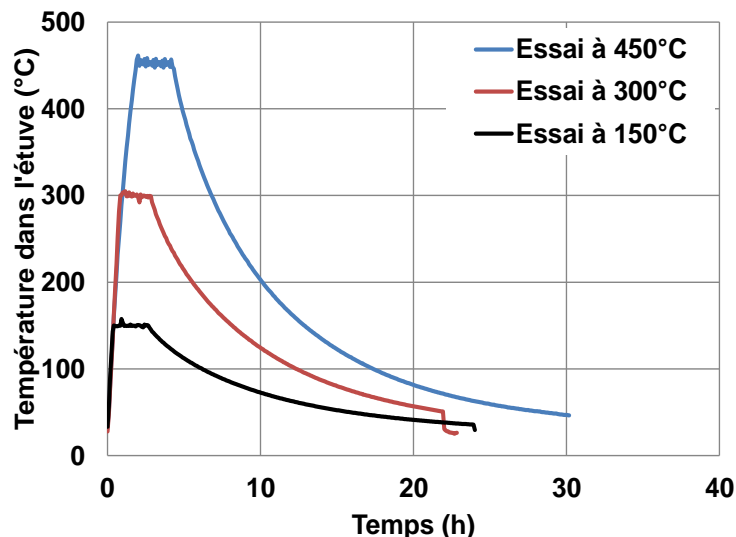


Figure 3.58. Courbes de chauffage refroidissement

### 3.6.1.3. Description des bancs d'essai

Après le cycle de chauffage – refroidissement les essais sont réalisés selon le mode opératoire suivant :

### 3.6.1.3.1. Essais de résistance en compression et module d'élasticité

Dans un premier temps, pour obtenir la charge maximale «  $F_{\max}$  », l'éprouvette est placée et centrée sur une presse d'une charge maximale de 1000 kN puis soumise à un chargement de 0,5 MPa/s jusqu'à la rupture (Figure 3.59). La charge maximale atteinte est enregistrée et la contrainte de rupture en compression est obtenue par la formule suivante :

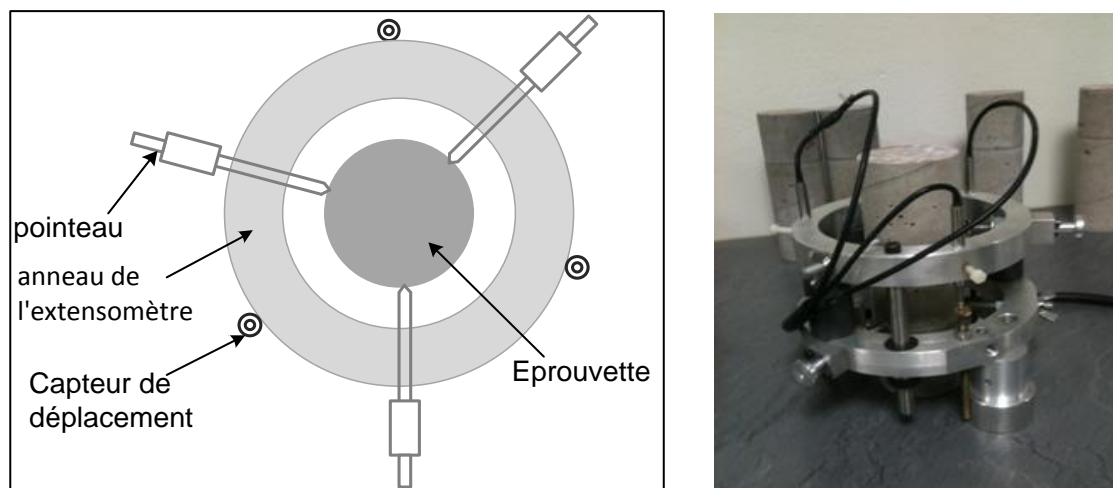
$$f_c = \frac{4 \cdot F_{\max}}{\pi D^2} \quad (3.9)$$

$F_{\max}$  désigne la charge à la rupture en compression et D le diamètre de l'éprouvette.

Afin d'obtenir la résistance à la compression et le module d'Young (ou le module d'élasticité), plusieurs éprouvettes cylindriques 7 x 21 cm<sup>2</sup> de même composition ont été testées. Les éprouvettes sont reliées à un bâti extensiométrique par le biais de six pointeaux et vis fixés sur les deux anneaux en faisant un angle de 120° entre eux. Les déplacements verticaux sont mesurés grâce à trois capteurs de type LVDT positionnés tous les 120° autour de l'éprouvette. Les déplacements sont mesurés avec une course de 2,5mm. La distance entre les deux anneaux est de 70 mm. Le dispositif de fixation utilisé ressemble à celui développé par Hager en 2004 [HAG 04], la seule différence c'est que nos essais sont effectués en résiduel, donc sans le système de chauffage et l'isolation autour de l'éprouvette. Le dispositif de fixation des éprouvettes est présenté sur la Figure 3.60.



Figure 3.59. Banc d'essais de résistance en compression



**Figure 3.60. Dispositif de fixation des corps d'épreuve**

Le module de Young est obtenu de la manière suivante : après avoir déterminé le chargement maximal «  $F_{max}$  » pour chaque composition et à chaque température, trois cycles de chargement-déchargement sont effectués à un taux de chargement de 2 kN/s et à une charge limite de  $0,3 F_{max}$ . Les courbes contraintes-déplacements sont enregistrés pour chaque éprouvette provenant de la même formulation et ayant été soumise à la même température. Ainsi, le calcul du module d'élasticité se fait par la méthode de la pente.

### 3.6.1.3.2. Essais de résistance en traction par fendage

Nous rappelons que les éprouvettes utilisées sont des cylindres de 7 cm de diamètre et 14 cm de hauteur. La résistance en traction est déterminée par l'essai de fendage sur des éprouvettes cylindrique selon la norme NF P 18-408. Le principe c'est d'appliquer un effort de compression induit le long de deux génératrices opposées. Cet effort de compression induit des contraintes de traction dans le plan passant par ces deux génératrices.

L'éprouvette est placée et centrée entre deux plateaux de la presse, le contact entre les plateaux et l'éprouvette se faisant par l'intermédiaire des deux bandes en contreplaqué. La vitesse de chargement est égale à 0,05 MPa/s.

La résistance en traction «  $f_t$  » est calculée par la formule suivante :

$$f_t = 2 \frac{P}{\pi D h} \quad (3.10)$$

Avec  $f_t$ ; résistance en traction (MPa), P ; charge maximale à la rupture (MN), D ; diamètre de cylindre et h la hauteur du cylindre.

## 3.6.2. Résultats expérimentaux

### 3.6.2.1. Résistance en compression et module de Young

Le Tableau 3-11 regroupe les valeurs de la résistance à la compression et les module de Young obtenus lors des essais résiduels sur des échantillons avec un élanement de 3.

Tableau 3-11. La résistance à la compression et le module de Young (GPa)

Compositions		20°C	300°C	450°C
BHP0	Résistance (MPa)	88,2	62,2	37,3
	Module de Young (GPa)	44,3	32,2	19,6
BHP0,5	Résistance	86,7	67,8	45,6
	Module de Young	47,2	32,5	22,4
BHP1	Résistance	80,1	67,1	39,8
	Module de Young	46,8	39,4	20,9
BHP2	Résistance	86,4	67,7	40,8
	Module de Young	44,2	34,7	21,4

Le premier constat qu'on peut noter de ces essais, concerne l'instabilité thermique des éprouvettes. Pendant la période de chauffage, parmi toutes les éprouvettes chauffées aucune n'a été éclatée.

Les valeurs de la résistance en compressions avec les éprouvettes de dimensions 7 x 21 cm<sup>2</sup> sont proches de celles obtenues avec des éprouvettes standard (11x 22 cm<sup>2</sup>) (voir tableau 2.9, partie 2).

En analysant les résultats présentés dans le Tableau 3-11, on remarque que les valeurs de résistance à la compression à 20°C sont très proches. Elles sont comprises entre 80 et 88 MPa. En comparant ces résultats aux valeurs obtenues avec des éprouvettes 11 x 22 cm<sup>2</sup> présentées dans la partie 2 (voir § 2.4.1), on peut noter que les résistances obtenues avec les éprouvettes 7x21cm<sup>2</sup> sont légèrement plus élevées (pour BHP1 et BHP2). Ceci peut être attribué à l'effet d'échelle (dimensions d'éprouvettes différentes) et à l'effet d'élanement 3 pour les éprouvettes 7x21cm et 2 pour les éprouvettes 11x22cm). Ces valeurs restent dans le même ordre de grandeur.

L'évolution de la résistance et la résistance relative (par rapport à la valeur mesurée à 20°C) en compression en fonction de la température est présentée sur la Figure 3.61. On constate bien l'effet de chauffage sur la résistance à la compression des bétons, Tout d'abord, nous remarquons la diminution progressive de la résistance avec l'augmentation de la température. Ce qui est couramment rencontré dans la



littérature [MEH 93] [CHA 99] [CHA 00] [LI 04] [HAG 04] [BEN 08] et [BEN 09] [MIN 09]. Cette baisse de résistance a été attribuée aux endommagements du matériau causés par la déshydratation et la fissuration de la matrice.

A partir de la Figure 3.61 on peut noter que pour des températures allant jusqu'à 300°C, la résistance à la compression en résiduel est entre 18% et 25% plus faible que celle obtenue à 20°C. Une baisse de résistance similaire a été rapportée dans la littérature par [HAG 04] [BEN 08] [PLI 10] ainsi que dans l'Eurocode 5 [EUR 05]. Cette diminution de la résistance est due à la diminution des forces d'attraction entre les feuillettes du gel CSH causée par la dilatation thermique de l'eau qui peut entraîner un écartement des feuillettes [HAG 04].

Il est rapporté que dans cette gamme de température (entre 100°C – 300°C), le béton peut avoir un gain de résistance en compression mesurée « à chaud » [HAG 04]. Cette augmentation est attribuée au départ de l'eau qui peut augmenter les forces d'attraction par le rapprochement des feuillettes de CSH, alors que cette augmentation n'est pas observée dans les essais résiduels, selon Hager et Pimienta 2004 [HAG 04] et Pliya 2010 [PLI 10] cette différence est due à l'endommagement supplémentaire de l'éprouvette induit par les gradients thermiques dus au refroidissement ainsi qu'à une augmentation de volume de l'éprouvette (accompagné de fissuration) provoquée par une possible réhydratation de la chaux par l'humidité de l'air ambiant.

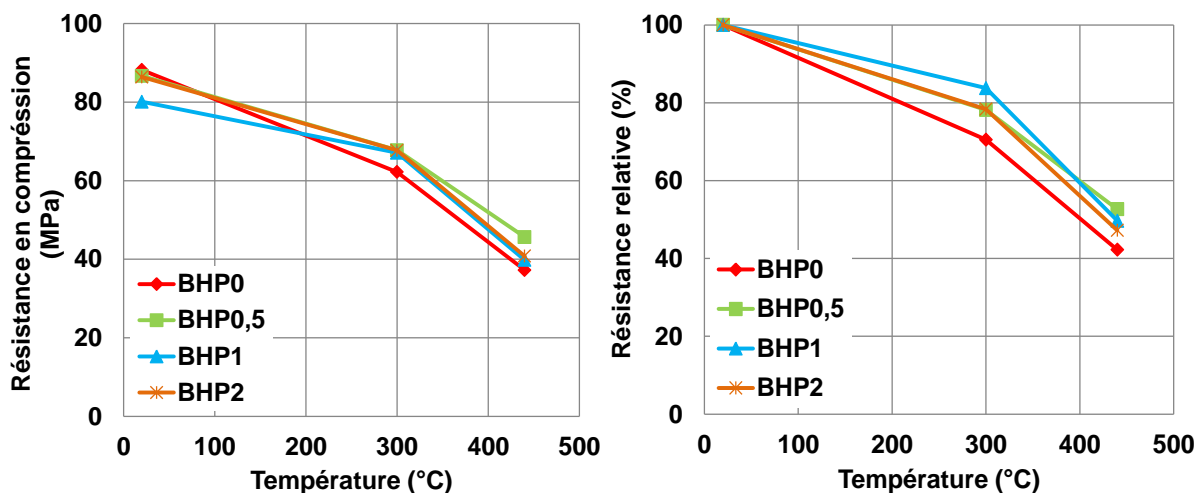


Figure 3.61. Résistance et résistance relative en compression en fonction de la température.

A une température de 450°C, une baisse de résistance de plus de 50% est enregistrée. Cette baisse de résistance est expliquée par la déshydratation des gels de CSH qui continue jusqu'à 400°C [CAS 04], la décomposition de la portlandite et endommagement par la fissuration due à la différence de la dilatation thermique entre la pâte et les granulats

Concernant le module de Young, nous présentons sur la Figure 3.62 la variation de module de Young et le module de Young relatif à celui mesuré à 20°C en fonction de la température. Les valeurs de module de Young à 20°C s'échelonnent entre 44 et

47 GPa et à 450°C les valeurs de module de Young sont comprises entre 19 GPa et 22 GPa, pour tous les bétons testés.

De même que l'évolution de la résistance en compression, on observe une diminution progressive du module de Young en fonction de la température. Nous pouvons noter une diminution de 20 à 30 % de module de Young à 300°C et une diminution de plus de 55% à 450°C, ce qui est couramment rencontré dans la littérature.

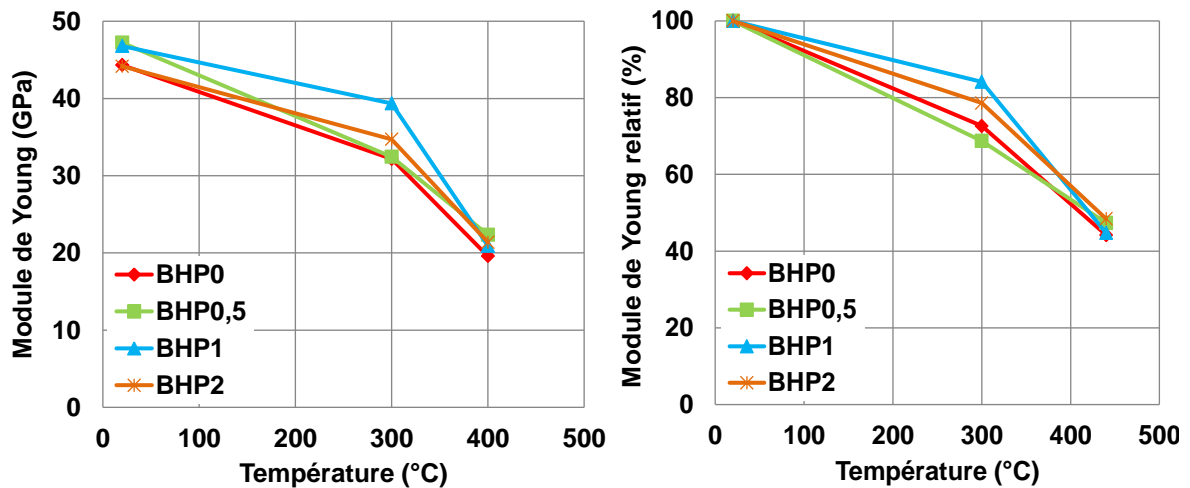


Figure 3.62. Module de Young et module de Young relatif en fonction de la température

A partir de ces résultats nous pouvons constater que les fibres de polypropylène n'influent pas sur la résistance en compression ou sur le module de Young des bétons d'études, du fait qu'à 300°C les fibres commencent à s'évaporer selon [KAL 01].

La Figure 3.63 montre les différents modes rupture des éprouvettes de BHP0 préalablement chauffées à différentes températures.



Figure 3.63. Mode de rupture des éprouvettes lors des essais de compression réalisés à 20 sur des bétons portés préalablement à 300°C et 450°C, pour les images de droite.

En effet, nos valeurs de résistance à la compression résiduelle sont plus élevées que celles obtenues par [PLI 10]. En comparant sur la Figure 3.64, nos résultats avec ceux obtenus par Pliya 2010 [PLI 10]. Par manque de résultats entre 100°C et 300°C nous pouvons juste comparer les valeurs à 300°C et 450°C. Nous remarquons que l'allure des courbes est similaire et que les valeurs de résistance en compression relative sont proches. Concernant le module de Young on remarque que la baisse de module de Young dans le cas de notre étude est plus faible que celle obtenue par Pliya 2010. Ceci est peut-être dû soit au mode de chauffage utilisé ou à la taille des éprouvettes testées.

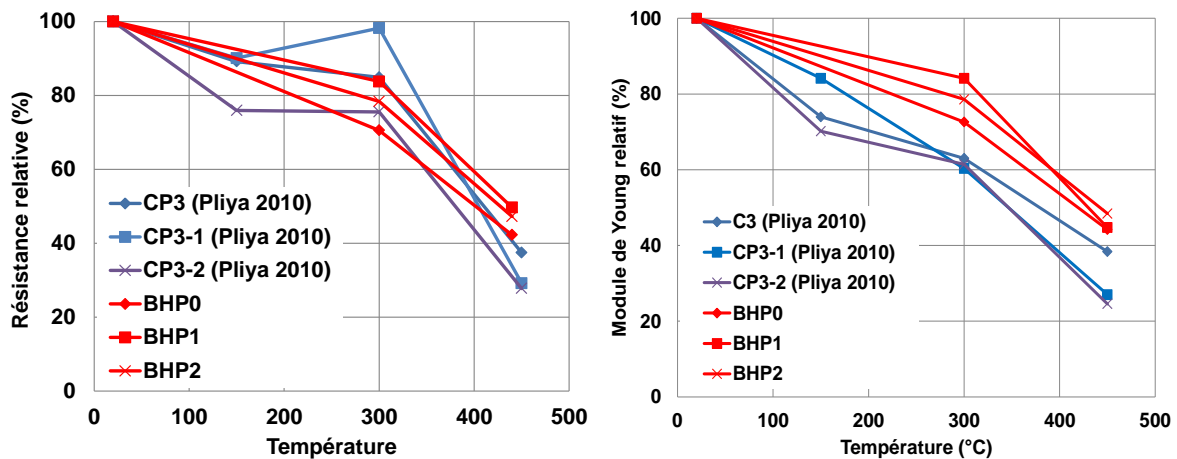


Figure 3.64. Comparaison entre nos résultats et ceux de Pliya 2010 [PLI 10], Résistance relative (à gauche) et module de Young (à droite)

### 3.6.2.2. Résistance en traction par fendage

Nous présentons dans ce paragraphe les résultats des essais de résistance en traction résiduelle mesurée par essai de fendage. Nous rappelons que les bétons testés sont BHP0 et BHP1. Le Tableau 3-12 présente les valeurs de résistance en traction résiduelle obtenues à chaque palier de température.

Tableau 3-12. Résistance en traction résiduelle en fonction de la température (MPa)

	20°C	150°C	300°C	450°C
BHP0	6,24	5,25	5,83	4,015
BHP1	6,555	6,56	4,89	3,575

Tout d'abord, on constate que les valeurs de la résistance en traction s'échelonnent entre 6,2 et 6,5 MPa à 20°C, ensuite ça part en baisse jusqu'à atteindre une valeur de 4 et 3,5 MPa à 450°C, pour BHP0 et BHP1 respectivement. La diminution de la résistance relative en traction est présentée sur la Figure 3.65. On peut noter que pour BHP1, à 150°C la résistance en traction n'a pas changée et puis une baisse

progressive jusqu'à 450°C. Pour BHP0, la diminution de la résistance est moins élevée que celle de BHP1. Pliya 2010 a présenté un résultat similaire en montrant que l'addition des fibres de polypropylène augmente la baisse de la résistance à la traction résiduelle des BHP (CP3). Mais il a conclu que l'addition des fibres de polypropylène peut améliorer la résistance en traction des bétons ayant un rapport E/C plus élevé (0,45) et diminue celle de béton avec un rapport E/C faible (0,30). Pour Xaio et al, 2006 [XAI 06], l'influence des fibres de polypropylène sur la variation de la résistance résiduelle en traction n'est pas significative.

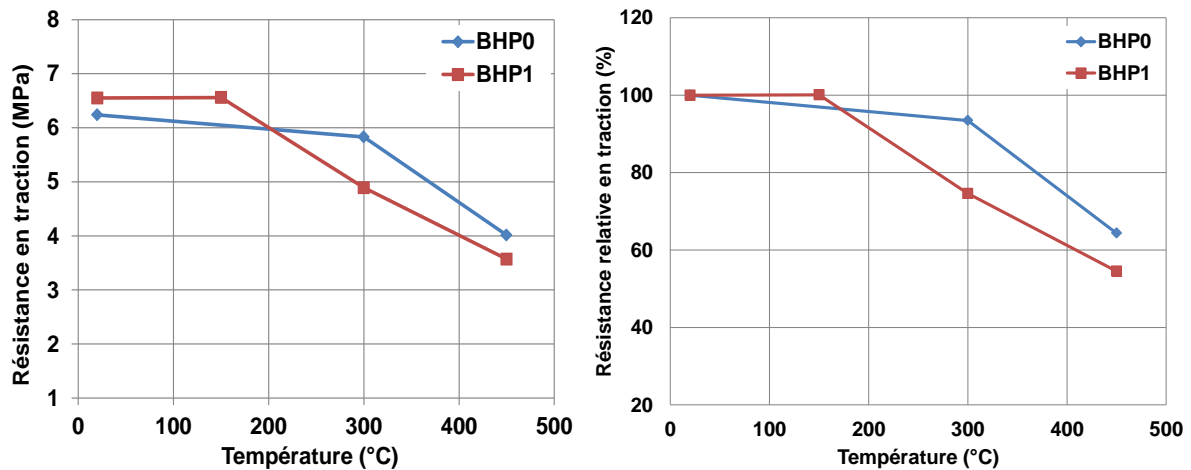


Figure 3.65. Résistance et résistance relative résiduelle en traction par fendage en fonction de la température.

La Figure 3.66 montre que la diminution de la résistance résiduelle en traction est plus forte dans le cas des essais de Pliya, 2010 [PLI 10]. Pour un même dosage en fibres (1kg/m<sup>3</sup>) les résultats de Pliya ne présentent pas de palier à 150°C mais plutôt une diminution de plus de 15%.

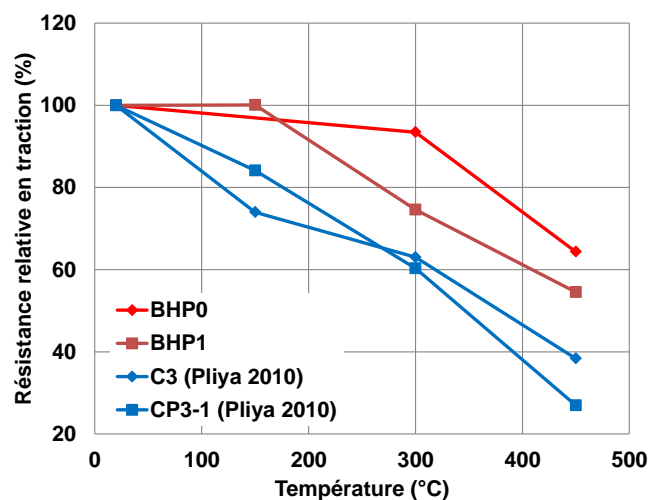


Figure 3.66. Comparaison entre nos résultats et ceux de Pliya 2010 [PLI 10] : résistance résiduelle en traction, BHP0 et BHP1.

Les résultats d'évolution des propriétés mécaniques obtenus dans cette étude nous a permis de tirer les conclusions suivantes :

- L'élévation de la température provoque une importante diminution des propriétés mécaniques résiduelles. Après chauffage à 450°C, une baisse de plus de 50% pour la résistance en compression et de module de Young, pour la résistance en traction, une perte de 40% a été constatée.
- L'addition des fibres de polypropylène jusqu'à 2 kg/m<sup>3</sup> n'a pas une influence significative sur la résistance en compression ou en traction. Ceci à cause de leurs faible proportion massique dans le béton (0,1 %).
- L'utilisation des éprouvettes de 7x21cm<sup>2</sup> (compression) et 7x14cm<sup>2</sup> (traction) donne des résultats similaire à ceux rencontrés dans la littérature avec des éprouvettes standards (11x22cm<sup>2</sup> ou 16x32cm<sup>2</sup>).

### 3.7 Conclusion

Dans cette partie du document, nous avons mis en évidence les évolutions des différentes propriétés des bétons à hautes performance (les propriétés physiques, thermiques et mécaniques) lorsqu'ils sont exposés à hautes températures.

La synthèse bibliographique nous a permis dans un premier temps de faire un état de l'art sur l'effet de la température sur les différentes propriétés (présentées ci-dessus) des bétons à haute performance, en résumant quelques travaux qui ont mis en clair les différentes évolutions des caractéristiques physiques, thermiques et mécaniques des bétons exposés aux température élevées. Nous avons pu conclure que l'exposition du béton à des températures élevées provoque : (1) des endommagements de la microstructure du matériau (déshydratation de gel de CSH, décomposition de la portlandite...), (2) augmentation de la porosité et perte de masse, (3) un important impact sur les isothermes de désorption en diminuant la teneur en eau à l'équilibre, (4) diminution des propriétés thermiques (conductivité et diffusivité) et (5) baisse de propriétés mécaniques (résistance en compression, en traction).

L'étude des propriétés physiques en fonction de la température est basée sur l'effet du chauffage sur la porosité et la perte de masse des bétons d'étude. La porosité est l'une des importantes propriétés caractérisant la durabilité des bétons, un béton ayant une grande porosité a une faible performance par rapport au béton moins poreux. L'approche expérimentale nous a permis de suivre l'évolution de la porosité à l'eau (porosité totale), la masse volumique apparente et la perte de masse des bétons portés en température. La porosité du béton ordinaire est de l'ordre de 14% et celle des BHP est comprise entre 10 et 11 % à 105°C. L'augmentation de la température provoque une augmentation de la porosité (jusqu'à 20% à 190°C) et une diminution de la masse volumique apparente. Tandis que les échantillons chauffés perdent globalement 5% de leur masse initiale à 190°C, un résultat couramment rencontré dans la littérature. Le départ de l'eau est la cause principale de cette perte

de masse dans cette plage de température. L'existence des fibres de polypropylène n'a pas d'influence significative sur la porosité à l'eau des bétons, la méthode utilisée ne permet pas de déterminer l'effet des fibres sur la porosité totale. Pour voir l'impact des fibres sur la porosité des bétons, il est recommandé d'utiliser la méthode de porosimétrie mercure (MIP).

L'étude des isothermes de sorption-désorption à température ambiante et les isothermes de désorption à températures élevées a été présentée. A la température ambiante, la présence des fibres ( $2,5 \text{ kg/m}^3$ ) n'a pas une influence sur les courbes d'isotherme de sorption-désorption. Pour les essais de désorption en température, l'effet de la température sur les courbes d'isotherme de désorption est important entre  $30^\circ\text{C}$  et  $95^\circ\text{C}$ , l'augmentation de la température provoque la diminution de la teneur en eau à l'équilibre des bétons, alors que l'allure des courbes reste similaire.

La quatrième partie de ce chapitre de notre étude concerne l'évolution des propriétés thermiques des bétons à haute performance. L'influence de la température sur la conductivité et la diffusivité thermique a été étudiée, en utilisant la méthode TPS. Deux procédures de mesures ont été comparées, mesures « à chaud » et en « résiduel » (après refroidissement). Les résultats obtenus sont similaires à ceux présentés dans la littérature, la conductivité et la diffusivité thermique diminuent en fonction de la température. L'effet du refroidissement est constaté seulement sur la diffusivité thermique mais pas sur la conductivité. L'effet des fibres de polypropylène sur les propriétés thermique reste négligeable.

La connaissance des propriétés mécaniques est primordiale pour caractériser la performance des bétons que ce soit à température ambiante ou à haute températures. La dernière étude de cette troisième partie est menée sur l'évolution des propriétés mécaniques résiduelles des bétons à haute performance en fonction de la température (résistance en compression en traction et module de Young). Les essais ont été effectués sur des éprouvettes cylindrique de diamètre de 7 cm et un élancement de 3 pour les essais de compression et élancement de 2 pour essais de traction. Premièrement, les résultats obtenus sont proches de ceux obtenus avec des cylindres standard ( $11 \times 22 \text{ cm}^2$ ) et l'évolution de chacune des propriétés est similaire à celles montrées dans la littérature. Les bétons chauffés à  $450^\circ\text{C}$  perdent plus de 50% de leur résistance en compression et plus de 40% de leur résistance en traction.

Les résultats de cette étude restent propres aux bétons étudiés et s'ajoutent au panel des résultats de la caractérisation des bétons à haute performance portés à hautes températures.



## **CHAPITRE 4 : ETUDE DE TRANSFERT DANS LES BETONS**





## **4. Transferts dans les bétons portés en température -Etude de la perméabilité -**

### **4.1 Introduction**

Cette partie a pour but de caractériser et de quantifier les propriétés de transfert des bétons d'étude portés en température. Elle s'intéresse essentiellement à la perméabilité, le mode diffusif de transport est supposée intervenir très peu lors du chauffage du béton. La perméabilité représente l'aptitude d'un matériau d'être traversé par un fluide sous un gradient de pression.

Il est montré qu'améliorer les bétons vers plus de performances, plus de durabilité revient souvent à rendre le matériau plus compact moins perméable aux fluides. D'un autre côté ces nouveaux matériaux se comporteraient moins bien en température à cause de leur faible perméabilité. La littérature suggère que la perméabilité du béton est un paramètre important, pour caractériser la sensibilité du béton à la perte de matière lors d'un échauffement de type incendie. Les bétons les plus perméables en température (autour de 200°C) étant les moins sensibles aux phénomènes d'éclatement. Ce chapitre, par une approche expérimentale, mène une investigation approfondie pour mieux comprendre la physique liée aux problèmes de transfert de fluide. La sensibilité des compositions de bétons au phénomène d'éclatement sera étudié en détail dans le chapitre 5.

Méthodologiquement, nous étudions l'évolution de la perméabilité du béton sous un chargement thermique, en suivant la variation de la perméabilité au sein des bétons portés à des températures élevées jusqu'à 200°C.

Plusieurs paramètres sont pris en compte dans cette étude, le type du béton (béton ordinaire ou à haute performance), conditions de chauffage utilisées (essais résiduels (après refroidissement) ou à chaud), l'effet de l'addition des fibres de polypropylène est également étudié, finalement la comparaison entre la perméabilité à l'air (gaz) et à la vapeur d'eau sera faite.

Premièrement nous faisons un rappel sur l'écoulement des fluides à travers un milieu poreux en général et les différentes méthodes de détermination de la perméabilité, ensuite nous abordons les différents paramètres influençant la perméabilité des bétons. Nous présentons par la suite la méthodologie expérimentale suivie, les résultats et la confrontation de nos résultats avec ceux de la bibliographie.

Par conséquent, nous allons essayer de faire un lien entre les résultats de l'étude de l'instabilité thermique et les résultats obtenus par les essais de la perméabilité.

## 4.2 Synthèse bibliographique

### 4.2.1. Notions sur l'écoulement des fluides et des gaz

#### 4.2.1.1. Ecoulement des fluides à travers un milieu poreux

L'étude de la perméabilité des milieux poreux est souvent reliée à l'écoulement des fluides à travers le réseau poreux des matériaux. Dans ce cadre, il est d'une grande importance de faire un rappel sur l'écoulement des fluides.

##### 4.2.1.1.1. Fluide compressible et fluide incompressible.

Les fluides sont des substances susceptibles de s'écouler et de prendre la forme du récipient qui les contient. Tous les fluides présentent un certain taux de compressibilité.

Les fluides incompressibles sont souvent sous forme liquide (dans notre étude, c'est de l'eau) tandis que les gaz sont considérés comme des fluides compressibles car une masse donnée d'un gaz peut se comprimer sous une pression donnée, un fluide est appelé compressible si les changements de la densité du fluide ont des effets significatifs sur l'ensemble de la solution (dans notre étude, c'est de la vapeur d'eau ou de l'air).

##### 4.2.1.1.2. Nature d'écoulement

L'écoulement des fluides peut être laminaire ou turbulent, permanent ou stationnaire, uniforme ou non uniforme, à une dimension, à deux dimensions ou à trois dimensions, rotationnel ou irrotationnel.

L'écoulement laminaire est caractérisé par le mouvement d'une masse fluide constituée de filets juxtaposés, parfaitement individualisés. La résistance de la masse de fluide à l'écoulement est alors uniquement due à sa viscosité.

Lorsque la vitesse de l'écoulement augmente, on observe une vitesse critique à partir de laquelle se forment spontanément, et d'une façon aléatoire, de petits tourbillons dans la masse de fluide. Cette dissipation locale de l'énergie cinétique, très supérieure à celle générée par l'effet de viscosité, a pour conséquence d'accroître la résistance à l'écoulement. Lequel devient turbulent. Dans ce type d'écoulement les particules de fluides se déplacent dans toutes les directions au hasard, donc il est impossible de décrire le mouvement d'une particule.

En dessous de cette vitesse critique, toute turbulence est amortie par la viscosité du fluide. La limite supérieure, pour tout écoulement laminaire d'intérêt pratique, correspond à une valeur particulière du nombre de Reynolds.

D'autres nature d'écoulement pouvant être regroupés suivant différents critères.

Un écoulement est permanent si les caractéristiques d'écoulement, en tout point, sont indépendantes du temps ce qui signifie qu'en un point la vitesse des particules de fluide qui se succèdent est la même à tout instant ( $\frac{\partial V}{\partial t} = 0$ ), mais elle peut varier d'un point à l'autre.

L'écoulement est dit uniforme quand la grandeur et la direction de la vitesse ne changent pas d'un point à un autre du fluide ( $\frac{\partial V}{\partial s} = 0$ ). Cette proposition implique que d'autres variables relatives au fluide ne varient pas avec la distance.

#### 4.2.1.1.3. Le nombre de Reynolds

Le nombre de Reynolds représente le rapport des forces d'inertie aux forces de frottement visqueux. On peut caractériser la nature d'écoulement par le nombre de Reynolds.

Dans le cas de matériaux poreux, il peut être défini par :

$$R_e = \frac{\rho V d}{\mu} \quad (4.1)$$

Avec  $\rho$  : masse volumique du fluide (kg/m<sup>3</sup>)

$V$  : vitesse macroscopique moyenne du fluide (m/s)

$d$  : diamètre moyen des pores ou des particules (m)

$\mu$  : viscosité dynamique du fluide (Pa.s)

Les conditions pour un écoulement laminaire sont assurées si  $Re < 1$  et des turbulences sont observées pour  $Re > 10$  selon le critère de Schneebeli, 1966 [SCH 66] (cité par Bordier et Al. [BOR 00]). Entre ces deux valeurs, l'écoulement est défini comme turbulent transitoire. Dans la pratique les limites réelles dépendent des facteurs tels que la forme et l'arrangement des pores et du sens d'écoulement.

#### 4.2.1.1.4. La viscosité d'un fluide

La viscosité d'un fluide est la propriété qui exprime sa résistance à une force tangentielle. Elle est due principalement à l'interaction entre les molécules du fluide. On distingue deux viscosités : dynamique ou absolue  $\mu$  et cinématique  $\nu$ , laquelle représente le rapport entre la viscosité dynamique  $\mu$  et la masse volumique  $\rho$ .

La viscosité des fluides est calculée par la loi de Newton :

$$\tau = \mu \frac{\partial V}{\partial y} \quad (4.2)$$

$$\mu = \frac{\tau}{\partial V / \partial y} \quad (4.3)$$

Où,  $\tau$  : contrainte tangentielle visqueuse (Pa ou N/m<sup>2</sup>)

$\mu$  : la viscosité dynamique (Pa.s ou kg.m<sup>-1</sup>.s<sup>-1</sup>).

Les fluides obéissant à cette relation sont appelés des fluides Newtoniens.

Notons que l'air et l'eau sont considérés comme étant des fluides de très faible viscosité et que la viscosité de l'eau est supérieure à celle de l'air ( $1,82 \cdot 10^{-3}$  pour l'eau et  $1,0 \cdot 10^{-5}$  pour l'air à température ambiante). La viscosité des liquides décroît avec la température mais n'est pas affectée de manière appréciable par les

variations de pression. En revanche la viscosité de gaz augmente avec la température (Figure 4.1). Puisque la masse spécifique des gaz varie avec la pression (à température constante), la viscosité cinématique est inversement proportionnelle à la pression. En effet dans le cas d'un gaz, la viscosité dépend essentiellement de la cohésion et du taux de transfert de quantité de mouvement entre les molécules. Pour un liquide ce sont les forces de cohésion qui sont prédominantes, donc une élévation de température réduit les forces de cohésion et ainsi baisse la viscosité.

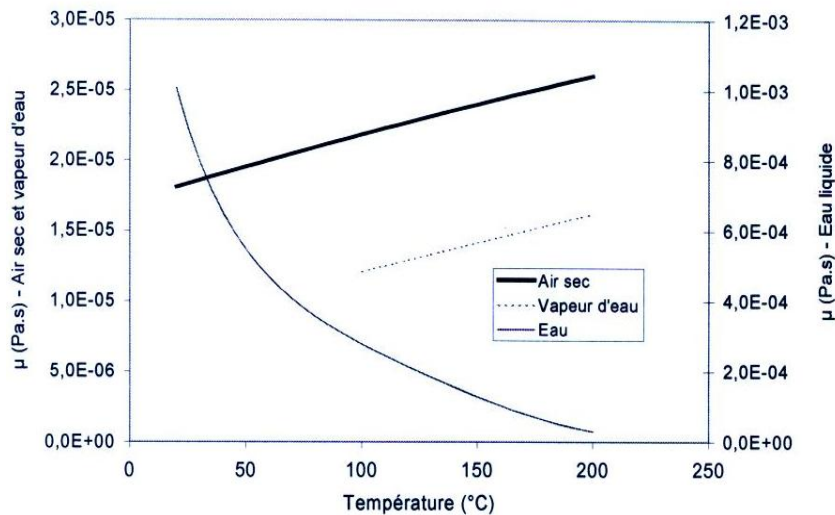


Figure 4.1 Variation de la viscosité dynamique en fonction de la température (CETIAT)

#### 4.2.1.1.5. Equation de Navier Stokes d'un fluide visqueux :

L'équation de Navier-Stokes qui décrit les écoulements hydrodynamiques incompressibles est :

$$\rho \frac{d\vec{v}}{dt} = \mu \nabla^2 \vec{v} - \nabla P \quad (4.4)$$

Dans le cas d'un écoulement unidirectionnel dans un tube capillaire de rayon  $r$ , selon l'axe de révolution (OX) cette équation dans le repère en coordonnées cylindriques  $(r, \theta)$  s'écrit :

$$\rho \frac{\partial v_x(r)}{\partial t} = \mu \left[ \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left( r \frac{\partial v_x(r)}{\partial r} \right) \right] - \frac{dP}{dx} \quad (4.5)$$

Avec;  $v_x(r)$  la vitesse locale du fluide,  $\rho$  la masse volumique du fluide et  $P$  la pression du fluide à l'abscisse  $x$ .

Dans le cas d'un écoulement laminaire permanent (la variation de la vitesse en fonction du temps est nulle), on écrit alors :

$$\frac{\partial v_x(r)}{\partial t} = 0 \quad (4.6)$$

Pour un tube circulaire droit d'axe (OX) et de rayon  $r_p$ , la relation dite de Hagen-poiseuille est la solution de l'équation précédente.

$$V_{vx} = \frac{r_p^2}{8\mu} \frac{dP}{dx} \quad (4.7)$$

Avec;  $V_{vx}$  représente la vitesse moyenne d'écoulement du fluide traversant la section droite du tube à l'abscisse  $x$ .

#### 4.2.1.2. Ecoulement d'un gaz en milieu poreux

##### 4.2.1.2.1. Ecoulement visqueux

L'écoulement visqueux se produit sous l'effet d'un gradient de pression et produit un mouvement d'ensemble du gaz sans distinction de ses éventuelles différences de composants moléculaires.

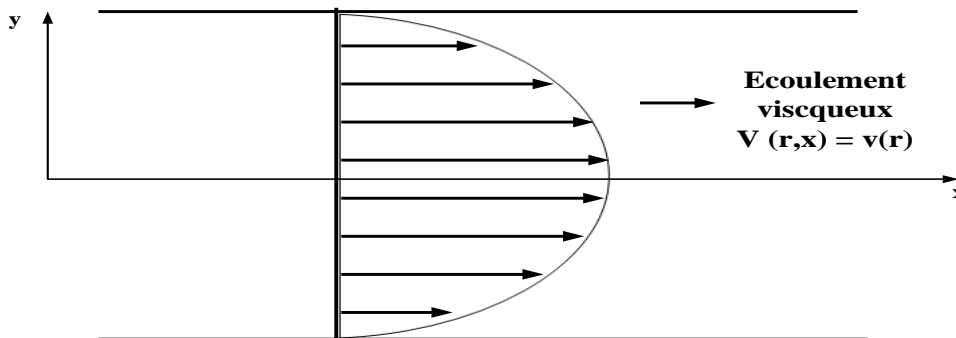


Figure 4.2. Profil de vitesse d'un gaz dans un tube capillaire lors d'un écoulement visqueux.

On suppose que le gradient de pression est orienté selon l'axe  $x$ . Pour un tube circulaire de rayon constant  $r_p$ , la vitesse est parallèle à l'axe du tube  $x$ . L'équation du profil de vitesse s'écrit :

$$v(\mathbf{r}, \mathbf{x}) = v(\mathbf{r}) = v_{\max} \left(1 - \frac{r^2}{r_p^2}\right) \quad (4.8)$$

Avec :

$$v_{\max} = \frac{r_p^2}{4\mu} \frac{dP}{dx} \quad (4.9)$$

Par conséquent, la vitesse  $v(r)$  s'écrit :

$$v(\mathbf{r}) = \frac{1}{4\mu} \frac{dP}{dx} (r_p^2 - r^2) \quad (4.10)$$

##### 4.2.1.2.2. Ecoulement de Knudsen.

Il est connu aussi sous le nom de transport par effusion. Dans un tube capillaire, lorsque le libre parcours moyen des molécules (distance moyenne entre les collisions de molécules)  $\lambda$  devient grand devant les dimensions caractéristiques des pores, les chocs intermoléculaires deviennent négligeables, et donc ce sont les chocs entre les molécules et les parois qui gouvernent la cinétique. Le libre parcours moyen des molécules est donné par la formule suivante :

$$\lambda = \frac{kT}{P\pi\sqrt{2}D^2} \quad (4.11)$$

Avec  $k$  : Constante de Boltzmann ( $1,38066 \cdot 10^{-23} \text{ J.K}^{-1}$ ),

$D$  : Diamètre des molécules

$\pi\sqrt{2}D^2$  : Section efficace de choc ( $0,43 \text{ nm}^2$  pour l'oxygène et l'azote),

$T$  : Température (K).

Pour un tube circulaire long, de rayon  $r_p$  avec une réflexion diffuse  $l_o$ , définie par  $l_o = r_p/2$ , le coefficient de diffusion de Knudsen ou à l'effusion du gaz dans un capillaire ( $D_{ak}^*$ ) est donnée par la formule suivante :

$$D_{ak}^* = \frac{\varepsilon_p}{\tau} \frac{2r_p}{3} \bar{V} \quad (4.12)$$

Avec  $r_p$ : rayon du pore ( $\mu\text{m}$ )

$\bar{V}$  : Vitesse à laquelle le gaz se déplace (m/s)

$\varepsilon_p$  : la porosité

Le nombre adimensionnel de Knudsen permet de déterminer le régime d'écoulement défini comme le rapport du libre parcours moyen des molécules  $\lambda$  sur une longueur caractéristique  $L_o$  de l'écoulement (par exemple, le diamètre du pore).

$$K_n = \frac{\lambda}{L_o} \quad (4.13)$$

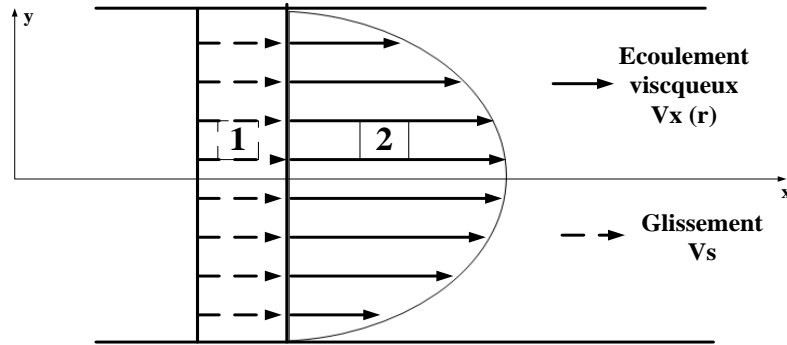
Donc, on a :

$$K_n = \frac{kT}{\pi \cdot D^2 \cdot P \cdot L_o \cdot \sqrt{2}} \quad (4.14)$$

Pour des nombres de Knudsen inférieurs à  $10^{-3}$ , les écoulements gazeux sont correctement modélisés à l'aide des équations de Navier-Stokes accompagnées de conditions aux limites d'adhérence aux parois (régime continu). Entre  $10^{-3}$  et  $10^{-1}$ , les équations de Navier-Stokes peuvent toujours être utilisées, mais il faut prendre en compte des sauts de vitesse et de température aux parois (régime de slip-flow ou écoulement glissant).

#### 4.2.1.2.3. Ecoulement de glissement (slip flow).

En plus d'un écoulement visqueux, quand un gaz percole dans un réseau poreux fin comme celui du béton, un écoulement par glissement peut apparaître, il est lié au phénomène de non-adhérence du gaz au contact de la paroi des capillaires. Cet effet, mis en évidence par l'écoulement de Knudsen, provient de la collision de molécules de gaz avec les parois de pore, contrairement à la viscosité qui résulte de la collision des molécules de gaz entre elles. Le phénomène de collision a comme effet que la vitesse de contact à la paroi est non-nulle : on l'appelle vitesse de glissement. Comme le montre la figure ci-dessous (Figure 4.3).



**Figure 4.3. Profil des vitesses d'un gaz dans un capillaire sous l'effet d'un gradient de pression.**

L'application l'équation de Navier-Stokes et de la théorie de Kundt et Warburg, selon Picandet 2001[PIC 01], permet d'évaluer la vitesse du gaz en fonction de la pression et de libre parcours moyen des molécules :

$$v_g(\mathbf{r}) = -\frac{dP}{dx} \frac{1}{4\mu} (r_p^2 - r^2 + 2c\lambda r_p) \quad (4.15)$$

Où : C c'est une constante proche de 1.

On remarque que dans cette relation la seule différence par rapport à la relation de la vitesse d'un écoulement purement visqueux c'est le terme :

$$-\frac{dP}{dx} \frac{1}{4\mu} 2c\lambda r_p \quad (4.16)$$

Celui-ci représente la vitesse d'un écoulement par glissement. Celle-ci augmente lorsque le libre parcours moyen des molécules du gaz  $\lambda$  augmente, donc quand la pression du fluide diminue.

#### 4.2.1.2.4.Écoulement de diffusion de surface

Carman a observé que certaines molécules gazeuses entrent en collision avec la paroi des pores, restent ainsi adsorbées un certain temps et se désorbent par la suite [CAR 56]. L'écoulement de diffusion de surface s'agit de transport des molécules de gaz adsorbées à la surface des pores. Sous l'action d'un gradient de pression au sein du matériau poreux influençant cet écoulement, un gradient de concentration des molécules adsorbées peut être observé à la surface des pores, et qui est responsable d'un écoulement additionnel de diffusion de surface.

#### 4.2.1.3. Loi de Darcy

##### 4.2.1.3.1.Cas des fluides incompressibles

En consultant la littérature sur l'écoulement des fluides et les études de la perméabilité, on constate que la première loi posée fut la loi de Darcy qui traduit la proportionnalité entre la vitesse d'écoulement à travers un milieu poreux granulaire continu et isotrope et le gradient hydraulique appliqué. Cette proportionnalité est assurée par un coefficient appelé "coefficient de perméabilité ". En effet, Darcy



considère que ce coefficient est une propriété intrinsèque du matériau et ne dépend pas de la nature du fluide.

$$v = k \cdot i \quad (4.17)$$

Avec  $v$  : la vitesse linéaire apparente (m/s)

$i$  : gradient hydraulique

$k$  : coefficient de perméabilité (m/s)

En considérant que l'écoulement est parallèle à l'axe des  $x$ ; on peut écrire :

$$v = k \frac{\Delta H}{L} \quad (4.18)$$

Avec  $L$  : longueur de l'échantillon (m)

$\Delta H$  : gradient hydraulique total à travers l'échantillon :  $\Delta H = H_2 - H_1$  (m),  $H_1$  et  $H_2$  étant les hauteurs d'eau (ou équivalent pour un autre fluide incompressible) appliquées à l'entrée et à la sortie respectivement.

Pour que cette loi soit valable les hypothèses suivantes doivent être respectées.

L'écoulement du fluide est laminaire : les forces d'écoulements dues à la viscosité sont prédominantes par rapport aux forces d'inertie.

Le fluide d'infiltration est inerte vis à vis du milieu poreux : c'est à dire pas d'interaction chimique ou physique (adsorption et capillarité) entre le fluide et le milieu poreux.

Le terme de la perméabilité intrinsèque est utilisé pour la première fois par Hagen et Poiseuille, le coefficient de la perméabilité  $k$  est inversement proportionnel à la viscosité. Dans le cas d'un écoulement visqueux, l'application du principe de Hagen-Poiseuille permet d'obtenir le coefficient de la perméabilité intrinsèque  $K_v$ , tel que :

$$K_v = \frac{k \gamma}{\mu} \quad (4.19)$$

Avec  $\mu$  : la viscosité dynamique du fluide (Pa.s),

$\gamma$  : poids spécifique du fluide (N/m<sup>3</sup>),

$K_v$  : la perméabilité intrinsèque (m<sup>2</sup>).

Dans le cas d'un fluide incompressible et pour un écoulement visqueux, la relation initiale de Darcy ( $v = k \cdot i$ ) devient :

$$v = \frac{K_v}{\mu} \frac{\partial P}{\partial x} = \frac{K_v}{\mu} \frac{\Delta P}{L} \quad (4.20)$$

Avec  $\Delta P$  : gradient de pression total à travers le milieu  $\Delta P = P_2 - P_1$  (Pa),  $P_2$  et  $P_1$  étant les pressions appliquées à l'entrée ( $x=0$ ) et à la sortie ( $x=L$ ) respectivement.

#### 4.2.1.3.2. Cas des fluides compressibles

Dans le cas d'un fluide compressible (gaz) la loi de Darcy doit être appliquée de manière telle à prendre en compte l'effet de glissement à la paroi du capillaire. En effet, la vitesse d'écoulement varie en tout point avec la pression, même en régime permanent. En revanche le débit massique ( $G$ ) reste constant en tout point.

$$G = \rho v = -\frac{K_v}{\mu} \rho \frac{\partial P}{\partial x} \quad (4.21)$$

On considère un matériau homogène d'une longueur  $L$  en régime permanent (les pressions à l'intérieur du matériau sont à l'équilibre).

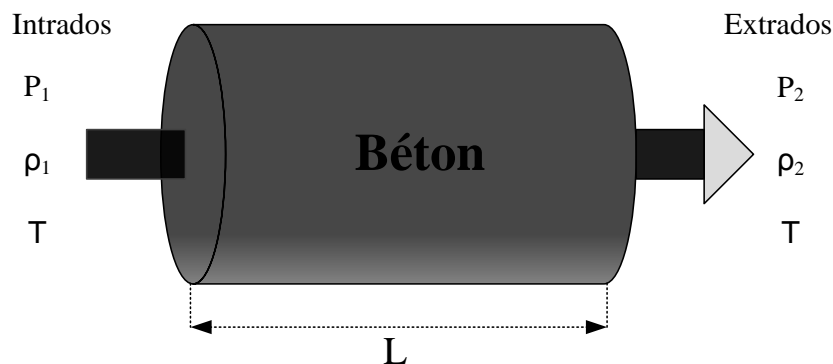


Figure 4.4. Ecoulement d'un gaz à travers un échantillon en béton

#### 4.2.2. Mesures et détermination de la perméabilité

##### 4.2.2.1. Détermination de la perméabilité apparente

Pour un milieu poreux, l'équation de la continuité massique entre deux extrémités s'écrit :

$$\rho_1 v_1 = \rho_2 v_2 = \rho v = -\frac{K_v}{\mu} \rho \frac{\partial P}{\partial x} \quad (4.22)$$

Avec  $v_1$  et  $v_2$  correspondent aux vitesses apparentes du fluide mesurées aux extrémités de l'éprouvette, et  $\rho_1$  et  $\rho_2$  les masses volumiques du fluide aux extrémités de l'échantillon.

Avec  $\rho$  : la masse volumique du fluide ( $\text{kg/m}^3$ ) donnée par la relation des gaz parfait

$$\rho = \frac{P m}{T R} \quad (4.23)$$

$P$  : pression de fluide (Pa),

$m$  : masse de fluide (kg),

$R$  : constante des gaz parfait,

$T$  : température de fluide ( $^{\circ}\text{K}$ ).

La perméabilité apparente ' $k_a$ ' est définie comme la perméabilité mesurée pour chaque gradient de pression appliqué. Dans le cas d'un écoulement visqueux et laminaire et pour les fluides compressibles, la perméabilité apparente n'est pas considérée comme la perméabilité intrinsèque du matériau, elle dépend de la pression d'injection.

Dans le cas d'un écoulement isotherme et uni-dimensionnel, la relation de Darcy donnant le débit  $Q$  ( $m^3/s$ ) pour les fluides compressibles s'écrit :

$$Q = -k_a \frac{A}{\mu} \frac{dP}{dx} \quad (4.24)$$

Avec  $A$  : surface de l'échantillon ( $m^2$ ),

$dp/dx$  : gradient de pression (Pa.s),

$k_a$  : la perméabilité apparente ( $m^2$ ).

L'équation précédente a été multipliée par  $P$ , puis intégrée sur la longueur de l'échantillon, en considérant  $Q_p$  constant en condition des rendements stationnaires nous avons:

$$QP_1L = k_a \frac{A}{2\mu} (P_2^2 - P_1^2) \quad (4.25)$$

Donc la relation donnant la perméabilité apparente est :

$$k_a = \frac{2\mu L Q}{A} \frac{P_1}{(P_2^2 - P_1^2)} \quad (4.26)$$

Où  $P_1$  : la pression appliquée à la face aval de l'éprouvette,

$P_2$  : la pression absolue appliquée à la face amont de l'éprouvette,

$Q$  : le débit volumique mesuré à la sortie où règne la pression  $P_1$ .

**NB** : Dans le cas des fluides incompressibles la perméabilité apparente est égale à la perméabilité intrinsèque du matériau.

#### 4.2.2.2. Détermination de la perméabilité intrinsèque

##### 4.2.2.2.1. Cas d'un écoulement laminaire

Comme nous l'avons vu précédemment, la perméabilité intrinsèque est définie comme une caractéristique intrinsèque du matériau, elle dépend de la viscosité du fluide. Dans le cas des écoulements laminaires les forces de viscosité sont prédominantes par rapport aux forces d'inertie. Il est constaté que pendant les essais de mesure de la perméabilité aux gaz des bétons, la relation entre la vitesse apparente du fluide et le gradient de pression appliqué ( $\Delta P^2$ ) est quasiment linéaire.

Deux approches permettent de calculer la perméabilité intrinsèque.

### Approche de Klinkenberg [KLI 41] :

Pour des niveaux de pression très élevés, Klinkenberg a déduit que la perméabilité est indépendante de la nature du fluide. La détermination de la perméabilité intrinsèque par la méthode de Klinkenberg est basée sur les mesures du débit volumique et de la perméabilité apparente pour différents gradients de pression appliqués. Ensuite, on trace la courbe de la perméabilité apparente en fonction de l'inverse de la pression moyenne (une relation quasiment linéaire dans le cas d'un écoulement visqueux). L'observation de Klinkenberg [KLI 41] des effets de la pression sur les perméabilités au gaz a conduit à introduire un terme tendant vers zéro quand la pression moyenne  $P_m$  tend vers l'infini (Figure 4.5), et il a proposé une relation entre la perméabilité apparente et la perméabilité intrinsèque qui permet de visualiser la part de l'écoulement visqueux et celle de l'écoulement de glissement.

$$k_a = k_v \left(1 + \frac{b^*}{P_m}\right) \quad (4.27)$$

Avec  $P_m = (P_2 + P_1)/2$  : pression moyenne d'écoulement (Pa),

$b^*$  : coefficient de Klinkenberg, qui dépend de la porosité du milieu et du gaz infiltrant.

La valeur de la perméabilité intrinsèque est obtenue par extrapolation, physiquement elle est définie comme la valeur limite de la perméabilité apparente  $k_a$  lorsque l'inverse de la pression moyenne du fluide infiltrant est nulle (la pression moyenne prend une valeur infinie). Cette valeur de  $k_v$  est considérée comme une limite séparant les deux écoulements (visqueux et non visqueux).

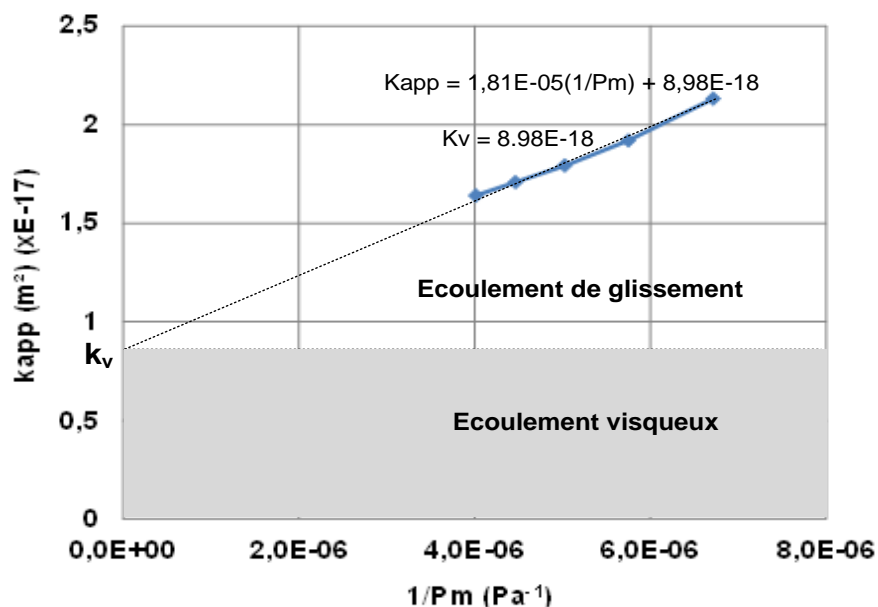


Figure 4.5. Exemple d'application de l'approche de Klinkenberg, obtenu sur un béton à haute performance non fibré (BHP0) (essai résiduel à l'air).

## Approche de Carman [CAR 56]

La procédure de détermination de la perméabilité apparente  $k_a$  avec l'approche de Carman est presque la même que celle de la méthode Klinkenberg, sauf qu'elle est basée sur la notion de débit massique par unité de surface  $G$  qui est proportionnel à la pression appliquée  $P_1$ .

$$G = \rho_1 v_1 = -\frac{P_1 M}{RT} v_1 \quad (4.28)$$

En traçant la courbe reliant  $G$  et la pression moyenne  $P_m$  et en appliquant l'équation (4.29) proposée par Adzumi [CAR 56], on peut déterminer la perméabilité intrinsèque relative à l'écoulement visqueux  $k_v$  et celle relative à l'écoulement non visqueux (glissement)  $k_{nv}$ .

$$G \frac{L}{\Delta P} = a P_m + b \quad (4.29)$$

« a » et « b » sont les constantes de Carman, « a » représente la pente de la relation  $G$  et  $P_m$  et « b » l'ordonnée à l'origine.

$$a = \frac{k_v M}{RT \mu} \quad (\text{g} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{Pa}^{-2} \cdot \text{s}^{-1}) \quad (4.30)$$

$$b = \frac{4}{3} \frac{M \bar{v}}{RT} k_{nv} \quad (\text{g} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{Pa}^{-2} \cdot \text{s}^{-1}) \quad (4.31)$$

La vitesse moléculaire est définie par :

$$\bar{v} = \sqrt{\left(\frac{8RT}{\pi M}\right)} \quad (4.32)$$

Avec  $M$  : masse moléculaire (g/mol).

$T$  et  $R$  : température (en K) et la constante des gaz parfaits ( $8,314472 \text{ N} \cdot \text{m} \cdot \text{mole}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$ ) respectivement.

Perraton 1992 [PER 92] a utilisé cette approche expérimentale pour les bétons à hautes performances.

La Figure 4.6 montre un exemple d'application de la méthode de Carman sur un béton BHP0.

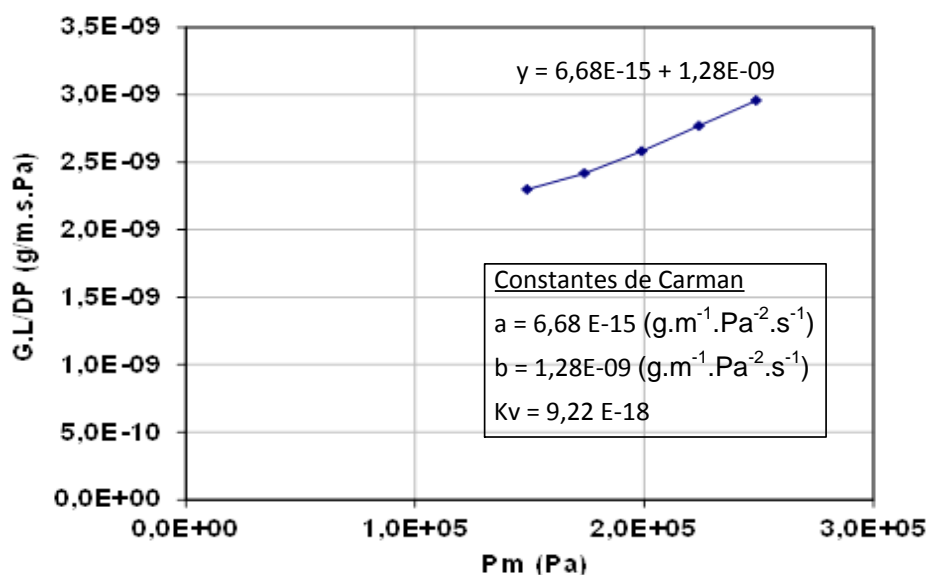


Figure 4.6. Exemple d'application de l'approche de Carman (essai résiduel à l'air), obtenu sur un béton à haute performance non fibré avec (BHP0).

#### 4.2.3. Paramètres influençant la perméabilité à l'air et à l'eau des bétons

La perméabilité du béton est influencée par deux facteurs principaux :

- la porosité (que l'on caractérise par la fraction volumique des pores, les tailles de pores et les surfaces spécifiques) et l'inter connectivité des pores dans la pâte de ciment et des microfissures dans le béton, particulièrement à l'interface pâte-granulats. La porosité et l'interconnectivité sont contrôlées par la majeure partie par la valeur du rapport E/C, le degré d'hydratation et l'état hydrique.
- la densité et la position des microfissures déterminées par le niveau de contrainte appliqué, externe ou interne. Les contraintes internes du béton se produisent en raison du retrait, des gradients thermiques, des changements brusques de l'environnement hygro-thermique et de facteurs causant l'instabilité volumétrique.

##### 4.2.3.1. Influence de la porosité

Il y a un lien entre la porosité et la perméabilité (la porosité du béton étant le rapport entre le volume des vides et le volume total). La porosité est une mesure des pores totaux présents dans le système, tandis que la perméabilité est liée à l'interconnectivité des pores. Il est bien constaté que la perméabilité est proportionnellement liée à la porosité, la perméabilité augmente avec l'augmentation de la porosité [KHA 03] comme le montre la Figure 4.7.

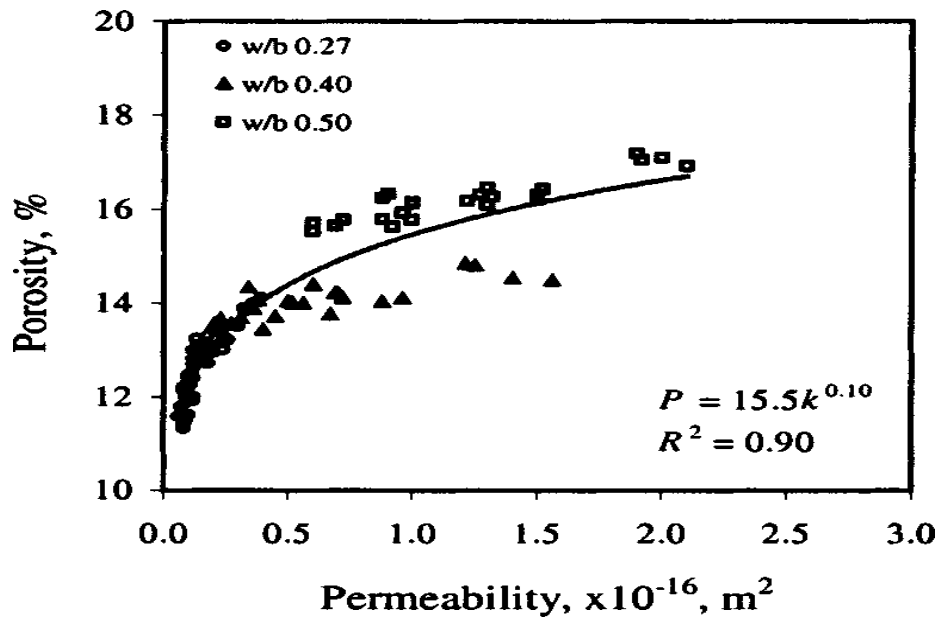


Figure 4.7. Relation entre la porosité et la perméabilité pour différent rapport E/C [KHA 03].

Un lien entre la porosité capillaire et la perméabilité aux gaz, pour les bétons auto-plaçant et le béton ordinaire, est proposé par Boel 2008 [BOE 08] sur la Figure 4.8. Ainsi, il est suggéré que les propriétés de transport dans le béton sont surtout déterminées par les pores capillaires [MAR 85] cité par [BOE 08].

A l'aide d'une porosimétrie mercure, Tsimbrovska [TSI 98] a montré que l'augmentation de la perméabilité entre 80 et 300°C est due à l'augmentation de la taille des pores : c-à-d la distribution de taille des pores monomodale évolue vers la taille des pores plus grande.

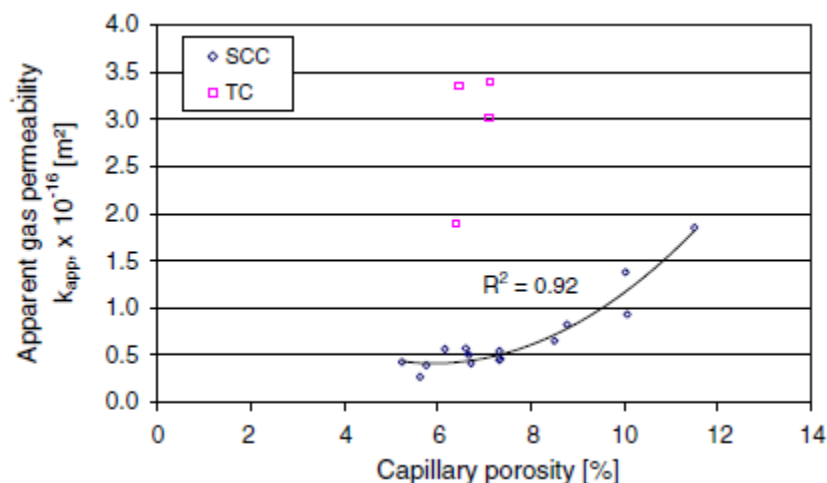


Figure 4.8. Relation entre la porosité capillaire et la perméabilité aux gaz pour le béton auto-plaçant [BOE 08] ( $P_{gaz} = 3$  bars) : SCC (Self-Compacting Concrete), TC (Traditional Concrete).

D'autres paramètres du réseau poreux peuvent influencer la perméabilité des bétons. Parmi ceux-ci, nous pouvons citer : la tortuosité et la constrictivité du réseau

lié à la taille des pores. D'après Scrivener, 2001 [SCR 01] (selon Choinska, 2006 [CHO 06]), L'effet de ces paramètres vis-à-vis de la résistance au flux est montré sur la Figure 4.9.

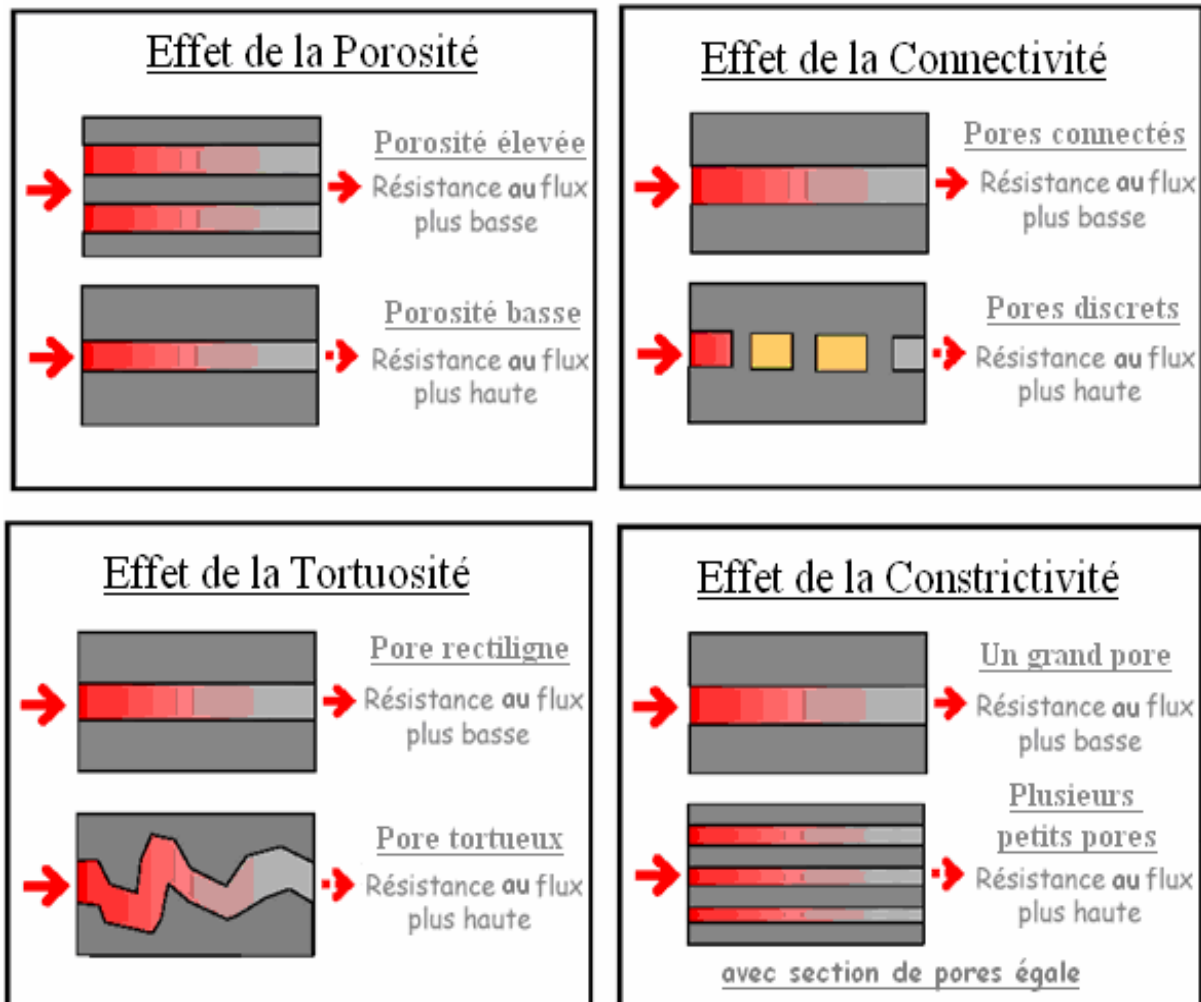


Figure 4.9. Effet des paramètres du réseau influençant la perméabilité [SCR 01]

Cette structure poreuse peut connaître des changements causés par plusieurs facteurs :

- le degré de saturation
- la sollicitation mécanique
- l'exposition en températures élevées
- l'addition des fibres

#### 4.2.3.2. Influence du degré de saturation

La valeur de la perméabilité au gaz des bétons dépend fortement de leur taux de saturation qui traduit le rapport entre le volume des vides remplie d'eau et le volume



total des vides, il est exprimé en pourcent. La perméabilité aux gaz varie considérablement avec la distribution et la quantité d'humidité présente dans le réseau poreux. Dans la campagne d'essai menée par Abbas [ABB 99], sur les mesures de la perméabilité en fonction de degré de saturation. Il est constaté que la perméabilité augmente successivement avec la diminution de degré de saturation des échantillons, la valeur de la perméabilité max est 100 fois plus grande que la valeur minimale mesurée (deux ordre de grandeur), correspondant à un degré de saturation de 90%. La Figure 4.10 présente la variation de la perméabilité en fonction du degré de saturation.

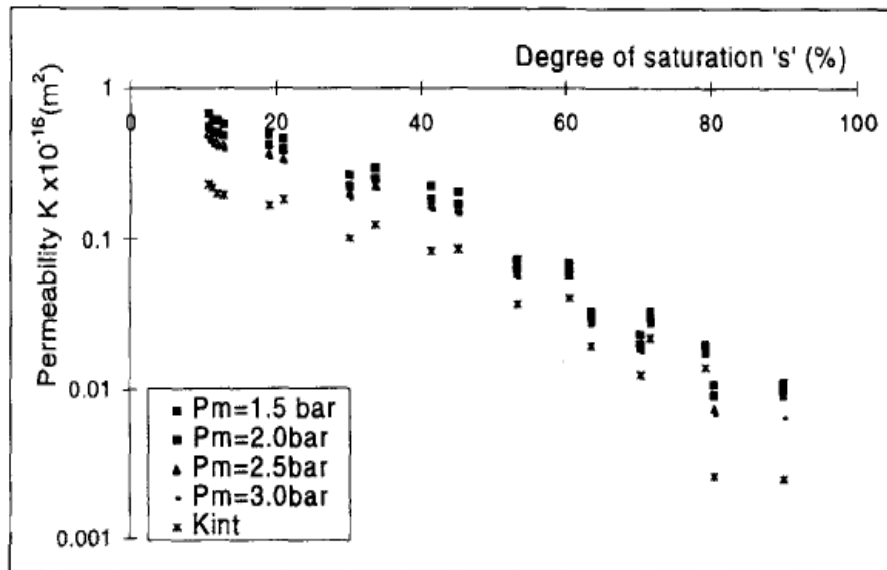


Figure 4.10. Variation du coefficient de perméabilité en fonction du degré de saturation [ABB 99].

Une relation logarithmique est proposée, à partir d'une courbe logarithmique, reliant la perméabilité intrinsèque et le degré de saturation.

$$k_v = \ln\left[\frac{a}{s^b}\right] \cdot 10^{-16} \text{ m}^2 \quad (4.33)$$

« a » et « b » sont des constantes de corrélation (pour le béton testé a=1.62 et b = 0.108), S : degré de saturation

En 2001, Villain et al [VIL 01] ont montrés que plus le degré de saturation est faible, plus la perméabilité aux gaz mesurée est forte. Durant le séchage les macropores sont vidangés avant les micropores. Il est constaté que la perméabilité d'un BHP augmente de  $1,2 \cdot 10^{-18}$  (S = 77 %)  $\text{m}^2$  à  $40,7 \cdot 10^{-18}$   $\text{m}^2$  (S = 0%) (La perméabilité est multipliée par un facteur de 34). En revanche pour un béton ordinaire pour les mêmes taux de saturation la perméabilité est multipliée par un facteur de 19 (de  $8,6 \cdot 10^{-18}$  à  $165 \cdot 10^{-18}$ ).

Notons que l'exploitation des courbes de sorption (cf. partie3) permet de déterminer un coefficient donnant la perméabilité relative aux gaz en fonction de la teneur en eau. Un exemple est détaillé dans la thèse de Mainguy [MAI 99].

Boel et al [BOE 08] ont présenté sur la Figure 4.11 un lien entre la perméabilité apparente et le degré de saturation pour les pressions 3, 4 et 5 bars. Une comparaison entre le résultat de calcul et l'expérimental est fait. Il est montré une relation inversement proportionnelle avec la pression et le degré de saturation. L'écart entre la perméabilité (avec les trois pressions) diminue en fonction de l'augmentation de degré de saturation.

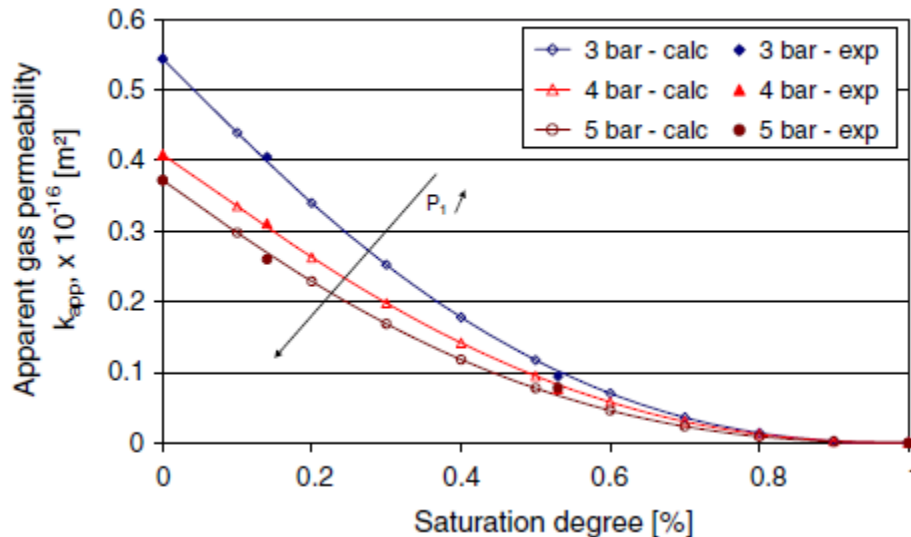


Figure 4.11. Variation de la perméabilité apparente en fonction du degré de saturation pour différentes pressions [BOE 08].

#### 4.2.3.3. Influence de chargement mécanique

Un autre facteur peut avoir des effets considérables sur la structure poreuse du béton : le chargement mécanique (compression ou traction). En effet, quand le béton est soumis à des sollicitations mécaniques et au-delà d'un certain seuil de sollicitation, des fissures apparaissent dans le matériau. Ces sollicitations endommagent le matériau en provoquant une augmentation de la porosité et une baisse de module d'élasticité. Deux types de fissuration sont généralement mis en évidence grâce aux méthodes expérimentales (microscopie optique, rayon X, propagation d'ondes ultrasonores...) :

- Fissuration au niveau de l'interface de la pâte de ciment-granulat (auréole de transition)
- Fissuration à travers le mortier.

Mehta [MEH 86] a proposé l'évolution des fissures en fonction de chargement en compression Figure 4.12.

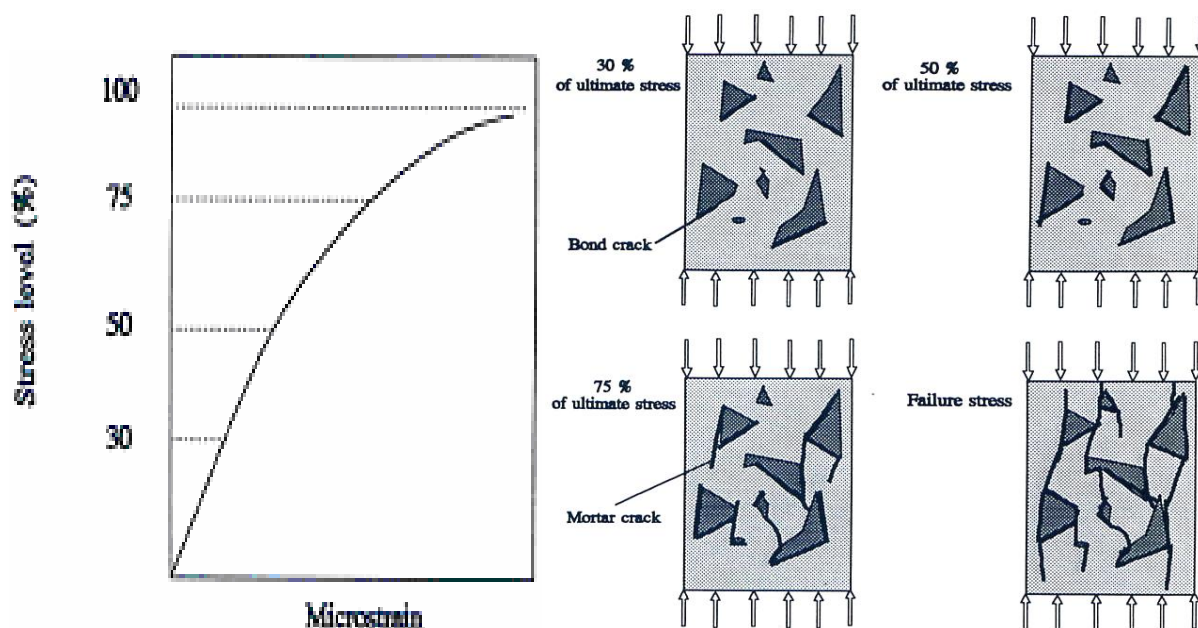
**Phase 1:** à partir de 30 % de la contrainte maximale : apparition des premières microfissures aux interfaces pâte-granulat. Jusqu'à 40-50 %, le comportement reste quasi linéaire. Dans cette phase du comportement, la fermeture des pores et des microfissures préexistantes a été observée [ACK 82]. Cette phase correspond ainsi à une contraction globale du volume.

**Phase 2** : au-delà de 60% et jusqu'à 75-85 % de la contrainte maximale, où le comportement devient non-linéaire. D'après Mehta [MEH 86], un réseau de microfissures se propage aux interfaces qui commencent à gagner la pâte déjà pour 75 % de la contrainte maximale.

**Phase 3** : jusqu'au pic de contrainte. Par effet de Poisson croissant, les extensions perpendiculaires à l'axe de chargement deviennent si importantes, que des microfissures parallèles à l'axe du chargement et à travers la pâte apparaissent [MEH 86], [SHA 87]. Ces microfissures rejoignent celles des interfaces, Au fur et à mesure que le chargement se poursuit, pour former des microfissures connectées dans le béton.

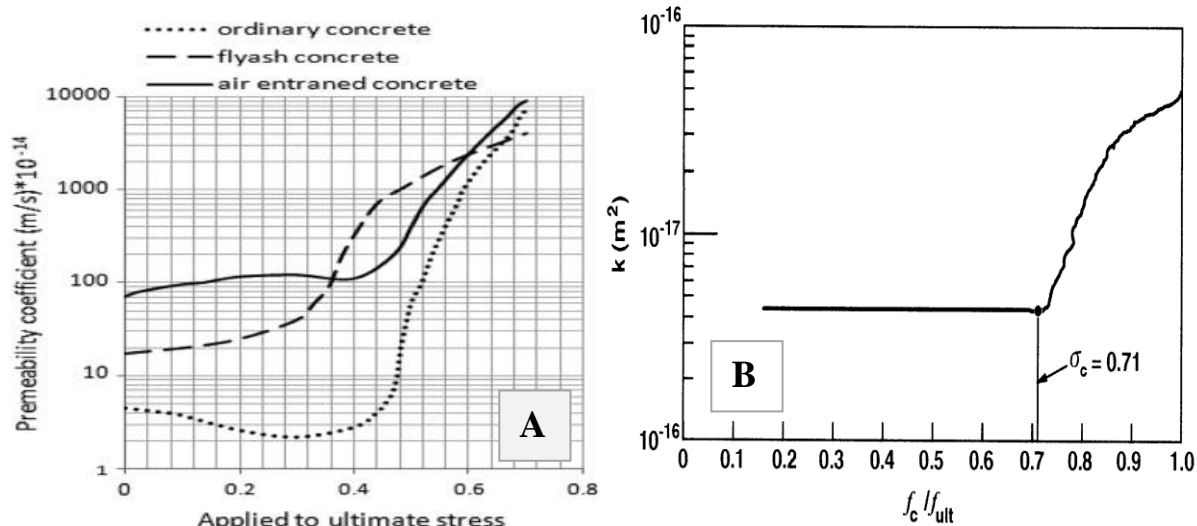
**Phase 4** : c'est la phase post-pic, une fois que la sollicitation dépasse la contrainte maximale, dans cette phase les microfissures deviennent des macrofissures et conduisant à la rupture du matériau.

Les fissurations provoquées par les sollicitations mécaniques, en compression comme en traction, créent des vides au sein du matériau. Ainsi, elles participent à l'augmentation de la porosité totale du matériau et provoquent une modification de la distribution de la taille des pores. Les microfissures connectent les pores initiaux, puis s'interconnectent entre elles pour former des macrofissures. En effet, la connectivité d'un tel réseau poreux fissuré augmente, en provoquant l'augmentation de la capacité de matériau d'être traversé par les fluides (perméabilité).



**Figure 4.12. Illustration schématique de la fissuration du béton chargé en compression [MEH 86].**

Les recherches menées sur ce point ont confirmées les hypothèses précédentes [KER 91], [HEA 98], [HEA 99] et [CHO 07]. Le type de l'effort appliqué (compression, tension et de flexion), le taux de chargement et le niveau de la charge, influencent la génération des fissures, ce qui affecte à leur tour les propriétés de transport au sein du béton. Enfin, notons que la fissuration est orientée, ce qui crée de l'anisotropie sur les propriétés d'écoulement au sein du matériau.



**Figure 4.13. Effet de niveau de chargement en compression sur la perméabilité : A) selon [KER 91] et B) d'après [HEA 98].**

La Figure 4.13. A, montre l'effet du niveau de chargement en compression simple sur la perméabilité (les mesures de perméabilité sont faites selon l'axe de chargement). La baisse de la perméabilité (ou une perméabilité constante) sous la compression est due à l'effet de la consolidation ou de la fermeture des vides et des microfissures dans le béton. Cela a été confirmé par Choinska [CHO 07] qui a observé que, jusqu'à environ un seuil de 85% de la force maximale, la perméabilité mesurée après la suppression de la force de compression a été plus élevée que la perméabilité mesurée au cours du chargement. Naturellement, au-delà de 85% de la charge ultime, il y a eu une augmentation rapide de la perméabilité due à la jonction des fissures avant rupture. Hearn, 1998 [HEA 98] a noté que la perméabilité au gaz (azote) a enregistré une plus faible valeur à 70% de la charge ultime (voir Figure 4.13.B).

Picandet et al [PIC 01] ont étudié la variation de la perméabilité des bétons (BN, BHP) soumis à un séchage en température et sous un chargement mécanique. Les échantillons ont subi différentes étapes de séchage (voir [PIC 01]). Il a été montré que la perméabilité des échantillons séchés à  $105^\circ\text{C}$  est plus importante que celle obtenue avec un séchage à  $60^\circ\text{C}$  (Figure 4.14). La faible perméabilité de BHP est expliquée par le fort taux d'humidité ( $> 70\%$ ), et même après séchage à  $60^\circ\text{C}$  pendant un mois, une quantité d'eau reste dans les capillaires. Il est montré que l'augmentation absolue de la perméabilité ( $k_{v(d)} - k_{v0}$ ) (différence entre la perméabilité des échantillons séchés non endommagés et la perméabilité des échantillons séchés et endommagés) est plus importante dans le BN que dans le BHP. Picandet a expliqué cette forte perméabilité dans le BN par une zone de fissuration spécifique plus importante dans le BN que dans le BHP. La Figure 4.15 présente l'évolution de l'augmentation absolue de la perméabilité ( $k_{v(d)} - k_{v0}$ ) en fonction de l'endommagement obtenu par Picandet et al [PIC 01].

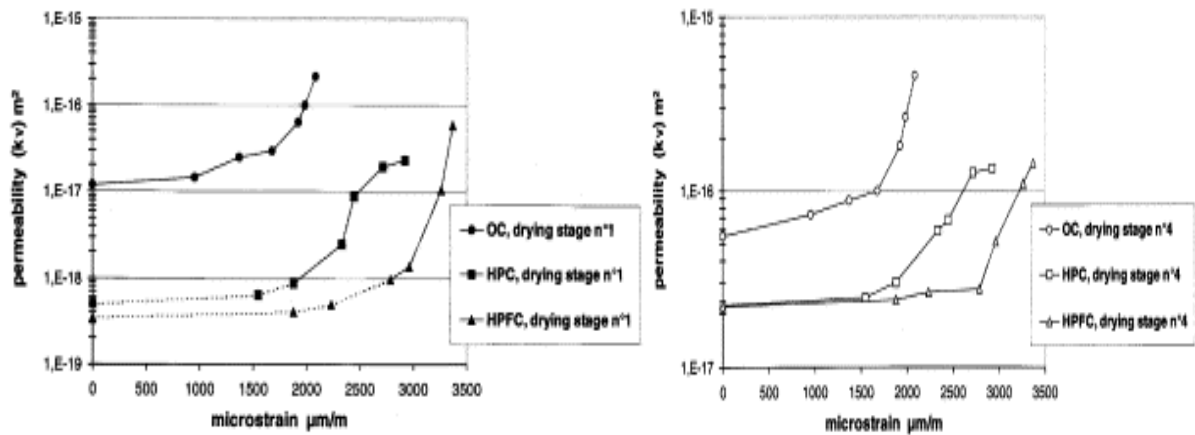


Figure 4.14. La perméabilité en fonction des déformations longitudinales (à gauche, Séchage à 60°C et à droite séchage à 105°C) [PIC 01].

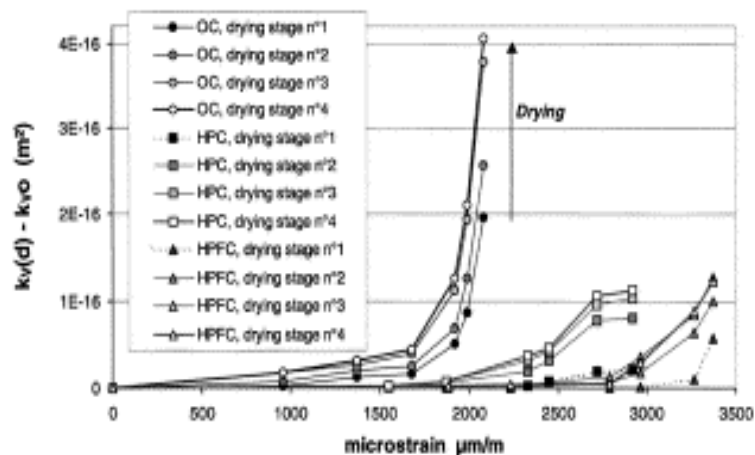


Figure 4.15. L'augmentation absolue de la perméabilité en fonction de la déformation longitudinale [PIC 01].

Que ce soit l'eau ou l'azote, il est clair que tant que le béton est comprimé, le réseau préexistant des canaux à savoir, les pores et les microfissures intrinsèques, sont resserrés au départ. Par conséquent, la perméabilité baisse jusqu'à un niveau de charge correspondant à la coalescence des microfissures.

Choinska et al [CHO 07] ont présentés une étude de l'effet du chargement mécanique et de température sur la perméabilité des bétons. La perméabilité est mesurée avant et après chargement. Il a été montré que pour des niveaux de contrainte appliqués faibles et moyens, la perméabilité mesurée après le déchargement est légèrement supérieure à celle obtenue pendant le chargement. Pour des niveaux de contrainte maximale appliquée élevée, au-delà d'un seuil correspondant à 80% de la contrainte pic à 20 ° C, et près de 90% à 105 ° C et 150 ° C, la tendance inverse est observée [CHO 07]. Il a été observé une diminution de la perméabilité dans la phase quasi-élastique de comportement du béton. Comme le comportement est réversible dans cette phase, seul le volume des canaux d'écoulement (les pores et les microfissures) est touché et aucune connectivité supplémentaire n'est créée.

#### 4.2.3.4. Effet de la composition de béton : Les agrégats

Il est bien connu que la zone de transition interfaciale peut affecter la perméabilité du béton, comme elle est très poreuse et plus sensible à la fissuration Figure 4.16. Toutefois, lorsque l'échantillon est soumis à un chargement, l'exclusion de gros granulats dans le mélange est réellement préjudiciable et les résultats augmentent 2 à 3 fois plus le transport des fluides dans le béton [SAM 92]. Dans la majorité des cas, les agrégats présentent une perméabilité plus faible que la pâte de ciment hydraté et il est clair que la perméabilité du béton dépend plus de la perméabilité intrinsèque de ses composants que de leur interface. Tsukamoto [TSU 90] a montré que, la présence des agrégats de grande taille a conduit à une baisse de la perméabilité des fluides (Figure 4.17), Ceci souligne l'importance de la microfissuration dans la matrice, par opposition au développement des fissures interfaciales. Le type des granulats peut influencer la perméabilité du béton, il est montré que la perméabilité du béton avec des agrégats légers (d'origine argileux d'une densité de  $650 \pm 25 \text{ kg/m}^3$ , la taille des agrégats varie entre 4 et 8 mm) est inférieur à celle d'un béton avec des agrégats normaux (la profondeur de pénétration de l'eau enregistré pour le béton contenant des agrégats légers était d'environ un tiers de celle du béton avec des agrégats normaux, après 12 jours sous la pression de l'eau de 4 MPa) [SEN 01]. Cette différence de perméabilité des bétons légers est probablement attribuée à une zone interfaciale entre les agrégats et la matrice plus dense comparée à celle de béton normal.

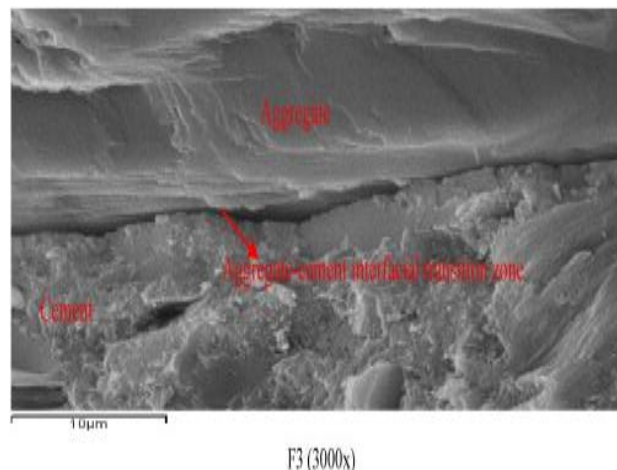


Figure 4.16. Microstructure de la zone de transition interfaciale [SUN 09]

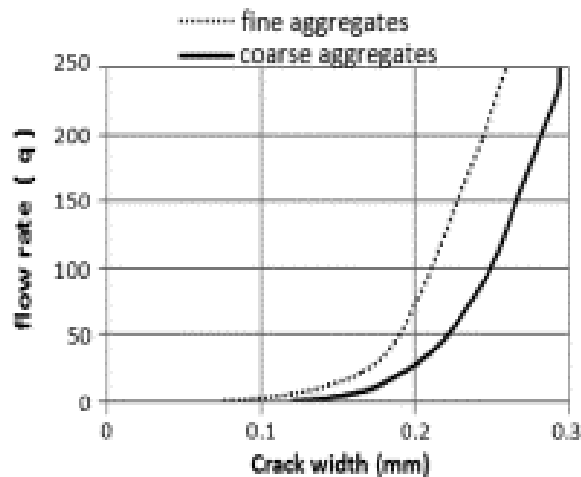


Figure 4.17. Effet de la taille des agrégats sur le débit [TSU 90]

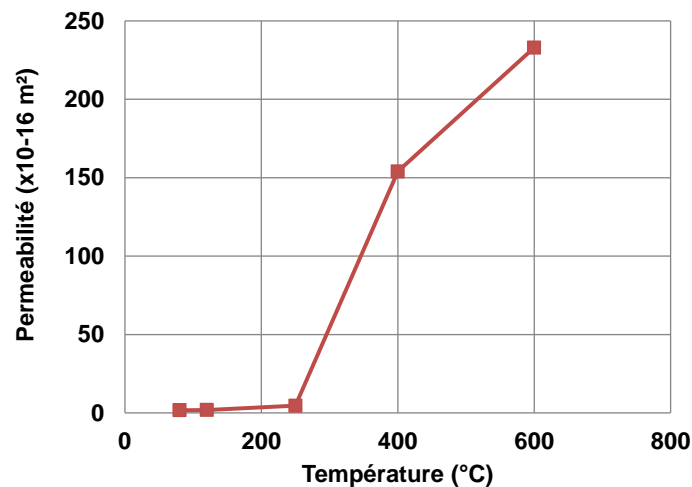
#### 4.2.3.5. Influence de la température et du séchage

Une structure en béton exposée à une humidité relative environnante inférieure à celle régnant au sein du matériau subit alors un déséquilibre hygrométrique (c-à-d. lors du décoffrage ou la fin de cure des bétons lors de leur soumission à l'air ambiant). Ce déséquilibre se traduit alors par un mouvement de l'eau de l'intérieur du matériau vers l'extérieur pour rétablir l'équilibre, conduisant au séchage de celui-ci. La prise en compte du transport de l'eau au sein du béton est donc d'une grande importance, le séchage s'accompagnant généralement d'effets structuraux, du fait du gradient de déformations induit. Il a été noté que l'humidité relative influence de façon très importante les propriétés de transfert (diffusivité, perméabilité).

L'élévation de la température entraîne des phénomènes très complexes dans le béton, dont la prévision s'avère plutôt difficile, notamment à cause de son hétérogénéité et des changements de phases. Un chauffage du béton entraîne des transferts de chaleur, de masse, des phénomènes d'hydratation et de déshydratation, de forts changements de la microstructure du béton et donc des propriétés thermiques, hydriques et mécaniques de celui-ci. Quand la température augmente dans une structure en béton, les propriétés de transport sont fortement affectées. La perméabilité et la diffusivité sont les plus importantes propriétés de ce type pour les matériaux cimentaires. Elles sont sensibles aux changements de température, de porosité et aux phénomènes de microfissuration. Pour des températures comprises entre 30 et 120 °C, l'évaporation de l'eau (eau libre et adsorbée) présente dans le béton est la cause principale des changements de sa microstructure (les espaces occupés par les molécules d'eau deviennent vides). La deuxième cause de l'augmentation de la perméabilité lors de l'exposition à des températures élevées est la formation des microfissures dans le béton (pour des températures supérieures à 200°C), il est montré que la distribution des tailles des pores est caractérisée par un pic qui s'élargit à une taille plus grande quand la température augmente.

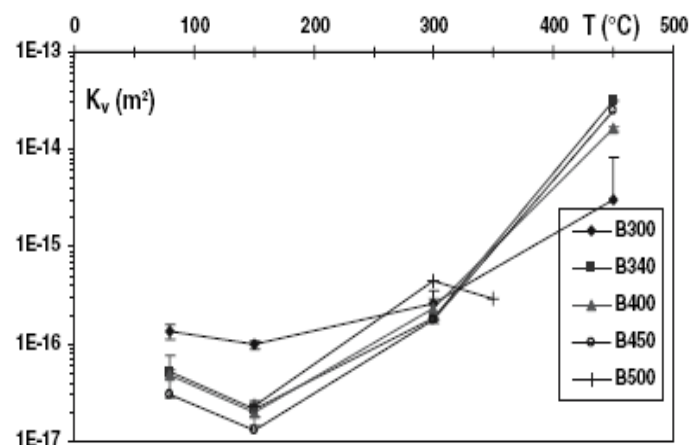
Plusieurs recherches ont été menées sur l'évolution de la perméabilité des bétons en fonction de la température [ZEI 06], [ZEI 08], [KAL 01], [KAN 07], [LIU 08] [NOU 09] [MIN 09] et bien d'autre. En effet la majorité des résultats de la littérature montrent que la température peut endommager la structure poreuse et que la perméabilité

augmente proportionnellement avec la température. La figure suivante montre quelques résultats obtenus par [MIN 09] sur les bétons à haute performance B60 (60MPa). Selon l'auteur, une augmentation de 62% de la perméabilité a été constatée à 250°C. Alors qu'à 400°C l'augmentation est de l'ordre de 98%.



**Figure 4.18. Variation de la perméabilité des bétons sans fibre en fonction de la température : valeur tiré de [MIN 09]**

Il a été démontré que les flux utilisent le chemin le plus grand et le plus droit (qui est le mieux connecté et moins tortueux) [KAT 86], [CHA 87] cité par [KAL 01], et que la perméabilité est contrôlée par le plus petit lien de ces chemins connectés.

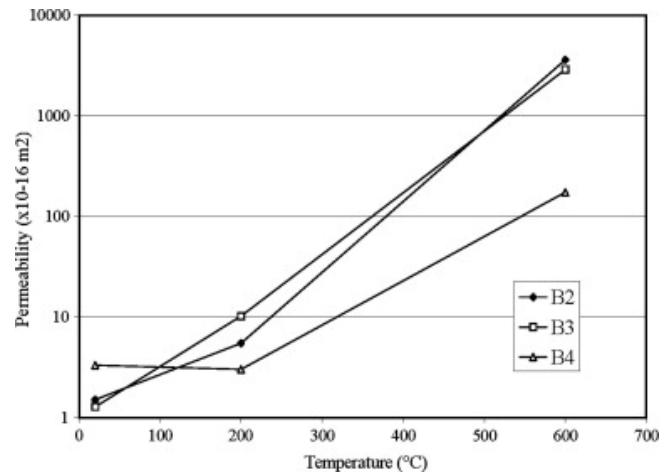


**Figure 4.19. Perméabilité en fonction de la température [KAN 07].**

Poon et al [POO 01] ont rapportés que tous les spécimens de béton à haute performance ont montrés une très faible perméabilité à 20 °C. Toutefois, au fur et à mesure que la température augmente, une importante perte de l'imperméabilité (2500-9000% à 800 °C) a été observée, et il a montré [POO 03] que la perte de l'imperméabilité (2000-10700%) a été probablement due à la fissuration interne et à l'augmentation de l'épaisseur de la structure des pores de béton à hautes températures. Janotka et al [JAN 03] ont indiqués que la perméabilité des bétons a augmenté rigoureusement avec l'augmentation de la température. Noumowe et al [NOU 09] ont confirmés les résultats obtenus précédemment Figure 4.20, pour un BHP de référence la perméabilité est multiplié par un coefficient de 2400 entre 20 et



600 °C, en revanche pour un BHP avec des fibres le coefficient égale à 2223 et égale à 57 pour un BHP avec des agrégats légers.



**Figure 4.20. Augmentation de la perméabilité pour trois types de BHP en fonction de la température [NOU 09].**

#### 4.2.3.6. Effet des fibres de polypropylène sur la perméabilité

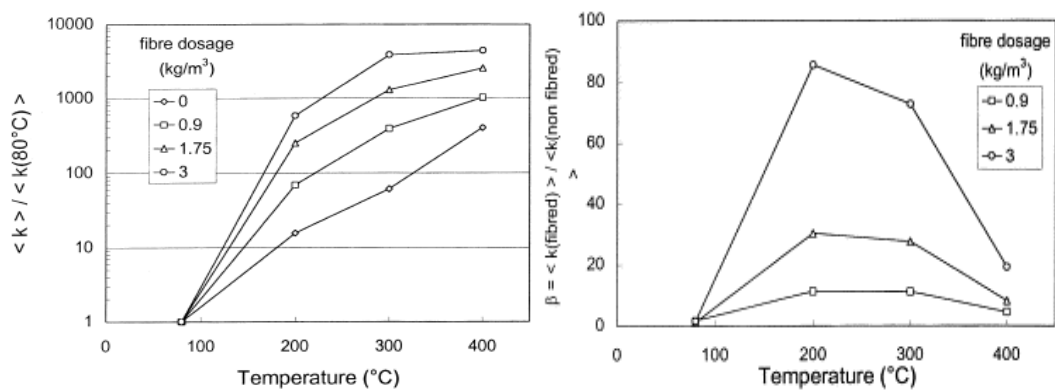
Les travaux menés ces dernières années sur le comportement des bétons à haute température se sont focalisés plutôt sur le rôle des fibres et leur influence sur la microstructure de béton. Que ce soit des fibres naturelles ou synthétiques, parmi ce type de fibre, on peut citer les fibres de polypropylène, les fibres de nylon, les fibres de cellulose et les fibres de jute etc. Dans le but de diminuer les risques d'écaillage et d'éclatement dans les structures en béton ou les tunnels lors d'un incendie, plusieurs auteurs trouvent que la solution adéquate c'est d'introduire une quantité de fibres dans la composition de béton ([ZEI 06, [ZEI 08] [KAL 01] [Liu 08], [NOU 09], [OZA 09]). Il apparaît que les fibres les plus utilisées et les plus conseillées dans la littérature sont les fibres de polypropylène en raison de leurs caractéristiques et de leurs comportements en température. Comme nous l'avons vu dans le chapitre 2, les fibres de PP fondent autour de 165°C et créent des vides supplémentaires dans la structure poreuse du béton.

La question qui se pose, la longueur et le dosage des fibres ont-ils un impact sur l'évolution de la perméabilité? Une étude menée par Hager [HAG 04] montre que l'utilisation des fibres de polypropylène de longueur différente (6,12 et 19 mm) a un léger impact sur la perméabilité résiduelle, l'utilisation de 0.9kg/m<sup>3</sup> de fibre de 12 mm de long a multiplié la valeur de perméabilité par 12 par rapport à sa valeur initiale quand le béton est chauffé à 200°C. Alors que, quand le dosage est doublé (1,8 kg/m<sup>3</sup>) un facteur de 45 est enregistré. Pour les fibres de 19 mm de long, la perméabilité est supérieure à celle mesurée avec des fibres de 12mm de long, mais le dosage n'a pas un impact aussi important que celui des fibres de 12mm sur la perméabilité [HAG 04]. Kalifa et al [KAL 01] a montré, dans une étude sur l'influence du dosage des fibres sur la perméabilité des bétons, que les bétons fibrés ont un comportement complètement différent par rapport à celui des bétons sans fibres : la perméabilité résiduelle dans le cas de béton fibré suit une progression de type logarithmique avec la température. Cette tendance est plus marquée pour un dosage égal à 3 kg / m<sup>3</sup> ce qui explique que la perméabilité "k" est multipliée par près de 600

entre 80 ° C et 200 ° C (voir Figure 4.21). Cela signifie que l'augmentation de la perméabilité est essentiellement contrôlée par les fibres dès qu'elles fondent.

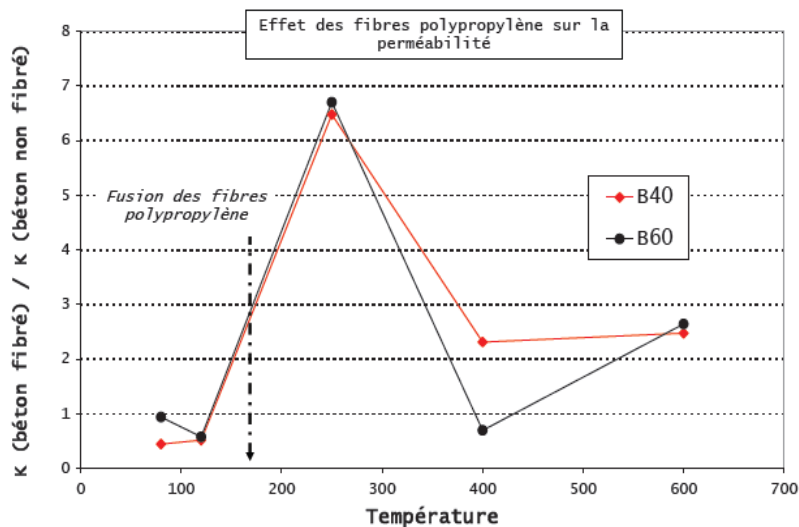
Pour des températures inférieures à 200°C, selon Kalifa et al [KAL 01] la perméabilité est influencée par les fibres et le départ d'eau libre et adsorbée. En revanche au-delà de 200°C la perméabilité est beaucoup plus influencée par la fissuration et la quantité de fissures que par les fibres de polypropylène (figure 4.21).

Noumowé et al [NOU 09] ont montrés que l'effet des fibres est important, lois de la fusion, pour des températures inférieures à 200°C, puis la perméabilité est beaucoup plus influencée par la fissuration que par les fibres ( $T > 200^{\circ}\text{C}$ ). La Figure 4.20 présente l'évolution de la perméabilité de trois bétons, un sans fibres (B2), le deuxième avec dosage en fibres de polypropylène (13 mm de long, 150 $\mu\text{m}$  de largeur et 50  $\mu\text{m}$  d'épaisseur) de 2kg/m<sup>3</sup> (B3) et le troisième avec des granulats légers (B4).



**Figure 4.21. Influence de dosage des fibres sur la perméabilité [KAL 01].**

Mindéguia, 2009 [MIN 09] a également montré que l'addition des fibres de polypropylène de 2 kg/m<sup>3</sup>, peut augmenter la perméabilité de béton de 6 à 7 fois après leurs fusions ( $T > 165^{\circ}\text{C}$ ). La Figure 4.22 présente le rapport entre la perméabilité d'un béton fibré et celle d'un béton non fibré.



**Figure 4.22. Effet des fibres de polypropylène sur la perméabilité en fonction de la température [MIN 09]**

#### 4.2.4. Mesure de la perméabilité à chaud (sous température élevée)

##### 4.2.4.1. Quelques méthodes utilisées dans la littérature

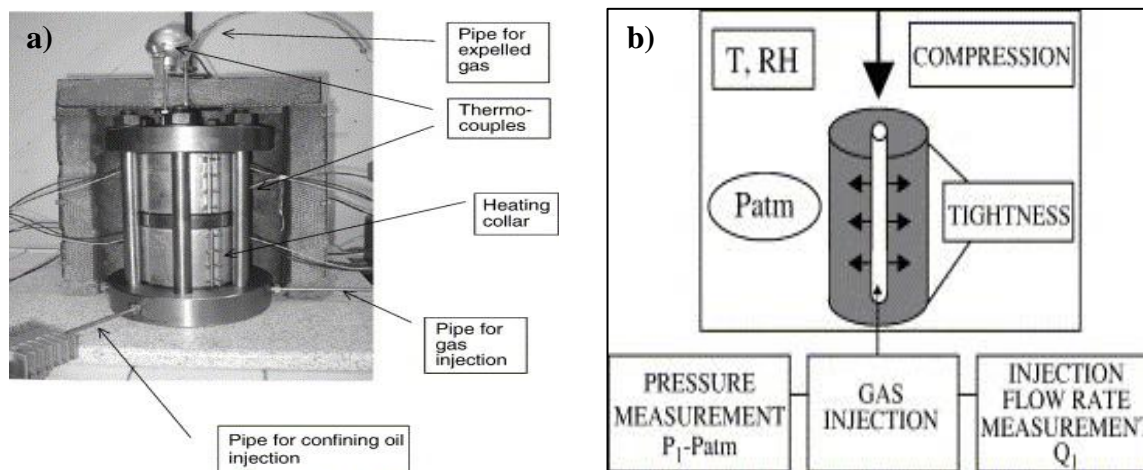
La quantification de la perméabilité à chaud est étudiée dans la littérature en utilisant soit des mortiers, dans les travaux de Lion et al [LIO 05], soit des bétons dans ceux de Choinska et al [CHO 07] dans une plage de température comprise entre 20 et 200°C.

Lion et al 2005 ont présentés une méthode pour estimer la perméabilité sous une température constante. Les mesures de perméabilité à chaud effectuées sont basées sur un écoulement quasi-permanent de gaz. Les mesures sont faites à l'aide d'un appareil qui permet d'estimer la perméabilité pour des températures jusqu'à 200°C et sous une pression de confinement fixé à 4 MPa. L'écoulement est effectué verticalement. Des éprouvettes cylindriques de 37 mm de diamètre et de 70 mm de hauteur ont été utilisées. La Figure 4.23 (a) présente le dispositif expérimental utilisé par Lion et al [LIO 05].

Les échantillons sont préalablement séchés à 60°C puis sont testés à 25, 105 et 200°C. Le temps d'attente nécessaire d'atteindre le régime quasi permanent est de 8h à 105°C ou 200°C.

Choinska 2006 a utilisé une méthode de détermination de la perméabilité en fonction de la température avec la possibilité d'y associer à chargement mécanique (plus de détails dans [CHO 06]). La plage de température utilisée est 20 – 150 °C, les échantillons ont été chauffés dans une chambre climatique qui permet de chauffer le béton. Des éprouvettes cylindriques trouées de 110 x 220 mm sont utilisées. Les échantillons ont été préséchés à 80°C pendant un mois dans une étuve ventilée puis à 105°C jusqu'à masse constante. L'état sec a été également maintenu au cours des essais de perméabilité autant que possible en utilisant l'enceinte climatique. Par contre pour des températures supérieures à 150 ° C, ce n'était pas faisable.

Une fois l'échantillon est retiré de l'étuve, il est conservé dans un dessiccateur placé à 20°C pendant 48h. Ensuite il est placé dans une cellule pour l'essai de perméabilité puis enfermé dans l'enceinte climatique. Après l'essai à 20°C le spécimen est porté à 105 et 150°C avec une vitesse de chauffe de 10°C/h, les mesures de perméabilité commencent après 60h de chauffe à la température T. La Figure 4.23 (b) présente le dispositif expérimental utilisé par Choinska et al [CHO 07].



**Figure 4.23. Dispositifs de mesures de perméabilité sous température : à gauche selon [LIO 05], à droite selon [CHO 07].**

Les résultats obtenus par [LIO 05] montrent que l'élévation de la perméabilité intrinsèque mesurée à chaud est de 12,5 % et de 66% à 105°C et 200°C respectivement. L'auteur a constaté que la perméabilité intrinsèque mesurée à chaud à 200°C est plus faible que celles mesurée en résiduel à 150°C ou à 250°C. Ce qui prouve que les microfissurations sont plus importantes dans les essais résiduels [LIO 05]. Ceci a été expliqué par l'effet de la pression de confinement (4 MPa pendant le chauffage) qui peut diminuer le développement des microfissures. La Figure 4.24 présente les résultats obtenus par Lion et al 2005 [LIO 05].

Choinska et al 2007 [CHO 07], avec le système présenté dans la Figure 4.23 (b), a montré que la perméabilité intrinsèque d'un béton sans chargement mécanique augmente légèrement entre 20°C et 150°C, comme le montre la Figure 4.25. Une augmentation maximale de 1,1 et de 1,3 a été remarquée à 105°C et 150°C respectivement. Il a été observé que, lorsque le matériau subit des cycles de chauffage jusqu'à 105 °C, la perméabilité initiale est retrouvée après refroidissement. Cependant, contrairement aux températures de 40 °C, 60 °C, 80 °C et 105 °C, la perméabilité mesurée après refroidissement à 20 °C sur une éprouvette qui a été chauffée à 150 °C est supérieure à la perméabilité mesurée sur la même éprouvette sous 150 °C (voir Figure 4.25). Selon l'auteur cette différence de perméabilité peut être attribuée soit à l'éventuel endommagement créé par refroidissement de l'éprouvette, ou au phénomène de la succion capillaire (la variation de la pression entre l'air et l'eau capillaire).

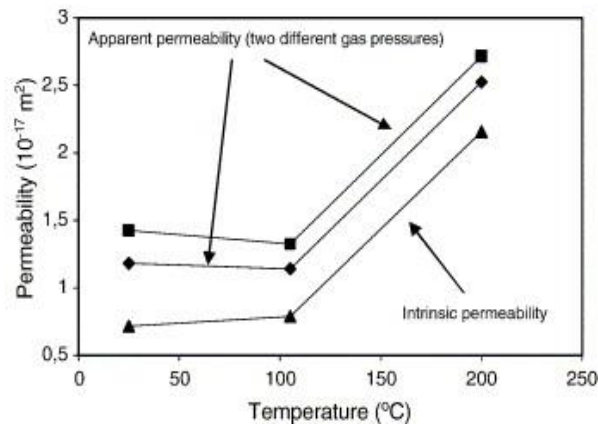


Figure 4.24. Evolution de la perméabilité intrinsèque mesurée à chaud [LIO 04] et [LIO 05].

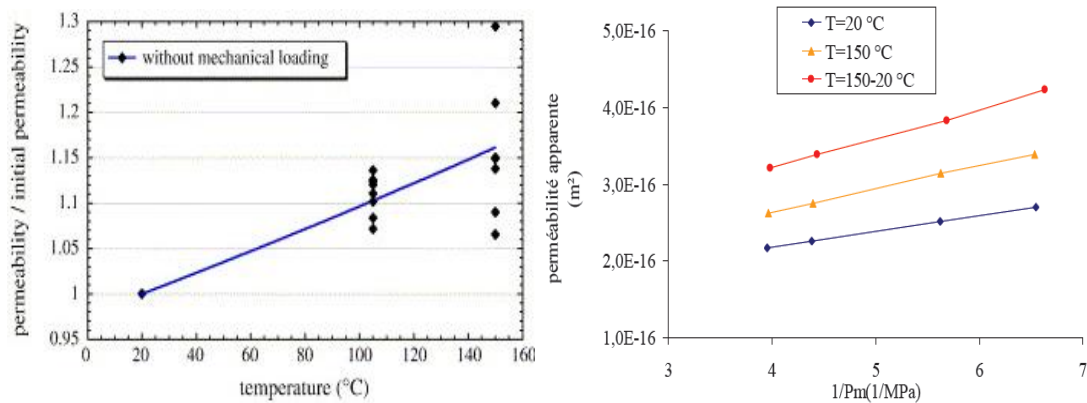


Figure 4.25. Evolution de la perméabilité intrinsèque mesurée à chaud [CHO 07] (à gauche). Evolution de la perméabilité apparente à chaud et après refroidissement à 150°C (à droite) [CHO 06].

La synthèse bibliographique nous a permis de mettre en point les différents écoulements dans le matériau poreux (béton), la détermination de la perméabilité pour chaque type d'écoulement et les importants paramètres pouvant influencer la perméabilité des bétons, à savoir : la température, le degré de saturation, la densification de la matrice cimentaire et la présence des fibres de polypropylène. Dans la suite de cette partie du document, nous allons présenter l'approche expérimentale suivie pour quantifier la perméabilité des bétons portés en température. Les méthodes de mesure et les paramètres influençant l'évolution de la perméabilité seront ainsi développés.

## 4.3 Etude expérimentale

Le présent paragraphe précise en premier lieu les objectifs fixés pour cette partie de l'étude, ensuite il décrit les méthodes d'essais utilisées pour pouvoir caractériser les transferts dans les bétons et enfin présente le programme expérimental choisi pour réaliser les essais.

### 4.3.1. Objectifs et paramètres d'étude

Cette partie explique les démarches et les différentes méthodologies expérimentales adoptées pour

- comprendre les phénoménologies relatives au transfert dans les investigations
- quantifier la perméabilité
- étudier l'influence des paramètres sélectionnés sur l'évolution de la perméabilité au sein du béton.
- mettre en comparaison nos résultats et ceux de la littérature.

Pour répondre aux objectifs fixés, plusieurs paramètres ont été étudiés, l'effet de la procédure de mesure sur les valeurs de perméabilité (essai résiduel et à chaud d'une part et l'enchaînement d'essais sur une même éprouvette d'autre part), le type de béton (béton ordinaire et à haute performance), l'effet de fibres de polypropylène sur la perméabilité (dosage et type de fibre) et la nature du fluide utilisé (air et vapeur).

Le domaine d'investigation en température se limite aux températures inférieures à 200°C. Notons, qu'il s'agit d'une plage de température sur laquelle, il existe très peu de résultats expérimentaux. De plus, avant 200°C, le matériau béton se fissure peu, il est donc possible de mener une investigation sur un matériau relativement homogène et non fissuré.

#### 4.3.1.1. La procédure de mesure :

Deux types d'investigations expérimentales ont été adoptés pour caractériser la perméabilité des « bétons d'étude ». Dans les deux cas, pour obtenir des valeurs caractéristiques, il est important que les matériaux soient dans un état homogène quant à l'état hydrique et thermique. Les essais sont menés essentiellement en état stationnaire. Des observations expérimentales complémentaires permettent de mettre en évidence ce qui se passe dans les situations transitoires.

**Essais résiduels** : dans ce cas les échantillons sont préchauffés dans une étuve ventilée à une température  $T$  donnée jusqu'à poids constant puis refroidis pendant un temps  $t$  ( $t > 24$  heures). Dans ces essais seule la perméabilité à l'air a été déterminée.

**Essais à chaud (sans refroidissement)** : contrairement aux essais résiduels, l'essai à chaud est effectué à la température  $T$  (sans passer par la période de refroidissement). Un banc d'essai particulier a été mis en place pour réaliser les essais à chaud (le dispositif expérimental est détaillé ultérieurement). Les échantillons sont chauffés, dans une cellule d'essai mise en place, à une

température T pendant une durée suffisante pour assurer le séchage et l'équilibre hydrique de l'échantillon à cette température. Ensuite l'échantillon est testé premièrement à l'air puis à la vapeur à partir d'une certaine température ( $T \geq 135^{\circ}\text{C}$ ). Ainsi, les essais à chaud sont réalisés en utilisant l'air ou la vapeur d'eau. Il est aussi montré les résultats sont liés à la procédure d'essai.

#### **4.3.1.2. Le type de béton :**

Pour pouvoir estimer la perméabilité en fonction de type de béton, plusieurs formulations de béton sont utilisées, un béton ordinaire, un béton à haute performance sans fibres de polypropylène et des bétons à haute performance avec différents dosage en fibres. Les formulations détaillées des matériaux d'étude sont présentées dans le tableau 2.1 de la partie 2.

#### **4.3.1.3. Effet de fibres de polypropylène**

Dans le but d'étudier l'effet des fibres de polypropylène sur la perméabilité, nous avons choisi des dosages proches de ceux présentés dans la littérature, utilisés industriellement et recommandés par l'Eurocode 2. Deux types de fibres ont été utilisés. Les différents dosages et les types de fibres sont présentés dans la partie 2.

#### **4.3.1.4. Type de fluides**

Les essais de perméabilité ont été menés sur deux types de fluide, l'air et la vapeur d'eau. L'air utilisé est de type air liquide de marque Alphagaz, il est constitué d'un mélange de 80% d'oxygène et 20% d'azote. La vapeur est obtenue par l'évaporation de l'eau à l'aide d'un module de production de vapeur mis en place dans le cas des travaux de thèse d'Yvan BILLARD [BIL 03] et Abdeslam LAGHCHA [LAG 06].

### **4.3.2. Méthodologie expérimentale**

#### **4.3.2.1. Conservation et préparation des corps d'épreuve**

A partir de la même gâchée, des éprouvettes cylindriques de dimensions  $\Phi 15 \times 30$  cm et  $\Phi 11 \times 22$  cm ont été réalisées. Le premier type d'éprouvettes ( $\Phi 15 \times 30$ ) est destiné aux essais résiduels et le deuxième type ( $\Phi 11 \times 22$ ) pour les essais à chaud.

Toutes les éprouvettes utilisées dans cette campagne expérimentale ont suivi la même cure et le même conditionnement conformément à la norme NFP 18-404 (1981) qui donne des recommandations voisines de celles de l'AFPC-AFREM [AFP 97].

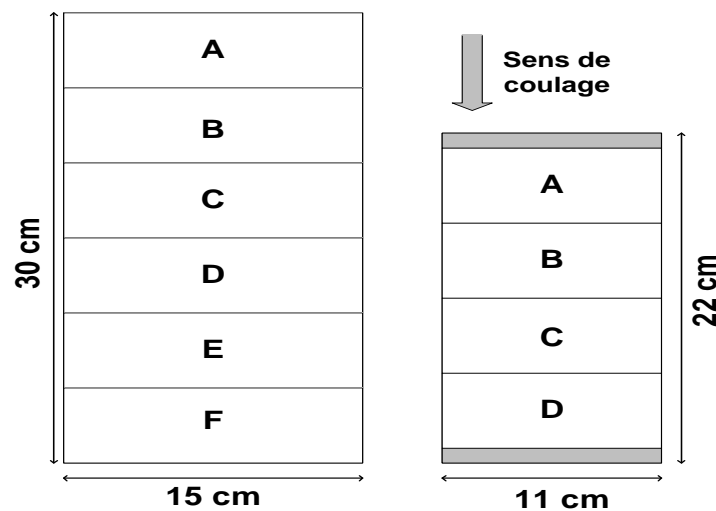
Après le coulage, les éprouvettes ont été conservées pendant 24 heures en chambre humide à  $20^{\circ}\text{C}$  et 95 % d'humidité relative. A l'issue de ce temps de conservation initiale, elles ont été démoulées, ensuite conservées dans l'eau pendant 28 jours. Ce type de conservation est le plus favorable vis-à-vis du processus d'hydratation du ciment. Ensuite, elles ont été transférées dans une salle à  $20^{\circ}\text{C} \pm 2^{\circ}\text{C}$  avec une humidité relative supérieure à 80%. Enfin Les échantillons sont découpés en rondelles de 5 centimètres d'épaisseur, à l'aide d'une scie à disque. Pour avoir les échantillons les plus représentatifs, seules les deux rondelles du milieu de chaque éprouvette ont été utilisées pour les mesures de la perméabilité. Ceci car la partie

supérieure d'une éprouvette coulée verticalement est la partie la plus poreuse de l'échantillon et la partie inférieure la plus dense [SHE 97]. Cette démarche permet de réduire les dispersions sur la quantification de la perméabilité, relative à une formulation donnée.

Concernant les essais à froid, les rondelles de dimensions  $\Phi 15 \times 5$  cm noté C et D ont été utilisées (figure 4.24), les surfaces de chaque échantillon ont été rectifiées pour avoir une surface parfaitement lisse en utilisant une meule équipée d'un disque.

Concernant les essais à chaud, les rondelles de  $\Phi 11$  cm de diamètre et 5 cm d'épaisseur (noté B et C), issus des éprouvettes  $\Phi 11 \times 22$  cm, ont été testés.

La Figure 4.26 montre le schéma de découpe des échantillons à partir des éprouvettes d'origine selon le type d'essai ( $\Phi 15 \times 30$  ou  $\Phi 11 \times 22$ ).



**Figure 4.26. Disposition et notation des rondelles découpées dans les éprouvettes**

Une fois les échantillons découpés et rectifiés, ils ont été conservés dans des sacs étanches pour éviter de modifier l'état hydrique des échantillons.

#### 4.3.2.2. Description des bancs d'essai

Dans ce paragraphe, nous allons présenter les différents dispositifs expérimentaux permettant d'obtenir la perméabilité des bétons. En premier lieu, nous décrivons le banc d'essai des mesures résiduelles, ces mesures sont faites seulement à l'air. Dans la deuxième partie nous présentons le dispositif expérimental qui permet de mesurer la perméabilité à chaud (sous une température élevée), ces essais sont réalisés soit à l'air soit à la vapeur.

##### 4.3.2.2.1. Le banc d'essai résiduel

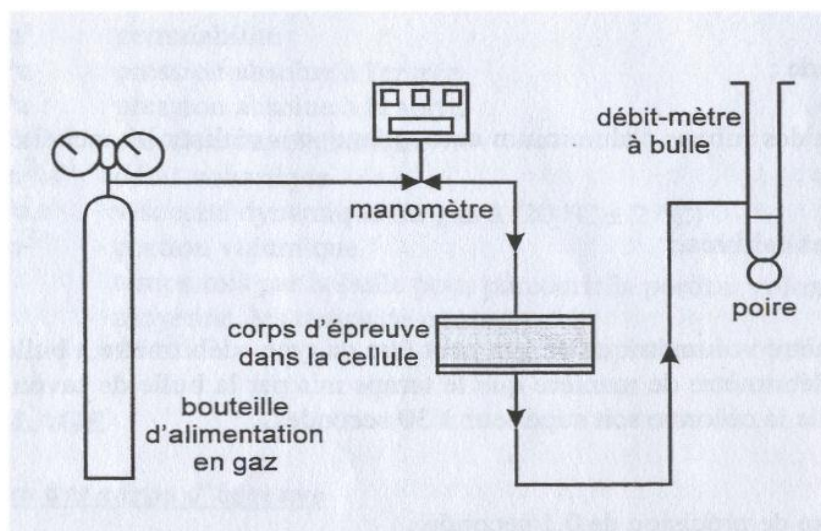
Les valeurs de la perméabilité résiduelle sont obtenues sur des disques de 15 cm de diamètre et 5 cm de hauteur comme nous l'avons déjà présenté dans le paragraphe précédent. Le banc d'essai de perméabilité au gaz est de type Cembureau [KOL 89]. La Figure 4.27 présente le schéma du banc d'essai Cembureau.



Le banc d'essai est équipé d'une cellule dans laquelle le corps d'épreuve est placé. La cellule est reliée, en amont, à un régulateur de pression (0,1 à 0,6 MPa) avec lequel on peut maintenir le niveau de pression avec une précision de  $\pm 0,01$  MPa, le régulateur de pression est alimenté par une bouteille d'alimentation en gaz munie d'un détendeur.

En aval, la cellule est reliée à des débitmètres à bulle calibrés (1,5 ml à 150 ml) qui permettent de mesurer le débit de l'air traversant l'échantillon pour chaque niveau de pression. Les débitmètres sont choisis en fonction du débit d'air pour un niveau de pression appliqué. Les débitmètres utilisés pour obtenir la perméabilité au gaz sont de type « débitmètre à bulle de savon ». Complémentairement, un débitmètre à bille (en verre) est placé pour mesurer les très hauts débits du gaz.

Avant la mise dans la cellule, les échantillons sont confinés d'une résine ou d'un ruban d'aluminium autocollant pour assurer l'étanchéité latérale des corps d'épreuve.



**Figure 4.27. Schéma de principe du fonctionnement du perméamètre à air sec (AFP 97).**

La cellule d'essai, présentée sur la Figure 4.28, est équipée d'une entrée permettant l'admission du gaz et d'une sortie reliée aux débitmètres pour pouvoir mesurer le débit du gaz qui a traversé le béton. Une chambre à air gonflable est placée à l'intérieur de la cellule pour pouvoir appliquer une pression de confinement latérale comprise entre 0,5 et 1,5 MPa. La pression de confinement latérale est fixée à trois fois la pression maximale du gaz appliquée.

Le schéma du dispositif d'essai est présenté sur les Figure 4.28 et Figure 4.29

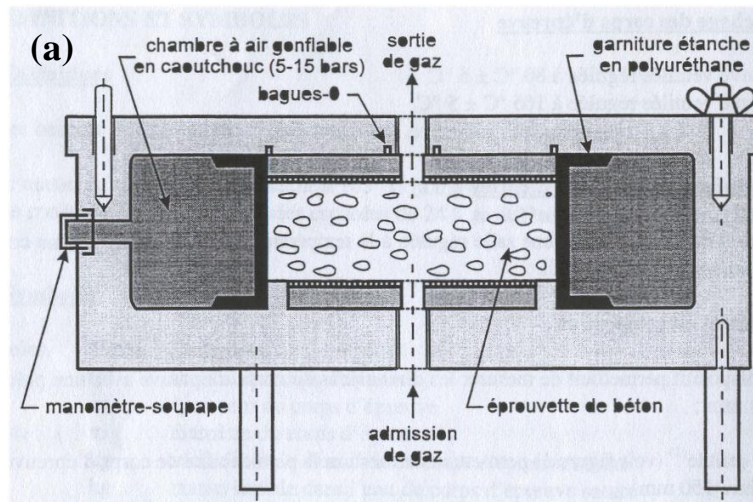


Figure 4.28. Cellule d'essai de perméabilité à l'air sec [AFP 97].

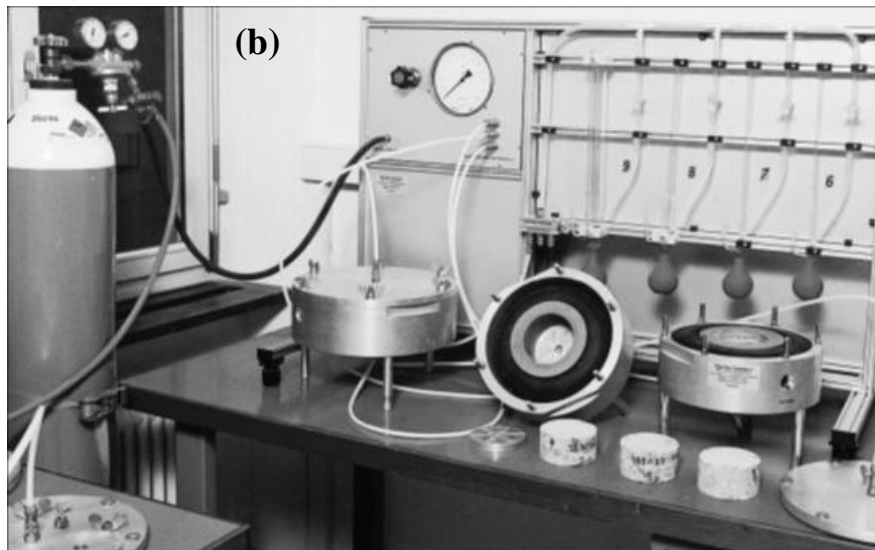


Figure 4.29. Banc d'essai de la perméabilité résiduelle (Cembureau)

#### 4.3.2.2.2. Dispositif expérimental pour les mesures à chaud

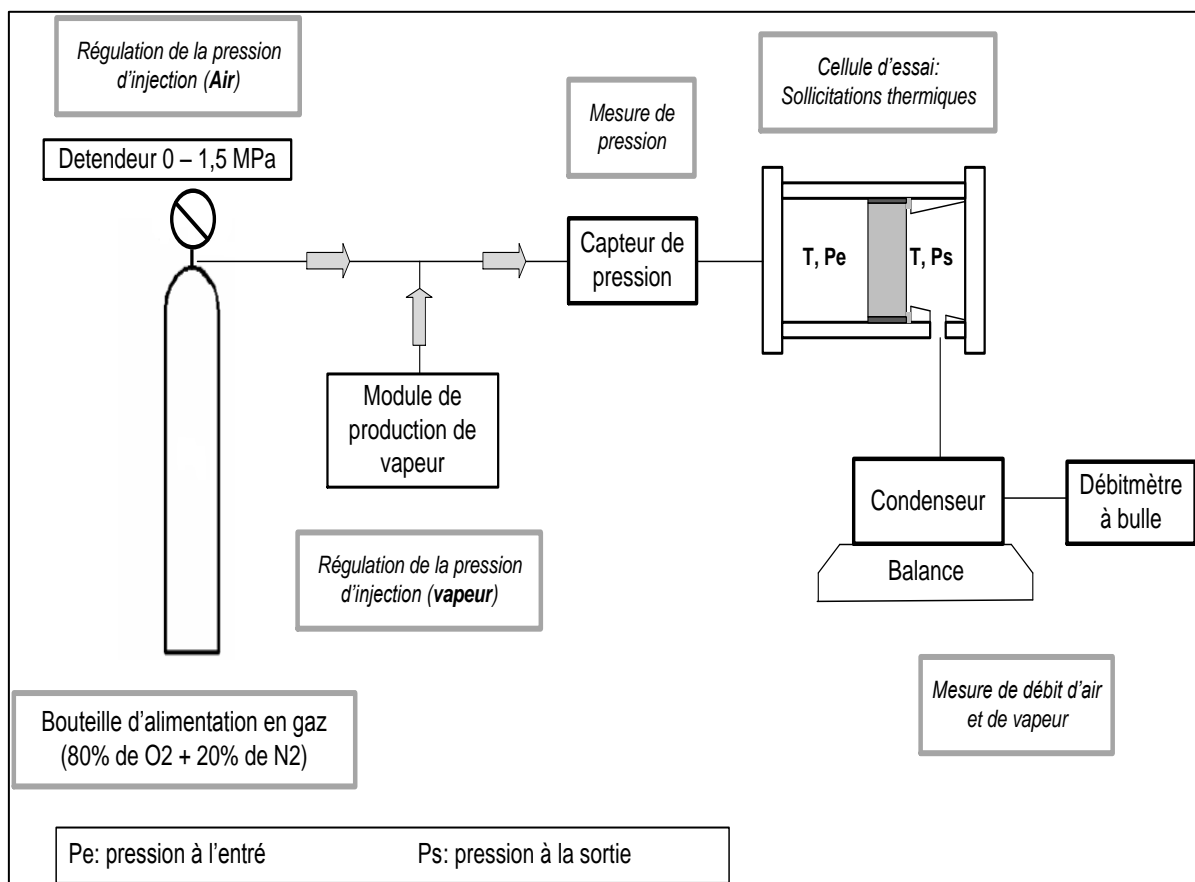
Ce paragraphe décrit le banc d'essai expérimental mis en place au laboratoire pour pouvoir mesurer la perméabilité des bétons sous température. Dans un premier temps, est présenté l'ensemble du banc d'essai, puis la cellule d'essai et enfin le module de production de vapeur.

La quantification de la perméabilité du béton à chaud (sans refroidissement) a nécessité la mise en place d'un dispositif expérimental original développé au laboratoire. Ce dispositif permet d'estimer la perméabilité de l'échantillon dans des conditions isothermes (pour une température  $T$  constante) et sous une température élevée (sans refroidissement). Le schéma de la Figure 4.30 présente le dispositif

expérimental utilisé pour la détermination de la perméabilité à chaud des bétons, soit à l'air ou à la vapeur.

Le dispositif de mesure de la perméabilité à chaud, dont le schéma de principe du fonctionnement est montré sur la Figure 4.30, est constitué :

- d'une cellule contenant l'échantillon permettant de caractériser l'écoulement de fluide à travers l'échantillon horizontalement.
- d'une bouteille d'alimentation en gaz (air sec : 80% de  $O_2$  et 20% de  $N_2$ )
- d'un détendeur permettant de réguler manuellement la pression de l'air
- d'un module de production de vapeur permettant de produire une pression de vapeur saturante à la température d'essai, plus de détails dans le paragraphe suivant.
- d'un capteur de pression
- d'un débitmètre à bulle ou à bille pour mesurer le débit de l'air traversant l'échantillon
- d'un condenseur et d'un récipient pour récolter et peser en continu le débit de vapeur condensée récupéré à chaque essai.



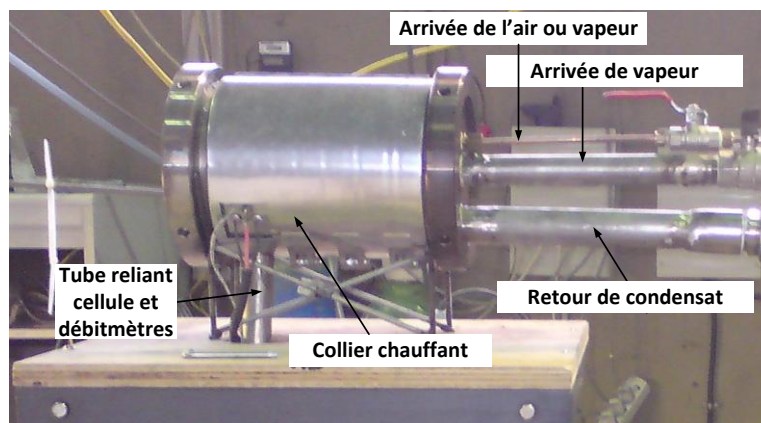
**Figure 4.30. Le dispositif expérimental pour mesurer de la perméabilité à chaud**

La méthode de mesure de la perméabilité en température (à chaud) utilisée dans le cadre de cette étude alterne les mesures à l'air et les mesures à la vapeur d'eau. Les mesures de la perméabilité à l'air sec consiste à appliquer une pression relative constante du gaz «  $\Delta P$  » (différence entre la pression injectée absolue  $P_i$  et la pression atmosphérique  $P_{atm}$ ) jusqu'à la stabilisation de l'écoulement du gaz à travers le matériau (c-à-d régime permanent) pour chaque température «  $T$  ». Le gaz utilisé est une composition de 80% d'oxygène ( $O_2$ ) et 20% de l'azote ( $N_2$ ). En effet, l'utilisation de l'air sec car il est inerte vis-à-vis des constituants du béton. La pression appliquée est contrôlée par le détendeur et vérifiée par le capteur de pression installé avant la cellule. L'injection du gaz est effectuée par l'intermédiaire d'un tube en cuivre, résistant aux températures élevées. Celui-ci relie la bouteille d'alimentation en gaz, munie d'un détendeur, à la cellule du perméamètre. La pression atmosphérique est mesurée au cours de l'essai à l'aide d'un baromètre.

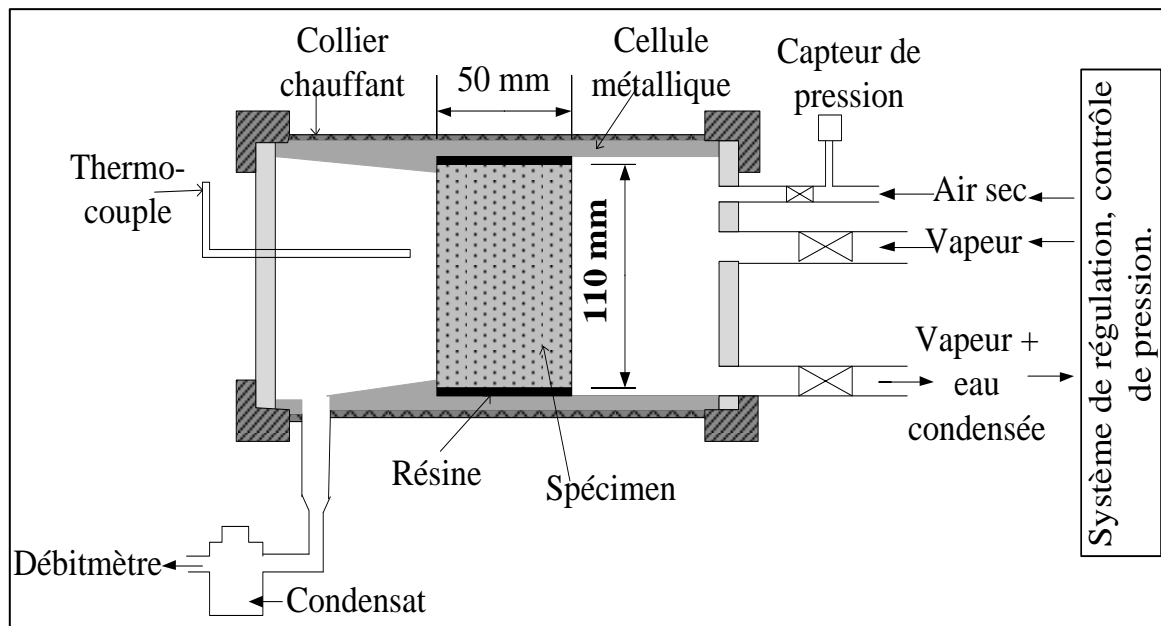
La cellule est constituée d'un cylindre métallique d'un diamètre intérieur de 11,6 cm, extérieur de 15 cm et d'une longueur de 23,5 cm. Un support pour positionner l'échantillon est installé au milieu de la cellule. L'étanchéité latérale de l'échantillon est assurée à l'aide d'une résine coulée entre les parois de la cellule et le béton, (un joint en silicone est placé au contact entre le béton et le support pour permettre l'étanchéité et empêcher l'écoulement de la résine au moment de coulage).

La Figure 4.31 et Figure 4.32 donne une vue de la cellule du perméamètre. Des échantillons de 11 cm de diamètre et une hauteur de 5 cm sont testés. Le chauffage de l'échantillon est assuré par un collier chauffant placé autour de la cellule métallique. Le collier chauffant est relié à un régulateur de température permettant de contrôler la température mesurée à l'aide d'un thermocouple placé sur la cellule métallique. Un autre thermocouple est placé à l'intérieur de la cellule du côté aval de l'échantillon. La vitesse de chauffe est de l'ordre de 3,5 °C par minute. Pour éviter tout échange de température avec l'extérieur et minimiser les pertes de chaleur, une chambre isolante est placée tout autour de la cellule.

Le côté amont de la cellule est équipé d'une entrée permettant l'injection de l'air sec, une deuxième entrée permet d'injecter de la vapeur d'eau (ouverte uniquement dans le cas de l'essai à la vapeur) et une sortie permettant d'évacuer les condensats éventuels et d'assurer la circulation continue de la vapeur entre la cellule et le module de production de vapeur pour homogénéiser la sollicitation en amont du spécimen (éviter les condensations).



**Figure 4.31. Vue de la cellule d'essai**



**Figure 4.32. La cellule du perméamètre en température**

De l'autre côté de la cellule (à l'aval) une ouverture vers l'extérieur est placée pour permettre le séchage de l'échantillon lors du chauffage. Une autre ouverture est reliée au condenseur et aux débitmètres pour pouvoir mesurer le débit traversant l'échantillon.

Le module de production de vapeur utilisé est celui développé dans le travail de Billard 2003 [BIL 03] et Laghcha 2006 [LAG 06]. Il a pour objectif de produire de la vapeur d'eau pour réaliser les essais de perméabilité à la vapeur.

Les principaux organes liés au fonctionnement du module de production de la vapeur sont les suivants :

- Une cuve métallique remplie d'huile (Therm Elf 320) dans laquelle sont disposés le bouilleur et cinq thermo-plongeurs (pour permettre le chauffage de l'huile) ayant une puissance individuelle maximale de 3075 W; la pompe n°3 permet d'éviter la stratification des températures dans le bain d'huile.
- Bouilleur (B) en acier inoxydable comportant :
  - un circuit fermé relié à la pompe n°2 (+ filtre) pour la pulvérisation de l'eau à la surface du volume chauffé à travers 2 buses (Bu),
  - un circuit pour l'envoi du mélange d'air humide vers l'enceinte et le retour des condensats,
  - un capteur de niveau d'eau, à électrodes gainées en téflon, qui commande l'électrovanne et la pompe n°1 d'alimentation générale en eau,
  - un piquage pour la sonde de température de consigne (Tc) des éléments chauffants dans le bain d'huile,



- un piquage relié au circuit d'alimentation en air sec.

L'alimentation d'eau passe par un serpentin en cuivre, disposé dans le bain d'huile, pour limiter la chute de température à l'intérieur du bouilleur.

L'isolation du module de production de vapeur est réalisée par de la laine de roche, maintenue par une virole en aluminium et un lit de brique réfractaire sur la face inférieure.

Les différentes vannes disposées sur le module de production de vapeur permettent d'isoler ce dernier lors des essais en pression d'air sec uniquement.

L'ensemble du module de production de vapeur est disposé sur un châssis métallique limitant au maximum la distance avec l'enceinte de chargement (environ 60 cm de flexible).

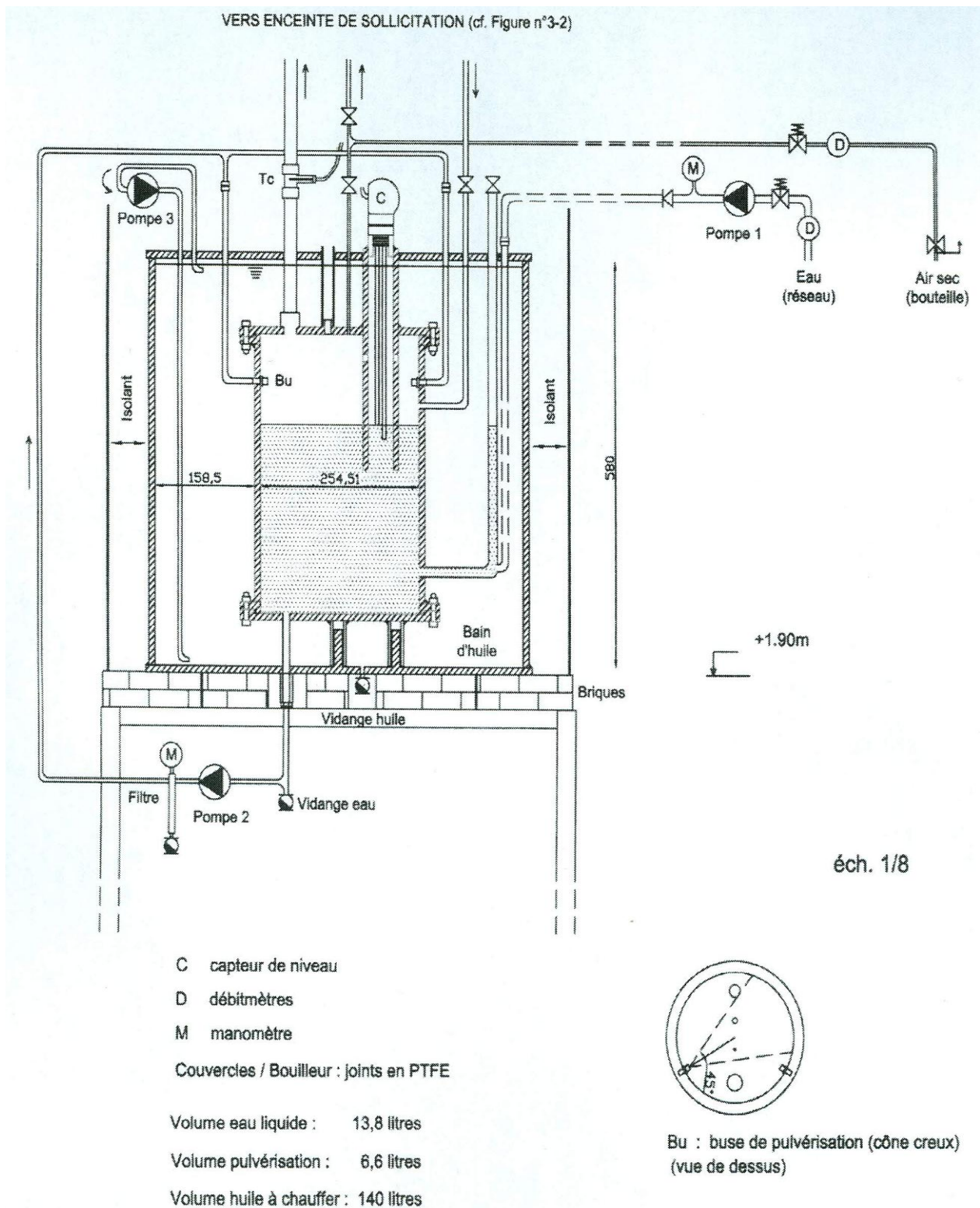
La régulation de la température dans le bain d'huile est assurée par un système de programmation Eurotherm qui pilote les thermo-plongeurs. Un relais thermique en cas de surchauffe est associé au système de régulation. La régulation est faite soit en température. La

Figure 4.33 présente le module de production de vapeur

La figure suivante présente une vue du module de producteur de vapeur.



**Figure 4.33. Vue de module de production de vapeur**



*NB : Les thermo-plongeurs du bain d'huile ne sont pas représentés*

**Figure 4.34. Schéma du principe de fonctionnement du module de production de vapeur d'eau**

#### 4.3.2.3. Mesure de la perméabilité apparente

Comme nous l'avons précisé précédemment, la perméabilité apparente dépend du gradient de pression appliquée. Dans notre cas, la perméabilité apparente à l'air du béton est mesurée après séchage préalable, en appliquant une charge constante (c'est-à-dire un gradient de pression constant). La perméabilité apparente à la vapeur est obtenue seulement dans le cas des essais à chaud pour une pression égale ou supérieure à la pression de vapeur saturante «  $P_{vs}$  » de la température  $T$  d'essai.

Les deux dispositifs utilisés permettent de mesurer les débits de fluide sortant pour différentes pressions différentielles  $\Delta P$  (différence entre la pression injectée absolue  $P_e$  et la pression atmosphérique  $P_{atm}$ ). Ces pressions sont appliquées par paliers sur la face amont de l'échantillon jusqu'à stabilisation de l'écoulement du gaz à travers le matériau (régime permanent). L'autre face de l'échantillon cellule qui constitue la facette de sortie du gaz, est laissée à la pression atmosphérique. Pour chaque palier de pression d'entrée, le débit de gaz  $Q$  en ( $m^3/s$ ) donné par l'expression (4.34) est mesuré à la pression atmosphérique à l'aide d'un débitmètre à bulle.

$$Q = \frac{V}{t_{Moy}} \quad (4.34)$$

Où  $V$  est la portion volumique en ( $m^3$ ) du débitmètre que parcourt la bulle de savon ;  $t_{moy}$  en (s) est la moyenne des temps mis par la bulle pour parcourir cette portion volumique.

Dans le cas d'un fluide compressible, la perméabilité apparente «  $k_a$  » est ensuite calculée pour chaque palier de pression à l'aide de la relation (4.26). Le niveau des pressions d'air appliquées a varié entre 0,05 MPa et 0,3 MPa.

#### 4.3.2.4. Détermination de la perméabilité intrinsèque

La perméabilité intrinsèque est une caractéristique qui dépend de la structure poreuse de matériau et pas de la pression appliquée. La perméabilité intrinsèque est obtenue en utilisant la méthode de Klinkenberg [KLI 41]. Comme nous l'avons présenté dans le paragraphe (§ 4.2.4.2.), le principe de la méthode est de tracer la courbe (lissage linéarisé des valeurs expérimentales) reliant la perméabilité apparente ( $k_a$ ) en fonction de l'inverse de la pression moyenne «  $P_m$  » pour chaque valeur de pression appliquée. En régime laminaire, la valeur de «  $k_a$  » au point d'intersection entre la courbe et l'axe des coordonnées (lorsque  $1/P_m = 0$ ) représente la perméabilité intrinsèque «  $k_v$  ». La valeur de «  $k_v$  » est la limite entre l'écoulement visqueux et l'écoulement non visqueux.

A chaque palier de température, une valeur de perméabilité intrinsèque est déterminée pour chaque échantillon. Dans les résultats, nous présentons la valeur moyenne de deux échantillons d'une même formulation. Il est d'une grande importance de souligner l'écart type moyen des résultats entre les différents échantillons d'une même composition, pour cela nous avons essayé de calculer les écarts type, à chaque palier de température, pour les différentes méthodes utilisées



### **4.3.3. Protocole expérimental des essais de perméabilité**

Le présent paragraphe a pour but de préciser le protocole expérimental en expliquant le déroulement des différents essais de perméabilité résiduelle (après refroidissement) et à chaud (en température).

#### **4.3.3.1. Essais résiduels à l'air**

Après la phase de préparation et de conservation des éprouvettes, un programme d'essai a été adopté pour la réalisation des différents essais. Le domaine de température investigué pour cette étude est compris entre 20 et 200°C, ce qui suit détaille les différents niveaux de température d'essais retenus.

Les échantillons préalablement préparés ont été mis dans une étuve pour le séchage à 80°C pendant 30 jours selon les recommandations de AFPC-AFREM [AFP 97], le chauffage est arrêté lorsqu'on atteint le poids constant des échantillons (c.-à-d. jusqu'à ce que la différence de poids dans un intervalle de 24h n'excède pas 0,05%). Ensuite l'échantillon est gardé dans un sac étanche avec une humidité relative faible ( $HR < 3\%$ ) pendant 48 heures. Pour l'essai, l'échantillon est placé dans la cellule d'essai, le débit d'air est mesuré pour des paliers de pressions compris entre (0,05 – 0,3 MPa). Ainsi, pour chaque température, cinq valeurs de perméabilité apparente sont calculées, ensuite la perméabilité intrinsèque est calculée par la méthode de Klinkenberg.

Après l'essai à 80°C, l'échantillon est porté à 105°C jusqu'à poids constant. A cette dernière température, la totalité de l'eau libre est évaporée. Ensuite les échantillons sont testés aux températures suivantes : 135°C, 150°C, 160°C, 170°C et 190°C.

La plage des pressions appliquées est fonction du niveau de la perméabilité de l'échantillon à chaque température. Dans le cas des bétons fibrés, pour des températures supérieures à 150°C, les niveaux de pression commencent à diminuer (Tableau 4-1). Les niveaux de pression appliqués à chaque palier de température sont regroupés dans le tableau ci-dessous.

#### **4.3.3.2. Essais à chaud**

Il est d'abord rapporté des constatations. Dans le cadre de cette étude, les bétons testés ont une porosité assez faible. Cela rendait les mesures de la perméabilité des échantillons, dont la teneur en eau est proche de la saturation, très difficile car le débit gazeux est alors très faible, la perméabilité apparente étant de l'ordre de  $10^{-18}$  m<sup>2</sup> (la vitesse de déplacement de la bulle dans le tube du débitmètre de plus petit calibre est très faible). Par ailleurs, nous avons constaté qu'il n'est pas possible de réaliser des essais de perméabilité sur une éprouvette mise directement dans la cellule après sa cure, puis portée à 105°C sans séchage jusqu'à poids constant, car l'eau libre libérée par le chauffage forme un bouchon (zone saturée en humidité) sous l'effet de la pression qui empêche tout débit de gaz au sein de l'éprouvette.

Pour ces raisons, les échantillons destinés aux essais à chaud ont été préchauffés dans une étuve ventilée à 105°C jusqu'à poids constant pour permettre le séchage et l'évacuation de l'eau libre existante dans le réseau poreux (il est noté que pour amener nos échantillons à poids constant, il faut environ 7 jours à 105°C). Cette

procédure présente l'inconvénient de ne pouvoir prendre en compte l'endommagement induit par le refroidissement de l'éprouvette.

**Tableau 4-1. Plages de pressions appliquées pour chaque température (en MPa)**

	80°C	105°C	135°C	150°C	160°C	170°C	190°C
BHP0	0,05-0,25	0,05-0,25	0,05-0,25	0,05-0,25	0,05-0,25	0,05-0,25	0,05-0,25
BHP1	0,05-0,25	0,05-0,25	0,05-0,25	0,05-0,25	0,05-0,25	0,05-0,25	0,1-0,2
BHP1,5	0,05-0,25	0,05-0,25	0,05-0,25	0,05-0,25	0,05-0,2	0,07-0,2	0,05-0,15
BHP2	0,05-0,25	0,05-0,25	0,05-0,25	0,05-0,25	0,05-0,2	0,1-0,2	0,07-0,2
BHP2,5	0,05-0,25	0,05-0,25	0,05-0,25	0,05-0,15	0,05-0,1	0,05-0,1	0,05-0,1

Cette procédure de pré-séchage permet d'éviter l'application de plus grandes pressions relatives pour pouvoir mesurer la perméabilité apparente. Après la mise en cellule d'essai de l'échantillon conditionné, les mesures commencent à 25°C, un essai de perméabilité à l'air est réalisé. Ainsi cette mesure donne une perméabilité résiduelle des  $\Phi 11$ , qu'il est possible de comparer avec la méthode précédente. Ensuite la cellule est portée à 105°C pendant 7 jours, ainsi la perméabilité à 105°C est obtenue.

A partir de la température de 135°C, l'essai à l'air et à la vapeur sont alternés. On effectue d'abord l'essai à l'air ensuite l'essai à la vapeur à la même température. Les paliers de température utilisés sont 135°C, 150°C, 160°C, 170°C et 190°C. Pour chaque palier de température, cinq valeurs de perméabilité apparente ont été obtenues pour les niveaux de pressions d'air sec suivants : 0,1 ; 0,15 ; 0,20 ; 0,25 ; 0,30 et 0,35 MPa.

Pour assurer le séchage de l'échantillon après avoir effectué le palier de température, la cellule d'essai est gardée en moyenne 7 jours sur le palier de température ( $T > 135^\circ\text{C}$ ) avant l'essai. Dans le même temps, la cellule est ouverte à l'extérieur (chambre aval et chambre amont) pour permettre d'évacuer la vapeur lors du séchage. Ceci pour éviter que se forme un bouchon lors de l'essai de perméabilité sous pression avec l'eau libérée par les hydrates et les pores du matériau lors du chauffage.

Les essais de perméabilité à la vapeur commencent à partir de 135°C. Dans ce type d'essais, la pression appliquée correspond à la pression de vapeur saturante à la température de la cellule (à pour une température de la cellule de 135°C, la pression appliquée est égale à 3,1MPa).

La durée de l'essai en vapeur est fonction du niveau de perméabilité du matériau, il est attendu d'avoir un débit constant, ainsi les durées d'essais peuvent être très longues. Par exemple, les mesures de perméabilité à la vapeur sous pression de vapeur saturante ont durées : 65h à 135°C, 45h à 170 °C pour le BHP0, et de 24h à 6h pour les BHP2,5.

La pression de vapeur saturante est calculée par la formule de Clapeyron ci-dessous (Figure 4.35) :

$$\ln \frac{P_{vs}}{P_0} = \frac{M.L_v}{R} \times \left( \frac{1}{T_0} - \frac{1}{T} \right) \quad (4.35)$$

Avec :

$T_0$  : température d'ébullition de la substance à une pression  $p_0$  donnée, en °K

$p_{sat}$  : pression de vapeur saturante, dans la même unité que  $p_0$

$M$  : masse molaire de la substance, en kg/mol

$L_v$  : chaleur latente de vaporisation de la substance, en J/kg

$R$  : constante des gaz parfaits, égale à 8,31447 J/K/mol

$T$  : température de la vapeur, en °K

$P_0$  : pression d'ébullition (= pression atmosphérique 1013 mbar)

Pour chaque béton, que ce soit lors des essais résiduels ou à chaud, deux échantillons ont été testés à chaque palier de température.

La figure suivante relie la pression de vapeur saturante et la température

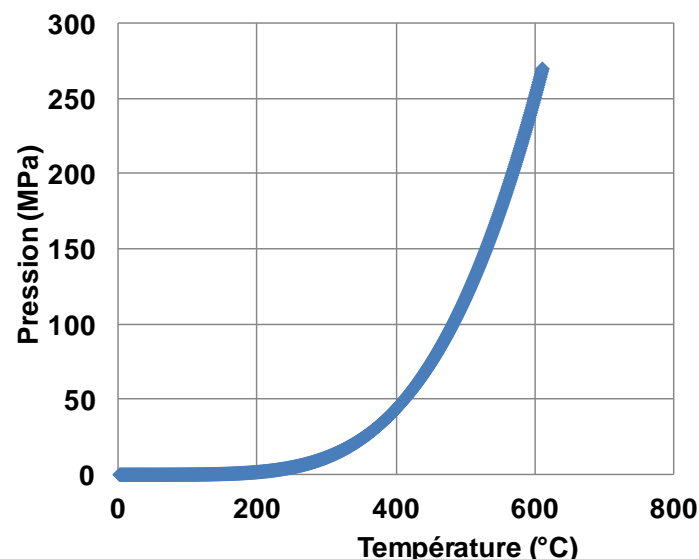


Figure 4.35. La pression de vapeur saturante en fonction de la température

Le **Tableau 4-2** regroupe le programme des essais résiduels et à chaud

**Tableau 4-2. Programme des essais de perméabilité résiduelle et à chaud**

<b>T (°C)</b>	<b>Commentaires</b>	<b>Essais résiduels</b>	<b>Essais à chaud</b>
<b>25</b>	A la température ambiante		Air
<b>80</b>	Avant l'évaporation totale de l'eau	Air	
<b>105</b>	A l'évaporation de l'eau libre et adsorbée	Air	Air
<b>135</b>	l'évaporation d'une partie de l'eau liée (la perte de l'eau liée continue jusqu'au-delà de 200°C)	Air	Air + vapeur
<b>150</b>	Avant la fusion des fibres de PP	Air	Air + vapeur
<b>160</b>	Au cours de la fusion des fibres de PP	Air	Air + vapeur
<b>170</b>		Air	Air + vapeur
<b>190</b>	Après la fusion des fibres de PP	Air	Air + vapeur

Après la phase de préparation des échantillons et le développement de la méthodologie suivie, nous allons présenter, par la suite, les différents résultats obtenus selon le protocole expérimental fixé. Les résultats seront analysés en fonction de l'influence de chaque paramètre et les seront mis en comparaison avec les résultats de la bibliographie.

### 4.3.4. Résultats expérimentaux

Dans cette partie nous présentons, au premier lieu, l'évolution de la perméabilité résiduelle (après refroidissement) à l'air, et la perméabilité à chaud (sous température), à l'air et à la vapeur d'eau par la suite. L'analyse des résultats est divisée en deux sections, l'étude de la perméabilité pour des températures jusqu'à 105 °C d'une part (pour se rendre compte des dispersions que l'on a sur les matériaux testés) et la variation de la perméabilité pour des températures supérieures à 105 °C d'autre part.

#### 4.3.4.1. Perméabilité résiduelle

##### 4.3.4.1.1.Évolution de la perméabilité apparente résiduelle à $T \leq 105^\circ\text{C}$

Les figures suivantes (Figure 4.36 Figure 4.37 et Figure 4.38) présentent les courbes de la perméabilité apparente en fonction de l'inverse de la pression moyenne pour des températures inférieures à 135°C. Nous constatons que la perméabilité de BHP0 et BHP1,5 est plus faible que celle des autres bétons (BHP1, BHP2 et BHP2,5). Le passage de 80°C à 105 °C a engendré une augmentation de la perméabilité dans tous les bétons (pour tous les échantillons, la perméabilité apparente à 105 °C a doublé, un rapport de «  $2 \pm 0,2$  » a été constaté). Le fait que tous les échantillons aient suivi le même mode de conservation, explique que la différence de l'évolution de la perméabilité n'est pas remarquable car la quantité de l'eau perdue est la même dans tous les échantillons.

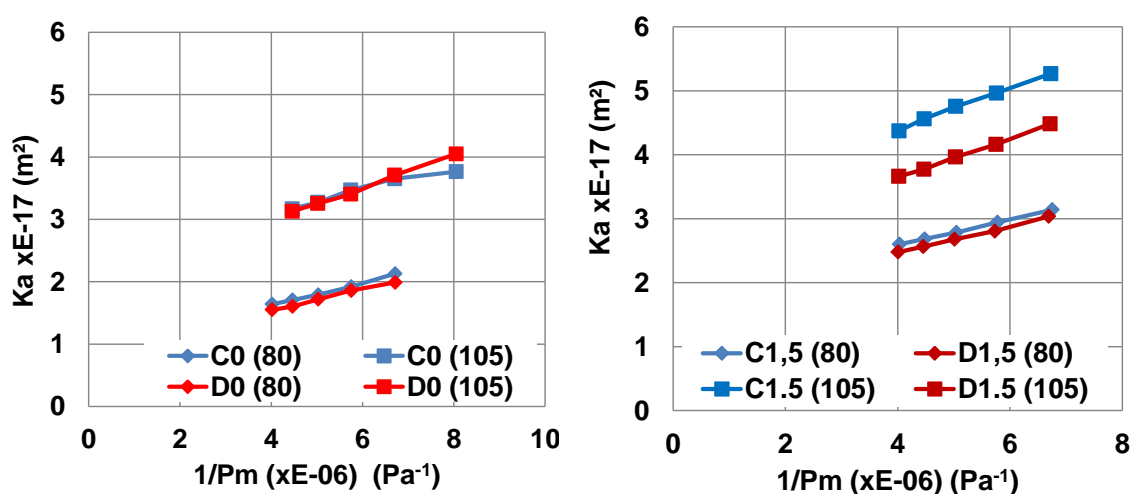


Figure 4.36. La perméabilité apparente en fonction de l'inverse de la pression moyenne : composition BHP0 et BHP1,5

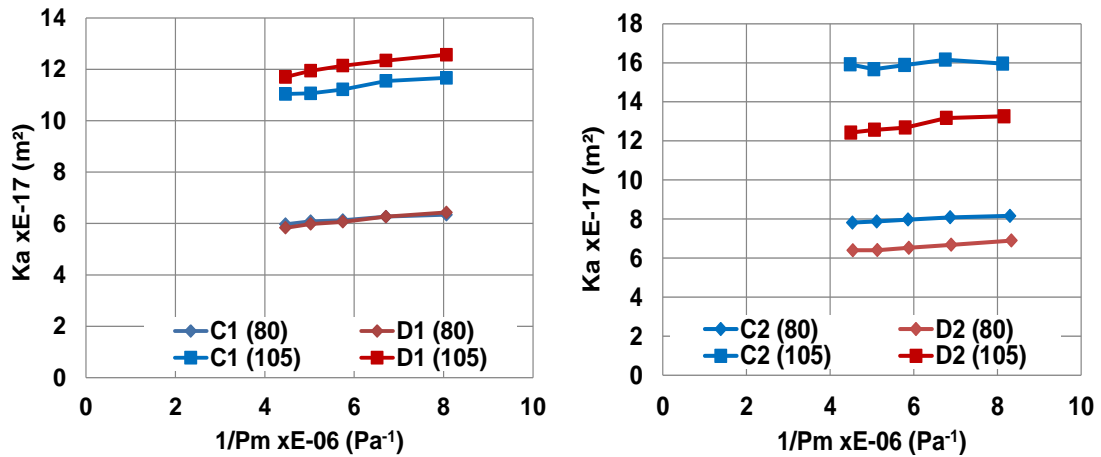


Figure 4.37. La perméabilité apparente en fonction de l'inverse de la pression moyenne : composition BHP1N et BHP2N

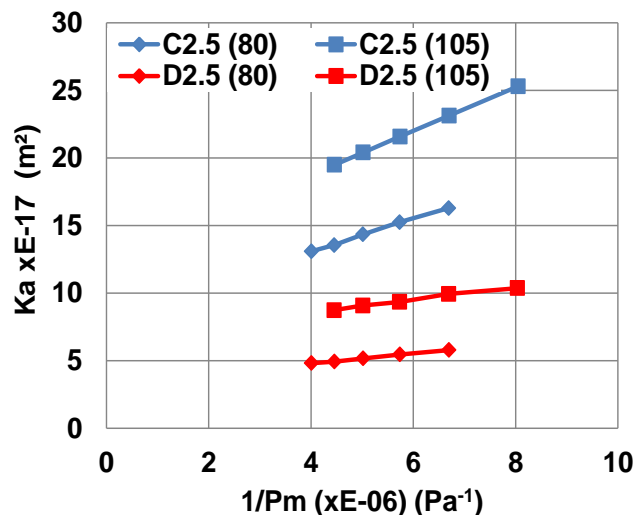


Figure 4.38. La perméabilité apparente en fonction de l'inverse de la pression moyenne : composition BHP2,5

En comparant les résultats obtenus à 80°C et à 105°C, à chaque température, la perméabilité de l'échantillon « C » est supérieure à celle de l'échantillon « D », ce qui confirme l'hétérogénéité matérielle des éprouvettes, plus poreuse en partie supérieure à cause des phénomènes gravitaires qui agissent dès le coulage. On peut constater également que les courbes de même composition sont parallèles, c'est-à-dire. Qu'elles ont presque la même pente. A 105°C, la perméabilité de C2,5 est deux fois plus élevée que celle de D2,5.

Le Tableau 4-3 regroupe les valeurs de la perméabilité apparente à 105°C pour les différentes pressions appliquées.

**Tableau 4-3. La perméabilité apparente à 105°C pour chaque pression (en m<sup>3</sup>)**

<b>T = (105°C)</b>	<b>P (MPa)</b>	<b>0,25</b>	<b>0,2</b>	<b>0,15</b>	<b>0,1</b>	<b>0,05</b>
<b>C0</b>	Ka (xE-17)	3,17	3,27	3,47	3,65	3,76
<b>D0</b>	Ka (xE-17)	3,13	3,25	3,40	3,71	4,05
<b>C2,5</b>	Ka (xE-17)	19,48	20,39	21,57	23,12	25,29
<b>D2,5</b>	Ka (xE-17)	8,73	9,08	9,34	9,93	10,36
<b>C1,5</b>	Ka (xE-17)	4,56	4,75	4,96	5,26	
<b>D1,5</b>	Ka (xE-17)	3,77	3,96	4,16	4,48	
<b>C1</b>	Ka (xE-17)	11,04	11,07	11,22	11,55	11,66
<b>D1</b>	Ka (xE-17)	11,70	11,94	12,14	12,34	12,56
<b>C2</b>	Ka (xE-17)	15,92	15,67	15,88	16,16	15,95
<b>D2</b>	Ka (xE-17)	12,43	12,57	12,68	13,17	13,25

**NB** : la notation C et D correspond aux échantillons testés (position de la rondelle dans l'éprouvette) et le chiffre associé à chaque lettre correspond au dosage de fibres.

Sur la Figure 4.39 nous comparons les valeurs résiduelles mesurées à 20 °C sur des échantillons 11 x 5 cm<sup>2</sup> après chauffage à 105°C dans l'étuve et sur des échantillons 15 x 5cm<sup>2</sup>. Nous pouvons constater que la perméabilité apparente résiduelle mesurée avec les échantillons 15 x 5 cm<sup>2</sup> est jusqu'à 10 fois supérieure à celle mesurée avec les petits échantillons (11x5 cm<sup>2</sup>). Ainsi en augmentant la section d'essai de (100 cm<sup>2</sup> pour les Φ11x5) à (200 cm<sup>2</sup> pour les Φ 15 x5), la perméabilité augmente de 2 à 10 fois selon le béton.

Il semble que la préparation des éprouvettes entraîne un effet d'échelle. Ce résultat demanderait à être confirmé par d'autres essais. Il peut s'expliquer par le fait que lors du refroidissement on ait un endommagement beaucoup plus important sur les éprouvettes de plus gros diamètre.

Ainsi il semble primordial de contrôler les gradients de température dans les éprouvettes lors de la phase de refroidissement, et de fournir des valeurs sur ces gradients dans les rapports d'essais, afin de donner un sens aux comparaisons que l'on pourrait faire entre matériaux.

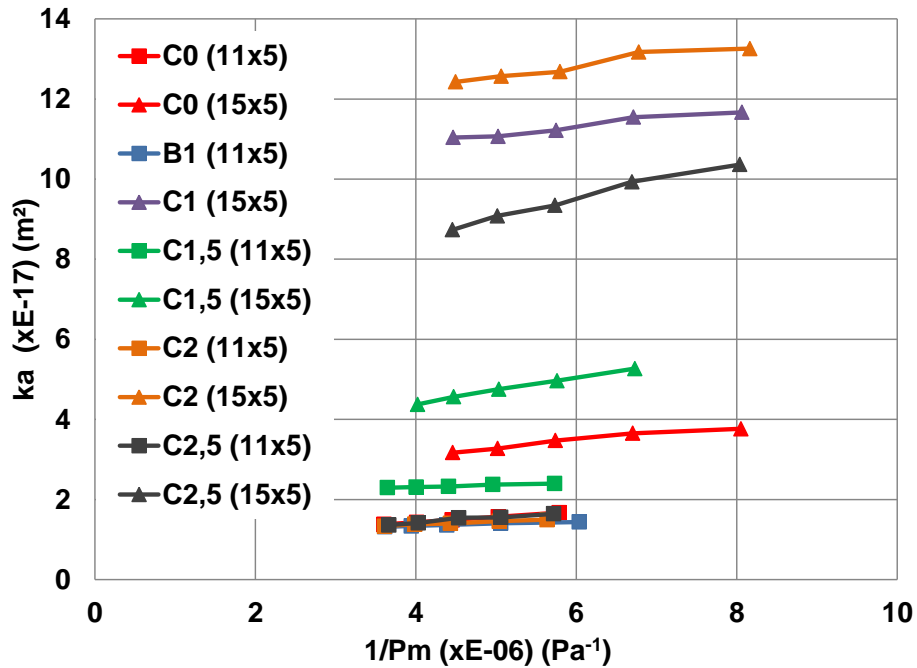


Figure 4.39. Comparaison entre les valeurs résiduelles obtenues avec les deux types d'échantillons ( $\Phi 11 \times 5$  et  $\Phi 15 \times 5$ ) après chauffage à  $105^\circ\text{C}$ .

#### 4.3.4.1.2. Evolution de la perméabilité apparente résiduelle à $T > 105^\circ\text{C}$

Dans le présent paragraphe, nous analysons l'évolution de la perméabilité apparente pour des températures supérieures à  $105^\circ\text{C}$ . Nous présentons dans ce qui suit les variations de «  $k_a$  », en valeurs adimensionnelle, en prenant en compte le rapport «  $r$  » entre la perméabilité apparente à la température «  $T$  » et celle mesurée à  $105^\circ\text{C}$  pour les mêmes pressions.

$$r = \frac{k_a(T)}{k_a(105^\circ)} \quad (4.36)$$

Avec :  $k_a(T)$ ; la perméabilité apparente à une température  $T$  et  $k_a(105^\circ)$ ; la perméabilité apparente à  $105^\circ\text{C}$ .

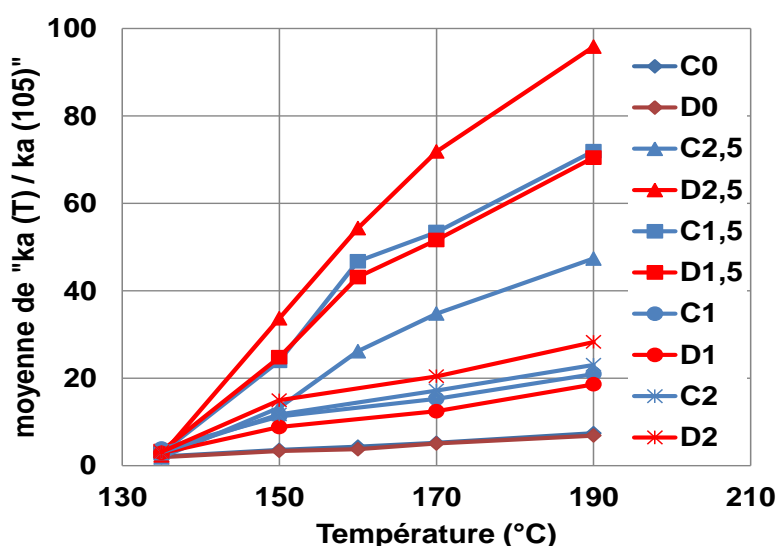
Les valeurs moyennes des évolutions de la perméabilité apparente à chaque température par rapport à la perméabilité apparente mesurée à  $105^\circ\text{C}$  sont présentées dans le Tableau 4-4.



**Tableau 4-4. Moyenne du rapport « r » en fonction de la température (pour des pressions du gaz comprises entre 0,5 et 2,5 bars)**

Echantillon	135°C	150°C	160°C	170°C	190°C
C0	2,11	3,62	4,34	5,24	7,43
D0	1,93	3,38	3,78	5,08	6,87
C2,5	1,89	13,30	26,16	34,77	47,37
D2,5	2,34	33,71	54,31	71,83	95,81
C1,5	2,89	23,98	46,73	53,40	71,90
D1,5	3,34	24,81	43,13	51,59	70,45
C1	3,89	11,24	-	15,31	20,96
D1	2,91	8,85	-	12,46	18,60
C2	3,08	11,71	-	17,20	23,07
D2	3,15	14,97	-	20,44	28,28

La Figure 4.40 présente l'évolution du rapport « r » en fonction de la température. On peut noter que l'évolution de la perméabilité apparente de l'échantillon C (pris de la moitié haute) est légèrement supérieure à celle obtenue avec l'échantillon D (pris de la partie basse de l'éprouvette).



**Figure 4.40. La variation de la moyenne du rapport « r » en fonction de la température**

On peut constater que l'évolution moyenne de la perméabilité apparente à chaud est plus importante dans les compositions avec les fibres longues, tandis qu'à 105°C la perméabilité des bétons avec les fibres courtes est légèrement plus élevée.

#### 4.3.4.1.3. Commentaire sur la dispersion des résultats résiduels

Pour chaque composition, deux échantillons ont été testés (C et D), il est intéressant de suivre l'évolution de la perméabilité de chaque échantillon et de quantifier le niveau de dispersion pour chaque composition. Les résultats de deux échantillons ont été comparés (échantillon « C » et « D » de chaque composition).

La Figure 4.41 et le Tableau 4-5 montrent une dispersion remarquable entre les deux échantillons de BHP2,5 et BHP2. Nous pouvons noter que la dispersion est plus importante dans BHP2,5 et d'une amplitude moins élevée pour BHP1,5. Plus il y a de fibres plus la dispersion est augmentée. Pour des températures jusqu'à 150°C nous avons des écarts types faibles par rapport à ceux obtenus au-delà de 150 °C.

Dans le cas de béton sans fibre (BHP0) la dispersion est très faible en comparaison avec les autres bétons avec fibres. Les bétons comportant des fibres longues « Harbourite » ont des écarts types plus élevés pour des températures supérieures à la température de fusion des fibres. Nous avons remarqué que l'utilisation des fibres courtes (PB EUROFIBER HPR) diminue la dispersion des résultats, cela explique que la structure poreuse du matériau est plutôt homogène en utilisant les fibres courtes.

Le rapport entre l'écart type de différentes compositions BHPx (noté E(BHPx)) et celui de la composition BHP sans fibre (noté E(BHP0)) appelé « E ».

$$E = \frac{E(BHPx)}{E(BHP0)} \quad (4.37)$$

Avec : x est le dosage en fibre de chaque composition.

Tableau 4-5. Moyenne des écarts types (x 1E-17)

	80°C	105°C	135°C	150°C	160°C	170°C	190°C
BHP0	0,05	0,05	0,27	0,35	0,90	0,18	0,84
BHP1	0,04	0,42	4,35	9,85	-	10,94	5,94
BHP1,5	0,06	0,39	0,24	7,84	27,37	28,76	34,42
BHP2	0,70	1,55	4,31	2,78	-	6,05	1,71
BHP2,5	4,63	6,24	9,61	18,30	41,34	58,15	87,59

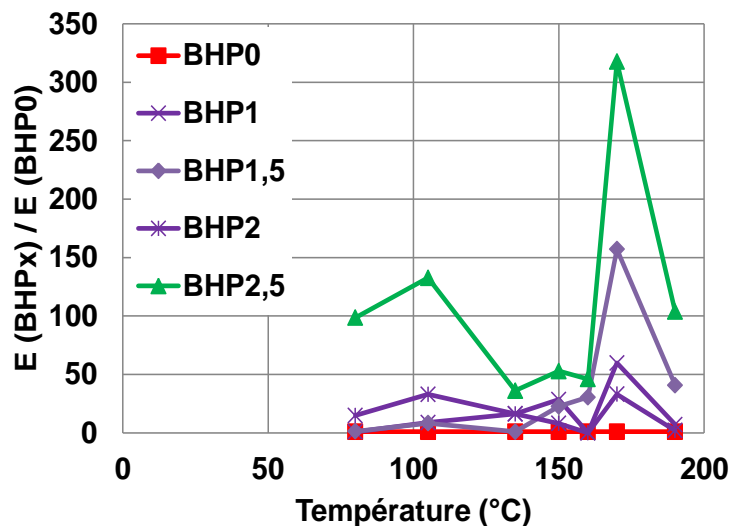


Figure 4.41. Le rapport « E » en fonction de la température

En comparant les écarts types des bétons fibrés à ceux de béton de référence, nous constatons que l'écart type est d'autant plus grand que le dosage en fibre est élevé. La Figure 4.41 montre un premier pic à 105°C qui correspond à la température d'évaporation, un deuxième pic d'une amplitude plus élevée est observé à 170°C (Après la fusion des fibres) dans le cas des bétons fibrés. Le plus grand pic est constaté dans les bétons avec les fibres longues.

#### 4.3.4.1.4.Évolution de la perméabilité intrinsèque

Nous allons présenter dans ce paragraphe l'évolution de la perméabilité intrinsèque des bétons testés en fonction de la température. La perméabilité intrinsèque est supposée dépendante de la structure poreuse du matériau. À partir des résultats de la perméabilité apparente en appliquant le principe de Klinkenberg, la perméabilité intrinsèque qui sépare l'écoulement visqueux de l'écoulement non visqueux (de glissement) est déterminé par la formule (4.27). Les valeurs de la perméabilité intrinsèque présentées dans cette partie sont la moyenne des deux échantillons de chaque béton « C » et « D ».

La variation de la perméabilité intrinsèque en fonction de la température est présentée sur la Figure 4.42.

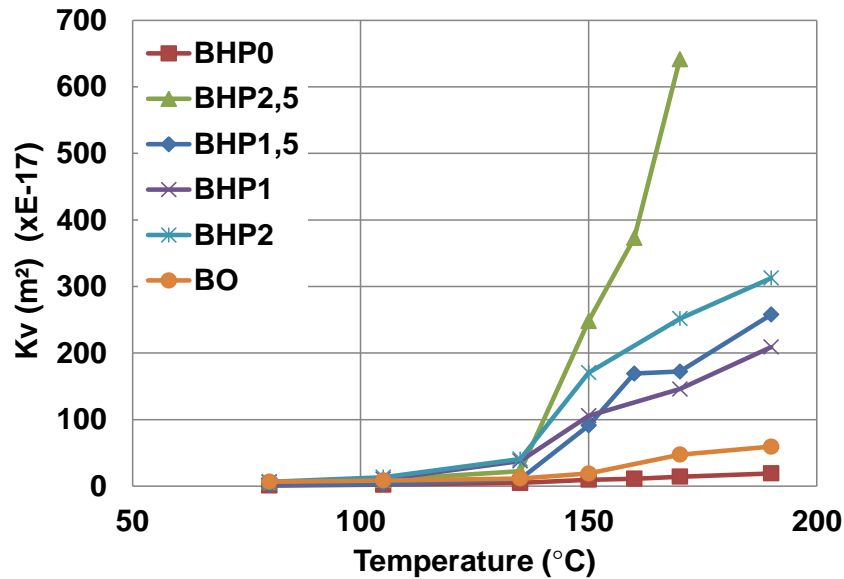


Figure 4.42. La perméabilité intrinsèque en fonction de la température

Les résultats obtenus montrent que la perméabilité intrinsèque du béton ordinaire est supérieure à celle du béton à haute performance sans fibres. On constate que la perméabilité de BO est trois fois supérieure à la perméabilité de BHP0. Au vue des mesures de la porosité (voir § 3.2.2.1, partie 3), le béton ordinaire a une porosité plus élevée. Bien que le BHP1 et BHP2 aient une porosité plus forte que le BHP1,5 et BHP2,5 leur perméabilité au gaz est plus forte que ces deux derniers bétons à des températures inférieures à 150°C alors qu'elle est plus faible pour des températures supérieures à 150°C. La Figure 4.43 montre le lien entre la perméabilité et la porosité des BHP testés.

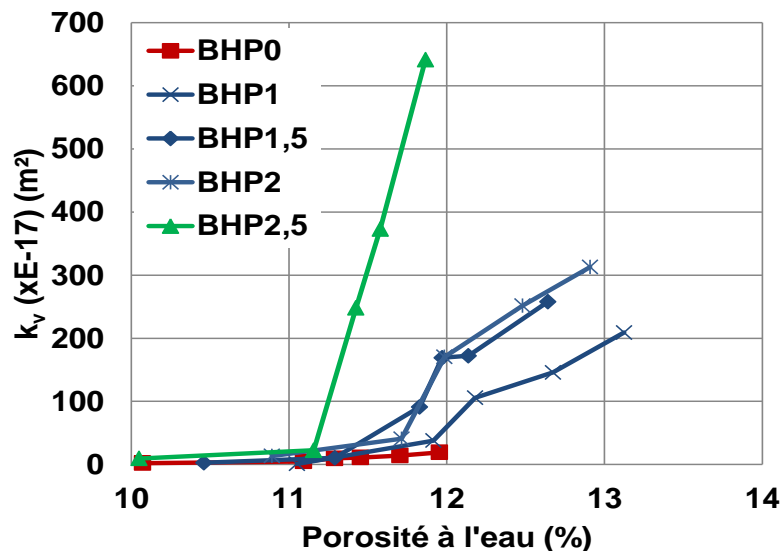


Figure 4.43. La perméabilité intrinsèque en fonction de la porosité des BHP.

La Figure 4.42 montre que pour des températures inférieures à 135°C, la perméabilité des bétons avec les fibres est légèrement supérieure à celle des bétons sans fibres de polypropylène. L'augmentation de la perméabilité dans cette plage de température n'est pas très significative, cette augmentation peut être expliquée par

l'évaporation de l'eau (libre et chimiquement liée) existante dans le réseau poreux. Les espaces remplis auparavant par les molécules d'eau se libèrent à cause de l'évaporation de l'eau et provoquent l'augmentation des vides dans la matrice cimentaire. La légère augmentation de la perméabilité à des températures inférieures à 135°C (dans le cas des bétons fibrés) a comme autre origine l'addition des fibres de polypropylène à la matrice de ciment. Les fibres peuvent augmenter les zones de transition interfaciale (ITZ) et, en conséquence, accroître le volume des pores. Zeiml et al [ZEI 06] ont montré que pour de faibles températures le volume des pores dans le béton fibré est plus élevé que dans le béton sans fibres et ils ont mis en évidence que ce volume supplémentaire correspond à des pores dont la taille serait voisine de celle de l'épaisseur des zones de transition interfaciale. Bentz [BEN 00] a également présenté une théorie en indiquant que les fibres de polypropylène (PP) introduisent des ITZ supplémentaires au coulage. La création d'ITZ supplémentaires par des fibres permet de relier les groupes d'ITZ locaux percolés par les fibres, menant à la percolation de la structure globale des pores.

En revanche pour des températures supérieures ou égales à 150°C une importante augmentation de la perméabilité des BHP avec fibres a été constatée, plus le dosage en fibres est élevé plus la perméabilité est importante. Cette augmentation de la perméabilité est liée à la fusion des fibres. Les fibres commencent à fondre à 150 °C (les fibres sont totalement fondues à 165°C) ce qui crée des connexions supplémentaires provoquant l'augmentation du réseau poreux du matériau.

Ces résultats sont comparables à ceux obtenus dans la littérature. Kalifa et al [KAL 00], Zeiml et al [ZEI 06] et Noumowé et al [NOU 10] et bien d'autres auteurs ont montré que l'utilisation des fibres de polypropylène influe d'une manière importante la perméabilité des bétons pour des températures avoisinantes le point de fusion des fibres.

L'origine de l'importante augmentation de la perméabilité au voisinage de 165 °C est la fusion des fibres de polypropylène, selon Kalifa et al [KAL 01]. Les premières explications se sont basées sur l'absorption partielle ou complète des fibres fondues par la matrice de ciment [KAL 01], laissant des chemins supplémentaires pour le gaz de passer à travers la matrice poreuse. Mais il s'est avéré que les fibres une fois fondues ne sont pas absorbées par la matrice, mais elles existent toujours dans la microstructure et elles peuvent se re-solidifier après refroidissement [HAG 04] mais avec un détachement entre la fibre et la matrice qui l'entoure.

En outre, le comportement de différentes microfissurations pourrait avoir une influence considérablement différente sur la perméabilité. Les bétons ayant des fibres de PP ont une forte densité de fissure à des températures jusqu'à 170°C en comparaison avec le béton sans fibres [KAL 01], cette différence dans le comportement de la fissuration peut être provoquée par : d'une part, les fibres agissant en tant que discontinuités dans la matrice et donc favorisant la nucléation (formation des espaces vides par fusion) des fissures locales [KAL 01], d'autre part, l'expansion du polypropylène pendant la fonte [KAL 01] et [SCH 06 cité par ZEI 08]; les fibres une fois fondues occupent plus d'espace qu'à l'état solide, cette augmentation de volume du polymère exerce des pressions sur la matrice de ciment qui l'entoure et qui va créer des micro-fissurations autour de la fibre de PP. Pasquini [PAS 05] a expliqué que le processus de fusion des fibres de polypropylène est la destruction de la cristallinité pour créer un polymère entièrement amorphe. La partie

cristalline (avant la fusion) de polypropylène (s'élevant à 60% du polypropylène utilisé) est transformé en polypropylène amorphe (après fusion), ce passage provoque une augmentation du volume d'environ 7%.

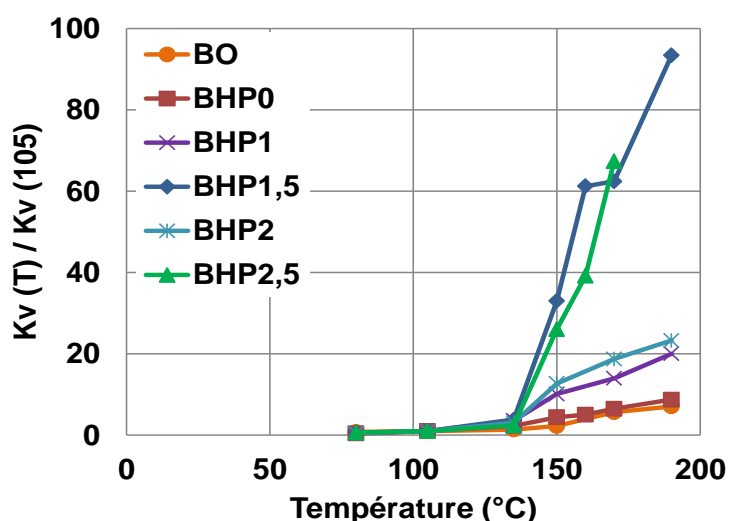
Le Tableau 4-6 regroupe les résultats de mesures de la perméabilité intrinsèque pour différents paliers de température.

**Tableau 4-6. La moyenne de la perméabilité intrinsèque (x E-17) (m<sup>2</sup>)**

T°C	BO	BHP0	BHP1,5	BHP2.5	BHP1	BHP2
80	6,53	0,88	1,72	5,76	5,34	6,56
105	8,425	2,19	2,76	9,52	10,44	13,44
135	11,46	4,91	10,55	22,51	37,77	40,75
150	18,9	9,66	91,15	248,14	105,62	170,41
160	-	11,05	169,42	373,22	-	-
170	47,45	14,2	172,24	641,5	145,83	251,76
190	59,4	19,15	257,83	-	209,05	312,76

Les résultats présentés dans le Tableau 4-6 montrent que pour les bétons (BO, BHP2,5, BHP1 et BHP2) la perméabilité intrinsèque à 80°C est un peu plus élevée par rapport à celle des autres bétons (BHP1,5 et BHP0). Le rapport  $K_v(T)/K_v(105)$  est plus faible dans ce cas pour BHP2,5 même si sa perméabilité intrinsèque est supérieure à la perméabilité de BHP1,5 cela peut être expliqué par sa plus grande perméabilité à 80°C (Figure 4.44). Il est à noter que la perméabilité relative est plus élevée dans le cas des bétons avec des fibres longues que dans les bétons avec les fibres courtes. Plus le dosage en fibre est grand plus la perméabilité est élevée, cette évolution est plus importante à partir de 150°C.

La Figure 4.44 présente la perméabilité relative qui est défini par le rapport entre la perméabilité intrinsèque mesurée à une température T et celle mesurée à l'état de référence (105°C).



**Figure 4.44. Le rapport  $K_v(T) / K_v(105)$  en fonction de la température**

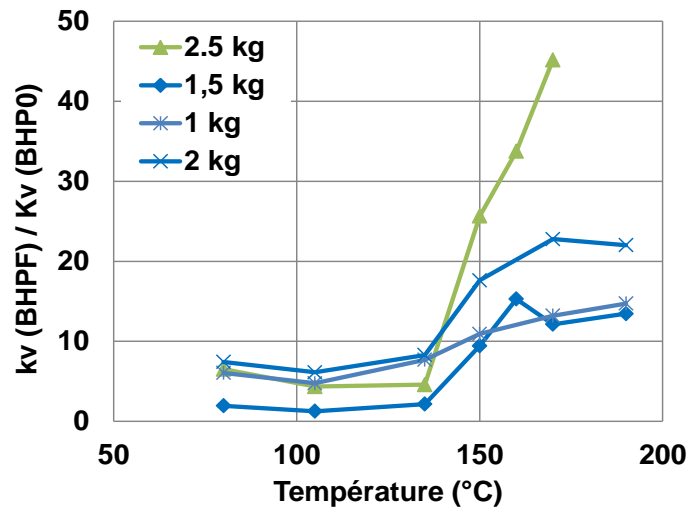
Kalifa et al [KAL 01] ont présenté une perméabilité intrinsèque normalisée à 80°C ( $k_v(T)/k_v(80)$ ) d'un BHP, d'une résistance en compression autour de 110 MPa, avec et sans fibre. Le résultat obtenu montre qu'à 200°C la perméabilité normalisée à 80°C de béton sans fibre est de l'ordre de 10 ce qui est proche de nos résultats pour le BHP0. Tandis que le rapport est de 90 et 400 pour un béton avec 0,9 et 1,75 kg de fibre respectivement (les fibres utilisées ont 19 mm de long, 150  $\mu\text{m}$  de largeur et 50  $\mu\text{m}$  d'épaisseur). Pour un béton avec 3 kg de fibre le rapport a dépassé 700. Cette grande évolution de perméabilité est sans doute expliquée par la taille des fibres utilisée par rapport aux fibres utilisées dans notre étude.

Mindéguia [MIN 09] a montré que la confrontation des résultats de la perméabilité et de la porosité n'est pas évidente, il a constaté que la perméabilité d'un béton à forte porosité est inférieure à la perméabilité au gaz d'un béton à faible porosité. Alors que nos résultats montrent un lien entre la perméabilité et la porosité. La perméabilité de béton plus poreux est plus forte celle d'un béton à faible porosité

En comparaison avec les résultats de Mindéguia [MIN 09], il a montré que la perméabilité est affectée par le chauffage qu'à partir de 250°C. Un rapport entre  $K_v(T)/k_v(80)$  n'excède pas une valeur de 12 à 250 °C. Alors que nos résultats montrent une forte évolution de perméabilité relative pour une plage de température, entre 80 et 200°C, en particulier dans le cas des bétons avec fibres.

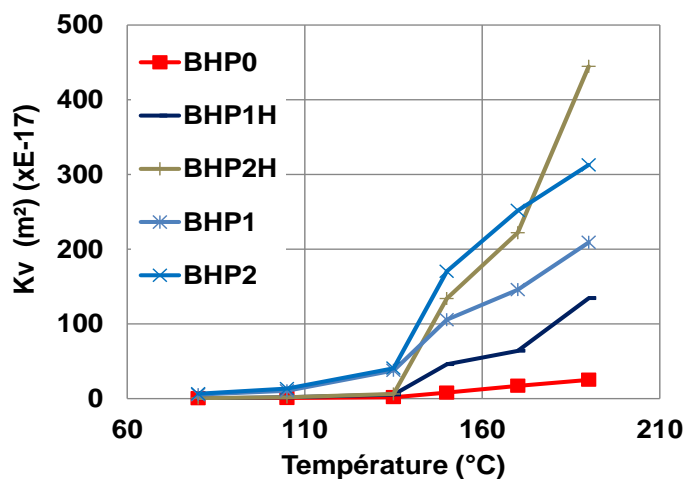
La Figure 4.45 présente le rapport entre la perméabilité des bétons avec les fibres «  $k_v(\text{BHPF})$  » et celle du béton sans fibres «  $k_v(\text{BHP0})$  ». La Figure 4.45 montre que la perméabilité augmente d'autant plus que le dosage en fibre est important. On peut noter que le rapport avec un dosage en fibre de 2,5  $\text{kg}/\text{m}^3$  (en utilisant les fibres longues) est de 45 à 170°C, alors que le rapport est de 22, pour un dosage de 2  $\text{kg}/\text{m}^3$  (en utilisant les fibres courtes), à 170°C.

Cette différence est légèrement inférieure à celle présentée par Kalifa et al [KAL 01], cela peut être expliqué par le fait qu'ils ont utilisé des dosages en fibres plus élevés (1,75 et 3  $\text{kg}/\text{m}^3$ ), avec des fibres en ruban de plus grande taille (19 mm de long, 150  $\mu\text{m}$  de large et 50  $\mu\text{m}$  d'épaisseur). En revanche notre résultat montre une différence plus forte que celle trouvée par Zeiml et al [ZEI 06], où il a montré pour un dosage en fibre de 1,5  $\text{kg}/\text{m}^3$  (L=6mm et  $\Phi=18 \mu\text{m}$ ) un rapport de 7 entre 140 et 200°C alors que nous avons trouvé un rapport de 13 à 190°C pour un dosage de 1  $\text{kg}/\text{m}^3$ . [KAL 01] et [ZEI 06] ont montrés un rapport «  $k_v(\text{BHPF}) / k_v(\text{BHP0})$  » maximal autour de 200°C qui diminue pour des températures plus élevées.



**Figure 4.45. Rapport entre kv (BHP fibré) / kv (BHP0) en fonction de la température : fibre Harbourite (1,5 kg et 2,5kg),**

La Figure 4.46 présente une comparaison entre la perméabilité des bétons avec les fibres longues (BHP1H et BHP2H) et celles des bétons avec les fibres courtes (BHP1 et BHP2). Les bétons BHP1H et BHP2H ont été testés en résiduel avec les fibres Harbourite, pour une même formulation (ces résultats ont été obtenus lors du stage de master [HAN 08]). La différence de perméabilité intrinsèque entre les bétons avec deux types de fibres est plus grande pour un dosage de 1kg/m<sup>3</sup>. La perméabilité intrinsèque est légèrement plus élevée dans le cas de l'utilisation des fibres courtes pour un dosage de 1 kg/m<sup>3</sup>. Pour un dosage de 2 kg/m<sup>3</sup> la perméabilité de BHP2 est supérieure à celle de BHP1H à des températures inférieures à 170°C, en revanche une grande augmentation avec les fibres longues a été constatée à 190 °C.



**Figure 4.46. Comparaison entre la perméabilité des bétons avec fibres courtes et avec fibres longues : la lettre H correspond aux fibres longues**

La forte perméabilité mesurée avec les fibres courtes peut être expliquée par le fait d'utiliser des fibres d'une plus petite taille ça multiplie le nombre de fibres dans le matériau, malgré que le dosage est le même cela peut créer plus d'espace libre qu'avec l'utilisation des fibres longues. Alors que l'avantage d'utiliser des fibres



longues est d'avoir des espaces poreux plus longs mais peu nombreux après la fusion des fibres.

Nous avons observé dans le chapitre 2 (§ 2.1.1.6) que les fibres courtes (PB Eurofiber) commencent à fondre à une température inférieure à celle de fibres longues (Harbourite). Cela peut avoir une influence sur la perméabilité de béton à une faible température (avant d'atteindre la température de fusion des fibres longues).

#### 4.3.4.1.5. Variation du coefficient $b^*$ (constante de Klinkenberg)

Le coefficient de glissement  $b^*$  (ou la constante de Klinkenberg) est une caractéristique du solide poreux et du gaz de percolation. La contribution de l'écoulement moléculaire dans le débit total de gaz peut facilement être calculée avec le coefficient  $b^*$ . Il est déterminé par la formule de Klinkenberg après l'obtention de la perméabilité intrinsèque (équation 4.27).

Le Tableau 4-7 regroupe les valeurs du coefficient  $b^*$  en fonction de la température pour chaque échantillon.

**Tableau 4-7. Valeurs de  $b^*$  en fonction de la température (x 1E+04) (Pa)**

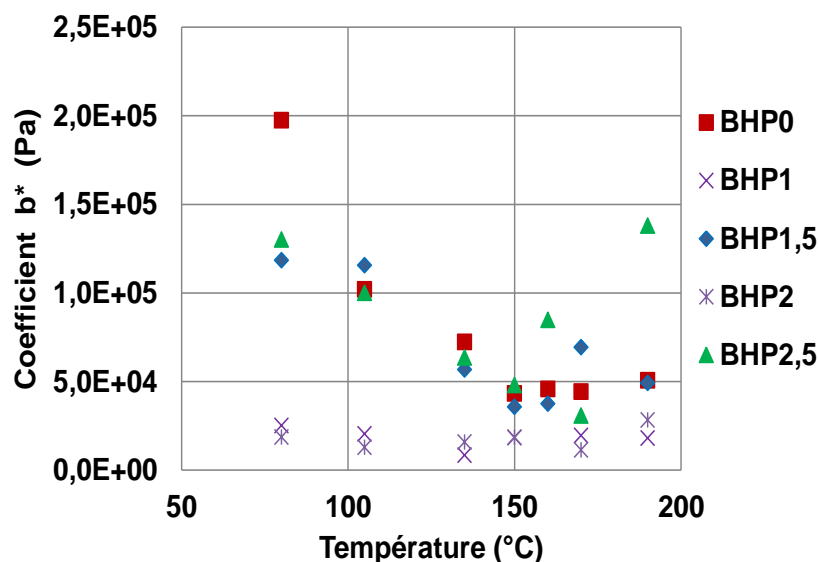
Echantillon	80°C	105°C	135°C	150°C	160°C	170°C	190°C
<b>C0</b>	20,16	7,01	5,97	3,99	4,43	4,18	3,97
<b>D0</b>	19,33	13,38	8,50	4,67	4,73	4,67	6,17
<b>C2,5</b>	14,72	13,17	9,73	4,96	12,39	2,91	15,70
<b>D2,5</b>	11,27	6,81	2,96	4,62	4,54	3,23	11,88
<b>C1,5</b>	11,17	10,45	4,98	3,47	4,55	7,09	6,06
<b>D1,5</b>	12,48	12,64	6,33	3,63	2,91	6,76	3,76
<b>C1</b>	1,80	1,91	1,01	1,84		2,12	2,59
<b>D1</b>	3,20	2,16	0,64	1,81		1,77	1,01
<b>C2</b>	1,26	0,39	1,64	1,14		0,51	2,22
<b>D2</b>	2,43	2,17	1,51	2,55		1,74	3,41

Nous constatons, globalement sur tous les bétons, une diminution du coefficient  $b^*$  entre 80°C et 150°C. Au-delà de 150°C la variation de la constante  $b^*$  diffère d'un béton à l'autre. Pour le BHP0 (sans fibre) nous notons que  $b^*$  varie entre 20E+04 et 5E+04, une diminution progressive est constatée dans la plage de température d'essai. En revanche, le coefficient  $b^*$  s'échelonne entre 14E+04 et 3E+04 dans les bétons avec les fibres longues (Harbourite) (BHP1,5 et BHP2,5). Les plus faibles

valeurs de  $b^*$  sont rencontrées dans le cas des bétons avec les fibres courtes (PB EUROFIBRE HPR) (BHP1 et BHP2), où les elles sont comprise entre  $3E+04$  et  $0,5E+04$ . Dans la gamme de température utilisée, la variation du coefficient  $b^*$  dans les bétons fibrés n'est pas progressive, comme dans les bétons sans fibres, des oscillations sont observées notamment à partir de  $150^{\circ}\text{C}$ . Ceci peut être expliqué par la fusion des fibres qui diminue le phénomène de glissement lors de l'écoulement.

La Figure 4.47 présente la variation de la constante  $b^*$  en fonction de la température. Pour des températures  $T \leq 135^{\circ}\text{C}$ , le coefficient  $b^*$  est plus faible dans les bétons avec les fibres courtes, ensuite au-delà de  $135^{\circ}\text{C}$  les valeurs de  $b^*$  sont proches dans tous les bétons.

En comparant les résultats obtenus avec un béton sans fibres et avec fibres, la variation du coefficient  $b^*$  pour des températures supérieures à  $150^{\circ}\text{C}$  peut être due à la fusion des fibres de polypropylène. En comparant le comportement de deux types de fibres en température, nous avons remarqué que les fibres de longueur 6 mm commencent à fondre avant les fibres Harbourite (longueur de 12 mm) (à  $T = 145^{\circ}\text{C}$ ) voir la partie 2 (§ 2.1.1.6). Cela peut expliquer la variation du coefficient  $b^*$  à des températures inférieures à  $150^{\circ}\text{C}$ .



**Figure 4.47. Variation du coefficient  $b^*$  en fonction de la température (Moyenne de deux échantillons)**

Les courbes de variation de  $b^*$  obtenues sont comparables à celles présentées par Zeiml et al [ZEI 08]. Ce dernier montre que pour des températures jusqu'à  $300^{\circ}\text{C}$ , le coefficient  $b^*$  diminue en fonction de l'élévation de la température, puis il augmente pour des températures plus élevées. Nos résultats montrent une diminution de  $b^*$  jusqu'à  $150^{\circ}\text{C}$  puis une légère augmentation dans certains bétons avec fibres.

La variation de  $b^*$  traduit la diminution du débit moléculaire en fonction de l'augmentation de la température à cause de la formation d'un nouveau réseau poreux au sein du matériau (fissuration et fusion des fibres). La Figure 4.48 montre la variation du débit moléculaire moyen en fonction de la température.

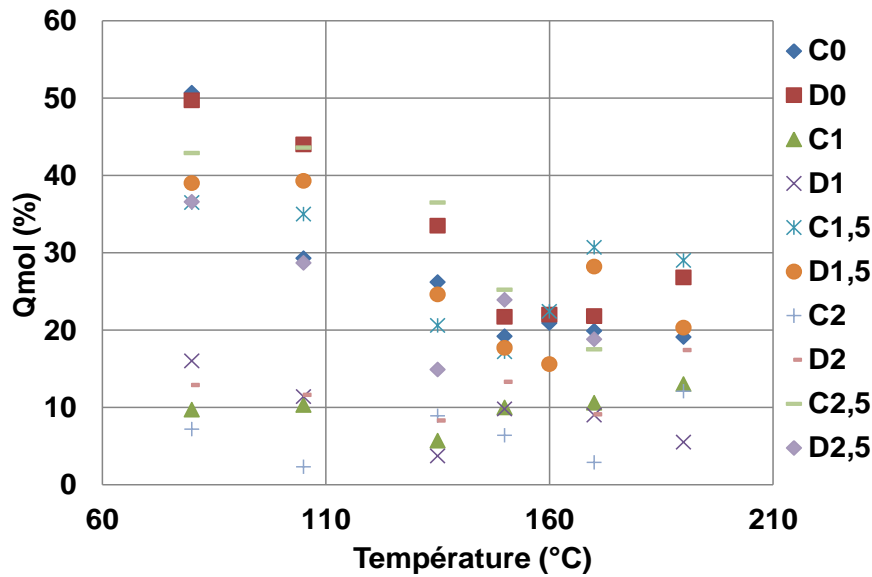


Figure 4.48. Le débit moléculaire moyen en fonction de la température

Le lien entre la perméabilité et la constante  $b^*$  est présentée dans la Figure 4.49. Nous constatons que l'augmentation de la perméabilité est accompagnée par une baisse du coefficient  $b^*$ . À partir d'une certaine valeur de perméabilité intrinsèque «  $k_v$  », une augmentation du coefficient  $b^*$  est constatée (à partir de 150°C). Un résultat identique a été montré par Zeiml et al [ZEI 08].

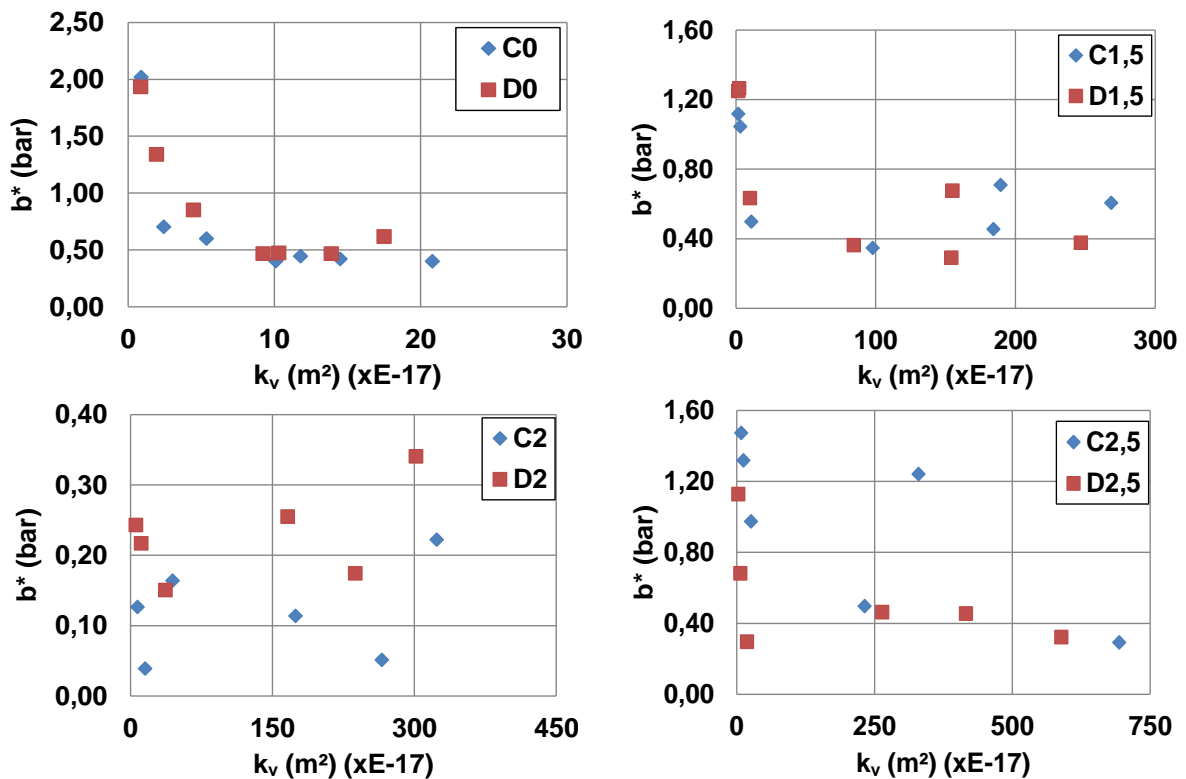


Figure 4.49. Le coefficient  $b^*$  en fonction de la perméabilité intrinsèque

#### 4.3.4.2. La perméabilité à l'air mesurée à chaud

Dans le présent paragraphe nous allons présenter, dans un premier temps, les résultats des essais de perméabilité à l'air réalisés à chaud (sans refroidissement) et essayer de faire une comparaison entre la perméabilité résiduelle et la perméabilité à chaud. Ensuite nous présenterons les résultats des essais de la perméabilité à la vapeur d'eau réalisés à chaud.

##### 4.3.4.2.1. Evolution de la perméabilité apparente à l'air pour $T \leq 105^{\circ}\text{C}$

Les valeurs de la perméabilité apparente en fonction de la pression du gaz appliquée sont présentées dans le Tableau 4-8. Rappelons que la mesure à  $20^{\circ}\text{C}$  se fait sur des éprouvettes préalablement séchées à  $105^{\circ}\text{C}$  en étuve.

Tableau 4-8. La perméabilité apparente pour chaque pression (moyenne de deux échantillons) ( $k_a \times E-17$ ) ( $\text{m}^2$ )

	Pg (bars)	BHP0	BHP1	BHP1,5	BHP2	BHP2,5
20°C	3,5	1,296	1,317	2,269	1,333	1,211
	3	1,376	1,340	2,380	1,383	1,276
	2,5	1,440	1,362	2,537	1,401	1,377
	2	1,542	1,409	2,657	1,459	1,390
	1,5	1,631	1,439	2,902	1,496	1,480
105°C	3,5	1,513	1,502	2,204	1,504	1,425
	3	1,596	1,573	2,327	1,578	1,563
	2,5	1,734	1,700	2,470	1,616	1,653
	2	1,827	1,747	2,599	1,677	1,758
	1,5	1,984	1,848	2,816	1,621	1,889

Les résultats montrent que la perméabilité apparente, pour la plage de pression appliquée, s'échelonne entre  $1\text{E}-17$  et  $3\text{E}-17 \text{ m}^2$  pour des températures entre  $20^{\circ}\text{C}$  et  $105^{\circ}\text{C}$ . Une faible évolution a été constatée entre  $20^{\circ}\text{C}$  et  $105^{\circ}\text{C}$  par rapport à l'évolution enregistrée dans les essais résiduels (entre  $80$  et  $105^{\circ}\text{C}$ ). Cette faible évolution est causée par le pré-séchage réalisé à  $105^{\circ}\text{C}$  avant les essais à  $20^{\circ}\text{C}$  puis à  $105^{\circ}\text{C}$ . Le fait de pré-sécher l'échantillon dans une étuve ventilée jusqu'à poids constant à  $105^{\circ}\text{C}$  a permis de réduire la quantité d'eau libre dans le réseau poreux et d'augmenter le volume des vides dans le matériau, en conséquence la structure poreuse de l'échantillon reste la même pendant les essais à  $20^{\circ}\text{C}$  ou à  $105^{\circ}\text{C}$ . Donc les mesures de la perméabilité à  $20^{\circ}\text{C}$  et  $105^{\circ}\text{C}$  d'un échantillon déjà pré-séché à  $105^{\circ}\text{C}$  ne donnent pas une grande différence de résultats.

##### 4.3.4.2.2. Evolution de la perméabilité apparente à l'air pour $T > 105^{\circ}\text{C}$

L'évolution de la perméabilité apparente est mesurée par rapport à celle mesurée à  $105^{\circ}\text{C}$ . Le Tableau 4-9 présente le rapport moyen entre la perméabilité apparente

mesurée à une température T et celle mesurée à 105°C. La moyenne des valeurs de perméabilité pour les pressions appliquées.

**Tableau 4-9. La moyenne du rapport  $k_a(T)/k_a(105)$  en fonction de la température pour les cinq pressions appliquées.**

Echantillon	135°C	150°C	160°C	170°C	190°C
<b>B0</b>	1,33	1,87	2,59	4,32	5,38
<b>C0</b>	1,66	2,69	3,39	3,97	4,79
<b>B1</b>	5,57	18,10	20,39	24,53	103,83
<b>C1</b>	3,97	18,25	-	27,31	33,60
<b>B1,5</b>	3,32	19,49	24,08	27,07	33,79
<b>C1,5</b>	2,11	22,18	35,74	41,03	45,20
<b>B2</b>	24,21	21,35	35,12	48,42	197,38
<b>C2</b>	3,71	29,10		44,16	54,26
<b>B2,5</b>	5,60	53,75	97,88	115,24	179,22
<b>C2,5</b>	5,68	59,61	79,01	107,41	125,07

Le tableau précédent nous permet de faire les remarques suivantes :

- A 135°C la perméabilité apparente a été multipliée par 1,5 pour le BHP0, alors qu'elle a augmentée de 4,5 pour BHP1,5 et de 5,5 pour BHP2,5.
- A 170°C, après la fusion des fibres, la perméabilité apparente est au moyenne multipliée par 4, 34 et 111 pour le BHP0, BHP1,5 et BHP2,5 respectivement.

Les variations de la perméabilité apparente pour des températures supérieures à 105°C sont présentées sur la Figure 4.50.

- Le rapport entre «  $k_a(T)$  et  $k_a(105)$  » dans le cas de béton BHP0 est très faible par rapport au béton fibré. La même évolution a été trouvée dans les essais résiduels.
- Pour les bétons avec les fibres de polypropylène, on remarque bien que l'évolution est plus importante à partir de 150°C. comme nous l'avons mentionné dans les résultats résiduels, l'évolution de «  $k_a$  » est importante d'autant plus que le dosage en fibre est élevé. Les fibres fondent partiellement à 150°C et totalement à 165 °C ce qui facilite le passage du gaz au sein du matériau favorisant le transfert.

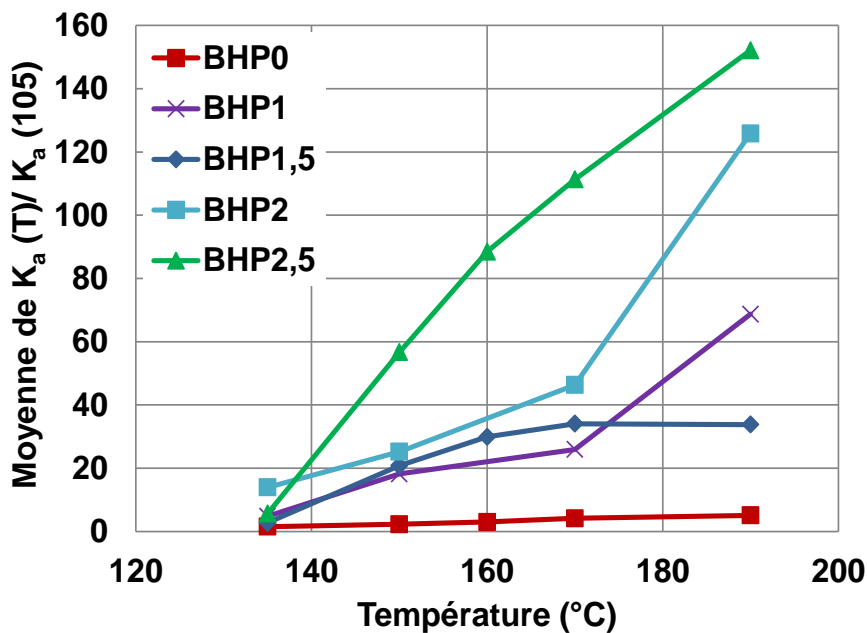


Figure 4.50. Le rapport (la moyenne) «  $k_a(T) / k_a(105)$  » en fonction de la température

Les évolutions constatées dans les essais résiduels ou dans les essais à chaud pourrait expliquer que le départ de l'eau libre ou liée provoque une évolution de la perméabilité de l'ordre de 5 (jusqu'à 135°C). Tandis qu'à partir de 150°C c'est plutôt l'effet des fibres qui est prédominant, où nous avons enregistré une évolution de l'ordre de 100 voire plus à 170°C pour les bétons avec un dosage en fibre plus élevé.

Nos résultats montrent des évolutions de la perméabilité à chaud plus élevée que celles trouvée dans la littérature [LIO 05] [CHO 06]. Cette forte évolution dans nos essais peut être expliquée par la durée de chauffage à chaque palier de température, 7 jours dans notre cas, alors qu'elle est de 8 heures [LIO 05] et de 60 heures [CHO 06]. L'autre explication est attribué au fait de réaliser des essais à la vapeur sur le même échantillon, car le passage de la vapeur peut provoquer la lixiviation du matériau, ce point sera développé dans le paragraphe 4.3.4.4.3.

#### 4.3.4.2.3. Commentaire sur la dispersion des résultats

La dispersion de résultats est présentée par l'écart-type moyen entre les deux valeurs de deux échantillons du même béton. Les Figure 4.51 et Figure 4.52 montrent l'écart-type moyen de la perméabilité apparente de deux échantillons testés en fonction de la température, dans la marge de pression appliquée, pour chaque béton.

Pour des températures inférieures à 105 °C, on constate que l'écart est plus élevé dans le béton BHP2,5 alors que l'écart est presque le même dans les autres bétons.

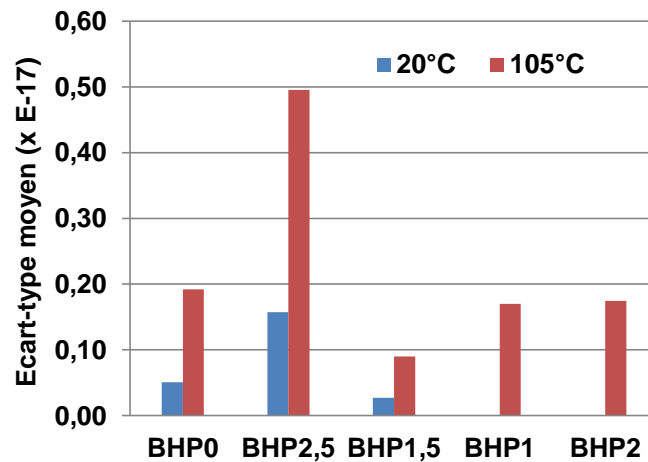


Figure 4.51. Ecart-type moyen à 25°C et à 105 °C de la perméabilité apparente

La Figure 4.52 montre la moyenne des écarts-types calculés à des températures supérieures à 105 °C. Une augmentation de l'écart est notée entre 150°C et 190°C pour les deux béton fibrés (BHP1,5 et BHP2,5). A chaque fois que le dosage en fibre est élevé, l'écart-type est plus grand puis ça diminue à partir de 170°C. Cette augmentation de l'écart-type pourrait être due à la quantité de fibres incorporée et surtout à la distribution de ces fibres au sein du matériau.

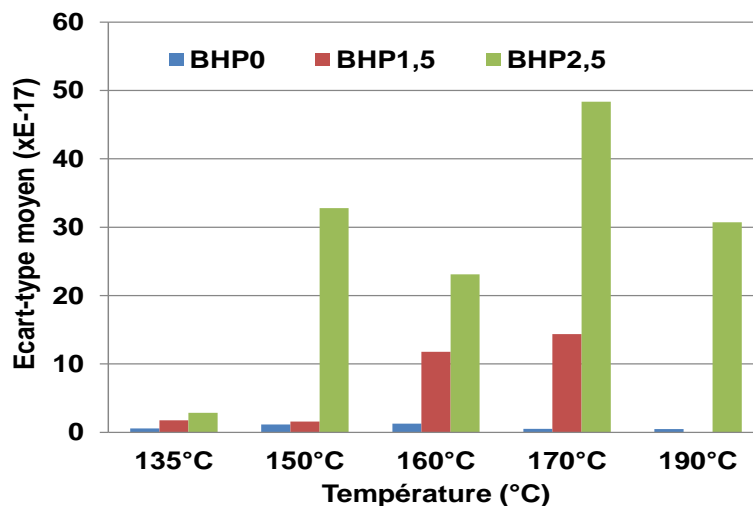


Figure 4.52. L'écart-type moyen des deux bétons avec les fibres longues.

Ces résultats sont identiques à ceux trouvés dans les essais résiduels, où nous avons vu qu'une plus grande dispersion est enregistrée dans les bétons avec un dosage en fibres plus élevé. Mindiguia (MIN 09) a montré que pour un béton sans fibres l'écart type de perméabilité entre trois échantillons est de 0,5E-16 à 120°C et de 1,1E-16 à 250°C. Alors que l'écart pour un béton avec un dosage en fibres de 2 kg/m<sup>3</sup> est estimé à 0,4E-16 à 120°C et de 18E-16 à 250°C.

#### 4.3.4.2.4. Evolution de la perméabilité intrinsèque

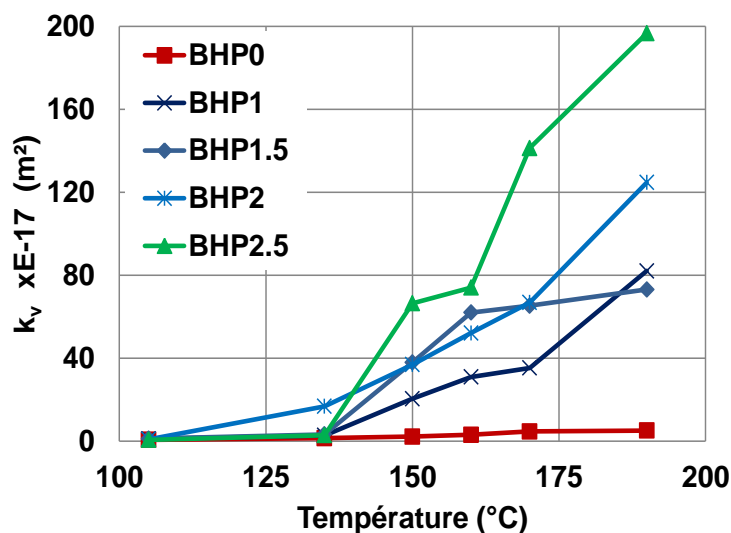
Nous allons présenter ici la variation de la perméabilité intrinsèque à l'air obtenue par les essais à chaud. Le Tableau 4-10 regroupe les valeurs moyennes de la

perméabilité intrinsèque en fonction de la température. La moyenne est mesurée sur deux échantillons.

**Tableau 4-10. La perméabilité intrinsèque moyenne à chaud en  $m^2$  ( $\times E-17$ )**

	25°C	105°C	135°C	150°C	160°C	170°C	190°C
BHP0	0,73	0,69	1,48	2,23	3,11	4,73	5,18
BHP1	1,13	1,12	1,37	17,9	31,0	37,5	120
BHP1,5	1,76	1,26	3,295	38,05	62,05	65,35	73,2
BHP2	1,06	0,74	29,7	32,3	52,2	69,2	171,3
BHP2,5	0,77	0,68	2,97	66,5	74,1	141,35	196,7

Les mesures de la perméabilité à chaud montrent que la perméabilité intrinsèque obtenue à 25°C et à 105°C est identique, le fait de chauffer à 105°C puis la mesure à 25 et à 105°C cela ne changera pas la valeur de perméabilité. Désormais, dans les figures qui suivent nous prenons en compte que les valeurs de perméabilité intrinsèque à partir de 105°C. Sur la Figure 4.53, sont présentées les différentes évolutions de la perméabilité intrinsèque mesurée à chaud en fonction de la température.



**Figure 4.53. Evolution de la perméabilité intrinsèque en fonction de la température.**

L'évolution de la perméabilité dans les essais à chaud est identique mais avec une intensité plus faible par rapport à celle obtenue dans les essais résiduels. On peut noter une forte variation de la perméabilité dans les bétons avec un dosage en fibres plus élevé. La Figure 4.54 montre qu'à 190°C, la perméabilité intrinsèque est 285 fois supérieures par rapport à la valeurs obtenue à 105°C pour BHP2,5. Alors que le rapport ne dépasse pas la valeur de 10 pour le BHP0. Pour les dosages



intermédiaires l'augmentation de la perméabilité est d'autant plus forte que le dosage est important.

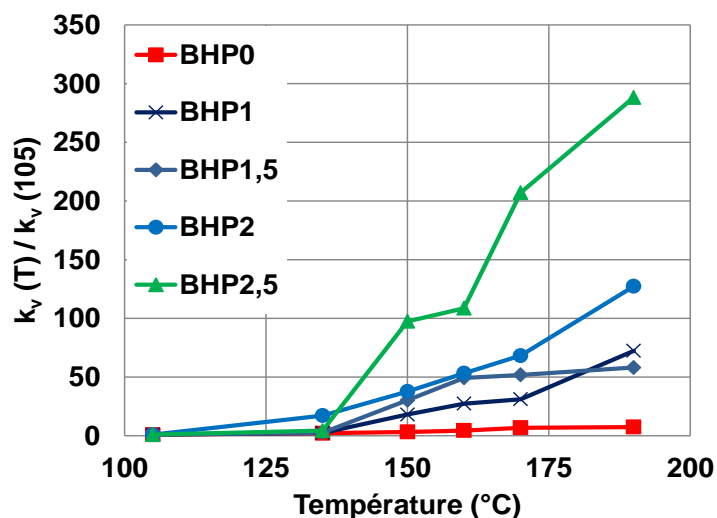


Figure 4.54. Rapport entre la perméabilité intrinsèque mesurée à une température T et à 105°C.

La perméabilité intrinsèque est dépendante de la structure poreuse du matériau et indépendante de la pression du gaz appliquée, ce qui veut dire qu'après une certaine pression du gaz appliquée la perméabilité apparente reste constante et égale à la perméabilité intrinsèque. Les résultats de perméabilité intrinsèque précédents expliquent que l'évolution de la perméabilité intrinsèque est traduite d'un côté, par l'augmentation du pourcentage d'écoulement visqueux des bétons avec la température, ou (et) par la diminution de l'écoulement de glissement d'un autre côté.

Le rapport «  $k_v(\text{BHPF}) / k_v(\text{BHP0})$  » est présenté sur la Figure 4.55.

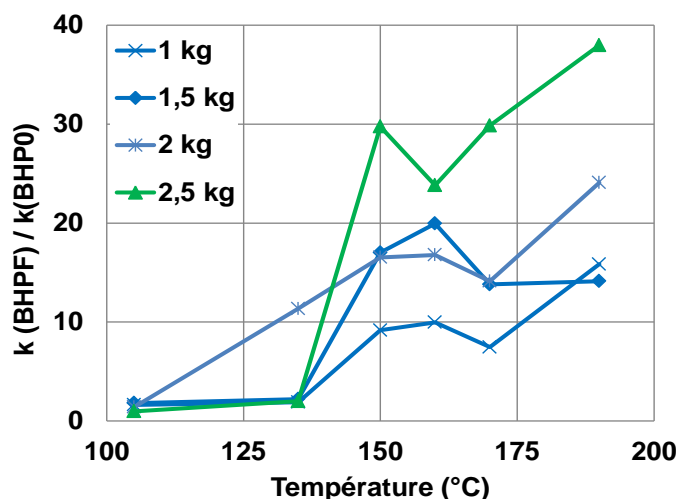


Figure 4.55. Le rapport entre la perméabilité des bétons fibrés et le béton non fibré

La perméabilité intrinsèque à chaud des bétons fibrés est 2 fois plus grande par rapport à la perméabilité de BHP0, pour des températures inférieures à 150°C. Alors que le rapport est 15 à 38 fois supérieur selon le dosage utilisé à 190°C.

#### 4.3.4.2.5. Variation du coefficient $b^*$ pour les essais à chaud

La variation du coefficient de Klinkenberg «  $b^*$  » est présentée dans la Figure 4.56. Là encore, on remarque que le coefficient  $b^*$  a tendance à diminuer en fonction de la température ce qui est en concordance avec les résultats obtenus en résiduel.

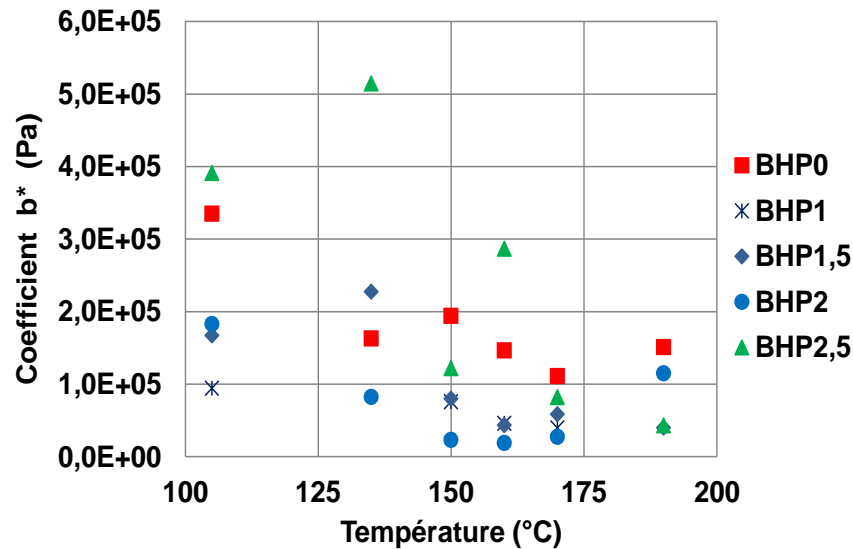


Figure 4.56. Variation du coefficient de glissement  $b^*$  en fonction de la température : essais à chaud

#### 4.3.4.3. Comparaison entre la perméabilité résiduelle et la perméabilité à chaud

Deux procédures ont été suivies pour caractériser le transfert de gaz dans différents bétons testés ; (1) Essais résiduel qui nous a permis de suivre l'évolution de la perméabilité après refroidissement, et (2) Essais à chaud avec lesquels nous avons pu obtenir des évolutions de perméabilité sous température (sans refroidissement). A présent, même s'il s'agit de deux méthodes différentes, il est intéressant de faire une comparaison des résultats obtenus avec chaque méthode. Les résultats obtenus avec les deux méthodes de mesures utilisées montrent une nette différence entre la perméabilité mesurée en résiduel et celle mesurée en température.

Le premier constat qu'on peut faire est que lorsqu'on compare les résultats résiduels et à chaud, nous constatons que la perméabilité mesurée après refroidissement est plus forte que celle obtenue sous température comme le montre la Figure 4.57.

Nous présentons sur la Figure 4.57 le rapport entre la perméabilité intrinsèque résiduelle et la perméabilité intrinsèque à chaud :

$$\frac{k_{vT}(T)(\text{résiduel}) - K_{v105}(\text{résiduel})}{k_{v(T)}(\text{à chaud}) - K_{v105}(\text{à chaud})} \quad (4.38)$$

Les courbes de la Figure 4.57 montrent que la perméabilité résiduelle est supérieure à celle mesurée sous température. Nous constatons que le rapport entre la perméabilité résiduelle et la perméabilité à chaud s'échelonne entre 2 et 6 pour des températures comprises entre 135°C et 190°C, pour tous les bétons testés.

Cette différence de perméabilité pourrait être expliquée par :

Le fait d'utiliser deux systèmes de mesures totalement différents d'une part, la procédure de chauffage adoptée dans chaque système peut avoir une influence sur les mesures de la perméabilité. La différence de l'évolution de la perméabilité résiduelle et à chaud est peut être attribuée à l'endommagement créé par le refroidissement des échantillons. Le refroidissement peut provoquer des déformations supplémentaires entre les granulats et la pâte de ciment causés par le retrait dû au refroidissement. Ces déformations vont créer plus de fissuration et donc plus de perméabilité de l'échantillon.

D'autre part, il peut y avoir un effet d'échelle sur la perméabilité. La différence de la perméabilité entre les essais résiduels et à chaud peut être expliquée par l'utilisation des échantillons de dimensions différentes,  $\Phi 15 \times 5$  en résiduel et  $\Phi 11 \times 5$  à chaud. Cela peut avoir une influence sur l'écoulement du gaz, plus la surface de l'échantillon est grande plus le débit du gaz est élevé.

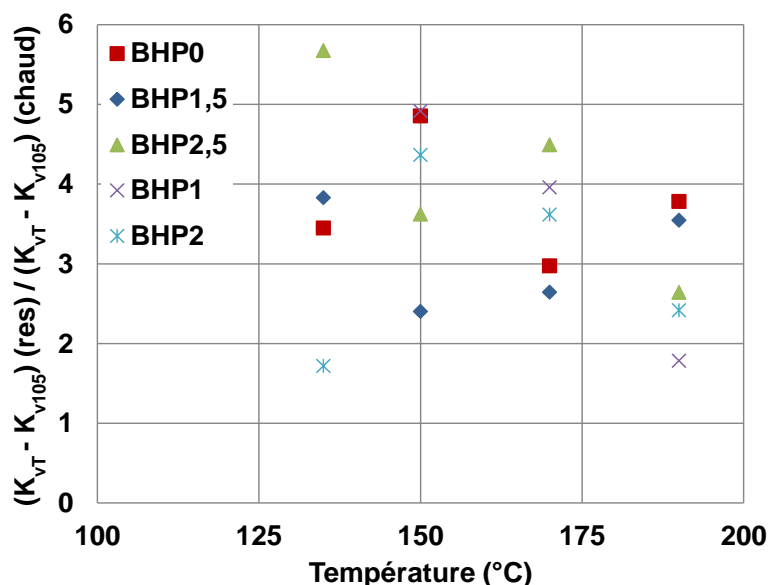


Figure 4.57. Le rapport entre la perméabilité résiduelle et la perméabilité à chaud

On peut noter que le rapport concernant les perméabilités apparentes  $\left( \frac{K_a(T)/k_a(105)(\text{résiduel})}{K_a(T)/K_a(105)(\text{a chaud})} \right)$  pour une même pression est inférieur à 1. Ce résultat vient essentiellement de l'écart entre les valeurs de perméabilité à 105 °C fournies par les deux échantillons de diamètre différent.

Si les résultats montrent clairement des tendances, des interrogations restent encore posées sur l'origine de la différence entre les deux méthodes (à froid, à chaud) de mesure. Les explications données dans ce paragraphe restent à confirmer par

d'autres essais sur des échantillons de mêmes dimensions et sans passage de la vapeur dans les essais à chaud.

#### **4.3.4.4. La perméabilité à la vapeur à chaud.**

Comme nous l'avons indiqué auparavant, deux types de fluide sont utilisés (air sec et vapeur d'eau). Dans le présent paragraphe nous allons présenter les résultats des essais avec la vapeur d'eau. La perméabilité à la vapeur d'eau dépend de plusieurs facteurs dont : la pression, la température de l'air et les caractéristiques du matériau à traverser.

Tous les essais de la perméabilité à la vapeur sont effectués à chaud et ils sont effectués consécutivement à ceux menés à l'air sec. Les mesures de la perméabilité à la vapeur commencent à 135°C après l'essai à l'air et elles sont faites sur les mêmes échantillons testés à l'air. Les valeurs de la perméabilité apparente sont obtenues à 135°C, 150°C, 160°C et 170°C pour des pressions de vapeur saturante correspondante à la température de la cellule (de l'échantillon). La production de la vapeur est assurée par un bouilleur (voir le Module de production de vapeur Figure 4.33). Une fois la vapeur est envoyée vers la cellule à l'état gazeux, alors que le fluide récupéré à l'aval est à l'état liquide. La quantité de l'eau récupérée est tracée en fonction du temps pour chaque pression de vapeur et ainsi le débit est mesuré, ce qui nous permet de déterminer la perméabilité apparente.

Nous avons constaté qu'au début de chaque essai, il existait un débit de gaz difficile à mesurer avec la bulle d'air de plus petit calibre simultanément aucun débit d'eau n'est mesuré à l'aval de la cellule, ensuite ce débit de gaz devient égale à zéro. Il fallait attendre un certain temps « t » pour commencer à mesurer un volume d'eau « V » traversant l'échantillon. En effet, ce temps varie avec le niveau de perméabilité du matériau et la température à laquelle l'échantillon est exposé. Ensuite un débit d'eau condensée est obtenu à l'aide d'un récipient posé sur une balance qui sert à mesurer la variation du poids du récipient qui traduit le volume d'eau récupéré en fonction du temps. Le temps d'attente « t » varié entre 6 h à 170°C et 32 h à 135°C pour BHP0, alors qu'il s'échelonne entre 0,5 h à 170°C et 19h à 135°C pour BHP2,5 comme présenté sur la Figure 4.59 a et b.

Nous avons constaté une condensation de vapeur sur les parois du récipient après un certain moment de l'envoi de la vapeur, ensuite aucun débit de gaz n'a été enregistré. Cela peut s'expliquer par le fait que la vapeur se condenserait au sein du matériau, ce qui rendrait la circulation de la vapeur impossible par contre on mesurerait la perméabilité à l'eau liquide.

Lorsque la vapeur entre en contact avec la surface du béton, à cause de sa faible porosité et de la baisse de pression, la vapeur se condenserait au sein du matériau et circulerait à l'état liquide sous le gradient de pression.

Les valeurs de débit d'eau récupérée en fonction de la température sont présentées dans le Tableau 4-11 et sur la Figure 4.58.

Tableau 4-11. Débit d'eau récupérée (en g/h) à chaque température.

Compo.	Echant.	135°C P= 3,1bar	150°C P= 5,2 bar	160°C P= 6,2 bar	170°C P=7,1bar
BHP0	B0	0,368	0,740	1,195	5,737
	C0	0,450	1,033	1,871	3,481
	<b>Moy</b>	<b>0,409</b>	<b>0,887</b>	<b>1,533</b>	<b>4,609</b>
BHP1	B1	1,611	5,534	11,160	18,895
	C1	1,090	4,998	-	13,709
	<b>Moy</b>	<b>1,350</b>	<b>5,266</b>	<b>11,160</b>	<b>16,302</b>
BHP1,5	B1,5	2,169	8,141	16,198	19,134
	C1,5	0,995	10,608	18,124	29,005
	<b>Moy</b>	<b>1,582</b>	<b>9,375</b>	<b>17,161</b>	<b>24,069</b>
BHP2	B2	2,780	5,569	9,900	19,295
	C2	2,178	8,864	-	23,395
	<b>Moy</b>	<b>2,479</b>	<b>7,216</b>		<b>21,345</b>
BHP2,5	B2,5	1,575	8,487	17,041	31,601
	C2,5	4,476	14,650	32,097	64,955
	<b>Moy</b>	<b>3,025</b>	<b>11,569</b>	<b>24,569</b>	<b>48,278</b>

Nous constatons sur la Figure 4.58 que le débit est le même avec tous les bétons à 135°C. A partir de 150°C le débit augmente avec la température et avec le dosage en fibres de polypropylène, le plus grande débit est enregistré avec le BHP2,5. Une augmentation de plus de 90% a été constatée entre 135°C et 170°C. Pour les bétons avec les fibres courtes, nous constatons une faible différence de débit jusqu'à 170°C et une légère différence à 190°C.

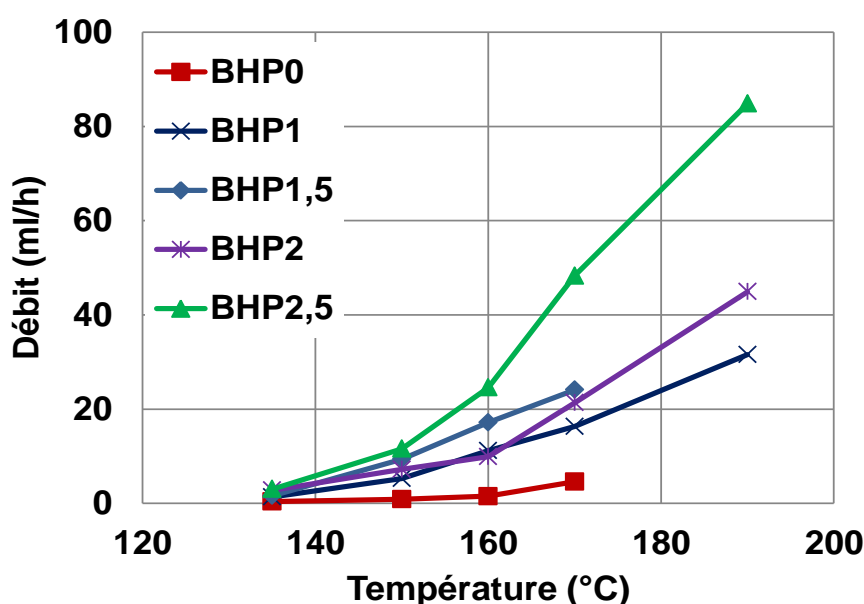


Figure 4.58. Variation du débit d'eau en fonction de la température

Les courbes de la Figure 4.59 présentent la quantité d'eau récupérée en fonction du temps de l'essai à chaque température.

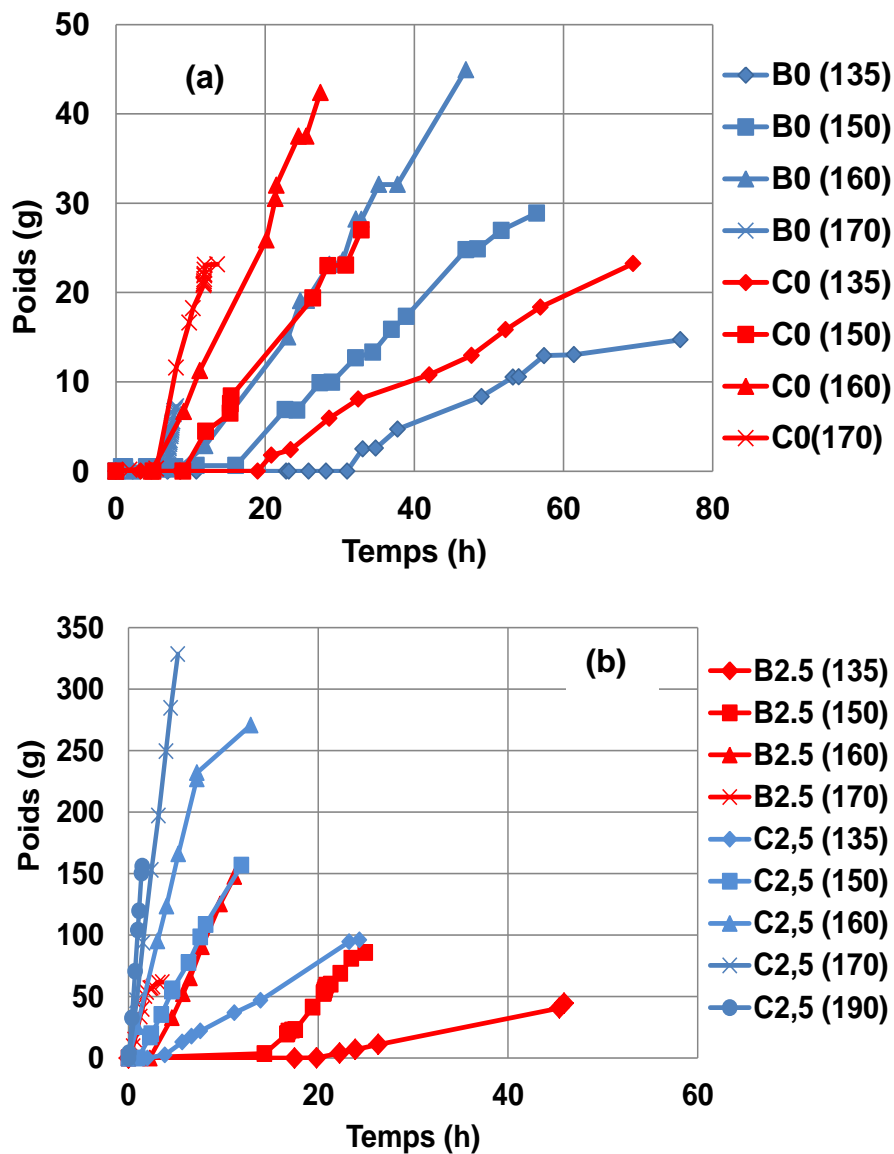


Figure 4.59. Quantité de l'eau récupérée en fonction du temps : Composition BHP0 (a) et BHP2,5 (b)

En fonction du temps de l'essai et de la température, en comparant le débit des deux échantillons de BHP0, on constate une légère différence entre les deux échantillons à 135°C, 150°C et 160°C, tandis qu'à 170°C le débit est le même. Concernant les échantillons de béton avec les fibres (BHP2,5), une importante différence a été constatée à 135°C et 150°C et qui a tendance à diminuer à 160°C et 170°C.

#### 4.3.4.4.1. La perméabilité apparente

Dans ce paragraphe on admet deux hypothèses pour dépouiller les résultats : soit la condensation recueillie s'est formé à la sortie de la cellule, soit la condensation recueillie s'est formé au sein du béton poreux. Mais les observations faites nous conduisent à suggérer que c'est plutôt le deuxième mécanisme qui s'est produit.

##### **A. Hypothèse 1. Condensation à l'extérieur de l'échantillon**

A partir des mesures de débit, il est considéré au départ que la vapeur traverse le béton à l'état gazeux et se condense à l'extérieur de l'échantillon. Dans ce cas nous avons transformé le débit liquide mesuré au débit gazeux équivalent en divisant la valeur de débit liquide par le volume spécifique de l'eau à l'état gazeux (après évaporation) «  $v_g$  », puisque nous travaillons avec des températures supérieures à la température d'évaporation de l'eau. Ensuite en appliquant la formule (4.26) pour le cas des fluides compressibles (vapeur à l'état gazeux) la perméabilité apparente à la vapeur est ainsi obtenue pour la pression appliquée.

L'évolution de la perméabilité apparente à la vapeur en fonction de la température est présentée sur la Figure 4.60, elle montre une faible perméabilité de BHP0 et forte perméabilité de l'échantillon BHP2,5 ce qui est conforme avec les valeurs de débit présentées dans la Figure 4.58. Ces résultats sont identiques à ceux obtenus dans les essais à l'air sec. L'utilisation de deux échantillons différents peut donner des dispersion de résultats, une différence de perméabilité à la vapeur a été constatée entre les deux échantillons de BHP2,5. Comme nous l'avons déjà présenté sur la Figure 4.59 (b) le débit mesuré avec C2,5 et supérieur au débit obtenu avec B2,5 ce qui explique cet écart de perméabilité, cela signifie que l'échantillon B2,5 est moins perméable que C2,5. L'évolution de la perméabilité entre 135°C et 190°C est traduit par le rapport  $k_a(T)/k_a(135)$  et elle est présentée sur la Figure 4.61. En effet ce rapport peut traduire le degré d'endommagement de l'échantillon à la température d'essai, où on constate un faible rapport dans le cas de BHP0 alors que le rapport est important dans le cas des bétons fibrés. Ce qui explique que l'endommagement de la microstructure est beaucoup plus important dans les bétons fibrés que dans les bétons sans fibres particulièrement à des températures supérieures à 150°C, ce qui est expliqué précédemment par la fusion des fibres au voisinage de 165°C.

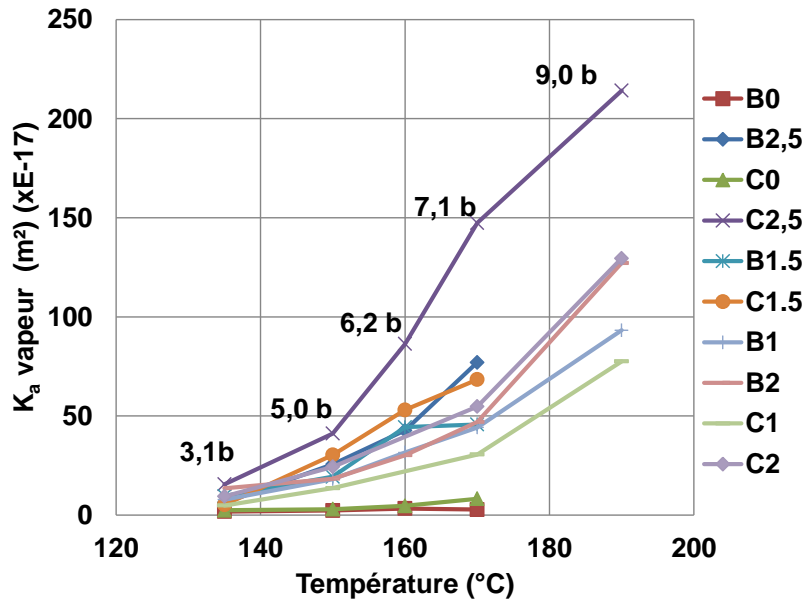


Figure 4.60. La perméabilité apparente à la vapeur en fonction de la température

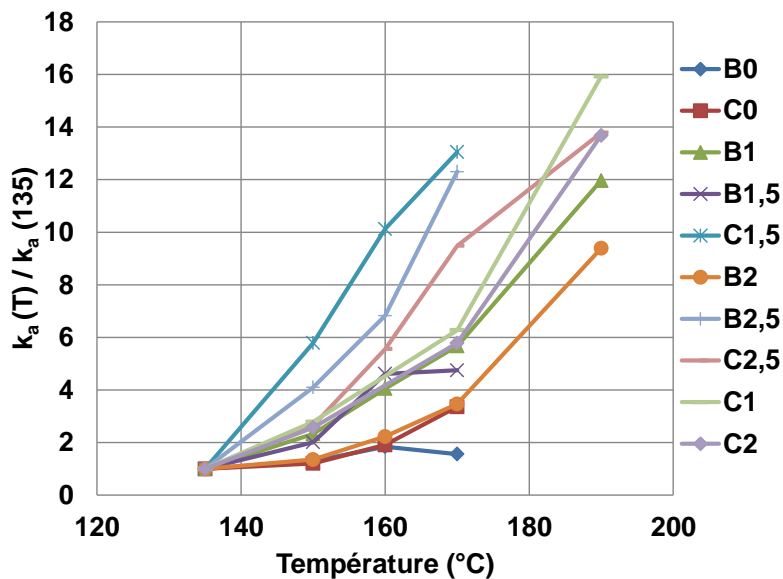


Figure 4.61. Rapport  $k_a(T) / k_a(135)$  en fonction de la température.

### A.1. Comparaison entre la perméabilité apparente à l'air et à la vapeur

Les résultats de perméabilité à la vapeur sont comparés à ceux obtenus à l'air sec mesurés à chaud. Nous avons calculé le rapport entre la perméabilité apparente à l'air et celle mesurée à la vapeur «  $K_a(\text{air}) / K_a(\text{vap})$  ». Les résultats sont présentés sur la Figure 4.62. Cette dernière montre que le rapport est compris entre 0,8 et 2,5. Ce qui explique que la perméabilité à l'air sec est légèrement supérieure à la perméabilité à vapeur vu la différence de viscosité des deux fluides (viscosité de l'air est supérieure à la viscosité de la vapeur). On constate que l'addition des fibres n'a



pas une grande influence sur le rapport entre la perméabilité à l'air et à la vapeur, ceci s'explique parceque le rapport dépend de la structure poreuse du matériau. Même si la perméabilité de C2,5 est supérieure à celle de B2,5 le rapport entre la perméabilité à l'air et à la vapeur des deux échantillon reste presque le même à chaque température.

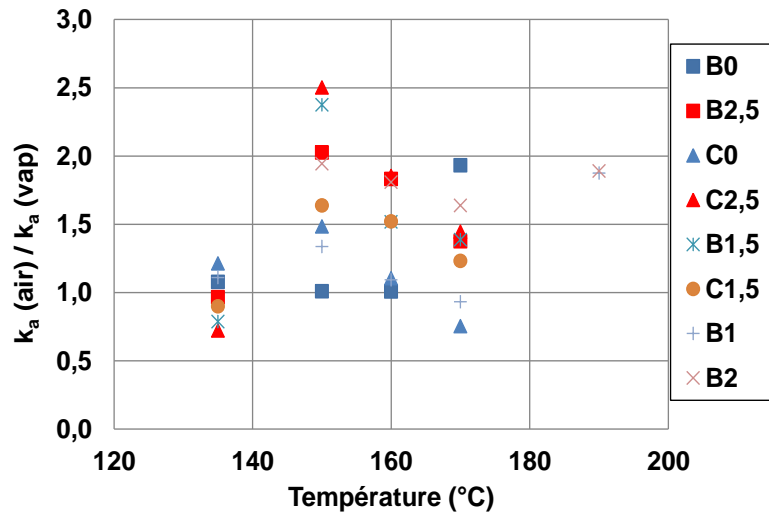


Figure 4.62. Rapport entre la perméabilité à l'air et à la vapeur en fonction de la température

## A.2. Mesure de la perméabilité intrinsèque

Lors des premiers essais, nous avons mis l'hypothèse que la condensation se fait à l'extérieur de l'échantillon, une fois la vapeur a traversée l'échantillon elle se mit en contact avec la partie froide de la cellule et elle se condense et circule sous forme liquide. Alors que, lors des essais de perméabilité à la vapeur nous avons essayé de tracer les courbes de Klinkenberg «  $k_a = f(1/P_m)$  ». Il s'est avéré que ces courbes ne correspondent pas aux allures des courbes de Klinkenberg obtenues à l'air sec, c-à-d, dans les courbes de Klinkenberg la «  $k_a$  » augmente avec «  $1/P_m$  » alors que dans les mesures à la vapeur on a trouvé que «  $k_a$  » diminue avec «  $1/P_m$  » comme le montre les figure suivantes (Figure 4.63).

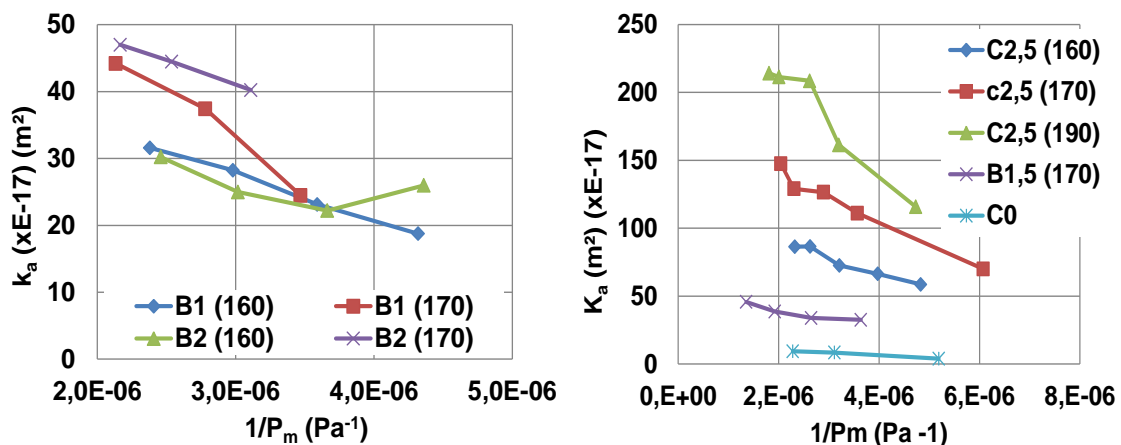


Figure 4.63. Courbes de Klinkenberg des essais à la vapeur

Les courbes précédentes montrent que la méthode de Klinkenberg n'est pas applicable pour la détermination de la perméabilité intrinsèque à la vapeur d'eau. Ces résultats nous ont permis de revoir l'hypothèse précédente, et nous avons pensé que la vapeur d'eau peut se condenser à l'intérieur de l'échantillon. Pour cette raison nous avons essayé de confirmer cette deuxième hypothèse.

## B. Hypothèse 2. Condensation à l'intérieur de l'échantillon

Dans le but de confirmer la condensation de la vapeur d'eau dans l'échantillon nous sommes basés sur le transport de la matière par l'eau. Une fois que la vapeur est condensée elle se transforme en eau liquide, sous le gradient de pression P l'eau circule et transporte avec elle des éléments dissous. Donc nous avons décidé de faire des analyses chimiques de l'eau récupérée pour pouvoir détecter des éventuelles concentrations en composantes chimiques de la pâte de ciment (Silicium, Calcium, Aluminium, Magnésium, sodium et le fer). Vu que la vapeur d'eau ne contient aucun composant chimique (l'eau obtenue après condensation va être stérilisée). Cette méthode va nous permettre de vérifier si l'eau récupérée est chargée d'éléments qui font partie de la composition chimique de la pâte de ciment, Si l'analyse chimique révèle que l'eau contient des concentrations chimiques différentes à celle de H et O, cela confirme bien que la vapeur se condense au sein de l'échantillon et traverse sous forme liquide.

Des analyses chimiques sont faites sur trois échantillons différents (C0 et B2,5) et pour des températures suivantes : 135°C, 150°C, 160°C, 170 °C.

Les résultats des analyses sont présentés dans le Tableau 4-12. La précision des résultats est de 5% ou 10% pour les valeurs < 0,100 mg/L.

**Tableau 4-12. Résultats des analyses chimiques de l'eau**

		<b>Al</b> 396,152 nm	<b>Ca</b> 393.366 nm	<b>Fe</b> 259.940 nm	<b>Mg</b> 285.213 nm	<b>Na</b> 589,592 nm	<b>Si</b> 251,611 nm
<b>LD (mg/L)</b>		<b>0,008</b>	<b>0,022</b>	<b>0,003</b>	<b>0,001</b>	<b>0,004</b>	<b>0,014</b>
<b>C0</b>	<b>135°C</b>	0,023	1,475		0,085	0,500	211,5
	<b>150°C</b>	0,016	3,68	<LD	0,085	0,492	189
	<b>160°C</b>	0,068	5,63	<LD	0,101	0,481	199
	<b>170°C</b>	0,081	2,495		0,034	0,160	50,5
<b>B0</b>	<b>135°C</b>	0,092	8,54	<LD	0,237	2,90	168
<b>B2,5</b>	<b>135°C</b>	0,017	12,3	0,015	0,282	0,970	332
	<b>150°C</b>	0,013	19,4	<LD	0,283	1,07	141
	<b>160°C</b>	0,303	9,53	2,13	0,136	0,166	114
	<b>170°C</b>	0,413	8,56	0,559	0,170	0,664	84,3

Les valeurs associées à chaque élément (en nm) représentent la longueur d'onde à laquelle on mesure la concentration. LD = limite de détection, au-dessous de cette

valeur, on ne peut plus mesurer de concentration (l'imprécision des mesures est très grande pour les valeurs légèrement supérieures à la LD)

Les résultats des analyses montrent des concentrations importantes de quelques éléments dans l'eau analysée. Ce résultat confirme dans un premier temps que l'eau transporte avec elle des composantes chimiques de la pâte de ciment. Le Tableau 4-12 montre que la concentration en « Si » et « Ca » sont très fortes par rapport aux concentrations des autres éléments. Une importante concentration de Si est obtenue à 135°C puis elle diminue en augmentant la température. Ces quantités de silicium et de calcium transporté par l'eau sont dues aux dégradations chimiques progressives du béton, comme la décomposition du gypse (à partir de 130°C) et la déshydratation des gels de ciment causé par le chauffage. Le calcium et le silicium se dissolvent dans l'eau et vont être transportés par l'eau.

Les résultats des analyses expliquent bien que la vapeur d'eau se condense dans le béton et traverse l'échantillon sous forme liquide. De plus ils confirment la deuxième hypothèse « condensation à l'intérieur de l'échantillon : quand la vapeur envoyée entre en contact avec la surface du béton se transforme rapidement en eau liquide et sous la pression de vapeur saturante « Pvs », l'eau circule dans le béton sous forme liquide ». Le schéma de la Figure 4.64 résume la circulation de la vapeur d'eau après condensation.

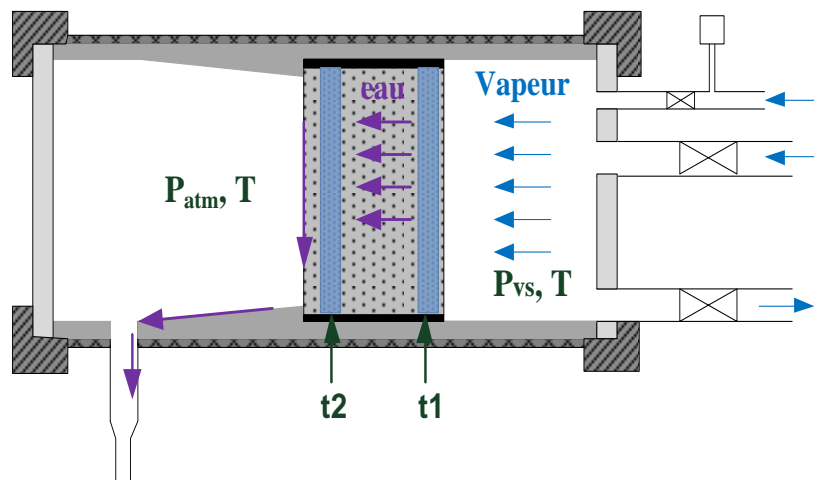


Figure 4.64. Circulation de l'eau pendant les essais à la vapeur

Dans cette deuxième hypothèse, cas de transfert de l'eau liquide, contrairement aux essais avec le gaz (air sec et vapeur), nous ne sommes plus dans le cas des fluides compressibles. Par conséquent, dans le cas des fluides incompressibles, la perméabilité intrinsèque est égale à la perméabilité apparente. La détermination de la perméabilité dans ce cas est faite par la loi de darcy.

A partir de l'équation (4.20) on a pour chaque température T :

$$v = \frac{Q}{A} = \frac{k_v}{\mu} \frac{\Delta P}{L} \quad \Longrightarrow \quad Q = \frac{k_v \cdot A}{L \cdot \mu} (P_2 - P_1) \quad (4.39)$$

Les courbes de débit en eau en fonction de la pression sont présentées sur la Figure 4.65. On constate une relation linéaire entre le débit et la pression appliquée, le débit augmente avec la pression.

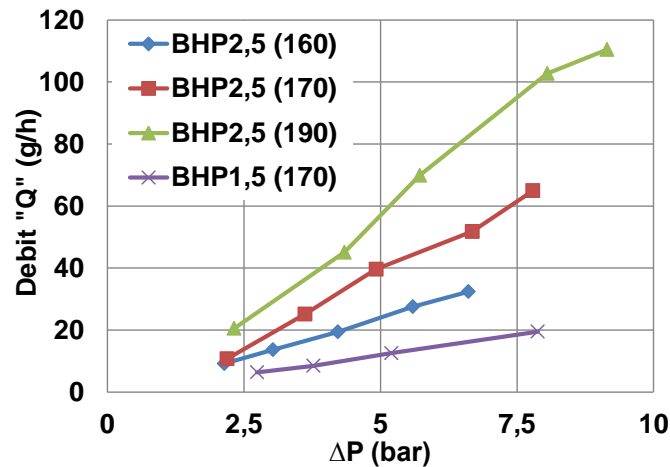


Figure 4.65. Débit en fonction de la pression à chaque température : BHP2,5 et BHP1,5.

La perméabilité à l'eau est alors déterminée par l'équation suivante :

$$k_v = \frac{Q.L.\mu}{A.(P_2 - P_1)} \quad (4.40)$$

### Remarque

Dans nos essais il est difficile de distinguer la distance « L » à partir de laquelle la vapeur se condense et commence à circuler sous forme liquide. Alors pour calculer la perméabilité nous avons considéré que la vapeur se condense juste au contact de la face du béton et que l'eau traverse toute l'épaisseur de l'échantillon (L = épaisseur de l'échantillon « 05 cm »).

Les résultats sont présentés dans le tableau suivant :

Tableau 4-13. La perméabilité mesurée en considérant le transfert de l'eau liquide.

Compos.	Echant.	135°C	150°C	160°C	170°C
<b>BHP0</b>	B0	2,26E-20	3,83E-19	4,68E-19	1,66E-18
	C0	2,46E-20	5,08E-19	6,90E-19	9,67E-19
	<b>Moy</b>	<b>2,36E-20</b>	<b>4,45E-19</b>	<b>5,79E-19</b>	<b>1,31E-18</b>
	<b>Ecart-type</b>	<b>0,01</b>	<b>0,62</b>	<b>1,11</b>	<b>3,45</b>
<b>BHP1</b>	B1	9,79E-20	2,11E-19	3,50E-19	5,13E-19
	C1	6,81E-20	2,43E-18	-	4,26E-18
	<b>Moy</b>	<b>8,30E-20</b>	<b>1,32E-18</b>	<b>3,50E-19</b>	<b>2,38E-18</b>
	<b>Ecart-type</b>	<b>0,14</b>	<b>11,10</b>	<b>0</b>	<b>18,75</b>
<b>BHP1,5</b>	B1,5	1,15E-19	3,40E-18	5,61E-18	5,73E-18
	C1,5	5,88E-20	5,05E-18	6,74E-18	8,66E-18
	<b>Moy</b>	<b>8,71E-20</b>	<b>4,22E-18</b>	<b>6,17E-18</b>	<b>7,19E-18</b>
	<b>Ecart-type</b>	<b>0,28</b>	<b>8,25</b>	<b>5,63</b>	<b>14,65</b>
<b>BHP2</b>	B2	1,69E-19	2,13E-19	3,24E-19	5,40E-19
	C2	1,36E-19	4,31E-18	-	7,28E-18
	<b>Moy</b>	<b>1,53E-19</b>	<b>2,26E-18</b>	<b>3,24E-19</b>	<b>3,91E-18</b>
	<b>Ecart-type</b>	<b>0,16</b>	<b>20,49</b>	<b>0</b>	<b>33,68</b>
<b>BHP2,5</b>	B2,5	9,17E-20	4,28E-18	6,07E-18	9,01E-18
	C2,5	2,68E-19	7,23E-18	1,15E-17	1,82E-17
	<b>Moy</b>	<b>1,80E-19</b>	<b>5,76E-18</b>	<b>8,80E-18</b>	<b>1,36E-17</b>
	<b>Ecart-type</b>	<b>0,88</b>	<b>14,72</b>	<b>27,34</b>	<b>45,86</b>

La perméabilité à l'eau est inférieure à celle mesurée en considérant le transfert de la vapeur à l'état gazeux, on constate que la perméabilité à l'eau s'échelonne entre  $10^{-18}$  et  $10^{-20}$  (m<sup>2</sup>). La perméabilité à l'eau des bétons fibrés est supérieure à celle de béton non fibré, par contre la perméabilité avec les fibres courtes est faible par rapport à celle des bétons avec les fibres longues plus particulièrement à partir de 150°C. Contrairement aux résultats des essais à l'air, où on a constaté une perméabilité plus forte avec les bétons contenant les fibres courtes pour un même dosage en fibres. Cela peut expliquer que les fibres de polypropylène de petites tailles n'a pas une même influence sur la perméabilité à la vapeur à l'état liquide qu'avec la vapeur à l'état gazeux. Le Tableau 4.11 montre que la dispersion des résultats est grande pour des températures plus élevées et un dosage en fibres plus fort.

La Figure 4.66 présente l'évolution de la perméabilité à l'eau en fonction de la température.

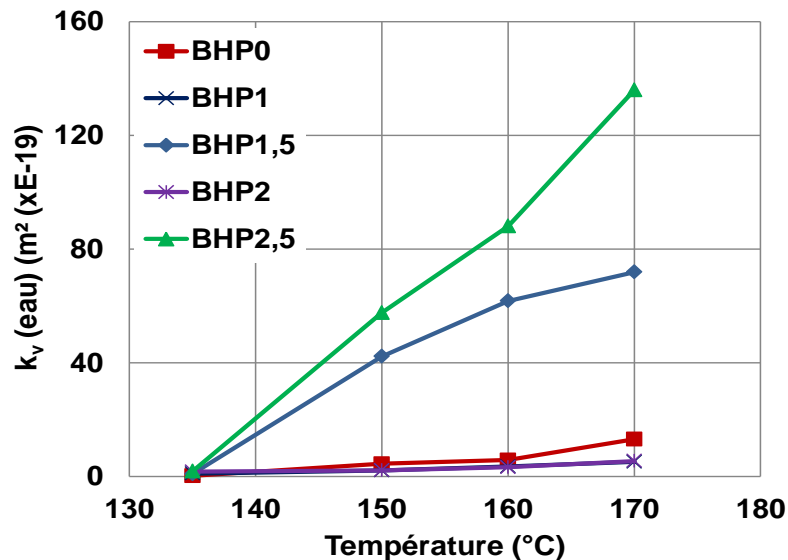


Figure 4.66. La perméabilité à l'eau en fonction de la température

#### 4.3.4.4.2. Rapport entre $K_v$ (air) et $K_v$ (eau).

Les valeurs du rapport de la perméabilité intrinsèque déterminé avec de l'air sur la perméabilité à l'eau ( $k_v$  (air)/ $k$  (eau)) sont présentées dans le Tableau 4-14 et Figure 4.67

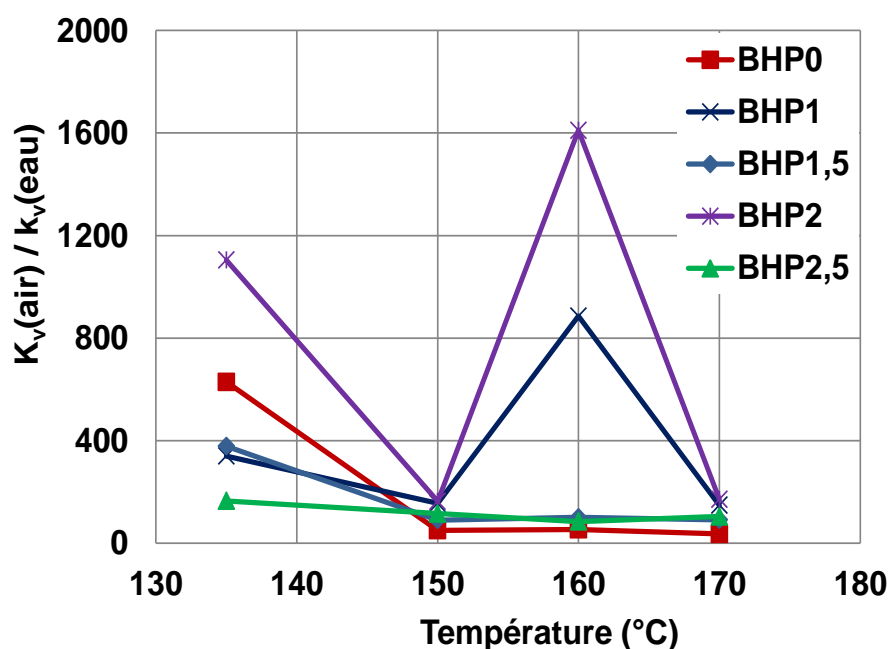
Nous constatons une nette dispersion dans le rapport de la perméabilité à l'air et à l'eau notamment à 135°C : le rapport est compris entre 165 et 1100 pour les matériaux d'étude. Au-delà de 135 °C le rapport s'échelonne entre 36 et 170. Pour le BHP1 et BHP2, nous avons constaté aussi des écarts important entre les valeurs à 160°C.

Selon la littérature, la perméabilité à l'eau au sens de Darcy est plus faible que la perméabilité au gaz [PIC 01]. Les valeurs de perméabilité au gaz sont voisines de  $10^{-16}$  à  $10^{-17}$  m<sup>2</sup> alors que la celle mesurée à la vapeur est de l'ordre de  $10^{-18}$  à  $10^{-19}$  m<sup>2</sup>, soit le centième de la perméabilité au gaz [BUI 92].

Nos résultats montrent que le rapport entre la perméabilité à l'air et à l'eau est de l'ordre de 50 à 170. Quelques valeurs restent plus élevées particulièrement à 135°C. Ce qui est peut-être dû à l'utilisation de la vapeur d'eau au lieu de l'eau liquide, avec une condensation qui se ferait à cœur de l'échantillon dans certains cas plutôt qu'en surface, comme il a été pris en compte dans les calculs d'exploitation des résultats.

**Tableau 4-14. Valeurs du rapport de la perméabilité à l'air et à la l'eau**

	135°C	150°C	160°C	170°C
BHP0	628,90	50,21	53,71	36,07
BHP1	339,85	155,20	885,52	147,99
BHP1,5	378,26	90,13	100,51	90,88
BHP2	1104,26	163,34	1610,18	171,17
BHP2,5	165,01	115,51	84,16	103,97



**Figure 4.67. Rapport entre la perméabilité à l'air et la perméabilité à l'eau**

#### 4.3.4.4.3. Nos observations et la littérature

Lors des essais de la perméabilité à la vapeur d'eau, nous avons constaté un phénomène de condensation de la vapeur d'eau au sein de l'échantillon. Cette condensation est due aux gradients de pressions. Donc, la vapeur envoyée au départ sous forme gazeuse traverse l'échantillon sous forme liquide.

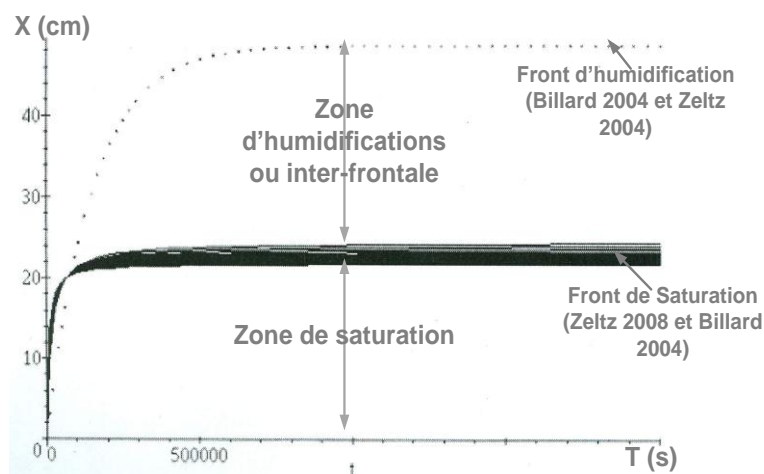
Ce phénomène de condensation a été constaté dans la littérature. Schekarchi 1999 [SCH 99] et Billard, 2004 [BIL 04] ont montré que sur éprouvette ( $\Phi 1300 \times 250$ ) chauffée d'une seule face, la migration de la vapeur d'eau ne dépasse pas les 25% de l'épaisseur de la paroi de l'échantillon. La présence de condensat et de pression

créé un bouchon d'eau liquide. Ce bouchon empêche tout transfert gazeux (vapeur et air) dans le milieu.

Zeltz, 2008 [ZEL 08] a modélisé ce phénomène de condensation de la vapeur dans le milieu poreux (béton) en isotherme grâce à un modèle numérique qui a été validé en se basant sur les résultats expérimentaux de Billard, 2004 et Schékarchi [BIL 04], 1999 [SCH 99].

Grace aux résultats de [SCH 99], [BIL 04] et [ZEL 08], il a été conclu qu'en phase transitoire lors des essais à « l'air + vapeur », l'échantillon peut être divisé en deux zones. Une qui est saturée (zone de saturation) et l'autre est en phase d'humidification (zone d'humidification). Ces deux zones sont séparées par un front de saturation.

La Figure 4.68 illustre les différentes zones créées lors



**Figure 4.68. Avancées de front de saturation et front d'humidification [ZEL 08]**

#### 4.3.4.4.4. Discussion sur le protocole d'essai

Dans ce paragraphe nous allons essayer de montrer l'influence de passage de l'eau après condensation de la vapeur. Durant les essais à la vapeur, elle transforme en eau, à cause du gradient de pression dans le matériau, et traverse l'échantillon sous forme liquide. Lors de passage de cette eau elle peut endommager la structure poreuse du béton. Pour cette raison nous avons réalisés des essais de perméabilité à l'air deux fois à la même température sur les échantillons de BHP1 et BHP2, avant et après le passage de la vapeur à 190 °C (après une semaine de séchage à 190°C). Les résultats montrent une nette augmentation dans la perméabilité apparente. La perméabilité apparente obtenue après l'essai à la vapeur est entre 4 et 6 fois supérieures à celle obtenue avant l'essai à la vapeur à 190°C. Ces résultats expliquent bien la dégradation du matériau après le passage l'essai à la vapeur.



Le tableau suivant présente les valeurs de la perméabilité apparente à l'air avant et après l'essai à la vapeur. Le résultat de ces essais confirme l'hypothèse précédente concernant l'importante évolution de la perméabilité à chaud par rapport à celle trouvée par d'autres auteurs.

**Tableau 4-15. Valeurs de perméabilité apparente avant et après l'essai à la vapeur**

<b>BHP2</b>	<b>Avant</b>	Pm (bar)	2,75	2,5	2,23	1,97
		Ka (m <sup>2</sup> )	3,10E-15	3,26E-15	3,37E-15	3,68E-15
	<b>Après</b>	Pm	1,86	1,59	1,63	1,46
		ka	1,75E-14	2,25E-14	1,56E-14	1,43E-14
<b>BHP1</b>	<b>Avant</b>	Pm	2,76	2,47	2,22	1,99
		ka	1,88E-15	1,89E-15	1,90E-15	1,91E-15
	<b>Après</b>	Pm	2,27	1,96	1,74	1,5
		ka	8,12E-15	7,82E-15	7,20E-15	6,14E-15

Ainsi nos résultats resteront liés au protocole d'essai utilisé. Mais néanmoins ils permettent de mettre en évidence de nombreux paramètres qui interviennent sur les mesures de perméabilité.

## 4.4 Conclusion

Dans cette partie de document, nous avons mené une étude sur le transfert des fluides (gaz et vapeurs d'eau) au sein du matériau béton. L'étude est particulièrement basée sur la caractérisation et l'évolution de la perméabilité des bétons portés en température. Elle est divisée en deux points : le premier point concerne une synthèse bibliographique concernant les transferts des fluides au sein du béton et le deuxième concerne la démarche expérimentale suivie pour l'étude de la perméabilité des bétons portés en température.

La synthèse bibliographique dans un premier temps est consacrée à un rappel des différentes notions d'écoulement de fluides et des gaz dans un milieu poreux. Ensuite nous avons présentés les équations théoriques, en se basant sur la loi de Darcy, permettant de déterminer la perméabilité apparente dans un écoulement laminaire et les méthodes d'obtention de la perméabilité intrinsèque (méthode de Klinkenberg et Carman). Les études menées sur la perméabilité des bétons nous ont permis de montrer les différents paramètres qui peuvent influencer le comportement des bétons vis-à-vis du transfert des fluides (la porosité, le degré de saturation, le chargement mécanique, la densification du béton, la variation de la température et l'addition des fibres de polypropylène). Dans la littérature, les mesures de perméabilité ont été réalisées essentiellement en résiduel, alors que les mesures à chaud ont été rarement effectuées.

La deuxième étape a consisté à développer l'approche expérimentale suivie pour quantifier la perméabilité des matériaux d'étude. Dans le but de caractériser les bétons d'étude vis-à-vis des transferts de fluides, quatre paramètres pouvant influencer la perméabilité ont été étudiés : la procédure de mesure (en résiduel ou à chaud). Le type de béton, béton ordinaire ( $E/C = 0.6$ ), béton à haute performance avec ou sans fibre de PP ( $E/C = 0.36$ ). L'effet de l'addition des fibres de polypropylène (différents dosage : 1; 1,5; 2; 2,5  $\text{kg/m}^3$ ) et deux type de fibres ont été utilisé (fibre longue ( $L = 12\text{mm}$ ) et fibres courtes ( $L = 6\text{mm}$ )). Le dernier paramètre est le type de fluide utilisé (air et vapeur d'eau). L'étude est menée dans une plage de température jusqu'à  $200^\circ\text{C}$ .

Les mesures résiduelles ont été effectuées seulement à l'air et sur des échantillons cylindriques  $\Phi 11 \times 5$  cm. Les essais à chaud ont été effectués soit à l'air soit à la vapeur d'eau sur des échantillons cylindrique  $\Phi 11 \times 5$  cm. Les essais à la vapeur ont été conduits consécutivement aux essais à l'air à partir de  $135^\circ\text{C}$ .

Les résultats obtenus montrent que, dans la plage de température utilisée (entre  $80^\circ\text{C}$  et  $190^\circ\text{C}$ ) et selon les bétons testés, la perméabilité intrinsèque à l'air et à la vapeur est comprise entre  $1\text{E}-17$  et  $1\text{E}-15$   $\text{m}^2$ . Concernant les essais à l'air, La perméabilité du béton ordinaire est plus forte que le béton à haute performance sans fibres, cela est confirmé par la forte porosité du béton ordinaire présentée dans la partie 3. Il paraît que la dimension des échantillons peut avoir un effet sur la perméabilité de béton, nous avons constaté que les mesures résiduelles, après chauffage à  $105^\circ\text{C}$ , avec des échantillons de  $15 \times 5$  cm sont plus élevées que les

valeurs obtenues avec un échantillon 11x5cm (l'endommagement n'est pas le même lors de la phase de refroidissement).

En comparant les résultats obtenus en résiduel et à chaud, on peut conclure que la perméabilité résiduelle est plus forte que celle mesurée à chaud à cause des endommagements créés par le refroidissement des échantillons testés en résiduel.

Dans le cas des essais à chaud, les mesures de la perméabilité doivent être effectuées sur des échantillons en équilibre vis-à-vis de la teneur en eau et de la température. Durant le chauffage, l'humidité et l'eau se met en mouvement au sein du matériau ce qui va rapidement former un bouchon d'humidité (par évaporation et condensation de la vapeur) en rendant la circulation du fluide quasi impossible. Par conséquent, la réalisation des mesures de perméabilité est très difficile (voire impossible) sans attendre l'équilibre. Nous avons constaté une évolution de la perméabilité plus forte, dans les essais à chaud, par rapport à celle trouvée dans la littérature.

L'effet de la température seule sur la perméabilité intrinsèque du béton est moins important que l'effet de l'existence des fibres, à 170°C, la perméabilité du béton sans fibre est 16 fois plus élevée (effet de la température seule), alors que celle du BHP2,5 est 110 fois supérieure et celle de BHP2 est 40 fois plus élevée (effet combiné de la température et de l'addition des fibres). L'addition des fibres de polypropylène semble avoir un effet très significatif à partir de 150°C, ce qui est expliqué par le phénomène de fusion des fibres au voisinage de 165°C. La fusion des fibres est accompagnée par une augmentation de volume qui va exercer des pressions sur la matrice de ciment qui l'entoure et qui va créer des micro-fissurations qui vont créer une porosité supplémentaire dans le matériau et faciliter le passage du fluide. Des résultats souvent rencontrés dans la littérature.

Il est constaté que la vapeur d'eau se condense au contact de l'échantillon et circule sous forme d'eau liquide. Hypothèse confirmée par des analyses chimiques effectuées sur l'eau récoltée après l'essai à vapeur. La perméabilité à la vapeur à l'état gazeux est plus élevée que la perméabilité à l'eau à l'état liquide.

L'étude de la perméabilité présentée dans cette partie nous a permis de caractériser et de classer les matériaux d'étude selon leur perméabilité. En partant d'un matériau peu perméable à 105°C ( $1E-17 \text{ m}^2$ ) et sous l'effet des fibres en se trouvant avec un matériau plus perméable (de l'ordre de  $1E-15 \text{ m}^2$ ) à 190°C. L'évolution de perméabilité est moins forte dans le cas du béton non fibré.

Cette étude va être mise en lien avec la suite de notre travail qui consiste à l'étude de l'instabilité thermique (éclatement) des BHP. Sachant que le paramètre important influençant l'éclatement de béton à haute performance est sa perméabilité. Donc, les résultats de cette partie nous donnent une idée conséquente sur l'évolution de la perméabilité des bétons qui seront étudiés dans le chapitre suivant.

## **CHAPITRE 5 : ETUDE D'ECLATEMENT**



## 5. Etude d'éclatement des bétons

### 5.1. Introduction

La présente partie contribue à la caractérisation d'un phénomène d'instabilité thermique des bétons à haute performance, à savoir l'éclatement. En premier lieu, une étude bibliographique dans laquelle les points suivants seront présentés: (1) les causes et les conséquences avec les différents mécanismes conduisant au détachement de matière, (2) les facteurs influençant l'éclatement et les différentes solutions possibles pour éviter le risque d'éclatement dans les bétons, (3) les différentes approches de la littérature et les méthodes utilisées pour étudier le phénomène d'éclatement, ou de l'instabilité thermique des BHP. En deuxième lieu, la méthode expérimentale proposée et les résultats obtenus seront présentés. Finalement la différence entre notre approche et celles utilisées dans la littérature sera un point de discussion.

Le phénomène d'instabilité thermique (éclatement) des bétons à haute performance exposés à hautes température a suscité une grande importance de la communauté scientifique et a connu un grand développement ces dernières années. Alors que d'autres interrogations restent encore sans réponse, la prédiction de l'éclatement d'une formulation ou d'un échantillon donné.

Pour bien comprendre ce phénomène plusieurs méthodes expérimentales ont été proposées. Dans la littérature, on trouve deux types d'essais : (1) des essais sur la structure entière ou sur un élément de la structure en conditions d'incendie (échelle 1). Ce type d'essais présente une certaine difficulté de réalisation et des moyens très importants. (2) des essais sur des échantillons de béton (essais sur matériaux). Dans ce cas la réalisation des essais est moins onéreuse et plus facile. Le problème qui existe entre les deux méthodes, premièrement il y a une dispersion des résultats causé par les dimensions et la géométrie des corps d'épreuve deuxièmement il est constaté un manque de corrélation entre l'effet sur l'éprouvette et l'effet structure.

Notre démarche consiste à proposer une nouvelle approche expérimentale simple, facile et pas chère. Les essais sont faits sur des éprouvettes représentatives et réalisables en phase de formulation du matériau. Cette approche a pour but de déterminer le degré de sensibilité des formulations de BHP à l'éclatement explosif. L'originalité de cette méthode est du fait d'utiliser une forme d'éprouvette jamais utilisée dans la littérature (éprouvettes sphérique).

Plusieurs paramètres sont étudiés : la composition du béton avec plusieurs dosages en fibres de polypropylène, l'effet dimensionnel avec des tailles d'éprouvettes variées, et deux modes de cure différents.

## 5.2. Problématique d'éclatement dans les bétons

Certains incendies dans des tunnels routiers ou dans des bâtiments ont marqué les observateurs par leur violence, le nombre de victimes humaines engendrées et le coût très important des réparations de la structure endommagée : tunnels sous la Manche (1996 et 2008), du Mont Blanc (1999) et du Fréjus (2005) en France, tunnels du Storebealt (1994) au Danemark et bien d'autres [Ulm 99] incendie d'une tour en Espagne (Madrid) selon Menéndez et al, [MEN 10]. En situation d'incendie, le béton est exposé à des températures élevées (jusqu'à 1000°C) et avec une vitesse de montée de température qui peut atteindre 27°C par minute. Dans ces cas le béton peut avoir des dégradations importantes. Ces dégradations sont suivies par une chute de résistance et éventuellement par un écaillage ou un éclatement du béton.

Les inspections dans les tunnels après les incendies majeurs de ces dernières années ont tous fait état de structures en béton fortement endommagées avec, à proximité des endroits les plus violemment exposés au feu, des zones de béton clairement détachées (Ulm et al. 1999 [ULM 99]; Féron et al. 2006 [FER 06]; Bernard et al. 2007 [BER 07]). Quelques illustrations des zones écaillées sont données en Figure 5.1 et Figure 5.2.

La Figure 5.1 montre les endommagements provoqués par l'incendie sur les parois d'un tunnel sous la manche. Il a été observé par endroits, l'épaisseur de béton des voussoirs a totalement été expulsée. Sur la Figure 5.2 on constate l'effondrement du faux plafond du tunnel du Saint Gotthard (en Suisse) sous l'effet d'un incendie en 2001, ainsi que l'endommagement de la tour Windsor à Madrid [MEN 10].



**Figure 5.1. Photos des voussoirs du tunnel sous la Manche prises après l'incendie de 1996 [ULM 99].**



**Figure 5.2. Photos des dégâts causés par l'incendie : A gauche, le tunnel du Saint Gotthard (Suisse) en 2001. A droite, la tour Windsor à Madrid en 2005 [MEN 10].**

### **5.2.1. Eclatement des BHP : Types, causes et mécanismes.**

La perte de matière est un phénomène souvent rencontré dans les situations d'incendie, quand le béton est porté en température élevée avec une certaine vitesse de chauffe. Il se produit à des températures aussi basses que 200°C selon [MAT 06] et [KAN 07a]. D'autres chercheurs notent une température plus élevée : de 200°C à 350°C [HER 05], dans tous les cas, Gawin et al [GAW 11] note que la vitesse de chauffage a un effet sur cette valeur de référence. L'éclatement désigne le mécanisme par lequel les parements en béton perdent une partie de leur béton de surface. Il s'agit de morceaux de béton qui se détachent au cours de l'agression par le feu. Le phénomène d'éclatement est souvent rencontré dans certains bétons à haute performance.

La première analyse des risques d'éclatement revient à Gary (1916) [GAR 16], rapporté dans [KHO 05]. Celui-ci a proposé le premier une définition et une classification des types d'éclatement. Cette classification, basée sur l'observation, est souvent reprise la communauté scientifique. Le phénomène d'éclatement regrouperait les quatre types suivant (du moins violent au plus violent) :

- Éclatement de granulat : cet éclatement est non violent, localisé en surface chauffée et ne provoque pas de dommages importants. Ce phénomène est certainement lié au caractère instable du granulat lui-même,
- Éclatement d'angle : forme d'éclatement également non violente, il se manifeste au niveau des angles inférieurs des retombées de poutre et dans les angles des poteaux,
- Éclatement de surface : couramment dénommé "écaillage": ce type d'instabilité thermique est violent dans le sens où il s'agit d'un détachement progressif et continu de petites écailles de béton qui sont expulsées avec force du



parement exposé au feu. On parle parfois d'effet "pop-corn" en raison du bruit continu qui accompagne ce type d'éclatement.

- Éclatement explosif : il s'agit de la forme la plus violente d'éclatement des bétons. Il consiste en un détachement brutal (accompagné d'un bruit d'explosion) de pièces de béton d'une longueur de 10 à 30 cm et d'épaisseur de 1 à 2 cm. Il peut avoir lieu une seule fois lors de l'exposition au feu ou bien sous forme d'une série d'explosions.

Une autre vision distingue deux sortes d'éclatement : explosif et non explosif [ULM 99] [KHO 00] :

- Eclatement explosif, c'est un éclatement souvent violent et il se produit soudainement. Les échantillons du béton testés sont intégralement désintégrés en petit morceaux. Ceci est causé par les pressions et les contraintes imposées à la structure du gel créant une énergie de déformation élevée au sein de la structure.
- Eclatement non explosif, dans ce cas les dégâts sont moins importants que le premier, où on observe des détachements de matière (petit morceaux) de la surface du béton.

Les principaux travaux expérimentaux des dernières décennies sont essentiellement axés sur les deux formes les plus violentes d'instabilité thermique : éclatement explosif et écaillage. Dans la majorité des cas, ces deux formes d'instabilité thermique interviennent durant les 30 premières minutes du chauffage.

Nous allons présenter dans ce travail une nouvelle approche originale qui va nous permettre d'étudier et de mieux comprendre le phénomène d'éclatement explosif des BHP. Grâce à cette méthode nous allons essayer de déterminer le degré de sensibilité d'une formulation d'un béton à l'éclatement explosif.

Les observations du comportement des bétons à hautes températures ont montré que l'éclatement des BHP se produit sous deux mécanismes. Msaad [MSA 05] a mis en parallèle ces deux explications : éclatement par pression interne selon Anderberg [AND 97] et éclatement par dilatation thermique selon Bazant [BAZ 97].

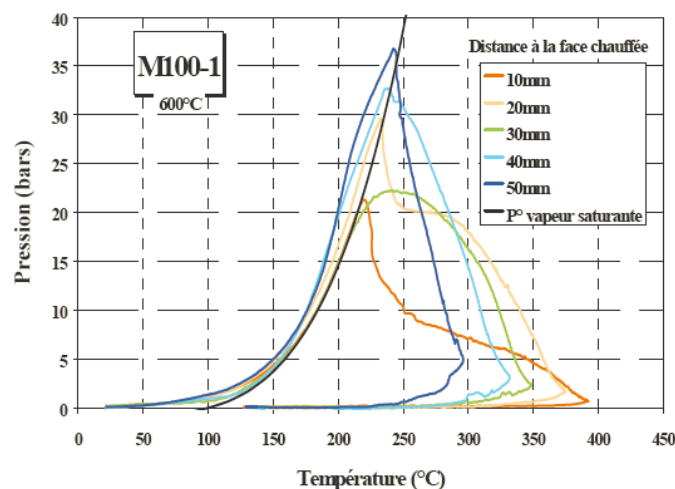
#### **5.2.1.1. Eclatement par pressions internes**

Lors de l'exposition des bétons à une augmentation de température, l'eau qui se trouve dans le matériau se déplace au sein du matériau. Une partie de cette eau s'évapore et s'évacue vers la surface chauffée et une autre partie migre vers l'intérieur, où la température est encore faible. En raison de la faible porosité des BHP, cette eau forme ainsi une zone de forte saturation liquide (zone quasi-saturée) et crée un « bouchon » [AND 97] qui va empêcher la circulation de l'eau et l'augmentation de la pression du côté chaud de ce front de saturation. Ce bouchon joue le rôle d'une tranche étanche à la vapeur d'eau et c'est à proximité de cet endroit que la pression dans les pores atteint son maximum. Ce pic peut atteindre des valeurs très importantes et induites des contraintes hydriques importantes.

En cours de chauffage, la structure en béton peut être divisée en 4 zones (numérotées de 1 à 4 en allant de la surface chaude à la surface froide) (voir Figure 5.6.a) :

- Zone 1 complètement sèche qui se situe près de la surface de chauffage et dont la température augmente rapidement.
- Zone 2 en phase de séchage où le gaz ne peut pas atteindre la zone 4 à cause de la saturation de la zone 3. Ceci induit des valeurs élevées de pression dans la zone 2 pouvant conduire à l'écaillage.
- Zone 3 quasi saturée avec une saturation liquide plus grande que 90% formant ainsi un bouchon hydraulique. Cette zone saturée non déplaçable peut être soumise à de fortes contraintes sous l'effet de la dilatation de l'eau liquide saturant les pores.
- Zone 4 vers la surface froide, partiellement saturée, la température et la pression n'ont pratiquement pas changés en gardant quasiment leurs valeurs initiales.

La Figure 5.3 présente les mesures expérimentales des pressions de vapeur au sein d'un échantillon de béton chauffé [KAL 01]. Les mesures de pressions sont faites sur un béton à hautes performances (M100) à différents endroits de l'éprouvette. Nous observons la phase de génération de pressions de vapeur d'eau qui est pilotée à l'intérieur des pores par la loi de pression de vapeur saturante  $P_{vsat}(T)$ . Dans un second temps, nous pouvons observer la phase de diminution des pressions qui est pilotée par l'état de séchage et de déshydratation du matériau.



**Figure 5.3. La pression de vapeur dans une éprouvette de béton à hautes performances [KAL 01], évolution des pressions mesurées en fonction de la température : les pressions suivent la courbe de pression de vapeur saturante.**

Le mécanisme thermo-hydrique, responsable de la création de ce qui est appelé bouchon de vapeur ("moisture clog") et de la génération de pressions de vapeur d'eau importantes, est fortement influencé par les propriétés de transfert du béton, et en particulier de sa perméabilité. Par ailleurs, la dimension des pores détermine la température de vaporisation de l'eau.

Le déroulement du processus thermo-hydrique dépend de la nature du béton (ordinaire ou à hautes performances). Dans un béton à faible perméabilité, l'évacuation des molécules d'eau est fortement ralentie, offrant donc aux pores plus

de propension à générer de la vapeur, augmentant par conséquent la pression de vapeur au sein des pores. La Figure 5.4 et la Figure 5.5 présentent des résultats expérimentaux [KAL 01] et numériques [MSA 05] consécutivement. Ces résultats nous permettent de conclure que dans le cas d'un béton à hautes performances les pressions de vapeur sont plus importantes et la barrière étanche est plus proche de la surface exposée.

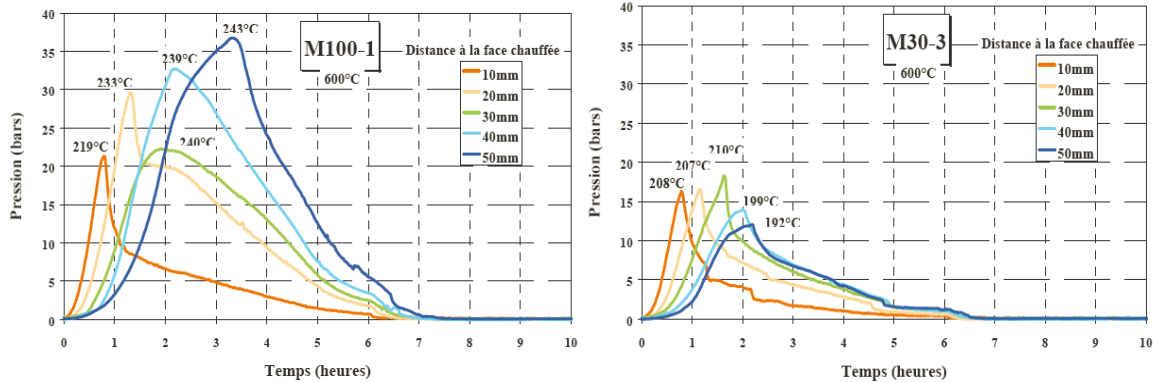


Figure 5.4. La pression de vapeur en fonction du temps (béton à haute performance à gauche et béton ordinaire à droite) [KAL 01].

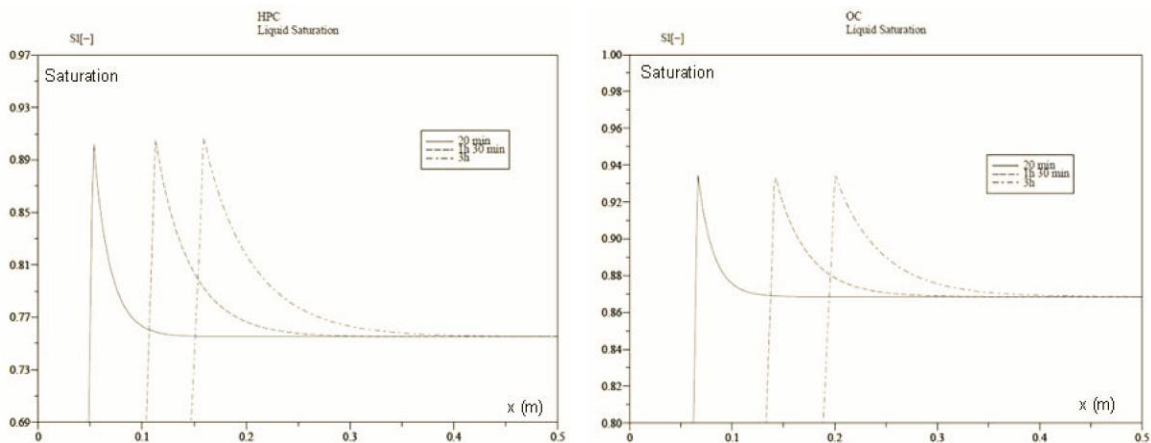


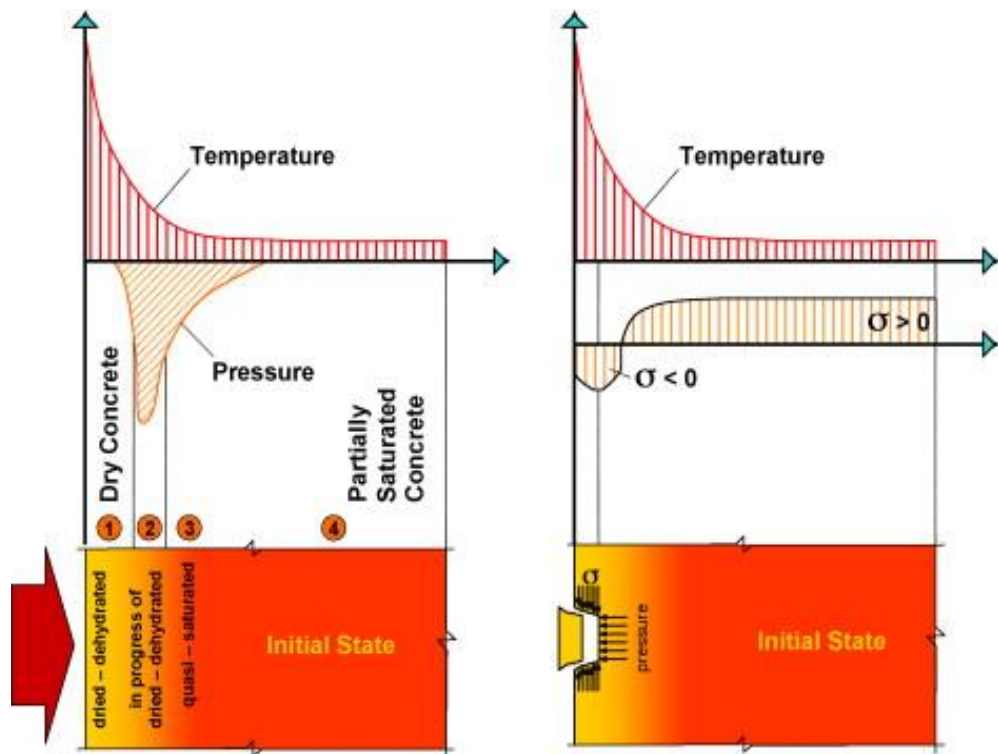
Figure 5.5. Simulations du profil de la teneur en eau dans un béton chauffé à différents temps de calcul [MSA 05].

### 5.2.1.2. Eclatement par dilatation thermique

Cette deuxième explication est basée sur la dilatation thermique différentielle selon [BAZ 97] [ULM 99]. La dilatation thermique due au gradient thermique génère des contraintes internes en compression dans la direction parallèle à la surface chauffée, c'est cette compression qui provoque la fissuration, tandis que les pressions internes dans la structure ne jouent qu'un rôle secondaire en influençant l'éclatement après localisation des déformations. Pendant le chauffage, la déshydratation du béton engendre la baisse de ses caractéristiques mécaniques (module de Young radoucissement), résistance à la compression et en traction (décohésion) [ULM 99a et b]. A cause de ces contraintes de compression et d'une baisse importante de la résistance en compression près de la surface chauffée, une certaine partie du béton

chauffé rentre en phase « plastique » ce qui pourra provoquer la rupture et donc un éclatement qui est déclenché par les micro-fissurations initiés par les pressions à l'intérieur du béton [NEC 00] [NEC 02] [MEN 04] (Figure 5.6.b).

La Figure 5.6 présente les deux mécanismes décrits ci-dessus.



a. Eclatement par pression interne

b. Eclatement par dilatation thermique

Figure 5.6. Mécanismes de l'éclatement des bétons selon [AND 97], [BAZ 97] et [MOR 10]

## 5.2.2. Paramètres influençant l'éclatement des bétons.

D'après des études expérimentales menées par plusieurs chercheurs Hertz 1984 [HER 84], Diederichs et Al 1992 [DIE 92], Khoury. 2000 [KHO 00], Kalifa et al 2000 [KAL 00], Hertz 2003 [HER 03], Hertz et al 2005 [HER 05], De Mourais et al 2010 [MOR 10]. Les paramètres mentionnés ci-dessous peuvent augmenter la probabilité d'apparition du phénomène d'éclatement.

### 5.2.2.1. Paramètres dues à la composition et propriétés de béton

- **Densification de la pâte de ciment et la compacité du béton.** Les bétons à haute performance présentent une plus forte compacité que les bétons ordinaires. Il est montré que les bétons ayant une densité plus élevée sont plus exposés au risque d'éclatement [MIN 10].
- **Faible perméabilité.** Une porosité faible entraîne une faible perméabilité et par conséquent un transfert de masse plus difficile et empêchant l'évacuation des

pressions internes provoquées par le chauffage. Ce paramètre est lié au rapport Eau/Ciment.

- **Présence de l'eau (la teneur en eau).** Plus la teneur en eau est élevée plus le risque d'instabilité thermique est important. L'eau présente dans le béton est considérée comme la raison principale de l'éclatement explosif. L'eau libre contribue fortement à l'apparition des pressions internes de vapeur d'eau. Plus le béton est saturé plus le risque d'éclatement augmente. Par exemple, dans l'Eurocode 2 (2004) une valeur limite de la teneur en humidité de 3% en poids est recommandée, au-dessus de cette valeur le risque d'éclatement est considéré comme important.

- **La nature des agrégats (taille et types).** L'utilisation des agrégats influence l'apparition de l'éclatement de plusieurs façons. La structure et la composition minérale sont les facteurs les plus importants influençant la dilatation thermique de l'agrégat. Le quartzite et le grès ayant une haute teneur en quartz présentent une dilatation thermique élevée, contrairement au calcaire. Mindéguia 2010 [MIN 10] a montré, à l'aide d'une étude expérimentale sur le comportement de différents types de gravier, que les graviers silex sont les seuls agrégats qui présentent une certaine instabilité thermique, dans la gamme de température de 110°C à 165 °C, par rapport aux graviers calcaire. Mais il a montré que le béton avec les agrégats silico-calcaires présentent un faible risque d'instabilité thermique.

- **Addition des fibres de polypropylène.** L'ajout des fibres de polypropylène améliore les propriétés de transfert de béton, à savoir la perméabilité et la porosité, en température (comme nous l'avons déjà présenté dans le chapitre 4). Plus le dosage en fibres est élevé plus le risque d'éclatement est faible.

#### 5.2.2.2. Paramètre Externes

- **Profil et vitesse de chauffage.** Plus la vitesse est grande plus le risque d'éclatement est élevé. l'échauffement rapide avec les vitesses de montée en température très importantes provoque des contraintes thermiques dues aux gradients thermiques.

- **Charges mécaniques.** Dans certains cas les contraintes mécaniques extérieures favorisent le phénomène d'éclatement.

- **Déformation thermique.** Comme c'est cité auparavant la dilatation thermique peut jouer sur l'apparition de l'éclatement.

D'autres paramètres influencent indirectement l'apparition de l'éclatement :

#### 5.2.2.3. Dimension et renforcement des échantillons

- **La taille de l'échantillon.** Les sections très fines (quelques mm) semblent pouvoir éviter les risques d'instabilité thermique. D'un autre côté, les instabilités thermiques sont également limitées pour des sections très épaisses.

- **Renforcement.** L'utilisation des armatures dans le béton peut limiter les dommages qui peuvent avoir lieu à cause de l'éclatement lors de l'exposition du béton à haute température.

### 5.2.3. Moyens de préventions.

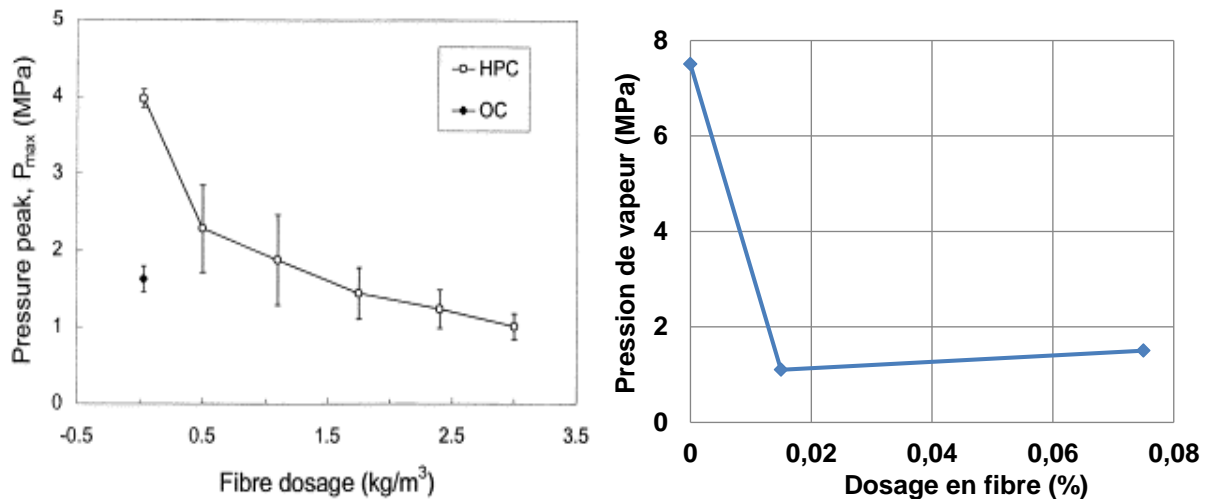
La prévention de ce phénomène peut se faire par plusieurs méthodes :

#### 5.2.3.1. Incorporation des fibres de polypropylène.

Comme nous l'avons présenté précédemment, l'un des facteurs favorisant le phénomène d'éclatement ou d'écaillage des bétons à hautes performance est sa perméabilité : plus elle est faible, plus la pression de vapeur est forte et proche de la surface chauffée. Les expertises réalisées après l'incendie de tunnels sous la manche [ULM 98] ont permis d'étudier les mécanismes qui ont conduit à l'écaillage et à l'éclatement observés après incendie. Ceci a donné lieu à de nombreux programmes de recherche [PIM 05], [HIT 99] qui ont permis d'aboutir à des formulations capables de présenter une bonne tenue au feu. Parmi les différentes solutions proposées, la plus efficace pour les bétons sensibles à l'éclatement est l'incorporation de fibres de polypropylène. C'est ainsi que l'Eurocode 2, dans sa partie 1-2 [EC2 05], recommande pour les BHP l'utilisation d'une teneur supérieure à  $2 \text{ kg/m}^3$  de fibres de polypropylène. Des études récentes [KAL 01], [NEC 00] [MEN 04] [MSA 05] [MOR 10] [MIN 10] [PLI 10] confirment cette hypothèse et suggèrent que l'addition des fibres de polypropylène est généralement une solution très efficace permettant de déduire la sensibilité à l'éclatement des BHP. Les quantités des fibres ajoutées sont comprises entre 0,5 kg à 4 kg pour un mètre cube de béton.

Le rôle important des fibres de polypropylène dans le béton porté en température c'est de réduire cette pression interne, cela par l'amélioration de la perméabilité des bétons (déjà montré dans le chapitre 4). Les fibres fondent à  $165^\circ\text{C}$  et se vaporisent à  $360^\circ\text{C}$  (voir le chapitre 2) ce qui aide à créer des cheminements supplémentaires dans la matrice et par conséquent facilite l'évacuation des pressions internes.

Phan, 2001 [PHA 01] dans ses études sur le comportement des bétons à hautes températures a montré que la pression au sein d'une éprouvette de béton soumis à de fortes températures diminue de 50% quand le béton possède  $3 \text{ kg/m}^3$  de polypropylène dans sa composition. Cela peut expliquer que sous l'effet de la chaleur les fibres fondent et créent des espaces vides supplémentaires servant d'un cheminement pour la vapeur d'eau (ou de l'eau liquide) lors de chauffage, comme nous l'avons déjà expliqué dans le chapitre 4. Kalifa et al [KAL 01] a montré que l'addition de  $3 \text{ kg/m}^3$  de fibres diminue la pression de plus de 75%, alors que l'ajout de  $1,75 \text{ kg/m}^3$  produit une baisse de pression dans le béton de plus de 50%. La Figure 5.7 présente le pic de pression mesuré en fonction de dosage en fibres selon [KAL 01] et [OZA 09]. Selon [KHO 00] l'utilisation des fibres peut ne pas empêcher l'éclatement des bétons à ultra haute performance, alors que leur seul avantage c'est de réduire les pressions interstitielles, mais elles ne réduisent pas la température, dans le béton.



**Figure 5.7. Pic de pression en fonction de dosage en fibres [KAL 01] (à gauche), [OZA 09] à droite).**

Ozawa et al. 2009 [OZA 09] ont montré que le pic de la pression de vapeur enregistré dans le BHP, à 10 cm de la surface chauffée, avec un dosage de 0.015% (par rapport au volume) de fibre est 6,5 fois inférieure à celle obtenue avec un BHP sans fibres (soit une diminution de 85%). Alors qu'un dosage de 0.075% provoque une diminution de 80%. La Figure 5.7 présente le lien entre la pression de vapeur et le dosage en fibre en % de volume [OZA 09].

### 5.2.3.2. Protection de la structure.

Par la mise en place d'un grillage de protection selon des conditions spécifiées des (calorifugeages). Il sert à protéger le béton contre le feu, ce phénomène nous interroge sur la possibilité d'ajouter des couches incombustibles protégeant le béton, on appelle aussi les barrières thermiques qui sert à diminuer la température du béton et augmenter la résistance au feu. Cette méthode est peu efficace par rapport à la première méthode.

### 5.2.3.3. Utilisation des entraîneurs d'air.

L'addition des entraîneurs d'air augmente les espaces vides dans le matériau et diminuer sa résistance mécanique.

### 5.2.4. Quelques méthodes d'essais proposées dans la littérature.

L'étude de risque d'instabilité thermique des bétons s'est approfondie depuis les années 80. Ceci est fortement lié au caractère instable de certains bétons à haute et ultra haute performance et à l'arrivée des bétons auto-plaçant.

La méthode traditionnelle utilisée pour étudier la sensibilité à l'éclatement explosif est de mettre les spécimens en béton ou les éléments structuraux dans un four dans des conditions d'incendie et de mesurer le poids, le volume ou la profondeur de matériau détaché ou de réaliser des essais in situ. Nous présentons dans ce paragraphe quelques techniques utilisées dans la littérature pour caractériser le phénomène d'instabilité thermique (éclatement).



Deux types d'essais peuvent être rencontrés dans la littérature :

- Essai sur la structure ou éléments de la structure en situation d'incendie : essais à l'échelle 1, Poteaux, poutres, dalles, portique ...
- Essai sur des matériaux en phase de formulation ou essais à l'échelle intermédiaire : éprouvettes cylindriques, éprouvettes cubiques.

Plusieurs recherches ont été menées sur l'étude du phénomène d'éclatement des bétons [HER 84], [DIE 89], [NOU 95], [ULM 99a], [ULM 99b] et [NEC 00], d'autres études récentes ont été réalisées où le phénomène d'éclatement était le sujet principal [NOU 03] [MEN 04] [MSA 05] [MIN 09] [MOR 10].

#### 5.2.4.1. Essai sur la structure ou éléments de la structure

**Annerel et al, 2009** : [ANN 09] ont étudié une structure avec des éléments en béton précontraint (poteaux, poutres, poutrelles et dalle). Il s'agit d'un hall industriel de 18m de longueur, 12 m de largeur et 6m de hauteur. La teneur en humidité du béton utilisé est de 7 % (en masse). Les poutrelles sont fabriquées avec des graviers calcaires alors que les poutres et les poteaux avec des graviers siliceux. Le hall est soumis à un incendie et la mise en feu est assurée par l'utilisation du bois sec et du carburant. La durée du feu est de 120 min. Pour pouvoir mesurer la température, 71 thermocouples (Ni-NiCr) sont installés dans le hall à différents endroits.

Les résultats obtenus selon chaque élément sont présentés ci-dessous :

- pour les poteaux, il est constaté des dommages importants dans le béton causés par l'éclatement et une large déformation thermique (voir Figure 5.8)
- Pour les poutrelles, la profondeur maximale d'éclatement est de 8 cm et des fissurations importantes longitudinales apparaissent le long de la poutrelle.
- Détachement de la matière a été constaté et la poutre a été tendue sur toute sa longueur.



**Figure 5.8. Endommagement des poteaux d'un hall d'essai [ANN 09]**

**Kodur et al 2003** : [KOD 03] ont étudiés la résistance au feu des éléments de structure. Une campagne expérimentale a été menée sur des poteaux en BHP d'une résistance à la compression comprise entre 86 et 120 MPa. Six poteaux d'une

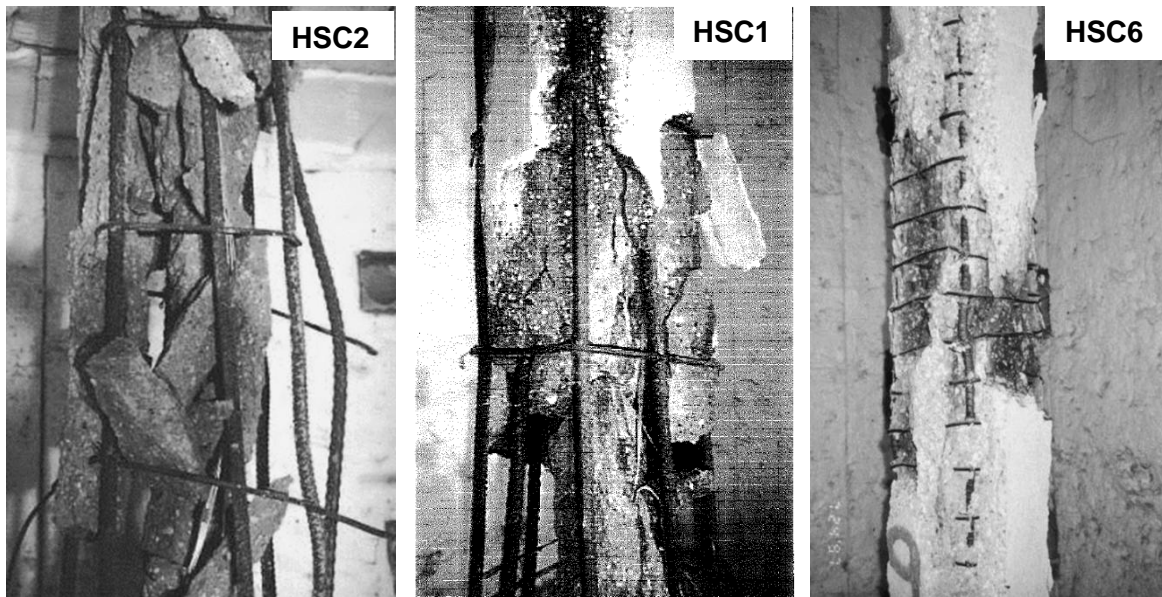


longueur de 3,81 m ont été testés, trois avec une section de 406 mm (HSC1 à HSC3) et trois autres avec une section de 305 mm (HSC4 à HSC6). Le béton des deux poteaux (HSC1 et HSC2) est fabriqué avec des agrégats siliceux, alors que le béton des autres poteaux est fabriqué avec des agrégats de calcaire. Les détails sur la fabrication des poteaux sont présentés dans Kodur et al 2000 [KOD 00]. Les essais ont été réalisés en exposant les poteaux chargés à une augmentation de chaleur dans un four au propane. La longueur des poteaux exposée au feu est de 3 m. Les poteaux ont été chargés 45 min avant la mise à feu du four et la charge reste constante durant l'essai.

Les résultats obtenus montrent que les fissures progressent dans les poteaux avec le temps, dans les coins de la section transversale et conduisent à l'éclatement des blocs de béton. Tandis que des fissures pourraient être constatées à environ 20 à 30 minutes, l'élargissement de ces fissures se produit après 60 min. Alors que dans les poteaux où il n'y avait pas de fissures, un important éclatement dans les coins a été observé, après environ 1 heure ou plus.

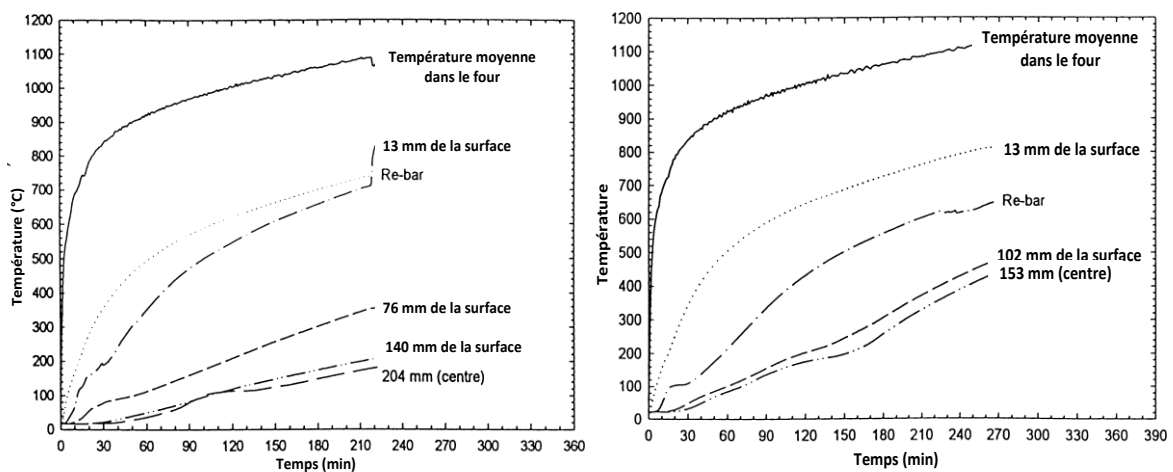
Il a été constaté qu'avant la rupture, un important éclatement est noté dans tous les poteaux, et que cet éclatement était plus significatif à environ mi-hauteur des poteaux. Dans le cas des poteaux HSC1 et HSC2, le degré d'éclatement avant la rupture était assez élevé par rapport aux autres poteaux, ce qui est attribuée à la forte humidité relative et l'utilisation des granulats siliceux dans la composition de béton [KOD 03], d'ailleurs la résistance au feu des poteaux faits avec des granulats calcaire est de 10% supérieur à celui du poteau fait avec des granulats siliceux. Cela se produit surtout parce que le granulat calcaire a une capacité thermique nettement plus élevée (chaleur spécifique) que granulat siliceux. Alors que, Mindéguia [MIN 10] a montré également que les bétons avec les granulats silico-calcaires sont les moins sensibilité au risque d'éclatement.

Avec une humidité relative élevée de HSC2, certains éclatements ont été observés à environ 10 - 20 minutes de l'essai. La Figure 5.9 présente l'endommagement d'un poteau (HSC2) après l'exposition au feu.



**Figure 5.9. Vu de deux poteaux après exposition au feu : béton avec des granulats siliceux et une HR de 86% (HSC2) et 69% (HSC1), béton avec des granulats carbonate et HR de 64% (HSC6) (à droite) [KOD 00] [KOD 03].**

Les courbes de la température en fonction de temps, mesurées au four et à différents endroits dans le béton, pour les poteaux issus des compositions HSC2 et HSC6 sont présentées sur la Figure 5.10. Ces figures montrent des gradients thermiques importants entre la surface et l'intérieur de béton. Le gradient thermique est plus élevé dans le cas des bétons avec une humidité relative plus élevée (HSC2) (HR = 86%), par exemple le gradient entre la surface et le centre du poteau est de 900°C et moins de 820°C pour HSC2 et HSC6 respectivement. Une rapide élévation de la température jusqu'à 100°C a été constatée, au sein du béton, puis le taux d'augmentation diminue. Cela est attribué à la migration, induite thermiquement, de l'humidité vers le centre du poteau. Un résultat identique a été présenté par Lie et al 1991[LIE 91] sur des poteaux circulaires.



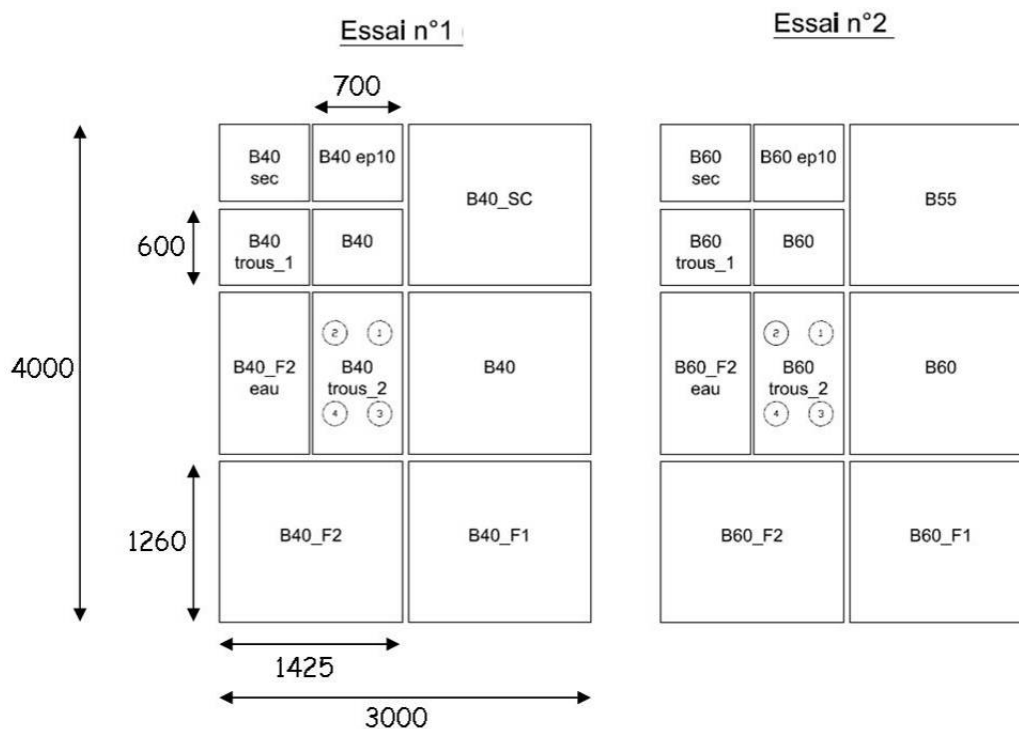
**Figure 5.10. Courbes de la température en fonction du temps : HSC2 (à gauche) et HSC6 (à droite) [KOD 03]**

Cette étude [KOD 03] a mis en évidence l'influence des types d'agrégats, du taux d'humidité relative, du renforcement par armatures et de la forme de la section transversale des poteaux sur la résistance au feu des poteaux en béton à haute performance.

**Mindéguia, 2010** : [MIN 10] a réalisé une large campagne d'essai d'instabilité thermique sur le béton à différentes échelles. Nous résumons ici les résultats obtenus sur les éléments à grande échelle. Il s'agit des dalles de 1425 mm de long, 1260 mm de large et de 150 mm d'épaisseur, ainsi que d'autres dalles de dimensions plus petites qui ont été utilisées (plus de détails dans [MIN 10]). Le four utilisé est un four horizontal de 2 m de haut et la surface d'exposition du four est de 4 x 3 m<sup>2</sup>. La Figure 5.11 présente l'implantation des corps d'épreuve dans le four.

Les dalles ont été testées avec la courbe feu HCM (Hydrocarbure Majoré) où la montée en température atteint 1000°C en moins de 5 minutes. Cette courbe est représentative d'un incendie violent.

Différentes compositions ont été utilisées, B40 ( $f_{c28} = 40$  MPa et E/C = 0,54) et B60 ( $f_{c28} = 60$  MPa et E/C = 0,30) avec différents dosages en fibre (1 et 2 kg/m<sup>3</sup>) et en utilisant deux type de granulats (calcaire et silico-calcaire).



**Figure 5.11. Implantation des différents corps d'épreuve sur le four lors des deux essais sous feu HCM [MIN 10]**

Les principaux résultats obtenus sur les différents éléments, issus de la composition B60, sont présentés dans le Tableau 5-1. On peut bien noter :

- L'efficacité des fibres de PP dans la prévention du risque d'éclatement, même avec un mode de cure différent (air et eau). L'ajout de 1 kg/m<sup>3</sup> de béton semble suffisant pour se prémunir des risques d'instabilité thermique.

- Le pré-séchage du béton empêche l'apparition de risque d'éclatement. Ce qui explique le rôle décisif de la teneur en eau libre béton dans l'apparition de l'instabilité thermique.
- Pour les spécimens présentant une instabilité thermique, l'éjection d'écailles a été enregistrée après 4 à 9 minutes (essai n°1) et entre 2 et 6 minutes (essais N°2). Selon [MIN 10], cette différence est attribuée à la vitesse de montée en température qui est un peu faible dans l'essai n°1.
- Il a été constaté que la surface exposée au feu ne semble pas influencer l'apparition de l'instabilité thermique, la profondeur de béton éjecté et l'étendue de surface endommagée de la dalle de dimensions 1425 x 1260 x 150 mm<sup>3</sup> et celle de dimensions 700 x 600 x 150 mm<sup>3</sup> sont équivalentes.

La Figure 5.12 montre l'endommagement d'une dalle, issue de la composition B60, après exposition au feu avec un chauffage lent.

**Tableau 5-1. Risque d'instabilité thermique dans le cas de l'essai 2.**

	Configuration	Instabilité thermique
Essai 2	B60_sec	Non
	B60_ep10	Oui
	B60 L 700 x l 600 x ep 150	Oui
	B60 L 1425 x l 1260 x ep 150	Oui
	B55	Oui
	B60F1	Non
	B60F2	Non
	B60F2_eau	Non



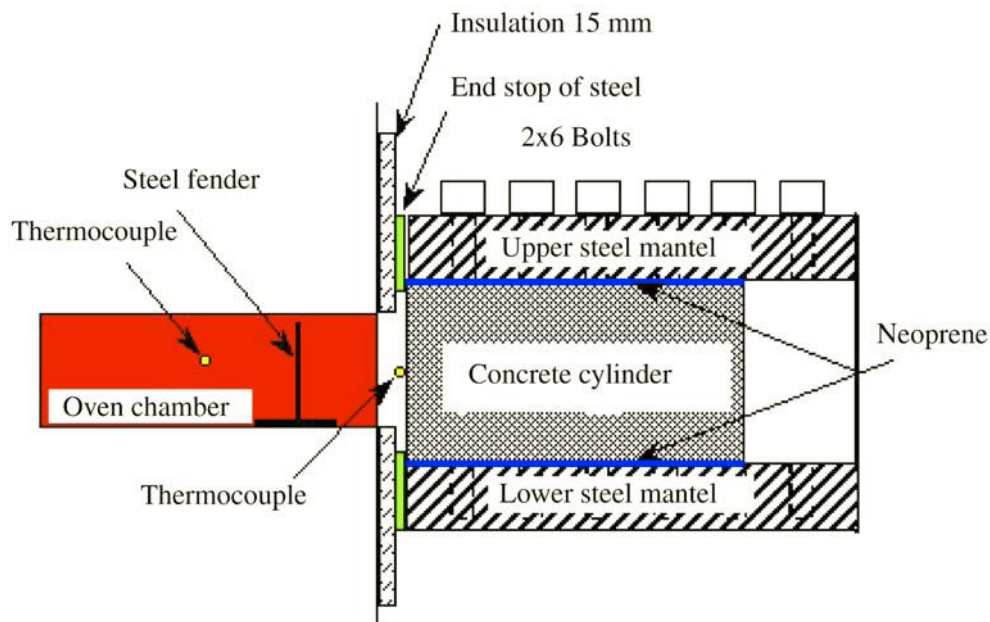
**Figure 5.12. Photo d'une dalle après l'essai au feu (B60) chauffage lent [MIN 10]**

Cette étude a mis en évidence l'influence de plusieurs paramètres : compacité de béton, taille des spécimens et surface exposée au feu (effet d'échelle), vitesse de chauffage, mode de cure, pré-séchage, le dosage en fibre de polypropylène et la nature des granulats.

#### **5.2.4.2. Essai sur des matériaux**

Du fait du prix élevé des essais sur des structures ou éléments structuraux et leur mise en œuvre qui demande plus de temps et plus de matériels, de nouvelles techniques ont été proposées pour étudier le risque d'éclatement. Il s'agit d'essais sur des éprouvettes cylindriques ou prismatiques de petites dimensions. Ce type d'expérience permet de caractériser le risque d'éclatement des bétons en phase de formulation. Nous présentons ici quelques études qui ont été faites sur les spécimens à petite échelle.

Dans le but de simplifier l'étude d'éclatement explosif, Hertz et Sorensen, 2005 [HER 05] ont proposé une méthode d'essai pour déterminer si le béton peut être sensible ou non à l'éclatement explosif à un niveau spécifique d'humidité (entre 4% et 6 %). Le spécimen d'essai est un cylindre en béton de 150 mm de diamètre et 300 mm de hauteur, placée dans un manteau en acier. Une extrémité du cylindre est soudainement exposée, par un trou de 100 mm de diamètre, à la chaleur d'un four à 1000°C, cela donne approximativement une vitesse de montée en température de 800°C en 20 minutes sur la surface du cylindre. La Figure 5.13 présente le banc d'essai expérimental pour caractériser le phénomène d'éclatement explosif selon [HER 05]. Dans cette étude, l'effet de la dilatation thermique empêchée de la couche de surface est pris en compte.

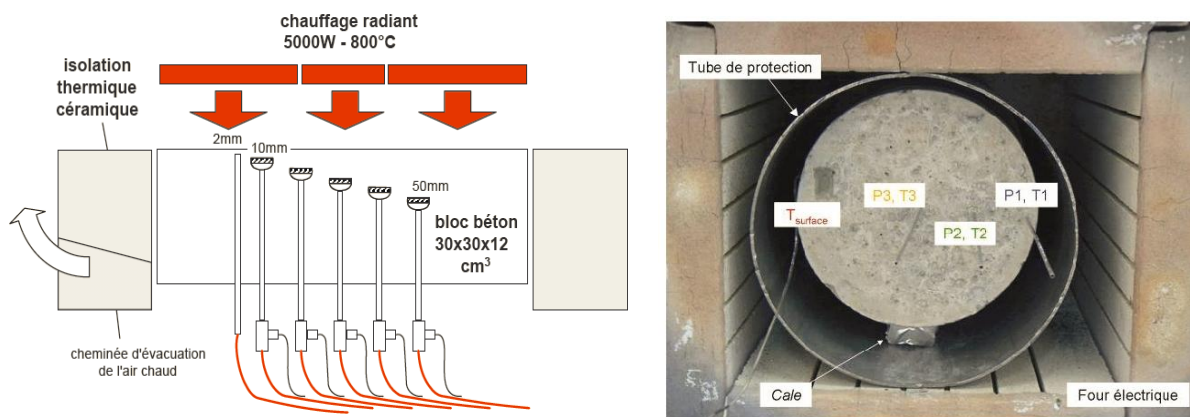


**Figure 5.13. Le banc d'essai d'éclatement [HER 05]**

Les résultats montrent que les quatre échantillons de béton conçus pour un environnement agressif dont deux contenaient 5% de micro silice ont éclaté, mais tous avaient des teneurs en humidité de 6%. Il a été montré que les fibres de polypropylène empêchent le risque d'éclatement et même si la dilatation thermique est empêché. Selon [HER 05], l'utilisation des fibres fines de 18 mm de longueur est plus efficace pour éviter le risque d'éclatement que les fibres épaisses de 30mm de longueur.

Une autre démarche d'investigation cherche à déterminer les niveaux de pression atteints au sein du matériau en comparant des compositions différentes. Il apparaît qu'on se heurte à des problèmes de mise en œuvre des essais, le capteur de pression modifiant généralement les champs (de fissuration, d'humidité) au voisinage de sa prise. Ainsi, les résultats présentent une dispersion importante. Néanmoins, ces essais permettent de mieux comprendre les phénomènes.

Mindéguia 2010 [MIN 10] a également réalisé des essais sur des éprouvettes à petite échelle. Un dispositif expérimental a été mis en place pour tester des éprouvettes prismatiques de  $30 \times 30 \times 12 \text{ cm}^3$  et des cylindres de  $\Phi 16 \times 32 \text{ cm}^2$ . L'objectif est d'imposer une sollicitation thermique sur une surface du cube, tandis que les 4 faces latérales sont entourées d'une isolation thermique. Cette méthode a pour objectif de suivre les évolutions de la pression de vapeur induite par le chauffage au sein du béton. Les pressions et les températures sont mesurées à l'aide de cinq sondes implantées dans différents endroit de l'échantillon, ce dispositif de mesure de pression a été déjà utilisé dans [KAL 01]. Quatre modes de chauffage ont été utilisés ( $1^\circ\text{C}/\text{min}$  (Lent 1),  $10^\circ\text{C}/\text{min}$  (lente 2), rapide et modéré) comme le montre la Figure 5.14 qui présente les deux dispositifs expérimentaux.



**Figure 5.14. Dispositif pour réaliser les essais d'instabilité thermique sur cylindres (à droite) et cubes (à gauche) [MIN 10].**

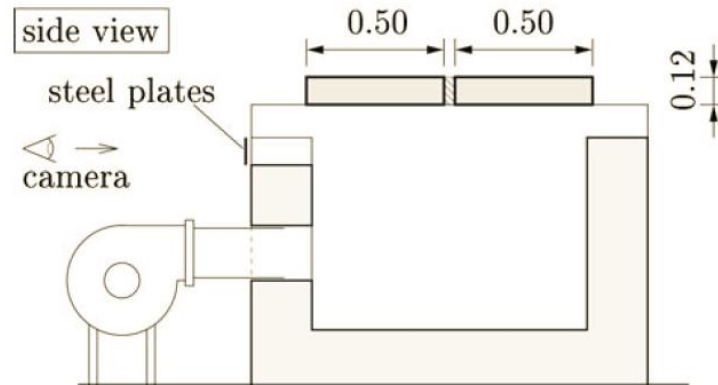
Dans ces essais, aucun signe d'instabilité thermique du béton n'a été observé. Les résultats obtenus montrent que le niveau des pressions mesurées est de 0.03 MPa à 2.79 MPa, et elles sont mesurées à une profondeur entre 30 et 50 mm de la surface chauffée. Ces pressions sont plus élevées dans les bétons les plus compacts (perméabilité et porosité plus faibles et saturation plus importante). Mindéguia a constaté que l'ajout des fibres de PP réduit la pression de vapeur, ce qui rejoint les résultats de [KAL 01] [NEC 00] [MEN 04] [MSA 05] [MOR 10], mais il a montré que les fibres n'ont pas d'influence dans le cas des bétons avec des granulats silico-calcaires. Alors qu'un pré-séchage à 80°C permet de réduire d'une manière importante la pression de vapeur, comme nous l'avons déjà présenté sur les essais à échelle 1. La Figure 5.15 montre l'éclatement explosif d'un cylindre exposée à hautes températures.



**Figure 5.15. Exemple de l'éclatement d'un cylindre après exposition à des températures élevées [MIN 10].**

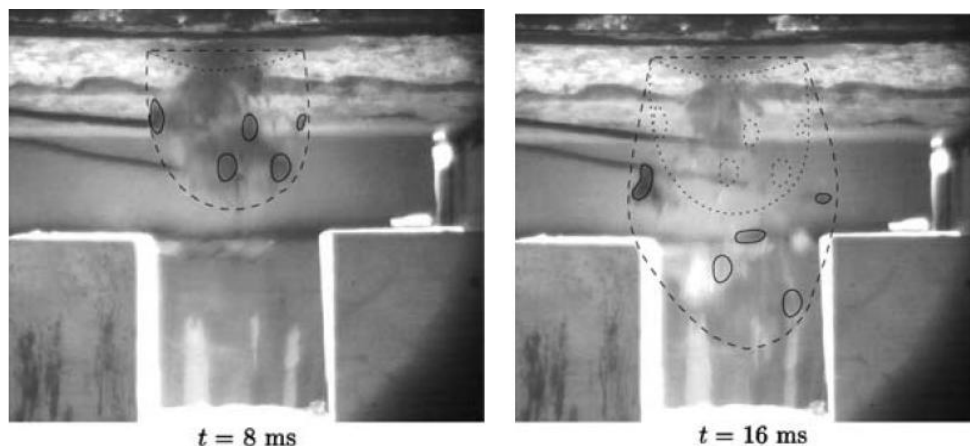


Zeiml et al [ZEI 08] ont présentés une étude expérimentale de comportement à l'éclatement des bétons de tunnel en situation d'incendie. Des observations, à l'aide d'une caméra rapide, au moment de l'essai ont été réalisées. Des cubes de  $60 \times 50 \times 12$  cm<sup>3</sup> ont été exposé au feu sur une des leurs surface, la Figure 5.16 présente le dispositif expérimental.



**Figure 5.16. Le Banc d'essai expérimental [ZEI 08]**

Les principales observations montrent des détachements de matières pendant l'essai. Un béton de classe C65/75 sans fibre est montré dans la Figure 5.17.



**Figure 5.17. Images de la caméra rapide de l'expérience d'éclatement : avant l'éclatement (ligne pointillée) et écailles (ligne continue) caractérisé par des vitesses différentes [ZEI 08].**

En 2007 Kanema [KAN 07b] ont réalisé une étude sur l'influence des paramètres de formulation sur le comportement à haute température des bétons. Des cylindres ( $160 \times 320$  mm<sup>2</sup>), d'un béton avec un rapport E/C de 0,44 et d'une résistance à la compression égale à 53 MPa, ont été soumis à un cycle de chauffage refroidissement. Une montée en température de 1°C/min, de la température ambiante jusqu'à différentes températures (150, 300, 450 et 600°C), a été fixée avec un palier d'une heure à chaque température maximale atteinte.

Certains cylindres testés présentent une forme d'éclatement explosif (violent). La Figure 5.18 montre un exemple d'un cylindre éclaté après l'essai de chauffage, la



reconstitution du cylindre montre que le cœur du cylindre est le plus endommagé, il y a comme une déflagration du cœur.



**Figure 5.18. Exemple d'éclatement explosif d'un cylindre après le chauffage [KAN 07b]**

### **5.2.5. Conclusion**

La synthèse bibliographique nous a permis de mettre en évidence le phénomène d'éclatement des bétons à haute performance, nous avons présenté la problématique d'instabilité thermique en cas d'incendie. Ensuite les causes et les mécanismes qui sont à l'origine de l'éclatement, les paramètres qui peuvent influencer l'apparition de l'éclatement et les moyens efficace pour prévenir l'éclatement. Finalement nous avons présenté quelques techniques d'étude de l'instabilité thermique des bétons, soit sur des structures entières ou sur des éprouvettes lors de la phase de formulation.

Malgré toutes les études de comportement des bétons à hautes températures (cas d'incendie) et malgré la connaissance des paramètres influençant le phénomène d'éclatement et d'écaillage, des points d'interrogation restent encore posés et la compréhension du phénomène d'éclatement reste encore incomplète, dans la mesure où il n'existe pas de vrai modèle prédictif. Comme le béton est un matériau hétérogène, et qu'un changement d'un paramètre peut jouer sur modification de sa microstructure ou son comportement, pour cela la prédiction de l'éclatement reste non fiable, sauf dans certain cas où l'existence des fibres PP peut avérer comme solution.

Les études menées dans la littérature nous ont permis de faire un point sur les paramètres principaux influençant l'instabilité thermique des bétons. Alors que les résultats obtenus sur des échantillons, montrent une certaine dispersion, par exemple sur 8 échantillon testés seulement 4 éclatent [KHO 05]. Malgré le nombre important de programme de recherche sur la caractérisation de l'éclatement des bétons, il existe un manque de corrélation entre les résultats sur les structures à l'échelle 1 (effet structure) et les essais sur les matériaux à petit échelle (effet éprouvette), l'éclatement explosif est plus fréquent dans les éprouvettes que dans les structure où l'éclatement peut être localisé dans un endroit qui peut avoir des graves conséquences sur la structure elle-même (en présence de charge mécanique).

Nous proposons, dans ce travail, une nouvelle méthode en recherchant à la fois la simplicité et l'efficacité pour la caractérisation du phénomène d'éclatement explosif des bétons à hautes performance. Le principe de l'approche est le même que celui

des études précédentes (exposition d'un échantillon à une augmentation de température) en utilisant des échantillons sphériques, pour se ramener à un problème unidimensionnel, vis-à-vis des champs, tout en éliminant les points singuliers qui favorisent le développement de la fissuration.

### 5.3. Investigation pour rechercher une nouvelle méthode

#### 5.3.1. Objectifs

Constatons que les méthodes utilisées dans la littérature sur les éprouvettes de béton montrent une certaine dispersion de résultats (l'utilisation des éprouvettes prismatiques ou cylindriques). La forme des spécimens présente une influence sur le résultat à cause d'un problème de non uniformité des champs de pression et de température dans l'éprouvette, ce qui est mis en évidence par les dispersions.

Expérimentalement, il est remarqué que l'éclatement explosif se comporte généralement d'une manière stochastique. Par exemple, lorsque 8 échantillons identiques ont été chauffés dans des conditions identiques, 4 explosent et 4 ne présentent pas de caractère explosif [KHO 00]. Par ailleurs, les contradictions entre les résultats provenant de différentes sources sont assez fréquentes. Tout cela est dû en partie (a) aux différentes conditions expérimentales, (b) aux processus hydriques jusqu'ici non pleinement appréhendés et (c) à la nature stochastique de l'éclatement.

Notre investigation a pour but d'une part, de proposer une méthode d'essai originale, simple, réalisable avec un coût réduit et avec le meilleur résultat possible par rapport à celui des autres méthodes de la littérature pour les mêmes conditions d'essais. Ces essais peuvent être effectués sur des éprouvettes en phase de formulation ce qui va permettre de caractériser le matériau avant sa mise en place.

Comme nous l'avons présenté précédemment, deux phénomènes sont à l'origine de l'éclatement : la pression interne provoquée par l'évaporation et la dilatation de l'eau présente dans le matériau (phénomène hydrique) et la dilatation thermique (empêchée) engendrée par le gradient de température entre la surface et l'intérieur du matériau. L'objectif principal de notre approche est de déterminer le degré de sensibilité des matériaux d'étude à l'instabilité thermique (éclatement explosif). Ainsi il convient de minimiser les gradients et les contraintes thermiques et de favoriser les effets hydriques.

Dans ce cadre, le but de notre travail est de proposer une nouvelle investigation qui soit simple et facile à réaliser pour, (1) mieux comprendre les causes d'éclatement et l'influence de quelques paramètres, (2) de pouvoir étudier la sensibilité des différentes formulations du béton et de diminuer la dispersion des résultats d'une même composition. Par conséquent nous avons décidé d'utiliser des éprouvettes originales de forme différente de celles utilisées dans la littérature et qui semblent avoir les caractéristiques adéquates pour réaliser les objectifs fixés précédemment.

Donc une étude expérimentale est menée sur des « **éprouvettes sphériques** » de différents diamètres exposées à des températures élevées, ici jusqu'à 450°C.

### 5.3.2. L'intérêt de l'utilisation des éprouvettes sphériques

Afin d'obtenir la distribution de température à l'intérieur des échantillons en béton, une étude préliminaire comparative entre trois types d'éprouvettes à l'aide d'une modélisation thermique transitoire est réalisée avec le logiciel par éléments finis « Abaqus ». Pratiquement, trois différentes formes d'éprouvette ont été testées :

- Sphère de 18 cm de diamètre
- Cylindre de 18 cm de diamètre et 36 cm de hauteur
- Mur de 9 cm d'épaisseur

Le chauffage est appliqué sur toutes les surfaces du cylindre et de la sphère et seulement sur une face pour le mur selon la courbe de montée en température présentée sur la Figure 5.19 imposée en surface.

Les valeurs de la conductivité thermique sont obtenues grâce à des essais expérimentaux.

Pour les sphères et les cylindres nous avons utilisé un modèle axisymétrique, alors que pour le mur un modèle à deux dimensions (2D) a été utilisé.

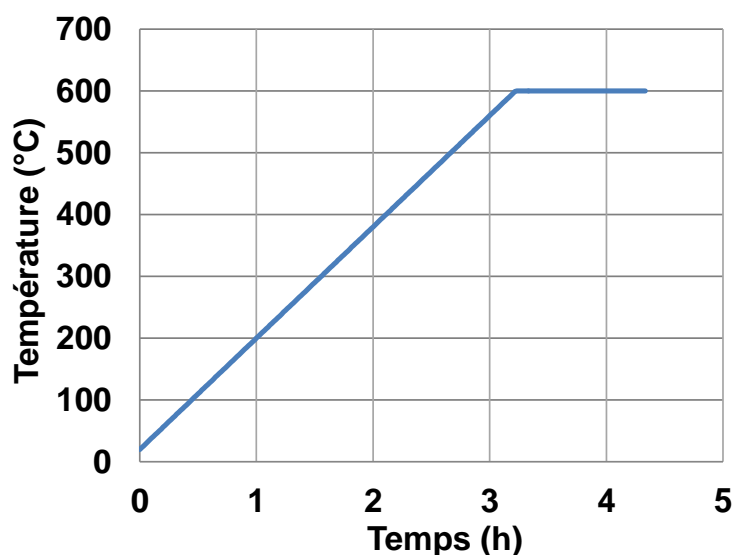
Les valeurs de la chaleur spécifique retenues sont celles données par l'Eurocode 2.

$C_p(\theta) = 900 \text{ (J/kg K)}$	pour $20 \text{ °C} \leq \theta \leq 100 \text{ °C}$
$C_p(\theta) = 900 + (\theta - 100) \text{ (J/kg K)}$	pour $100 \text{ °C} < \theta \leq 200 \text{ °C}$
$C_p(\theta) = 1\,000 + (\theta - 200)/2 \text{ (J/kg K)}$	pour $200 \text{ °C} < \theta \leq 400 \text{ °C}$
$C_p(\theta) = 1\,100 \text{ (J/kg K)}$	pour $400 \text{ °C} < \theta \leq 1200 \text{ °C}$

Les dimensions, les conditions initiales et les conditions limites sont présentées dans le Tableau 5-2.

**Tableau 5-2. Les dimensions, les conditions initiales et les conditions limites**

Forme	Dimensions	Conditions aux limites
Sphère	$\Phi = 0,18 \text{ m}$	$T_{\text{ini}} = 20^\circ\text{C}$ $T_{\text{max}} = 600^\circ\text{C}$
Cylindre	$\Phi = 0,18 \text{ m}$ , $H = 0,36 \text{ m}$	Vitesse $3^\circ\text{C}/\text{min}$ $\lambda = 2,4 \text{ W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$ (à $20^\circ\text{C}$ )
Mur	$E = 0,09 \text{ m}$	$\lambda = 1 \text{ W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$ (à $600^\circ\text{C}$ ) la chaleur spécifique est donnée par l'Eurocode 2.



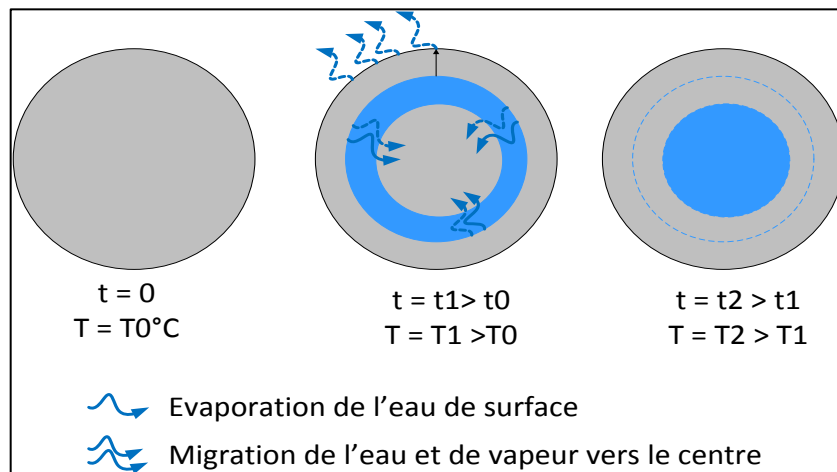
**Figure 5.19. Courbe théorique de montée en température**

Les résultats obtenus sont présentés sur la Figure 5.21 et la Figure 5.22. La première concerne la distribution de la température et la deuxième concerne le gradient thermique entre la surface et l'intérieur de béton.

Nous constatons que la distribution de la température est beaucoup plus uniforme en utilisant les sphères, impliquant une répartition uniforme des contraintes thermiques au sein du matériau. Alors que dans le cas des cylindres des zones singulières apparaissent sur les coins, ce qui peut provoquer des fissurations imprévisibles. Ces fissures peuvent impliquer une diminution de la pression de vapeur (pression interne), produit lors du chauffage, à l'intérieur de l'échantillon en empêchant son éclatement explosif. Le résultat obtenu en utilisant un mur de 9 cm d'épaisseur montre que seule la surface exposée au chauffage peut être endommagée par l'augmentation brusque de la température.

La Figure 5.22 montre le gradient de température suivant l'axe (OX) tracé sur la Figure 5.21 à 600 °C. Nous remarquons que le gradient de température dans la sphère est deux fois plus faible que celui enregistré dans le mur, alors que la courbe de gradient de température pour le cylindre se situe entre les deux autres courbes (sphère et mur). Par conséquent, les contraintes thermiques sont plus faibles dans la sphère, en comparant des éléments dont la dimension caractéristique est équivalente.

Autre élément, l'augmentation de l'humidité à l'intérieur du matériau peut être plus importante dans le cas de la sphère en raison de la forme d'échantillons, de sorte que les phénomènes hydriques sont accentués. A l'avancé on a une plus grande concentration de l'humidité. Ceci favorise les phénomènes hydriques pouvant conduire à l'éclatement dans les sphères. La Figure 5.20 présente le scénario de déplacement des molécules d'eau et de la vapeur dans la sphère pendant le chauffage.



**Figure 5.20. Déplacement de l'eau et de la vapeur dans la sphère pendant le chauffage**

Avec :  $t_0$  c'est le temps où l'éprouvette n'est pas chauffée,

$T_0$  : la température à  $t_0$ .

$T_i$  ( $i \geq 1$ ) : La température après un temps «  $t_i$  » du chauffage.

Enfin, avec une éprouvette sphérique, la modélisation peut être réalisée dans une seule dimension, sans aucun point singulier.

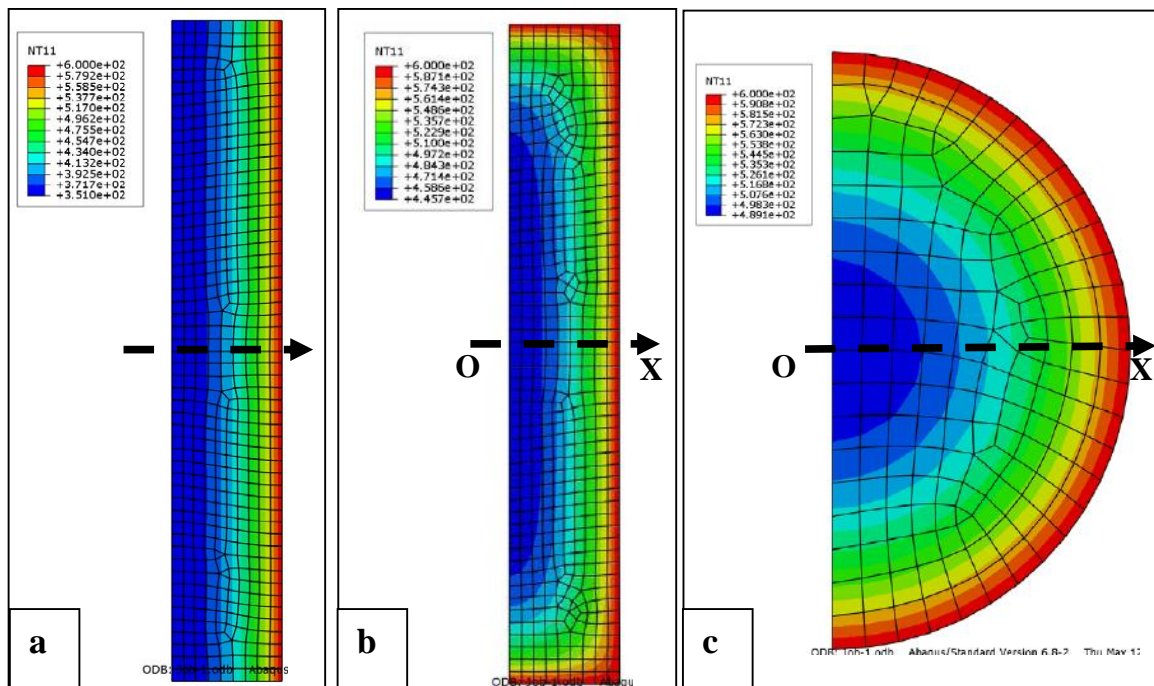


Figure 5.21. Champs de température dans différentes formes d'éprouvette à 600°C : a) mur, b) cylindre et c) sphère.

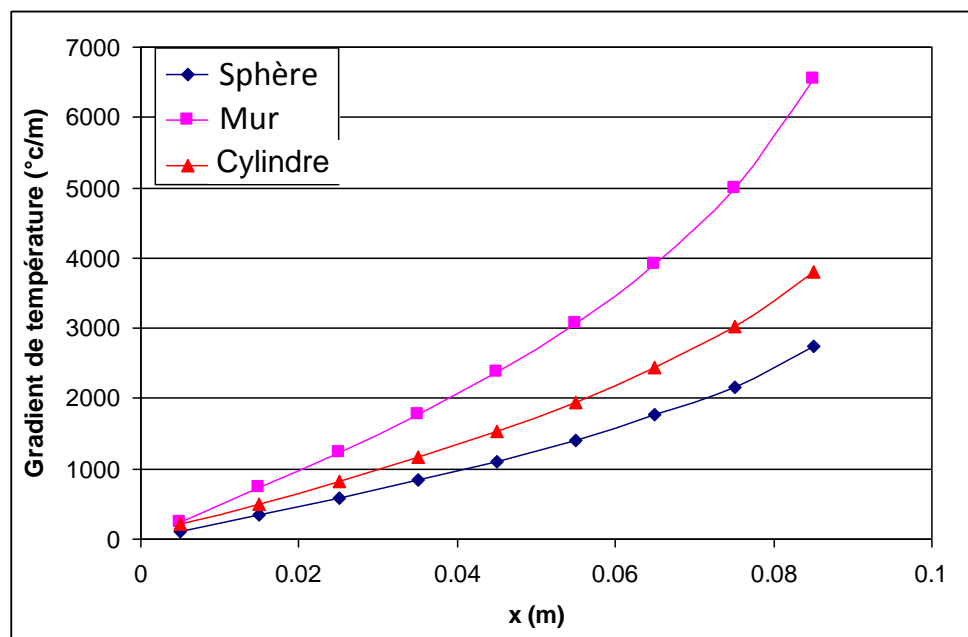


Figure 5.22. Gradient de température, quand la température de surface a atteint 600°C à différentes profondeurs pour les différents échantillons

Cette première étude comparative nous a permis de conclure que l'utilisation des sphères :

- Minimise les gradients de température et les contraintes thermiques ce qui favorise l'effet hydrique.

- Réduire les dispersions des résultats d'une même formulation de béton (notamment par rapport aux éprouvettes cylindrique)
- A présent, il reste à confirmer ces résultats avec une campagne d'essais expérimentale qui va être réalisée sur des éprouvettes sphériques avec différents paramètres. Le paragraphe suivant présente les paramètres d'études choisis pour réaliser nos essais.

### **5.3.3. Paramètres d'étude**

Pour réaliser les essais et étudier les différents facteurs influençant l'éclatement des BHP, les paramètres suivants ont été choisis.

- Taille de l'échantillon :
- Mode de cure :
- Dosage en fibres de polypropylène

#### **5.3.3.1. Taille de l'échantillon**

Pour pouvoir étudier l'effet de la taille des échantillons sur l'éclatement explosif, nous avons utilisé des sphères avec trois diamètres différents : sphère avec un diamètre de 12 cm ( $\Phi 12$ ), de 18 cm ( $\Phi 18$ ) et de 24 cm ( $\Phi 24$ ).

#### **5.3.3.2. Mode de cure**

Dans le but d'étudier l'effet du mode de conservation (effet de la saturation) des éprouvettes, deux modes de cure ont été adoptés :

- Cure dans l'eau; les sphères sont conservées dans l'eau pour permettre d'avoir une saturation en eau des éprouvettes. Dans ce cas une quantité d'eau supplémentaire est absorbée par rapport à la quantité d'eau de gâchage.
- Une cure dans les sacs étanches en plastique; les sphères contiennent seulement la quantité de l'eau de gâchage introduite au coulage. Elles sont partiellement saturées.

#### **5.3.3.3. Dosage en fibres de polypropylène**

Différents dosages en fibres de polypropylène sont utilisés,  $0,5 \text{ kg/m}^3$ ,  $1 \text{ kg/m}^3$  et  $2 \text{ kg/m}^3$ . Les fibres utilisées sont des fibres de 6 mm de longueur et  $15\mu\text{m}$  de diamètre « PB HPR EUROFIBRE ».

### **5.3.4. Méthodologie expérimentale**

La présente partie a pour but de décrire la méthodologie expérimentale suivie pour pouvoir effectuer les essais de l'instabilité thermique. Afin de répondre aux objectifs que nous nous sommes fixés, nous allons présenter les différentes étapes de déroulement de la campagne expérimentale.

Nous rappelons que les bétons utilisés dans cette partie sont : un béton de référence (sans fibre) BHP0; et trois bétons avec les fibres de PP (BHP0,5; BHP1 et BHP2). Les détails des formulations des bétons utilisés sont présentés dans le chapitre 2.

#### 5.3.4.1. Coulage, préparation et conservation des éprouvettes

Les différentes compositions de bétons ont été coulées dans un malaxeur. Les constituants sont insérés selon l'ordre suivant :

- Insertion du sable et le gravier : malaxage pendant quelques secondes (30 sec).
- Ajout de ciment: malaxage pendant quelques secondes (30 sec)
- Insertion de la fumée de silice et fibres de polypropylène : dans ce cas le malaxage est plus long pour permettre une répartition plus homogène possible (2 à 3 min).
- Enfin addition, pendant le malaxage, de l'eau et l'adjuvant qui sont préalablement mélangés et laisser malaxer quelques minutes (5 à 7 min).

Les différents constituants sont pesés à l'aide des balances de précisions variables. Concernant le sable et les graviers, l'erreur de la balance est de 25g. Pour l'eau et le ciment, vu l'importance du rapport E/C, la précision est de 0,5g. Enfin les autres constituants (fumée de silice, adjuvant, fibres de polypropylène) nécessitent une précision encore plus grande (0,01%) du fait de leur plus faible quantité.

Après le malaxage, le béton est alors introduit dans les différents moules, le coulage des sphères se fait en deux fois, on remplit d'abord la partie inférieure de la sphère puis la partie supérieur. Chaque demi sphère a subit une vibration a la moitié et à la fin de coulage. Les éprouvettes sont conservés 24h à 48h avant d'être démoulés. La Figure 5.23 présente un exemple d'une sphère après le démoulage.



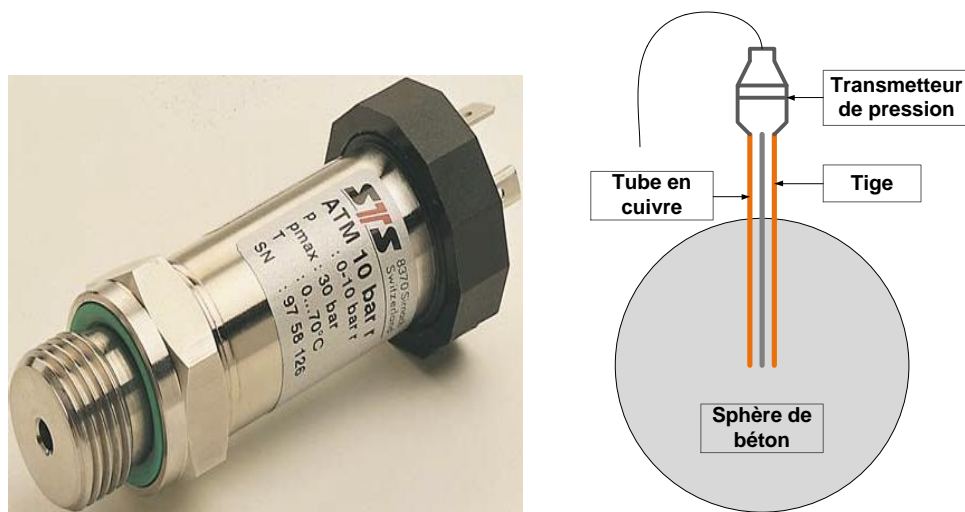
**Figure 5.23. Sphère après le démoulage (diamètre 24 cm)**

Trois moules de trois diamètres différents ont été utilisés pour la préparation des éprouvettes, moule de 12 cm, 18 cm et 24 cm.



Différents paramètres seront mesurer à chaque essais (température, pression interne) pour cela les sphères ont été instrumentées comme suit :

- Afin d'avoir la température au sein de la sphère, un thermocouple, de type K, au centre et un autre à mi-rayon ont été introduits, le thermocouple à mi-rayon concerne seulement les sphères de diamètre 18 cm et 24 cm.
- Dans le but de mesurer les pressions internes pendant l'essai, deux tubes en cuivre de diamètre intérieur de 2 mm et de diamètre extérieur de 4 mm ont été introduits dans la sphère, un au centre et l'autre à mi-rayon. Les sphères de 12 cm de diamètre sont équipées d'un seul tube au centre. Au début de l'essai, ces derniers (tubes de cuivres) sont reliés aux capteurs de pression. Selon la loi des gaz parfait ( $P = nRT/V$ ) la pression est inversement proportionnelle au volume. Donc une tige en acier est enfoncée dans le tube de cuivre pour permettre de réduire le volume du tube creux.



**Figure 5.24. Transmetteur de pression (à gauche), instrumentation de la sphère pour mesures de pressions (à droite).**

Une fois les éprouvettes démoulées, elles ont été conservées, selon les deux différents modes de cure présentée précédemment :

- Cure dans un bac d'eau, dans ce mode de cure les éprouvettes sont saturée et donc suivi par la lettre « S ». Ce mode de cure a pour objectif de favoriser les pressions internes.
- Cure dans des sacs étanches en plastique, les éprouvettes dans ce cas ne sont pas totalement saturées et donc sont nommées « NS » (Non Saturée).

La période de conservation est supérieure à 28 jours pour toutes les éprouvettes (du jour de coulage jusqu'au jour de l'essai). La Figure 5.25 montre la conservation des éprouvettes dans l'eau.



**Figure 5.25. Conservation des sphères dans l'eau**

#### **5.3.4.2. Description du banc d'essai d'éclatement**

Ce paragraphe présente l'ensemble du banc d'essai utilisé pour la caractérisation de l'éclatement explosif des formulations de BHP.

L'étude de la sensibilité à l'éclatement à petite échelle peut se voir comme une étape importante dans l'étude de l'éclatement des formulations en BHP. Elle permet de réaliser des essais simples et faciles en laboratoire sans faire appel aux essais sur les structures à l'échelle 1. L'utilisation d'un matériel expérimental complet (mesure des températures, de la perte de masse et des pressions internes) nous permet d'étudier l'influence de plusieurs paramètres sur la sensibilité des bétons étudiés à l'éclatement une fois portés en température élevées.

Le banc d'essai utilisé est développé au sein du laboratoire pour permettre de réaliser les essais d'éclatement à hautes températures jusqu'à 500°C sur des échantillons sphériques. La vue d'ensemble du banc d'essai est présentée dans la Figure 5.26. Les principaux éléments du banc d'essai sont :

##### **Une étuve (four électrique)**

Elle est équipée de résistances électrique permettant de chauffer l'enceinte, la température maximale de l'étuve est de 600°C.

## **Système de chauffage**

La régulation de la température de l'étuve est assurée par un programmeur interne intégré dans l'étuve. Les vitesses de montée en température retenues sont:

- 6°C/min                    pour  $T \leq 300^{\circ}\text{C}$
- 4°C/min                    pour  $300 < T \leq 500^{\circ}\text{C}$

Donc la vitesse moyenne de chauffage de four est de 5 °C/min.

## **Le system d'acquisition**

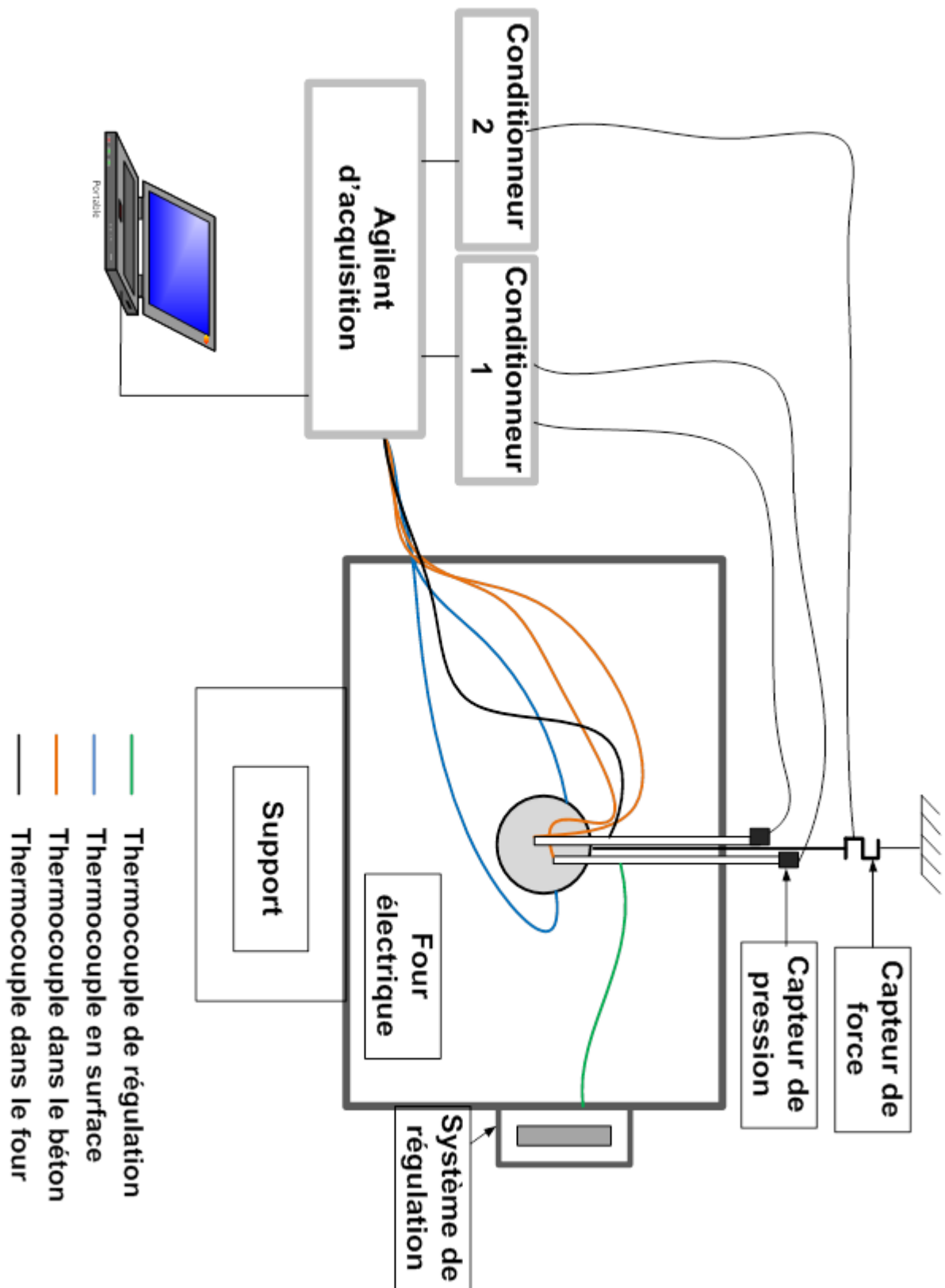
Le système d'acquisition permet d'enregistrer tous les paramètres cités précédemment (températures, perte de masse, pressions). Il est composé de deux conditionneurs 1 et 2, le premier est relié au capteur de pression pour transmettre les éventuelles pressions internes lors du chauffage et le deuxième est relié au capteur de force pour mesurer la variation du poids de l'éprouvette au cours du chauffage. Ces deux conditionneurs sont connectés à une centrale d'acquisition qui est à son tour reliée à un ordinateur.

## **Capteurs de force**

Un capteur de force permettant de mesurer les variations du poids de l'échantillon au cours des essais est installé au-dessus de l'étuve. La sphère est posée sur un support suspendu au capteur de force par une tige filetée. Le capteur de force est fixé à un support. La capacité maximale du capteur de force est de 200 kg et sa précision est de 0,03 % en plein échelle.

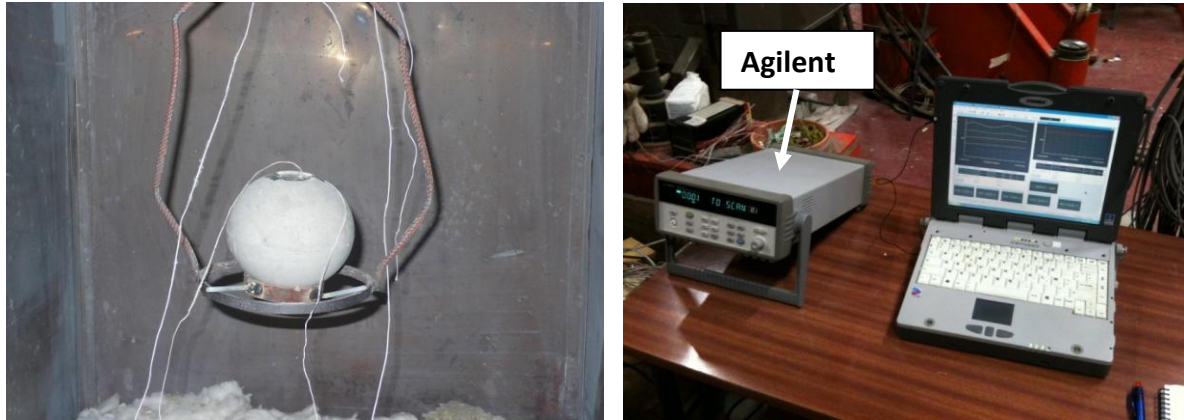
## **Capteurs de pression**

Deux capteurs de pression ont été installés permettant de mesurer les pressions internes produites au sein du béton lors du chauffage. Nous avons utilisé des transmetteurs d'une capacité de 100 bars et d'une précision inférieure à  $\pm 0,5$  % (en pleine échelle) (voir la Figure 5.24).



**Figure 5.26. Banc d'essai de la sensibilité à l'éclatement des sphères**

Ce dispositif expérimental a pour objectif d'imposer une sollicitation thermique homogène sur toute la surface de la sphère. La Figure 5.27 montre une sphère mise en étuve avant l'essai et le système d'acquisition.



**Figure 5.27. Mise en étuve d'une sphère  $\Phi 12$  (à gauche), système d'acquisition (à droite)**

### **5.3.5. Programme d'essais**

#### **5.3.5.1. Essais préliminaires**

Pour déterminer le degré de sensibilité des sphères en béton à haute performance, des essais préliminaires sur une composition de référence BHP0 avec différentes vitesses de chauffe sont nécessaires.

Trois vitesses de chauffage (5, 3,5 et 2°C/min) ont été utilisées, ces essais préliminaires ont été réalisés sur des sphères d'un diamètre de 18 cm. Les courbes réelles de montée en température sont présentées sur la Figure 5.28. Les sphères testées sont conservées dans l'eau.

Six éprouvettes ont été testés dans cette phase préliminaire noté BHP0 (1) à (6), à chaque vitesse de chauffage deux éprouvettes ont été testés : les sphères BHP0 (1) et (2) (5°C/min), les sphères BHP0 (3) et (4) (3,5°C/min) et les sphères BHP0 (5) et (6) (2°C/min).

Les résultats de ces essais sont présentés dans le paragraphe §. 5.3.6.1.

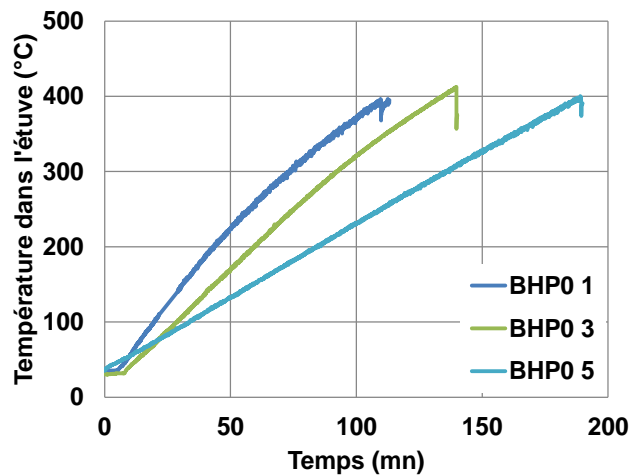


Figure 5.28. Courbes réelles de montée en température (essais préliminaire).

### 5.3.5.2. Essais sur les matériaux d'études

Après la phase de préparation et de conservation, les essais préliminaires nous ont permis de faire une pré-analyse de notre méthode d'essai (voir §. 5.3.6.1). Nous avons constaté que la vitesse de chauffage n'a pas une grande influence sur le caractère explosif des échantillons, par conséquent nous avons choisi une vitesse moyenne de chauffage de 5°C/min pour tous les essais de notre étude (c'est la vitesse moyenne de chauffage du four en utilisant la régulation interne).

Nous rappelons que les paramètres choisis dans cette étude, après le choix de la forme sphérique des éprouvettes, sont : la taille de l'éprouvette, le mode de cure et le dosage en fibres de polypropylène. Les compositions de béton utilisées sont :

- Béton de référence BHP0 sans fibre de polypropylène
- Bétons avec fibres de polypropylène : BHP0,5 ; BHP1 et BHP2.

Les détails sur les compositions et les fibres de polypropylène utilisées (PB EUROFIBER HPR) sont présentés dans le chapitre 2.

Pour chaque composition et selon le paramètre étudié, deux éprouvettes ont été exposées aux mêmes conditions d'épreuve. A chaque essai, une seule éprouvette est testée : Selon le diamètre des éprouvettes, le Tableau 5-4 présente le programme des essais.

Nous avons constaté, lors des essais préliminaires que l'éclatement explosif se produit à une température au centre comprise entre 200°C et 350°C selon la vitesse de chauffage et la température du four ne dépasse pas 410°C. A partir de ces résultats nous avons fixé une température maximale au four, à chaque essai, de 450°C et avec une vitesse moyenne de 3,5°C/min. La Figure 5.29 présente la courbe de chauffage. L'essai est arrêté lorsque l'éclatement se produit ou quand la température au centre et en surface de l'éprouvette sont égales (dans le cas où il n'y a pas d'éclatement).

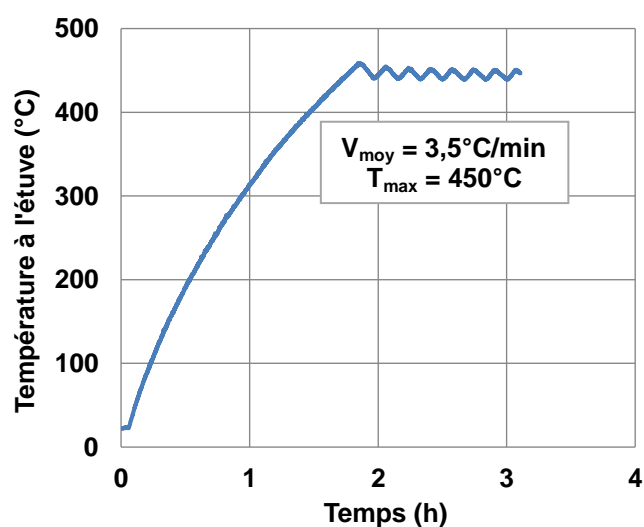


Figure 5.29. Courbe de montée en température lors des essais d'éclatement

Tableau 5-3. Programme des essais d'éclatement.

Notation	Diamètre (cm)	Mode de Cure	Dosage en fibre (kg/m <sup>3</sup> )	Vitesse de chauffage (°C/min)
Φ 12	12	Eau (S)	0 ; 0,5 ; 1 ; 2	5
		Sac (NS)		
Φ 18	18	Eau	0 ; 0,5 ; 1	5
		Sac	0 ; 0,5 ; 2	
Φ 24	24	Eau	0	5
		Sac	0 ; 0,5 ; 2	

## 5.3.6. Résultats expérimentaux

### 5.3.6.1. Résultats des essais préliminaires

Les premiers résultats des essais préliminaires montrent que toutes les sphères ont été éclatées, un violent éclatement est constaté suivi par un grand bruit dans le four. Quelques caractéristiques des essais sont présentées dans le Tableau 5-4. Après l'ouverture du four nous avons constaté des éprouvettes sont totalement désintégrées (en trois à quatre grandes écailles, et plein de petits morceaux).

La vitesse de chauffage a une influence sur la durée de résistance du béton à l'éclatement, mais le changement de la vitesse de chauffage ne semble pas avoir un effet sur l'apparition de l'éclatement explosif. Au moment de l'éclatement, une légère différence de température au centre de béton a été constatée ce qui est peut être due à la vitesse de chauffage.

Tableau 5-4. Résultats des essais préliminaires

Echantillon	Eclatement explosif	Vitesse de chauffe (°C/mn)	Durée de chauffe jusqu'à l'éclatement (min)	Perte de poids à l'éclatement (%)	Température au centre à l'éclatement (°C)
BHP0 (1)	Oui	5	109,7	3,2	244
BHP0 (2)	Oui	5	115,6	3,0	
BHP0 (3)	Oui	3,5	139,7	3,1	229
BHP0 (4)	Oui	3,5	125,7	2,9	285
BHP0 (5)	Oui	2	189,3	3,3	323
BHP0 (6)	Oui	2	187,2	-	315

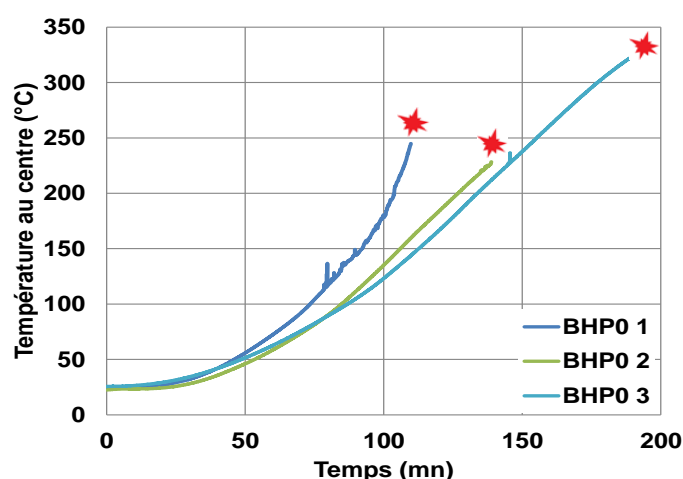


Figure 5.30. La température au centre et la perte de masse en fonction du temps.



Le Tableau 5-4 montre que la perte de masse à l'éclatement n'excède pas 3,5 % de la masse initiale de la sphère, la perte de masse commence une fois que la température en surface dépasse 120°C à cause du début de l'évaporation de l'eau.

La Figure 5.31 montre bien la violence de l'éclatement, des morceaux de béton ont été éjectés avec une grande énergie.



**Figure 5.31. État de la sphère avant et après l'essai et la taille de différentes écailles.**

Les principales observations à tirer de ces essais préliminaires sont :

- La composition BHP0 est sensible à 100% à l'éclatement explosif, et montre l'intérêt de l'utilisation des éprouvettes sphérique à réduire la dispersion de résultats.
- Des vitesses de chauffe comprises entre 2 et 5 °C/min n'ont pas d'influence sur le caractère explosif des sphères.
- Une perte de masse est constatée dans toutes les sphères et elle n'excède pas 3,5%.

### **5.3.6.2. Résultats des essais sur les matériaux d'études.**

Ce paragraphe a pour but de présenter les résultats de la campagne expérimentale obtenus selon la procédure d'essai présentée précédemment. Comme nous l'avons vu par avant, l'utilisation des éprouvettes sphériques a pour but de favoriser l'effet hydrique à l'éclatement et d'arriver à déterminer le degré de sensibilité d'un béton à l'éclatement explosif.

Nous allons présenter dans un premier lieu, la distribution de la température à différents endroits et la variation du gradient thermique entre la surface et l'intérieur de béton. Nous présentons, par la suite, la variation de la perte de masse et les mesures de pressions internes obtenues. L'analyse des résultats sera basée sur l'influence de chaque paramètre sur l'éclatement des éprouvettes testées. Le Tableau 5-5 regroupe l'ensemble des résultats des essais de sensibilité à l'éclatement des bétons testés.

**Tableau 5-5. Récapitulatif des résultats des essais à l'éclatement**

	Diamètre (m)	Cure	Perte de masse (%)	Sensibilité à l'éclatement (%)
BHP0	0.12	Eau (S)	3,9 *	100
		Sac (NS)	4 *	100
	0.18	eau	3 *	100
		sac	2,5 *	100
	0.24	eau	-	100
		sac	1,5 *	100
BHP0.5	0.12	eau	7,2	0
		sac	5,5	0
	0.18	eau	3,8*	100
		sac	3,6*	100
	0.24	eau	-	-
		sac	1,5 * - 6,6	50
BHP1	0.12	eau	7,2	0
		sac	6,7	0
	0.18	eau	4 *	100
		sac	-	-
	0.24	eau	-	-
		sac	-	0
BHP2	0.12	eau	7	0
		sac	7	0
	0.18	eau	-	0
		sac	6	0
	0.24	eau	-	0
		sac	6,7	0

\* éprouvettes ayant éclatés, - éprouvettes non testées

L'analyse des résultats du Tableau 5-5 permet de faire les observations suivantes en fonction de chaque composition :

- Nous pouvons constater que tous les sphères de la composition BHP0 ont été éclatées, que ce soit conservée dans l'eau ou dans les sacs étanches. Ainsi la composition BHP0 est très sensible à l'éclatement explosif (le degré de sensibilité est de 100%).
- Pour la composition BHP0,5 (avec  $0,5 \text{ kg/m}^3$  de fibres), l'influence du diamètre des sphères sur l'éclatement peut être noté. Nous remarquons que les sphères  $\Phi 18$  et  $\Phi 24$  sont plus sensibles à l'éclatement que les sphères de 12 cm.
- Dans le cas de BHP1 ( $1 \text{ kg/m}^3$  de fibres), aucun éclatement n'est remarqué pour les sphères  $\Phi 12$  et les sphères  $\Phi 24$  (NS) (aucune sensibilité de ce type de sphère), les sphères  $\Phi 18$  (Saturée) sont plutôt sensibles à l'éclatement explosif.
- Pour le BHP2 ( $2 \text{ kg/m}^3$  de fibres), quel que soit le paramètre étudié aucun éclatement explosif n'est constaté. Tous les diamètres testés, saturés ou non, ont résisté à la température de  $450^\circ$  (températures maximales auxquelles les sphères ont été chauffées).

Nous pouvons conclure, dans un premier temps, qu'un dosage en fibre de  $2 \text{ kg/m}^3$  est largement efficace pour éviter le risque d'instabilité thermique. C'est par ailleurs le dosage de fibres recommandé par l'Eurocode 2. Alors que les bétons sans fibre sont fortement sensibles à l'éclatement explosif.

D'un autre côté, le dosage de  $1 \text{ kg/m}^3$  ne semble être le dosage optimum pour éviter le risque d'éclatement, car pour des sphères saturées de diamètre 18 cm, nous avons observé un phénomène d'éclatement. Cela peut être dû au fait que la sphère soit saturée, de nombreux auteurs (exemple [HAG 04]) ont montré le rôle néfaste de la présence d'eau libre dans un béton soumis à de hautes températures. En effet la présence d'eau libre.

Il semblerait que l'influence de diamètre est plus remarquée dans la composition avec  $0,5 \text{ kg/m}^3$  et  $1 \text{ kg/m}^3$  de fibres, alors que l'effet de mode de cure n'est pas flagrant pour toutes les sphères.

#### **5.3.6.2.1. Evolution de la température dans le béton**

A présent, nous allons présenter les évolutions de la température dans les éprouvettes pendant le chauffage.

La Figure 5.32 présente la variation, en fonction de temps, de la température au centre des sphères  $\Phi 12$  et  $\Phi 18$ , nous pouvons noter que l'allure des courbes est identique quel que soit le béton est le mode de cure. En comparant les courbes des sphères éclatées et celle qui n'ont pas éclatée, nous pouvons constater des chocs thermiques dans les bétons avec les fibres (dosage supérieur ou égale à  $2 \text{ kg/m}^3$ ), Ces chocs thermiques se produisent à des températures comprises entre  $210$  et  $260^\circ\text{C}$  qui coïncident avec les températures d'éclatement des sphères BHP0. Ce choc thermique est attribué à la migration de l'eau et l'évaporation de l'eau liquide au

centre de la sphère qui est une réaction endothermique, cette réaction endothermique provoque une diminution de la température durant quelques minutes, la présence des fibres, après leurs fusion vers 165°C, facilite la circulation de cette vapeur dans le béton et son évacuation vers l'extérieur, ce qui empêche l'éclatement de se produire. Nos résultats sont similaires à ceux montrés par Noumowé et al, 2009 [NOU 09], où ils ont observé des réactions endothermiques aux alentours de 200°C dans les bétons avec fibres de polypropylène.

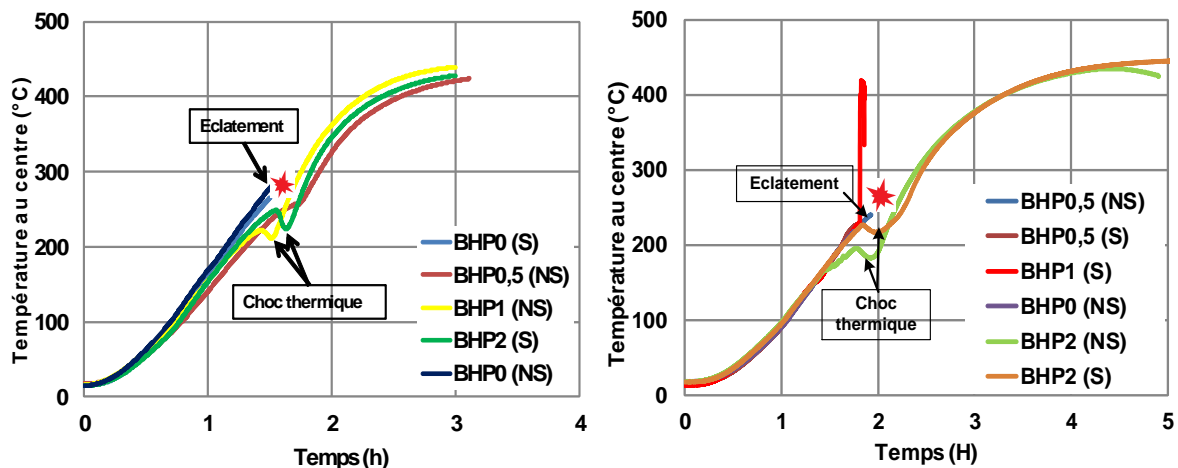


Figure 5.32. La température au centre en fonction du temps, sphère  $\Phi 12$  (à gauche) et  $\Phi 18$  (à droite).

A partir des Figure 5.32, nous pouvons noter que d'un point de vue de l'évolution de la température, les résultats sont reproductibles. Nous pouvons observer également que le choc thermique, dans le cas des sphères conservées dans l'eau, se produit à des températures un peu plus élevées que celles des sphères conservées dans les sacs. Cette différence peut être attribuée au taux d'humidité relative dans le béton et au mouvement de l'eau. Le choc endothermique se produit également à des températures inférieures pour les  $\Phi 18$  que dans le cas des sphères  $\Phi 12$ .

La vitesse de montée en température au centre de la sphère  $\Phi 12$  est plus élevée que celle  $\Phi 18$ , par exemple la vitesse dans les sphères est de 150°C/h (2,5°C/min), et la vitesse dans les  $\Phi 18$  égale à 100°C/h (1,6°C/min). Ceci peut être influencé par le diamètre de l'échantillon, la température commence à augmenter plutôt dans les sphères  $\Phi 12$  que dans les sphères  $\Phi 18$ , ce qui est expliqué par le plus long palier observé au départ sur les courbes de la Figure 5.33.

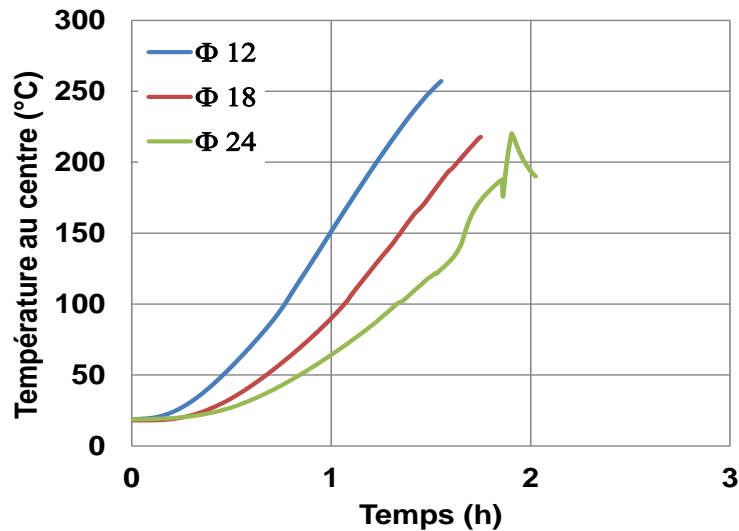


Figure 5.33. Montée en température au centre en fonction du temps et de diamètre des sphères, cas de béton BHP0 non saturé.

Sur la Figure 5.34.a, nous avons tracé la température au centre en fonction de la température de chauffage (dans le four) pour les sphères  $\Phi 12$ . Nous constatons là encore, que toutes les courbes se superposent (l'évolution de la température est similaire) l'une sur l'autre quel que soit le mode de cure et le dosage en fibre, pour le diamètre des sphères spécifiées. Par conséquent, les échantillons ont une conductivité similaire. En fait, plusieurs auteurs [BAZ 96] [JAN 04] [MIN 10] ont montré que les propriétés thermiques du béton sont principalement influencées par la constitution des agrégats, la même pour tous les bétons utilisés dans notre étude, et la teneur en eau. La Figure 5.34.b relie la température au centre et la température en surface, pour les bétons BHP0 et BHP2 avec différents diamètres.

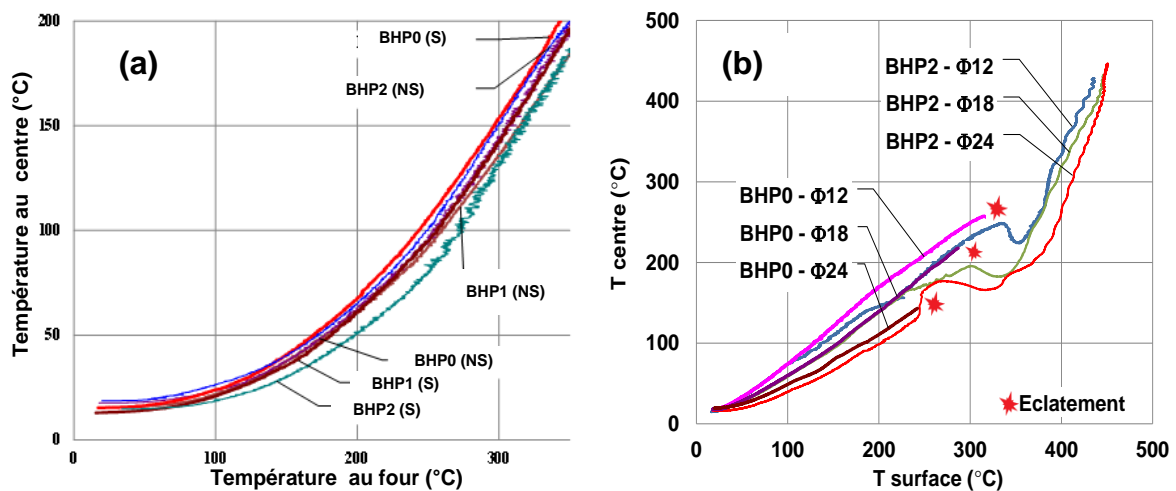


Figure 5.34. À gauche, la température au centre en fonction de la température du four pour les sphères  $\Phi 12$  (). À droite, la température au centre en fonction de la température en surface.

### 5.3.6.2.2. Gradient de température

La Figure 5.35 montre la différence de température entre la surface et le centre des sphères de 12 cm de diamètre en fonction de la température en surface. Nous pouvons constater, pour les deux modes cure, une légère différence de gradient de température entre la surface et le centre, cette différence peut être attribuée à la teneur en eau libre des sphères. Le fait de conserver le béton dans l'eau, ceci augmente peu sa teneur en eau libre à cause de sa faible porosité et sa compacité, ceci est expliqué par les températures enregistrées au centre des sphères.

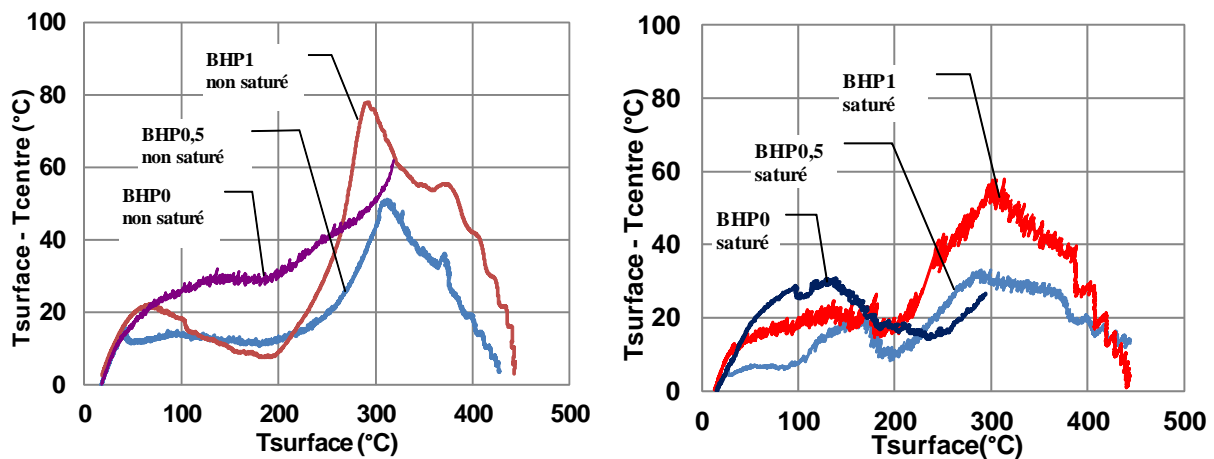


Figure 5.35. Gradient de température entre la surface et le centre en fonction de la température en surface. Cas des sphères  $\Phi 12$ .

Noumowé et al 2009 [NOU 09] ont montré qu'un pic de différence de température entre la surface et le centre d'un cylindre est enregistré à 300°C (Température en surface), ce qui est identique aux résultats trouvés dans nos essais. Pour un béton sans fibres (conservé dans une chambre à 50% d'humidité relative), le gradient maximal est égal à 75°C et celui d'un béton avec 2 kg/m<sup>3</sup> de fibres de PP est proche de 110°C [NOU 09]. Il semblerait que pour une vitesse de chauffage plus élevée, le gradient thermique est plus grand, alors que les pics de gradient enregistrés dans nos essais sont légèrement inférieurs à ceux présentés par [NOU 09], Ceci est peut être due à la vitesse de chauffe, à la forme et à la taille des éprouvettes. La Figure 5.36 présente l'influence de la taille des éprouvettes sur le gradient de température. Il est important de noter que, plus le rayon de la sphère est grand plus la différence de température entre la surface et le centre est élevée. En comparant le gradient (différence de température en fonction de la distance) de température entre la surface et le centre de la sphère, la figure 5.36 montre que le gradient calculé pour chaque diamètre est le même.

Les gradients thermiques calculés avec l'équation (5.1) sont présentés sur la Figure 5.36.

$$\text{Grad T} = \frac{T_{\text{surface}} - T_{\text{centre}}}{R} \quad 5.1$$

Avec, GradT; gradient thermique et R ; le rayon de la sphère

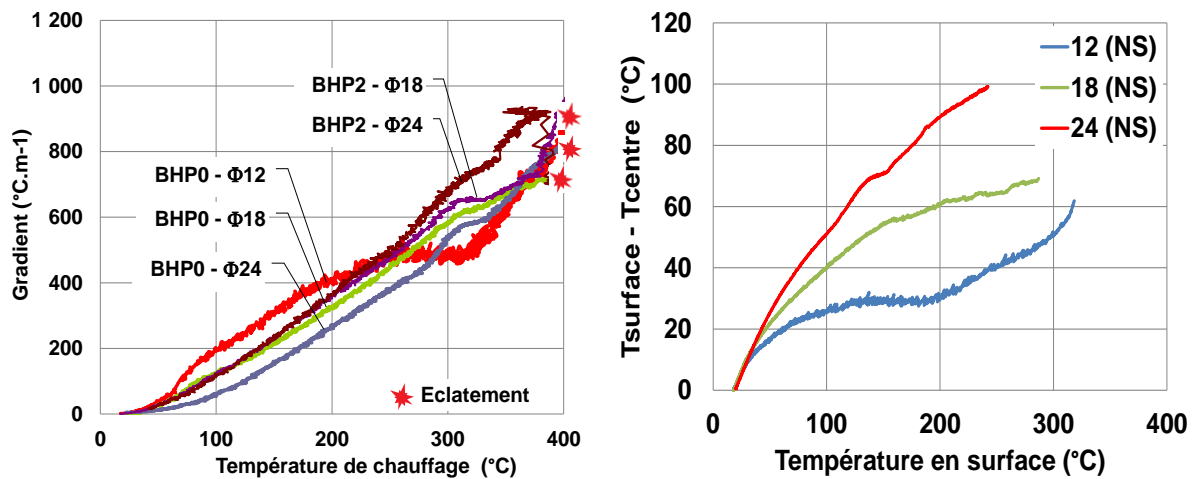


Figure 5.36. Gradient thermique en fonction de température de chauffage (effet de la taille des sphères) : échantillon de BHP0 et BHP2 non saturés.

### 5.3.6.2.3. Perte de masse lors de chauffage

En plus des mesures de la température à différents endroits pendant l'essai, nous avons suivi la variation de poids à l'aide d'un capteur de force suspendu à un support au-dessus du four (voir Figure 5.26). Nous allons présenter dans ce paragraphe les différentes variations de perte de masse et les paramètres qui peuvent l'influencer.

A partir des résultats du Tableau 5-5, nous pouvons noter que la perte de masse relative des éprouvettes qui n'ont pas éclatées s'échelonne entre 5,5 et 7,5 % de la masse initiale de chaque sphère. Alors que dans le cas des sphères éclatées la perte de masse n'excède pas les 4%. Selon le mode de cure et le dosage en fibre, la Figure 5.37 résume les pertes de masse finale des sphères de 12 et 18 cm de diamètre. Nous constatons dans un premier temps que la perte de masse est légèrement supérieure dans les sphères ayant subi la cure dans l'eau (l'exemple de BHP0,5 et BHP1 en Φ12). La différence de perte de masse peut être attribuée à la teneur en eau libre. Les courbes de perte de masse lors de chauffage sont présentées sur la Figure 5.38 en fonction de la température au centre de béton. La zone d'éclatement ne se situe pas au hasard, elle apparaît lors du changement de pente qui traduit le fait qu'après le départ d'une eau relativement libre, est évacuée une eau plus liée.

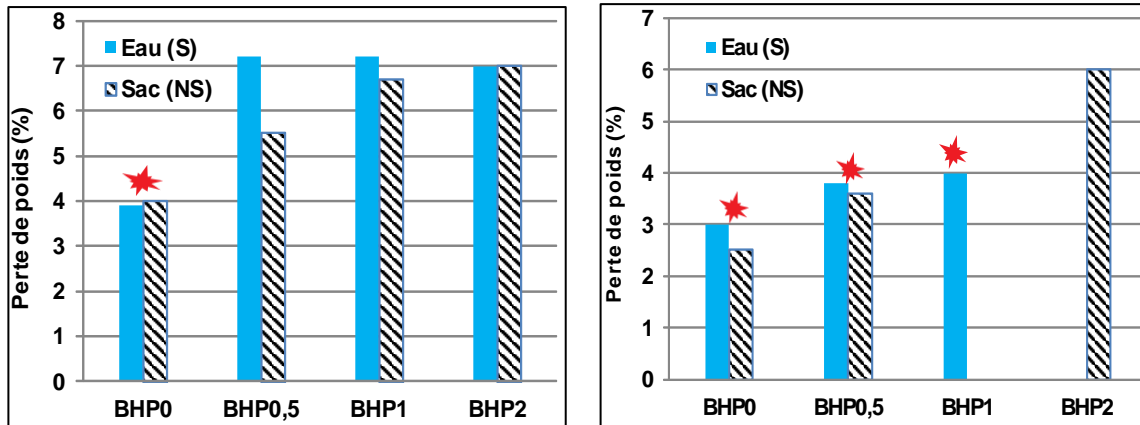


Figure 5.37. Perte de masse des sphères  $\Phi 12$  et  $\Phi 18$ .

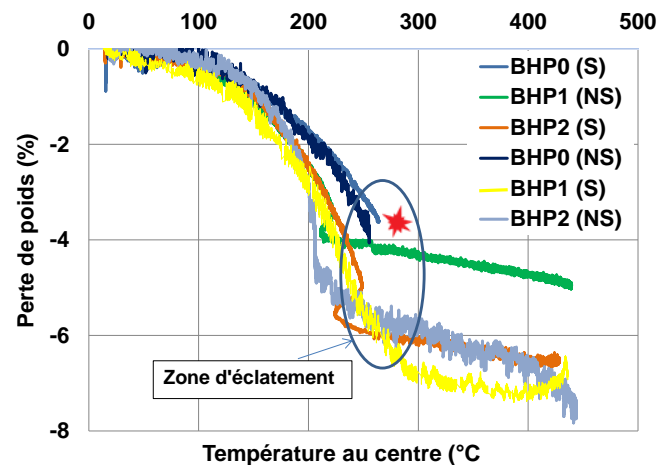
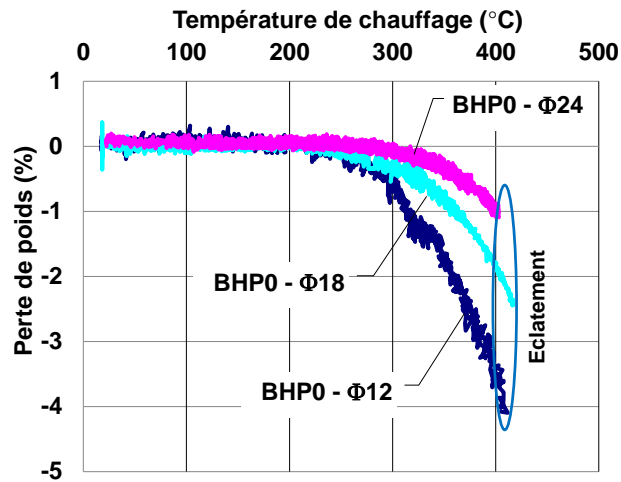


Figure 5.38. Perte de masse en fonction de la température au centre, sphères  $\Phi 12$ .

Il semblerait que la taille de la sphère à une influence sur la perte de masse pendant le chauffage. En comparant les sphères non saturées de la composition BHP0, nous constatons une relation inversement proportionnelle entre la perte de masse et le diamètre des éprouvettes, plus le diamètre est grand plus la perte de masse est faible comme le montre la Figure 5.39. Selon le volume de la sphère, le séchage est plus rapide dans les plus petites sphères ( $\Phi 12$ ) et à chaque fois que le diamètre de la sphère est plus grand le temps de séchage est plus long.





**Figure 5.39. Perte de masse, des sphères non saturée, en fonction de la température de chauffage et le diamètre des sphères, composition BHP0.**

Les courbes de perte de masse peuvent être analysées comme suit :

- Pour des températures, au centre, intérieures à 110°C (140°C en surface), la perte de masse est faible. Ceci est attribué au départ de l'eau interstitielle existante dans le béton.
- Pour des températures, au centre, comprises entre 110°C et 250°C, la perte de masse est très significative (entre 4 et 6% de la perte de masse se produit dans cette plage de température). Selon Kanema et al, 2007 [KAN 07a], cette importante perte de masse correspond à la décomposition des hydrates de ciment et qui représente environ 65% et 80% de la quantité totale d'eau dans le béton.
- Le reste de la perte de masse (entre 1% et 2 %) se produit à partir de 250°C au centre (300°C en surface).

De ces analyses, sachant que la quantité totale d'eau dans les bétons se situe entre 6 et 9% de la masse de béton, nous avons pu constater que la partie principale de l'eau contenue dans chaque béton sont échappés pendant le chauffage entre 150 et 300 °C ce qui correspond aux températures d'éclatement. L'autre partie de l'eau (entre 1 et 3% de la masse de béton) a été évacué à des températures supérieures à 300 °C.

#### **5.3.6.2.4. Mesures des pressions internes**

Les mesures des pressions internes provoquées par les mouvements d'eau et de la vapeur d'eau demandent souvent des instrumentations très soignées, à cause de la difficulté de mesures. Dans nos essais nous avons essayé de mesurer la pression de vapeur au centre des sphères. Nous avons installé des tubes de 3,14 mm<sup>2</sup> ( $r_{\text{tube}} = 1\text{mm}$ ) de surface pour mesurer localement des éventuelles pressions provoquées par le chauffage.

Les premières constatations nous permettent de souligner les points suivants :

Des dispersions ont été rencontrées, sur des éprouvettes de même béton, dans les mesures de pression ce qui est due aux difficultés de l'instrumentation

A la fin des essais, dans le cas des sphères éclatées, nous avons observé à l'extrémité du tube que le béton s'est infiltré dans le tube au moment de coulage.

Pour éviter ce problème, nous avons enfoncé une tige au moment de coulage dans le tube en cuivre. Avant l'essai, la tige est retirée de quelques millimètres afin de s'assurer que l'extrémité du tube n'est pas fermée.

Durant les essais, nous avons obtenues des pressions importantes sur quelques éprouvettes. Nous allons présenter dans ce paragraphe les résultats obtenus. Le Tableau 5-6 présente les différentes valeurs de pression qui ont été enregistrée durant les essais d'éclatement. Les cases en jaune représentent les sphères éclatées.

**Tableau 5-6. Valeurs maximales des pressions mesurées sur des sphères (en MPa)**

	BHP0		BHP0,5			BHP1		BHP2	
	S	NS	S	NS		S	NS	S	NS
Φ12	0,1	0,12	-	-		3,5	0,8	-	-
Φ18	0,06	0,6	0,6	-		2,4	-	0,3	0,4
Φ24	1,2	1,4	-	0,12	0,1	0,2	0,35	0,1	-

Les résultats du Tableau 5-6 montrent que les pressions mesurées s'échelonnent entre 0,12 et 3,5 MPa. Parmi les pressions obtenues certaines valeurs sont comparables à celles obtenues dans la littérature par [KAL 01] [MIN 10]. Kalifa et al 2001 [KAL 01] ont mesuré au centre d'une éprouvette prismatique (à 5 cm de la surface chauffée), en BHP avec  $1,1\text{kg/m}^3$  de fibres, des valeurs de pression proches de 2 MPa. Alors que nos essais montrent pour un dosage en fibre de  $1\text{kg/m}^3$  des valeurs de pression qui sont plus élevées que celle mesurées par [KAL 01], par exemple pour une distance de 6 et 8 cm (de la surface chauffée) les valeurs de pression sont 3,5 MPa et 2,4 MPa respectivement. Par contre pour un béton sans fibre la pression mesurée à une distance de 12 cm de la surface chauffée est de 1,4MPa (cas des sphères Φ24).

Les résultats présentés par Mindéguia en 2010 [MIN 10], montrent que pour un béton B60 avec  $1\text{kg/m}^3$  de fibre, la pression maximale mesurée est de l'ordre de 0,7 MPa à 5 cm de la surface chauffée. Tandis que pour le béton mais avec un dosage en fibre de  $2\text{kg/m}^3$ , la pression maximale mesurée est de l'ordre de 0,7MPa. En revanche la pression mesurée dans un béton sans fibre à la même distance (pour un échantillon conservé dans l'eau) est de 2,1 MPa.

Dans le Tableau 5-7, nous présentons les pressions maximales mesurées, la température de vaporisation et la pression correspondante à cette température de vaporisation. Une dispersion relativement élevée des mesures de pression a été constatée, par conséquent, seule la valeur maximale de pic a été retenue.

Nous constatons que les pressions internes mesurées au centre sont plus faibles dans les sphères  $\Phi 24$  par rapport aux sphères de plus petit diamètre. Ceci explique d'une part, parce que dans le cas des sphères d'une grande taille, la zone saturée (la zone où le bouchon d'humidité peut se créer) est localisée à quelques centimètres (4 à 6cm) de la surface chauffée et la formation du bouchon à cet endroit implique l'accumulation de la pression et le détachement des morceaux de béton dans cette zone. D'autre part, pour les sphères  $\Phi 24$  les faibles pressions mesurées au centre peuvent être expliquées par le fait de réaliser les mesures de pressions au centre de l'éprouvette, c'est-à-dire, après la zone saturée qui empêche la migration de l'eau et de la vapeur vers le centre. Ce qui n'est pas le cas des sphères de plus petit diamètre, où la zone saturée est plus proche de centre de la sphère et donc les pressions mesurées sont plus élevées. Par conséquent, les sphères ont été totalement désintégrées à l'éclatement.

**Tableau 5-7. Valeurs maximales des pressions mesurées sur des sphères (en MPa)**

diamètre (cm)		12		18		24	
Composition		BHP0	BHP1	BHP0	BHP1	BHP0	BHP1
Sphères éclatées	Température dans le four (°C)	405	-	410	-	410	-
	Température au centre (°C)	250	-	210	-	150	-
Sphères non éclatées	température de vaporisation au centre (T <sub>vap</sub> ) (°C)	-	250	-	200	-	180
	Pression correspondante à T <sub>vap</sub> (MPa)		4		1.6		1
	Pression maximale mesurée (MPa)		3.5		2.4		1.4

La Figure 5.40 montre que, dans le cas de BHP1 (sphère  $\Phi 18$ ) et pour des températures inférieures à 150°C, la pression mesurée au centre de l'éprouvette augmente plus lentement que celle de la pression de vapeur saturante. Au-delà de 150°C l'évolution de la pression mesurée est plus élevée que celle de  $P_{vsat}$ . Tandis qu'une légère dispersion entre la pression mesurée et la pression de vapeur saturante est constatée dans le cas des sphères  $\Phi 24$ .

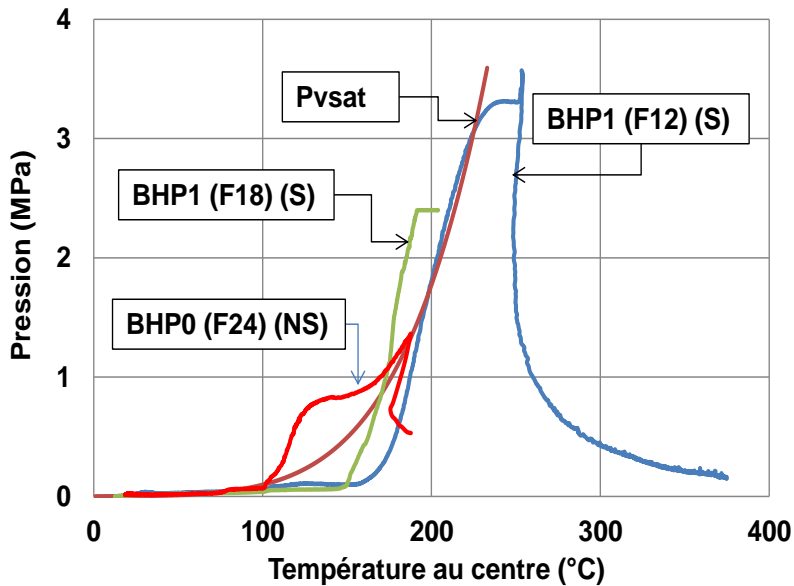


Figure 5.40. Pression au centre et la pression de vapeur saturante en fonction de la température, sphères  $\Phi 18$  (à gauche) et  $\Phi 24$  (à droite).

### 5.3.6.2.5. Observation sur le caractère explosif des éprouvettes testées

Les clichés obtenus après les essais d'éclatement montrent que le principal paramètre influençant le caractère explosif des sphères éclatées est le diamètre des éprouvettes. Comme nous pouvons le constater les sphères de 12 cm de diamètres présentent un caractère explosif plus violent avec une taille des écailles plus petite, les sphères  $\Phi 12$  sont totalement désintégrées à cause de l'éclatement. Les sphères de 18 cm de diamètres ont un caractère explosif violent mais la taille des écailles est plus grande que celle des  $\Phi 12$ . Enfin le caractère explosif des  $\Phi 24$  est moins violent et après éclatement on remarque que la sphère peut reconstituée.



Figure 5.41. Eclatement des sphères  $\Phi 24$ . BHP0



**Figure 5.42. Eclatement des sphères  $\Phi 18$  : à gauche, BHP1 et à droite, BHP0.**



**Figure 5.43. Eclatement des sphères  $\Phi 12$ , BHP0**

Les Figure 5.41, Figure 5.42 et Figure 5.43 montre bien la grande sensibilité à l'éclatement des sphères  $\Phi 18$ , on a constaté que les éprouvettes issues des bétons avec  $0,5$  et  $1 \text{ kg/m}^3$  de fibre ont été éclatées. Alors que dans les  $\Phi 12$  et  $\Phi 24$ , seulement les éprouvettes issues de BHP0 ont présentées un éclatement explosif. Donc nous pouvons dire que les éprouvettes de 12 et 18 cm de diamètre sont plus sensibles à l'éclatement explosif que les sphères de 24 cm de diamètre.

Plusieurs auteurs [KNA 09], [KAN 07a] [GAW 06] ont montré que l'éclatement se produit dans une zone saturée (ce qu'on appelle le bouchon d'humidité) située autour de 1 à 6 cm de la surface exposée au chauffage. Connelly, 1995 [CON 95]) a montré que des échantillons épais de béton sont moins susceptibles pour effectuer les essais d'éclatement explosif dans les cas d'incendie. Toutefois, des dalles de 30mm d'épaisseur chauffée d'un côté ne présentent pas de caractère explosif parce que l'humidité s'échappe facilement de la face non chauffée de l'échantillon. Alors que le chauffage de deux côtés de spécimens a résulté un écaillage explosif dans les sections minces (20-30mm) mais pas dans les sections plus épaisses (50-200mm).

Nos résultats d'essai montrent que pour les sphères de 18 cm de diamètre et plus particulièrement de 12 cm de diamètre, le bouchon d'humidité est beaucoup plus proche du centre que les sphères de 24 cm de diamètre, expliquant par la suite l'éclatement total et explosif des spécimens. Alors que dans les sphères de plus

grande taille l'éclatement est local, détachement de morceaux de béton, ce qui est dû à la position de la zone saturée qui est plus loin du centre de l'éprouvette.

#### **5.3.6.2.6.Synthèse sur l'influence des paramètres étudiés**

Nous rappelons que les paramètres étudiées sont : la taille de l'échantillon, le mode de cure et le dosage en fibre de polypropylène. Nous présentons ci-dessous une synthèse de l'influence de chacun des paramètres.

##### **- La forme des échantillons**

L'utilisation des éprouvettes sphériques dans un premier temps a pour objectif de proposer une méthode simple économique et efficace pour la caractérisation de phénomène d'éclatement des BHP. Quelques points restent à étudier avec plus de précision, par exemple les mesures de pression et l'effet de la vitesse de chauffage.

Les principaux résultats obtenus sont :

- Du point de vue de la reproductivité de résultats, l'utilisation des formes sphériques a permis d'avoir de très faibles dispersions de résultats sur les échantillons de même composition (cas de  $\Phi 12$  et  $\Phi 18$ ). le taux d'éclatement de ce type de sphères est soit 0% ou 100%. A chaque essai, les courbes de température au centre de l'éprouvette sont d'une importante similitude.
- L'utilisation des formes sphériques favorise le phénomène hydrique de l'éclatement et permet d'avoir une meilleure homogénéisation dans le béton. Elle permet également de mieux caractériser l'éclatement explosif.
- Les résultats sont encourageants et prometteurs, les mesures de pression sont similaires aux résultats de la littérature, mais le système de mesures nécessite une instrumentation plus propre et reste encore à améliorer.

##### **- Influence du diamètre des échantillons**

L'utilisation des sphères de différents diamètres nous a permis de tirer les observations suivantes :

- La première observation concerne le caractère explosif des sphères, où nous avons montré qu'à chaque fois que le diamètre des sphères est grand, l'explosion des éprouvettes est partielle (détachement de gros morceaux) (cas des  $\Phi 24$ ). Ceci est attribué à la distance entre la surface chauffée et le bouchon d'humidité formé pendant la migration de la vapeur d'eau.
- Le diamètre de l'échantillon influence d'une manière évidente l'évolution de la température dans le béton, plus le diamètre est grand plus la différence de température entre le cœur et la surface est importante et donc plus le gradient thermique est élevé, ce qui favorise l'apparition de contraintes thermomécaniques.
- Concernant la perte de masse relative, nous avons constaté une relation inversement proportionnelle entre le diamètre et la perte de masse, une faible perte de masse pour un plus grand diamètre des sphères. La vitesse de séchage



est plus importante pour les grands diamètres mais la perte de masse relative totale est quasiment la même.

- Par contre pour les mesures de pression au centre de la sphère, nous avons observé des pressions importantes dans les sphères de plus petit diamètre ( $\Phi 12$ ). Ceci peut être expliqué par le fait que la zone saturée est proche du centre dans les sphères  $\Phi 12$  et  $\Phi 18$ , alors que dans le cas des  $\Phi 24$ , elle est située entre le centre et la surface.

#### - Influence de mode de cure

En analysant les résultats précédents, nous pouvons noter que :

- Le mode de cure n'a pas d'influence sur le caractère explosif des sphères, nous avons constaté que l'éclatement explosif se produit dans les deux modes de cure pour une même composition de béton.

- L'influence de mode de cure n'est pas très significative sur l'évolution de la température au centre de l'éprouvette, une similitude dans la variation de la température est constatée.

- Concernant la perte de masse, l'influence de mode de cure est très faible (peu de différence de perte de masse), ce qui nous laisse penser qu'en conservant les sphères dans l'eau, cela n'augmente que faiblement la teneur en eau de béton à cause de sa très faible porosité.

- Concernant l'effet du mode de cure sur les mesures de pression, vu la difficulté de mise en œuvre (mesures localisées dans une petite surface de la sphère) et le peu de résultats obtenus (non répétabilité de mesures d'un essai à un autre), l'influence de mode de cure sur les mesures de pression n'est pas nettement remarquable.

#### - Influence de dosage en fibre de polypropylène

L'utilisation des fibres de polypropylène dans le béton sert à améliorer ses capacités de transfert de fluide (comme nous l'avons déjà montré dans le chapitre 4), plus particulièrement la porosité et la perméabilité. A partir des résultats des essais nous avons constaté que :

- Le dosage en fibres de  $2 \text{ kg/m}^3$  est très efficace pour empêcher l'apparition de l'éclatement explosif (aucune sphère n'a été éclatée pour BHP2). En revanche, pour un dosage en fibres de  $0,5 \text{ kg/m}^3$ , aucun éclatement n'est rencontré pour des sphères  $\Phi 12$ , alors que le taux d'éclatement est de 100% pour les sphères  $\Phi 18$ , Le même résultat est montré pour le dosage de  $1 \text{ kg/m}^3$ . Par conséquent, pour les bétons BHP0,5 et BHP1, l'éclatement explosif est influencé par la combinaison de deux paramètres (dosage en fibre et taille de l'échantillon).

- L'utilisation des fibres peut avoir une influence sur l'évolution de la température au centre de l'éprouvette au-delà de la température de fusion. Nous avons observé des chocs endothermiques entre  $180^\circ\text{C}$  et  $250^\circ\text{C}$ , ce qui est attribué à

l'évaporation de l'eau facilitée par la fusion des fibres de polypropylène. La fusion des fibres rend, par l'augmentation de la perméabilité de béton, la migration de la vapeur vers le cœur de l'éprouvette plus facile.

- La perte de masse des échantillons n'est pas influencée par la variation du dosage en fibre, vu leur faible quantité dans le béton.

Nous résumons l'effet des fibres sur l'éclatement par le schéma de la Figure 5.44.

**$T < 130^{\circ}\text{C}$**  : une partie de d'eau s'évapore et évacuée vers l'extérieur et une grande partie migre vers l'intérieur de la sphère. Dans ce cas l'effet des fibres n'est pas significatif.

**$130^{\circ}\text{C} < T < 170^{\circ}\text{C}$**  : les fibres commencent à fondre, la migration de d'eau vers le centre continue et les pressions s'accroissent plus dans les BHP0 que dans les BHP2.

**$T > 170^{\circ}\text{C}$**  : apparition des fissures provoquées par la fusion des fibres et évacuation de la pression de vapeur, la pression au centre est plus importante dans le BHP0 que dans le BHP2.

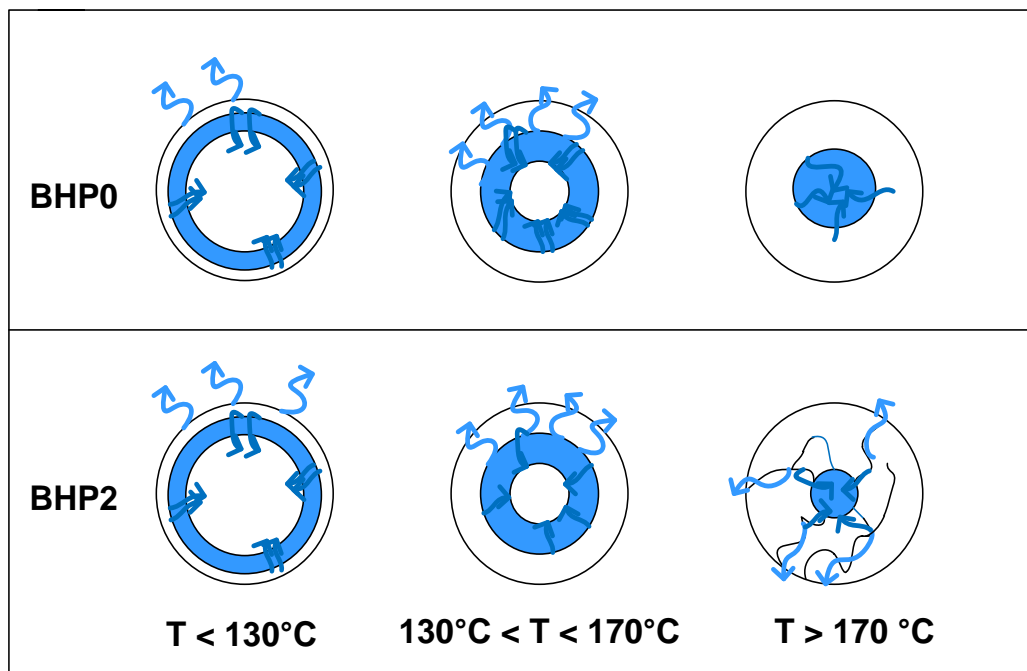


Figure 5.44. Effet des fibres sur l'éclatement explosif des bétons

Les microfissurations dues à la fusion des fibres sont représentées par .

La Figure 5.45 présente une synthèse de l'effet combiné de dosage en fibre et de diamètre des échantillons. Elle montre bien la sensibilité de chacune des compositions à l'éclatement explosif.



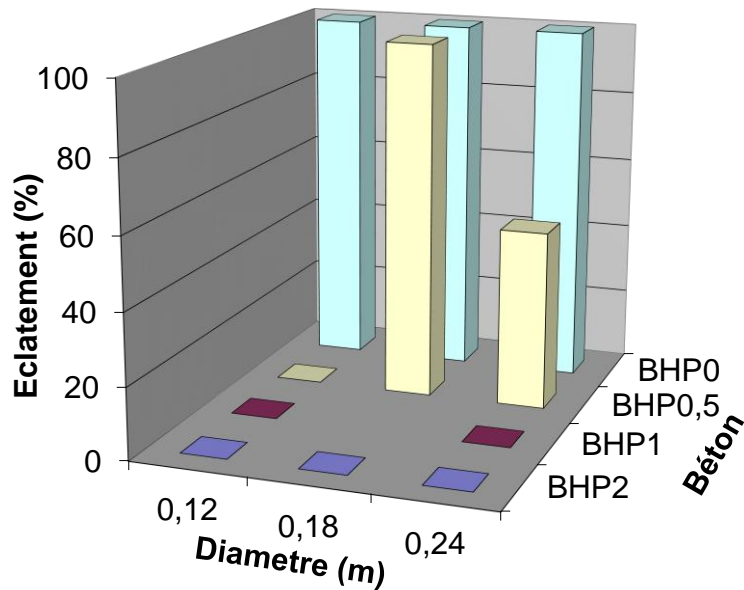


Figure 5.45. Effet combiné de dosage en fibre et le diamètre des échantillons

### 5.3.7. Lien entre la perméabilité et l'éclatement

Nous avons montré dans la partie bibliographique qu'un des paramètres influençant l'éclatement des bétons à haute performance est le niveau de perméabilité. Nous allons essayer dans ce paragraphe de faire un lien entre les résultats obtenus dans la partie 4 (étude de perméabilité) et cette partie 5 (étude d'éclatement) pour pouvoir estimer dans quelle marge de perméabilité le risque d'éclatement peut avoir lieu et à partir de quelle valeur de perméabilité peut-on éviter l'éclatement.

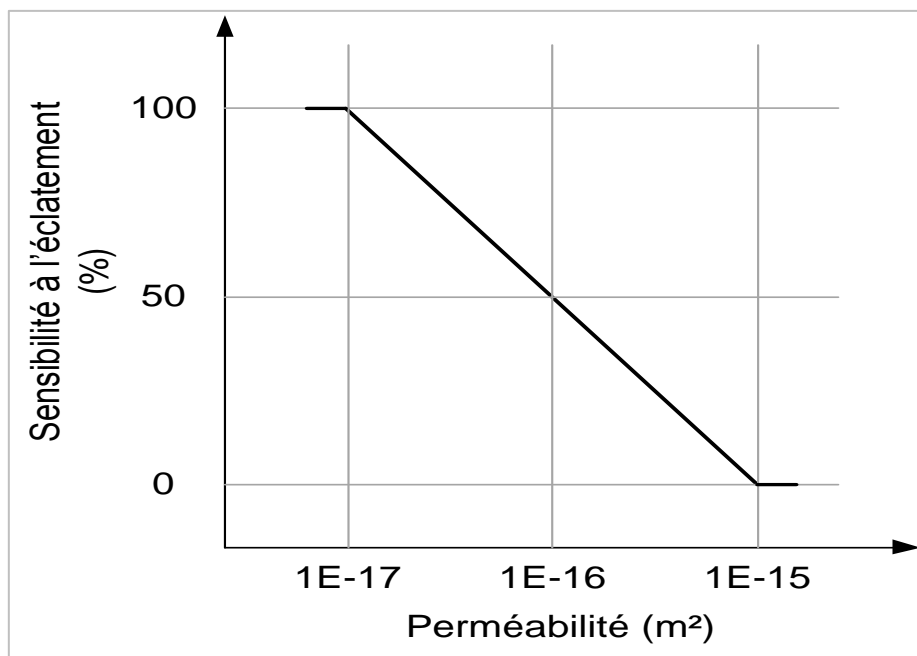
Nous avons constaté dans la partie précédente (étude de perméabilité) que les fibres de polypropylène ont un rôle important dans l'augmentation de la perméabilité à chaud au-delà de la température de fusion. Une augmentation de plus de 200 ordres de grandeur à 190°C par rapport à celle mesurée à 105°C dans le cas de BHP2. Alors que la perméabilité de BHP0 a été multipliée par un facteur de 10. En comparant ces résultats aux résultats des essais d'éclatement, où aucune sphère de BHP2 n'a été éclatée, tandis que toutes les sphères de BHP0 ont été éclatées. Donc, prenant en compte les résultats de la perméabilité, nous pouvons estimer que la perméabilité des bétons éclatés est de l'ordre de  $1E-17 \text{ m}^2$ . Par conséquent, pour éviter le risque d'éclatement dans les BHP, ils devraient avoir une perméabilité de l'ordre de  $1E-15$  à une température proche de 200°C comme le montre le Tableau 5-8. Ces résultats restent propres aux bétons testés dans le cadre de cette étude, mais ils donnent clairement des ordres de grandeur sur les marges de la perméabilité qui peuvent être à prendre en compte comme indicateur pour la caractérisation de l'éclatement des bétons à haute performance.

Nous résumons dans le tableau ci-dessous les valeurs de la perméabilité intrinsèque mesurée à chaud à 190°C et le taux de sensibilité à l'éclatement des bétons avec et sans fibres.

**Tableau 5-8. La perméabilité et la sensibilité à l'éclatement en fonction du dosage en fibre.**

Composition	Perméabilité intrinsèque à l'air (mesurée à chaud) à 190°C (m <sup>2</sup> )	Sensibilité à l'éclatement (%)
BHP0	5E-17	100
BHP1	120E-17	0 (sauf pour les sphères Φ18 saturées)
BHP2	171E-17	0

La Figure 5.46 présente le lien entre la perméabilité intrinsèque à l'air mesurée à chaud à 190°C et la sensibilité des compositions à l'éclatement explosif. Dans la zone où la perméabilité entre 1E-17 et 1E-15 m<sup>2</sup>, vu que nous n'avons pas eu des résultats conséquents pour une sensibilité faible (entre 0 et 100%), il est nécessaire de réaliser des essais supplémentaires pour pouvoir bien caractériser les matériaux vis-à-vis de l'éclatement dans cette plage de perméabilité.



**Figure 5.46. Lien entre la perméabilité à l'air (mesurée à chaud) à 190°C et l'éclatement**

## 5.4. Conclusion

L'étude du phénomène d'instabilité thermique (éclatement explosif) des bétons à haute performance a été présentée dans cette partie. Nous avons mené une étude expérimentale en proposant une nouvelle méthode originale simple, économique et facile à réaliser pour caractériser l'éclatement explosif des différentes formulations des bétons. L'originalité de cette approche a consisté à l'utilisation d'échantillons de forme sphérique qui a pour but de favoriser le phénomène hydrique conduisant à l'éclatement.

A l'aide d'un modèle numérique simple (modélisation thermique transitoire), dans un premier temps, nous avons pu montrer qu'en utilisant des échantillons sphériques, la distribution de température est beaucoup plus uniforme, le gradient de température est réduit par rapport à celui dans un cylindre, ainsi que l'effet du bord peut être minimisé à cause de l'absence des coins qui peuvent provoquer l'apparition des zones singulières et la création des fissurations imprévisibles.

Ensuite, notre approche expérimentale a été développée en présentant la méthodologie suivie le programme expérimental adopté et les résultats obtenus. Quatre paramètres ont été étudiés : la forme des échantillons (sphères), le mode de cure, le dosage en fibres de polypropylène et la taille des éprouvettes (différents diamètres).

Des essais préliminaires ont été effectués avec différentes vitesses de chauffage sur des échantillons de 18 cm de diamètre issus d'un béton de référence (BHP0) sans fibres. Les résultats obtenus montrent que la vitesse de chauffe n'a pas d'influence sur le phénomène explosif des sphères mais plutôt sur la durée de chauffe jusqu'à l'éclatement. Nous avons constaté que la température au cœur de l'échantillon de l'éclatement est comprise entre 230°C et 325°C.

Après les essais préliminaires, des essais sur les matériaux d'études ont été réalisés en tenant en compte les paramètres adoptés. Une vitesse de chauffe de 5 °C/min a été utilisée pour tous les essais. Les principales conclusions qu'on peut tirer de cette campagne d'essais sont :

- Les résultats obtenus sont reproductibles, l'utilisation des échantillons sphériques a permis d'avoir de très faibles dispersions de résultats sur les échantillons de même, composition du point de vue de l'éclatement ou de la distribution de températures.
- L'éclatement des échantillons sphériques est dû essentiellement au phénomène hydrique. Le mouvement et l'évaporation de l'eau vont créer une zone saturée au sein du béton durant le chauffage et favorisent l'accumulation des pressions dans cette zone.
- L'effet de la taille de l'échantillon sur le caractère explosif est présenté. Plus le diamètre des sphères est grand plus l'éclatement explosif est diminué, comme dans le cas des sphères  $\Phi 24$ . Ceci est attribué à la distance entre le centre de la sphère et la zone saturée. A chaque fois que la zone saturée est loin du centre, l'éclatement de la sphère devient de plus en plus partiel (détachement de quelques morceaux) et les mesures de pression sont faibles au centre de la sphère. Vice versa, pour des sphères de petit diamètre, l'éclatement est total de

l'échantillon, du fait que la zone saturée est très proche du centre ce qui va créer d'importantes pressions internes au centre de l'éprouvette. Concernant l'évolution de la température dans le béton, nous avons constaté que plus le diamètre est grand plus la différence de température entre le cœur et la surface est importante et donc plus le gradient thermique est élevé, ce qui favorise l'apparition de contraintes thermomécaniques.

- Nous pouvons conclure que le mode de cure n'a pas une importante influence sur l'éclatement explosif. De fait que toutes les sphères du même béton gardées dans l'eau ou dans des sacs sont soit éclatées soit n'ont pas éclatées. La distribution de la température et la perte de masse relative durant le chauffage est similaire dans les deux modes de cure.

- L'addition des fibres de polypropylène a un effet très significatif dans la prévention de l'éclatement explosif des échantillons testés. Le dosage de  $2\text{kg/m}^3$  est très efficace pour éviter l'éclatement. Pour des dosages plus petits, l'influence des fibres peut combiner avec le diamètre des sphères. Les fibres de polypropylène, après leur fusion (pour des températures supérieures à  $165^\circ\text{C}$ ), améliorent les propriétés de transfert dans le matériau et donc facilite le mouvement et l'évacuation de la vapeur d'eau par la création d'une porosité supplémentaire. Par conséquent, la pression interne est diminuée.

- Un lien entre les résultats de cette partie est la partie précédente (transfert dans les bétons) a été fait. Comme la perméabilité est l'un des importants paramètres influençant l'éclatement des BHP. Nous avons remarqué que l'éclatement se produit dans le cas des BHP avec une perméabilité avoisinante à  $1\text{E}-17\text{ m}^2$  pour des températures jusqu'à  $200^\circ\text{C}$ .

- Notre étude montre que pour éviter le risque d'éclatement, le béton doit avoir une perméabilité intrinsèque à l'air mesurée à chaud supérieure à  $1\text{E}-15\text{ m}^2$  à cette température.



## CONCLUSIONS ET PERSPECTIVES

Le travail de thèse présenté dans ce mémoire a pour objectif d'apporter une contribution aux nombreuses recherches entreprises pour une meilleure compréhension du comportement des bétons, notamment les bétons à haute performance (BHP), à haute température. Ce travail est basé uniquement sur des approches expérimentales.

Les éléments bibliographiques nous ont permis d'avoir une vision sur les principales problématiques des bétons à hautes températures, les lacunes concernant l'explication des phénomènes intervenant lors d'exposition à haute température, notamment le phénomène d'éclatement ou d'écaillage qui reste le phénomène le plus inquiétant. Alors qu'à ce jour les solutions technologiques proposées pour éviter ce problème (éclatement) restent très empiriques.

L'une des originalités des travaux entrepris a résidé dans l'étude globale du comportement à haute température de différents bétons, en s'intéressant à de nombreux aspects. Autres aspects innovants furent d'une part le développement d'un nouveau dispositif expérimental permettant de quantifier les transferts de fluide (air et vapeur) dans le béton et d'autre part une nouvelle approche expérimentale pour pouvoir caractériser le phénomène d'éclatement explosif des BHP lors de montée en température.

Méthodologiquement, les propriétés de transfert «à chaud» ont été comparées avec les propriétés obtenues «en résiduel» sur le même béton. Ce qui n'est pas le cas de la plupart des résultats issus de la littérature. L'étude bibliographique met en évidence la différence entre les valeurs «à chaud» et «résiduelles» mais seulement par comparaison des résultats des observations réalisées par des groupes de chercheurs qui travaillent sur divers matériaux. Auparavant, aucune étude n'a été réalisée en comparant la perméabilité résiduelle et la perméabilité à chaud sur le même matériau. Complémentairement, l'analyse des résultats conduit à poser des recommandations pour mieux définir les protocoles d'essais.

Concernant l'étude d'éclatement, l'originalité de la méthode présentée dans ce travail a consisté en la détection de degré de sensibilité des échantillons sphériques à l'éclatement explosif des BHP. L'objectif de l'utilisation des échantillons sphériques était de réduire les dispersions constatées dans la littérature dans le cas de l'utilisation des échantillons cylindriques ou prismatiques et de favoriser le processus hydrique entraînant l'éclatement.

Cette étude se veut utiliser des matériaux modèles représentatifs des BHP, qui sont caractérisés par leur faible rapport E/C (0,32), par une bonne ouvrabilité (un affaissement compris entre 19 et 27 cm) et d'une résistance en compression, à 28 jours, à 20°C comprise entre 72 et 90 MPa. Ces caractéristiques sont similaires à celles des BHP utilisés dans des ouvrages réels (tunnels, structures). Avec de telles caractéristiques, nos matériaux sont susceptibles d'être sensibles au phénomène d'éclatement. Des dosages en fibres de polypropylène ont été utilisés pour améliorer le transfert et éviter le risque d'éclatement des bétons étudiés.

Les premiers résultats nous ont montré que l'effet des fibres de polypropylène sur la résistance en compression est peu significatif, une légère baisse de résistance a été

constatée (jusqu'à 15%), alors qu'il est un peu plus significatif sur l'ouvrabilité, l'affaissement diminue en fonction de dosage en fibres (jusqu'à 30% pour un dosage de 2,5 kg/m<sup>3</sup>).

L'étude des propriétés physiques des matériaux, présentée dans la partie 3, donne l'évolution de la porosité à l'eau, la masse volumique apparente et la perte de masse durant le chauffage jusqu'à 200°C. Les principaux résultats sont :

- Si la porosité du béton ordinaire est autour de 14%, celle des BHP est au voisinage de 10%. L'augmentation de la température entraîne une augmentation significative de la porosité ouverte. Entre 105°C et 190°C, la porosité accessible à l'eau a connu une augmentation de l'ordre de 20% dans tous les BHP. Cette augmentation de porosité est liée au départ de l'eau libre et adsorbée.
- Concernant la masse volumique, nous avons constaté qu'elle est plus faible pour un dosage en fibre plus élevé. Une relation inversement proportionnelle est montrée entre la température et la masse volumique, l'augmentation de la température provoque la diminution de la masse volumique du matériau.
- Une perte de masse relative de 5 % est constatée pour un conditionnement à 190°C dans tous les BHP. En effet, la quantité de l'eau présente dans le béton est entre 6% et 9 % de sa masse totale, ce résultat montre que le béton perd une grande partie de l'eau avant 200°C (jusqu'à 70% de la quantité de l'eau totale dans le béton).
- On remarque, la procédure suivi permet de suivre la variation de la porosité totale du matériau mais en revanche ne permet pas de bien préciser l'effet des fibres sur la taille des pores. Cependant l'influence des fibres sur la taille des pores pourrait être plus finement étudiée par la porosimétrie mercure.

L'effet de la température sur les courbes d'isotherme de désorption est présenté dans la partie 3, les courbes sont obtenues à la température ambiante, 30°C, 60°C, 80°C, 95°C. Les résultats montrent que la teneur en eau à l'équilibre des matériaux est affectée par l'augmentation de la température, plus la température est faible plus la teneur en eau à l'équilibre est élevée. Nous avons montré également que la présence des fibres de polypropylène (jusqu'à 2,5kg/m<sup>3</sup>) n'a pas un impact significatif sur les courbes des isothermes de sorption-désorption, résultat logique s'il est considéré qu'elles ne sont pas absorbantes.

La partie 3 de ce mémoire s'est intéressée également aux propriétés thermiques résiduelles et à chaud des BHP. La conductivité thermique, la diffusivité thermique obtenues à 20°C sont comparées à celles obtenues à 20, 105, 150 et 170°C. Les résultats montrent que la conductivité et la diffusivité thermiques des bétons décroissent avec l'élévation de la température sous l'effet combiné du séchage du réseau poreux et de la formation de fissures dans le matériau. L'effet du refroidissement est plus significatif sur la diffusivité que sur la conductivité thermique. Néanmoins, l'effet des fibres sur les propriétés thermiques reste négligeable.

L'étude des propriétés mécaniques résiduelles nous a montré que les performances mécaniques des bétons se dégradent avec l'élévation de la température : résistance en compression, en traction et module d'élasticité longitudinal diminuent. Des baisses de résistance en compression et de module de Young peuvent atteindre plus

de 50% (40 % en traction) après chauffage à 450°C. Les résultats de cette étude ont montré que les fibres de polypropylène ont un léger impact sur la résistance en traction (une faible diminution), en revanche l'impact n'est pas significatif sur la résistance en compression et le module de Young.

La quatrième partie de notre travail s'est intéressée à l'étude de la perméabilité des bétons qui est considérée comme l'une des principaux paramètres influençant l'éclatement des BHP, un BHP ayant une faible perméabilité est plus sensible au phénomène d'éclatement. Nous avons pu quantifier la perméabilité des matériaux d'étude dans la plage de température comprise entre 25°C et 200°C. Les mesures ont été réalisées à chaud et en résiduel.

- Comme premier constat, nous avons remarqué que la perméabilité d'un béton ordinaire est supérieure à celle du BHP. Nous avons observé une augmentation de la perméabilité au gaz entre 20 et 200 °C. La perméabilité intrinsèque à l'air résiduelle ou à chaud du BHP0 a été augmentée de plus de 18%. Cette augmentation est attribuée au séchage du réseau poreux et à la formation de nombreuses fissures dans le matériau.

- En comparant les essais résiduels à 20°C après chauffage à 105°C, nous avons remarqué que les valeurs de perméabilité à l'air obtenues avec des échantillons de 15 cm de diamètre sont plus élevées que celles obtenues avec des échantillons de 11cm de diamètres. Ceci pourrait s'expliquer par la fissuration induite dans chacun des échantillons lors du refroidissement. Ainsi une bonne caractérisation des matériaux nécessiterait de prendre certaines précautions lors de la préparation des échantillons.

- L'important effet des fibres de polypropylène sur la perméabilité est constaté à partir de 150°C. La fusion des fibres de polypropylène (autour de 165°C) et les mécanismes associés (fissuration, percolation) permettent d'augmenter très significativement la perméabilité au gaz des bétons. Plus le dosage en fibres est élevé, plus l'augmentation de la perméabilité à l'air ou à la vapeur (à chaud et en résiduel) est importante. Nous avons montré que la perméabilité à l'air à chaud et résiduelle est de l'ordre de  $1 \text{ à } 5 \times 10^{-15} \text{ m}^2$  à 190°C, alors qu'elle est de l'ordre de  $1 \text{ à } 10 \times 10^{-17} \text{ m}^2$  à 105°C. Donc, nous concluons que l'utilisation des fibres de polypropylène est très efficace pour améliorer le transfert de gaz des BHP.

- Concernant la perméabilité à la vapeur d'eau, les résultats ont montré une même tendance que celle obtenue avec l'air. Nous avons constaté que la perméabilité à l'air est supérieure à la perméabilité à la vapeur. Nous avons mis en évidence que l'écoulement de la vapeur d'eau dans le béton porté en températures élevées semble un peu compliqué par rapport à l'écoulement de l'air sec. En effet, lorsqu'on envoie de la vapeur d'eau (gaz) à l'amont de l'échantillon, elle se transforme en eau liquide au sein de l'échantillon (phénomène de condensation), sous le gradient de pression, elle traverse l'échantillon sous forme liquide. Cette hypothèse a été validée par les analyses chimiques de l'eau récoltées après des essais à la vapeur. Les résultats des analyses ont montré des concentrations en différents composants de ciment (silicium, calcium ...). Mais il reste à déterminer à quelle profondeur la vapeur commence à se condenser (juste en contact du béton ou plus loin dans le cœur de l'échantillon).



Comme perspectives sur cette étude, d'autres investigations sont nécessaires pour mieux comprendre comment se développe la condensation, par exemple la méthode d'observations à l'aval de la cellule d'éventuelles circulations de l'eau sur la surface de l'échantillon.

La démarche suivie permet de fournir de nouvelles données de perméabilité qui peuvent contribuer à une meilleure modélisation. L'ensemble des résultats de cette étude de perméabilité nous a permis de situer nos bétons vis-à-vis leur perméabilité à des températures jusqu'à 190°C. Puisque le risque d'éclatement des BHP se produit souvent entre 200 et 350°C, ces résultats de perméabilité sont d'une grande importance pour caractériser l'éclatement.

La dernière partie de ce travail a concerné l'étude de l'instabilité thermique des BHP portés à hautes températures, notamment l'éclatement explosif. Une nouvelle méthode originale, simple et économique est proposée pour pouvoir détecter la sensibilité des matériaux étudiés aux risques d'éclatement explosif. Cette approche a consisté en l'exposition des échantillons sphériques, dans une étuve, à une augmentation de la température. Les résultats obtenus nous ont permis de faire les conclusions suivantes :

- Les résultats obtenus sont reproductibles, l'utilisation des échantillons sphériques a permis d'avoir de très faibles dispersions de résultats sur les échantillons de même composition.
- L'utilisation des échantillons sphériques favorise le processus thermo-hydrique de l'éclatement. l'éclatement des échantillons sphériques est dû essentiellement au phénomène hydrique. Le mouvement et l'évaporation de l'eau vont créer une zone saturée au sein du béton durant le chauffage et favorisent l'accumulation des pressions dans cette zone.
- Nous avons montré que le diamètre de l'échantillon a un impact sur l'éclatement explosif du béton. Ceci est attribué à la distance entre le centre de la sphère et la zone saturée, qui est plus grande à chaque fois que le diamètre est grand. Pour des sphères de petit diamètre, nous avons constaté que les sphères sont totalement désintégrées.
- Les modes de cure utilisés ne semblent pas affecter l'éclatement explosif des sphères. En fait, en raison de la plus faible porosité du matériau et la taille de l'échantillon, elle rend son absorption très faible et donc l'augmentation de la teneur en eau n'est pas significative dans le cas de la conservation dans l'eau (une légère augmentation sur la surface peut être considérée).
- Nous avons constaté que l'addition des fibres de polypropylène a un effet très significatif dans la prévention de l'éclatement explosif des échantillons testés. Un dosage de 2 kg/m<sup>3</sup> est très efficace pour éviter l'éclatement. Pour des dosages plus faibles, l'influence des fibres peut être combinée avec le diamètre des sphères. Les fibres de polypropylène, grâce à l'augmentation de perméabilité du matériau qu'elles engendrent, permet de réduire nettement les pressions de vapeur dans le béton. Ceci est confirmé par les chocs endothermiques remarqués dans les sphères issues des bétons avec les fibres, ces chocs sont entraînés par la migration de l'eau vers les zones les plus froides et son évaporation facilitées par la fusion des fibres.

Les résultats de cette approche sont plutôt encourageants et pertinents par rapport aux résultats de la littérature, les grandeurs obtenues avec cette méthode sont similaires à celle de la bibliographie. Certains points ont été améliorés grâce à la méthode proposée, comme la dispersion et la sensibilité à l'éclatement des BHP. Alors que certains points sont à améliorer, comme les mesures de pression qui restent difficile à réaliser.

Nous avons mis un lien entre les résultats de l'étude de transfert (partie 4) et l'étude d'éclatement (partie 5). Comme la perméabilité est l'un des importants paramètres influençant l'éclatement des BHP. Nous avons montré que l'éclatement explosif se produit dans le cas des BHP ayant une perméabilité qui est de l'ordre de  $1E-17 \text{ m}^2$  (à  $190^\circ\text{C}$ ). À cause de l'effet des fibres, la perméabilité est améliorée jusqu'à ce qu'elle atteigne des valeurs de l'ordre de  $1E-15 \text{ m}^2$ . Donc, nous pouvons conclure que pour éviter le risque d'éclatement, en tenant en compte de l'effet des fibres, les BHP doivent avoir une perméabilité intrinsèque à l'air obtenue à chaud proche de  $1E-15 \text{ m}^2$ .

Pour compléter cette première étude, d'autres paramètres seront testés. L'effet de l'état hydrique initial doit être étudié avec des spécimens préséchés. La vitesse de chauffage peut également influencer la sensibilité à l'éclatement de béton, il est important de réaliser des essais avec des courbes feu ISO ou courbe feu d'hydrocarbure. Les mesures de pression à l'intérieur des échantillons permettront d'obtenir des données supplémentaires pour une meilleure compréhension des mécanismes d'éclatement.

À l'aide des données enregistrées durant les essais, des modélisations numériques peuvent être réalisées afin de mieux cerner l'influence des paramètres.



## REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- [ABB 99] Abbas A., Carcasses M., Ollivier J.-P. Gas permeability of concrete in relation to its degree of saturation, *Materials and structure*, vol. 32, pp. 3-8, 1999
- [HUI 04] Hui L., Hui G. X., Jie Y., Jinping O., Microstructure of cement mortar with nano-particles, *Composites Part B: engineering*, vol. 35, pp. 185-189, 2004.
- [NEV 95] Neville A. M., properties of concrete, 4th Edition, Wesley Longman Limited, Harlow, 1995.
- [POO 04] Poon C.S., Shui Z.H., Lam L, Compressive behavior of fiber reinforced high-performance concrete subjected to elevated temperatures. *Cement and Concrete Research*, vol. 34, pp. 2215–2222, 2004.
- [ULM 07] Ulm F.-J., DeJong M. J., The nanogranular behavior of C-S-H at elevated temperatures (up to 700 °C), *Cement and Concrete Research*, vol. 37, pp. 1-12, 2007.
- [PHA 05] PHAN L.T. - Pore pressure in high-strength concrete at high temperature. NIST, Vancouver, October. 2005.
- [ACK 82] Acker P., Reymond M.C. L'apport des moyens non destructifs dans l'interprétation du comportement instantané et différé du béton durci, colloque Liaison pâtes de ciment matériaux associés, Toulouse, 1982.
- [AFP 97] AFPC-AFREM. Compte rendu des journées techniques : Durabilité des bétons : méthodes recommandées pour la mesure des grandeurs associées à la durabilité. Toulouse, 11- 12 Octobre 1997.
- [AND 97] Anderberg, Y., Cracking phenomena of HPC and OC, Int. Workshop on Fire Performance of High-Strength-Concrete, NIST, Gaithersburg, pp. 69-73, 1997.
- [ANN 09] Annerel E. and Taerwe L. Load bearing capacity of precast concrete elements after fire, *Proceeding of 1<sup>st</sup> International Workshop on Concrete Spalling due to Fire Exposure*, Leipzig, Germany, pp. 41-51, 2009.
- [BAR 94] Baroguel- Bouny V. Caractérisation des pâtes de ciment et des bétons (méthodes, analyses, interprétations). Paris, Laboratoire Centrale des Ponts et Chaussées, 468 p. 1994.
- [BAY 02] BAYASI Z., AL DHAHERI M. Effect of exposure to elevated temperature on polypropylene fiber-reinforced concrete. *ACI Materials Journal*. Vol. 99, pp. 22-26, 2002.
- [BAZ 96] Bazant Z. P. ET Kaplan M. F. Concrete at High Temperatures: Material Properties and Mathematical Models, Pearson Education. 1996.
- [BAZ 97] Bazant, Z.P., Analysis of pore pressure, thermal stresses and fracture in rapidly heated concrete. International Workshop on Fire Performance of High Strength Concrete, NIST, pp. 155-164, 1997.

- [BEN 08]** Behnood A. and Ziari H. Effects of silica fume addition and water to cement ratio on the properties of high-strength concrete after exposure to high temperatures. *Cement and Concrete Composites*, Vol. 30, pp. 106-112. 2008.
- [BEN 09]** 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*, Vol. 44, pp. 1015-1022. 2009.
- [BER 07]** Bernard, M. Lévy, Veyron P. L. "Comportement du béton dans les incendies de tunnels." *Tunnels et Ouvrages Souterrains*, Vol. 203, pp. 301-308, 2007.
- [BIL 04]** Billard Y. Contribution à l'étude des transferts de fluide au sein d'une paroi en béton – Application au cas des enceintes de confinement en conditions d'épreuve et accidentelle. Thèse de doctorat, INSA de Lyon, 185 p. 2004.
- [BOE 08]** Boel V., Audenaert K., De Schutter G. gas permeability and capillary porosity of self-compacting concrete, *Materials and Structures*, Vol. 41, pp. 1283–1290, 2008.
- [BOL 04]** A. Bilodeau, V. K. R. Kodur and G. C. Hoff, Optimization of the type and amount of polypropylene fibres for preventing the spalling of lightweight concrete subjected to hydrocarbon fire, *Cement and Concrete Composites*, Vol. 26, N° 2, pp. 163 – 174, 2004.
- [BOR 00]** Bordier C., and Zimmer D. Drainage equations and non-Darcian modelling in coarse porous media or geosynthetic materials. *Journal of hydrology*, vol. 228, pp. 174-187, 2000.
- [BOU 95]** Boumiz, A. Etude comparée des évolutions mécaniques et chimiques des pâtes de ciment et mortiers à très jeune âge. Thèse de Doctorat, Université Paris VII : Paris, 1995, 211 p.
- [BUI 92]** Buil M., Ollivier J. P. Conception des bétons : la structure poreuse, « la durabilité des bétons », Presse de l'ENPC, chapitre 3, pp. 57-99, 1992.
- [CAR 56]** Carman P.C. Flow of gases through porous media. London : Butterworth's scientific publications, London, 169 p. 1956.
- [CAS 04]** Castellote M., Alonso C., Andrade C., Turrillas X. and Campo J. Composition and microstructural changes of cement pastes upon heating as studied by neutron diffraction, *Cement and concrete research*, vol. 34, pp. 1633-1644, 2004.
- [CHA 00]** Chan Y. N., Luo X., Sun W. Compressive strength and pore structure of high-performance concrete after exposure to high temperature up to 800°C. *Cement and Concrete Research*, Vol. 30, pp. 247-251, 2000.
- [CHA 87]** Charlaix E., Guyon E. Roux S. Permeability of a random array of fractures of widely varying apertures, *Transp. Porous Media* 2, pp. 31– 43. 1987.

- [CHA 99]** Chan Y. N., Peng G. F., Anson M. Residual strength and pore structure of high-strength concrete and normal strength concrete after exposure to high temperatures. *Cement and Concrete Composites*, Vol. 21, pp. 23-27, 1999.
- [CHO 06]** Choinska M. Effets de la température, du chargement mécanique et de leurs interactions sur la perméabilité du béton de structure. Thèse de doctorat, Ecole centrale de Nantes. 184 p., 2006.
- [CHO 07]** Choinska M., Khelidj A. Chatzigeorgiou G. and Pijaudier-Cabot G., Effects and interactions of temperature and stress-level related damage on permeability of concrete, *Cement and Concrete Research* vol. 37 pp. 79–88, 2007.
- [CON 95]** Connolly, R.J. The spalling of concrete in Fires, Thèse de doctorat, Université d'Aston, 294p. 1995.
- [CON 97]** Consolazio G. R., Mc Vay M., Rish III J. W. Measurement and prediction of pore pressure in cement mortar subjected to elevated temperature. International workshop on fire performance of high strength concrete. Gaithersburg MD, NIST special publication. Vol. 919, pp. 125-148, 1997.
- [COO 99]** R. A. Cook and K. C. Hover. Mercury porosimetry of hardened cement pastes. *Cement and Concrete Research*. Vol. 29, pp. 933-943. 1999
- [DAI 86]** J.-F. Daïan, Processus de condensation et de transfert d'eau dans un matériau méso et macroporeux — Etude expérimentale du mortier de ciment, Thèse, Institut National Polytechnique de Grenoble (INPG), 319 p. 1986.
- [DAI 88]** J.-F. Daïan, Condensation and isothermal water transfer in cement mortar, part I - pore size distribution, equilibrium, water condensation and imbibitions, *Transport in Porous Media* vol. 3, pp. 563–589. 1988
- [DEJ 07]** DeJong M. J. et F. J. Ulm. The nanogranular behavior of C-S-H at elevated temperatures (up to 700 °C). *Cement and Concrete Research*. Vol. 37, pp. 1-12, 2007.
- [DEL 04]** Delmi M. Étude de l'hydratation et du couplage carbonatation-échanges hydriques dans les mortiers et bétons, thèse de doctorat de l'Université de La Rochelle, 2004.
- [DEM 10]** Demirel B. and Kelestemur O. Effect of elevated temperature on the mechanical properties of concrete produced with finely ground pumice and silica fume. *Fire Safety Journal*. Vol. 45, pp. 385–391, 2010.
- [DIA 01a]** Diamond S., Huang J. The ITZ in concrete – a different view based on image analysis and SEM observations, *Cement and Concrete Composites*. Vol. 23, pp. 179-188. 2001
- [DIA 01b]** Diamond S. Considerations in image analysis as applied to investigations of the ITZ in Concrete, *Cement and Concrete Composites*, Vol. 23, pp. 171-178. 2001.

- [DIE 89]** Diederichs U., Jumppanen U. and Penttala V., Behaviour of High Strength Concrete at High Temperatures, Helsinki University of Technology, Espoo, Report No. 92. 1989.
- [DIE 92]** Diederichs U., Jumppanen U., and Fenttala V. Behaviour of high strength concrete at elevated temperatures. In *Report 92*, Helsinki University of technology, Departement of structural Engineering, 1992.
- [DTU 00]** DTU FB. Amendement A1 de la norme expérimentale P92-701. Méthode de prévision par le calcul du comportement au feu des structures en béton. AFNOR, décembre 2000.
- [DTU 93]** DTU FB. Norme expérimentale P 92-701. Méthode de prévision par le calcul du comportement au feu des structures en béton. AFNOR, décembre 1993.
- [DUL 79]** Dullien, F. A. L. Porous Media : Fluid Transport and Pore Structure. Academic press, London, 1979.
- [DUR 95]** Durekovic A. Cement pastes of low water to solid ratio : an investigation of the porosity characteristics under the influence of a superplasticizer and silica fume. *Cement and Concrete Research*. Vol. 25, pp. 365-375. 1995.
- [ENG 97]** England G. L., Khoylou N. Pore pressures and moisture flow in concrete : steady state and transient temperatures. *SmiRT 14*, Lyon, France, Vol. H, pp. 491-501, 1997.
- [EUR 05]** Eurocode 2. Calcul des structures en béton. Partie 1-2 : « Règles générales, calcul du comportement au feu », NF EN 1992-1-2. AFNOR, octobre 2005.
- [FEL 07]** Felicetti, R. Assessment of the equivalent thermal diffusivity for fire analysis of concrete structures. fib task group 4.3 workshop "Fire design on concrete structures – from materials modelling to structural performance". Coimbra, Portugal. 2007.
- [FEL 95]** Felicetti R., Gambarova P.G. Effects of High Temperature on the Residual Compressive Strength of High-Strength Siliceous Concretes. *ACI materials Journal*, Vol. 95, n°4, 1995.
- [FER 00]** Feraille F., Ehrlacher A. ; Description de la microstructure du béton à l'aide de la saturation en liquide *Revue Française de Génie Civil*, vol 4, n° 7-8, pp 851-874, 2000.
- [FER 06]** Féron, C., P. Autuori, et Joyeux D. "Vers des moyens de prévenir l'écaillage du béton en tunnel." *Tunnels et ouvrages souterrains*, Vol. 196, pp. 228-235, 2006.
- [FLY 99]** Flynn D. R. Response of high performance concrete to fire conditions : review of thermal properties and measurement techniques, NIST. 1999.
- [GAM 03]** Gambarova P. G. Special issues in materials testing. Course on effect of heat on concrete. Udine, Italy. 2003.

- [GAW 07]** Gawin D., Pesavento F., Schrefler B.A., Towards prediction of the thermal spalling risk through a multi-phase porous media model of concrete, *Computer methods in applied mechanics and engineering*. 195 (2006) 5707–5729.
- [GAW 11]** Gawin D., Pesavento F., Schrefler B.A. What physical phenomena can be neglected when modelling concrete at high temperature? A comparative study. Part 1: Physical phenomena and mathematical, *International journal of solids and structures*. Vol. 48, pp. 1927–1944. 2011.
- [GRU 01]** Gruszkiewicz M. S., Horita J., Simonson J. M., Mesmer R. E., Hulen J. B., Water adsorption at high temperature on core samples from the geysers geothermal field. *Geothermics*, n°30, California, USA, pp. 269-302, 2001.
- [HAG 04]** Hager I. et Pimienta P. Mechanical properties of HPC at high temperature. Fib task group 4.3, fire design of concrete structures. Milan, Italy, 2-4 December, 2004.
- [HAG 04]** Hager I. G. Comportement à haute température des bétons à haute performance - évolution des principales propriétés mécaniques, thèse de doctorat, Ecole nationale des ponts et des chaussées, 183 p., 2004.
- [HAM 09]** Ameer El Amine HAMAMI. Vers une prédiction de la perméabilité au gaz à partir de la composition des matériaux cimentaires, thèse de doctorat université de La Rochelle, 180 p.
- [HAN 08]** Haniche R., Debicki G. Comportement des bétons à hautes températures : Evolution de la perméabilité et mesure de la pression de vapeur. Rapport de stage de master à l'INSA de Lyon, 71p. 2008.
- [HAN 10]** Hanna F., Remond S., Noumowe A. and Cousture A. High temperature behaviour of self-consolidating concrete : Microstructure and physicochemical properties. *Cement and Concrete Research*, vol. 40 (3), pp. 488-496, 2010.
- [HAR 72]** Harada T., Takeda J., Yamane S. and Furumura F. Strength, elasticity and thermal properties of concrete subjected to elevated temperatures. In International Seminar on Concrete for Nuclear reactors. *ACI Special Publication*, paper SP34, pp. 377- 406, 1972.
- [HAR 73]** Harada T., Takeda J., Yamane S., Furumura F. Strength, elasticity and thermal properties of concrete subjected to elevated temperatures. Concrete for nuclear reactors, Detroit : *American Concrete Institute*, SP-39, pp. 179-203, 1973.
- [HEA 98]** Hearn N., and Lok G. Measurement of permeability under uniaxial compression : a test method, *ACI Mater J*. vol. 95, pp. 691–694. 1998.
- [HEA 99]** Hearn N. Effect of shrinkage and load-induced cracking on water permeability of concrete, *ACI Mater J*, vol. 96, pp. 234–241, 1999.
- [HEI 98]** Heinfling G. Contribution à la modélisation numérique du comportement du béton et des structures en béton armé sous sollicitations thermomécaniques à hautes températures. Thèse de l'INSA de Lyon, 226 p. 1998.



- [HER 03]** Hertz K. D. Limits of spalling of fire exposed concrete. *Fire Safety Journal*, Vol. 38, pp. 103 – 116, 2003.
- [HER 05]** Hertz K.D. and Sørensen L.S. Test method for spalling of fire exposed concrete, *Fire Safety Journal*, Vol. 40, pp. 466–476, 2005.
- [HER 84]** Hertz K.D., Heat-Induced Explosion of Dense Concretes, Technical University of Denmark, Institute of Buildings Design, Lyngby, Report No. 166. 1984.
- [HIT 99]** HITECO, Brite Euram III BRPR-CT95-0065 – “Understanding and industrial application of High Performance Concrete in High temperature Environment”. Final Report, 1999.
- [JAN 03]** Janotka I. and Bagel L. Pore structures, permeabilities, and compressive strengths of concrete at temperatures up to 800 C, *ACI Mater*, vol. 99, pp. 196–200, 2003.
- [JAN 04]** Jansson R. Measurement of concrete thermal properties at high temperatures. Fib task group 4.3 workshop "Fire design of concrete structures: What now? What next?" Milan, Italy. 2004.
- [JAN 08]** Jannot, Yves. Isotherme de sorption : modèles et détermination, 2008, source : <http://www.thermique55.com/principal/sorption>. (Consulté en décembre 2009).
- [JUM 86]** Jumppanen U-M., Diedrichs U., Hinrichsmeyer K. Material properties of F-concrete at high temperatures. Technical Research Center of Finland, Research Report No. 452, 60 p. 1986.
- [KAL 01]** Kalifa P., Chéné G., Gallé C. High-temperature behavior of HPC with polypropylene fibres from spalling to microstructure, *Cement and concrete research*, vol. 31, pp. 1487-1499, 2001.
- [KAL 98]** Kalifa P. and Tsimbrovska M. Comportement des BHP à hautes températures, État de la question et résultats expérimentaux. *Cahier de CSTB* n° 3078, 1998.
- [KAM 09]** Kameche Z. A., Kazi Aoual F., Semcha A., Belhadji M. Effet des hautes températures sur le comportement du béton : Application au revêtement des tunnels. 1<sup>st</sup> International Conference on Sustainable Built Environment Infrastructures in Developing Countries ENSET Oran (Algeria), pp. 199-206, October 12-14, 2009.
- [KAN 07]** Kanema, T. M. Influence des paramètres de formulation sur le comportement à haute température des bétons, Thèse de l'Université de Cergy-Pontoise. 2007.
- [KAN 07a]** Kanema M., M.V.G. de Morais, A. Noumowe, J.L. Gallias, R. Cabrillac. experimental and numerical studies of thermo-hydrous transfers in a concrete exposed to high temperature, *Heat and mass transfers*. Vol. 44, pp.149–164, 2007.

- [KAT 86]** Katz A.J., Thompson A.H. A quantitative prediction of permeability in porous rocks, *Physical Review B : Condensed Matter and Materials Physics* 24, pp. 8179–8181. 1986
- [KER 91]** Kermani A. Permeability of stressed concrete, *Building Research and Information*, vol. 19, pp. 360–366. 1991.
- [KHA 03]** Khan M. L. permeation of high performance concrete, *ASCE Journal of materials in civil engineering*, Vol. 15, pp. 84-92, 2003.
- [KHA 96]** Khayat K. Effect of silica fume on fresh and mechanical properties of concrete. CANMET-ACI Intensive Course on Fly Ash, Slag, Silica Fume, Other Pozzolanic Materials and Superplasticizers in Concrete, Ottawa, Canada, 34p. 1996.
- [KHO 00]** Khoury G., A., Anderberg Y., “Concrete Spalling Review” Fire Safety Design, 2000.
- [KHO 05]** Khoury G. Spalling review : Types, Assessment and Prevention, UPTUN Upgrading of existing Tunnels. 2005.
- [KHO 85]** Khoury G. A., Grainger B. N., and Sullivan G. P. E. Strain of concrete during first heating to 600°C under load. *Magazine of concrete research*, vol. 37, pp 195-215, 1985.
- [KHO 95]** Khoury G.A. Strain components of nuclear reactor type concretes during first heat cycle. *Nuclear Engineering and Design*, n°156, pp. 313-321, 1995.
- [KLI 39]** Klinkenberg L. J. The permeability of porous media to liquids and gases. Drilling and production Practices. *American Petroleum Institute*, New York, pp. 200-214, 1941.
- [KNA 09]** Knack I., New PP-fibre with exceptional melting characteristics for improved fire protection in concrete building, proceeding of 1<sup>st</sup> international workshop on concrete spalling due to fire exposure. Leipzig, pp. 238-244. 2009.
- [KOD 00]** Kodur V.K.R., McGrath R., Latour J.C. and MacLaurin J. Experimental Studies on the Fire Endurance of High-Strength Concrete Columns. Internal Report IR 821, IRC, National Research Council of Canada, Ottawa, Canada, 2000.
- [KOD 03]** Kodur V. K. R. and McGrath R. Fire Endurance of High Strength Concrete Columns. *Fire Technology*, Vol. 39, pp. 73–87. 2003.
- [KOL 89]** Kollek J. J. The determination of the permeability of concrete to oxygen by the CEMBUREAU method – a recommendation. *Materials structure*, Vol. 22, pp. 225-230, 1989.
- [KOS 86]** Köster, H., Odler, I. Investigations on the structure of fully hydrated Portland cement and tricalcium silicate pastes. I. Bound water, chemical shrinkage and density of hydrates. *Cement and Concrete Composites*. Vol. 16, n°2, pp. 207-214, 1986.

- [LAG 06]** Laghcha A. Contribution à l'étude des transferts gazeux et liquide sous sollicitation thermo-hydrrique au sein des parois en béton endommagées. Thèse de doctorat, INSA de Lyon, 220 p. 2006.
- [LIE 91]** Lie T.T. and Celikkol B. Method to calculate the fire resistance of circular reinforced concrete columns, *ACI Materials Journal*, vol.88, pp.84–91, 1991.
- [LIE 95]** Lien H. P., Wittmann F. H. Coupled heat and mass transfer in concrete elements at elevated temperatures. *Nuclear engineering and design*. Vol. 156, pp. 109-119, 1995.
- [LIO 04]** Lion M., Influence de la température sur le comportement poromécanique et hydrauliques d'une roche carbonatée et d'un mortier. Etudes expérimentales, Thèse de doctorat, Université Lille 1, 193 p., 2004.
- [LIO 05]** Lion M. , Skoczylas F. , Lafhaj Z. , Sersar M. Experimental study on a mortar. Temperature effects on porosity and permeability. Residual properties or direct measurements under temperature. *Cement and Concrete Research* Vol. 35, pp. 1937-1942, 2005.
- [LI 08]** liu X., Ye G., De Schutter G., Yuan Y., Taerwe L. On the mechanism of polypropylene fibers in preventing fire spalling in self-compacting and high-performance cement paste. *Cement and Concrete Research*, vol. 38, pp 487-499, 2008.
- [MAI 99]** Mainguy M. Modèles de diffusion non-linéaires en milieux poreux – applications à la dissolution et au séchage des matériaux cimentaires. Thèse de doctorat, ENPC, 263 p., 1999.
- [MAL 89]** MALHOTRA, V.M., WILSON, H.S. ET PAINTER, K.E., Performance of gravelstone concrete incorporating silica fume\_at elevated temperatures. Proceeding of Trondheim (Norway) Conference, pp. 1051-1076 1989.
- [MAR 85]** Marsh B., Day R. and Bonner D. Pore structure characteristics affecting the permeability of cement paste containing fly ash. *Cement Concrete Research* Vol. 15, pp. 1027–1038, 1985.
- [MAT 06]** Matesova D., Bonen D. and Shah S.P. Factors affecting the resistance of cementitious materials at high temperatures and medium heating rates. *Materials and structures*. Vol. 39, pp. 455-469. 2006.
- [MAZ 04]** Mazloom M., Ramezaniapour A.A. and Brooks J.J. Effect of silica fume on mechanical properties of high-strength concrete. *Cement and Concrete Composites*. Vol. 26, pp. 347–357, 2004.
- [MEH 86]** P. K. Mehta. *Concrete : structure, properties and materials*. New Jersey, USA : Prentice Hall Inc., 438 p. 1986.
- [MEH 93]** Mehta P.K. and Monteiro P. J. M. *Concrete : Structure, Properties, and Materials*. Prentice-Hall, Englewood Cliffs, NJ, 1993.
- [MEN 04]** Menou, A., Etude du comportement thermomécanique des bétons à haute température : Approche multi échelles de l'endommagement thermique. Thèse

de Doctorat à L'Université de Pau et des Pays de L'Adour - l'Institut Aquitaine du Bâtiment et des Travaux Public d'Anglet, Pau,. 160 p. 2004.

- [MEN 10]** Menéndez E., Vega L. «analysis of the behaviour of the structural concrete after the fire at the Windsor Building in Madrid». *Fire and Materials*, vol. 34, p. 95-107. 2010.
- [MIN 09]** Mindeguia J. C. Contribution expérimentale à la compréhension des risques d'instabilité thermique des bétons. Thèse de doctorat à l'université de Pau et des pays de l'Adour. 234 p. 2009.
- [MOR 10]** De Morais M. V.G., Pliya P., Noumowe A., Beaucour A. L., Ortola S. Contribution to the explanation of the spalling of small specimen without any mechanical restraint exposed to high temperature. *Nuclear Engineering and Design* Vol. 240, pp. 2655–2663, 2010.
- [MSA 05]** Msaad Y., Analyse des mécanismes d'écaillage du béton soumis à hautes températures. Thèse de doctorat, ENPC. 202 p.2005
- [NAJ 04]** Al Najim A. Modélisation et simulation du comportement du béton sous hautes températures par une approche thermo-hygro-mécanique couplée. Application à des situations accidentelles, Thèse de Doctorat de l'Université de Marne La Vallée. 2004.
- [NEC 00]** Nechnech, W. Contribution à l'étude numérique du comportement du béton et des structures en béton arme soumises à des sollicitations thermiques et mécaniques couplées : Une approche thermo-élasto-plastique endommageable. Thèse de Doctorat à l'Institut National des Sciences Appliquées (INSA), Lyon, France, 209 p, 2000.
- [NEC 02]** Nechnech W., Meftah F., Reynouard J.M. An elasto-plastic damage model for plain concrete subjected to high temperature. *Engineering Structures*. Vol. 24, pp. 597–611, 2002.
- [NOU 03]** Noumowé A., High strength concrete with and without polypropylene fibres and lightweight aggregates concrete at raised temperature up to 200 °C : thermal gradient and mechanical behaviour, *ACI Materials Journal*, Vol. 100, 2003
- [NOU 09]** Noumowe A. N., Siddique R., Debicki G., Permeability of high-performance concrete subjected to elevated temperature (600°C). *Construction and Building Materials*, Vol. 23, pp. 1855-1861. 2009.
- [NOU 95]** Noumowe, A., Effet de hautes températures sur le béton. Cas particulier du béton à hautes performances. Thèse de doctorat, INSA de Lyon, 232 p. 1995.
- [OLL 95]** J-P. Ollivier, J.C. Maso, B. Bourdette. Interfacial transition zone in concrete. *Advanced Cement Based Materials*. Vol. 2, pp. 30-38. 1995.
- [OZA 09]** Ozawa M., Lizuka T., Rokugo K. and Morimoto H. Relationship between spalling behaviour and internal vapour pressure of high-strength concrete reinforced with natural fibre under high temperature, *proceeding of 1<sup>st</sup>*

*International Workshop on Concrete Spalling due to Fire Exposure*, Leipzig, Germany, pp. 140-149, 2009.

- [PAR 88]** Parrot L. J., characteristics of surface layers that affect the durability of concrete. Proceeding Of Engineering foundation Conference on Advance in Cement Manufacture and Use, Potosi, USA, pp. 137-142, 1988.
- [PER 92]** Perraton D. La perméabilité aux gaz des bétons hydrauliques. Thèse, INSA de Toulouse, 225 p. 1992.
- [PER 98]** Persson B. Seven-Year Study on the Effect of Silica Fume in Concrete, *Advanced Cement Based Materials*. Vol. 7, pp. 139–155, 1998.
- [PHA 01]** Phan L. T., Lawson J. R. And David F. L. “Effects of elevated temperature exposure on heating characteristics, spalling, and residual properties of high performance concrete”. *Materials and Structure*. Vol. 34, pp. 83-91, 2001.
- [PIA 94]** Piasta J. Heat deformation of cement phases and microstructure of cement paste : *Materials and structures : research and testing*. RILEM. Paris. Vol. 17, n° 102, p. 415-420, 1994.
- [PIC 01]** Picandet V. Influence d'un endommagement mécanique sur la perméabilité et sur la diffusivité hydrique des bétons. Thèse de doctorat, Université de Nantes, 233 p. 2001.
- [PIC 01]** Picandet V., Khelidj A. and Bastian G. Effect of axial compressive damage on gas permeability of ordinary and high-performance concrete, *Cement and Concrete Research* Vol. 31, pp. 1525-1532, 2001.
- [PLI 10]** Pliya B. A. P, « Contribution des fibres de polypropylène et métalliques à l'amélioration du comportement du béton soumis à une température élevée ». Thèse de doctorat, Université de Cergy pontoise, 260 p. 2010.
- [POO 01]** Poon C.S., Azhar S., Anson M. and Wong Y.L. Comparison of the strength and durability performance of normal- and high-strength pozzolanic concretes at elevated temperatures, *Cement and Concrete Research*, vol. 31, pp. 1291–1300, 2001.
- [POO 03]** Poon C.S., Azhar S., Anson M. and Wong Y.L. Performance of metakaolin concrete at elevated temperatures, *Cement and Concrete Composite*, vol.25, pp. 83–89. 2003.
- [POW 46]** Powers T.C., Brownyard T.L. Studies of the physical properties of hardened Portland cement paste, *ACI Journal*, Vol. 43 Part 1 to 9, pp. 47-48. 1946.
- [POW 47]** Powers T.C., Brownyard, T.L. Studies of the physical properties of hardened cement paste. *Portland Cement Association*, n°22, 1947.
- [POW 58]** Powers T. C. Structure and physical properties of hardened Portland cement paste. *Journal of the American Ceramic Society*. Vol.1, pp. 1-6, 1958.

- [POY 09]** Poyet S. Experimental investigation of the effect of temperature on the first desorption isotherm of concrete, *Cement and Concrete Research*. Vol. 39, pp. 1052-1059, 2009.
- [QUE 91]** Quénard D., Sallée, H. Le transfert isotherme de la vapeur d'eau condensable dans les matériaux microporeux du bâtiment. *Cahier de CSTB*, N° 2525, 1991.
- [RIL 00]** RILEM TC 129-MHT. Test methods for mechanical properties of concrete at high temperatures : Tensile Strength for service and accident conditions. *Materials and Structures*, Vol. 33, pp 224-228, 2000.
- [RIL 04]** RILEM TC 129-MHT. Test methods for mechanical properties of concrete at high temperatures : Modulus of elasticity for service and accident conditions. *Materials and Structures*, Vol. 37, pp 139-144, 2004.
- [RIL 05]** RILEM TC 200-HTC. Mechanical concrete properties at high temperature - Modelling and applications : Restraint stress. *Materials and Structures*, Vol 38, pp. 913-919 , 2005.
- [SAM 92]** Samaha H.R. and Hover K.C. Influence of microcracking on the mass transport properties of concrete, *ACI Mater J*. Vol. 89, pp. 416–424. 1992.
- [SAN 08]** Sancak E., Sari D. Y. and Simsek O. Effects of elevated temperature on compressive strength and weight-loss of the light-weight concrete with silica fume and superplasticizers. *Cement and Concrete Composites*, Vol. 30, pp. 715-721. 2008.
- [SAR 93]** Sarchar R., Khoury G. A. Materials and environmental factors influencing the compressive strength of unsealed cement paste and concrete at high temperatures. *Magazine of Concrete Research*. Vol.45, pp. 51-61, 1993.
- [SCH 66]** Schneebeli G. Action de l'eau interstitielle sur les milieux poreux, *Eyrolles, Editor, Hydraulique Souterraine*, 362 p, 1966.
- [SCH 76]** Schneider U. behaviour of concrete under thermal steady state and non-steady state conditions, *Fire and Materials*. Vol. 1, pp. 103-115, 1976.
- [SCH 89]** Schneider U., 'Concrete at high temperatures-A general review', *Fire Safety Journal*, The Netherlands, pp. 55-68. 1988.
- [SCR 01]** Scrivener K. Cours on-line, EPFL, 2001.
- [SCR 04]** K. L. SCRIVENER, A. K. CRUMBIE, P. LAUGESSEN : The Interfacial Transition Zone (ITZ) Between Cement Paste and Aggregate in Concrete, *Interface Science*. Vol. 12, pp. 411–421. 2004.
- [SEN 01]** Seng C. K.. and Zhang M. H. Water permeability and chloride penetrability of high-strength lightweight aggregate concrete, *Cement and Concrete Research*, vol. 32, pp. 639-645, 2002.
- [SHA 87]** Shah S.P., Sankar R. Internal cracking and strain softening response of concrete under uni-axial compression, Center for Concrete and Geomaterials, Northwestern University, 1987.

- [SHE 97]** Shekarchi M., Debicki G., Clastres P. Perméabilité du béton à l'oxygène – Influence de la fumée de silice, influence de la température, Compte rendu des journées techniques « AFPC-AFREM, Durabilité des bétons : méthodes recommandées pour la mesure des grandeurs associées à la durabilité. » Toulouse, pp. 197-206, 11-12 décembre 1997.
- [SCH 89]** SCHNEIDER U. HERBST H. J. ; Porosity values for concrete, TIZ Revue Allemande, vol. 113, pp. 311-321, 1989.
- [SOF 06]** Sofren L. S., Horiguchi T. Effect of short fibers on residual permeability and mechanical properties of hybrid fibre reinforced high strength concrete after heat exposition. *Cement and Concrete Research*, vol. 36, pp. 1672-1678, 2006.
- [SUN 09]** Sun Z. and Xu Q. Microscopic, physical and mechanical analysis of polypropylene fiber reinforced concrete, *Materials Science and Engineering A*, 2009.
- [THE 71]** Thelandersson S. Effect of high temperatures on tensile strength of concrete. Lund Institute of Technology, Division of Struct. Mech. And Concrete Constr., Neostyled. pp 27, Lund, 1971.
- [THO 99]** Thomas J. J., Jennings H. M., Allen A. J. The surface area of hardened cement paste as measured by various techniques. *Concrete Science and Engineering*. Vol. 1, pp. 45-64. 1999.
- [TSU 90]** Tsukamoto M. Tightness of fiber concrete, *Darmstadt Concrete : Annual Journal of Concrete and Concrete Structure*, pp. 215–225, 1990.
- [ULM 98]** Ulm F.-J., Acker P., Levy M. « Incendie dans le tunnel sous la Manche : analyse mécanique de l'écaillage du béton ». *Revue française de génie civil*, vol. 2, n° 3, p. 315-339. 1998.
- [Ulm 99a]** Ulm, F.-J., Acker P., et Levy M. "The "Chunnel" fire, II : Analysis of Concrete Damage." *Journal of Engineering Mechanics*. Vol. 125, n° 3, pp. 283-289. 1999.
- [Ulm 99b]** Ulm, F.J., Coussy, O., Bazant, Z.P. The "Chunnel" fire, I : chemoplastic softening in rapidly heated concrete. *Journal of Engineering Mechanics*. Vol. 125 (3), 272–282. 1999.
- [VIL 01]** Villain G., Baroghel-Bouny V., Kounkou C., Hua C. Mesure de la perméabilité aux gaz en fonction du taux de saturation des bétons, RFGC - vol. 5, N° 2-3, PP. 251-268, 2001
- [VOD 04]** Vodák F., Trtík K., Kapicková O., Hosková S., Demo P. The effect of temperature on strength – porosity relationship for concrete, *Construction and Building Materials*, vol. 18, pp. 529-534, 2004.
- [XAI 06]** Xiao J. and Falkner H. On residual strength of high-performance concrete with and without polypropylene fibres at elevated temperatures, *Fire Safety Journal*, Vol. 41, pp. 115-121, 2006.

- [ZEI 06]** Zeiml M., Leithner D., Lackner R., Herbert A. Mang. How do polypropylene fibers improve the spalling behavior of in-situ concrete? *Cement and concrete research* vol.36, 929-942, pp. 2006.
- [ZEI 08]** Zeiml M., Lackner R., Leithner D., Eberharsteiner J. Identification of residual gas-transport properties of concrete subjected to high temperatures, *Cement and concrete research* vol. 38, pp. 699-716, 2008.
- [ZHA 11]** Zhang B. Effects of moisture evaporation (weight loss) on fracture properties of high performance concrete subjected to high temperatures. *Fire Safety Journal*, Aout 2011.



FOLIO ADMINISTRATIF

THESE SOUTENUE DEVANT L'INSTITUT NATIONAL DES SCIENCES APPLIQUEES DE LYON

NOM : HANICHE	DATE de SOUTENANCE: 20 Décembre 2011
Prénoms : RACHID	
TITRE : Contribution à l'étude des bétons portés en température / Evolution des propriétés de transfert / Etude de l'éclatement	
NATURE : Doctorat	Numéro d'ordre : 2011 ISAL 0155
Ecole doctorale : MEGA	
Spécialité : Génie Civil	
Cote B.I.U. - Lyon : T 50/210/19 / et bis	CLASSE :
RESUME :	
<p>L'étude du comportement des bétons à hautes températures est d'une grande importance pour déterminer la stabilité et la résistance des structures en béton en situation d'incendie. Des incendies spectaculaires, ces dernières années, ont montré que le béton pouvait être très fortement sollicité. Ainsi il apparaît qu'assurer un très bon comportement du béton en température permet de sauver des vies et de diminuer les frais d'immobilisation et de réparation des structures endommagées. Le travail présenté vise, par une étude expérimentale, à apporter une meilleure compréhension des phénomènes mis en jeu lors de l'exposition aux hautes températures des bétons à hautes performances (BHP). Il s'intéresse, plus particulièrement, aux transferts des fluides dans les bétons (perméabilité) et à l'étude de l'instabilité thermique (phénomène d'éclatement) des bétons à hautes performances.</p> <p>Le travail de thèse a été mené sur des bétons à hautes performances (80 MPa) avec 5% de fumée de silice (matériau à faible perméabilité pour améliorer la durabilité), et différents pourcentages de fibres de polypropylène. L'utilisation des fibres de polypropylène (PP) est considérée comme une solution technique efficace pour améliorer la tenue au feu des bétons à hautes performances, notamment grâce aux phénomènes physiques apparaissant aux températures inférieures à 200°C. Notre travail concerne, dans un premier temps, la caractérisation de l'évolution des propriétés physiques (porosité, perte de masse), thermiques (conductivité et diffusivité) et mécaniques (résistance à la compression et en traction) ainsi que les isothermes de sorption. La deuxième partie de ce travail concerne l'étude de l'évolution de la perméabilité en fonction de la température (jusqu'à 200°C), principale propriété caractérisant les transferts hydriques au sein des bétons. Les paramètres étudiés sont : le type de béton (avec ou sans fibres de PP), deux types de fibre de géométries différentes, la nature du fluide (air ou vapeur d'eau) et la méthode de mesure (en résiduel et à chaud). Les résultats expérimentaux montrent que les fibres génèrent une perméabilité plus importante au-delà de 150°C et que les valeurs obtenues en résiduel ou à chaud peuvent être liés aux modes opératoires. Enfin, dans la dernière partie une investigation sur le phénomène d'éclatement explosif en lien avec la composition du matériau est menée. Une nouvelle méthode d'investigation expérimentale de la sensibilité des formulations à l'instabilité thermique est proposée avec une étude sur des sphères portées en température. Cette méthode devra être comparée aux méthodes traditionnelles d'investigation.</p> <p>L'analyse des résultats des essais permet de discuter sur les causes de l'instabilité thermique et de caractériser les propriétés du béton en température, données indispensables à la modélisation.</p>	
MOTS-CLES :	
Béton à Haute Performance, Haute Température, Fibres de polypropylène, Perméabilité à l'air, Perméabilité à la vapeur, Instabilité thermique, Sorption-Désorption, Propriétés physiques, Propriétés mécaniques, Propriétés thermiques.	
Laboratoire (s) de recherche :	
LGCIE (Laboratoire de Génie Civil et d'Ingénierie Environnemental).	
Directeur de thèse:	
Gérard DEBICKI	
Composition du jury :	
Ali LIMAM, Albert NOUMOWE, Pierre CLASTRES, Catherine A. DAVY, Laetitia D'ALOIA-SCHWARTZENTRUBER, Gérard DEBICKI	