



**HAL**  
open science

## Etude expérimentale de la perméabilité du béton sous conditions thermiques et hydriques variables

Wei Chen

► **To cite this version:**

Wei Chen. Etude expérimentale de la perméabilité du béton sous conditions thermiques et hydriques variables. Autre. Ecole Centrale de Lille, 2011. Français. NNT : 2011ECLI0019 . tel-00778621

**HAL Id: tel-00778621**

**<https://theses.hal.science/tel-00778621>**

Submitted on 21 Jan 2013

**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.

N° d'ordre : 171

ECOLE CENTRALE DE LILLE

## THESE

présentée en vue  
d'obtenir le grade de

## DOCTEUR

en

## Génie civil

par

**Wei CHEN**

DOCTORAT DELIVRE PAR L'ECOLE CENTRALE DE LILLE

Titre de la thèse :

### **Etude expérimentale de la perméabilité du béton sous conditions thermiques et hydriques variables**

Soutenue le 9 décembre 2011 devant le jury d'examen :

<b>Président</b>	M. Nicolas BURLION	Professrur, LML/Polytech'Lille
<b>Rapporteur</b>	M. Abdelhafid KHELIDJ	Professrur, Université de Nantes
<b>Rapporteur</b>	Mme Géraldine VILLAIN	Docteur/HDR, IFSTTAR
<b>Examineur</b>	M. Xavier BOURBON	Docteur/Ingénieur, Andra
<b>Examineur</b>	Mme Catherine DAVY	Docteur/HDR, Ecole centrale de Lille
<b>Directeur de thèse</b>	M. Frédéric SKOCZYLAS	Professrur, Ecole centrale de Lille

Thèse préparée dans le Laboratoire de Mécanique de Lille  
Ecole Doctorale SPI 072  
PRES Université Lille Nord-de-France



A ma famille  
qui m'a tant donné  
et toujours soutenu ...



# Table des matières

<b>Introduction générale</b> .....	9
<b>1. Etude bibliographique</b>	
Introduction.....	14
1.1 Structure poreuse du béton.....	14
1.1.1 Pâte de ciment.....	14
1.1.2 Structure des C-S-H.....	15
1.1.3 Statut de l'eau dans les matrices cimentaires.....	16
1.1.3.1 Eau chimiquement liée .....	16
1.1.3.2 Eau adsorbée .....	17
1.1.3.3 Eau capillaire .....	18
1.1.4 Porosité et distribution de la taille de pores.....	19
1.1.5 Interface pâte – granulat.....	20
1.2 Propriétés hydrauliques du béton.....	21
1.2.1 Notion de perméabilité.....	21
1.2.2 Loi de Darcy.....	22
1.2.3 Perméabilité intrinsèque.....	23
1.3 Effet de variation hydrique sur la perméabilité du béton.....	25
1.3.1 Séchage du béton.....	25
1.3.1.1 Séchage à humidité relative élevée.....	27
1.3.1.2 Séchage à humidité relative intermédiaire.....	27
1.3.1.3 Séchage à humidité relative faible.....	27
1.3.2 Isotherme de sorption.....	28
1.3.3 Influence de la saturation sur la perméabilité au gaz du béton.....	30
1.3.4 Perméabilité relative au gaz.....	32
1.4 Effet thermique sur la perméabilité du béton.....	34
1.4.1 Effet de la température sur la microstructure du béton.....	34
1.4.2 Influence de la température sur la perméabilité du béton.....	36
1.5 Effet de fissuration sur la perméabilité sous charge du béton.....	40
Conclusion.....	47
<b>2. Description des méthodes expérimentales</b>	
Introduction.....	49

2.1 Matériaux étudiés.....	49
2.2 Fabrication du béton.....	51
2.3 Méthode de mesure de la perméabilité relative au gaz.....	54
2.3.1 Préparation des échantillons.....	54
2.3.2 Mesure de la perméabilité effective par Pulse-Test.....	55
2.3.3 Méthodologie pour la détermination de la perméabilité relative.....	59
2.4 Méthode de mesure de la perméabilité sous température élevée.....	59
2.4.1 Préparation des échantillons.....	60
2.4.2 Mesure de la perméabilité par régime quasi-permanent.....	60
2.4.3 Méthodologie pour la détermination de la perméabilité apparente sous température élevée.....	67
2.5 Méthode de mesure de la perméabilité au gaz en alternant des cycles chaud-froid.....	67
2.5.1 Méthodologie pour la détermination de la perméabilité en ambiance chaude et froid.....	68
2.6 Méthode de mesure de la perméabilité sur béton macrofissuré.....	68
2.6.1 Préparation des échantillons .....	68
2.6.2 Méthode de mesure de l'écrasement de la macrofissure.....	69
2.6.3 Mesure de la perméabilité de la macrofissure.....	70
2.6.4 Méthodologie de détermination de la perméabilité sur échantillon macrofissuré.....	71
2.7 Méthode de mesure de la perméabilité sous charge déviatorique sur béton microfissuré.....	72
2.7.1 Préparation des échantillons.....	72
2.7.2 Instrumentation.....	76
2.7.3 Mesure de la perméabilité sous charge.....	77
2.7.4 Méthodologie pour la détermination de la perméabilité sous charge.....	80
Conclusion.....	83

### **3. Résultats expérimentaux**

Introduction.....	86
3.1 Perméabilité relative au gaz sur matériaux sains.....	87
3.1.1 Cinétiques de séchage et d'imbibition.....	87
3.1.2 Porosité et perméabilité relative au gaz en phase de séchage.....	94
3.1.3 Comparaison des perméabilités relatives en séchage et imbibition.....	99
3.2 Perméabilité au gaz sous température élevée sur matériaux sains.....	106
3.3 Perméabilité au gaz sous cycles chaud - froid.....	111
3.3.1 Résultats sur échantillon sec.....	111
3.3.2 Résultats sur échantillon partiellement saturé.....	113

3.4 Perméabilité sur l'échantillon macrofissuré.....	115
3.4.1 Relation confinement - écrasement de la fissure.....	115
3.4.2 Relation confinement et perméabilité au gaz .....	118
3.4.3 Influence de l'humidité relative et d'une faible variation de la température...	122
3.4.4 Perméabilité à l'eau sur béton macrofissuré.....	124
3.4.5 Perméabilité sous température élevée jusqu'à 150°C sur béton macrofissur...	126
3.5 Perméabilité sous charge déviatorique sur béton microfissuré.....	128
3.5.1 Perméabilité initiale.....	128
3.5.2 Analyse de la perméabilité sous charge.....	129
3.5.3 Compression simple sur matériaux sains et microfissurés.....	135
Conclusion.....	146
<b>Conclusion générale et perceptives.....</b>	<b>149</b>
<b>Référence bibliographie.....</b>	<b>154</b>
<b>Annexe.....</b>	<b>162</b>
<b>Remerciements.....</b>	<b>169</b>
<b>Résumé.....</b>	<b>171</b>



## Introduction générale

La perméabilité du béton représente la capacité du matériau poreux à être traversé par un fluide sous un gradient de pression. Elle dépend fortement du réseau poreux, de sa fissuration et de la teneur en eau du matériau. La perméabilité est également un paramètre pouvant influencer directement la durabilité des structures en béton en contrôlant la vitesse de pénétration d'agents agressifs. Elle influence directement la capacité de confinement d'une structure lorsqu'elle a un rôle d'étanchéité, ce qui est le cas des alvéoles de stockage des déchets nucléaires. Les travaux de recherche présentés dans ce mémoire s'intéressent à ce sujet dans le cadre des travaux de l'Agence Nationale de gestion des Déchets Radio Actifs (Andra).

Les bétons seront utilisés dans ces structures, surtout celles dédiées aux déchets de moyenne activité à vie longue (MAVL), appelés déchets B. Cette zone sera conçue comme un réseau de tunnels souterrains en béton avec bouchage des alvéoles (figure 1). Deux bétons de référence ont été proposés par l'Andra, l'un sur la base d'un ciment CEM I (principalement constitué de clinker) et l'autre sur la base d'un ciment CEM V/A (composé de laitier de hauts fourneaux et de cendres volantes). Les formulations des bétons sont présentées dans le chapitre 2. Dans ce contexte, le choix des bétons est un point fondamental. Concernant les propriétés spécifiques, les bétons présentent de nombreux avantages pour leur utilisation dans un stockage souterrain : pour les propriétés mécaniques, ils développent une importante résistance mécanique (se situant dans la gamme des «hautes performances» résistance en compression supérieure à 60 MPa) ; les bétons ont été formulés pour résister chimiquement et physiquement à l'emploi le stockage souterrain. Les deux ciments différents utilisés donnent des propriétés initiales différentes mais aussi une différence de

microstructures de deux bétons produits. Les additions du CEM V/A favorisent la réaction pouzzolanique et influencent les différentes propriétés mécaniques et de transfert du béton. En effet, les composés pouzzolaniques peuvent réagir avec la chaux, ce qui donne notamment une distribution de porosité plus fine, une microstructure plus dense et des propriétés de transfert plus faibles que celles d'un béton à base de CEM I [Andra 05]. Pour les propriétés hydrauliques, les perméabilités intrinsèques et les coefficients de diffusion de solutés sont faibles pour ces matériaux

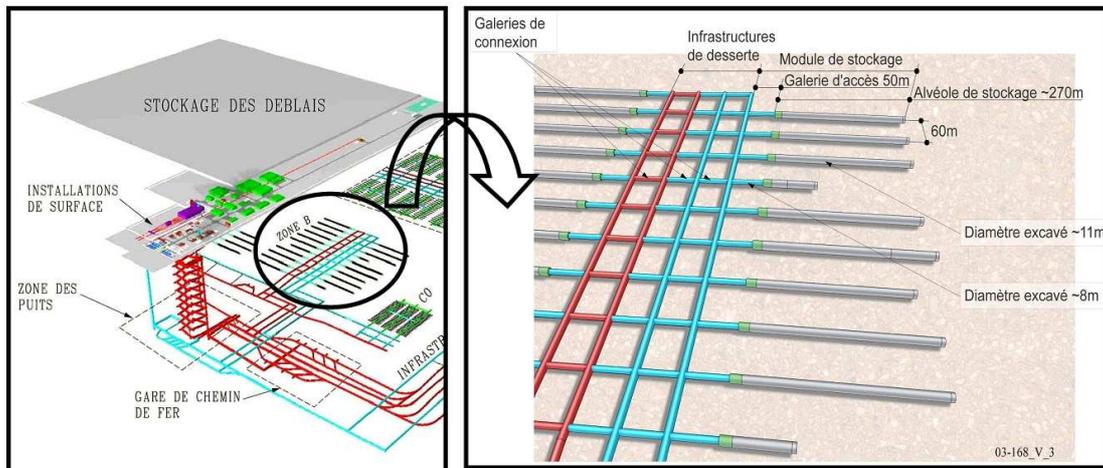


Figure 1 : Représentation du site de stockage souterrain et zoom sur la zone de déchets MAVL [Andra 05, Brue 09].

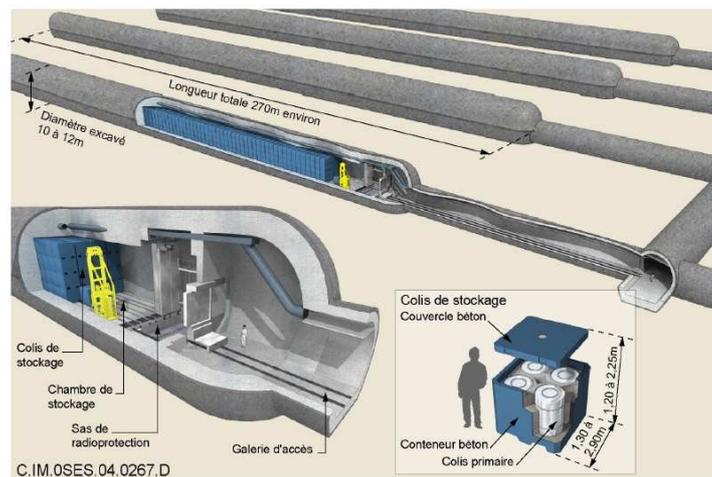


Figure 2 : Schéma d'une alvéole de stockage de déchets B.

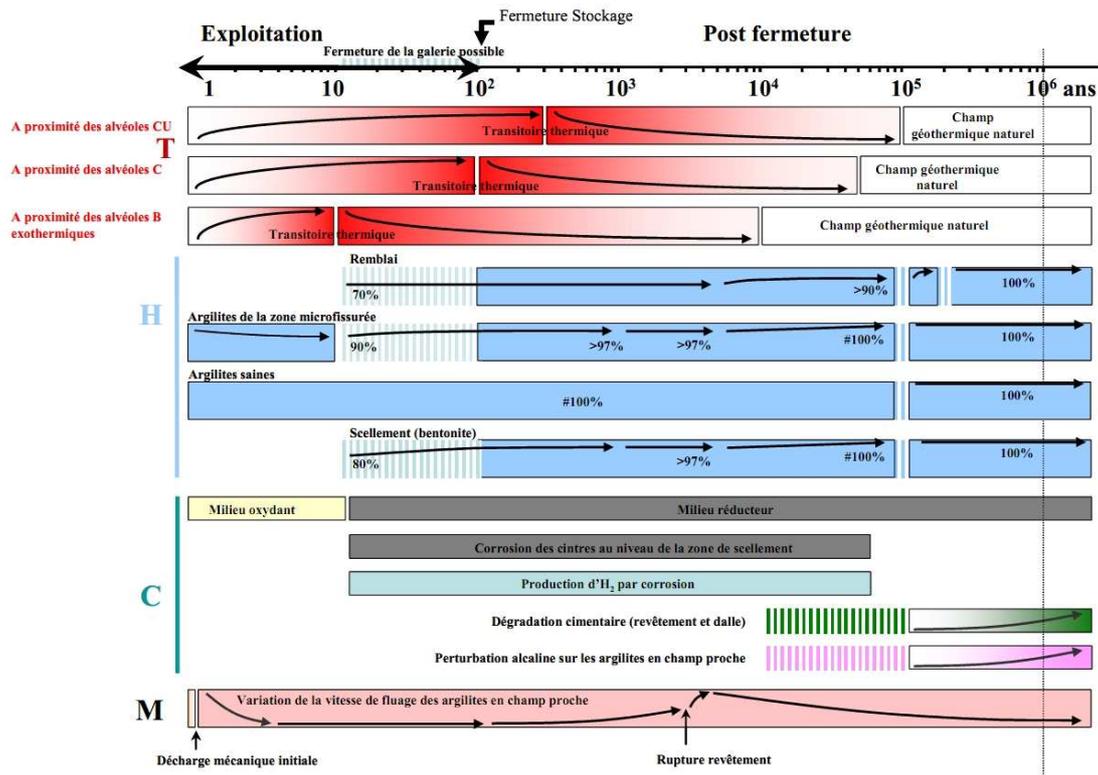


Figure 3 : Représentation schématique des échelles de temps des phénomènes physiques majeurs affectant le stockage et son environnement géologique dans le cas du site de Meuse / Haute-Marne.

En situation de stockage, les bétons seront soumis à différentes sollicitations dans le temps (figure 3). Au cours des différentes phases (creusement, réalisation des structures et des ouvrages, installation des colis et fermeture), les processus associés à la désaturation-resaturation des matériaux, autant de l'argilite du Callovo-Oxfordien (roche hôte du stockage) que des bétons, auront un effet sur le comportement mécanique et hydraulique des ouvrages. La construction en souterrain va entraîner une décharge hydraulique dans la couche géologique du Callovo-Oxfordien. Un nouvel état d'équilibre apparaîtra sous la forme d'une resaturation. Ces processus vont influencer le comportement des bétons du site de stockage souterrain et se feront sur une période s'étalant de quelques milliers à quelques dizaines de milliers d'années. La charge thermique due à certains MAVL ne devrait pas dépasser, par conception, un domaine de fonctionnement permettant l'emploi de matériaux cimentaires ( $T < 80^{\circ}\text{C}$  aux points les plus chauds). Pour le stockage souterrain de l'Andra, après le creusement et la réalisation des structures et des ouvrages, une structure en béton est rarement saine. En service, l'endommagement du matériau est lié aux diverses

agressions extérieures, mécaniques ou chimiques. Indépendamment des agressions d'origine chimique, les sollicitations mécaniques créent et développent une fissuration qui modifie la structure poreuse du matériau et par la suite ses propriétés de transfert.

Dans ce contexte industriel de nos travaux, l'objectif de cette thèse est de caractériser l'évolution de la perméabilité des bétons sous l'effet hydrique (saturation en eau) et celui de la température, ainsi que les influences de la fissuration (macrofissuration et microfissuration). Pour présenter les méthodes et résultats obtenus, ce mémoire se décompose en trois chapitres :

- Dans le premier chapitre, nous présentons une synthèse bibliographique des études traitant des effets hydrique, de la température et fissuration sur la perméabilité, les propriétés élastiques et poroélastiques des matériaux cimentaires. Celle-ci est divisée en trois parties. Dans la première partie, nous présentons l'évolution de la perméabilité relative au gaz en fonction de la saturation et les isothermes de sorption et désorption. La deuxième partie est dédiée à l'évolution de la perméabilité sous température élevée et l'effet du couplage température et de la saturation en eau. La troisième partie est consacrée à l'étude de la perméabilité sous charge déviatorique.
- Dans le second chapitre, nous présentons tout d'abord les matériaux utilisés et la fabrication des échantillons. Puis, les méthodes expérimentales liées à la détermination des propriétés hydrauliques sous température ambiante et sous température élevée pour des échantillons humides et secs (à l'état sain) sont abordées. Ensuite, nous présentons la méthode expérimentale liée à la détermination des propriétés hydrauliques des échantillons macrofissurés. La fin de ce chapitre est consacrée à la méthode de création de microfissuration et de la mesure de la perméabilité au gaz sur les bétons microfissurés sous charge déviatorique.
- Le troisième chapitre est consacré à la présentation et l'interprétation des résultats de la campagne expérimentale menée sur les bétons Andra, ainsi que sur les mortiers normalisés (le mortier est un matériau bien connu et étudié dans notre laboratoire et servira à valider nos résultats sur les bétons).

L'évolution de la perméabilité relative au gaz du béton en phase de désorption et de sorption (à l'état sain) est tout d'abord présentée. L'influence de la température sur la perméabilité apparente des bétons et des mortiers (à l'état sain) est ensuite traitée. A la fin de ce chapitre, les mesures de perméabilité au gaz réalisées sur les deux bétons microfissurés sont exposées et analysées (détermination des propriétés hydrauliques sous charge déviatorique, propriétés élastiques des bétons sains et microfissurés par choc thermique et gel-dégel et détermination des propriétés hydrauliques des bétons macrofissurés).

Nous terminerons ce mémoire de thèse par une conclusion générale de nos travaux, ainsi que des perspectives.

# Chapitre 1

## Etude bibliographique

### Introduction

Ce chapitre décrit les principales évolutions de la perméabilité des matériaux cimentaires sous l'effet de variations hydriques, thermiques et de la fissuration, tels que relevés dans la littérature. Dans la première partie du chapitre, la structure poreuse du béton est rappelée. La deuxième partie présente les travaux expérimentaux relatifs à l'évolution de la microstructure et des propriétés hydrauliques et mécaniques du matériau cimentaire sous conditions hydriques et thermiques variables.

### 1.1 Structure poreuse du béton

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.

#### 1.1.1 Pâte de ciment

Dans le béton, la pâte de ciment est un liant hydraulique. Sa prise résulte d'une combinaison avec l'eau. Les qualités de ce liant sont dues à la réaction chimique entre le ciment et l'eau appelée hydratation. Le ciment anhydre est essentiellement composé de clinker dont les quatre constituants majeurs sont :

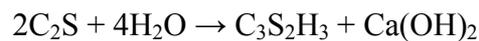
60 à 65 % de silicate bicalcique  $C_3S : 3CaO \cdot SiO_2$  ;

20 à 25 % de silicate tricalcique  $C_2S : 2CaO \cdot SiO_2$ ;

8 à 12 % d'aluminate tricalcique  $C_3A : 3CaO \cdot Al_2O_3$ ;

8 à 12 % d'aluminoferrite tétracalcique  $C_4AF : 4CaO \cdot Al_2O_3 \cdot Fe_2O_3$ .

Dès que l'eau est en contact avec le ciment anhydre, l'hydratation commence, dont la principale réaction d'hydratation du ciment est la suivante [Tazawa 95] :



Pour un ciment donné les quantités de Silicate de Calcium Hydratée (C-S-H) et de chaux  $Ca(OH)_2$  dépendent essentiellement du rapport E/C et du temps de la réaction. Le C-S-H est un monocristal de forme lamellaire, qui peut être observé sous forme de deux ou trois feuilles sous un microscope électronique à balayage. Les principaux composants d'une pâte de ciment sont :

50 à 70% de silicate de calcium hydraté C-S-H,

25 à 27% de portlandite (hydroxyde de calcium)  $Ca(OH)_2$ ,

7 à 10% de clinker non hydraté.

Nous présentons ci-après la microstructure de la pâte de ciment, celle des C-S-H (Silicate de Calcium Hydraté), le statut de l'eau dans le béton, la porosité accessible à l'eau et la distribution de la taille des pores, ainsi que la structure de l'interface pâte/granulat (appelée auréole de transition).

### 1.1.2 Structure des C-S-H

De nombreux modèles existent dans la littérature pour décrire la structure des C-S-H et leur morphologie, mais actuellement, elle est encore mal décrite et détaillée. Les modèles les plus connus comprennent : le modèle de Powers-Brownyard [Powers 47], le modèle de Jennings (CM I et CM II) [Jennings 00], le modèle de Feldman-Sereda (F-S modèle), et le modèle de Taylor [Taylor 90].

Le modèle proposé par Feldman et Sereda [Feldman 68] (figure 1.1) est généralement accepté pour comprendre la plupart des comportements de la pâte de ciment.

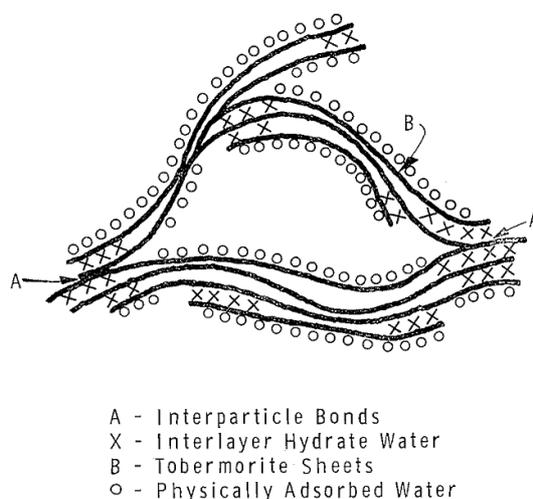


Figure 1.1: Représentation schématique de la microstructure du gel de C-S-H selon Feldman et al. [Feldman 68].

Dans ce modèle, les particules de C-S-H se présentent sous la forme de lamelles. Chaque lamelle est constituée de 2 à 3 feuillets simples. Chaque couche a une épaisseur moyenne de 30 Angströms et un espacement de l'ordre de 17 Angströms [Yurtdas 03]. Ces feuillets peuvent avoir un mouvement relatif entre eux, réversible ou non lors du chargement mécanique. Ainsi, la pénétration ou le départ d'eau des espaces interlamellaires (entre lamelles) et interfoliaires (entre feuillets) sont possibles. Ces départs et entrées d'eau (interfoliaires) sont les phénomènes prédominants expliquant les variations dimensionnelles observables au cours du temps sous diverses sollicitations [Feldman 68].

### 1.1.3 Statut de l'eau dans les matrices cimentaires

L'eau se présente sous diverses formes dans les matrices cimentaires durcies. Nous distinguons plusieurs types d'eau :

#### 1.1.3.1 Eau chimiquement liée

L'eau chimiquement liée est l'eau qui a été consommée au cours des réactions d'hydratation du ciment et qui est combinée avec d'autres composants dans les

hydrates. Ce sont des hydroxyles OH faisant partie de la structure des hydrates, liés chimiquement soit à des atomes Si, soit à des atomes Ca. Cette eau n'est pas évaporable, sauf aux températures élevées. Selon le modèle Feldman-Sereda [Feldman 68], différents types d'eau liée aux C-S-H sont illustrés dans la figure 1.2.

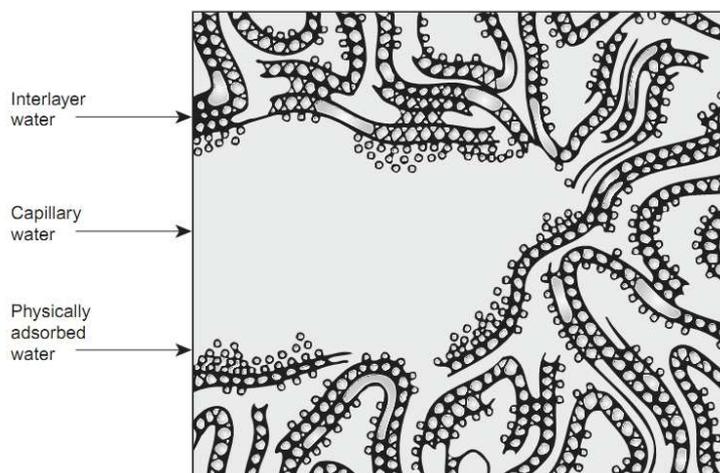


Figure 1.2 : Schématisation des types d'eau associés aux C-S-H [Feldman 68].

### 1.1.3.2 Eau adsorbée

L'eau adsorbée se trouve à la surface de la matrice cimentaire et à la surface de toute phase solide. Elle est due aux forces physiques de Van der Waals. Sous l'influence des forces d'attraction, les molécules d'eau sont physiquement adsorbées à la surface des solides dans la matrice cimentaire hydratée. Elle peut former jusqu'à 5 couches régulières et superposées [Badmann 81 ; Baron 82 ; Hagymassy 69]. La cinquième couche a un statut proche de l'eau condensée.

Une autre adsorption chimique peut également apparaître entre la molécule d'eau et le solide. L'eau adsorbée la plus liée correspond à l'eau interfeuillet (fixée entre les feuillets des particules). Chaque molécule d'eau est liée aux hydroxyles des hydrates entre les feuillets par des ponts hydrogène, qui sont dix fois plus intenses que les liaisons de Van der Waals. L'eau la moins liée est adsorbée sur la surface externe des particules (eau interlamellaire), soit fixée sur un hydroxyle des hydrates, soit liée à d'autre molécule d'eau par liaisons de type Van der Waals, voir figure 1.3 montrant le modèle de Sierra. [Sierra 74]

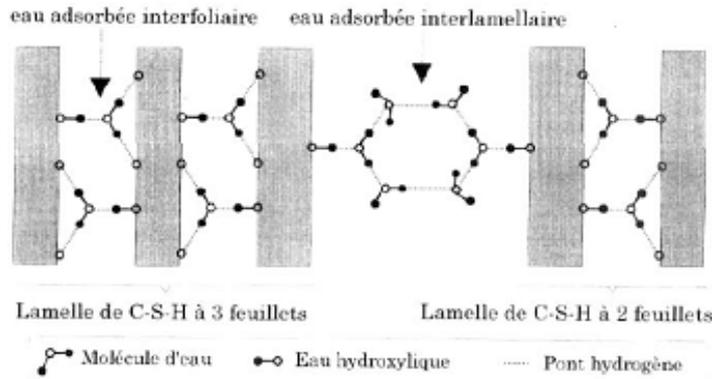


Figure 1.3 : Modèle de Sierra schématisant l'eau chimiquement liée [Sierra 74].

### 1.1.3.3 Eau capillaire

L'eau capillaire est constituée de la phase liquide remplissant le volume poreux au-delà de la couche adsorbée et séparée de la phase gazeuse par des ménisques ; elle obéit aux lois de la capillarité (loi de Kelvin-Laplace présentée dans l'équation 1.0) :

$$P_c = P_{atm} - P_b = \frac{2\sigma}{r} \cdot \cos\alpha \quad (1.0)$$

Avec  $P_c$  la pression capillaire,  $P_b$  la pression de liquide,  $P_{atm}$  la pression atmosphérique,  $r$  le rayon de pore où le ménisque se forme,  $\alpha$  l'angle de mouillage et  $\sigma$  la tension superficielle de l'interface entre l'eau liquide et la phase gazeuse, voir figure 1.4.

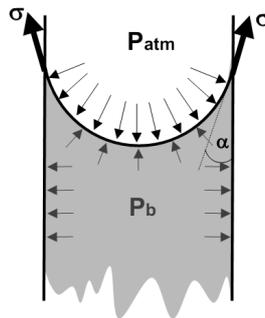


Figure 1.4 : Schéma d'un capillaire.

La valeur de la pression capillaire dans le béton est fortement dépendante du niveau de saturation du béton et de la taille des pores. Elle influence la perméabilité relative au gaz du béton via la saturation.

### 1.1.4 Porosité et distribution de la taille de pores

La porosité  $\phi$  d'un matériau caractérise l'importance des vides qu'il contient. Elle est défini par le rapport entre le volume des pores  $V_p$ , et le volume total  $V_t$ .

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

où  $V_s$  est le volume des grains solides.

La porosité comprend tous les pores du matériau, elle est généralement supérieure à 10% pour un béton courant. Les pores forment des réseaux de vides plus ou moins. La porosité dépend de plusieurs facteurs : le rapport E/C (Eau sur Ciment), la compacité du béton frais, le volume pâte/granulats et la porosité des granulats. Généralement, on distingue trois types de pores :

- Les pores interconnectés : ils forment un espace connecté dans le milieu poreux et participent au transport de matière à travers le matériau.
- Les pores aveugles ou bras morts : ils sont interconnectés d'un seul côté et peuvent être accessibles à un fluide extérieur mais ils ne participent pas au transport de matière.
- Les pores isolés : ils ne communiquent pas avec le milieu extérieur.

La porosité ouverte, aussi appelée «porosité accessible», rassemble deux des catégories de pores précités (pores interconnectés et aveugles). Dans le cas du béton, on néglige la proportion volumique de pores isolés, la porosité accessible est considérée comme égale à la porosité totale  $\phi$ .

La distribution des pores dans un béton couvre un large spectre de taille de pores : capillaires, internes aux hydrates, bulles d'air et fissures (Figure 1.5). Dans le cas du béton, deux familles de taille de pores sont à considérer :

- les pores capillaires,
- les pores internes aux hydrates.

Les pores capillaires peuvent être détectés par porosimétrie au mercure (voir Annexe D). Ils représentent les espaces intergranulaires et sont directement liés au rapport E/C

du mélange de la pâte de ciment. Les pores internes aux hydrates, inter et intra-cristallites (ou espaces inter-feuillets) sont nettement plus petits que les précédents, et sont intrinsèques à la formation des hydrates et indépendants du rapport E/C. Cette porosité peut être observée à l'aide de l'adsorption gazeuse [Baroghel-Bouny 94].

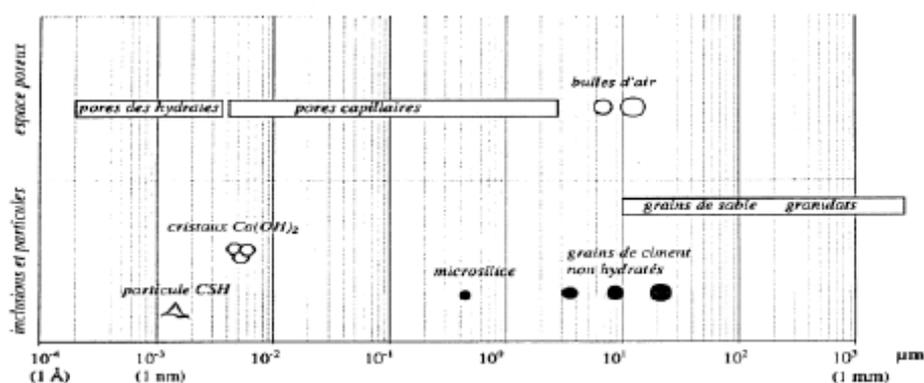


Figure 1.5 : Microstructure des matériaux à matrice cimentaire [Tsimbrovska 98].

### 1.1.5 Interface pâte - granulat

Dans un béton, la liaison qui s'établit au cours de l'hydratation entre la matrice cimentaire et les granulats qu'elle enrobe, se traduit par une zone de pâte particulière appelée « auréole de transition » [Larbi 93 ; Scrivener 04].

Cette interface présente une porosité plus importante que le reste de la matrice; les pores, plus grossiers dans cette zone, deviennent un réseau de cheminement privilégié pour les transferts. Salih a montré que la perméabilité de l'interface est plus grande que celle de la matrice [Salih 87]. L'épaisseur de cette zone augmente avec la taille du granulat et le rapport E/C, mais reste dans tous les cas inférieure à 50 μm.

Cette spécificité des matériaux cimentaires est causée par un excès local d'eau : un film liquide se forme sur la surface du granulat au moment du gâchage, modifiant la liaison au cours de l'hydratation entre la matrice cimentaire et le granulat. Cette liaison dépend de la concentration en ciment, des conditions de conservation et de la nature des granulats.

Nous présentons dans la figure 1.6 le modèle de Diamond [Diamond 96], pour lequel nous observons une zone de pâte hydratée particulière autour des granulats. Sa

première couche est composée de cristaux de portlandite orientés perpendiculairement aux granulats. La deuxième couche d'épaisseur  $0,5 \mu\text{m}$ , est composée de feuillets de C-S-H. Après la deuxième couche, c'est la zone de forte porosité avec des grains de grande dimension et de faible cohésion. Cette zone est une zone de faiblesse lors de sollicitations mécaniques.

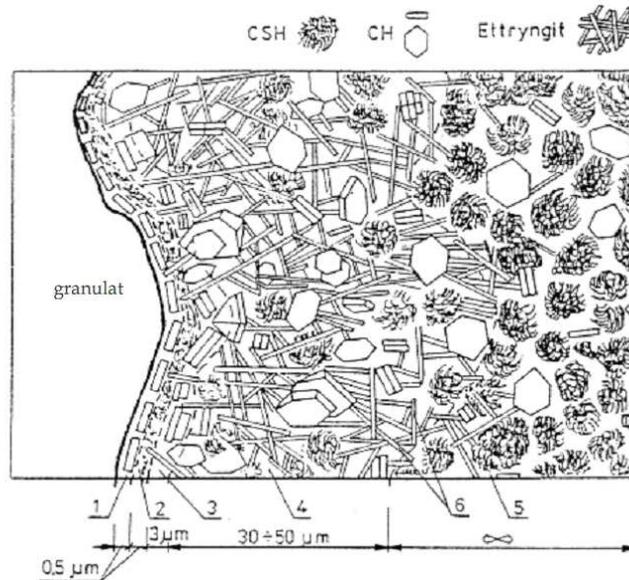


Figure 1.6 : Modèle de la morphologie de l'auréole de transition d'un béton [Diamond 96].

## 1.2 Propriétés hydrauliques du béton

### 1.2.1 Notion de perméabilité

La perméabilité est définie comme la capacité d'un milieu poreux à être traversé par des fluides sous gradient de pression. La perméabilité est indépendante des propriétés du fluide saturant contrairement à la conductivité hydraulique. La perméabilité du béton est fortement influencée par les paramètres du milieu poreux comme la porosité, la tortuosité et la connectivité [Dana 99; Dullien 92]. En effet, plus la porosité augmente ou est connectée, plus la résistance au flux est faible ; moins la tortuosité est prononcée et plus la perméabilité est grande. La perméabilité d'un béton dépend

également fortement de ses constituants, la nature des granulats, du sable, des additifs etc.

### 1.2.2 Loi de Darcy

Darcy (1856) a proposé une loi d'écoulement des fluides dans un milieu poreux avec les hypothèses suivantes [Dullien 92] :

- les forces d'écoulement sont dues à la viscosité (les forces d'inertie sont négligées) ;
- le milieu poreux est totalement saturé par une seule phase fluide ;
- les écoulements du fluide sont supposés laminaires ;
- le fluide n'a pas d'interaction physico-chimique avec le matériau.

Dans la dernière hypothèse, le fluide est supposé sans interaction avec le milieu poreux, mais ce n'est pas le cas de l'eau dans les matériaux cimentaires. Loosveldt a montré qu'il existait une bonne corrélation entre la perméabilité au gaz (Argon) et la perméabilité à l'éthanol corrigée par l'effet de Klinkenberg sur mortier séché à 60°C jusqu'à stabilisation de la masse. Cependant la perméabilité à l'eau présente au moins un ordre de grandeur de moins que la perméabilité à l'éthanol [Loosveldt 02].

La perméabilité intrinsèque  $K$  ( $m^2$ ) est définie selon la loi de Darcy qui s'écrit :

$$v = - \frac{K}{\mu} \text{grad}P \quad (1.2)$$

avec  $v$ , la vitesse du fluide (m/s),  $\mu$ , la viscosité dynamique (Pa.s) du fluide et  $\text{grad}P$  le gradient de pression (Pa/m).

Pour un écoulement unidirectionnel liquide, le débit volumique  $Q$  ( $m^3/s$ ) du fluide est défini par :

$$Q = \frac{KA}{\mu} \frac{\Delta P}{L} \quad (1.3)$$

et est relié à la vitesse d'écoulement par :

$$v = \frac{Q}{A} \quad (1.4)$$

avec  $A$  l'aire de section ( $m^2$ ),  $L$  : la longueur du matériau dans la direction du flux ( $m$ ) et  $\Delta P$  : la différence de la pression au sein du fluide dans le matériau ( $Pa$ ).

### 1.2.3 Perméabilité intrinsèque

La loi de Darcy ne prend en compte que la viscosité dynamique et le gradient de pression du fluide de percolation, c'est-à-dire que la viscosité du fluide gouverne l'écoulement. La figure 1.7 montre un exemple du profil des vitesses d'un fluide visqueux dans un tube capillaire.

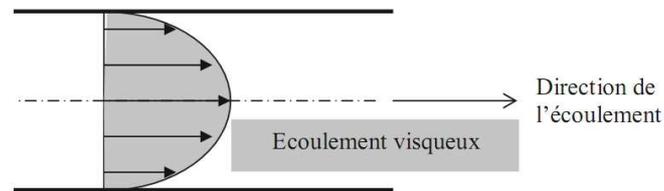


Figure 1.7 Profil des vitesses d'un fluide visqueux dans un tube capillaire [Lion 04].

Pour un écoulement visqueux, les vitesses sont nulles aux parois du tube capillaire. Ceci est une condition nécessaire pour l'application de la loi de Darcy. Cette condition est satisfaite lorsque le fluide de percolation est un liquide.

Lorsque le fluide injecté est un gaz compressible, à l'écoulement visqueux peut s'ajouter un autre écoulement : un écoulement de glissement. L'écoulement par glissement est une part de l'écoulement total du gaz et est lié au phénomène de non adhérence du gaz au contact de la paroi du capillaire. En effet, la vitesse aux parois des pores n'est plus nulle du fait de la collision des molécules de gaz avec les parois des pores. Le profil de la vitesse du gaz des écoulements visqueux et par glissement dans un tube capillaire est représenté sur la figure 1.8.

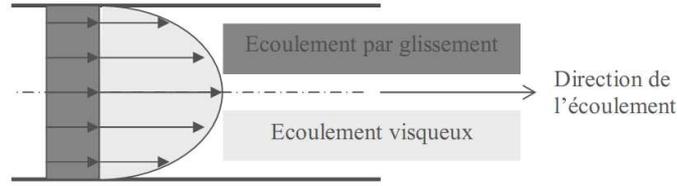


Figure 1.8 : Profil des vitesses d'un gaz dans un tube capillaire [Lion 04].

Lorsque le diamètre des pores est du même ordre de grandeur que le libre parcours moyen de gaz, un écoulement de glissement apparaît (appelé effet Klinkenberg [Klinkenberg 41]). Cet effet s'accompagne d'une augmentation de la perméabilité. Cette augmentation est également observable lorsque la pression moyenne d'injection du gaz d'essai est faible. En effet, plus la pression moyenne est faible, plus le libre parcours moyen augmente, c'est-à-dire qu'il faut élever la pression du gaz afin de diminuer les phénomènes de glissement. Si la pression du gaz tendait vers l'infini, l'écoulement par glissement serait entièrement éliminé.

Ainsi, la perméabilité mesurée au gaz est apparente et une correction de celle-ci est nécessaire pour la détermination de la perméabilité intrinsèque. Plusieurs méthodes existent pour calculer la perméabilité intrinsèque, telle que la méthode de Klinkenberg, de Carman, etc [Carman 56 ; Berryman 87]. La méthode de Klinkenberg [Klinkenberg 41] la plus utilisée [Villain 01 ; Picandet 01 ; Lion 04 et Chen 09], est traduite par l'équation (1.5a), qui permet de déterminer la perméabilité intrinsèque  $K_i$  ( $m^2$ ), uniquement relative aux écoulements visqueux, à partir de plusieurs mesures de perméabilité apparente  $K_a$  à différentes pressions. Nous pouvons observer que les écarts entre la perméabilité intrinsèque et la perméabilité apparente sont de plus en plus faibles lorsque la pression augmente, Klinkenberg établit une évaluation du coefficient de perméabilité intrinsèque  $K_i$ , en fonction de la perméabilité apparente  $K_a$  et l'inverse de la pression moyenne (équation 1.5b).

$$K_a = K_i \left( 1 + \frac{\beta}{P_m} \right) \quad (1.5a)$$

avec :  $P_m$  : pression moyenne (MPa) ;  $\beta$  : coefficient de Klinkenberg.

$$P_m = \frac{P_1 + P_2}{2} \quad (1.5b)$$

avec :  $P_1$  : la pression du fluide à l'entrée et  $P_2$  : la pression du fluide à la sortie.

La méthode de détermination de  $K_i$  consiste à tracer la meilleure droite à partir des différentes mesures de perméabilité apparente effectuées pour des pressions d'injection différentes selon l'inverse de la pression moyenne, voir figure 1.9.

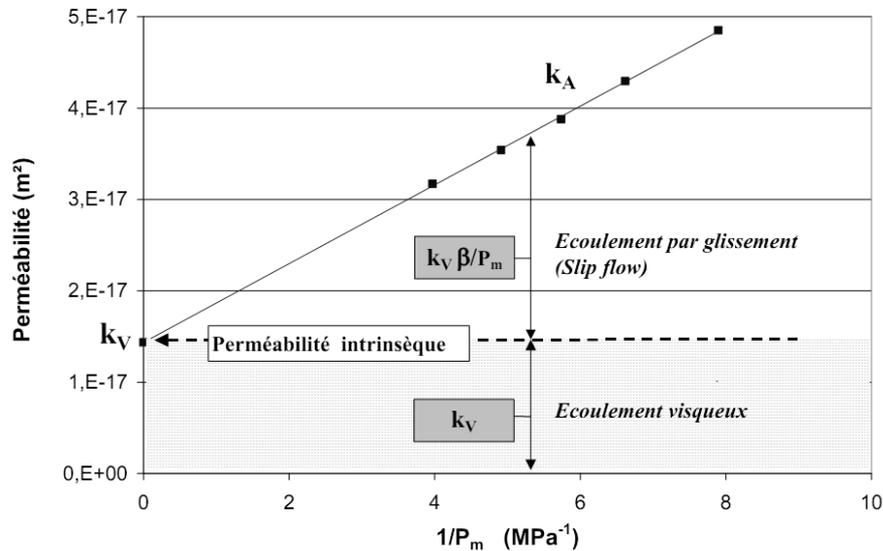


Figure 1.9 : Résultats obtenu à partir de mesures expérimentales pour un béton ordinaire [Picandet 01]

Ceci indique que la perméabilité intrinsèque,  $K_i$ , est liée au seul écoulement visqueux. Sa valeur dépend aussi du degré de saturation du matériau lors des essais, on l'appelle alors perméabilité effective  $K_{eff}$ .

### 1.3 Effet de variation hydrique sur la perméabilité du béton

#### 1.3.1 Séchage du béton

L'eau dans le béton sous les formes cités précédemment (eau chimiquement liée ; eau capillaire et eau adsorbée) est en équilibre avec les conditions ambiantes (pression, humidité relative, température) dans lesquelles l'échantillon est placé. Des transferts hydriques peuvent se produire dans le cas où ces conditions sont modifiées. Dans notre étude, la température est fixée, seul le changement 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.) va

modifier cet équilibre. Selon sa valeur, différents mécanismes physiques sont mis en œuvre dans les transferts d'eau au sein du matériau, comme montré par [Baroghel-Bouny 94].

Différents mécanismes de transport sont mis en jeu lors de la sorption et de la désorption du béton. Elles traduisent la capacité du béton à adsorber ou désorber de l'eau et à la retenir en fonction de l'humidité relative de l'air ambiant et à température constante. Nous pouvons distinguer les mécanismes de transport dans les matériaux cimentaires en conditions normales de température et de pression : écoulement de fluide par perméation décrit par la loi de Darcy ; écoulement de fluide par diffusion de la vapeur d'eau décrit par la loi de Fick et migration des films de molécules d'eau adsorbées. La figure 1.10 montre les quatre états caractéristiques qui ont lieu successivement ou simultanément à l'échelle d'un pore [Baroghel-Bouny 94].

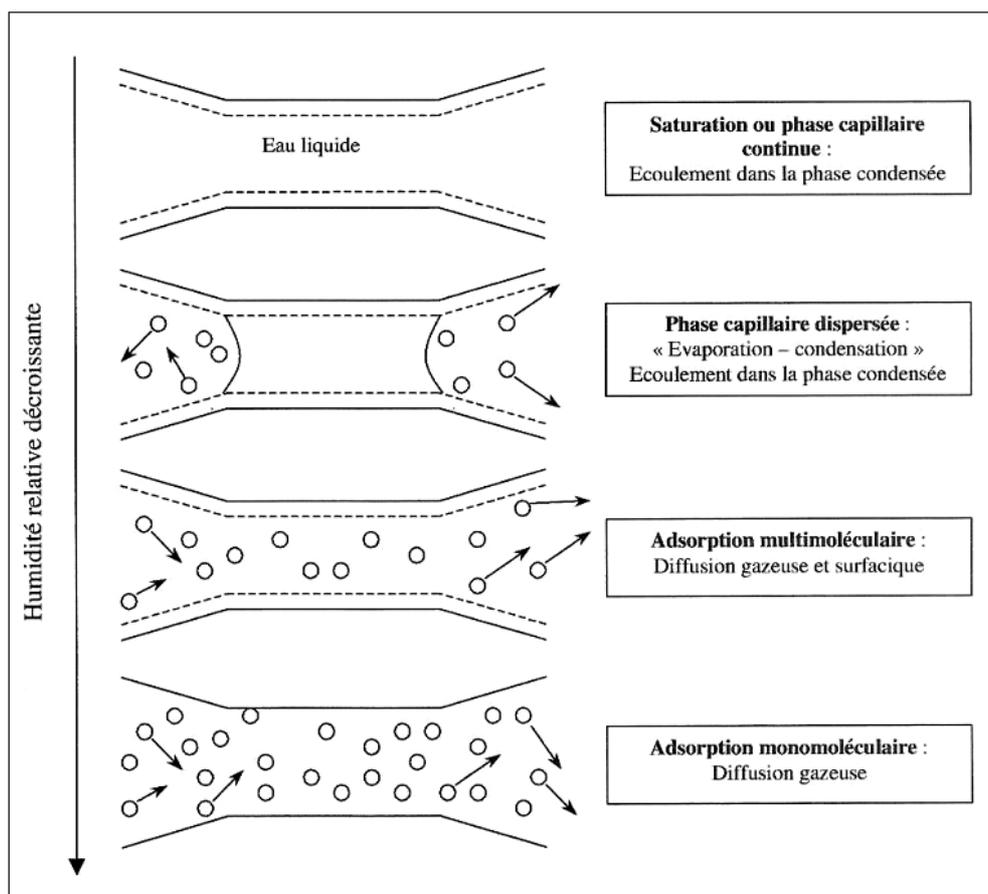


Figure 1.10 : Illustration des quatre types de transferts d'humidité suivant l'humidité de l'air ambiant [Baroghel-Bouny 94].

### **1.3.1.1 Séchage à humidité relative élevée**

Lorsque le matériau est saturé, tous les pores capillaires sont remplis d'eau liquide continue. Dès que l'humidité relative diminue, un écoulement capillaire s'établit de l'intérieur vers l'extérieur. Le séchage à une humidité relative élevée ne rompt pas la continuité de la phase liquide contenue dans les pores. La perméabilité à l'eau liquide est relativement forte, le transfert en phase liquide dû aux forces capillaires est prédominant. Il est régi par la loi de Darcy et gouverné par une différence de pression capillaire.

### **1.3.1.2 Séchage à humidité relative intermédiaire**

Dans ce cas, la phase gazeuse et la phase liquide coexistent. Au fur et à mesure que l'humidité relative décroît, les gros pores se vident et la continuité de la phase liquide n'est plus maintenue, même si l'eau capillaire est toujours présente dans le réseau à l'état condensé et remplit les pores les plus fins. L'eau est simultanément soumise à des processus d'évaporation-condensation qui maintiennent le transport diffusif de l'eau vers l'extérieur.

### **1.3.1.3 Séchage à humidité relative faible**

Aux humidités relatives les plus faibles, il ne reste que l'eau adsorbée à la surface des pores et de la vapeur d'eau au sein du béton. Le transfert en phase gazeuse est dominant. Il y aura en plus de la diffusion gazeuse, une migration des molécules d'eau du film (appelée diffusion surfacique). Lorsque les valeurs d'humidité relative sont très faibles, la phase adsorbée disparaît et seule la diffusion gazeuse subsiste.

L'étude du séchage du matériau sous différente humidité relative permet de construire les isothermes de sorption présentées ci-après.

### 1.3.2 Isotherme de sorption

Nous considérons l'adsorption physique d'un gaz sur un solide à température fixée. A l'équilibre thermodynamique, la quantité adsorbée est fonction de la pression partielle de vapeur et de la température  $T$  du gaz et du solide considéré. Dans le cas de la vapeur d'eau comme adsorbat, il est préférable d'exprimer les résultats en terme d'humidité relative.

La quantité d'eau adsorbée peut s'exprimer par un nombre de moles, une masse ou un volume. Dans notre étude, c'est une saturation en eau  $S_w$  (la saturation comprend l'eau adsorbée et l'eau capillaire) qui sera utilisée, elle s'exprime par l'équation (1.6) :

$$S_w (\%) = \frac{m_{rh} - m_{sec}}{m_{sat} - m_{sec}} \times 100 \quad (1.6)$$

avec  $m_{rh}$  : masse de l'échantillon à l'humidité relative,

$m_{sec}$  : masse de l'échantillon séché à 60°C,

$m_{sat}$  : masse de l'échantillon saturé.

En maintenant la température constante, si l'on fait varier l'humidité relative d'une enceinte climatique dans laquelle un échantillon de béton est placé, le matériau s'humidifie ou sèche. Une augmentation d'humidité relative environnante crée un gain de poids (sorption) et une diminution d'humidité relative amène une perte de poids (désorption). La stabilisation du poids à chaque valeur d'humidité relative imposée permet d'obtenir l'isotherme de sorption ou de désorption. Si la courbe est obtenue quand l'humidité relative croît, nous l'appelons isotherme d'adsorption (gain de poids par humidification), à l'inverse, quand l'humidité relative décroît, nous l'appelons isotherme de désorption (perte de poids par séchage), voir figure 1.11.

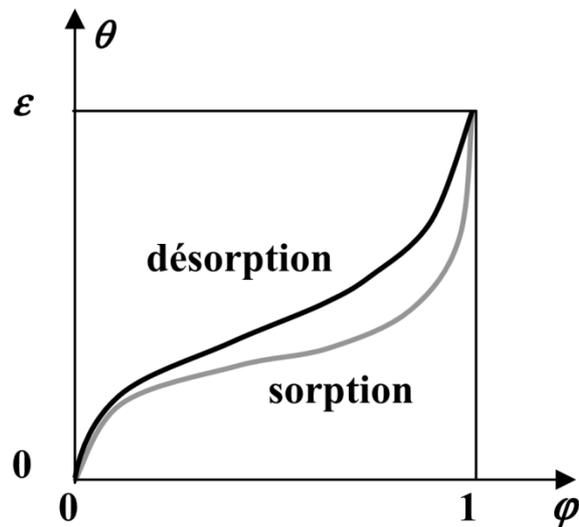


Figure 1.11 : Isotherme de sorption

La forme de celles-ci dépend de la géométrie et de la distribution des pores dans la structure poreuse du matériau considéré [Harmaty 65]. Les isothermes de sorption et de désorption ne sont pas confondues, généralement elles se caractérisent par une hystérésis entre les courbes de désorption et de sorption, due à la complexité du réseau poreux, ses interconnexions tridimensionnelles et à la présence d'une condensation capillaire discontinue dans les pores.

La figure 1.12 rassemble les résultats de première désorption de trois types de béton à partir de l'étude de Verdier et Baroghel Bouny [Baroghel Bouny 04 ; Verdier 01]. Les allures des isothermes restent similaires et les valeurs de la saturation à l'équilibre sont proches pour des bétons relativement comparables. En effet, dans le domaine des faibles humidités (<40%), l'isotherme est quasiment indépendante de la formulation puisque la porosité concernée n'est probablement pas très éloignée d'un béton à l'autre (en grande partie interne aux C-S-H). Par contre pour les fortes humidités, c'est la composition et plus particulièrement la finesse du réseau poreux qui va conditionner l'isotherme.

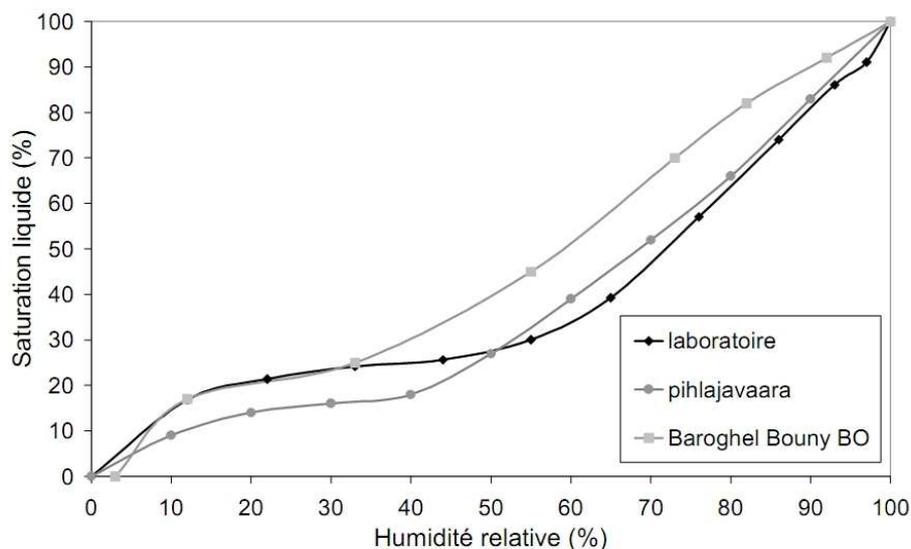


Figure 1.12 : Isothermes de première désorption pour différents bétons [Verdier 01] (Pihlajavaara pour un béton de  $E/C=0,5$  ; Baroghel Bouny pour un béton ordinaire de  $E/C=0,48$  et Verdier pour un béton de  $E/C=0,48$ ).

Dans le cadre de notre étude, nous utilisons la vapeur d'eau comme gaz adsorbé. Les isothermes dépendent fortement de l'interaction solide/gaz et fournissent de nombreux renseignements sur le comportement hydrique du matériau. Pour les bétons étudiés, l'eau est sous forme de condensat adsorbé sur la surface de la pâte de ciment aux faibles humidités relatives ou de condensats capillaires aux plus hautes humidités relatives. Les isothermes de sorption et désorption permettent d'obtenir la différence de l'état de saturation en eau du béton, qui va influencer les propriétés de transfert comme la perméabilité, ce qui est l'objectif recherché par nos travaux.

### 1.3.3 Influence de la saturation sur la perméabilité au gaz du béton

L'état de saturation du béton conditionne les propriétés de transfert telle que la perméabilité, ce qui a une grande influence sur la pénétration d'agents agressifs, donc sur la durabilité du béton. En effet, l'état hydrique du béton est primordial car, selon le taux de saturation du matériau, différentes tailles de pores sont accessibles à la circulation du gaz [Baroghel Bouny 94].

La perméabilité au gaz augmentera avec le séchage du matériau, à la différence de la perméabilité à l'eau qui augmentera lors d'une imbibition, à cause de la connectivité du réseau poreux. La figure 1.13 montre une représentation de la connectivité d'un réseau poreux qui permet de modéliser les transferts à l'échelle microscopique [Verdier 01].

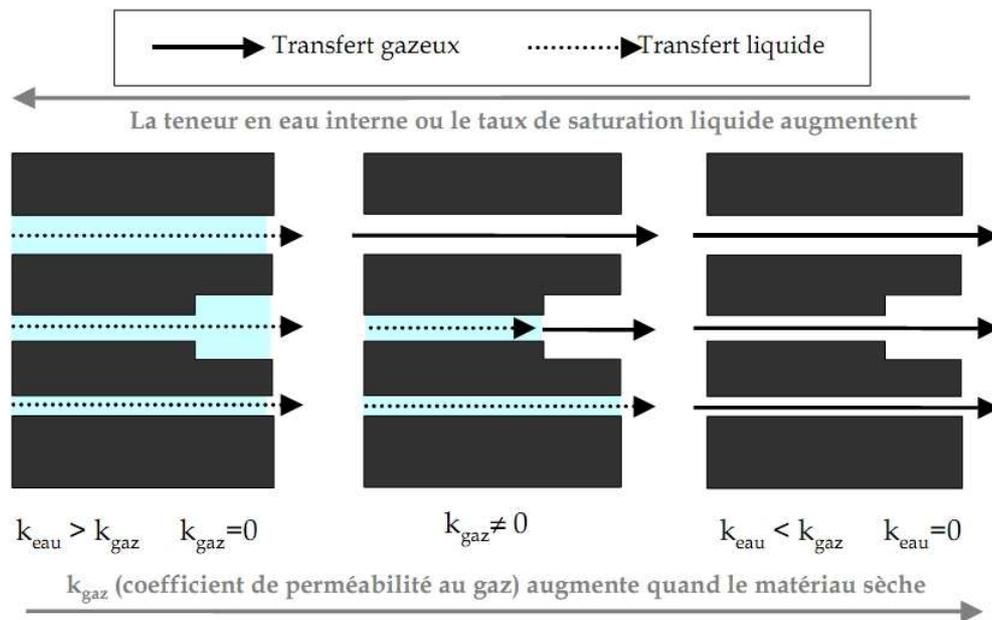


Figure 1.13 : Représentation schématique de l'influence de la saturation sur les transferts gazeux [Verdier 01].

Selon la physique des transferts, la phase liquide va rester continue dans le réseau, même pour des taux de saturation inférieurs à 100%. La perméabilité à l'eau ou au gaz du béton va fortement varier, quand les phases liquides sont continues. Dans les réseaux de pores fortement saturés, la perméabilité au gaz devient nulle. Ceci aura par conséquence d'empêcher l'accessibilité d'un certain volume poreux au gaz. Nous pouvons supposer que plus le béton est perméable plus ses pores sont gros. En effet, le béton sèche d'abord par ses gros pores, puis par ses pores les plus fins (Loi de Kelvin Laplace équation 1.0). Ainsi plus la saturation diminue, plus les petits pores se vident d'eau. Un réseau poreux faiblement saturé facilite donc le passage des gaz par perméation. Dans ce cas, le réseau contient très peu d'eau, il n'y a plus d'empêchement au sein des réseaux de pores, la perméabilité va fortement augmenter. On peut en conclure que la saturation va principalement piloter la perméabilité effective au gaz du béton.

Abbas *et al* [Abbas 99] ont présenté l'influence de la saturation en eau sur la perméabilité au gaz d'un béton, voir figure 1.14. La variation totale de la valeur minimum ( $0,0025 \times 10^{-16} \text{m}^2$ ) à la valeur maximum ( $0,23 \times 10^{-16} \text{m}^2$ ) est proche de 100, (c'est-à-dire deux ordres de grandeur). Il montre très clairement que la variation de la perméabilité au gaz dépend fortement de la saturation en eau. L'augmentation de la perméabilité au gaz est très lente lorsque les échantillons sont quasiment saturés et devient nettement plus rapide quand ils sont près de l'état parfaitement sec. Ceci peut être expliqué par l'effet de la saturation en eau sur la perméabilité effective au gaz, plus l'eau présente à l'intérieur est continue, moins les pores fournissent de passages pour la circulation du gaz.

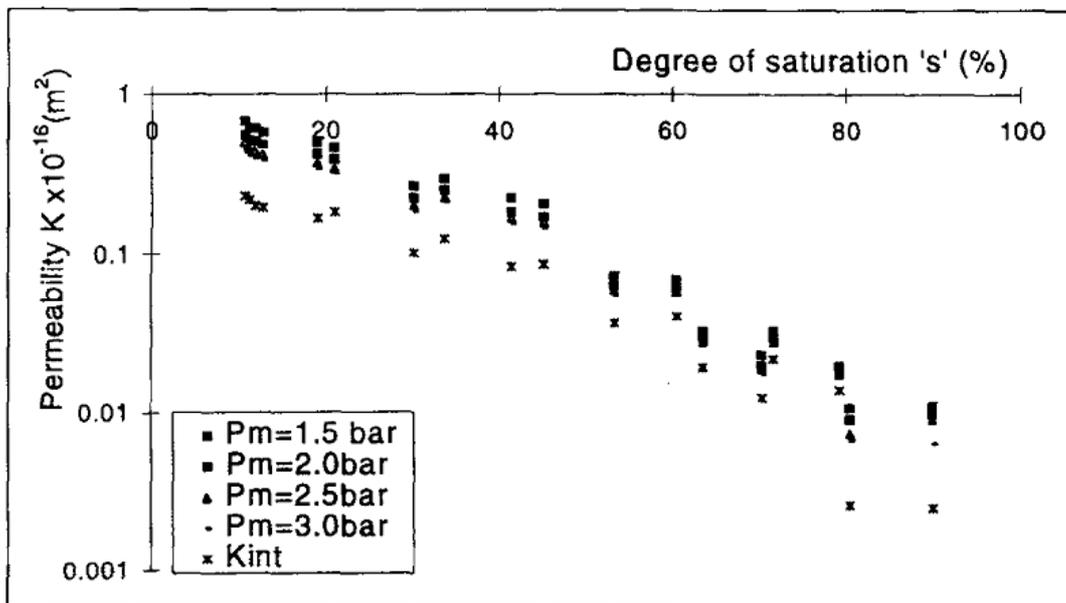


Figure 1.14 : Variation de la perméabilité du béton en fonction de la saturation [Abbas 99].

### 1.3.4 Perméabilité relative au gaz

La perméabilité relative est le ratio de la perméabilité effective  $K_{eff}$  sur la perméabilité du milieu poreux saturé par un seul fluide  $K_{int}$  (perméabilité intrinsèque). On définit la perméabilité relative au gaz  $K_{rg}$  par l'équation 1.7.

$$K_{rg} = \frac{K_{eff}}{K_{int}} \quad (1.7)$$

La perméabilité relative doit être comprise entre 0 et 1. Si les pores étaient tous remplis de gaz, la perméabilité serait la perméabilité intrinsèque de la matrice poreuse,  $K_{rg}$  égale 1. Dans les applications, la perméabilité relative est souvent représentée en fonction de la saturation en eau.

Il est évident que la valeur de la perméabilité relative dépendra des cheminements tortueux offerts à l'écoulement d'une phase donnée, c'est-à-dire de la distribution de cette phase à l'intérieur de l'espace poreux [Kaviany 91]. Cette distribution dépend de la structure poreuse, de la tension interfaciale, de la mouillabilité, de la force de gravité, de la viscosité des fluides et de la saturation.

La perméabilité relative dépend étroitement de la distribution des phases fluides dans l'espace poreux. Des distributions différentes de fluide sont possibles selon l'histoire de saturation. Il en ressort que les perméabilités relatives seront fonction de cette histoire, c'est-à-dire que 'a priori' il y aura une hystérésis de la perméabilité relative. Deux facteurs principaux sont à l'origine de ce phénomène d'hystérésis : (1) l'hystérésis de l'angle de contact [Dullien 92] et (2) la morphologie de la structure poreuse [Jerauld et Salter 90].

L'étude menée par DANA [Dana 99] compare les perméabilités relatives de trois grès en fonction de la saturation en phase de séchage et d'imbibition. La perméabilité relative au gaz est mesurée en fonction du degré de saturation en eau. Le gaz injecté est de l'Argon U d'une pureté supérieure à 99%. La figure 1.15 illustre la dépendance des perméabilités relatives à l'histoire de saturation. Les cycles d'imbibition sont réalisés directement après le drainage et à partir du dernier degré de saturation abordé dans le cycle qui le précède. On peut observer le phénomène d'hystérésis des perméabilités relatives sur les trois matériaux. En imbibition, les courbes de perméabilités relatives au gaz (situées à gauche) présentent une variation plus rapide que les courbes de drainage. Les pores régissant la perméabilité au gaz sont donc caractérisés par des tailles inférieures à celles des pores dominants en drainage. Ces pores peuvent être identifiés aux gorges où se réalisent la déconnexion et le piégeage du gaz par Snap-off (Phénomène de percée capillaire discontinue) pour réduire la perméabilité au gaz.

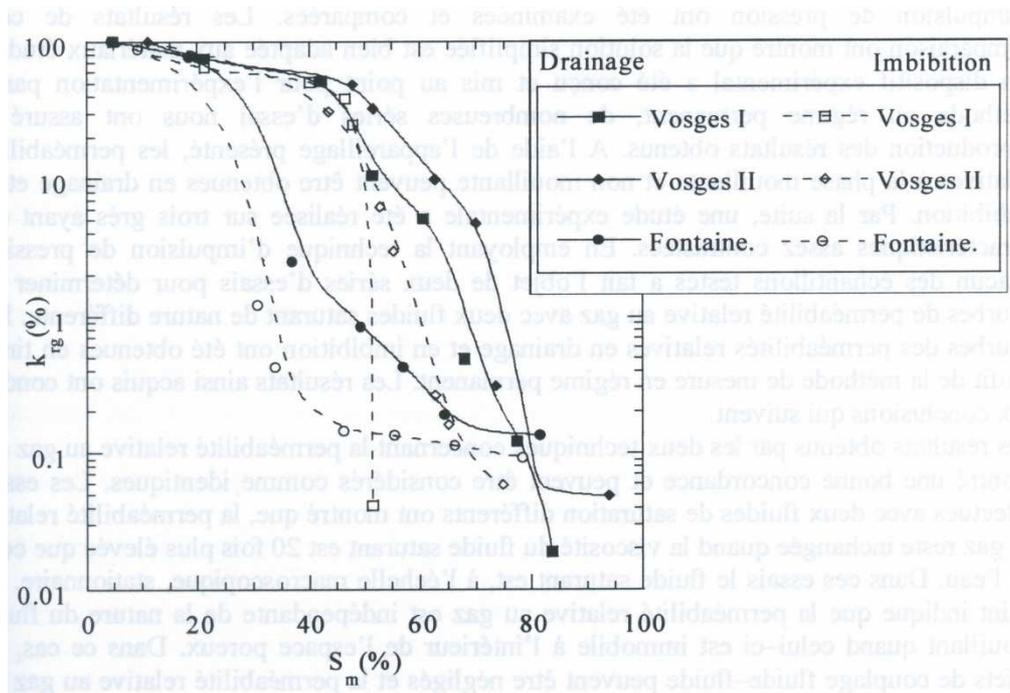


Figure 1.15 Comparaison des courbes de perméabilité relative au gaz en drainage et imbibition [Dana 99].

## 1.4 Effet thermique sur la perméabilité du béton

### 1.4.1 Effet de la température sur la microstructure du béton

La dégradation du béton soumis à haute température est diverse en fonction du chargement thermique appliqué (vitesse de montée en température, gamme de températures, type de béton...). Le chauffage induit différentes modifications sur ses propriétés [Torrenti 00], en particulier des changements de microstructure accompagnés d'une microfissuration d'où des pertes de performances hydrauliques, mécaniques et poro-mécaniques [Phan 00, Xu 03, Gaweska-Hager 04, Husem 06, Chen 09].

Cette microfissuration peut être mise en évidence en observant l'évolution de la porosité avec la température [Noumowe 95] (voir Figure 1.16). L'augmentation de température engendre une augmentation du volume poreux total ainsi que de la dimension des pores. En effet, les pores se développent dans la gamme des rayons supérieurs à 0.1  $\mu\text{m}$ . Cela est attribué à l'accroissement des pores dû à la perte en eau

du matériau, la déshydratation des hydrates, des hétérogénéités aux interfaces et de la microfissuration connectée [Noumowe 95].

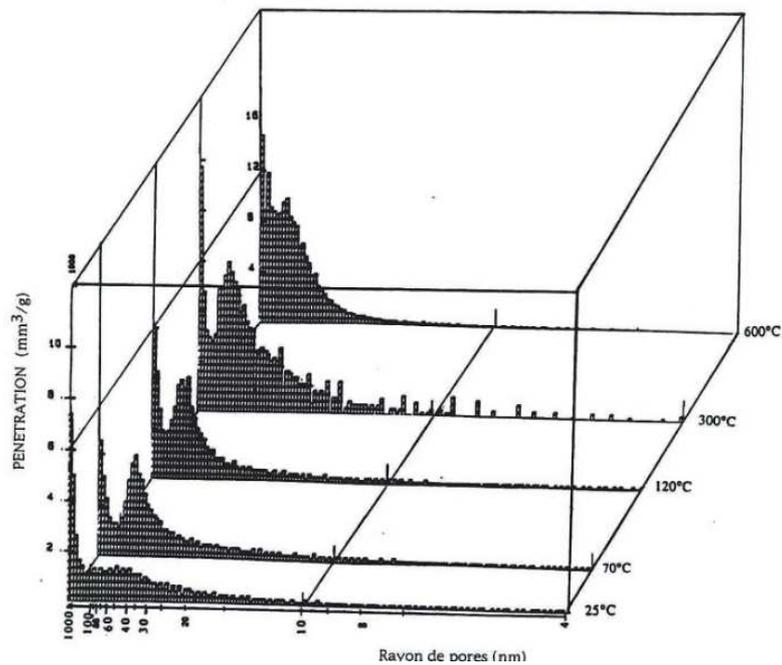


Figure 1.16: Distribution de la porosité pour un béton ordinaire chauffé jusqu'à 600 °C [Noumowe 95].

La figure 1.17 montre des photos de microscopie électronique à balayage pour des bétons chauffés jusqu'à 600°C, comprenant différents types de granulats [Gaweska-Hager 04]. Nous observons différents types de fissuration suivant le type de granulats présents : des fissures transgranulaires (pour les granulats quartz), des fissures autour de ces granulats (pour les trois types de granulats) et des fissures radiales allant d'un granulat à l'autre (pour les granulats silico-calcaires). Ainsi, la distribution granulaire et le type de granulats ont un rôle important à jouer dans la fissuration du béton à hautes températures.

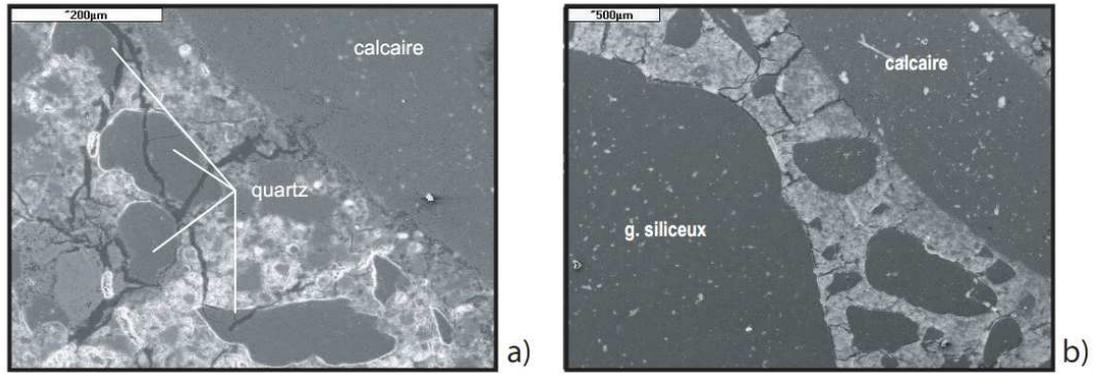


Figure 1.17: Fissuration de la pâte de ciment pour un béton chauffé à 600°C : (a) Granulats calcaires et quartz, (b) Granulats silico-calcaires [Gaweska-Hager 04] .

#### 1.4.1 Influence de la température sur la perméabilité du béton

Dans la littérature, de nombreux travaux expérimentaux étudient les effets de la température sur la perméabilité du béton. Certains ont mis en évidence l'évolution de la perméabilité après refroidissement du matériau, alors que d'autres ont montré l'évolution de la perméabilité sous température.

Tsimbrovska [Tsimbrovska 98] a étudié l'évolution de la perméabilité au gaz (azote) sur des mortiers et des bétons ordinaires soumis préalablement à un traitement thermique jusqu'à l'obtention de la masse constante à des températures comprises entre 105°C et 400°C. Toutes les éprouvettes en mortier (cylindres de diamètre 54 mm et de hauteur 30 mm) et en béton (cylindres de diamètre 150 mm et de hauteur 50 mm) sont soumises à une montée en température à 0.2°C/min. La figure 1.18 montre l'évolution de la perméabilité au gaz mesurée après refroidissement pour les mortiers et les bétons. La perméabilité du mortier et du béton à hautes performances augmente de deux ordres de grandeur, tandis que la perméabilité du mortier et du béton ordinaire a une augmentation d'un ordre de grandeur à 400°C par rapport à 105°C. Ceci est attribué à l'apparition de microfissures au sein des mortiers et des bétons avec la température, en particulier à l'augmentation du volume et de la taille des pores capillaires connectés. En effet, la perméabilité, qui est fortement influencée par la morphologie des pores, est extrêmement sensible à l'augmentation de la taille des pores et à la création de microfissures interconnectées. Il en résulte une augmentation

continue de la perméabilité des mortiers et des bétons avec la température de préfissuration.

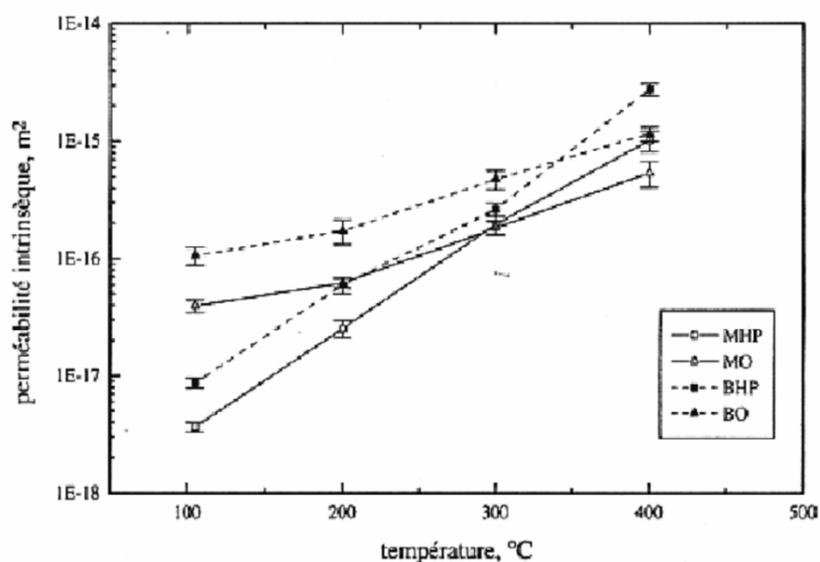


Figure 1.18 : Evolution de la perméabilité intrinsèque avec la température dans les mortiers et les bétons ordinaires et hautes performances [Tsimbrovska 98].

Les résultats obtenus par Lion [Lion 04] ont montré l'évolution de la perméabilité sous une température élevée et après refroidissement. Les mesures de la perméabilité au gaz (argon) ont été réalisées sur des éprouvettes cylindriques (diamètre 37 mm et hauteur 70 mm) en mortier ordinaire normalisé (E/C = 0,5) séché à 60°C (état de référence). Toutes les mortiers sont soumis à un traitement thermique à des températures de 150°C et 250°C jusqu'à l'obtention d'une masse constante (vitesse de montée en température de 1°C/min) pour mesurer ensuite la perméabilité résiduelle (après refroidissement). Les résultats ont montré une augmentation de la perméabilité apparente et intrinsèque jusqu'à sept fois (à 250 °C), voir figure 1.19.

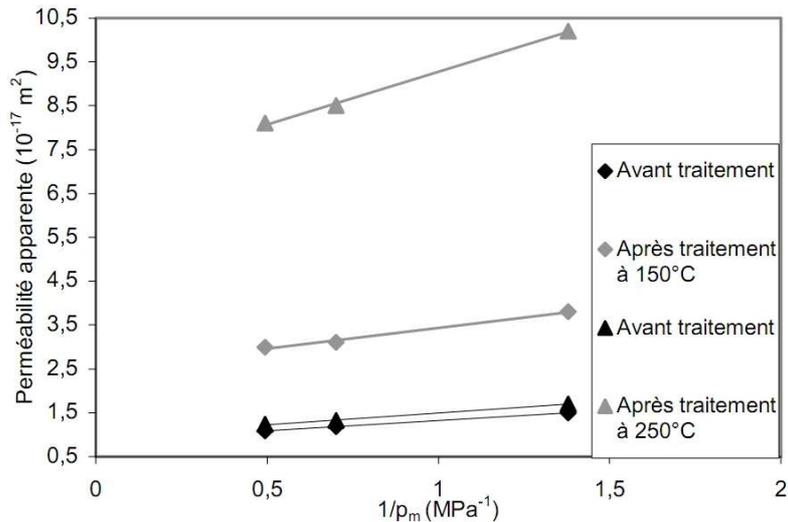


Figure 1.19 Variation de la perméabilité apparente en fonction de l'inverse de la pression moyenne de gaz. Mortier sain et préfissuré thermiquement [Lion 04]

Le coefficient de Klinkenberg  $\beta$  (Eq 1.5) diminue également après traitement thermique, ceci peut être lié à l'augmentation de la taille de pores. Nous observons une augmentation de la porosité (mesurée à l'éthanol) (14% pour l'état de référence et 16,9 % après un traitement à 250°C). Lion a expliqué l'augmentation de la perméabilité par une microfissuration thermique due à une déshydratation et une déformation thermique différentielle des constituants du mortier, accompagnée en plus d'un élargissement des pores.

Lion a également réalisé des essais de perméabilité sous température à 105°C et 200°C sur un mortier. Les résultats conduits sous un faible confinement (4MPa), ont mis en évidence une augmentation de trois ordres de grandeurs de la perméabilité intrinsèque du mortier sous 200°C par rapport à 20°C (après un séchage à 60°C). Egalement sous 105°C, une légère augmentation de la perméabilité intrinsèque et une légère diminution de la perméabilité apparente ont été observées, voir figure 1.20.

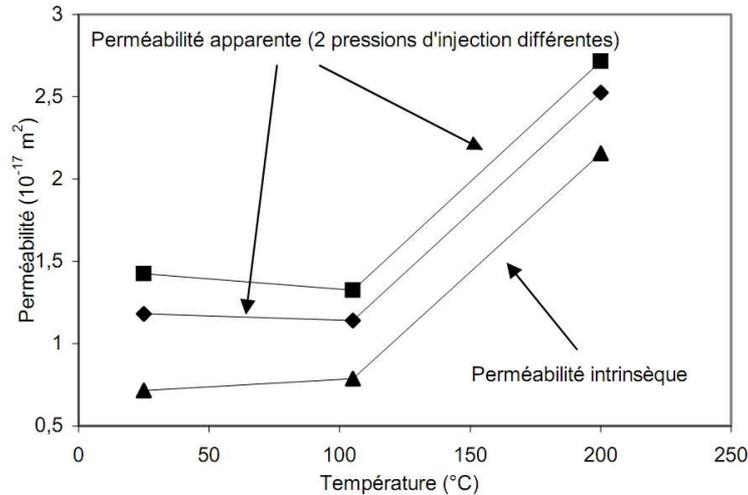


Figure 1.20 : Variation de la perméabilité apparente et de la perméabilité intrinsèque en fonction de la température [Lion 04].

Les explications de l'augmentation de la perméabilité intrinsèque sous température sont les mêmes que dans le cas de mesures réalisées après refroidissement : il s'agit de la microfissuration et de l'élargissement de la taille des pores avec la température.

Lion a aussi étudié l'évolution de la perméabilité en fonction de la pression de confinement pour le matériau sain et préfissuré par traitement thermique, voir figure 1.20. Il a montré l'influence de la microfissuration sur l'évolution de la perméabilité apparente en fonction de la contrainte hydrostatique. Les résultats montrent une très nette dépendance entre perméabilité apparente et la contrainte hydrostatique, plus la contrainte hydrostatique est élevée, plus la perméabilité apparente est faible. De plus, après le cycle de décharge, on note que la fermeture irréversible des microfissures s'accroît avec la température de préfissuration.

Les résultats sur le mortier préfissuré thermiquement permettent de mettre en évidence une modification de sa structure poreuse. Ainsi, une augmentation continue de la porosité et de la perméabilité est observée. Ceci montre qu'un important réseau de microfissures interconnectées a été créé. En effet, les mesures de la perméabilité à différents niveaux de contrainte hydrostatique montrent la fermeture progressive d'un réseau fissuré interconnecté qui constitue un chemin privilégié d'écoulement des fluides.

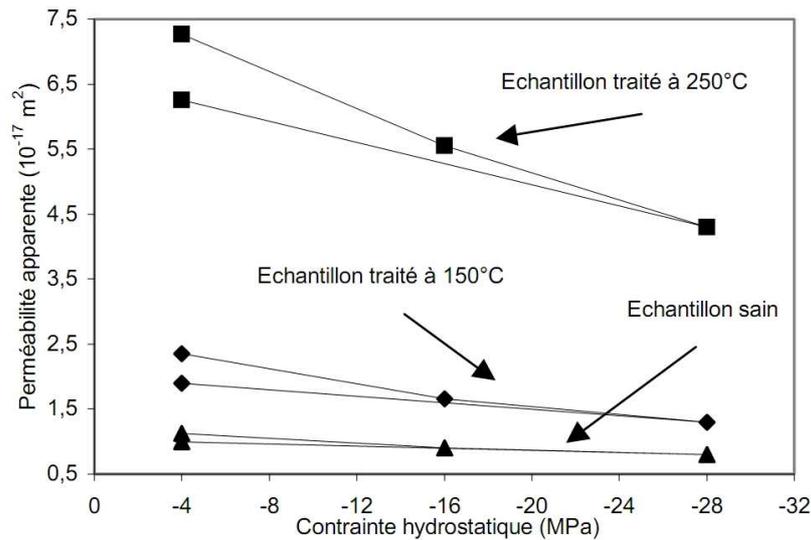
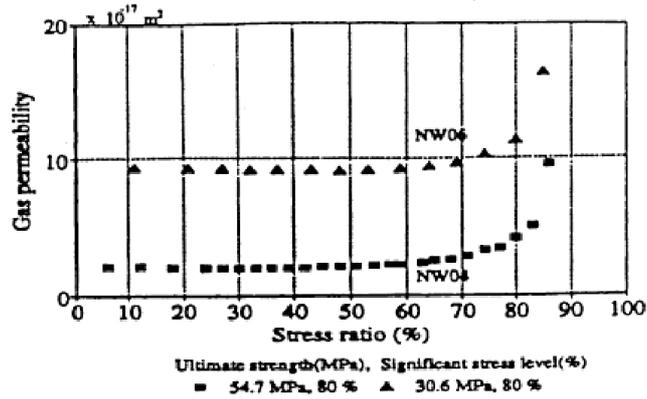


Figure 1.20 : Evolution de la perméabilité apparente (pression d'injection de 2MPa) en fonction de la contrainte hydrostatique. Mortier sain et préfissuré thermiquement [Lion 04].

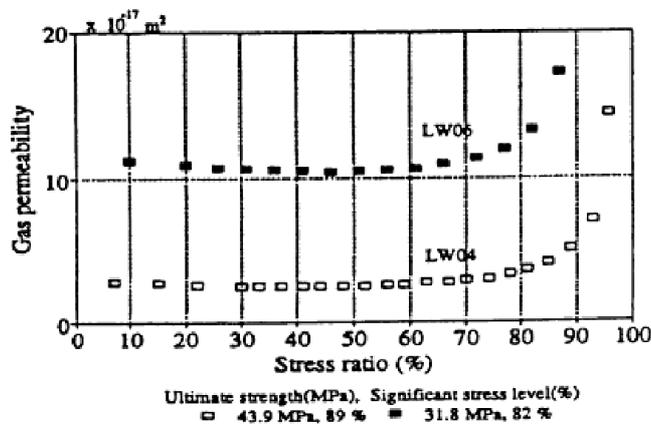
### 1.5 Effet de fissuration sur la perméabilité sous charge du béton

La sollicitation mécanique a une grande influence sur le comportement hydraulique du béton. D'après l'étude de Yurtdas [Yurtdas 03], lors de sollicitations en compression uniaxiale le matériau se dégrade progressivement dans la phase pré-pic, ce qui est visible sur l'évolution de la perméabilité. Les effets de la microfissuration mécanique diffuse (endommagement) se produisant au cours de cette phase ont été évalués à l'aide de paramètres globaux macroscopiques, tels que l'état de contrainte, l'état de déformation ou l'évolution de la raideur.

Sugiyama et al. [Sugiyama 96] ont étudié la perméabilité radiale au gaz (azote) sous chargement de compression uniaxiale d'un cylindre troué (diamètre extérieur de 150mm, diamètre intérieur de 75mm, hauteur de 230mm). Les résultats montrent une augmentation nette de la perméabilité à partir de la contrainte seuil comprise entre 76 % et 79 % de la contrainte ultime pour un béton ordinaire à granulats normal et à partir de 82 % et 89 % de la contrainte ultime pour un béton à granulats légers, voir figure 1.22.



(a)

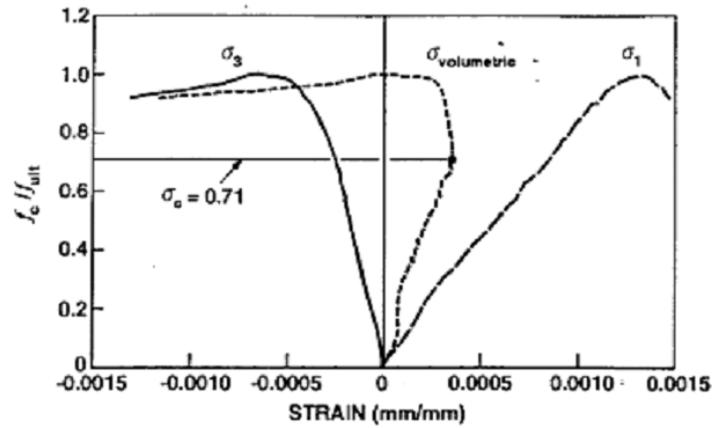


(b)

Figure 1.22 : Evolution de la perméabilité avec le taux de chargement mécanique pour (a) un béton à granulats normal et (b) un béton à granulats légers [Sugiyama 96].

Cette augmentation de perméabilité du béton sous compression uniaxiale est due au développement et à l'interconnexion des fissures au sein de la matrice solide.

Les résultats de Hearn et Lok [Hearn 98] sont similaires à ceux obtenus par Sugiyama et al. Ils ont trouvé que ce seuil est proche de 71% de la contrainte au pic à partir des mesures de la perméabilité axiale (la face latérale a été couverte d'un film étanche en silicone) au gaz (azote) sous chargement d'un cylindre en mortier, voir figure 1.23.



(a)

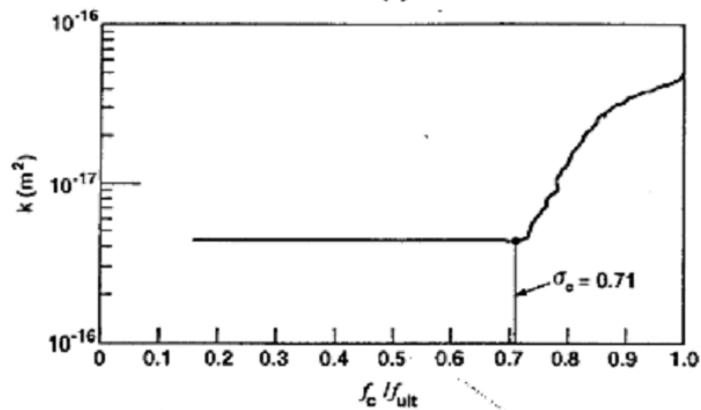


Figure 1.23 : (a) Réponse contrainte relative-déformation (axiale, transversale, volumique). (b) Perméabilité en fonction de la contrainte relative de l'éprouvette [Hearn 98].

Les études de Meziani et Skoczylas [Skoczylas 99] ont montré que la perméabilité d'un cylindre en mortier en compression triaxiale n'évolue que lorsque le déviateur de contraintes approche sa valeur limite, voir figure 1.24.

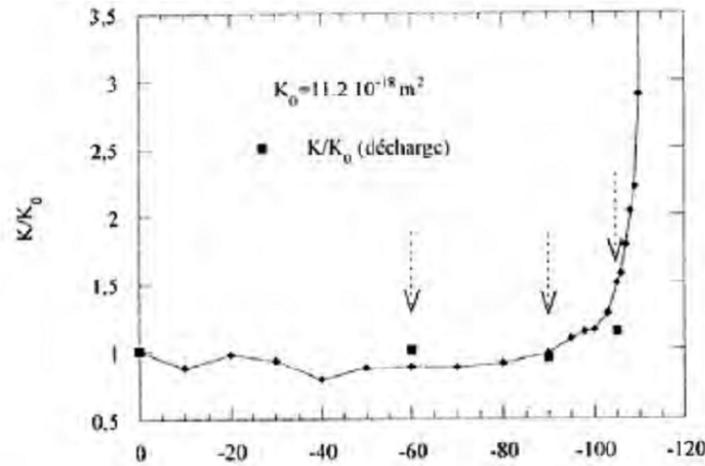


Figure 1.24 : Rapport de la perméabilité mesurée sous chargement ou après déchargement et la perméabilité initiale en fonction du déviateur appliqué en essai triaxial [Skoczylas 99]

La variation de la perméabilité sous charge présente la même allure et se distingue en trois phases : une phase de diminution de la perméabilité, qui est attribuée à la fermeture initiale de la porosité et des microfissures préexistantes, une phase où la perméabilité reste sensiblement constante que l'on justifie généralement par une compensation des effets de fermeture et d'apparition de nouvelles microfissures et une phase d'augmentation très nette de la perméabilité, correspondant à la dégradation du matériau lorsqu'on est près du pic. Cette augmentation est essentiellement liée à l'ouverture des microfissures sous chargement mécanique.

Les résultats des essais de Picandet et al. [Picandet 01] montrent que pour trois bétons étudiés (ordinaire, à haute performances et à hautes performances fibré), il existe un seuil de déformation se situant autour de 80% de la contrainte maximale à partir duquel la perméabilité augmente sensiblement. Ce seuil correspond à la microfissuration connectée au sein de l'échantillon. Au-delà de ce seuil, l'endommagement créé dans les bétons influence fortement la perméabilité de manière irréversible, voir figure 1.25.

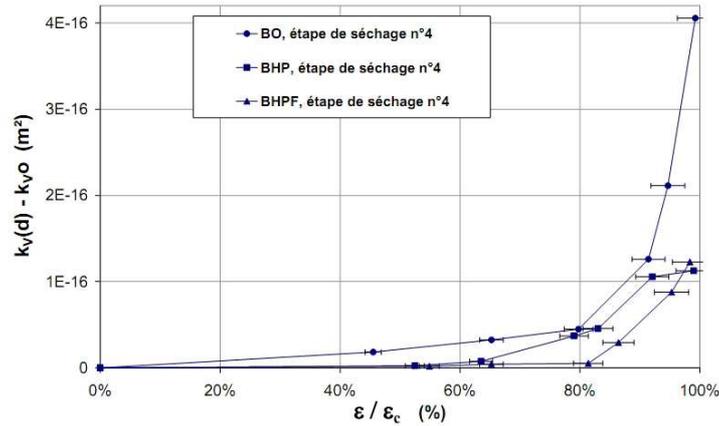


Figure 1.25: Evolution de la perméabilité de chaque béton en fonction du rapport de déformation [Picandet 01]

Dans la figure 1.26, les résultats obtenus par Choinska [Choinska 06] montrent clairement l'évolution de la perméabilité relative avec la contrainte subie pendant le chargement dans la phase pré-pic. La perméabilité relative diminue légèrement entre 40 et 60 % de la contrainte maximale. Lorsque le chargement atteint une valeur supérieure à 60 % de la contrainte maximale, la perméabilité augmente d'abord légèrement, puis significativement à partir de 80% de la contrainte maximale. Ceci est attribué à un réseau de microfissures interconnectées qui se propage dans la pâte de ciment à partir du chargement proche du pic.

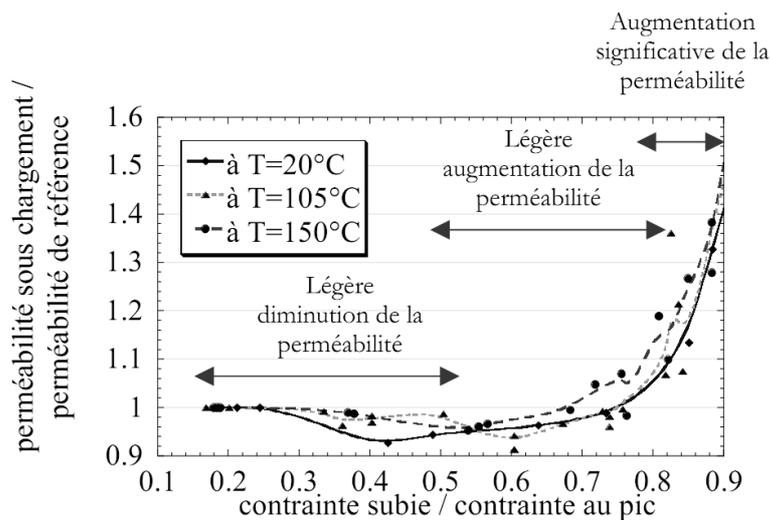


Figure 1.26: Variation de la perméabilité relative sous chargement avec la contrainte relative maximale subie pour trois températures [Choinska 06]

Les études rapportées dans les travaux de Chen [Chen 09] ont montré que la perméabilité normalisée  $K/K_0$  ( $K_0$  est la perméabilité obtenue avant chauffage) d'un mortier ( $E/C=0.5$ ) traité thermiquement en fonction de la contrainte déviatorique reste autour de 1 au début du chargement, jusqu'à ce que le phénomène de dilatance apparaisse. Ceci est identifié en tant que seuil de fissuration. Avec l'augmentation de la contrainte déviatorique, la fissuration se développe progressivement et la perméabilité normalisée augmente également. Ce seuil de fissuration apparaît vers 60 à 90% de la contrainte au pic. Cette variation est attribuée à la variabilité de l'orientation préférentielle des microfissures dans l'éprouvette, aux tailles relatives des microfissures et également à la pression de confinement appliquée. Comparant les résultats de Skoczylas [Skoczylas 99] présentés précédemment, nous ne constatons pas la phase de légère diminution de la perméabilité au début du chargement, ceci peut être attribué à la pression de confinement un peu élevée avec laquelle les microfissures préexistantes sont probablement déjà refermées.

Comme vu au paragraphe précédent, le traitement thermique modifie profondément la microstructure du matériau cimentaire. Les phénomènes de déshydratation et de déformation thermique des phases solides du matériau provoquent une fragilisation du squelette solide et une microfissuration accompagnée d'une augmentation de la taille des pores. Nous pouvons considérer le traitement thermique comme une préfissuration qui peut fragiliser le matériau. Sur la figure 1.27, nous constatons l'effet de la ductilité sur la variation de la perméabilité. En effet plus le matériau est fragile, plus la perméabilité augmente brutalement. Après traitement thermique à 200°C, 300°C et 400°C, quand le matériau est plus ductile, la perméabilité évolue beaucoup plus progressivement.

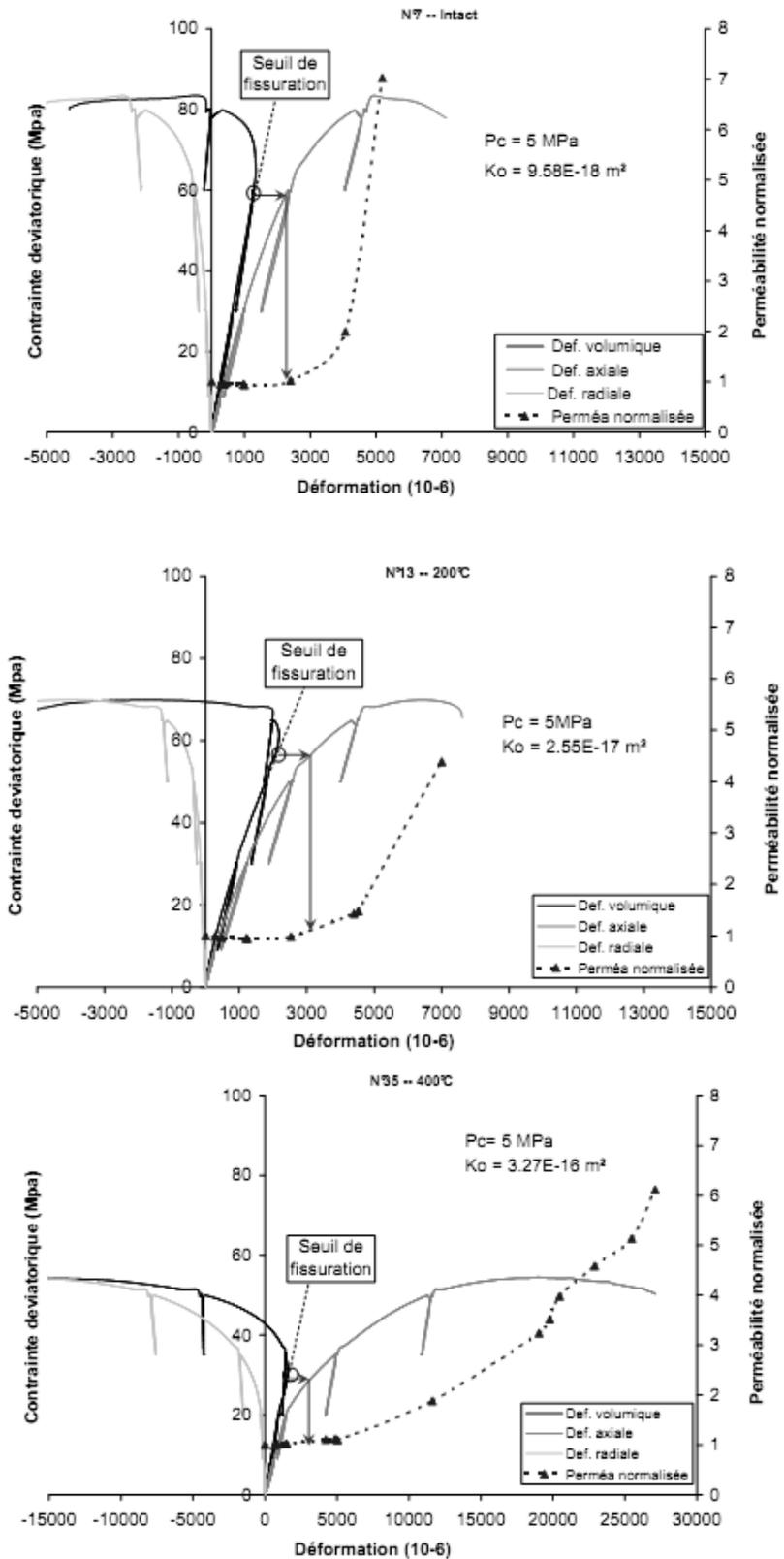


Figure 1.27 : Perméabilité sous charge avec une pression de confinement à 5MPa pour les mortiers normalisés E/C=0,5 intact et traités thermiquement à 200°C et 400°C [Chen 09].

## Conclusion

Le béton est un matériau hétérogène constitué d'une matrice cimentaire, fabriquée à partir d'eau et de ciment, et de granulats. Il crée un réseau poreux dans lequel les mouvements d'eau et les transferts de gaz sont possibles. Ainsi, les capacités de transfert du matériau sont fonction des propriétés microstructurales (porosité, distribution, tortuosité...).

Dans notre étude, les principales différences des bétons étudiés sont le rapport E/C et la nature du ciment. Plus le rapport E/C est grand, plus un volume poreux est important dans la microstructure. Un ciment contenant des additions de type laitiers, cendres volantes ou fumées de silice conduit à une porosité plus fine à cause du développement de réaction pouzzolanique des additions.

Nous avons présenté une analyse bibliographie relative à la microstructure poreuse des matériaux cimentaires et leurs propriétés mécanique et hydraulique, ainsi que l'évolution de la perméabilité sous l'effet de la saturation, la température et la fissuration.

Le degré de saturation en eau d'un matériau cimentaire est dépendant de l'humidité relative, de la température et de la durée de conservation du matériau. L'influence du degré de saturation du matériau sur sa perméabilité est liée à la teneur en eau et la continuité de cette phase liquide. Des études sur l'effet de la saturation sur la perméabilité montrent une différence de deux ou trois ordres de grandeur entre un matériau sec et un matériau saturé (phénomène d'hystérésis).

Certains résultats de la variation de la perméabilité du béton avec les effets de la température ont mis en évidence son influence sur la perméabilité. L'interaction entre les deux facteurs (microfissure et augmentation de pression de pores) est fortement liée aux phénomènes microstructuraux suivants : la fissuration thermique provoquée par la dilatation thermique différentielle entre pâte et granulat due à la déshydratation de la pâte de ciment qui modifie la porosité et la distribution de la taille des pores (à partir de 105°C selon Harmathy [Harmathy 65 et Harmathy 70] ; Bazant [Bazant 82] ; Baroghel-Bouny [Baroghel-Bouny 94] et Harada [Harada 96]) et l'augmentation de pression interne des pores. Les données expérimentales montrent que la perméabilité d'un mortier ou d'un béton augmente sous l'effet de la température.

Parmi les données expérimentales, nous pouvons mettre en évidence une interaction entre l'endommagement (microfissuration diffuse) et la perméabilité. Les résultats expérimentaux ont montré une augmentation de la perméabilité au gaz du béton sous un compression, à partir de 70-90% de la contrainte maximum. Cette contrainte entraîne le développement et l'interconnexion des microfissures dans la matrice cimentaire.

Le chapitre suivant expose la campagne expérimentale que nous avons développée pour cette étude. Nous présentons le matériel utilisé, les procédures expérimentales et la détermination des propriétés hydrauliques et mécaniques.

# Chapitre 2

## Description des méthodes expérimentales

### Introduction

Dans ce chapitre sont présentées la description des matériaux et leur préparation pour la campagne d'étude. L'objectif principal est de caractériser les effets thermiques et hydriques variables ainsi que ceux de la fissuration sur le comportement hydraulique et mécanique du béton. Dans les paragraphes suivants, les méthodes de mesure de la porosité, de la perméabilité et des propriétés mécaniques sont détaillées. Différents types d'essais sont décrits : les essais de perméabilité au gaz, les essais de compression hydrostatique et les essais de compression uniaxiale (à l'état sec). Le matériel utilisé et la procédure expérimentale adoptée sont également présentés.

### 2.1 Matériaux étudiés

#### Bétons Andra

Les principaux matériaux pour cette étude sont deux bétons industriels utilisés par l'Andra pour l'étude de faisabilité du stockage de déchets radioactifs en formation géologique profonde. Deux formulations de référence (Tableau 2.1) ont été établies par l'Andra et sont destinées aux ouvrages de stockage. La principale différence entre ces deux bétons est la nature du ciment utilisé (CPA-CEM I 52,5 PM ES CP2 ou Ciment CEM V/A 42,5). Ils sont constitués d'un des deux types de ciment, de sable (Calcaire lavé 0/4mm), de graviers calcaires (5 à 12 mm de diamètre) et d'adjuvant (super-plastifiant pour réduire le besoin en eau). Nous dénommons dans la suite ces bétons simplement «CEM I» et «CEM V».

<b>Nomination</b>	<b>CEM I</b>	<b>CEM V</b>
Compositions	CEM I 52,2 R	CEM V /A 42,5 N
Ciment	400 kg/m <sup>3</sup>	450 kg/m <sup>3</sup>
Sable (Calcaire lavé 0/4mm)	858 kg/m <sup>3</sup>	800 kg/m <sup>3</sup>
Gravillons (Calcaire lavé 5/12mm)	945 kg/m <sup>3</sup>	984 kg/m <sup>3</sup>
Super plastifiant (Glénium 27)	10 kg/m <sup>3</sup>	11,5 kg/m <sup>3</sup>
Eau	171 kg/m <sup>3</sup>	176,3 kg/m <sup>3</sup>
E/C	0,43	0,39

Tableau 2.1 : Formulation des bétons de l'étude.

Nous avons également testé un échantillon macrofissuré sur béton E/C=0,48 (dénommé CEM V\*) pour des essais de perméabilité. Il est constitué du même type de ciment que le béton CEM V (référence CEM V/A), de sable (Calcaire lavé 0/4mm), de graviers calcaires (5 à 12 mm de diamètre) et d'une proportion de 2,5 % de la masse de ciment en super-plastifiant qui vise à réduire le besoin en eau.

### **Mortier normalisé**

Nous avons également testé un mortier normalisé de rapport E/C=0,5, selon la norme EN 191-1. Il est constitué d'un ciment de type CEM II/B-M (LL-S) 32,5R fabriqué par Calcia TechnoCem et d'un sable normalisé (originaire de Leucate, France) composé uniquement de silice. Le ciment CEM II comprend de 65 à 79% de clinker, de 21 à 35% de laitier de haut fourneau et de calcaire (teneur totale en carbone organique < 0,20% en masse) et de 0 à 5% de constituants secondaires, comme l'indique la norme EN 197-1 (2000). La composition du mortier est présentée dans le Tableau 2.2.

<b>Composants</b>	<b>Dosage pondéral</b>	<b>Dosage volumique</b>
Ciment CEM II/B-M (LL-S) 32,5 R	450 kg	58%
Sable normalisé (Leucate)	1350 kg	16%
Eau	225 kg	26%
E/C	0,5	

Tableau 2.2 : Formulation du mortier normalisé.

## 2.2 Fabrication du béton

La fabrication a essentiellement concerné les deux bétons CEM I et CEM V. Nous avons suivi la même procédure que Flore Brue pour fabriquer les éprouvettes [Brue 09].

Le gâchage du béton a été réalisé dans un malaxeur (Controlab<sup>®</sup>) de 90 litres, voir figure 2.1. Le béton est coulé dans un moule métallique pour former des poutres de 100 cm de longueur, sur une hauteur de 15 cm et 15 cm de largeur (figure 2.2). Afin d'éviter toute dessiccation initiale, la surface du béton en contact avec l'air est couverte par une bâche plastique (figure 2.3).



Figure 2.1 : Malaxeur pour la fabrication.



Figure 2.2 : Moule métallique pour former des poutres.



Figure 2.3 : Moule métallique recouvert par une bâche plastique.

5 jours après le coulage, les poutres sont démoulées et ensuite placées dans un “bain” thermostaté à 20°C et saturé en chaux pendant six mois minimum (figure 2.4). Le phénomène de lixiviation est évité dans le bain thermostaté grâce à la saturation en chaux (figure 2.4). Ceci permet d’obtenir un matériau mature dont on suppose avoir achevé tout retrait endogène [Brue 09].



Figure 2.4 : Poutres en cure à l’eau (20°C±2°C).

La poutre est ensuite usinée à l’eau (carottage, tronçonnage et rectification) pour obtenir des éprouvettes cylindriques (figures 2.5, 2.6 et 2.7). L’eau permet d’évacuer la chaleur provoquée par les frottements d’usinage, cela évite d’endommager le matériau en surface et protège l’outil. De plus la dessiccation précoce des matériaux est également évitée. Pour assurer les différents essais mécaniques, les éprouvettes sont surfacées par une rectifieuse équipée d’une meule diamantée. La rectification des échantillons permet d’obtenir un bon état de parallélisme des faces supérieure et inférieure.



Figure 2.5 : Carottage des échantillons.

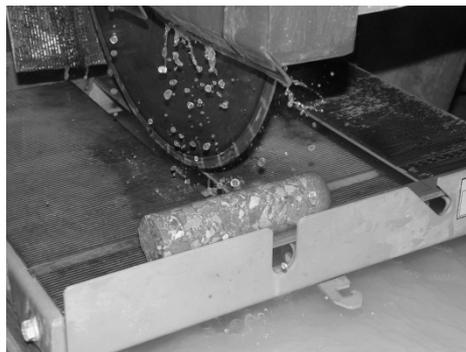


Figure 2.6 : Tronçonnage des échantillons.



Figure 2.7 : Rectification des échantillons.

## 2.3 Méthode de mesure de la perméabilité relative au gaz

Dans cette partie, nous présentons la méthode de mesure de la perméabilité relative au gaz sur les bétons Andra à l'état sain aux différentes saturations en eau. Les éprouvettes cylindriques en béton, la composition, la fabrication, la cure et la préparation des éprouvettes ont été présentées précédemment. Tout d'abord, la préparation des échantillons aux différentes humidité relative avec solution saline est présentée puis nous détaillons la technique de Pulse-Test pour mesurer la perméabilité effective, à la fin de cette partie, nous présentons la méthodologie pour la détermination de la perméabilité relative.

### 2.3.1 Préparation des échantillons

Après une maturation dans l'eau pendant une durée minimale de six mois, 9 échantillons de chaque béton (CEM I et CEM V) sont séchés soit à l'intérieur d'une étuve à une température de 60°C, soit aux différentes humidités relatives.

Pour obtenir les différentes humidités relatives, nous avons employé des solutions salines sursaturées. Les échantillons sont placés dans un récipient hermétique (dessiccateur) au-dessus d'une solution saturée en sel (figure 2.8). Cette solution impose une pression de vapeur saturante plus faible imposant une humidité relative (HR) dépendante du sel considéré. Une dizaine d'humidités différentes peuvent être obtenues à 20°C, dans une gamme allant de 3% à 100% d'HR. Les solutions salines utilisées sont présentées dans le tableau 2.3. Cette méthode a montré sa stabilité dans le temps. La température est contrôlée à 20°C par un climatiseur dans la salle d'essai afin d'éviter les perturbations d'humidité relative.



Figure 2.8 : Photo des dessiccateurs.

Sel	Formule	Humidité relative (%)
Chlorure de lithium	LiCl	11
Carbonate de potassium	K <sub>2</sub> CO <sub>3</sub>	43
Bromure de sodium	NaBr	59
Iodure de potassium	KI	70
Chlorure de sodium	NaCl	75
Chlorure de potassium	KCl	85
Nitrate de potassium	KNO <sub>3</sub>	92
Sulfate de potassium	K <sub>2</sub> SO <sub>4</sub>	98

Tableau 2.3 : Récapitulatif des solutions salines employées à 20°C.

Nous avons choisi les 8 HR suivantes : 98%, 92%, 85%, 75%, 70%, 59%, 43% et 11% pour la désaturation et resaturation à même HR. Le poids des échantillons est régulièrement relevé au moyen d'une balance de précision de à 0,01g jusqu'à obtenir une masse constante (la masse constante signifie que la masse varie de plus ou moins de 0,01g sur deux jours pour un échantillon).

### 2.3.2 Mesure de la perméabilité effective par Pulse-Test

Nous présentons ici la méthode expérimentale destinée à mesurer la perméabilité relative au gaz par pulse-test en fonction du degré de saturation en eau du matériau. Le gaz injecté est de l'Argon U d'une pureté supérieure à 99% et sera assimilé à un gaz parfait dans la suite de l'étude.

Le principe de la technique de pulse-test est :

- Mise en place du confinement (supérieur à la pression d'injection) et de la pression statique d'injection de gaz ( $P_i$ ) aux deux extrémités de l'échantillon ;
- Une surpression ( $\Delta P_i$ ) est appliquée sur l'une des extrémités. L'évolution de la différence de pression est mesurée au cours du temps ;
- $\Delta P_i(t)$  est analysée à l'aide de techniques de dépouillement numérique ou analytique simplifiées.

Le dispositif de l'essai est présenté sur la figure 2.9. Il comprend une cellule hydrostatique de capacité 60MPa (figure 2.10), une pompe manuelle Enerpac<sup>®</sup> assurant le confinement et «un tableau gaz» lui-même est composé d'un réservoir

d'alimentation en gaz (Argon U), d'un manomètre détenteur haute pression, de deux réservoirs tampons, d'un manomètre digital permettant la mesure de la pression d'injection et d'un capteur de pression différentielle, voir figure 2.11.

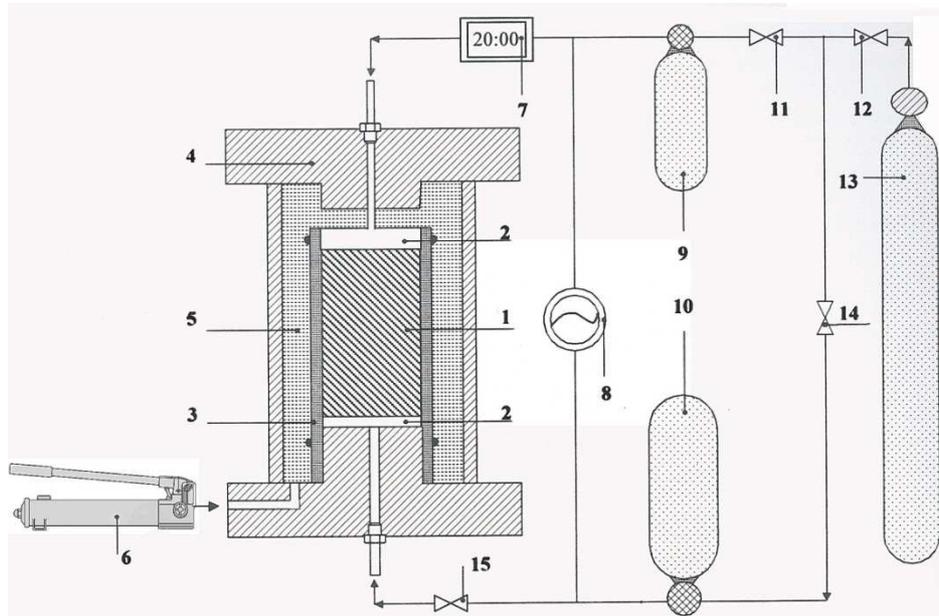


Figure 2.9: Schématisation du dispositif d'essai perméabilité en pulse-test avec:

- |   |  |
|---|--|
| (1) Echantillon                         | (7) Manomètre digital                      |
| (2) Tige de drainage                    | (8) Manomètre différentiel                 |
| (3) Jaquette de Vitton <sup>®</sup>     | (9) (10) Réservoirs tampons                |
| (4) Cellule hydrostatique               | (11) (12) (14) (15) Vannes de contrôle     |
| (5) Huile de confinement                | (13) Réservoir d'alimentation en gaz Argon |
| (6) Pompe manuelle Enerpac <sup>®</sup> |  |



Figure 2.10 : Cellule hydrostatique.



Figure 2.11 : Dispositif de mesure de la perméabilité au gaz en pulse-test.

L'échantillon est placé sur l'embase inférieure de la cellule et est entouré par une jacquette en Vitton® pour la protection et l'étanchéité avec l'huile de confinement. Il est fixé à l'aide de deux colliers sur l'embase inférieure et la tige de drainage

supérieure. Une huile hydraulique (HF95Y) est utilisée en tant que fluide de confinement.

Dans notre cas, l'échantillon est d'abord confiné à une pression hydrostatique de 5MPa. Ensuite, une pression statique de gaz  $P_i=2\text{MPa}$  est appliquée aux deux extrémités. Les deux réservoirs sont à la même pression, permettant ainsi d'avoir une pression interstitielle homogène au sein de l'échantillon. Après une heure de stabilisation, une légère surpression d'injection  $\Delta P_i=0,05\text{MPa}$  est appliquée à une seule extrémité (en haute). Après 15 minutes d'équilibre de la pression dans le réservoir tampon (9 et 10), la vanne 15 est ouverte pour laisser diffuser le gaz à travers l'échantillon. Nous mesurons la dissipation de cette surpression  $\Delta P(t) = P_2(t) - P_1(t)$  en fonction du temps à l'aide du capteur de pression différentielle. La figure 2.12 donne la représentation schématique de ce principe.

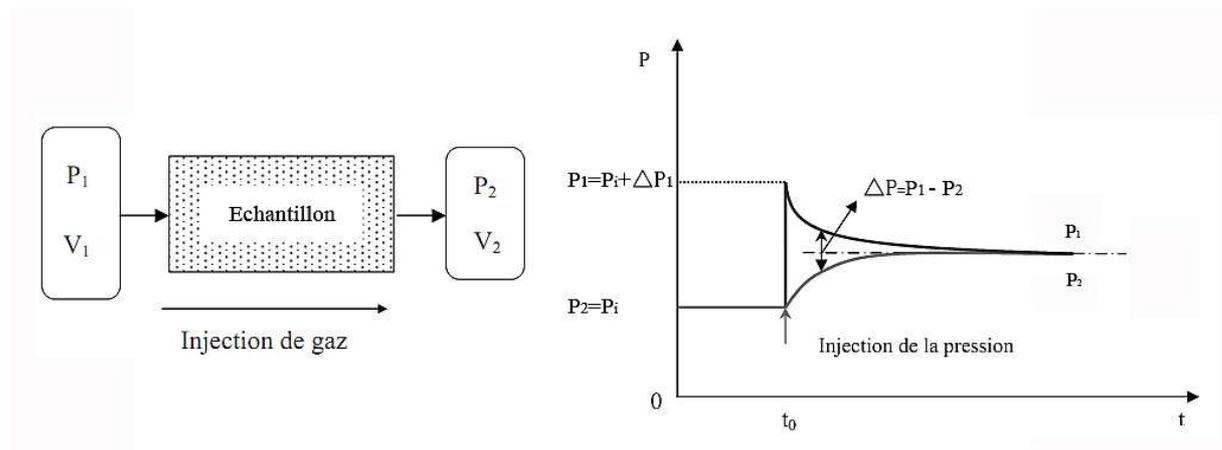


Figure 2.12 : Présentation schématique de l'essai de perméabilité au gaz et des conditions aux limites.

à l'instant  $t=0$ ,  $P_1=P_2=P_i$

à l'instant  $t=t_0$ ,  $P_1=P_i+\Delta P_1$  ;  $P_2=P_i$

à l'instant  $t>t_0$ ,  $P_1=P_1(t)$  ;  $P_2=P_2(t)$

à l'instant  $t$  final,  $P_1=P_2=P_f$  ( $P_f$  : Pression de gaz finale)

La méthode analytique a été validée dans d'autres études [Dana 99, Skoczylas 03] pour calculer la perméabilité. L'expression simplifiée de l'évolution de la pression différentielle en fonction du temps suit une loi exponentielle, présentée dans les équations (2.1 et 2.2):

$$\Delta P(t) = \Delta P_i e^{-ct} \quad (2.1)$$

où  $c$  est défini par:

$$c = \frac{k_a A}{\mu h} \left( \frac{1}{V_1} + \frac{1}{V_2} \right) P_f \quad (2.2)$$

où  $k_a$  est la perméabilité apparente au gaz ( $m^2$ ),  $A$  est la surface de la section transversale ( $m^2$ ),  $h$  est la longueur de l'éprouvette (m),  $\mu$  est la viscosité dynamique du fluide injecté (Pa.s),  $V_1$  et  $V_2$  sont les volumes des deux réservoirs tampons ( $m^3$ ) et  $P_f$  est la pression de gaz finale (Pa).

### 2.3.3 Méthodologie pour la détermination de la perméabilité relative

Les mesures des perméabilités au gaz en pulse-test se font à des niveaux de saturation en eau en phase désorption et sorption. Pour chaque échantillon nous avons choisi la méthodologie suivante :

- Pesée initiale et mesure de volume au pied à coulisse de l'échantillon ;
- Mise en équilibre à 9 humidités relatives différentes jusqu'à masse constante (en phase désorption), puis mesure de la perméabilité effective au gaz  $K_{eff}$  par la technique du pulse test.
- Séchage de l'échantillon à 60°C jusqu'à masse constante, puis mesure de la perméabilité intrinsèque  $K_{int}$  et de la saturation en eau. Cette dernière est calculée par l'équation 2.3, avec la masse saturée de l'échantillon qui est obtenue à la suite des 6 mois de maturation dans l'eau ;

$$K_{rg}(S_w) = \frac{K_{eff}(S_w)}{K_{int}} \quad (2.3)$$

- De nouveau mise à l'équilibre à la même HR% jusqu'à masse constante (en phase sorption). Cette étape permet d'évaluer l'hystérésis des phénomènes de séchage-imbibition pour les bétons, puis on mesure la perméabilité effective à plusieurs niveaux de saturation jusqu'à l'état stable.

## 2.4 Méthode de mesure de la perméabilité sous température élevée

Dans cette partie, nous présentons la méthode de mesure de la perméabilité sous température élevée. Cette étude a concernée à la fois le mortier normalisé E/C=0,5 et le béton CEM V, à l'état sec ou partiellement saturé. Tout d'abord, nous présentons la préparation des échantillons aux différents états de saturation, puis nous détaillons la technique de régime quasi-permanent pour mesurer la perméabilité apparente. A la

fin de cette partie, nous présentons la méthodologie pour la détermination de la perméabilité sous température élevée.

### **2.4.1 Préparation des échantillons**

#### **Echantillon sain à l'état sec**

Dans notre étude, le mode de séchage est le même pour tous les matériaux, mortiers et bétons. Après carottage et tronçonnage, les échantillons sont séchés dans une étuve à 60°C jusqu'à stabilisation de la masse. La température de 60°C est considérée comme l'état de référence sec de tous les essais, afin de caractériser le matériau sain.

#### **Echantillon sain à l'état humide**

Les échantillons humides de mortier normalisé et de béton CEM V sont préparés sous humidité relative donnée (60%). Cette humidité relative est pilotée par une enceinte climatique qui permet de réguler à la fois température et humidité. Le degré de saturation en eau est défini par l'équation 1.6 (§1.1.3.2).

### **2.4.2 Mesure de la perméabilité par régime quasi-permanent**

Le test que nous avons effectué est un essai en régime quasi-permanent d'injection. Ce test présente l'avantage de la simplicité et de fournir une mesure directe de la perméabilité par l'application de la loi de Darcy. Les mesures de perméabilité sont réalisées en utilisant de l'argon comme fluide. La disposition de l'échantillon est identique au cas précédent (i.e. montage d'un échantillon cylindrique dans une cellule hydrostatique). Les conditions d'essai consistent à soumettre l'échantillon à une pression  $P_i$  sur une de ses faces et de drainer librement l'autre face à une pression  $P_o$  (pression atmosphérique). Après mesure du débit d'injection  $Q$  l'application de la loi de Darcy donne la perméabilité  $K$  (équation 2.4). Le montage utilisé pour l'essai en régime permanent est schématisé par la figure 2.13.

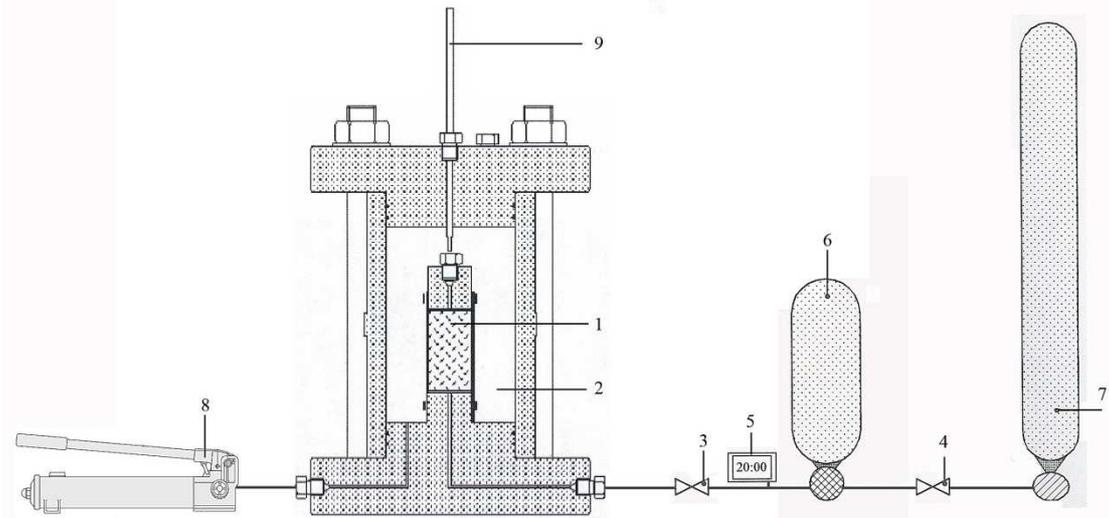


Figure 2.13 : Schématisation du dispositif de mesure de la perméabilité en régime quasi-permanent avec:

- |                            |   |
|----------------------------|---|
| (1) Echantillon            | (6) Réservoir tampon                      |
| (2) Huile de confinement   | (7) Réservoir d'alimentation en gaz Argon |
| (3) (4) Vannes de contrôle | (8) Pompe manuelle Enerpac®               |
| (5) Manomètre digital      | (9) Tige de drainage                      |

Tout d'abord, nous injectons le gaz à une pression  $P_i$  dans l'échantillon via un réservoir tampon de 0,2 litres. Nous avons maintenu cette injection jusqu'à obtenir un régime d'écoulement permanent. La pression de sortie est toujours égale à la pression atmosphérique. Après, nous fermons la vanne 4, ce qui entraîne une chute de pression que nous limitons à une faible valeur (0,05MPa) obtenue pendant un temps  $\Delta t$ . L'essai est en conditions isothermes et nous évaluons le débit volumique moyen par:

$$Q_m = \frac{V_r \Delta P_i}{P_{\text{moy}} \Delta t} \quad (2.4)$$

où  $V_r$  est le volume du réservoir tampon et des tuyauteries et  $P_{\text{moy}}$  la pression moyenne d'injection donnée par :

$$P_{\text{moy}} = P_i - \frac{\Delta P_i}{2} \quad (2.5)$$

Le champ de pression dans l'échantillon est défini par:

$$P(x) = \sqrt{P_i^2 \left(1 - \frac{x}{L}\right) + P_0^2 \frac{x}{L}} \quad (2.6)$$

avec  $L$  : longueur de l'échantillon.

La loi de Darcy s'écrit pour un écoulement unidimensionnel :

$$V_x = -\frac{K_x}{\mu} \frac{dP(x)}{dx} \quad (2.7)$$

où  $\mu$  viscosité du gaz :  $2,2 \times 10^{-5}$  Pa.s et  $K_x$  la perméabilité mesurée suivant la direction axiale.

L'utilisation des relations précédentes (2.4 ; 2.5 ; 2.6 et 2.7) nous permet de calculer la perméabilité  $K_x$  par:

$$K_x = \frac{\mu Q_m}{A} \frac{2LP_{\text{moy}}}{(P_{\text{moy}}^2 - P_0^2)} \quad (2.8)$$

Les deux matériaux (mortier normalisé et béton CEM V) ont des hauteurs similaires de 74mm environ et un diamètre de 37,7mm. Les échantillons ont été testés avec une pression d'injection de gaz (Argon) de 1,5MPa et un confinement de 5MPa. L'objectif est de suivre la perméabilité au gaz pendant la montée en température et lors de son maintien, afin de mesurer son évolution temporelle, et de détecter si un effet bouchon se produit.

Une cellule hydrostatique améliorée a été conçue au laboratoire pour les essais de perméabilité sous température élevée, depuis la température ambiante jusqu'à 200°C [Lion 05a; Chen 09], voir Figure 2.14 ; 2.15 ; 2.16, avec l'utilisation d'une huile spéciale pour haute température (huile HAFA CIF 300). Le chauffage est assuré par des colliers chauffants placé à la périphérie du fût de la cellule hydrostatique.

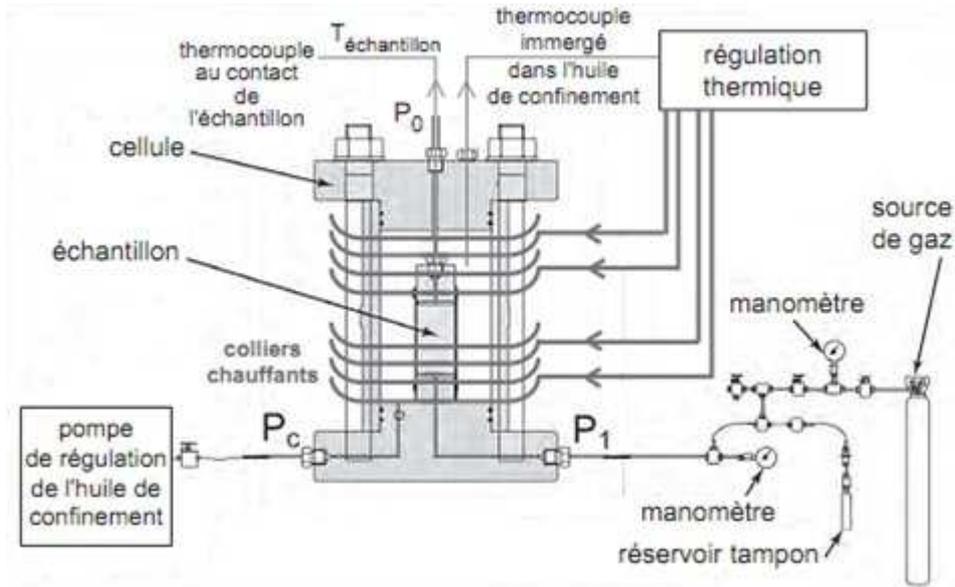


Figure 2.14 : Dispositif de mesure de la perméabilité au gaz sous température élevée [Chen 09].

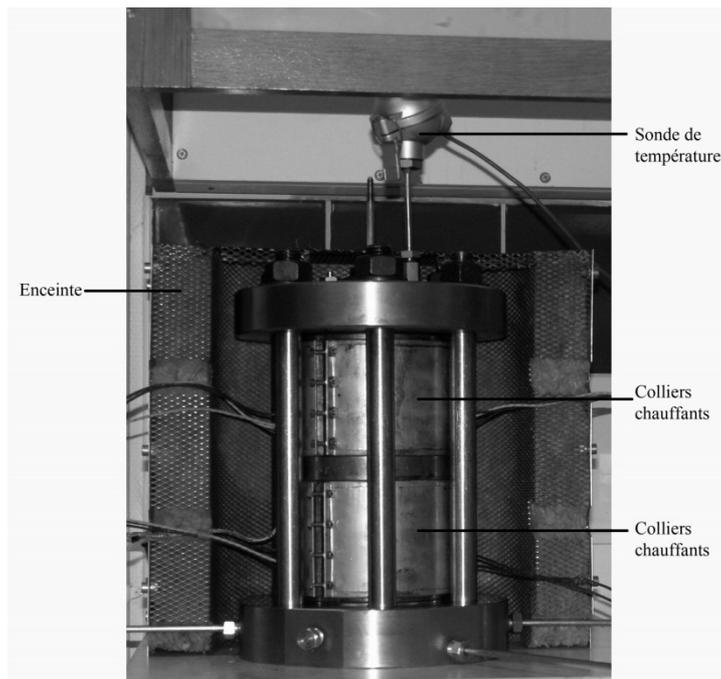


Figure 2.15 : Vue de la cellule hydrostatique adaptée aux températures élevées.

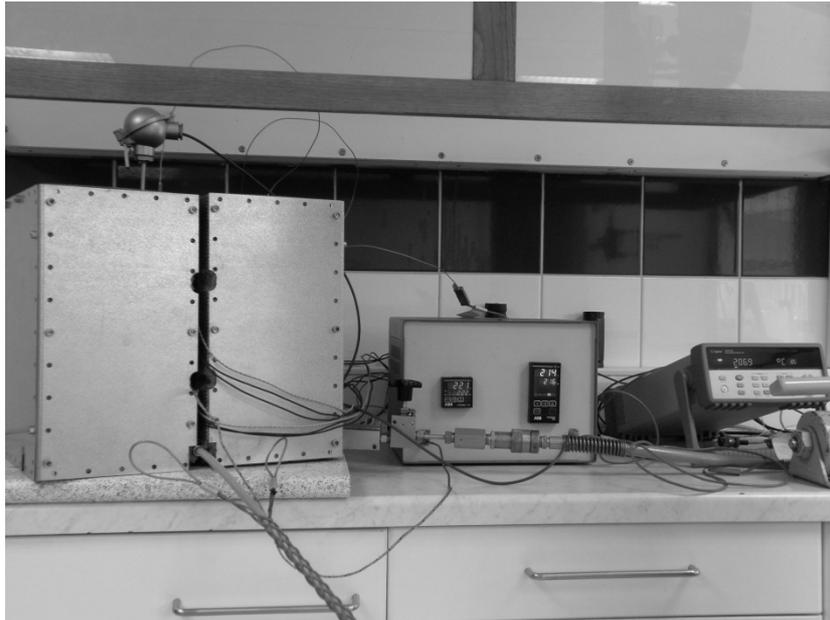


Figure 2.16 : Vue de la cellule hydrostatique au cours de l'essai de perméabilité sous température élevée.

Les essais se sont déroulés sur trois cycles de chauffage/refroidissement successifs : 20→60°C ; 20→105°C et 20→200°C pour chaque matériau. Tout au long du chauffage, nous mesurons la perméabilité apparente au gaz (on l'appelle mesure de perméabilité « en continu ») et en régime quasi-permanent d'injection. La vitesse de chauffage est toujours lente par rapport au temps nécessaire pour la mesure de perméabilité. Le tableau 2.4 résume l'ensemble des cycles thermiques qu'ont subis les différents échantillons.

	20°C-60°C	20°C-105°C	20°C-200°C
Vitesse de chauffage en valeur moyenne (°C/min)	1,41±6.2%	2,49±4.5%	4,91±4.9%

Tableau 2.4 : Cycles de chauffage appliqués aux matériaux.



Figure 2.17 : Dispositif de mesure de la perméabilité au gaz en régime permanent sous température élevée.

Lors de la mesure, le gaz est injecté par un tableau gaz mobile (figure 2.17) à température ambiante. En régime quasi-permanent, l'entrée de cellule est plus chaude que le tableau de gaz. Ainsi, le débit volumique déduit de l'équation 2.9 est différent du débit volumique en entrée de cellule, tandis que le débit massique est constant. Il faut aussi tenir compte de la viscosité qui varie avec la température selon l'équation 2.10.

$$Q_v(T) = \left( \frac{T}{T_0} \right) Q_0 ; T_0 = 293K \quad (2.9)$$

$$\mu(T) = \mu_{\text{ref}} \left( \frac{T}{T_0} \right)^{0.72} \quad (2.10)$$

$T$  et  $T_0$  (température ambiante 20°C) sont exprimées en K et  $\mu_{\text{ref}} = 2,2 \times 10^{-5}$  Pa.s (viscosité de l'Argon à 20°C). A cette correction il faut ajouter celle qui permet de calculer le débit volumique  $Q_v(T)$ . A pression constante et pour un gaz parfait on a :

$$\frac{P}{\rho(T)} = \text{constante } T \text{ d'ou } \rho(T) = \left( \frac{T_0}{T} \right) \rho_0 \quad (2.11)$$

Si  $Q$  est le débit massique (constant en régime permanent), le débit volumique est

défini par  $Q_v(T)=Q/\rho(T)$ . La pression d'injection varie de  $\Delta P_i$  dans le réservoir tampon pendant une variation de température  $\Delta t$ . A volume constant  $V_r$ , il a donc percolé à la pression moyenne  $P_{moy}$  :

$$\Delta m = \Delta \rho V_r = \rho_{(T)} \frac{\Delta P_i}{P_{moy}} V_r = Q \Delta t \quad (2.12)$$

En remplaçant les équations 2.9 ; 2.11 et 2.12 en conditions de température T et en remplaçant  $\rho_0$  par  $\rho_{(T)}$ , on trouve le débit volumique :

$$Q_v(T) = \frac{T}{T_0} \frac{\Delta P_i}{P_{moy}} \frac{V_r}{\Delta t} \quad (2.13)$$

La perméabilité, notée  $K_x(T)$  se calcule alors avec l'équation 2.14 dans laquelle on prendra  $\mu(T)$  (équation 2.10) et  $Q_v(T)$  (équation 2.13). On voit ainsi que la correction à apporter sur la mesure à température ambiante sera :

$$K_x(T) = \left( \frac{T}{T_0} \right)^{1.72} K_x(T_0) \quad (2.14)$$

L'évolution de la viscosité des gaz en fonction de la température est opposée à celle des liquides. En effet, si la viscosité des liquides diminue pour une augmentation de température, celle des gaz augmente. Le tableau 2.5 présente les valeurs de la viscosité de l'argon à différentes températures [Cook 61].

Température (°C)	Viscosité dynamique de l'argon (Pa.s)
25	$2,269 \cdot 10^{-5}$
55	$2,448 \cdot 10^{-5}$
75	$2,565 \cdot 10^{-5}$
105	$2,729 \cdot 10^{-5}$
125	$2,842 \cdot 10^{-5}$
155	$3,008 \cdot 10^{-5}$
175	$3,109 \cdot 10^{-5}$
205	$3,252 \cdot 10^{-5}$
225	$3,332 \cdot 10^{-5}$

Tableau 2.5 : Evolution de la viscosité de l'argon en fonction de la température, d'après Cook [Cook 1961].

### 2.4.3 Méthodologie pour la détermination de la perméabilité apparente sous température élevée

Nous avons adopté la méthode suivante en utilisant le montage présenté dans les figures 2.16 et 2.17 :

- 1) Mesure de la perméabilité à température ambiante (20°C) avant chauffage ;
- 2) Mesure de la perméabilité à température progressivement croissante jusqu'à la température ciblée (60°C ; 105°C et 200°C) ;
- 3) Mesure de la perméabilité à température ambiante après le refroidissement.

### 2.5 Méthode de mesure de la perméabilité au gaz en alternant des cycles chaud-froid

Dans cette partie nous présentons les mesures de la perméabilité au gaz alternant des cycles chaud-froid sur les échantillons secs et partiellement saturés pour les deux bétons sains. Sur l'échantillon sec, nous pouvons isoler l'effet de la dilatation, tandis que sur l'échantillon partiellement saturé nous pouvons ajouter l'influence des contrastes dilatométriques eau/béton.

L'échantillon est d'abord testé sous température ambiante puis successivement au "froid" (4 à 5°C) et au "chaud" (30 à 50°C). L'ambiance froide est assurée en plaçant la cellule dans un réfrigérateur avec un fin contrôle de la température intérieure (figure 2.18). L'ambiance chaude est régulée par des colliers chauffants comme dans le cas précédent (Figure 2.19).



Figure 2.18 : Dispositif de mesure de perméabilité en ambiance froide.



Figure 2.19 : Dispositif de mesure de perméabilité en ambiance chaude.

### **2.5.1 Méthodologie pour la détermination de la perméabilité en ambiance chaude et froide**

Nous avons adopté la méthode suivante :

- 1) Mesure de la perméabilité à température ambiante (20°C) ;
- 2) Mesure de la perméabilité à 5°C, l'ensemble (cellule et échantillon) est conservé dans un réfrigérateur pendant 6 heures, (figure 2.18).
- 3) Mesure de la perméabilité à 30°C puis à 50°C : nous utilisons la même méthode de chauffage dans le cas précédent. Pour assurer une température homogène au sein de l'échantillon, le chauffage est maintenu au moins 6 heures après avoir atteint à 30°C ou 50°C.
- 4) Mesure de la perméabilité résiduelle à 20°C et à 5°C.

## **2.6 Méthode de mesure de la perméabilité sur béton macrofissuré**

### **2.6.1 Préparation des échantillons**

Dans cette partie, nous présentons la méthode de mesure de la perméabilité sur le béton CEM V macrofissuré. Les deux échantillons de CEM V sont également séchés à 60°C jusqu'à stabilisation de la masse avant d'être macrofissurés. La fissure par fendage dans le plan diamétral de l'échantillon est réalisée manuellement à l'aide d'une presse Zwick<sup>®</sup>, voir figure 2.20. Un échantillon macrofissuré par fendage de

béton est présenté en figure 2.21. L'échantillon est nécessairement enveloppé par une couche adhésive afin d'éviter le risque d'éclatement de l'échantillon au moment du fendage. Les fissures sont bien obtenues dans le plan diamétral, mais il n'est pas possible de contrôler leur ouverture initiale à cause de la rapide propagation (et ouverture) de la fissure.

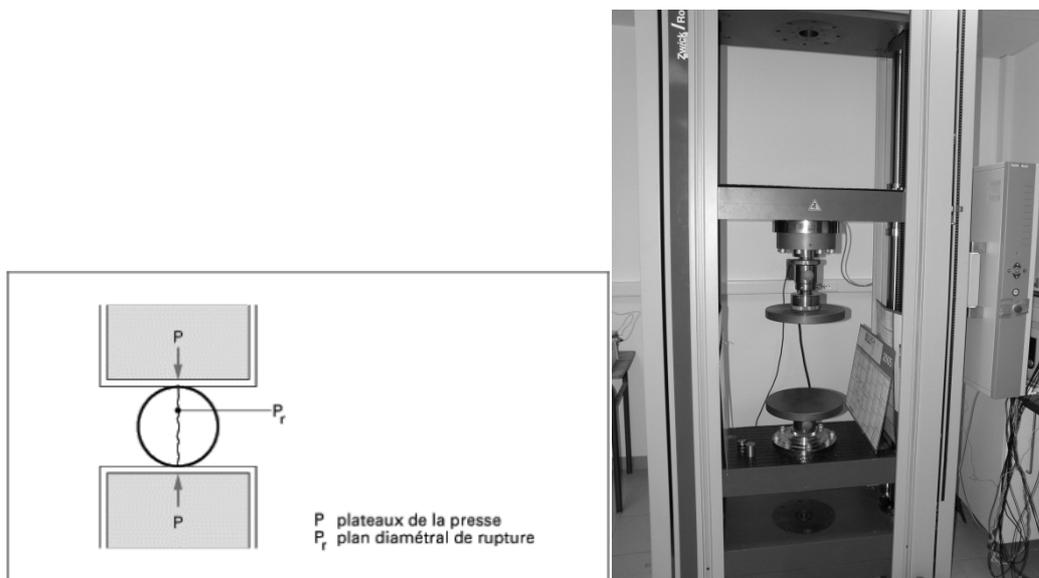


Figure 2.20 : Schématisation du fendage et la presse Zwick®.

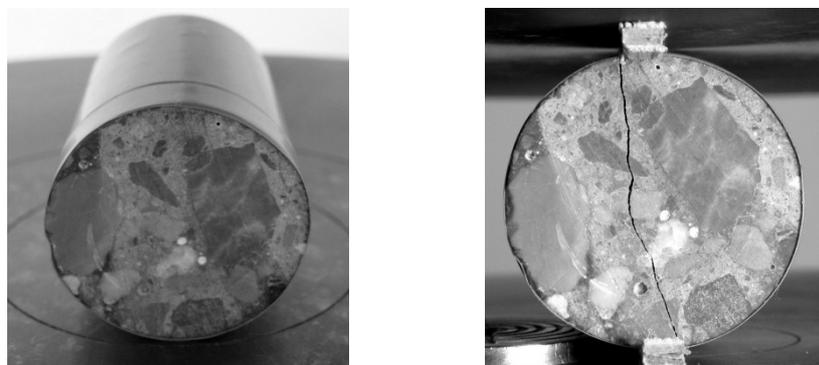


Figure 2.21 : Fissure réalisée par fendage.

## 2.6.2 Méthode de mesure de l'écrasement de la macrofissure

Nous utilisons un dispositif de capteurs LVDT diamétralement opposés et disposés pour mesurer l'écrasement comme indiqué dans les figures 2.22 et 2.23, permettant de mesurer un déplacement. Le principe du LVDT est de mesurer la position du noyau à l'intérieur du corps du capteur. Le signal délivré est proportionnel à la position du noyau. Pour améliorer la précision des mesures, 4 capteurs LVDT sont placés dans

des plans à 45° par rapport à la fissure. Les capteurs en opposition mesurent respectivement  $\delta_1$  et  $\delta_2$ , et l'ouverture de la fissure est définie par l'équation 2.15 :

$$e = \sqrt{\delta_1^2 + \delta_2^2} \quad (2.15)$$

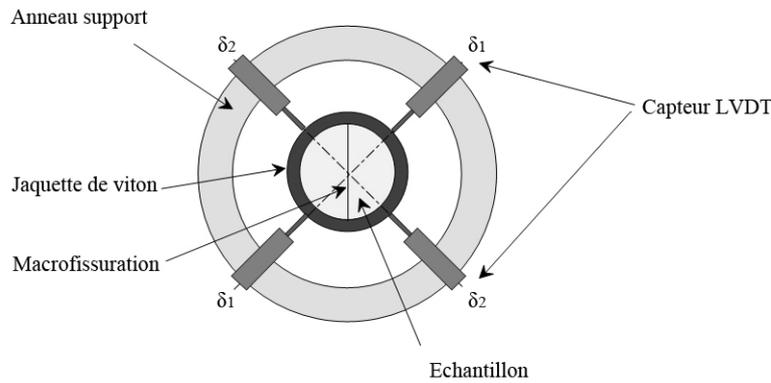


Figure 2.22 : Dispositif de mesure d'écrasement-ouverture de fissure.

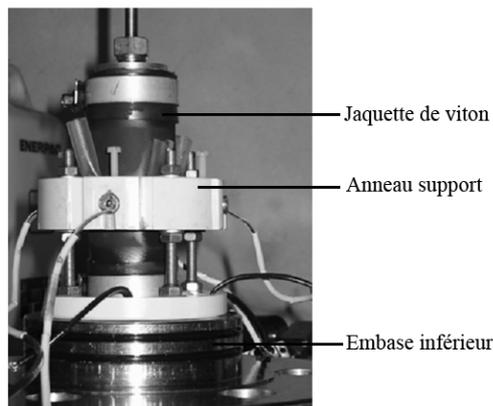


Figure 2.23 : Vue d'ensemble du dispositif LVDT.

Pour finalement isoler les ouvertures-fermetures de fissure, ce dispositif doit être soigneusement étalonné car les déplacements enregistrés par les LVDT cumulent les déformations du montage (anneau support), les déformations de la jaquette en Vitton® et les déformations propres au matériau.

Nous avons testé un échantillon de béton sain avant d'être fendu pour mesurer les déformations du montage et celles de la jaquette par des cycles de charge-décharge. Les courbes d'étalonnage sont présentées dans la figure 2.24 (360mV représentent un déplacement de 0.1mm).

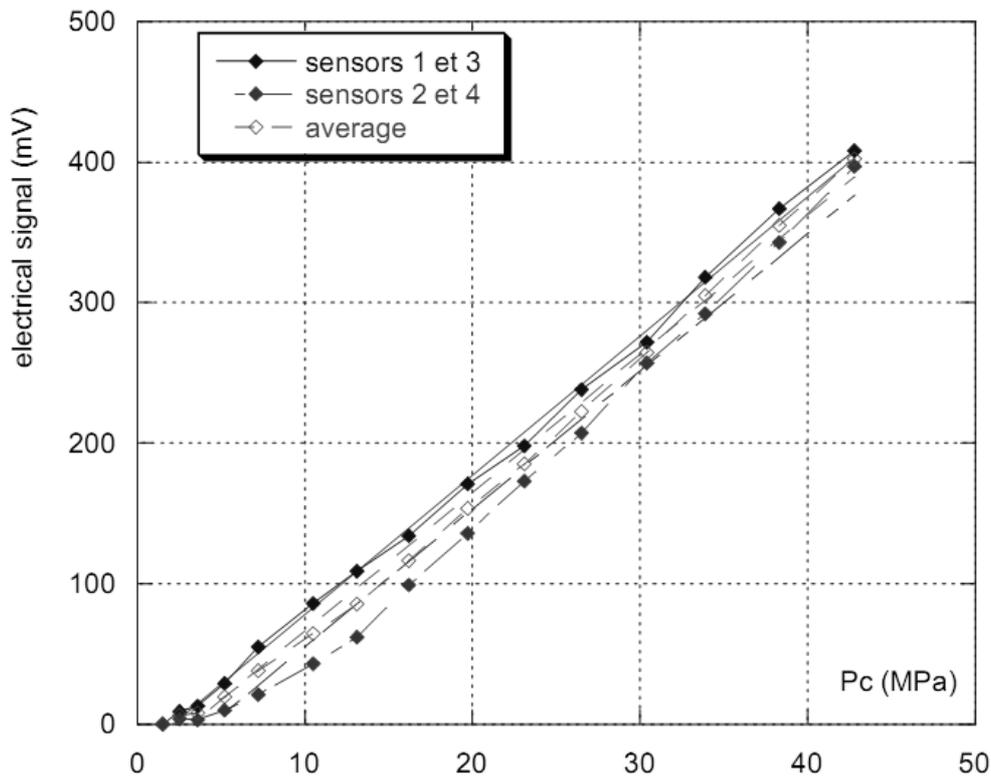


Figure 2.24 : Résultats d'étalonnage du premier test.

### 2.6.3 Mesure de la perméabilité de la macrofissure

La méthode de la mesure de la perméabilité est effectuée en régime quasi-permanent comme dans le cas précédent.

### 2.6.4 Méthodologie de détermination de la perméabilité sur échantillon macrofissuré

Nous évaluons ici la variation de perméabilité au gaz sous l'effet du confinement et donc de la fermeture de la fissure. Les essais réalisés en régime d'écoulement permanent ont été effectués sur deux échantillons pour assurer une représentativité du test et des résultats. Les deux échantillons sont instrumentés avec des LVDT afin de mesurer les déplacements de la fissure. Le niveau de confinement maximal que nous avons défini est de 45MPa et la pression d'injection pour le gaz a été choisie dans une gamme de 0,5 à 1,0MPa. Nous considérons trois phases distinctes d'ouverture de fissure dans cet essai :

- La phase de fermeture initiale est finalement peu représentative car l'ouverture de la fissure après fendage n'est pas facile à contrôler. Elle est irréversible et n'a pas de sens en structure car cette ouverture est trop grande (de l'ordre 40 $\mu$ m et au-delà)

pour être réaliste par rapport à une fissuration d'ouvrage. Nous notons la réponse de cette fissure "initiale" dont la perméabilité est à la limite (haute) du mesurable.

- Après la phase initiale, la phase continue (phase 2) est reproductible. Le comportement de la fissure est élastique non linéaire montrant une relation bi-univoque entre le confinement et l'ouverture, en charge comme en décharge. Dans cette phase, l'ouverture peut être contrôlée par le confinement.
- Après la phase 2, nous avons balayé la fissure avec de l'air très humide (92 % de HR) et chaud pendant des périodes de 2j à 5j. Ce balayage est réalisé en amenant (avec une pompe à vide) de l'air humide d'une enceinte climatique via l'échantillon fissuré et maintenu en cellule. A l'issue de ce balayage la perméabilité est mesurée à 20°C et à 50°C constant selon la technique mentionnée précédemment.

## **2.7 Méthode de mesure de la perméabilité sous charge déviatorique sur béton microfissuré**

Dans cette dernière partie, la méthode de mesure de la perméabilité sous charge est présentée. Nous estimons l'effet de la microfissuration sur l'évolution de la perméabilité sous charge. Les échantillons cylindriques de bétons CEM I et CEM V sont utilisés dans cette étude.

### **2.7.1 Préparation des échantillons**

Les échantillons en béton qui ont servi pour les tests de fissuration ont une hauteur de 74 mm et un diamètre de 37,7 mm. Tous les échantillons (sains et microfissurés) sont séchés à 60°C comme dans le cas précédent. Nous avons effectué un choc thermique initial pour créer la fissuration (le choc thermique est effectué sur bétons CEM I et CEM V sain et saturé en eau avant le séchage à 60°C). Dans cette étude, on espère amplifier et ouvrir les fissures préexistantes par le déviateur pendant les essais de perméabilité sous charge.

La fissuration interne du béton diminue ses performances en réduisant considérablement ses caractéristiques mécaniques (résistance à la compression et à la traction, module élastique) et son imperméabilité. Nous choisissons des cycles de gel/dégel comme méthode de choc thermique pour endommager le béton. Cette dégradation se manifeste par l'apparition d'une intense microfissuration, non seulement en surface mais aussi à l'intérieur du béton soumis au gel. Lorsque l'eau commence à geler dans un pore capillaire, son volume augmente de 9% et l'eau en excès est expulsée. Ce mouvement d'eau engendre une pression hydraulique tendant à détériorer le matériau [Powers 49]. D'après l'étude de Powers et Helmuth [Powers 53, Helmuth 53], lorsque la température baisse au-dessous de 0°C, l'eau des capillaires ne gèle pas immédiatement en raison de la présence de substances en solution dans l'eau et du faible diamètre des pores capillaires. Lorsque la température devient suffisamment faible, le gel occupe d'abord les pores les plus gros. Ainsi la concentration de la solution non-gelée augmente et le point de fusion de la glace diminue en conséquence. Le même phénomène se produit, mais à des températures plus basses, dans les plus petits pores car leur faible diamètre empêche la formation de glace. Durant la période de gel, il y a donc un déséquilibre de concentration entre la solution plus concentrée dans les gros pores et celle dans les plus petits. Le déséquilibre de concentration est à la base du phénomène d'osmose : l'eau des petits pores a tendance à se diriger vers les plus gros pour rééquilibrer les concentrations. Si le pore est plein d'eau liquide, il se forme des pressions osmotiques qui peuvent faire fissurer la matrice cimentaire.

Dans un béton soumis au gel, l'intensité de la fissuration interne dépend du nombre de cycles de gel-dégel et de la sévérité des cycles (températures minimale et maximale, taux de gel, degré de saturation).

Lorsque la température d'un béton saturé passe en dessous du point de congélation, l'eau contenue dans les pores capillaires de la matrice cimentaire gèle progressivement. Le gonflement induit par le gel est un phénomène cumulatif, il augmente au fur et à mesure que le béton est soumis à des cycles de gel-dégel. Le phénomène d'expansion du béton sous l'effet du gel se produit principalement dans la pâte de ciment hydraté. En raison de la vitesse de transfert de la chaleur à travers le béton, de l'augmentation progressive de la concentration en sels dissous (qui entraîne

une diminution du point de congélation) et du fait que le point de congélation varie en fonction de la dimension des pores, comme le montre la figure 2.25 [Girodet 96 ; Neville 96], le gel débute dans les pores les plus gros et s'étend progressivement aux pores les plus fins.

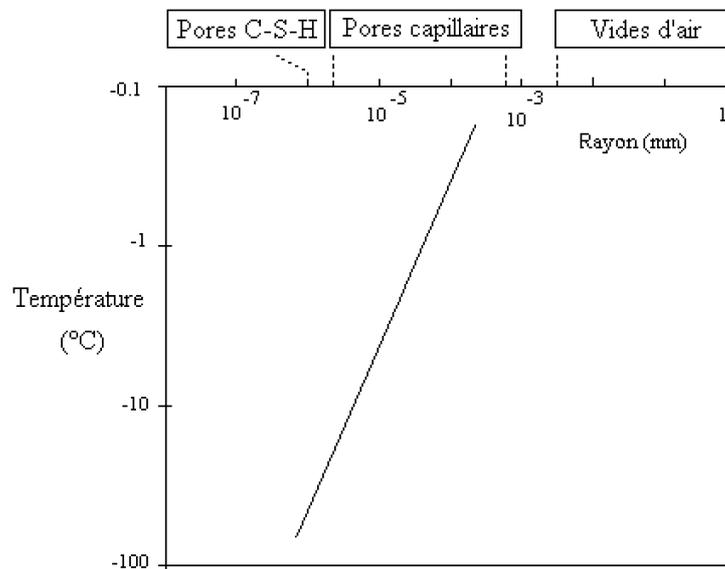


Figure 2.25 : Abaissement de la température de fusion de la glace avec la diminution du rayon des pores, d'après [Carles-Gibergues 92].

Au-dessous d'un seuil de saturation, la quantité de glace formée devient trop faible et aucun endommagement n'est observé [Kaufmann 99, Fabbri 06]. Nous pouvons donc comprendre facilement qu'un béton sec possède généralement un bon comportement face aux cycles de gel/dégel. En fait, c'est l'eau qui est à l'origine de la plupart des désordres lors des cycles de gel/dégel qui pouvant engendrer la destruction du béton. Si la vitesse de refroidissement est suffisamment lente, nous trouvons qu'il existe un degré de saturation critique, voisin de 90%, au-dessus duquel se produit une forte expansion lors du gel [Ramachandran 81].

Deux types de cycles de gel/dégel ont été expérimentés sur les échantillons saturés en eau :

1) Ce traitement consiste à mettre l'échantillon dans une enceinte climatique à -18°C pendant environ un jour (24h en moyenne) puis à le plonger instantanément dans de l'eau bouillante à 100°C ; l'effet espéré est une fissuration par choc thermique ;

2) Ce traitement se définit comme une suite alternative, dans une enceinte climatique Binder® (figure 2.26), d'une période de gel à  $-50^{\circ}\text{C}$  pendant 3 heures et d'une période de dégel à  $+25^{\circ}\text{C}$  pendant 3 heures (figure 2.27). Les échantillons saturés en eau sont enveloppés d'un film aluminium afin de maintenir constante la saturation des éprouvettes lors de la sollicitation, figure 2.28. La température de consigne est rapidement atteinte et entièrement contrôlée par l'appareil.



Figure 2.26 : Vue de l'enceinte Binder utilisée pour la préparation des échantillons fissurés par des cycles de gel-dégel.

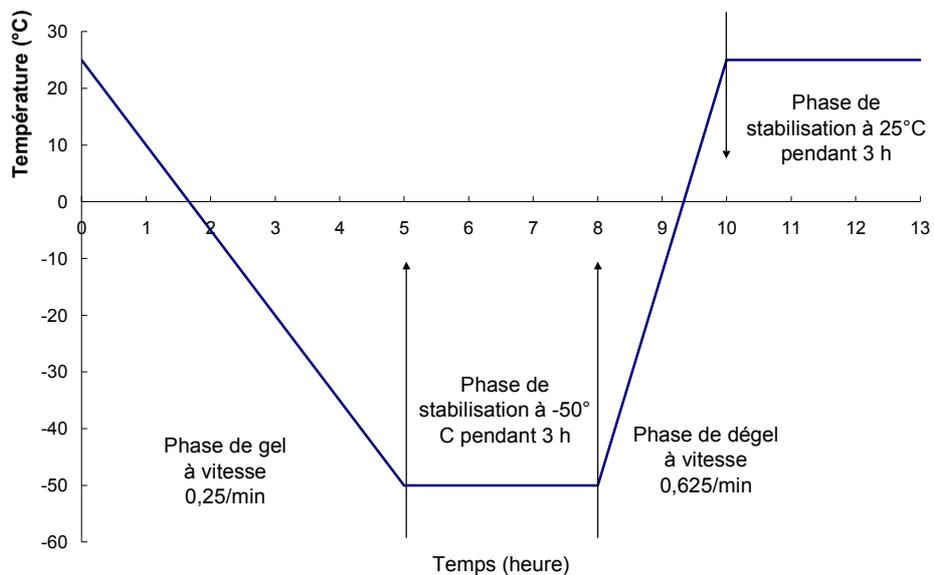


Figure 2.27 : Cycle de gel-dégel dans l'enceinte climatique.



Figure 2.28 : Echantillon enveloppé d'un film aluminium.

### 2.7.2 Instrumentation

Tous les essais mécaniques sont réalisés sur des échantillons cylindriques avec un élancement classique égal à 2. Les essais de perméabilité sous charge nécessitent la mise en place de jauges de déformation. Il faut surfacer les zones où elles seront collées afin d'éliminer les défauts de surface et les aspérités. Une résine spéciale est appliquée et après séchage les jauges (Strain Gage Cement, KFG-10-120-C1-11 Kyowa<sup>®</sup>) sont collées sur l'échantillon à l'aide d'une colle instantanée (Strain Gage Cement CC-33 Kyowa). Elles sont situées au milieu de l'échantillon et sont espacées de 90° les unes et des autres, voir Figure 2.29. Un câblage est utilisé pour relier les jauges de déformations à la prise qui est connectée au système d'acquisition de mesures (Logiciel : Labview<sup>®</sup>). Enfin, un vernis est utilisé (M Coat A Vishay-Micromesures) pour protéger l'instrumentation des échantillons dans la cellule (les jauges, les câbles et les soudures de la prise).



Figure 2.29 : Echantillon instrumenté de jauges de déformation et de la prise de câblage.

### 2.7.3 Mesure de la perméabilité sous charge

Ces essais sont réalisés en conditions isothermes. En utilisant une cellule auto-compensée, l'essai de perméabilité sous charge est effectué simultanément avec l'essai de compression triaxiale (figure 2.30). La cellule est reliée à un circuit de gaz extérieur pour mesurer la perméabilité (voir figure 2.31 et 2.32).

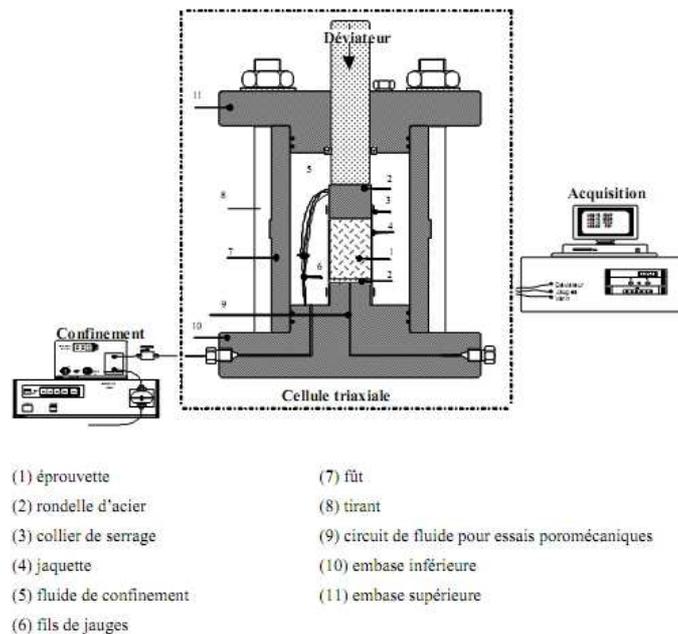


Figure 2.30 : Schématisation d'une cellule auto-compensée [Yurtdas 03].

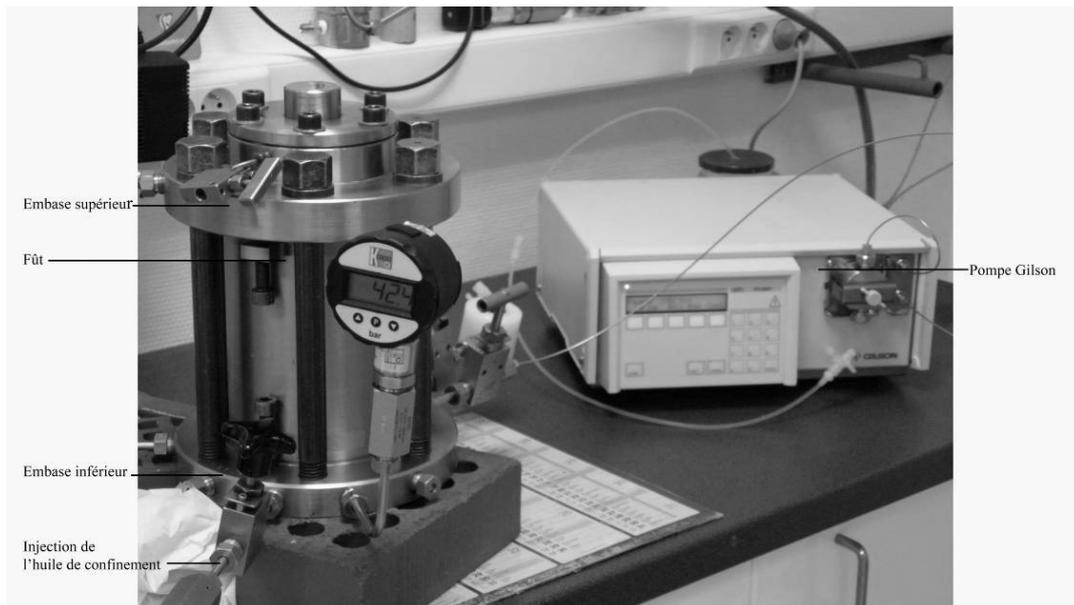


Figure 2.31 : Cellule hydrostatique auto-compensée.

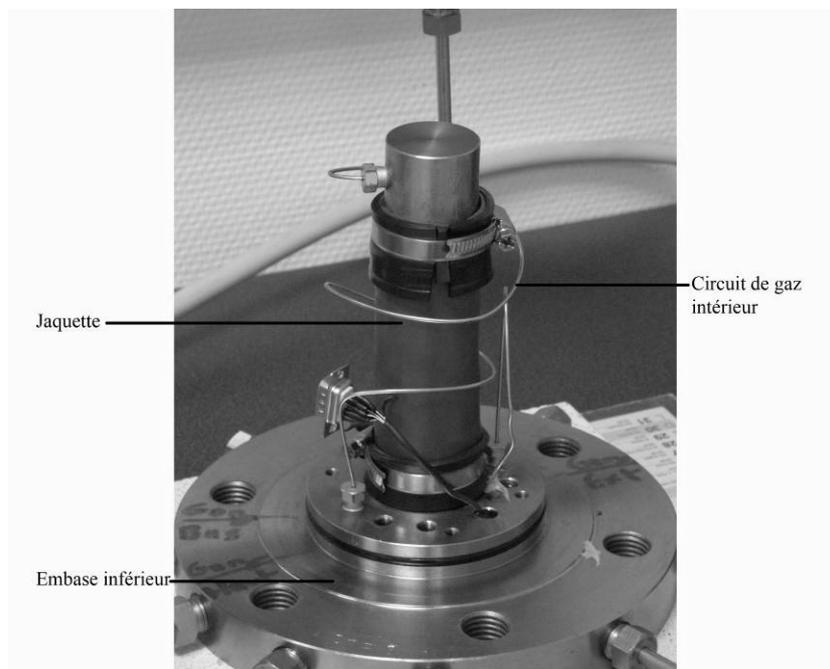


Figure 2.32 : Mise en place d'un échantillon dans la cellule.

Les mesures de la perméabilité sous charge sont réalisées sur des échantillons sains et microfissurés. Une couche de latex est appliquée sur la périphérie de l'échantillon pour protéger les jauges et le câblage. Après 24h de séchage du latex, l'échantillon est enveloppé dans une jaquette en Vitton<sup>®</sup> afin d'éviter tout contact avec l'huile qui transmet la pression de confinement.

Une faible pression de confinement de 3MPa est imposée à l'aide d'une pompe manuelle (Enerpac<sup>®</sup>) ayant une capacité de 60MPa. Un capteur de pression est disposé au niveau de l'embase inférieure de la cellule afin de lire la pression de confinement réelle. La pression d'injection de gaz est de 1,2MPa environ pour évaluer la perméabilité. Tout au long de l'essai, des mesures de perméabilité au gaz sont réalisées en régime quasi-permanent comme dans la méthode présentée dans §2.4.2.

Au cours de l'essai de perméabilité sous charge, les propriétés mécaniques du béton sont mesurées en compression triaxiale avec un déviateur. Pour le chargement déviatorique, nous avons utilisé une presse Zwick<sup>®</sup> d'une capacité de 250kN équipée d'une rotule spéciale, qui a été placée entre le plateau supérieur de la presse et l'échantillon pour atténuer les défauts de parallélisme, voir la figure 2.33. Pour que les résultats soient comparables, ils ont été effectués avec une vitesse de déplacement du plateau identique de l'ordre de 0,2mm/min

Plusieurs cycles de chargement/déchargement effectués pendant les essais de compression simple permettent d'analyser l'évolution progressive de la fissuration mécanique induite.

La mesure du module d'Young (E) est effectuée après trois cycles de chargement/déchargement, définis par une charge jusqu'à 10MPa, puis une décharge jusqu'à 1MPa. Le module d'Young E est calculé selon la pente de la partie linéaire de la courbe contrainte et déformation pendant le dernier déchargement. Pour chaque cycle de charge/décharge, le module d'Young et le coefficient de Poisson  $\nu$  sont alors calculés par :

$$E = \frac{\Delta\sigma_1}{\Delta\varepsilon_1} \quad (2.16)$$

$$\nu = -\frac{\Delta\varepsilon_3}{\Delta\varepsilon_1} \quad (2.17)$$

où  $\sigma_1$  est la contrainte,  $\varepsilon_1$  est la déformation longitudinales,  $\varepsilon_3$  est la déformation transversale.



Figure 2.33 : Photos de la cellule triaxiale mise en place sur la presse mécanique Zwick<sup>®</sup>, avec l'acquisition Labview<sup>®</sup>.

#### **2.7.4 Méthodologie pour la détermination de la perméabilité sous charge**

L'éprouvette est traitée avec des cycles gel-dégel et ensuite placée dans une étuve 60°C jusqu'à la stabilisation de la masse. Elle est ensuite installée dans le dispositif expérimental.

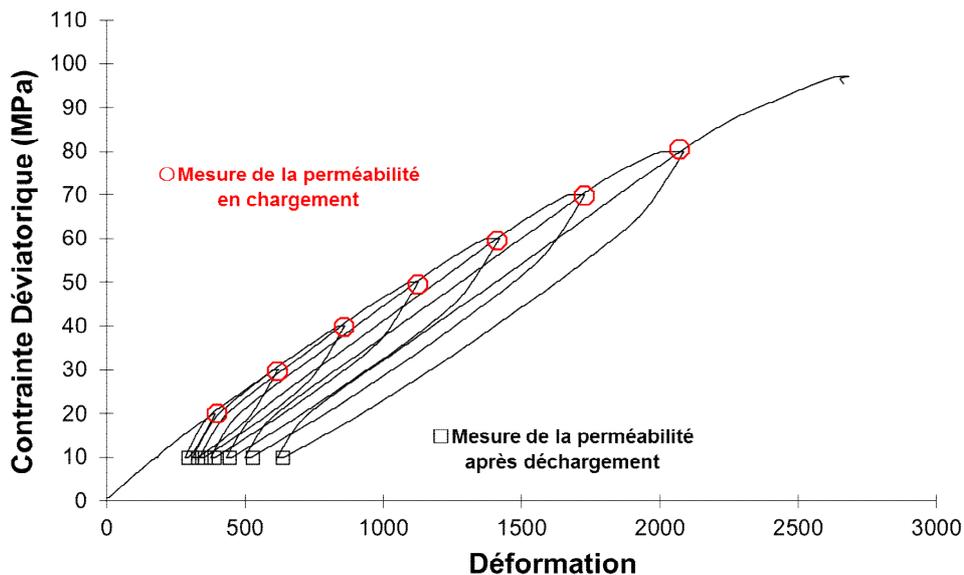
La procédure expérimentale pour un échantillon de béton est la suivante :

- Tout d'abord, la perméabilité initiale est déterminée. La mesure est effectuée juste après la mise en place de l'échantillon. Ces mesures sont conduites sous un confinement de 3MPa, avec contrainte déviatorique nulle. Le faible confinement et l'absence de contrainte axiale assurent que la préfissuration ne soit pas trop fermée.
- Ensuite, l'essai comprend les mesures de perméabilité effectuées à différents niveaux de chargement mécanique (Ceux-ci correspondent à 7.5, 10, 20, 30, 40, 50, 60, 70, 80, et 90MPa dans la phase pré-pic.). Ces mesures sont systématiquement réalisées en phase pré-pic du comportement mécanique sous chargement et après déchargement, voir le schéma de la Figure 2.34 (a), et le trajet du chargement est montré dans la figure 2.34 (b). Chaque niveau de chargement est maintenu pendant approximativement 30 minutes afin de pouvoir mesurer les perméabilités apparentes pour chaque contrainte déviatorique. Après chaque

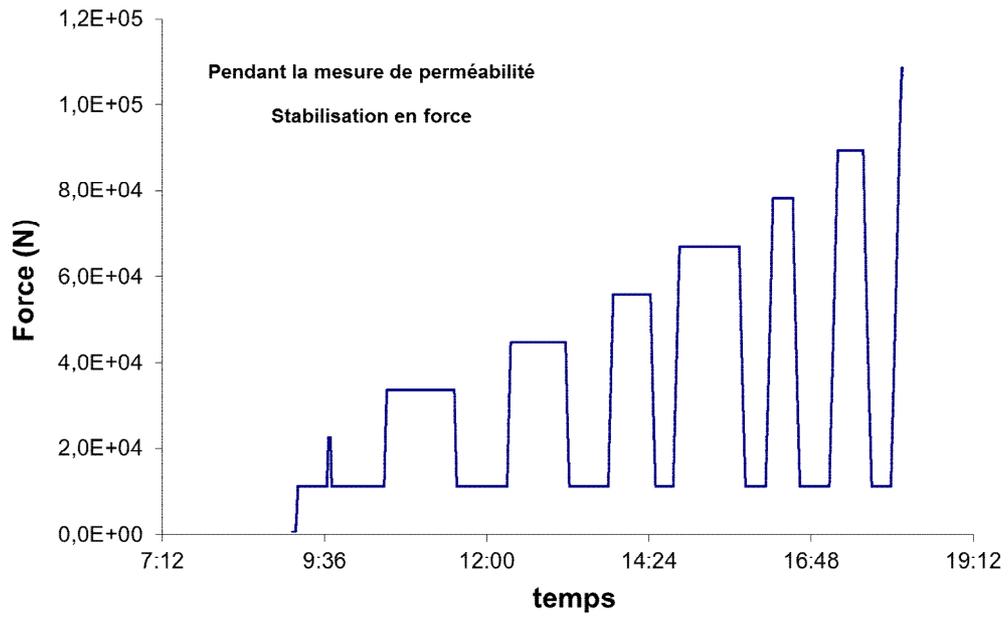
chargement, l'échantillon est déchargé à 2MPa et la mesure de la perméabilité de l'échantillon déchargé est effectuée.

Un effet du fluage est potentiellement à prendre en compte, lors d'une mesure de la perméabilité à chargement constant. Nous avons vérifié que l'écoulement du gaz ne soit pas affecté au cours de la stabilisation de la contrainte dans la phase pré-pic. Probablement il existe du fluage à court terme (pendant 30 minutes de chargement), mais il n'endommage pas significativement le matériau et l'écoulement ne change pas. Par conséquent, nous avons considéré que la perméabilité n'est pas influencée par les effets du fluage dans la phase pré-pic.

Les informations enregistrées au cours de l'essai par la centrale d'acquisition sont les suivantes : temps, force, déplacement, pression d'injection et contraintes de déformation.



(a)



(b)

Figure 2.34 : (a) Schéma de mesure de la perméabilité sous chargement et après déchargement.

(b)Trajet du chargement

## Conclusion

Nous avons présenté les différents dispositifs pouvant déterminer la perméabilité au gaz et les propriétés élastiques dans ce chapitre. Le tableau 2.6 récapitule les différents essais effectués dans cette étude.

Les isothermes de désorption-sorption sont obtenues progressivement sur différentes humidités relatives à 20°C. Des solutions salines sursaturées sont utilisées pour faire évoluer les saturations en eau des matériaux à température constante. Les mesures de la perméabilité relative des deux bétons Andra sont réalisées en pulse-test à l'état sec et partiellement saturé. Nous avons obtenu les perméabilités relatives et les courbes de saturation en imbibition ou en séchage et évaluer ainsi l'hystérésis de sorption.

Les essais de perméabilité sous conditions thermiques ont été menés avec la même méthode que Chen [Chen 09]. Dans notre cas, l'étude est effectuée sur des échantillons sains et macrofissuré par traction-fendage. Des échantillons sont testés, avec trois cycles de chauffage différents (20→60 ; 20→105 ; 20→200 pour les échantillons sains et 20→50 ; 20→105 ; 20→150 pour les échantillons macrofissurés). De plus, nous avons testé le comportement d'une macrofissure confinée et soumise à un écoulement de gaz sec et de l'air humide. La mesure d'écrasement est effectuée grâce à des capteurs de déplacement LVDT. Notre méthodologie d'essai sur fissure a bien fonctionné et a permis d'obtenir d'intéressants résultats sur son comportement hydraulique.

Enfin, le dispositif de mesure de la propriété mécanique et perméabilité sous charge déviatorique que nous avons mis au point a été présenté. Les caractéristiques mécaniques de ces matériaux (Module d'Young et coefficient de Poisson) sont identifiées par des méthodes classiques. Le traitement de gel-dégel est choisi comme méthode de dégradation pour obtenir des échantillons microfissurés. A partir des résultats des essais mécaniques et hydrauliques, nous pouvons donc simultanément analyser l'évolution des différentes phases du milieu poreux : le squelette (essais de compression uniaxiale) et la phase poreuse connectée (essais de perméabilité).

Nous allons présenter les résultats obtenus et étudier les conditions hydriques et thermiques sur la perméabilité au gaz du béton et les propriétés mécaniques.

Essai	T (°C)	Matériau sain ou fissuré	Dimensions	Saturation atteinte au cours du processus de sorption	Nombre d'éprouvettes par matériaux	Matériaux utilisés
Perméabilité relative au gaz (en pulse-test)	20	Sain	Cylindriques ø=37,7mm h=30mm	Processus entier (8 Sw donné par 8 HR et l'état référence sec)	9	Bétons CEM I et CEM V (E/C=0,39)
Perméabilité sous température élevée (en régime quasi-permanent)	20→60; 20→105; 20→200 (mesure de la perméabilité en continu)	Sain	Cylindriques ø=37,7mm h=70mm	sec	1	Mortier Normalisé
				44,70%	1	
				53,40%	1	
				50,80%	1	
				≈0%	1	Béton CEM V (E/C=0,48)
				79,60%	1	

Perméabilité sous cycle chaud-froid (en régime quasi-permanent)	20→5→30→50→20	Sain	Cylindriques ø=37,7mm h=74mm	sec	1 (2 mesures 3 mois d'écart)	Béton CEM I
	20→5→40→5			60%	1	Béton CEM V (E/C=0,39)
				70%	1	Béton CEM V (E/C=0,39)
	20→5→30→50→20			68,60%	1	Béton CEM V * (E/C=0,48)
Perméabilité sous température élevée (en régime quasi-permanent)	20→50; 20→105; 20→150 (mesure de la perméabilité en continu)	Macrofissuré	Cylindriques ø=37,7mm h=74mm	Sec	1	Bétons CEM I et CEM V (E/C=0,39)
Perméabilité à l'eau	20				1	Mortier Normalisé
					1	Béton CEM V (E/C=0,39)
Perméabilité sous charge (Compression Triaxiale)	20	Sain	Cylindriques ø=37,7mm h=74mm	sec	2	Bétons CEM I et CEM V (E/C=0,39)
		Microfissuré (traité par 3 cycles de choc thermique)			2	
		Microfissuré (traité par 6 cycles de choc thermique)			2	
		Microfissuré (traité par 25 cycles de gel-dégel)			2	
Compression Simple	20	Sain	Cylindriques ø=37,7mm h=74mm	sec	2	Bétons CEM I et CEM V (E/C=0,39)
		Microfissuré (traité par 3 cycle de choc thermique)			2	

Tableau 2.7 : Récapitulatif des phénomènes suivis et des essais de cette étude

## **Chapitre 3**

### **Résultats expérimentaux**

#### **Introduction**

L'objectif de ce chapitre est d'exposer les résultats de la campagne expérimentale qui a été présentée dans le chapitre précédent. Le premier paragraphe est dédié aux propriétés hydrauliques des bétons à l'état sain. Les évolutions de la perméabilité en fonction de l'humidité relative et de la saturation en eau y sont traitées. De plus, l'étude des isothermes de désorption et sorption à température ambiante (20°C) est présentée. Dans le deuxième paragraphe, nous présentons les résultats obtenus par les mesures de la perméabilité des matériaux cimentaires (bétons Andra et mortier normalisé) sous température élevée et sous cycle alternatif « chaud-froid ». Pour ces essais, la perméabilité apparente est mesurée soit dans une gamme de température, allant de la température ambiante jusqu'à 200°C, ou encore dans un cycle alternatif (5°C, 20°C, 30°C et 50°C). Dans le dernier paragraphe, les résultats de la perméabilité des bétons Andra sous l'effet de fissuration (macrofissuration et microfissuration) sont présentés. Ces essais concernent à la fois, les mesures de la perméabilité des bétons macrofissurés en fonction de la pression de confinement, la relation de l'écrasement de la macrofissure avec la pression de confinement et la perméabilité ainsi que les mesures de la perméabilité des bétons microfissurés par traitement thermique sous charge déviatorique.

### **3.1 Perméabilité relative au gaz sur matériaux sains**

Dans un premier temps, nous présentons et discutons les résultats obtenus pour les évolutions de la perméabilité relative en phase désorption et sorption. Pour cette étude nous avons fait le choix de petits échantillons de diamètre 37mm et de 30mm de hauteur (30 mm de hauteur est un peu faible mais résulte du compromis accepté entre le temps d'essai et la saturation). Le gaz utilisé est de l'argon pur et la pression de confinement est fixée à 5MPa pour tous les tests. Le local d'essai est climatisé à 22°C.

#### **3.1.1 Cinétiques de séchage et d'imbibition**

La durée effective de la réalisation de l'essai de désorption et d'imbibition a été de 6 mois pour la maturation des matériaux et de plus 700 jours de séchage et d'imbibition aux différents paliers d'humidité relative imposés dans le dessiccateur. La figure 3.1 présente la variation de la masse des bétons CEM I en fonction du temps de désaturation à humidité relative imposée, séchage à 60°C et resaturation à même humidité relative. On peut distinguer nettement trois phases correspondant à la désaturation, ou séchage et à la resaturation. La variation de la masse est définie par le rapport de la différence de masses sur 24h et la masse saturée. Chaque point représente la mesure d'une éprouvette, notée de W-CI-1 à W-CI-9. De manière similaire, la figure 3.2 présente l'évolution de la masse en fonction du temps de désaturation à humidité relative imposée, séchage à 60°C et resaturation à la même humidité relative pour le béton CEM V.

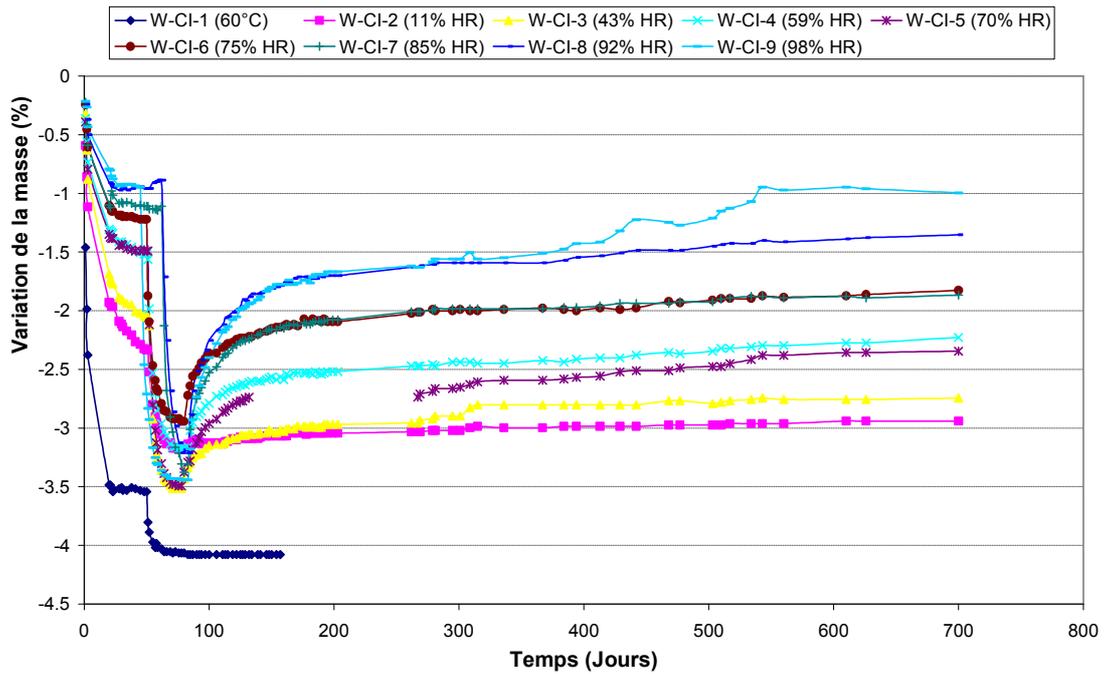


Figure 3.1: Evolution de la masse en fonction du temps, béton CEM I. Trois phases : équilibre à n% de HR, séchage à 60°C, remise à n% de HR (Passage à 105°C pour W-CI-1 vers 50 jours)

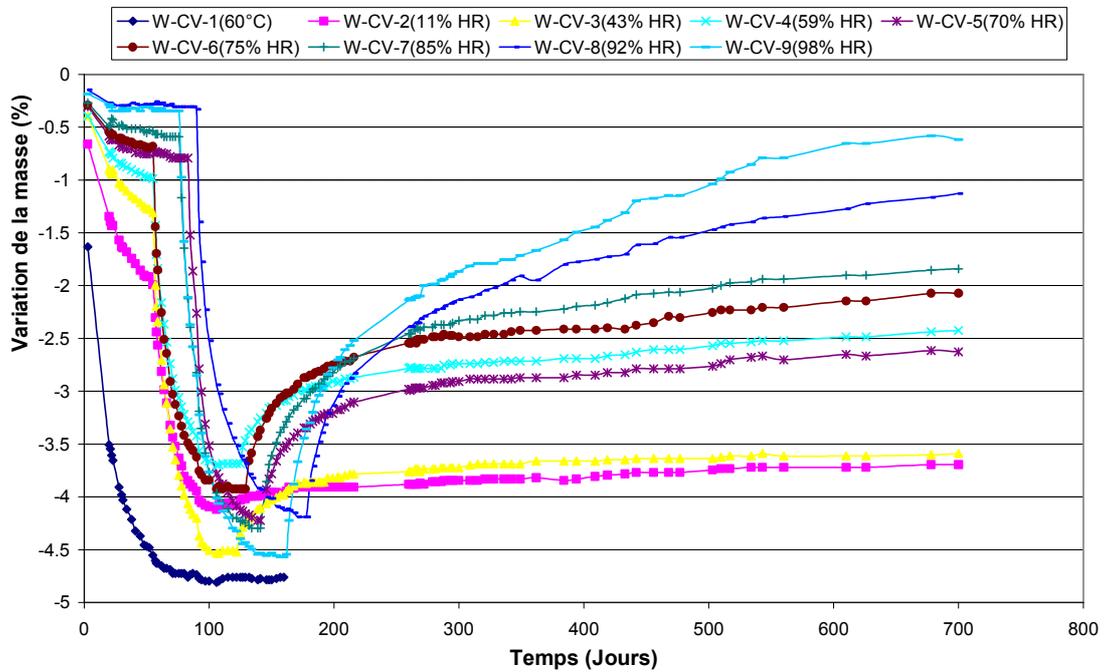


Figure 3.2 : Evolution de la masse en fonction du temps, béton CEM V. Trois phases : équilibre à n% de HR, séchage à 60°C, remise à n% de HR.

Le premier point de grande importance qu'on remarque est la cinétique de séchage à une humidité relative donnée, cette propriété est en effet directement liée à la structure du réseau poreux, non seulement à une distribution des rayons de taille de pore mais aussi à une certaine tortuosité, connectivité voire régularité du rayon poreux (ou homogénéité i.e. pour un pore donné, le rayon varie souvent et brutalement quand on suit le fluide dans son écoulement). La présence de fissures et leur ouverture peuvent également altérer le comportement hydraulique du réseau de pores « intact ». Quand on soumet le matériau à des cycles de drainage et d'imbibition, les différences de cinétique peuvent être liées aux phénomènes de transports d'eau activées qui peuvent différer (écoulement liquide sous gradient de pression, diffusion de vapeur, évapotranspiration). Malgré ce dernier phénomène, de l'air peut rester piégé dans le milieu poreux et conduire, à une saturation plus faible qu'en drainage si la resaturation n'est pas forcée (exemple imbibition sous gradient de pression). Pour un même niveau de saturation, il peut y avoir des distributions d'eau porale différentes et des contrastes de perméabilité. Si c'est de l'air qui est piégé, pour un même échantillon, la perméabilité en imbibition devrait logiquement être inférieure à celle mesurée en drainage à un même degré de saturation. La comparaison entre deux échantillons différents s'avère plus problématique.

Pour le béton CEM I mis en équilibre à 60°C, il y a un saut vers 50 jours qui correspond au passage à 105°C de la température de séchage (figure 3.1). On perd 0,5% de masse, ce qui correspond à une porosité plus importante de 1% environ (passage de 8 à 9% par exemple) entre 60 et 105°C. Toutes les porosités présentées par la suite sont calculées avec la masse sèche à 60°C, elles sont donc sous estimées d'environ 1%.

Pour les deux bétons, la cinétique de séchage est assez rapide puisque, hormis aux très bas niveaux d'humidité (HR inférieure à 43%), il y a stabilisation en drainage entre 40 et 60 jours. Il y a cependant un contraste très clair, déjà observé dans la thèse de Brue [Brue 09], sur les pertes de masse des deux matériaux avec une désaturation bien moindre du CEM V. Cet aspect se traduit directement sur la saturation à l'équilibre (figure 3.3).

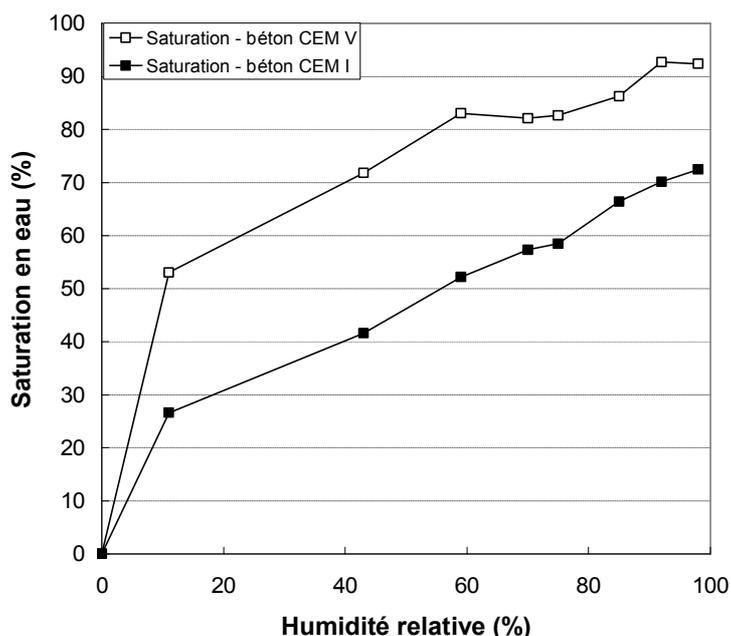


Figure 3.3 : Comparaison des saturations d'équilibre en phase désorption.

On peut remarquer que le béton CEM V perd très peu d'eau jusqu'à 59% d'humidité relative qui est pourtant une valeur très faible. En comparaison, à ce niveau, le béton CEM V est saturé à 80% contre 55% pour le CEM I. Il est aussi très clair qu'il n'y a pas de perte significative d'eau pour le CEM V jusqu'à 92% d'humidité relative, contrairement au CEM I qui au même niveau a déjà perdu 30% de son eau libre, 92% d'humidité conduit à la vidange des pores jusqu'à un rayon de 15nm environ, il y aurait donc un « trou » dans la gamme de microporosité jusqu'à ce rayon pour les deux bétons. Quand l'humidité relative imposée est égale à 98%, on peut observer que l'écart entre les évolutions est très significatif de la perméation de l'eau liquide dans la macroporosité : à cause de sa porosité capillaire plus importante, le béton CEM I perd plus d'eau que le CEM V. De plus, nous constatons que pour une humidité relative comprise entre 100% et 75%, le béton CEM I est le matériau qui présente la perte d'eau cumulée la plus forte par rapport au béton CEM V. On peut ensuite observer un comportement assez parallèle entre les deux matériaux. Comme leur porosité globale est du même ordre de grandeur (un peu plus grande pour le CEM V), ceci traduirait une distribution de porosité très proche (en terme de volume poreux / rayon de pore) dans une gamme de rayons de 15 à 0,5nm. Le CEM V doit donc posséder une nano porosité (voire plus petite encore) importante représentant 60% du volume global de vides connectés, ce qui est considérable. La désaturation est en

revanche immédiate pour le CEM I : il y a donc une porosité microscopique significative pour ce matériau. D'un point de vue général on retrouve une qualification usuelle pour le CEM V : sa porosité est plus fine.

Ce qui transparait également des figures 3.1 et 3.2 est la perte de masse à l'équilibre à 60°C car, pour tous les échantillons des deux bétons, la perte de masse relative est toujours plus grande pour le matériau directement placé à 60°C que pour celui ayant subi une étape intermédiaire de séchage. Ceci peut-être un problème dû au fait que placer le matériau directement à 60°C crée un important gradient hydraulique, tandis qu'il est plus progressif dans l'autre cas. Ainsi la même sollicitation finale (i.e. 60°C) n'est de fait pas appliquée sur le même matériau. De plus les gradients initiaux peuvent entraîner une fissuration diffuse, transparente sur un plan perméation, mais conduisant à une désaturation un peu plus prononcée : c'est une deuxième explication plausible. Quoi qu'il en soit, ce point particulier à lui seul mériterait une étude approfondie sur les mécanismes de séchage et d'imbibition. En conséquence, la porosité obtenue est toujours un peu plus grande pour le matériau directement séché à 60°C.

La figure 3.4 présente la variation de la pression capillaire et du rayon de pore en fonction de l'humidité relative calculés à l'aide de la loi de Kelvin-Laplace (équation 1.0 dans le chapitre 1). Pour le béton CEM V, on constate une très haute saturation irréductible à faible humidité relative. A partir de la figure 3.3, on observe que la saturation en eau en phase de désorption à HR=43% est de 72%. C'est-à-dire que 72% de l'eau est liée à des pores de rayon inférieur à 1,2nm au sein des nano-pores C-S-H. Ce calcul est essentiellement qualitatif, car il est bien connu que l'eau confinée dans les nano-pores est principalement adsorbée et fortement liée aux parois des pores [Baron 82], ce qui n'est que partiellement décrit par la loi de Kelvin-Laplace. Cependant, ceci confirme que les pores de microstructure du CEM V comprennent une quantité non négligeable de pores beaucoup plus fins que ceux du CEM I. En effet, le ciment CEM V contient des ajouts pouzzolaniques qui amènent une porosité plus divisée sur le long terme [Lobet 03].

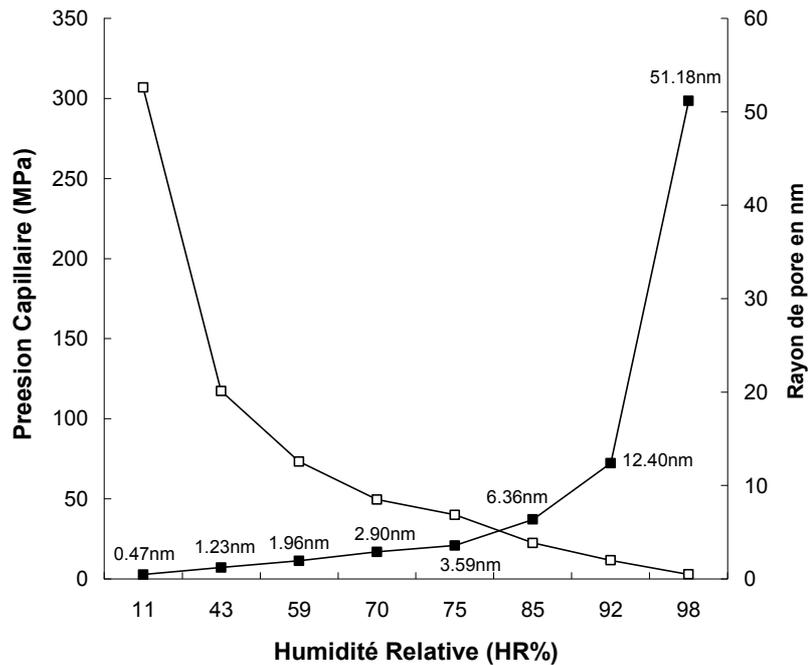


Figure 3.4 : Pression capillaire et rayon de pore en fonction de l'humidité relative calculés par la loi de Kelvin-Laplace.

Les figures 3.5 et 3.6 montrent l'évolution de la saturation en eau en fonction de l'humidité relative en séchage et imbibition respectivement pour le CEM V et le CEM I. Il est très net qu'il y a une importante hystérésis de saturation et une cinétique de processus bien plus lente en imbibition qu'en drainage. Cette différence de cinétique peut trouver une explication sur les mécanismes de transfert de l'eau (perméation eau et gaz, évaporation et diffusion de vapeur en drainage contre diffusion de vapeur prédominante et condensation en phase imbibition). Dans la phase imbibition, il peut se créer des ménisques temporaires qui ralentissent la progression de vapeur au sein du matériau et conduisent au ralentissement de la vitesse d'imbibition. On peut observer que l'hystérésis de saturation diminue avec le temps d'attente.

Les résultats semblent montrer que la différence en drainage-imbibition se produit surtout au début du processus de prise en eau et qu'ensuite les comportements sont assez parallèles jusqu'à HR=70%. Les plus petits pores sont difficiles à atteindre en resaturation. A haut niveau d'humidité relative, les courbes ne sont plus parallèles. A HR=98%, le béton CEM I recouvre la saturation atteinte lors de la phase de désorption, alors que le CEM V retrouve presque la saturation obtenue au cours de la

désorption. Cette petite différence peut être attribuée à la difficulté des molécules d'eau à remplir tous les vides nanoscopiques situés au sein des C-S-H en phase d'imbibition, après la phase désorption, tel que proposé par Jennings [Jennings 08]. Enfin, la différence maximale de saturation entre les phases de désorption et d'adsorption se situe dans la gamme intermédiaire entre 11 et 70% HR.

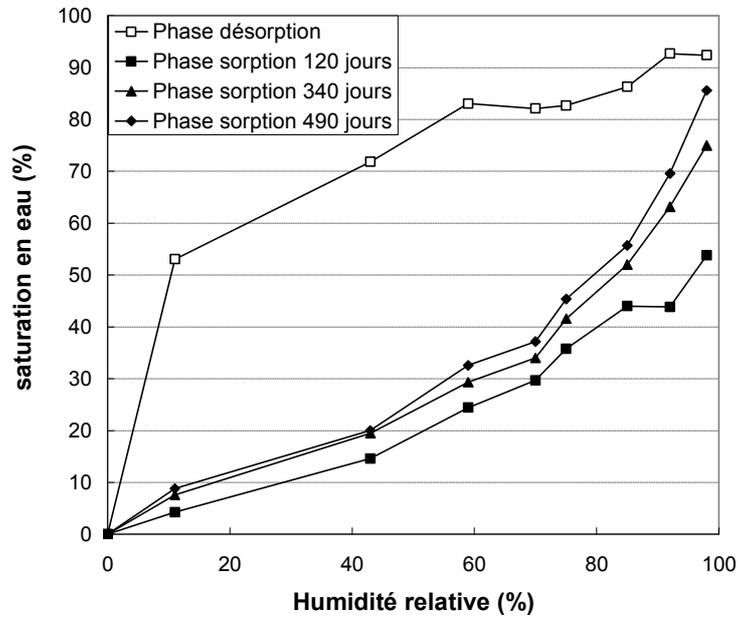


Figure 3.5 : Saturation en séchage et en imbibition – béton CEM V.

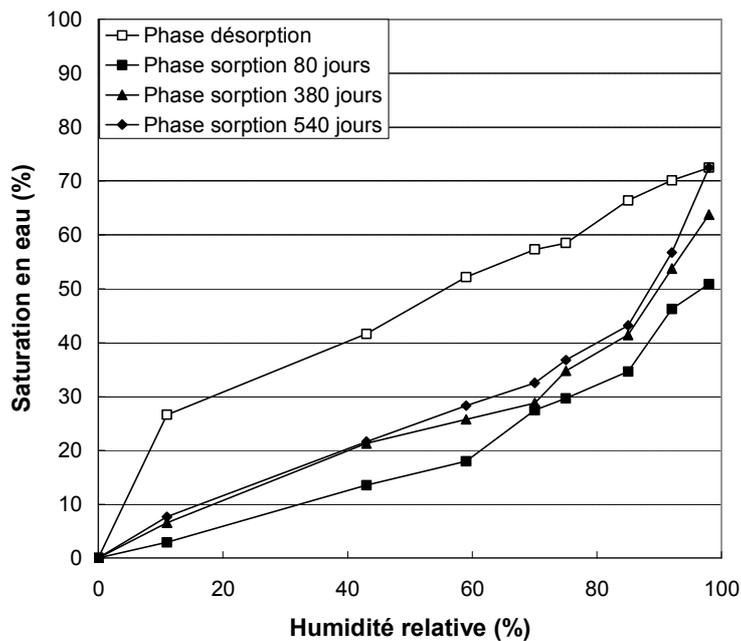


Figure 3.6 : Saturation en séchage et en imbibition – béton CEM I.

### 3.1.2 Porosité et perméabilité relative au gaz en phase de séchage

Le tableau 3.1 rassemble les valeurs de porosité mesurées sur les deux bétons. La porosité à l'eau a été déterminée après un séchage jusqu'à masse constante à 60°C sur chaque échantillon (9 échantillons par béton). En valeur moyenne et après séchage à 60°C, le CEM I a une porosité moyenne de 8,3% et le CEM V de 10,4%. La figure 3.7 donne la répartition de ces porosités. On constate que ces mesures sont peu dispersées, la porosité obtenue sur les deux bétons varie peu d'un échantillon à l'autre.

Numéro d'échantillon	1	2	3	4	5	6	7	8	9	Moyenne
Béton CEM V	11,5	10	11	9,1	10,2	9,64	10,4	10,2	11,6	10,4%
Béton CEM I	8,9	8	8,8	8	8,8	7,5	8,3	8,1	8,6	8,3%

Tableau 3.1 : Porosité des deux bétons.

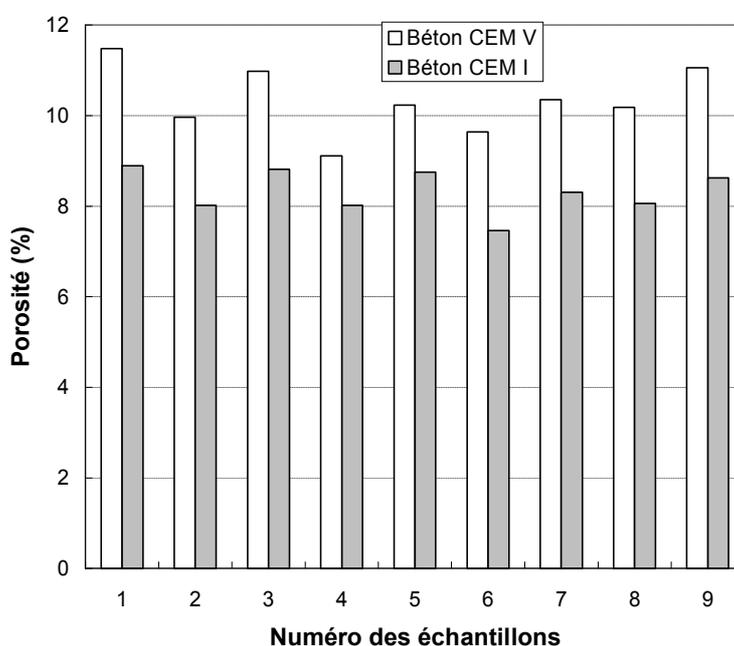


Figure 3.7 : Distribution de la porosité pour deux bétons (CEM V et CEM I).

Bien que de distribution de porosité plus fine, le CEM V est globalement plus poreux. On peut estimer que si ces valeurs avaient été mesurées après un séchage à 105°C, on aurait obtenu une porosité de l'ordre de 9,5% pour le CEM I et 11,5% pour le CEM V.

Cette différence de porosité globale joue peu sur les perméabilités à l'état sec (ou intrinsèques) des deux matériaux et on obtient des valeurs moyennes de  $3,4 \cdot 10^{-18} \text{ m}^2$  pour le CEM I et  $3,7 \cdot 10^{-18} \text{ m}^2$  pour le CEM V. La figure 3.8 donne une représentation de la perméabilité en fonction de la porosité pour les deux matériaux. On constate une corrélation claire entre perméabilité intrinsèque et porosité mesurée pour le béton CEM I, quand la porosité augmente, la perméabilité diminue. Au contraire, pour le béton CEM V, il n'y a pas de corrélation entre perméabilité intrinsèque et porosité.

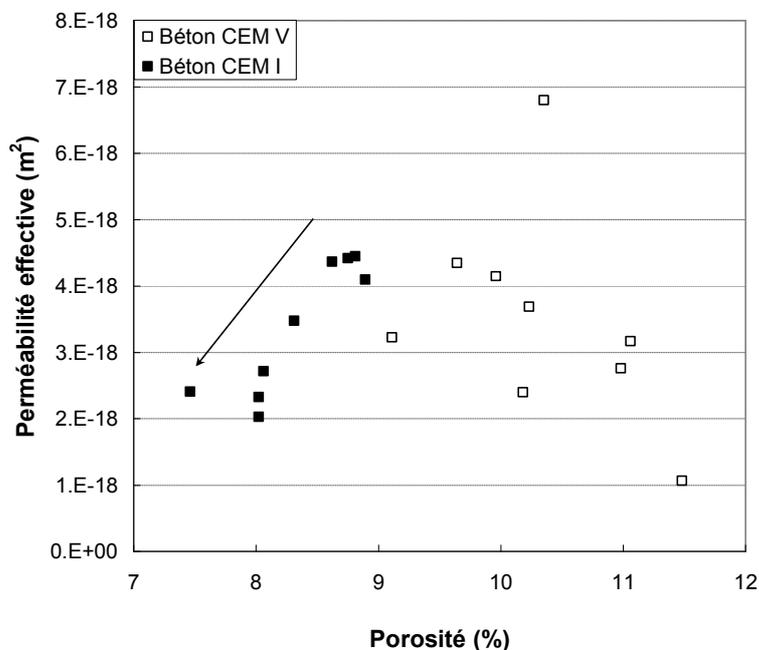


Figure 3.8 : Evolution de la perméabilité en fonction de la porosité pour les bétons CEM V et CEM I.

Les figures 3.9 et 3.10 présentent la variation des perméabilités effectives en fonction de la saturation en phase de désorption respectivement en échelles linéaire et logarithmique. On peut constater une nette augmentation de la perméabilité effective mesurée lorsque la saturation en eau diminue. Plus spécifiquement le béton CEM V montre une diminution brutale au début de la désaturation (figure 3.10). Pour le béton CEM I, la diminution de perméabilité est quasiment linéaire, et plus progressive que

pour le béton CEM V. A perméabilité effective donnée, le niveau de saturation du béton CEM I est inférieur à celui du CEM V.

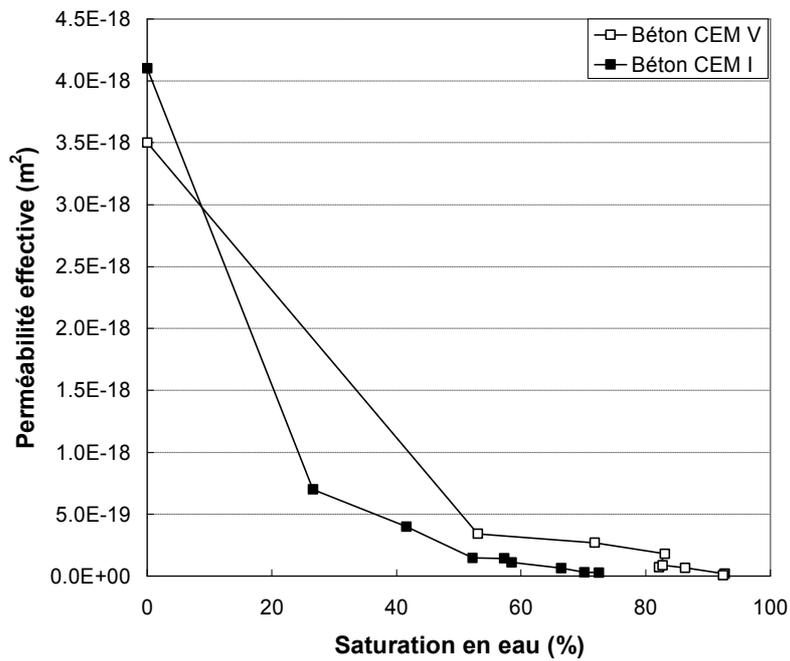


Figure 3.9 : Perméabilités effectives au gaz en échelle linéaire en fonction de la saturation pour les bétons CEM I et CEM V.

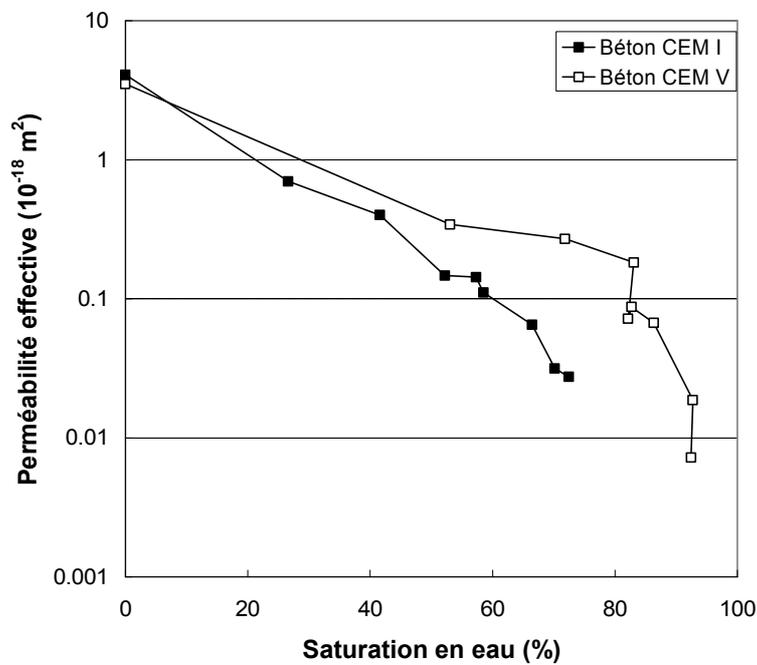


Figure 3.10: Perméabilités effectives au gaz des bétons CEM V et CEM I en échelle log. Les valeurs à 0% de saturation sont les valeurs moyennes de l'état sec.

De ces résultats on peut observer une variation de trois ordres de grandeurs de la perméabilité effective du CEM V et de deux ordres de grandeurs pour le CEM I avec, il est vrai, une saturation qui n'atteint pas les hauts niveaux du CEM V. A une saturation donnée, le béton CEM V est un peu plus perméable que le CEM I. Il est difficile de donner une explication évidente car la structure poreuse des deux bétons est différente : au même niveau de saturation correspondent deux équilibres avec une HR beaucoup plus faible pour le CEM V que pour le CEM I. De fait on a désaturé une famille de pores, dont la gamme de rayons est plus étendue pour le CEM V, mais globalement des pores plus gros pour le CEM I. Ce phénomène est complexe, mais notre connaissance de la structure poreuse n'est pas assez fine pour conclure. Si on représente la perméabilité effective en fonction de l'humidité relative d'équilibre on trouve des valeurs quasi confondues mais selon nous cela est anecdotique (figure 3.11).

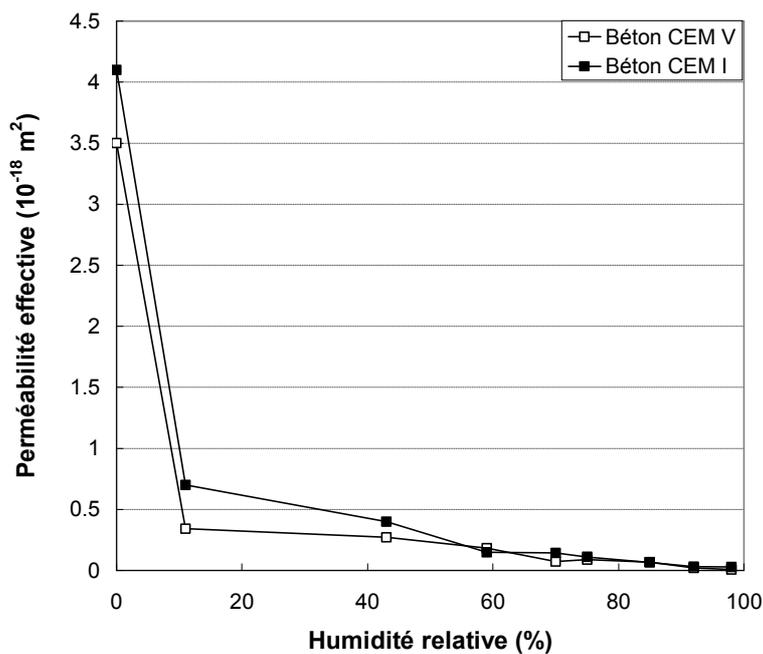


Figure 3.11 : Perméabilités effectives en fonction de l'humidité relative à l'équilibre.

Avec ces tests, nous avons la perméabilité à l'état sec pour chaque échantillon pris indépendamment. Pour chacun, en divisant sa perméabilité effective au gaz par cette valeur à l'état sec, nous pouvons obtenir la perméabilité relative à une saturation donnée. Les figures 3.12 et 3.13 présentent la perméabilité relative en fonction de la saturation en eau à l'échelle linéaire et échelle logarithmique en phase désorption.

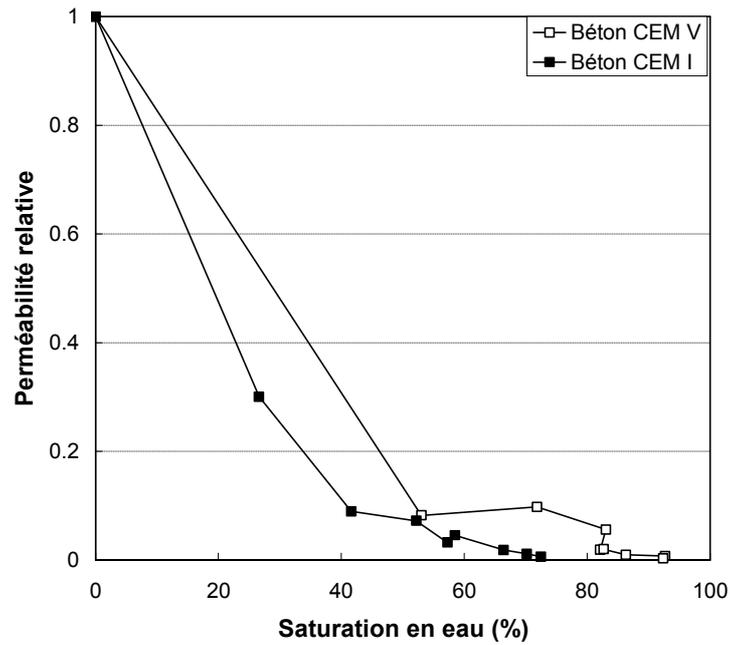


Figure 3.12 : Perméabilités relatives au gaz pour les deux bétons en phase désorption  
– Echelle linéaire.

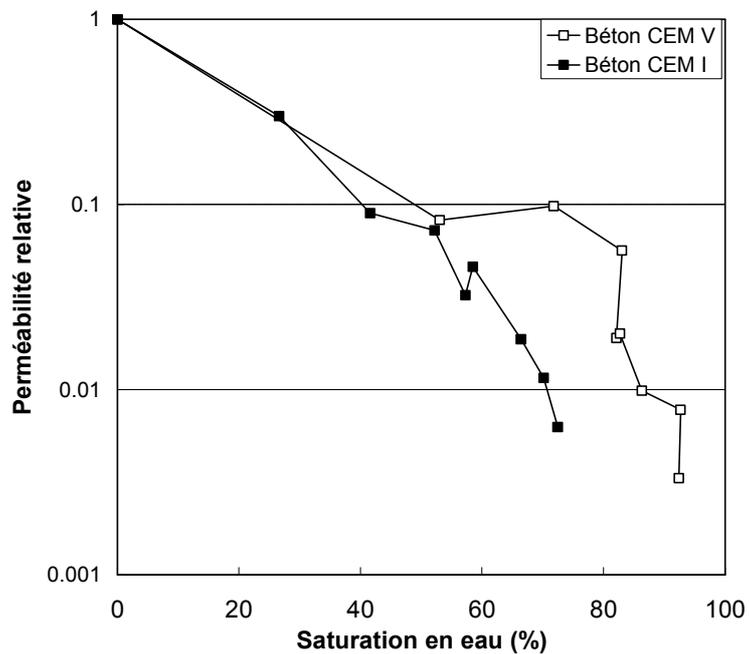


Figure 3.13 : Perméabilités relatives au gaz pour les deux bétons en phase désorption  
– Echelle logarithmique.

Comme les deux bétons ont une perméabilité intrinsèque moyenne très proche, on retrouve la même tendance que pour les perméabilités effectives, à savoir que la perméabilité relative du CEM V est un peu plus grande que celle du CEM I. Il faut

souligner que les courbes sont très similaires dans leur allure cependant à saturation élevée le béton CEM V est plus perméable que le béton CEM I. Rappelons d'autre part que pour atteindre un même niveau de saturation, il faut à température ambiante descendre beaucoup plus bas en humidité pour le CEM V.

Dans la figure 3.13, on peut constater que la perméabilité relative au gaz qui se situe dans la gamme de 0,1 à 1 correspond à la saturation de 0% à 42% pour le béton CEM I et la saturation de 0% à 72% pour béton CEM V. Les deux limites de saturation 42% pour le CEM I et 72% pour le CEM V sont obtenues à humidité relative 43%. Si la relation de Kelvin-Laplace s'applique, ce résultat indique que 90% du flux de gaz (obtenu dans la gamme de 0,1 à 1) se produit dans les pores de rayons inférieur à 1,2nm (drainé de HR=43% et au-dessous). C'est aussi une confirmation que le réseau de pores du béton CEM V est beaucoup plus fin que celui du béton CEM I, puisque 72% de son volume poreux (rempli d'eau à 43% HR) correspond au plus petit de ces pores ( $r < 1,2\text{nm}$ ), tandis que 42% de porosité du béton CEM I correspond seulement à des pores de rayon inférieur à 1,2nm. De plus, il est particulièrement notable que seulement 10% d'écoulement ( $K_{rg} < 0,1$ ) a lieu dans 58% du volume poreux (béton CEM I), pourtant composé des plus grands pores ( $r > 1,2\text{nm}$ ). Ceci a aussi prouvé que les pores ne sont pas des cylindres parallèles avec un rayon constant, mais une succession étroites d'ouvertures de plus ou moins [Espinosa 06].

### **3.1.3 Comparaison des perméabilités relatives en séchage et imbibition**

Les figures 3.14 et 3.15 permettent de comparer des perméabilités relatives en phase de séchage et d'imbibition pour le béton CEM I respectivement en échelle linéaire et logarithmique. Il est en effet préférable de donner ce type de représentation pour deux bétons car pour un même niveau de saturation, ce ne sont pas les mêmes échantillons que l'on compare (Cf. phénomène d'hystérésis). Il y a trois séries de mesures en phase d'imbibition (sorption) correspondant à des temps d'attente plus ou moins longs. Les résultats complets peuvent être trouvés dans les tableaux à la fin de ce paragraphe.

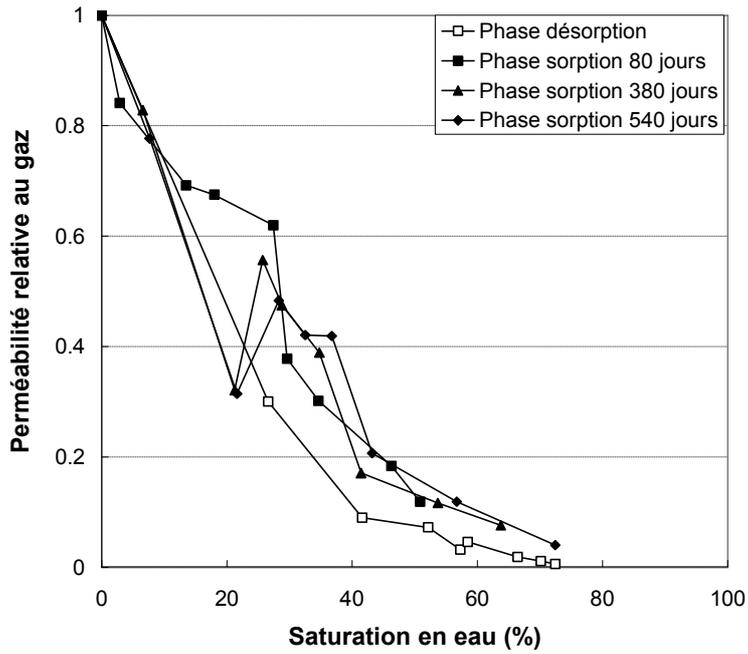


Figure 3.14 : Comparaison des perméabilités relatives du CEM I en phase de séchage et d'imbibition – Echelle linéaire.

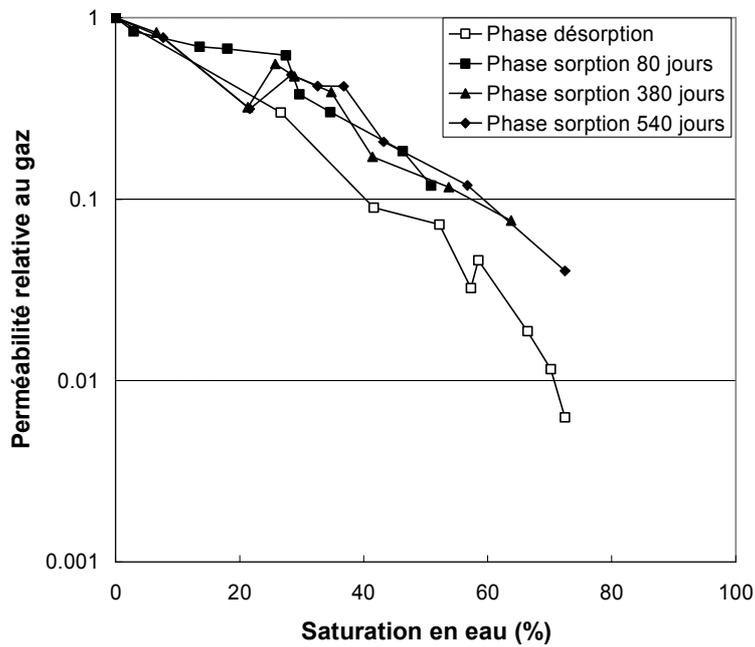


Figure 3.15 : Comparaison des perméabilités relatives du CEM I en phase de séchage et d'imbibition – Echelle logarithmique.

Il apparaît qu'un temps d'attente plus long diminue l'amplitude des hystérésis en saturation. On a aussi constaté un phénomène purement cinétique pour lequel les phases de condensation capillaire (et d'évaporation) sont plus longues que les phases de séchage avec prédominance d'évaporation. Pour un faible niveau de saturation inférieur à 40%, l'évolution de la perméabilité relative reste linéaire quelle que soit la saturation, on peut considérer que la perméabilité relative est une fonction de la seule saturation en eau. Cependant il y a une différence significative pour une saturation supérieure à 40% entre les chemins de désorption et de sorption. En effet, lorsque la saturation dépasse 40%, l'écart de la perméabilité relative au gaz obtenue en phase de désorption et sorption devient progressivement plus élevé et la perméabilité relative en sorption est supérieure à celle mesurée en phase de désorption. Au plus haut niveau de saturation à 72.5%, il y a un ordre de grandeur de différence, entre la phase sorption et la phase désorption. Ceci indique que, même si la saturation est identique, une coupure du circuit hydraulique se produit en phase désorption, ce qui ne se présente pas pendant les phases sorption ultérieures. Pour expliquer cette observation, l'effet de microfissuration a été présumé : le cycle complet de désorption et sorption peut générer des microfissures, notamment pendant la phase de séchage. On suppose qu'une microfissuration est induite par le séchage à 60°C sous l'effet combiné du retrait de la matrice et des déformations thermiques différentielles entre matrice et granulat. La fraction volumique de fissures créées est faible à ce niveau de température, mais l'effet de la fissuration est due à l'augmentation de la connectivité du réseau poreux, ainsi certains pores deviennent accessibles. Pour confirmer cette hypothèse, nous avons effectué un essai de perméabilité au gaz sur le béton CEM I resaturé à humidité relative de 98% ( $S_w=72.5\%$ ) en troisième sorption. Le tableau 3.2 présente les perméabilités effectives en fonction de la pression de confinement. Notre idée était de mesurer la perméabilité effective sous pression de confinement élevée, de sorte que, s'il présente des microfissures, celles-ci peuvent se fermer et la perméabilité effective diminue. Les résultats obtenus avec quatre confinements montrent clairement que la perméabilité effective décroît dans un rapport de 2 avec 20MPa de confinement. Ceci est beaucoup plus faible que le rapport de 10 observé entre la phase désorption et la phase sorption. Par conséquent, la phase séchage ne génère pas assez de microfissures pour les matériaux utilisés dans notre cas. La présence de la microfissure n'est pas suffisante pour expliquer la différence de perméabilité relative entre la phase de désorption et la phase de sorption. Ainsi, d'un

point de vue technique, on peut définir une courbe de perméabilité relative moyenne dans la gamme supérieure de saturation ( $S_w$  : de 50% à 73%) et admettre que cette courbe reproduirait le comportement du matériau de manière satisfaisante.

Pour le béton CEM V (figures 3.16 et 3.17), aux faibles niveaux de saturation, la même conclusion des gammes de saturations et de perméabilités relatives au gaz s'applique. Il semblerait en revanche qu'un début de divergence des courbes de perméabilités relatives apparaisse au-delà de 50% de saturation pour les résultats en première sorption, mais ce phénomène disparaît avec les deux phases suivantes de sorption. D'un point de vue global, on a de nouveaux, une très bonne concordance entre la perméabilité relative et la saturation, quelle que soit la phase (séchage ou imbibition) et elle est peu liée aux temps d'attentes. La perméabilité relative au gaz du béton CEM V dépend uniquement de la saturation en eau quelle que soit la phase achevée, c'est ce que l'on va admettre en première approche.

<b>Pression de confinement</b>	<b>5MPa</b>	<b>10MPa</b>	<b>15MPa</b>	<b>20MPa</b>
Perméabilité effective au gaz	$1.9 \times 10^{-19}$	$1.88 \times 10^{-19}$	$1.27 \times 10^{-19}$	$0.9 \times 10^{-19}$

Tableau 3.2 : Variation de la perméabilité effective en fonction de la pression de confinement sur béton CEM I resaturé à 98% d'humidité relative.

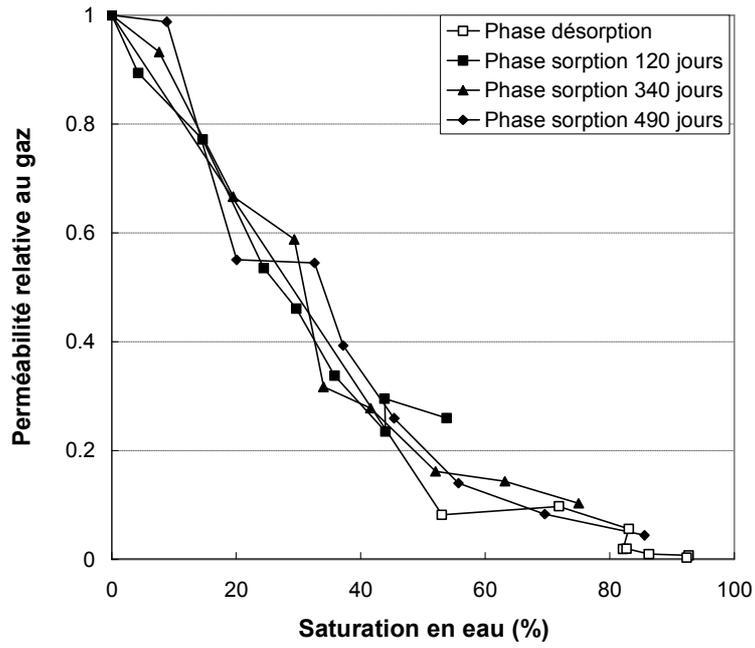


Figure 3.16 : Comparaison des perméabilités relatives pour le CEM V : séchage ou imbibition – Echelle linéaire.

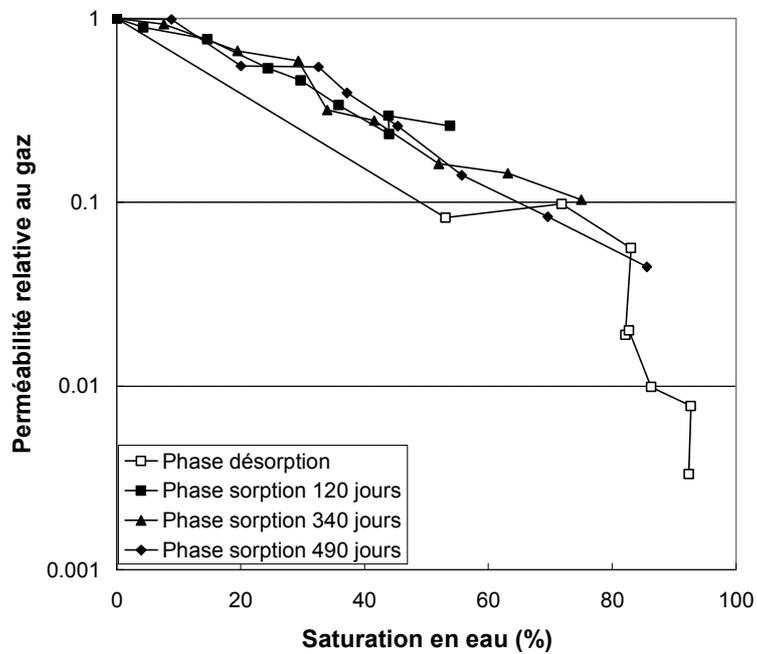


Figure 3.17 : Comparaison des perméabilités relatives pour le CEM V : séchage ou imbibition – Echelle logarithmique.

		W-CV-1 (60°C)	W-CV-2 (11% HR)	W-CV-3 (43% HR)	W-CV-4 (59% HR)	W-CV-5 (70% HR)	W-CV-6 (75% HR)	W-CV-7 (85% HR)	W-CV-8 (92% HR)	W-CV-9 (98% HR)
<b>Phase désorption</b>	Saturation 1		53,0%	71,8%	83,1%	82,1%	82,7%	86,3%	92,7%	92,4%
	$K_{eff1}$		$3,4 \times 10^{-19}$	$2,7 \times 10^{-19}$	$1,82 \times 10^{-19}$	$7 \times 10^{-20}$	$8,73 \times 10^{-20}$	$6,72 \times 10^{-20}$	$1,87 \times 10^{-20}$	$7,21 \times 10^{-21}$
<b>Phase séchage à 60°C</b>	$K_{sec}$	$1,1 \times 10^{-18}$	$4,15 \times 10^{-18}$	$2,76 \times 10^{-18}$	$3,23 \times 10^{-18}$	$3,69 \times 10^{-18}$	$4,35 \times 10^{-18}$	$6,8 \times 10^{-18}$	$2,4 \times 10^{-18}$	$3,17 \times 10^{-18}$
	Porosité(%)	11,48	9,96	10,98	9,11	10,23	9,64	10,35	10,18	11,06
<b>Phase sorption 1 (120 jours)</b>	Saturation 2		4,3%	14,6%	24,4%	29,7%	35,8%	44,0%	43,9%	53,8%
	$K_{eff2}$		$3,71 \times 10^{-18}$	$2,13 \times 10^{-18}$	$1,73 \times 10^{-18}$	$1,7 \times 10^{-18}$	$1,47 \times 10^{-18}$	$1,6 \times 10^{-18}$	$7,1 \times 10^{-19}$	$9,31 \times 10^{-19}$
<b>Phase sorption 2 (340 jours)</b>	Saturation 3		7,6%	19,5%	29,3%	34,0%	41,7%	52,0%	64,0%	75,0%
	$K_{eff3}$		$3,87 \times 10^{-18}$	$1,84 \times 10^{-18}$	$1,9 \times 10^{-18}$	$1,17 \times 10^{-18}$	$1,21 \times 10^{-18}$	$1,1 \times 10^{-18}$	$3,45 \times 10^{-19}$	$2,24 \times 10^{-19}$
<b>Phase sorption 3 (490 jours)</b>	Saturation 4		8,8%	20,1%	32,6%	37,2%	45,4%	55,7%	69,6%	85,6%
	$K_{eff4}$		$4,2 \times 10^{-18}$	$1,52 \times 10^{-18}$	$1,76 \times 10^{-18}$	$1,45 \times 10^{-18}$	$1,13 \times 10^{-18}$	$9,53 \times 10^{-19}$	$2 \times 10^{-19}$	$9,67 \times 10^{-20}$

Tableau 3.3 : Résultats de la saturation et de la perméabilité effective au gaz en phase désorption, phase séchage à 60°C et phase sorption pour béton CEM V.

		W-CI-1 (60°C)	W-CI-2 (11% HR)	W-CI-3 (43% HR)	W-CI-4 (59% HR)	W-CI-5 (70% HR)	W-CI-6 (75% HR)	W-CI-7 (85% HR)	W-CI-8 (92% HR)	W-CI-9 (98% HR)
<b>Phase désorption</b>	Saturation1		26,6%	41,6%	52,2%	57,3%	58,5%	66,4%	70,1%	72,5%
	Keff1		$7 \times 10^{-19}$	$4 \times 10^{-19}$	$1,47 \times 10^{-19}$	$1,43 \times 10^{-19}$	$1,11 \times 10^{-19}$	$6,51 \times 10^{-20}$	$3,15 \times 10^{-20}$	$2,74 \times 10^{-20}$
<b>Phase séchage à 60°C</b>	Ksec	$4,1 \times 10^{-18}$	$2,33 \times 10^{-18}$	$4,45 \times 10^{-18}$	$2,03 \times 10^{-18}$	$4,42 \times 10^{-18}$	$2,41 \times 10^{-18}$	$3,48 \times 10^{-18}$	$2,72 \times 10^{-18}$	$4,37 \times 10^{-18}$
	Porosité(%)	8,89	8,02	8,81	8,02	8,75	7,46	8,31	8,06	8,62
<b>Phase sorption 1 (80 jours)</b>	Saturation 2		2,9%	13,5%	18,0%	27,5%	29,6%	34,6%	46,3%	50,9%
	Keff2		$1,96 \times 10^{-18}$	$3,08 \times 10^{-18}$	$1,37 \times 10^{-18}$	$2,74 \times 10^{-18}$	$9,11 \times 10^{-19}$	$1,05 \times 10^{-18}$	$5 \times 10^{-19}$	$5,2 \times 10^{-19}$
<b>Phase sorption 2 (380 jours)</b>	Saturation 3		6,6%	21,3%	25,7%	28,8%	34,8%	41,4%	53,7%	63,8%
	Keff3		$1,93 \times 10^{-18}$	$1,43 \times 10^{-18}$	$1,13 \times 10^{-18}$	$2,1 \times 10^{-18}$	$9,38 \times 10^{-19}$	$5,95 \times 10^{-19}$	$3,17 \times 10^{-19}$	$3,33 \times 10^{-19}$
<b>Phase sorption 3 (540 jours)</b>	Saturation 4		7,7%	21,6%	28,3%	32,5%	36,8%	43,2%	56,7%	72,5%
	Keff4		$1,81 \times 10^{-18}$	$1,4 \times 10^{-18}$	$9,82 \times 10^{-19}$	$1,86 \times 10^{-18}$	$1,01 \times 10^{-18}$	$7,2 \times 10^{-19}$	$3,24 \times 10^{-19}$	$1,76 \times 10^{-19}$

Tableau 3.4 : Résultats de la saturation et de la perméabilité effective au gaz en phase désorption, phase séchage à 60°C et phase sorption pour béton CEM I.

### 3.2 Perméabilité au gaz sous température élevée sur matériaux sains

Des mesures de perméabilité sous température existent dans la littérature pour différents géomatériaux (roche, mortier et béton) [Lion 04 ; Montigny 06 ; Chen 09]. Il semblait intéressant de continuer cette investigation avec des mesures de perméabilité au gaz en continu et en régime permanent sur les bétons Andra pour élargir notre thème de recherche.

Nous représentons ici les principaux résultats obtenus sur le mortier normalisé et le béton CEM V non fissuré qui permettent de dégager le rôle essentiel de la saturation en eau quand le matériau est chauffé. Ces essais sont menés sous température avec une mesure en continu de la perméabilité et sous contrainte hydrostatique constante ( $P_c=5\text{MPa}$ ). Nous avons testé sur le mortier et le béton CEM V, des échantillons soit secs, soit saturés.

En comparant la masse après chauffage à celle initiale, nous voyons des variations sur les échantillons saturés (5,1% pour le mortier ; 4,6% pour le béton CEM V), même l'échantillon sec (séché à 60°C avant l'essai) perd une proportion d'eau (2,2% pour le mortier sec ; 0,3% pour le béton CEM V sec). Cette perte d'eau n'est pas seulement l'eau libre capillaire, mais aussi de l'eau chimiquement liée des hydrates C-S-H.

Echantillons	Mortier			
	N°1	N°2	N°3	N°4
Sw(%)	0	44,7	53,4	50,8
Perte d'eau (g)	3,66 (-2,2%)	8,93 (-5,1%)	10,68 (-6%)	3,64 (-4,1%)
Kapp avant chauffage	$1,78 \times 10^{-17}$	$2,7 \times 10^{-18}$	$6,1 \times 10^{-19}$	$3,98 \times 10^{-18}$
Kapp après chauffage	$2,52 \times 10^{-17}$	$2,47 \times 10^{-17}$	$2,11 \times 10^{-17}$	-

Tableau 3.5 : Perméabilité apparente avant et après les cycles chauffage/refroidissement pour le mortier.

Echantillons	Béton CEM V	
	N°1	N°2
Sw(%)	0	79,6
Perte d'eau (g)	0,4 (-3,3%)	7,33 (-4,6%)
Kapp avant chauffage (M <sup>2</sup> )	$4,1 \times 10^{-17}$	$4,83 \times 10^{-19}$
Kapp après chauffage (M <sup>2</sup> )	$6,25 \times 10^{-17}$	$5,06 \times 10^{-18}$

Tableau 3.6 : Perméabilité apparente avant et après les cycles chauffage/refroidissement pour le béton CEM V.

Le tableau 3.6 montre les résultats de perméabilité apparente avant et après chauffage. Avant le chauffage, la perméabilité de l'échantillon sec est plus grande que celle de l'échantillon partiellement saturé. Plus la saturation est élevée, plus la perméabilité est faible. Après le chauffage, la perméabilité est plus importante qu'avant. Cette augmentation est liée à l'évacuation de l'eau libre puis de l'eau chimiquement liée. Tout au long de l'essai, le confinement est maintenu à 5MPa, nous supposons qu'il n'a pas d'effet de création de microfissure dans l'échantillon [Lion 05b].

La figure 3.18 montre l'évolution de la perméabilité au gaz en continu pendant le chauffage aux trois températures ciblées (60°C, 105°C et 200°C) sur le mortier sec. Les résultats de mortier montrent que la perméabilité apparente au gaz n'évolue pas lors des deux premiers cycles de chauffage (60 et 105°C) lorsque l'échantillon est initialement sec. Ce n'est qu'au-delà de 150°C environ que la perméabilité décroît sensiblement sans pour autant aller jusqu'au bouchon. En parallèle, on observe que des gouttes d'eau sortent régulièrement du dispositif à partir de 172°C, voir figure 3.22. Ce phénomène de bouchon partiel est expliqué par la décomposition de l'ettringite et des hydrates qui en se vaporisant dans le réseau poreux limite le flux de gaz au travers du matériau.

Dans les figures 3.19 et 3.20, l'évolution de la perméabilité sous température élevée sur deux échantillons de mortier partiellement saturés est présenté. Pour l'échantillon de mortier partiellement saturé, une diminution de la perméabilité est tout d'abord observée lors des deux premiers cycles. Cette chute de perméabilité est attribuée principalement à la dilatation de l'eau capillaire, de telle sorte que les passages du

réseau poreux deviennent plus étroits, plutôt qu'aux déformations thermiques du squelette solide. Lors du troisième cycle de chauffage, le gaz ne peut plus passer au travers de l'échantillon et la perméabilité devient nulle. Ce phénomène de bouchon est attribué à la présence d'eau et de vapeur sous pression dans le réseau poreux, qui empêchent le passage du gaz. L'eau sous pression peut être de nature liquide si  $S_w \neq 0\%$  et de nature gazeuse (vapeur d'eau) au-delà de  $100^\circ\text{C}$ . L'eau sort alors non seulement sous forme de liquide du côté aval de l'échantillon, mais aussi sous forme de gaz (de vapeur) qui pousse le gaz hors de l'échantillon du côté amont. Ceci est observé lors du démontage du tuyau amont d'arrivée de gaz, après l'essai.

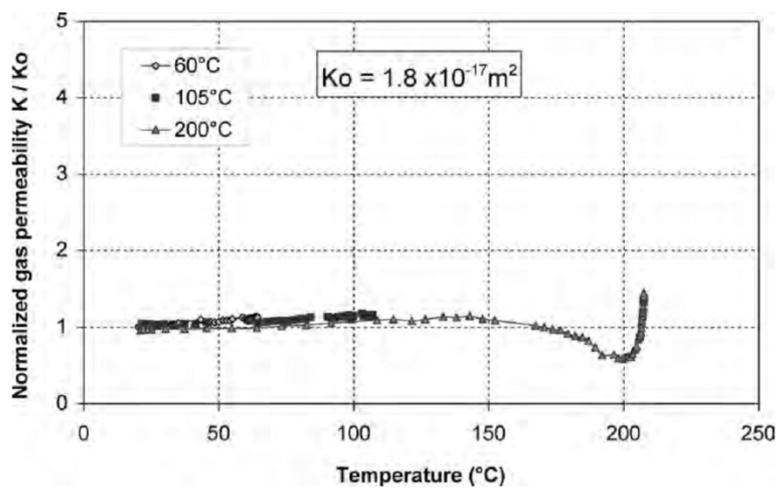


Figure 3.18 : Variation de la perméabilité au gaz normalisée sous la température élevée pour le mortier sec.

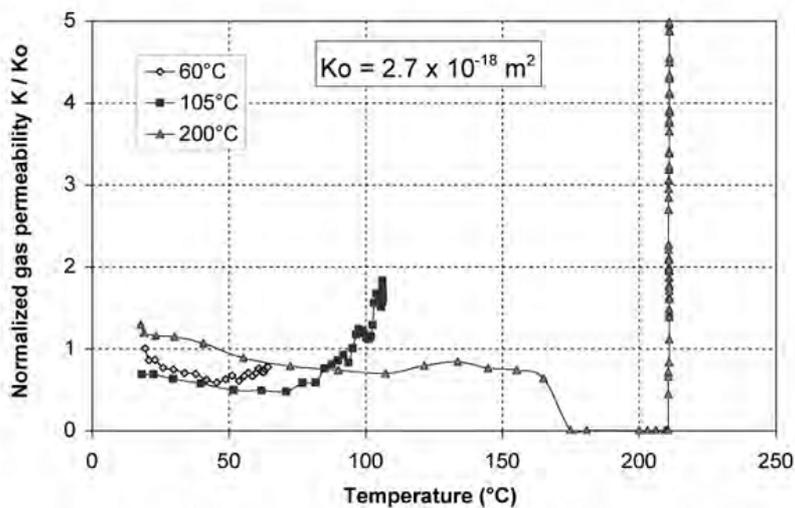


Figure 3.19 : Variation de la perméabilité au gaz sous température élevée pour le mortier partiellement saturé  $S_w = 44,7\%$ .

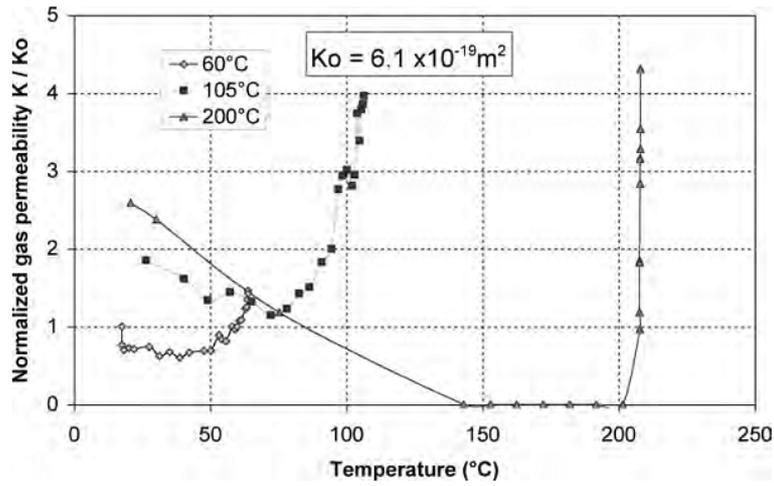


Figure 3.20 : Variation de la perméabilité au gaz sous la température élevée pour le mortier partiellement saturé  $S_w = 53,4 \%$ .

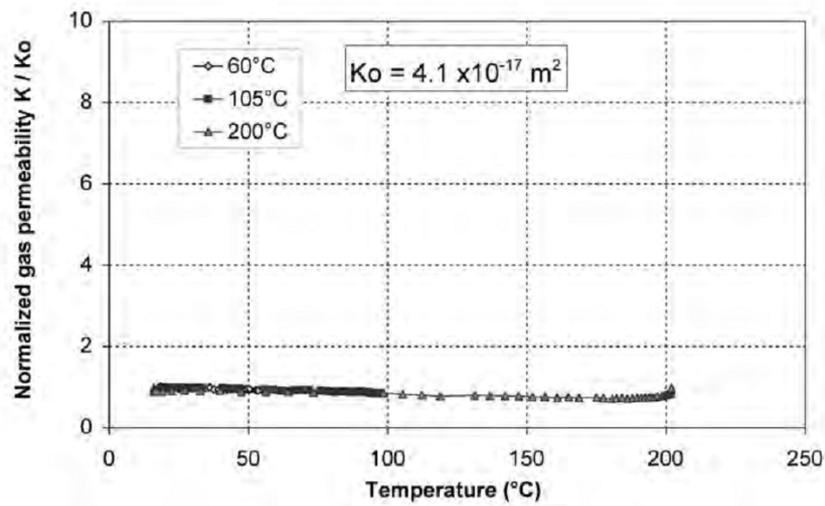


Figure 3.21 : Variation de la perméabilité sous température élevée pour le béton CEM V sec.

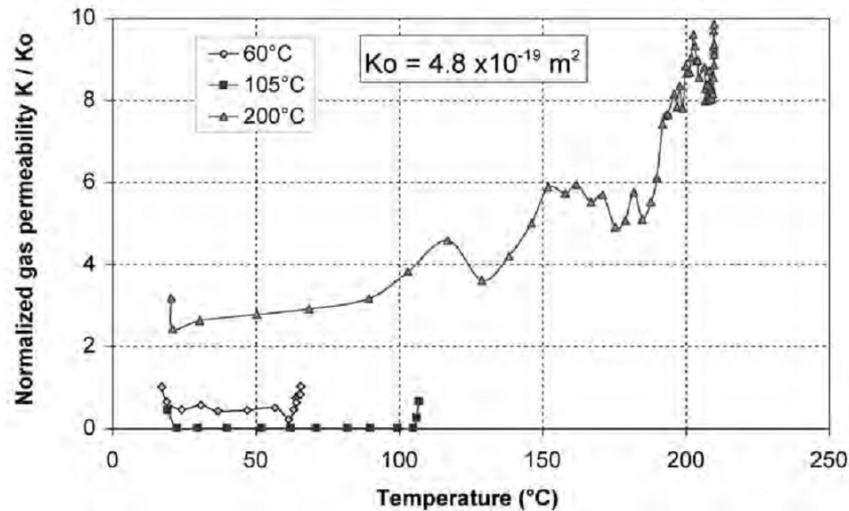


Figure 3.22 : Variation de la perméabilité pour le béton partiellement saturé CEM V avec  $S_w = 79,6 \%$ .

Dans la figure 3.21, nous constatons une excellente résistance en température du béton CEM V de l'Andra, car la perméabilité ne varie pas de façon significative au cours du chauffage, même lors du troisième cycle de chauffage jusqu'à 200°C. De plus la perméabilité résiduelle reste du même ordre de grandeur que la perméabilité initiale ( $K_0$ ). Pour l'échantillon partiellement saturé de CEM V (figure 3.22), l'évolution de la perméabilité au gaz montre un effet bouchon dès le deuxième cycle, à partir d'une température inférieure à 105°C. Cette difficulté de transition au gaz est liée à sa haute saturation initiale  $S_w=79,6\%$ . Pendant le troisième cycle de chauffage, aucun effet bouchon n'est observé, car la durée du cycle de chauffage précédent a suffisamment évacué d'eau. Ceci montre néanmoins que sur certains bétons, l'effet bouchon peut apparaître même à basse température.

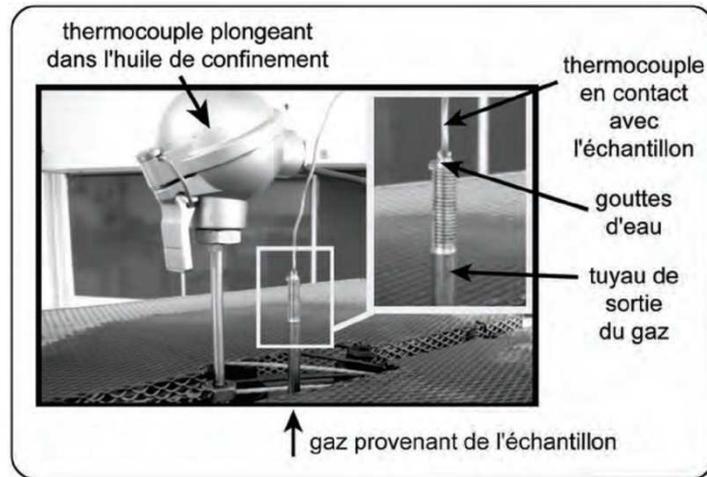


Figure 3.23 : Observation en cours d'essai sur l'échantillon de mortier sec, dès 172°C : des gouttes d'eau liquide sortent de la tige qui est en contact avec la face aval de l'échantillon.

### 3.3 Perméabilité au gaz sous cycles chaud - froid

Nous avons présenté auparavant les résultats de mesure de la perméabilité en continu sous haute température. Ils ont montré sans ambiguïté le rôle de la saturation initiale du matériau sur la variation de perméabilité sous température élevée. Nous présentons dans la suite les résultats des effets de la saturation sur la variation de la perméabilité en température.

#### 3.3.1 Résultats sur échantillon sec

Les figures 3.24 et 3.25 montrent l'évolution de la perméabilité avec les différences de température pour un échantillon sec de béton CEM I avec 3 mois d'écart. On voit très nettement que les perméabilités sont reproductibles et que les valeurs avec 3 mois d'écart sont retrouvées. Nous n'observons pas de diminution de la perméabilité dans la gamme des températures modérées. Comme dans l'étude précédente, la perméabilité du béton sec ne dépend pas de la température, il confirme que la saturation initiale joue un rôle plus important.

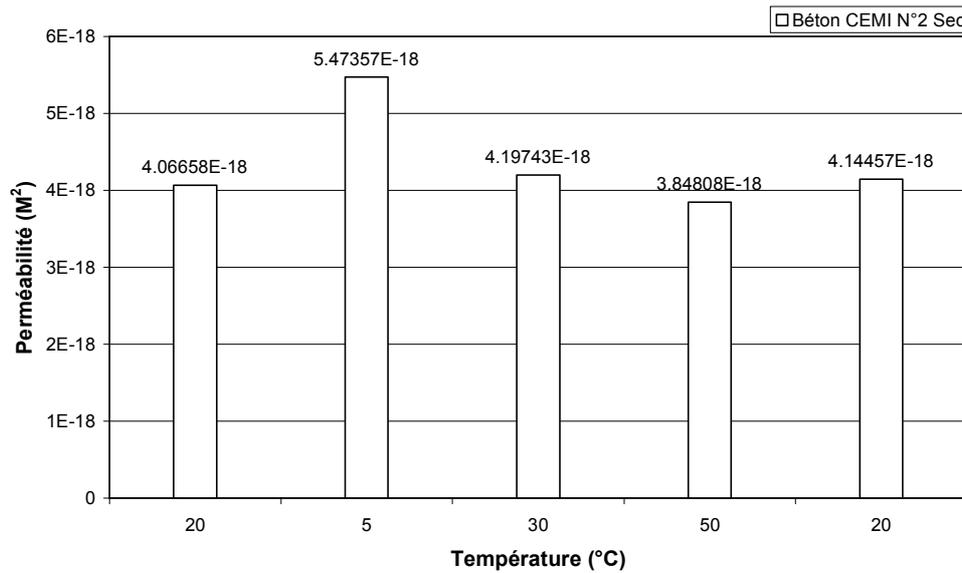


Figure 3.24 : Variation de la perméabilité pour un échantillon du béton CEM I sec avec les différences de température.

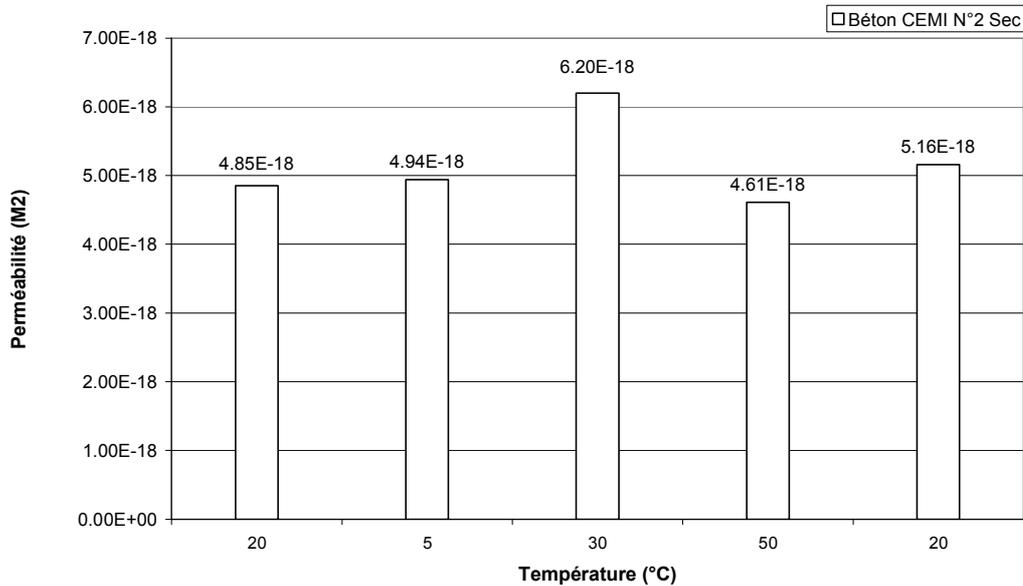


Figure 3.25 : Variation de la perméabilité pour le même échantillon du béton CEM I sec avec les différences de température – 3 mois d’écart.

### 3.3.2 Résultats sur échantillon partiellement saturé

Les figures 3.26 et 3.27 illustrent l'évolution de la perméabilité avec les différences de température pour deux échantillons de béton CEM V partiellement saturés. Cette saturation de l'ordre de 60 à 70% peut être considérée comme représentative des situations in-situ (Stockage Andra). Dans ce cas il n'y a aucune ambiguïté : la saturation induit bien un effet sur la perméabilité effective, avec globalement une perméabilité plus faible quand le matériau est refroidi plutôt que chauffé. Dans le cas du CEM I sec, l'échantillon est séché à 60°C avant l'essai, nous supposons qu'il n'y a plus d'eau interstitielle dans l'échantillon. La rétractation ou la dilatation du matériau sous différentes températures entraîne peu de variations sur la perméabilité. Nous pouvons imaginer que les contrastes dilatométriques eau/milieu cimentaire induisent des redistributions (ou répartitions) locales de l'eau qui entraînent une diminution de la perméabilité effective du béton partiellement saturé. Plus généralement les cycles chaud-froid ont des effets sur la perméabilité effective mesurée à la même température.

Dans la figure 3.26, nous observons au retour à 20°C, que la perméabilité d'échantillon CEM V N°1 est plus faible qu'à la première mesure. A l'inverse le retour final à 5°C (figure 3.27) pour l'échantillon N°2 montre une perméabilité plus forte qu'à l'état initial. Au cours de l'essai, la saturation du béton est toujours constante, la différence de tendance de la perméabilité entre deux bétons est liée à la redistribution de la phase liquide dans la porosité avec la création ou la coupure de quelques ponts hydrauliques. Les résultats des échantillons partiellement saturés indiquent que la saturation initiale joue un rôle important sur la perméabilité du matériau béton quand la température varie, même modérément. Ils montrent aussi que le matériau est moins perméable si on le refroidit. Mais cette tendance n'est pas confirmée par le dernier test sur échantillon CEM V E/C=0,48 N°2 (figure 3.28) pour lequel rien ne peut être affirmé si ce n'est que la température a une influence sur la perméabilité.

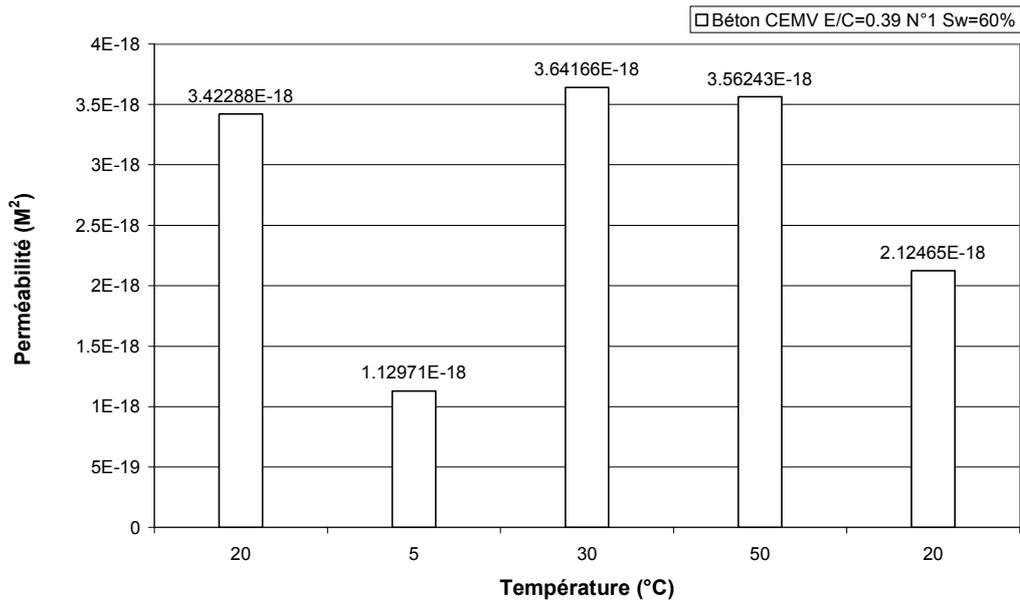


Figure 3.26 : Influence de la température pour l'échantillon du béton N°1 CEM V E/C=0,39 partiellement saturé Sw=60%.

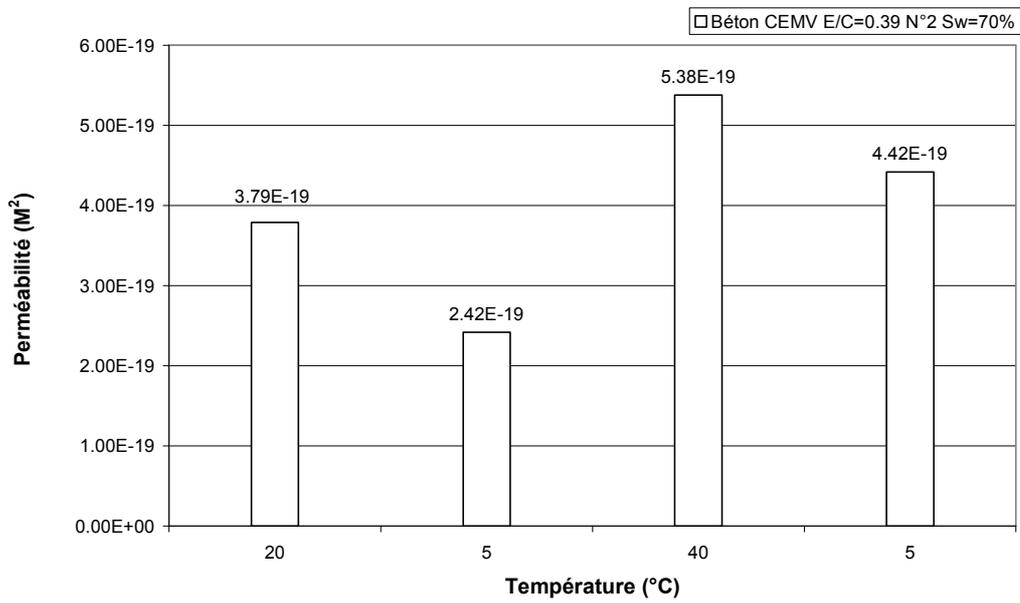


Figure 3.27 : Influence de la température pour l'échantillon du béton N°2 CEM V E/C=0,39 partiellement saturé Sw=70%.

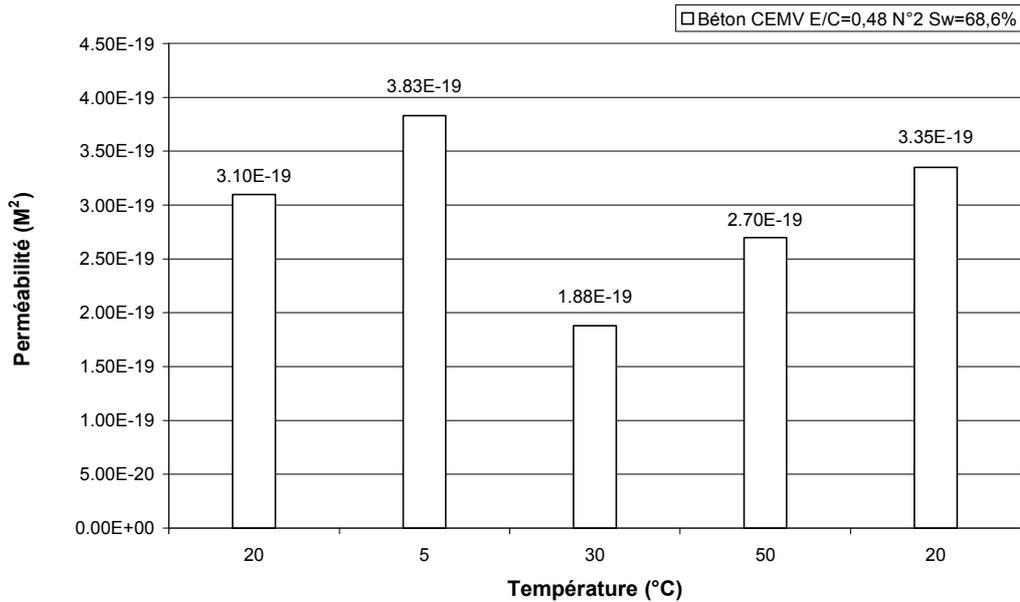


Figure 3.28 : Influence de la température pour l'échantillon du béton N°2 CEM V E/C=0,48 partiellement saturé Sw=68,6% – Tendence contraire comparée aux résultats précédents.

### 3.4 Perméabilité sur l'échantillon macrofissuré

Cette partie présente les résultats sur deux bétons CEM V macrofissuré par fendage. Tout d'abord, nous présentons l'écrasement de la macrofissure en fonction de la pression de confinement, puis la variation de la perméabilité au gaz en fonction de la pression de confinement est présentée. L'effet de l'humidité relative et d'une faible variation de la température sur la perméabilité au gaz est étudié. Ensuite, nous effectuons un test de perméabilité à l'eau sur un échantillon macrofissuré pour l'observation de l'évolution du débit et de la perméabilité sous confinement. Enfin, les résultats de perméabilité au gaz sous température élevée sur matériau macrofissuré est détaillée.

#### 3.4.1 Relation confinement - écrasement de la fissure

La figure 3.29 présente la pression de confinement en fonction de l'écrasement de la fissure (déterminée par l'équation 2.15 du chapitre 2). Cette figure montre la

différence entre la phase de première fermeture (fermeture initiale) de fissure après le fendage et les phases consécutives qui ont moins d'amplitude et sont reproductibles. Nous constatons que la fermeture mécanique se produit autour de 20MPa de confinement, l'écrasement varie ensuite très peu (on est sur une verticale) et nous pouvons admettre que ces faibles variations sont plus liées aux limites des capteurs et à des corrections d'étalonnage sur des valeurs moyennes et linéarisées (§2.6.2 figure 1.31). L'amplitude des ouvertures-fermetures après le premier confinement n'a pas beaucoup varié et s'établit à 15 $\mu$ m environ. Si nous comparons les écrasements initiaux pour deux échantillons testés N°1 et N°2 (figure 3.30), nous observons une grande similitude des courbes de pression de confinement en fonction de l'écrasement, même si l'échantillon N°2 a une amplitude plus importante d'écrasement. En revanche, si nous examinons la figure 3.31 qui illustre la relation confinement – écrasement de la fissure des 2 échantillons en fonction des chargements, nous pouvons observer qu'après quelques cycles de charge décharge (pour les deux échantillons), les différences initiales ont disparu et que les comportements à l'écrasement sont quasi identiques. En conclusion partielle nous pouvons dire qu'après quelques cycles de charge-décharge, le comportement mécanique de deux échantillons macrofissurés devient quasiment identique, même si la fermeture initiale de la fissure était différente.

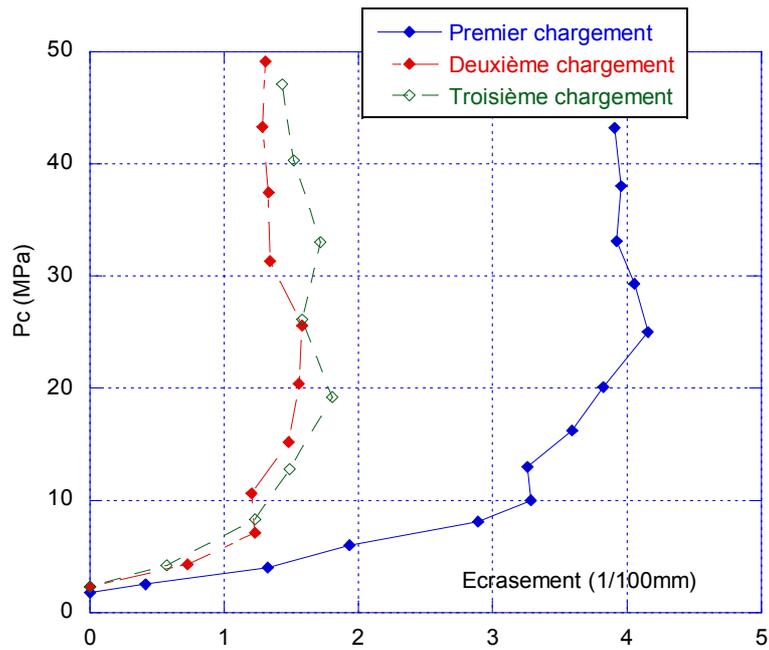


Figure 3.29 : Relation confinement – écrasement de la fissure de l'échantillon du béton CEM V N°1: trois phases consécutives d'écrasement (charge initiale et les deux suivantes).

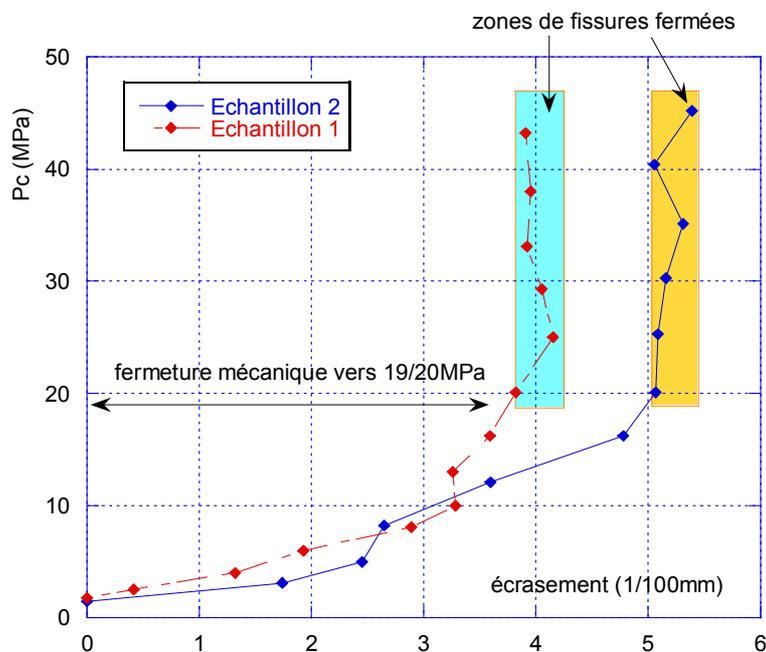


Figure 3.30: Comparaison des écrasements initiaux pour deux échantillons du béton CEM V différents.

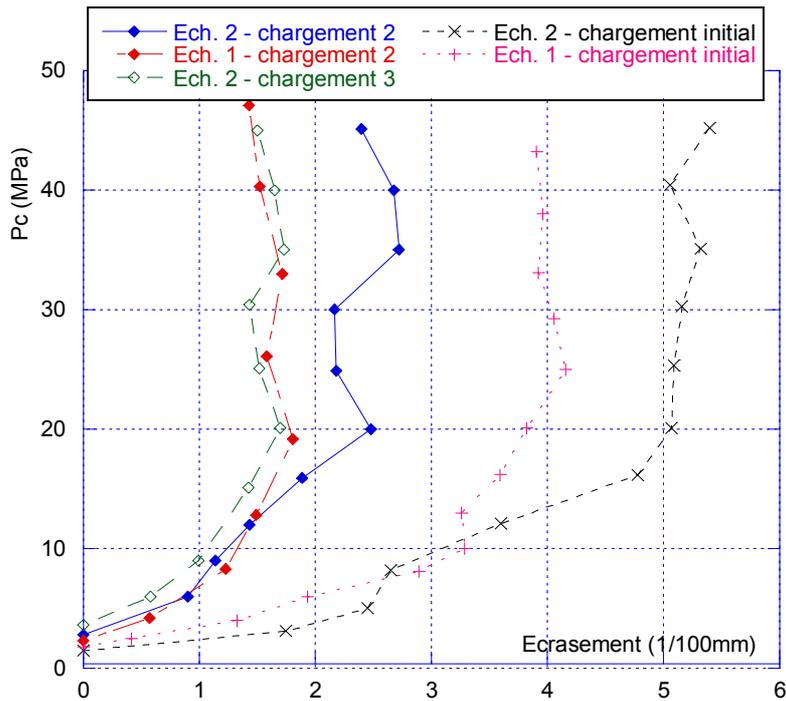


Figure 3.31: Comparaison des écrasements pour deux échantillons du béton CEM V – Ecrasements initiaux et les suivants qui sont reproductibles

### 3.4.2 Relation confinement et perméabilité au gaz

Comme indiqué auparavant, nous distinguons le comportement hydraulique du béton entre la phase de fermeture initiale et les phases suivantes. La figure 3.32 qui présente la perméabilité effective en fonction du confinement et des cycles de charge-décharge imposés, illustre clairement cet aspect. Nous pouvons observer que la variation de perméabilité est « brutale » jusqu'à la fermeture mécanique (autour de 20MPa) dans le cycle d'écrasement initial de la macrofissure, et que la perméabilité n'est pas réversible. Pour les autres cycles et quelle que soit la pression d'injection, la relation perméabilité et confinement s'inscrit dans une zone très étroite et la perméabilité devient réversible. Nous pouvons aussi remarquer que la phase de décharge du cycle initial s'inscrit dans cette zone. Il n'y a pas non plus d'effet notable de l'influence de la pression d'injection. Enfin, et même quand la fracture est refermée mécaniquement, la perméabilité varie peu autour de  $10^{-15} \text{ m}^2$ . Un point remarquable est la perméabilité matricielle du béton sain (sec et non fissuré) qui est de l'ordre  $10^{-17}$  à  $10^{-18} \text{ m}^2$ . On peut la considérer comme intrinsèque et elle est très nettement inférieure à celle

obtenue sur échantillon macrofissuré dont la fracture est refermée mécaniquement. En revanche si nous comparons les valeurs de perméabilité pour deux échantillons différents (figure 3.33), nous pouvons remarquer qu'il existe un rapport d'un ordre de grandeur entre celles-ci et ceci même après la fermeture mécanique. Ces essais montrent avec certitude que pour une fracture franche telle que celles obtenues ici, il subsistera toujours des cheneaux préférentiels pour l'écoulement et qu'une contrainte usuelle (45-50MPa sont des valeurs très grandes) ne pourra pas les refermer. La fracture doit certainement être regardée comme une succession d'objets de taille et de rapport d'aspect (ouverture sur largeur) différents. Ces objets seraient placés en parallèle et en série pour pouvoir traduire les variations brutales de perméabilité au début du chargement.

A contrainte élevée (au-delà de la fermeture mécanique - figure 3.34) il ne subsiste plus que 10 à 20 % de la perméabilité normalisée qui varie peu et "lentement". Etablir une corrélation entre perméabilité et écrasement ne présente que peu d'intérêt car à partir de 20MPa il y a fermeture mécanique et l'écrasement ne varie plus. Parallèlement la perméabilité continue de décroître. La figure 3.35 présente néanmoins une corrélation satisfaisante entre la variation relative de perméabilité ( $K/K_0$ ) et l'écrasement jusqu'à la phase de fermeture.

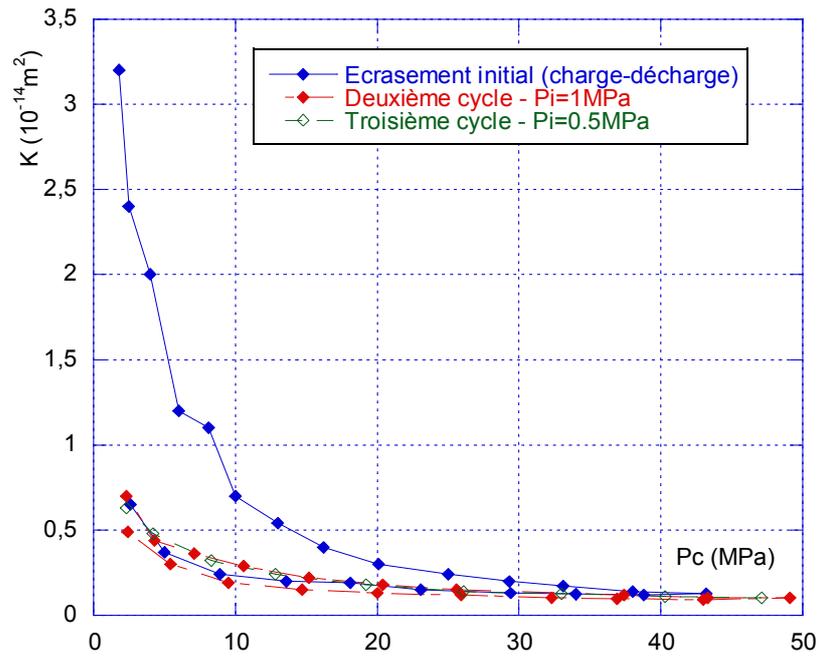


Figure 3.32: Perméabilité effective de l'échantillon de béton CEM V N°1 - cycles d'écrasements successifs.

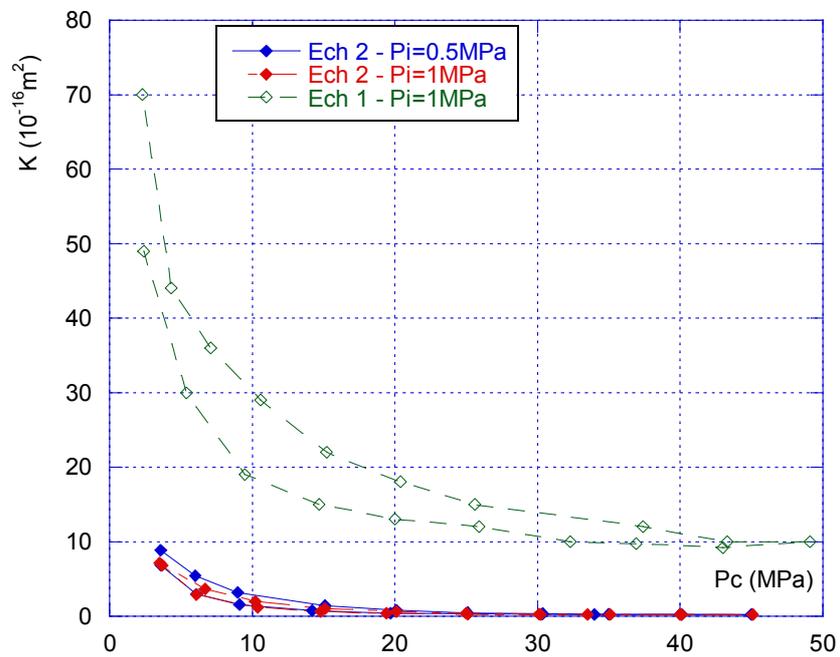


Figure 3.33: Comparaison des perméabilités de fracture pour deux échantillons de béton CEM V, après la mesure la phase initiale de fermeture.

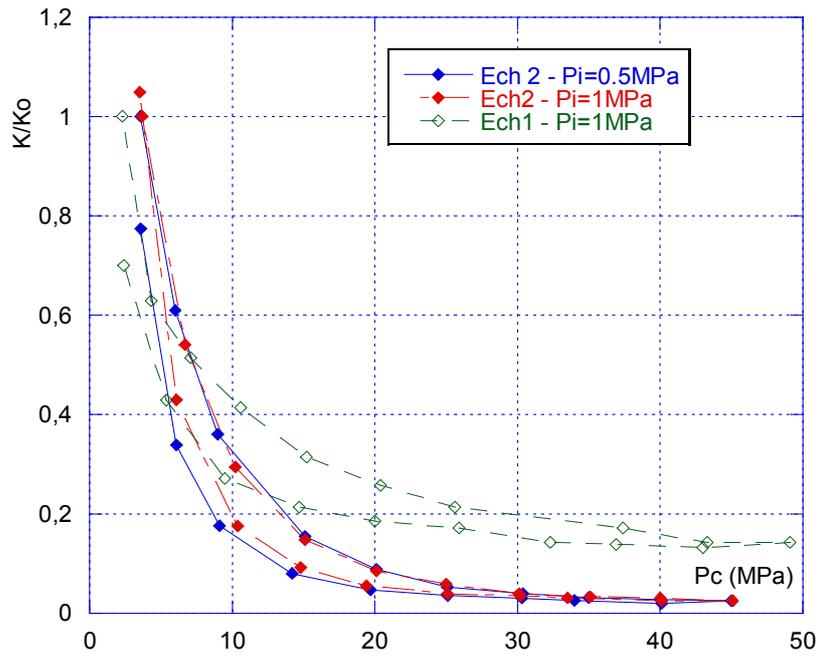


Figure 3.34: Comparaison exprimée en fonction de  $K/K_o$  ( $K_o$  perméabilité initiale).

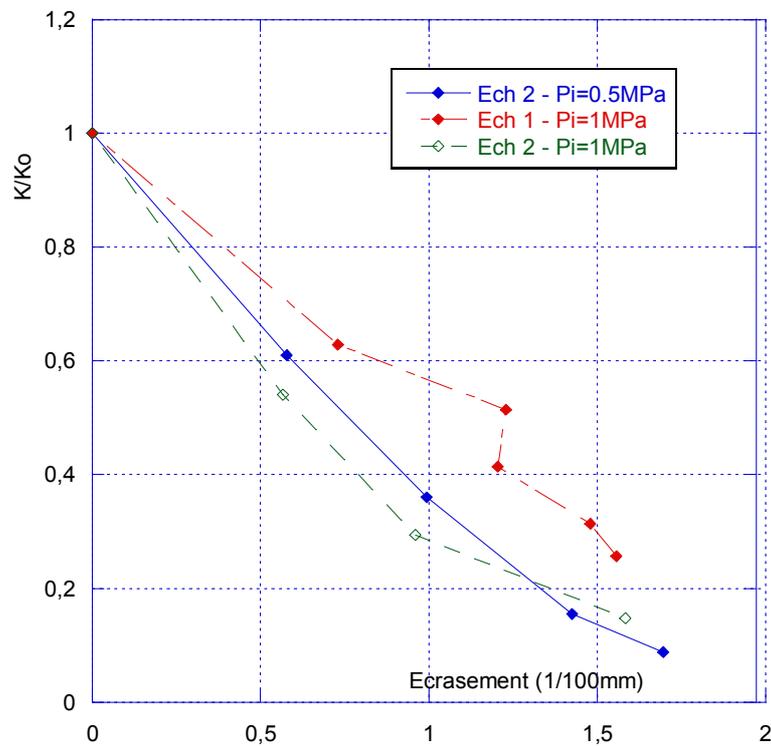


Figure 3.35: Variation de la perméabilité normalisée ( $K/K_o$ ) en fonction de l'écrasement jusqu'à la fermeture mécanique (20MPa).

### 3.4.3 Influence de l'humidité relative et d'une faible variation de la température

Afin de mettre en évidence l'influence de l'humidité relative et de la variation de la température sur la perméabilité du béton macrofissuré, nous avons effectué une injection d'air chaud sous pression, à une humidité relative donnée dans la fracture. Les essais sont réalisés sur les mêmes échantillons macrofissurés que précédemment. La procédure est la suivante :

- balayage de la fracture non confinée sous air humide (92%HR) à 24°C et 40°C pendant 48h minimum puis pendant des durées de 5 jours.
- mesure de la perméabilité de la fracture sous confinement croissant par injection d'argon sec à température ambiante ou en cellule chauffée à 50°C (50°C pour ne pas entraîner un biais de mesure dû à une condensation intempestive dans les tuyauteries de cellule). L'humidité réelle est donc un peu plus faible que 92% (dans la fracture).
- reprise du balayage sous même conditions et répétition des opérations.

La figure 3.36 présente la perméabilité en fonction de la pression de confinement. Les résultats qui montrent une légère diminution de la perméabilité, n'ont pas été marqués par un net effet des balayages humides successifs et il semble que la perméabilité soit encore et surtout pilotée par le confinement (comme précédemment). La tendance globale paraît traduire une légère diminution de la perméabilité avec l'accumulation des cycles mais cet aspect doit être confirmé. Les deux figures ci-dessous (figures 3.36 et figure 3.37) en donnent l'exemple sur une période d'un mois respectivement pour une pression d'injection de 0,5MPa et de 1MPa. Globalement nous avons une perméabilité (très) légèrement supérieure à 0,5MPa d'injection comparée à celle obtenue à 1MPa. La macrofissure étant très fine, ceci peut être le résultat de l'effet Klinkenberg.

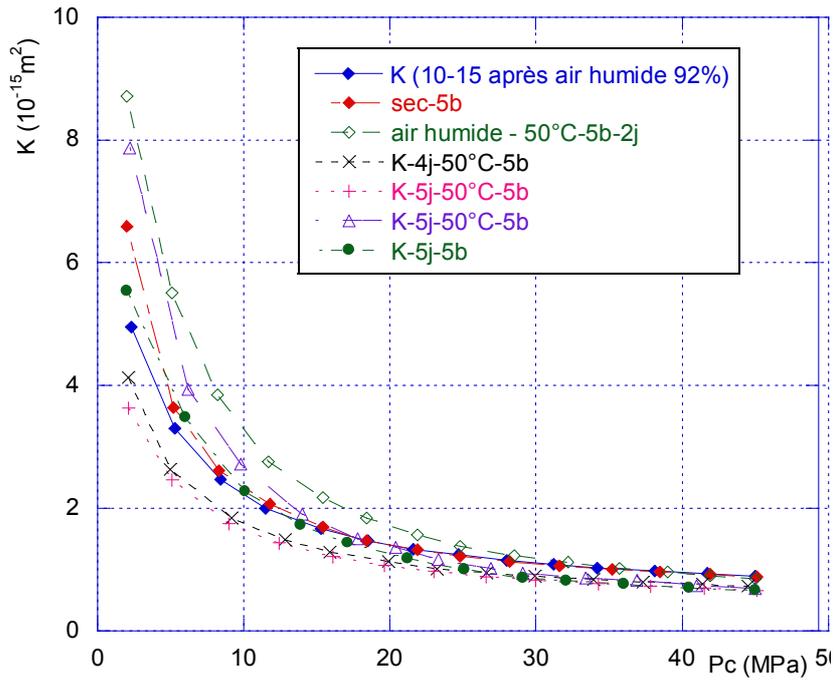


Figure 3.36: Perméabilité en fonction de pression de confinement à 0,5MPa d'injection. Effet des cycles humides.

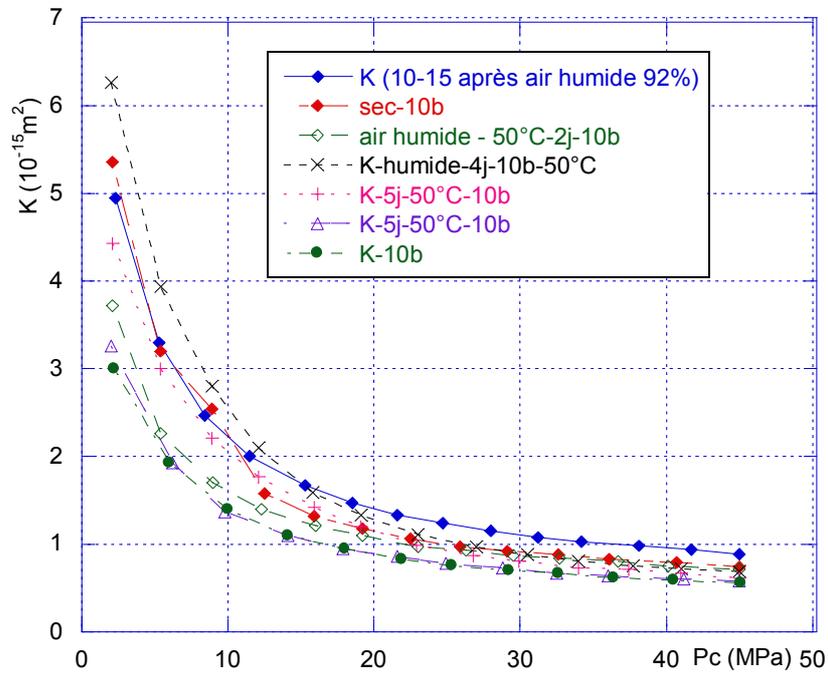


Figure 3.37: Evolution de la perméabilité à 1MPa d'injection, au cours des cycles humides.

### 3.4.4 Perméabilité à l'eau sur béton macrofissuré

D'après les résultats de la perméabilité au gaz d'une fracture balayée par l'air humide, il apparaît que le confinement a toujours un effet principal. Afin de continuer à étudier le comportement hydraulique de la fracture, nous avons effectué un balayage à l'eau dans la fissure pour étudier la variation de la perméabilité à l'eau au cours du temps (c'est-à-dire l'effet de self sealing).

Un test a été effectué sur un échantillon macrofissuré de béton CEM V avec un  $E/C=0,39$ , dont l'objectif est l'observation de l'évolution du débit et de la perméabilité avec une pression de confinement de 3MPa et sous une pression d'injection de 0,5MPa.

L'injection d'eau est effectuée par une pompe Gilson<sup>®</sup> qui permet de régler la pression d'injection ou le débit volumique. L'alimentation en l'eau se fait à partir d'un grand flacon posé sur une balance précise à 0.01g. L'eau est pompée à pression constante (0,5MPa) d'une extrémité de l'échantillon vers l'autre extrémité, celle-ci étant à pression atmosphérique. Nous pouvons noter régulièrement la diminution de la masse d'eau en fonction du temps. Le développement de la loi de Darcy aboutit à la relation suivante pour le calcul de la perméabilité intrinsèque, présenté dans l'équation 3.1:

$$k = \frac{\mu Q h}{A(P_i - P_0)} \quad (3.1)$$

où A et h sont la surface et la hauteur de l'échantillon, Q le débit massique (g/min).

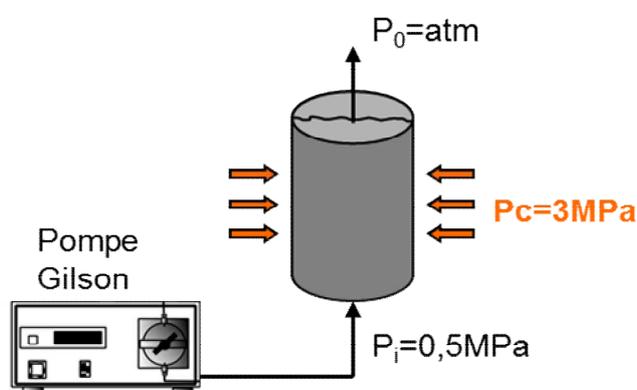


Figure 3.38: Dispositif de mesure de la perméabilité à l'eau.

Les résultats en figures 3.39 et 3.40 indiquent une chute régulière du débit et donc de la perméabilité dans un rapport de 1 à 4. Une autre remarque peut être faite sur l'ordre de grandeur de la perméabilité à l'eau, même en macrofissure par rapport à la perméabilité au gaz ( $10^{-17}$  comparé à  $10^{-15}$ ) : nous retrouvons l'affaiblissement continu de la perméabilité (et du débit) qui peut être lié à un bouchage dû à de la réhydratation.

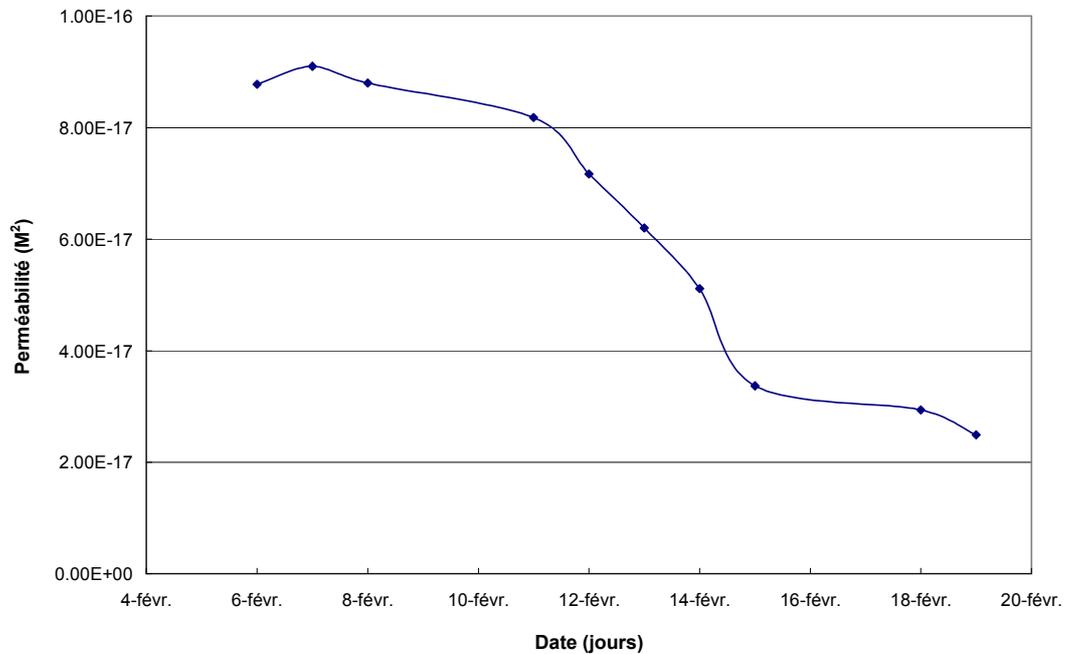


Figure 3.39: Evolution de la perméabilité à l'eau sur un échantillon de béton CEM V macrofissuré par fendage.

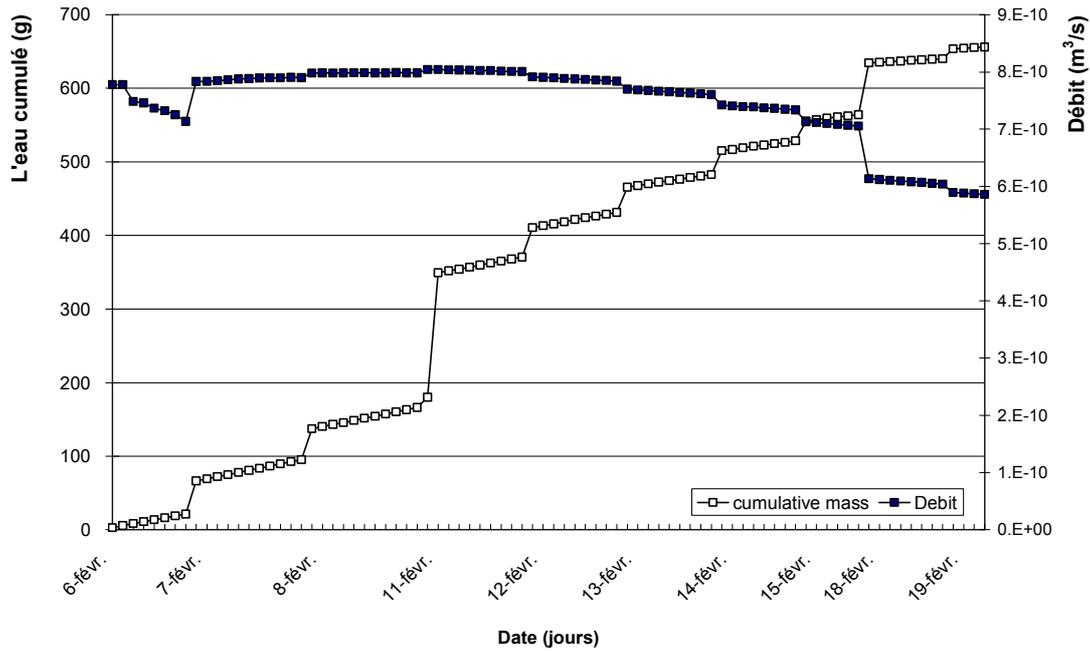


Figure 3.40 : Evolution du débit d'eau sur un échantillon de béton CEM V macrofissuré par fendage.

### 3.4.5 Perméabilité sous température élevée jusqu'à 150°C sur béton macrofissuré

Tous les essais de perméabilité sous température élevée concernaient auparavant (§3.2) des échantillons sains. Ils ont montré sans ambiguïté l'effet bouchon (i.e. la rétention de gaz) dans les matériaux cimentaires. Les paramètres influents sont principalement la vitesse de chauffage appliquée et le degré de saturation initial en eau  $S_w$ . Nous proposons dans la suite de présenter les principaux résultats obtenus sur matériau macrofissuré quand le matériau est chauffé.

Deux matériaux ont été fendus et soumis à écoulement de gaz : un béton CEM I et un mortier normal à  $E/C=0,5$ . Le choix du mortier a été fait pour obtenir un contraste de rugosité dans la fracture et évaluer une influence au moins qualitative de celle-ci. Ces deux spécimens ont été testés avec une pression d'injection de gaz de 1,2 à 1,3MPa et un confinement de 5MPa pour le béton et de 8MPa pour le mortier. Il est en effet difficile d'obtenir des valeurs strictement identiques du fait du chauffage de l'huile de confinement qui rend délicat le réglage du déversoir destiné à réguler la pression de

confinement. L'objectif étant d'observer l'influence de la température sur le comportement hydraulique de la fissure, les échantillons ont été testés dans un état sec. La masse du CEM I a varié de 166,12 à 166,10 au cours de l'essai qui, pour les deux matériaux, s'est déroulé sur trois cycles : 20-50°C ; 20-105°C et 20-150°C. D'un point de vue global on peut déduire de ce test qu'à confinement constant, la perméabilité de la macrofissure ne varie peu ou pas significativement si on chauffe l'échantillon. Les figures 3.41 et 3.42 qui présentent les perméabilités apparentes des matériaux en fonction de la température, sont sans ambiguïté sur ce point. La perméabilité semble diminuer un peu et non réversiblement pour le mortier mais la très faible amplitude ne justifie pas d'investigation plus poussée pour l'instant. Ce point conforte les observations précédentes faites sous air humide en montrant que la perméabilité dépend surtout du confinement par son influence sur l'ouverture-fermeture de la fracture.

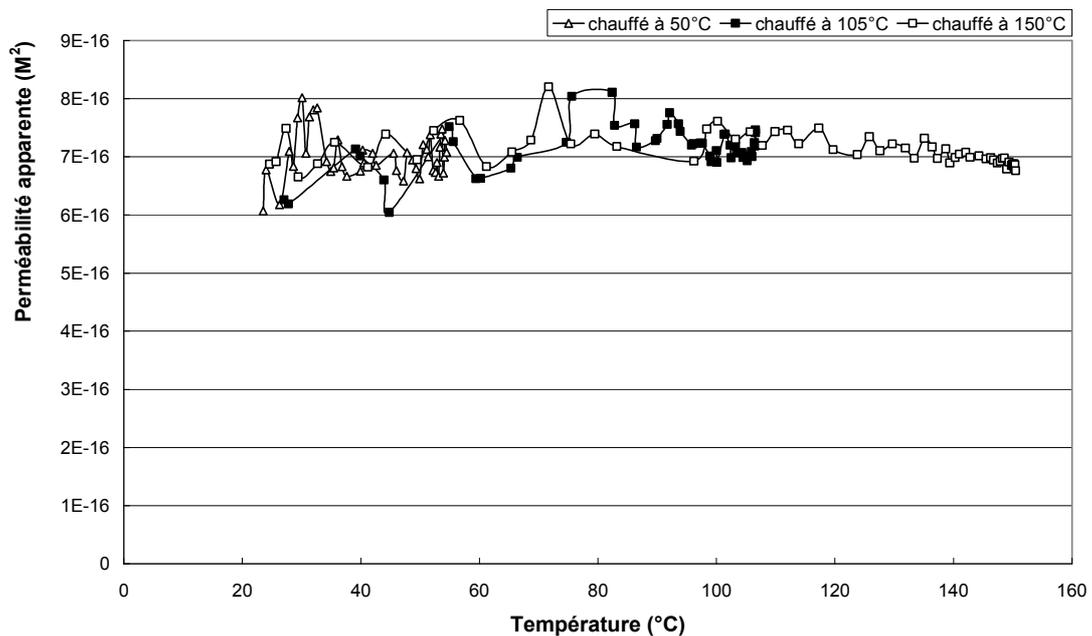


Figure 3.41 : Variation de la perméabilité du béton (sec) CEM I, macrofissuré, avec la température.

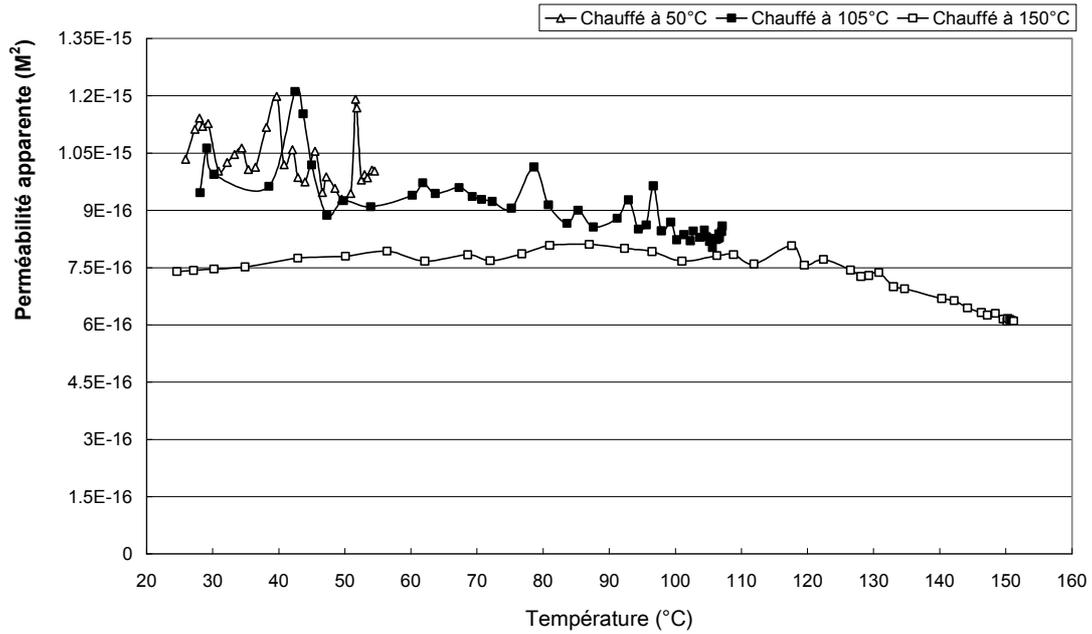


Figure 3.42 : Variation de la perméabilité du mortier (sec), macrofissuré, avec la température.

### 3.5 Perméabilité sous charge déviatorique sur béton microfissuré

Tout d'abord, nous présentons et discutons les résultats obtenus pour la perméabilité initiale des bétons sains. Ensuite, nous présentons l'évolution de la perméabilité avec un niveau de chargement faible, en particulier les chargements déviatoriques choisis qui sont de 0 ; 7,5 ; 15 ; 30 et 40MPa. Enfin, nous montrons l'évolution de la perméabilité avec un haut niveau de chargement, jusqu'à 90MPa, proche de la contrainte de pic.

#### 3.5.1 Perméabilité initiale

La perméabilité initiale du béton sain varie selon les échantillons dans une plage de  $3,24 \times 10^{-18} \text{m}^2$  à  $4,3 \times 10^{-18} \text{m}^2$  pour le béton CEM I et entre  $3,43 \times 10^{-18} \text{m}^2$  et  $7,3 \times 10^{-18} \text{m}^2$  pour le béton CEM V. Ces résultats montrent une bonne reproductibilité des matériaux. Néanmoins, la perméabilité initiale du béton sain étudié est supposée supérieure à celle d'un béton in situ, ceci est lié au taux de saturation plus grand dans

un béton d'ouvrage et au processus expérimental du séchage (les bétons sains sont séchés à 60°C) qui peut endommager leur microstructure par effets thermiques [Baroghel-Bouny 94 ; Hearn 99]. Tous les échantillons étudiés dans ce chapitre ont le même état sec initial, c'est-à-dire le même endommagement de séchage. Dans cette étude, nous nous intéressons plus particulièrement à la variation de la perméabilité, plutôt qu'à sa valeur absolue. La perméabilité initiale de chaque échantillon est considérée comme une valeur de référence dans l'analyse des résultats présentés par la suite.

### **3.5.2 Analyse de la perméabilité sous charge**

Les traitements par choc thermique sont destinés à fissurer le matériau et ont donc un effet direct sur sa perméabilité. Quatre échantillons (CEM I et CEM V sains, ainsi que CEM I et CEM V microfissurés par choc thermique) ont été utilisés dans un pré-test, pour lequel les contraintes déviatoriques sont entre 0 et 40MPa (environ 50% du pic pour le béton CEM I sain et 43% pour le béton CEM V sain). Le tableau 3.7 présente les résultats des pré-test avec un confinement constant de  $P_c=3\text{MPa}$ . Nous observons que pour les deux bétons la perméabilité du matériau non traité est plus faible que celle du matériau microfissuré mais avec un contraste au sens où le béton CEM I est plus sensible aux cycles thermiques que le béton CEM V. Les résultats du tableau 3.7 montrent que le traitement thermique est très efficace pour le CEM I ; on retrouve un ordre de grandeur d'écart pour la perméabilité gaz, ce qui avait déjà été observé lors des pré-tests. En revanche le CEM V paraît beaucoup moins sensible aux cycles thermiques car sa perméabilité croît dans un rapport de 1,5 à 2. Cet accroissement faible peut néanmoins être considéré comme significatif car toutes les mesures le confirment, quel que soit le niveau de déviateur. Dans la suite, plus de cycles seront appliqués au CEM V pour tenter de le dégrader un peu plus. Il est prouvé que le CEM V a une structure poreuse plus fine qui limite les pressions interstitielles dues à la formation des ménisques solides dans les nano-pores et amène donc une moindre dégradation.

Contrainte Déviatorique (MPa)	Perméabilité au gaz sous charge déviatorique			
	CEM I sain	CEM I fissuré	CEM V sain	CEM V fissuré
0 (initiale)	$4,30 \times 10^{-18}$	$3,62 \times 10^{-17}$	$3,43 \times 10^{-18}$	$7,64 \times 10^{-18}$
7,5 (chargement)	$3,20 \times 10^{-18}$	$3,00 \times 10^{-17}$	$3,24 \times 10^{-18}$	$5,63 \times 10^{-18}$
2 (déchargement)	$3,24 \times 10^{-18}$	$3,10 \times 10^{-17}$	$3,33 \times 10^{-18}$	$6,00 \times 10^{-18}$
15 (chargement)	$2,99 \times 10^{-18}$	$2,70 \times 10^{-17}$	$3,00 \times 10^{-18}$	$4,97 \times 10^{-18}$
7,5(déchargement)	$3,00 \times 10^{-18}$	$2,76 \times 10^{-17}$	$3,19 \times 10^{-18}$	$5,25 \times 10^{-18}$
30 (chargement)	$2,89 \times 10^{-18}$	$2,91 \times 10^{-17}$	$2,77 \times 10^{-18}$	$4,32 \times 10^{-18}$
15 (déchargement)	$2,89 \times 10^{-18}$	$2,85 \times 10^{-17}$	$2,91 \times 10^{-18}$	$4,51 \times 10^{-18}$
40 (chargement)	$3,05 \times 10^{-18}$	$4,05 \times 10^{-17}$	$2,67 \times 10^{-18}$	$4,13 \times 10^{-18}$
30 (déchargement)	$2,99 \times 10^{-18}$	$4,00 \times 10^{-17}$	$2,74 \times 10^{-18}$	$4,16 \times 10^{-18}$

Tableau 3.7 : Perméabilité au gaz en fonction de la contrainte déviatorique sur quatre échantillons de béton.

La figure 3.43 ci-après montre la variation de perméabilité du béton CEM I sain et fissuré en fonction de la contrainte déviatorique, avec un confinement  $P_c=3\text{MPa}$ . Deux phénomènes coexistent et se superposent lors d'un essai triaxial déviatorique. Au début de l'essai, comme la contrainte moyenne appliquée au matériau est de compression et que le déviateur n'est pas assez grand pour créer et ouvrir des fissures, la perméabilité décroît légèrement. Ce n'est pas très net pour le matériau sain car il n'est pas 'a priori' microfissuré. En revanche, cette décroissance est nette pour le matériau fissuré ; c'est l'effet de la contrainte moyenne qui referme la fissuration. On peut ensuite imaginer une compétition entre la création de fissures par le déviateur et une fermeture par la contrainte moyenne. Ensuite le déviateur « l'emporte » et on assiste, avec en parallèle une augmentation plus marquée des déformations latérales, à une augmentation significative de la perméabilité jusqu'au pic de contraintes et à la rupture. Il semble que pour l'échantillon préfissuré, ce déviateur seuil est de 40MPa,

valeur pour laquelle la perméabilité du matériau sain n'a pas changé. On peut d'ailleurs remarquer que le matériau sain semble insensible au déviateur jusqu'à 40MPa pour le matériau microfissuré. Il est possible que cette valeur de 40MPa marque l'ouverture de fissures pré-existantes ou la création de nouvelles, de manière plus précoce, car le matériau est affaibli. Les essais dans la suite seront conduits avec une modification de l'acquisition qui permettra de mesurer la perméabilité sur plus de points de chargement donc jusqu'à la rupture. On verra ainsi si le seuil de 40MPa se confirme ou non.

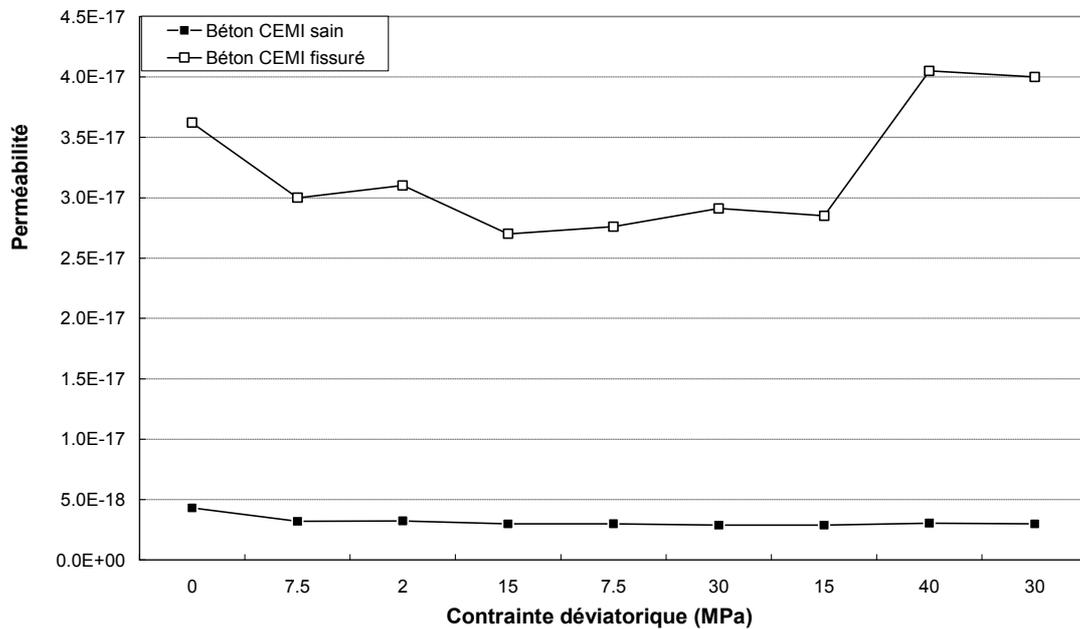


Figure 3.43 : Perméabilité, déterminée sous chargement et après déchargement en fonction de la contrainte déviatorique subie au cours de l'essai sur le béton CEM I sain et fissuré (3 cycles de choc thermique).

La figure 3.44 montre que la variation de la perméabilité du béton CEM V sain et fissuré en fonction de la contrainte déviatorique est très différente de celle du béton CEM I. Tout d'abord on peut voir que la perméabilité du matériau sain varie très peu avec le déviateur comme dans le cas de CEM I. La contrainte moyenne doit donc refermer quelques petites microfissures mais cela reste anecdotique. Il n'y a en revanche pas de seuil pour le matériau pré-fissuré (en fait pas de seuil repéré dans la gamme de mesures), ce qui est tout à fait compatible avec la moindre influence, déjà soulignée, des cycles de gel-dégel sur ce matériau. Il se confirme que l'augmentation

plus faible de la perméabilité est bien liée à une moindre fissuration et que, dans la compétition contrainte moyenne vs déviateur, c'est l'effet contrainte moyenne (fermeture de fissures) qui l'emporte. On peut néanmoins considérer que des fissures ont été créées puisque la perméabilité du matériau traité diminue constamment avec l'augmentation de contrainte moyenne et irréversiblement (on peut distinguer cela lors des chemins de déchargement). Ces irréversibilités sont ténues.

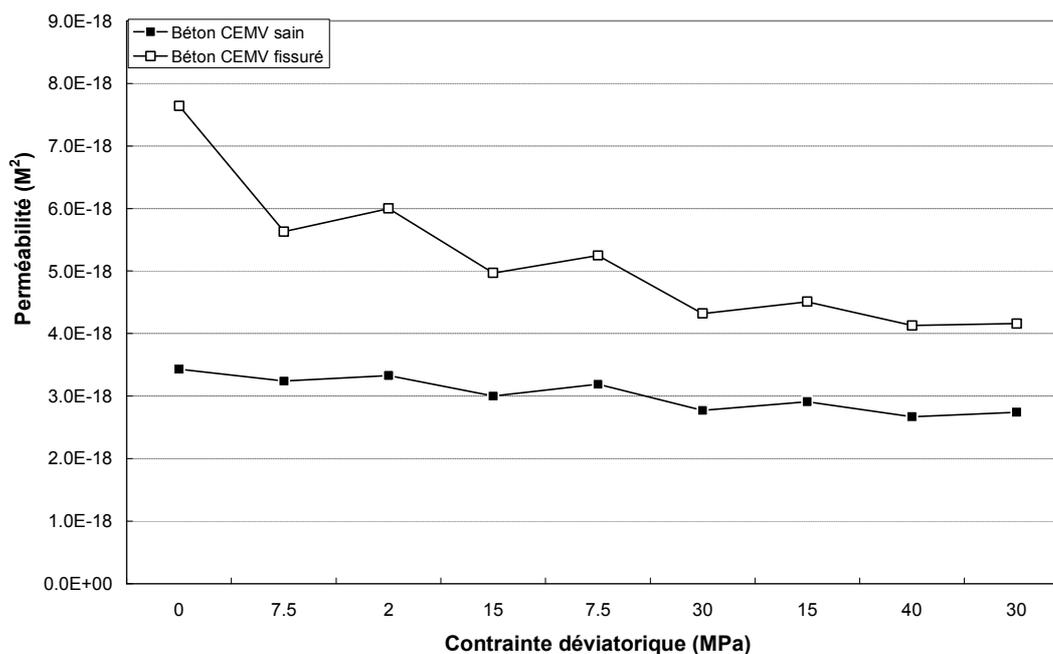


Figure 3.44 : Perméabilité, déterminée sous chargement et après déchargement en fonction de la contrainte déviatorique subie au cours de l'essai sur béton CEM V sain et fissuré (3 cycles de choc thermique) ;

Cette campagne expérimentale permet également de déterminer le module d'Young et le coefficient de Poisson en parallèle des mesures de perméabilité. Le tableau 3.8 montre sans ambiguïté que le module d'Young de l'échantillon traité diminue significativement avec la dégradation par rapport à celui du matériau sain. La différence de module et de coefficient de Poisson est bien liée à la création de fissures par le gel-dégel. Les courbes de la figure 3.45 permettent de comparer la réponse totale et de voir les petites boucles d'hystérésis en charge-décharge. En effet, la détermination du module d'Young, lors de phases de déchargement est un peu biaisée par le frottement inévitable du piston (dû aux joints d'étanchéité) qui amplifie certains phénomènes d'hystérésis qu'il devient difficile d'attribuer à des ouvertures de fissures ou aux artefacts dus aux frottements. C'est pour cette raison qu'une campagne de

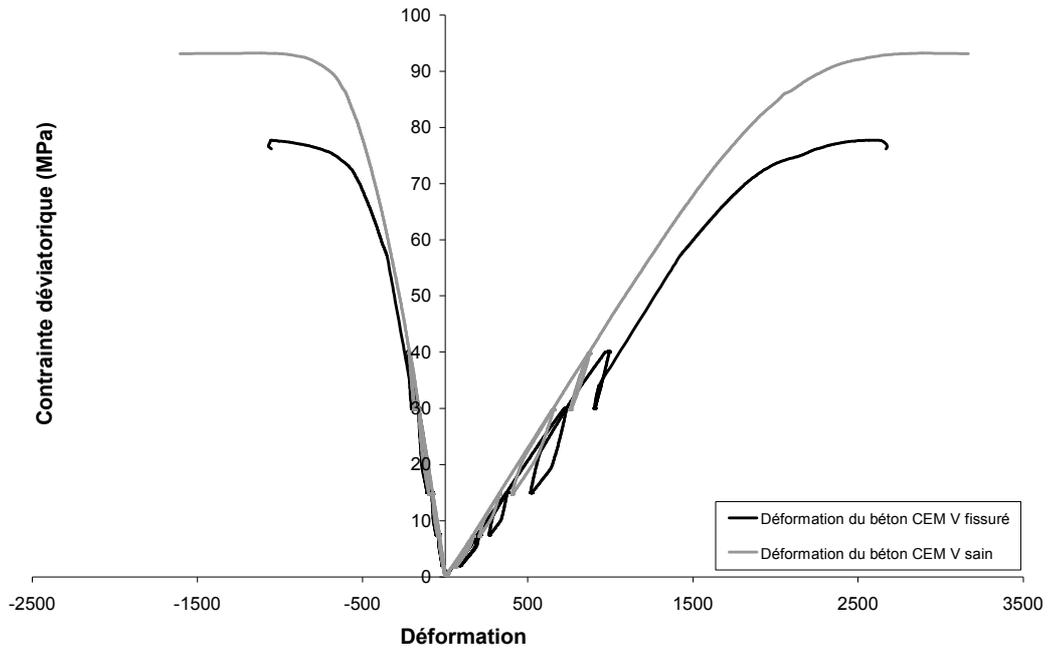
compression simple complète ces mesures mécaniques dans la suite. Ces frottements et imprécisions justifient certaines mesures qui peuvent paraître incohérentes ; la tendance générale due à la fissuration est en revanche respectée, à savoir une diminution des modules, comme on peut le voir dans le tableau 3.8 pour le CEM V.

Contrainte déviatorique	Module d'Young du Béton CEM V sain	Module d'Young du Béton CEM V fissuré	Coefficient de poisson du Béton CEM V sain	Coefficient de poisson du Béton CEM V fissuré
0 - 7,5MPa	53,4GPa	45,6GPa	0,17	0,24
7,5 – 15MPa	57,7GPa	49,1GPa	0,17	0,24
15 – 30MPa	58,7GPa	51,4GPa	0,17	0,24

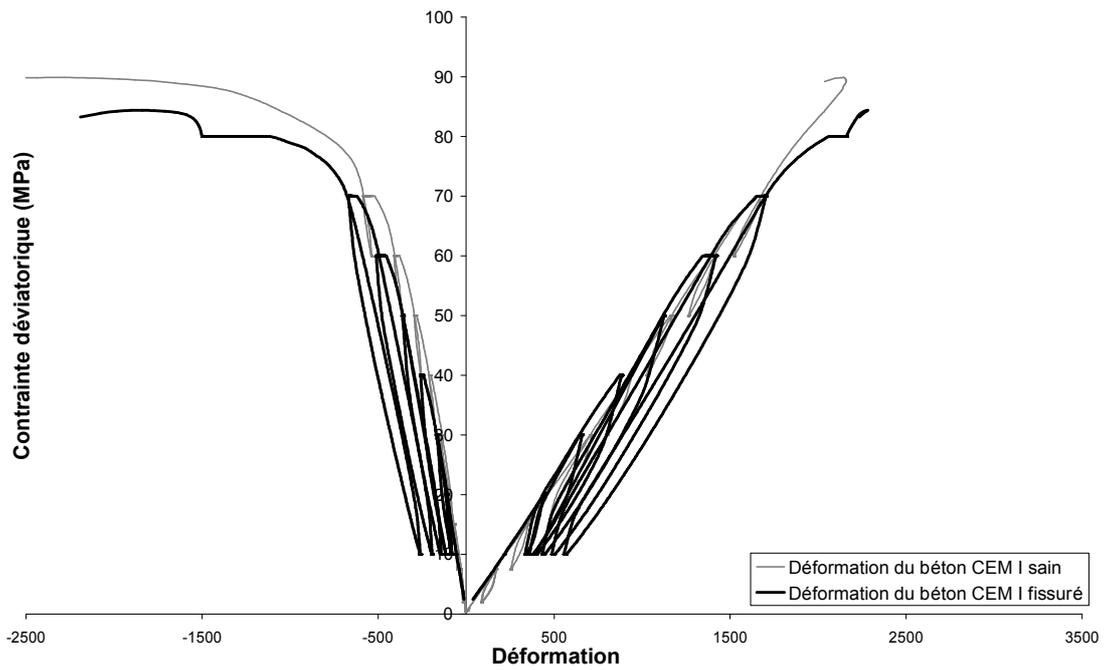
Tableau 3.8 : Résultats pour les modules d'Young et coefficients de Poisson sur béton CEM V sain et fissuré, obtenu par l'essai de perméabilité sous charge avec 3MPa de pression de confinement.

On peut également souligner que la rupture du CEM V fissuré est plus précoce par rapport à celle du matériau sain. La courbe de comportement globale montre aussi que le CEM V traité est plus déformable, ce qui est cohérent avec les modules estimés.

Pour le béton CEM I, les résultats mécaniques donne une valeur de module d'Young de 69GPa en fonction du déviateur dans la gamme de 0 à 7,5MPa. On peut simplement en déduire que ce matériau est plus raide que le CEM V. Ce point est vérifié dans la thèse de Brue [Brue 09] et dans la suite par les mesures en compression simple.



(a)



(b)

Figure 3.45 : Réponse mécanique des bétons CEM V et CEM I, sain et fissuré (3 cycles choc thermique), obtenue pendant l'essai de perméabilité sous charge

(a) : Béton CEM V, (b) : Béton CEM I.

### 3.5.3 Compression simple sur matériaux sains et microfissurés

Quatre essais ont été menés pour cette campagne de compression simple qui vise à évaluer l'impact de la fissuration par trois cycles de choc thermique sur chacun des bétons CEM I et CEM V. La critique générale que l'on peut formuler sur ces essais est une taille d'échantillon à la limite de ce qui est généralement conseillé : un diamètre d'au moins trois fois la taille du granulat le plus gros. Le diamètre 37mm employé ici est donc le minimal conseillé. Cette taille d'échantillon impose le collage de jauges de petite taille (10mm) qui est de l'ordre de grandeur du granulat. La déformation ainsi mesurée peut dès lors être légèrement faussée. L'évolution du module d'Young et/ou du coefficient de Poisson avec le niveau de contrainte déviatorique est mesurée par des phases de décharge indiquées dans le tableau 3.6. (le module est évalué comme la pente de la partie linéaire de la courbe contrainte/déformation). Très logiquement, le module d'Young du CEM I fissuré est plus faible que celui du matériau sain. Dans l'ensemble le module du matériau sain varie peu avec l'augmentation de la contrainte moyenne, alors qu'il augmente significativement pour le matériau fissuré, signe d'une fermeture des fissures. Il y a certainement un artefact expérimental dans ces résultats car le coefficient de Poisson du matériau sain paraît plus grand que celui du matériau fissuré alors que leur ouverture devrait indiquer le contraire. La contrainte à la rupture n'est pas modifiée par la microfissuration initiale cependant les boucles d'hystérésis, très présentes dans le cas non intact, indiquent clairement les irréversibilités dues au caractère frottant du comportement des fissures. Le coefficient de Poisson de 0,68 (tableau 3.9) n'indique rien d'autre qu'une ouverture de fissure donc un effet de structure près du pic de contrainte et le passage à un comportement non homogène de l'échantillon. On peut d'ailleurs remarquer que tout au long de l'essai sur le matériau sain, le coefficient de Poisson est très élevé pour un matériau cimentaire ; ceci indique sûrement que les jauges latérales ont dû intercepter des (ré)ouvertures de fissures dès le début de l'essai.

Contrainte déviatorique	Module d'Young du Béton CEM I sain	Module d'Young du Béton CEM I fissuré	Coefficient de poisson du Béton CEM I sain	Coefficient de poisson du Béton CEM I fissuré
2 – 10MPa	48,1GPa	30,1GPa	0,28	0,14
2 – 20MPa	49,3GPa	32,5GPa	0,28	0,19
2 – 30MPa	49,7GPa	34,1GPa	0,31	0,18
2 – 40MPa	50,5GPa	35,3GPa	0,33	0,18
2 – 50MPa	50,8GPa	36,1GPa	0,35	0,18
2 – 60MPa	50,8GPa	36,6GPa	0,39	0,22
2 – 70MPa	51,4GPa	32,7GPa	« 0,68 »	0,4

Tableau 3.9 : Résultats pour les modules d'Young et Coefficients de Poisson sur le béton CEM I sain et fissuré, obtenus par l'essai de compression simple.

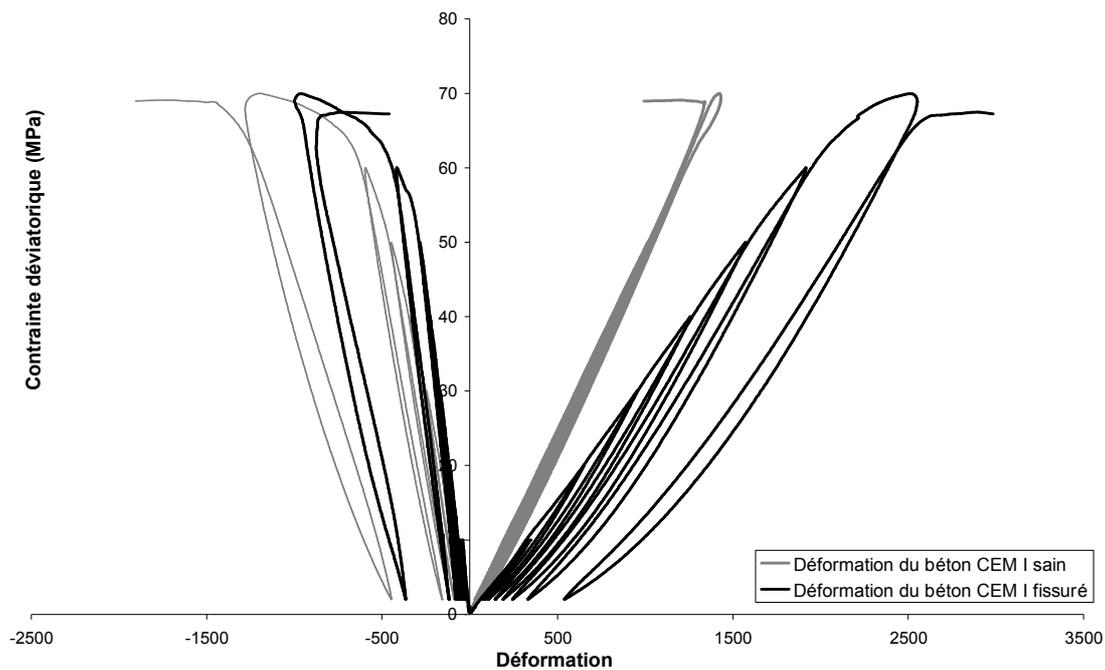


Figure 3.46 : Compression simple de deux bétons CEM I sain ou fissuré (3 cycles choc thermique).

Le comportement du CEM V, présenté dans la figure 3.47 et le tableau 3.10, est plus conforme à ce que l'on pourrait attendre au sens où la présence initiale des fissures donne un coefficient de Poisson plus grand pour le matériau fissuré. Ces essais confirment aussi que le CEM V est moins raide que le CEM I car son module

d'Young est sensiblement plus faible. Si on compare avec les résultats de l'essai triaxial du béton CEM V, le module d'Young est plus petit en compression simple, ceci est dû à un effet du confinement qui s'applique sur le matériau sain et microfissuré. En revanche, pour les matériaux microfissurés, ils sont plus résistants et de nouveau, la présence de fissuration initiale ne paraît pas affecter la limite de rupture en compression. Le coefficient de Poisson du matériau sain est dans la fourchette usuelle pour ce type de matériau et quand il est fissuré, il augmente nettement avec le déviateur près du pic, ce qui est un signe de la dilatance du matériau (i.e. une ouverture exacerbée des fissures). Les boucles d'hystérésis confirment ces ouvertures (et leur non réversibilité due aux frottements).

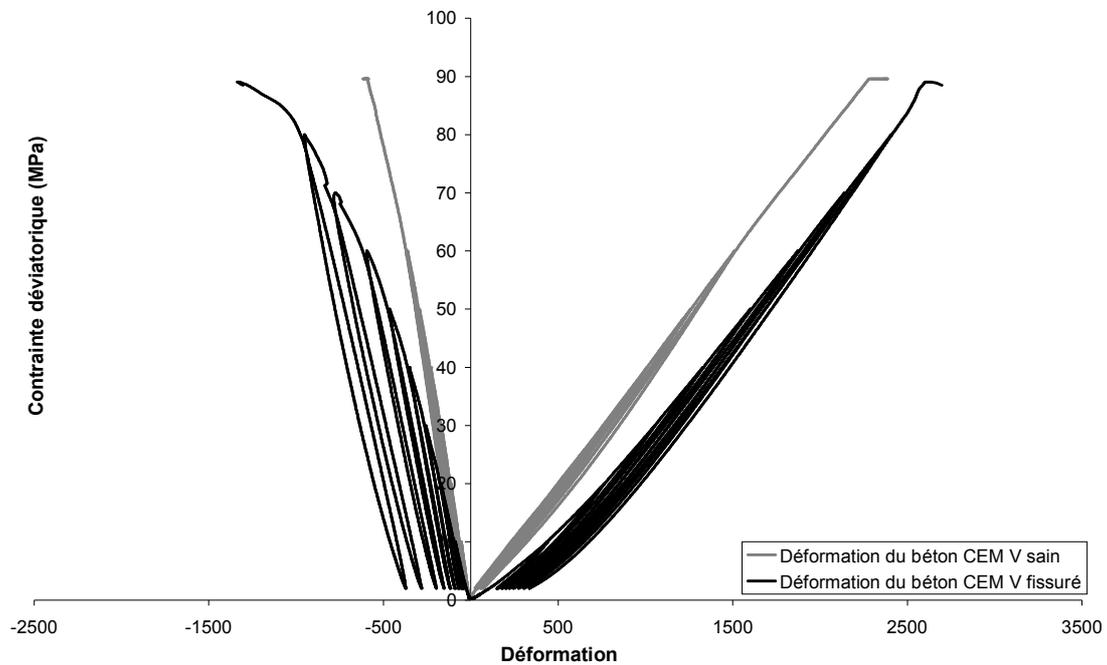


Figure 3.47 : Compression simple de deux bétons CEM V sain ou fissuré (3 cycles choc thermique).

Contrainte déviatorique	Module d'Young du Béton CEM V sain	Module d'Young du Béton CEM V fissuré	Coefficient de poisson du Béton CEM V sain	Coefficient de poisson du Béton CEM V fissuré
2 – 10MPa	37,1GPa	27GPa	0,15	0,18
2 – 20MPa	37,7GPa	30,4GPa	0,16	0,18
2 – 30MPa	38,5GPa	33GPa	0,17	0,19
2 – 40MPa	39,2GPa	34,7GPa	0,18	0,21
2 – 50MPa	40,2GPa	36GPa	0,19	0,24
2 – 60MPa	40,7GPa	37GPa	0,2	0,26
2 – 70MPa		37,8GPa		0,29
2 – 80MPa		38,4GPa		0,29

Tableau 3.10 : Résultats pour les modules d'Young et coefficients de Poisson sur béton CEM V sain et fissuré, obtenus par essai de compression simple.

Les trois cycles de choc thermique n'ont pas créé suffisamment de microfissuration au sein du béton CEM V. Son comportement hydraulique est très peu influencé au cours de l'essai perméabilité sous charge déviatorique. Nous avons effectué donc 6 cycles de choc thermique sur un béton CEM I et deux bétons CEM V afin les dégrader. De plus, nous avons ajouté quelques points de chargement déviatorique plus proche de la contrainte de pic afin de confirmer le seuil de l'ouverture des fissures et de création de nouvelles fissures pour le béton CEM V.

La figure 3.48 montre la perméabilité en fonction de la contrainte déviatorique, sur le béton CEM I sain et fissuré par 6 cycles de choc thermique, avec 3MPa de confinement. On constate que la perméabilité du béton sain reste quasiment constante au début du chargement jusqu'à une contrainte déviatorique de 70MPa. Ceci ne confirme pas le seuil supposé de fissuration à 40MPa dans le pré-test. Le seuil de fissuration qui se dégage à partir de l'augmentation significative de la perméabilité, paraît être à 70MPa. Il semble néanmoins que 6 cycles de choc thermique n'ont pas dégradé davantage le matériau par rapport à 3 cycles. Ainsi, on note que la nouvelle méthode de dégradation n'a pas d'effet sur l'évolution de la perméabilité du béton CEM I à l'état mécanique dans la phase pré-pic.

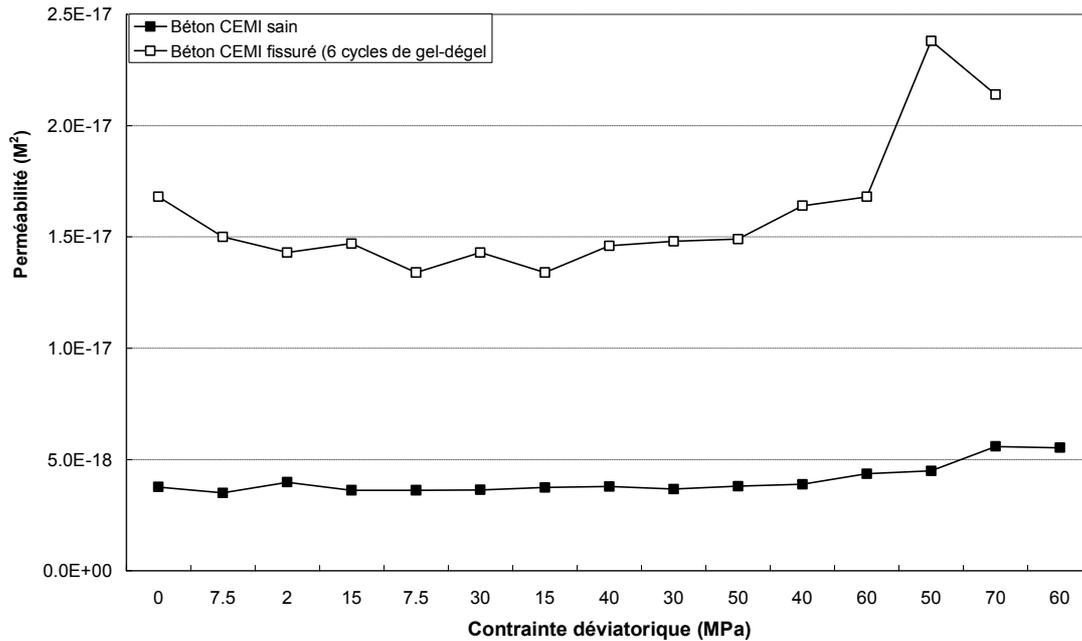


Figure 3.48 : Perméabilité, déterminée sous chargement et après déchargement en fonction de la contrainte déviatorique subie au cours de l’essai sur béton CEM I sain et fissuré (6 cycles de choc thermique).

Les figures 3.49 à 3.51 montrent les résultats obtenus sur des échantillons de CEM V sains ou fissurés dégradés par 6 cycles de gel-dégel. Le confinement de 3MPa joue son rôle habituel en augmentant la résistance à la rupture par rapport à la compression simple. La réponse mécanique montre que le béton CEM V soumis au gel-dégel devient plus déformable que le matériau de référence sain. Par exemple, à 80MPa de contrainte déviatorique, le béton dégradé se déforme de 30% de plus que le béton sain, ce qui peut être lié à la création de microfissures induites par le cycle gel-dégel. L’amplitude de la propagation de pré-fissuration se multiplie par le chargement déviatorique. Les boucles d’hystérésis, obtenues lors de cycles de charge-décharge paraissent plus larges lorsque le matériau est pré-fissuré, avec également une dilatance plus marquée près du pic de contraintes. Ceci est lié aux ouvertures-fermetures de fissures qui ne sont pas réversibles. Il n’y a en revanche aucun signe très net d’ouverture de fissures connectées, ni pour les échantillons sains, ni pour les échantillons fissurés car la perméabilité n’évolue pratiquement pas au cours des tests, voir les figures 3.49 et 3.50. Le module d’Young et le coefficient de Poisson

diminuent de façon continue en fonction de la contrainte déviatorique. La diminution du module d'Young et du coefficient de Poisson est conforme à l'évolution des propriétés élastiques en fonction de la densité de microfissures. En revanche la résistance à la compression augmente après le traitement gel-dégel. Parce qu'on a fait un seul échantillon, le résultat n'est pas représentatif et est peut-être dû une dispersion du matériau.

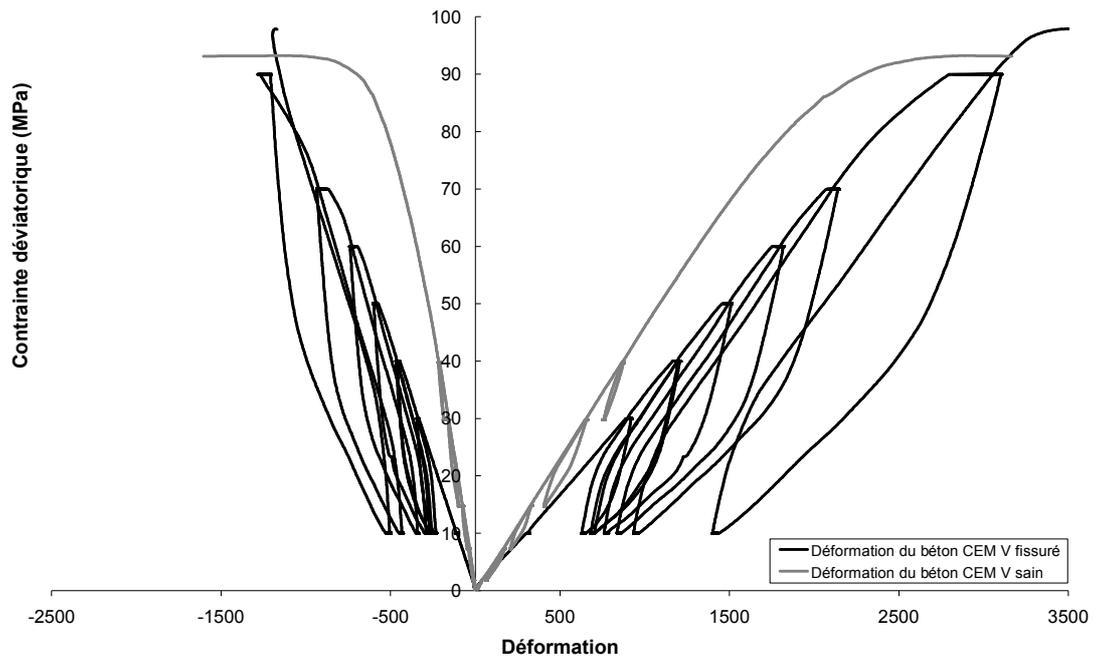


Figure 3.49 : Réponse mécanique des bétons CEM V, sain et fissuré (CEM V N°9, 6 cycles choc thermique), obtenue pendant l'essai de perméabilité sous charge.

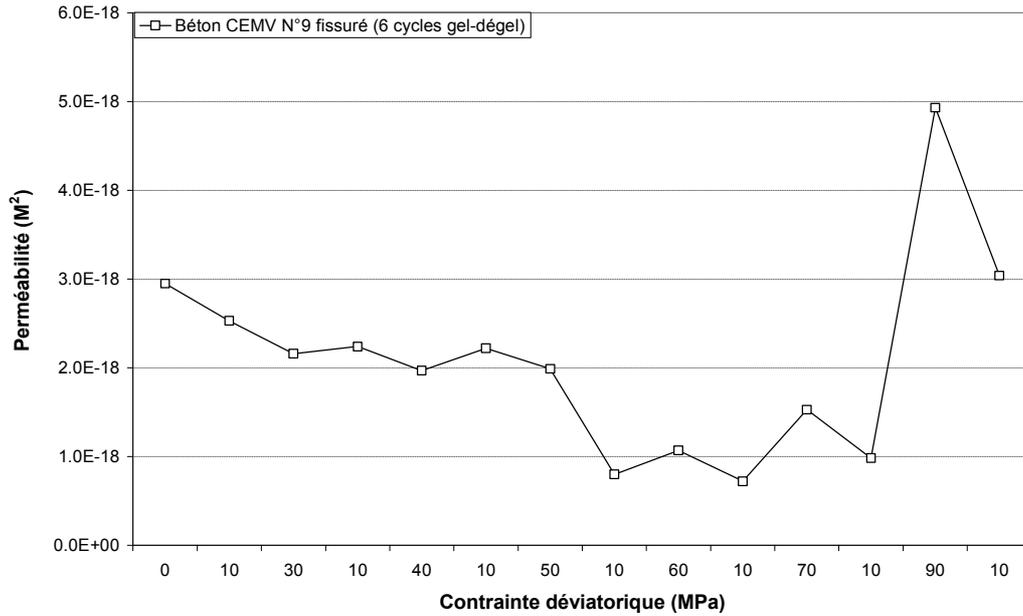


Figure 3.50 : Perméabilité, déterminée sous chargement et après déchargement en fonction de la contrainte déviatorique subie au cours de l'essai sur béton CEM V N°9 fissuré (6 cycles de choc thermique).

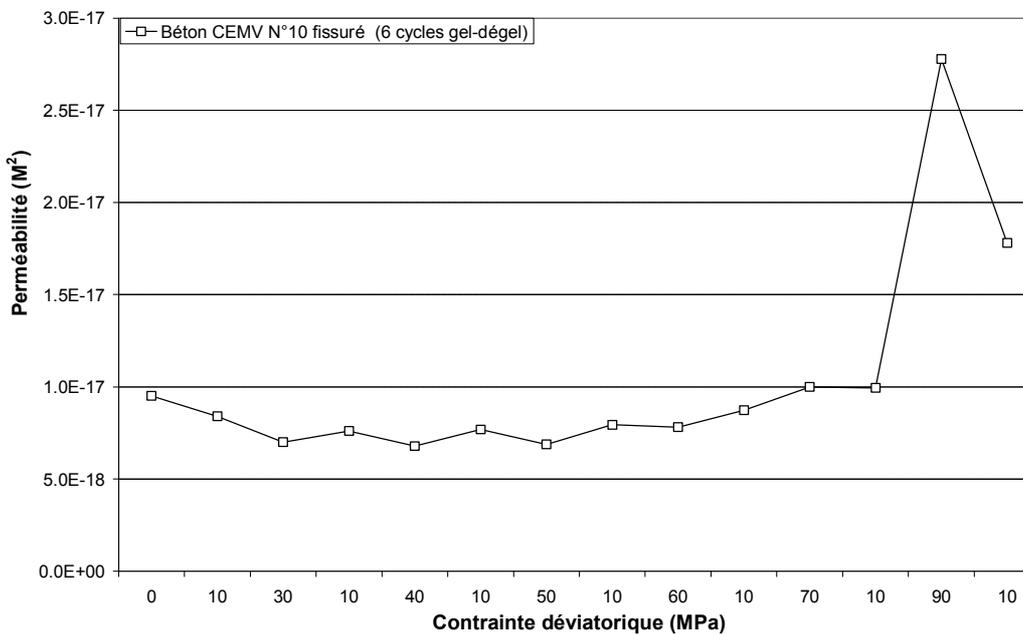


Figure 3.51 : Perméabilité, déterminée sous chargement et après déchargement en fonction de la contrainte déviatorique subie au cours de l'essai sur béton CEM V N°10 fissuré (6 cycles de choc thermique).

Nous rappelons que dans cette étude nous nous intéressons à l'évolution de la perméabilité sous chargement mécanique ainsi qu'après déchargement. Dans les figures 3.50 et 3.51, on peut distinguer une légère diminution de la perméabilité au début de chargement. Ceci est lié aux effets de la refermeture sous chargement des microfissures préexistantes qui sont globalement prépondérantes par rapport à celles créées sous chargement. Ces observations sont en accord avec les résultats expérimentaux obtenus par Skoczylas [Skoczylas 99]. Ensuite, on observe une légère augmentation de la perméabilité déterminée sous chargement à partir de 60MPa. Ceci est lié aux effets de la microfissuration créée sous chargement aux interfaces pâte-granulat qui commence à devenir prépondérante par rapport aux effets de la refermeture des microfissures préexistantes. Cependant à 90MPa de la contrainte déviatorique, une augmentation brutale de la perméabilité déterminée sous chargement et après déchargement a lieu. A ce niveau de contrainte déviatorique, l'apparition des microfissures a lieu à travers la pâte de ciment orientées parallèlement au chargement puis connectées. Il semble que pour l'échantillon du béton CEM V pré-fissuré, ce seuil de déviateur est de 90MPa. Lorsque la perméabilité augmente également significativement après déchargement, cela montre que les microfissures créées au-dessus de 90MPa de la contrainte déviatorique ne se referment pas complètement après le déchargement.

Pour mettre en évidence l'effet du choc thermique sur la structure poreuse du béton, le comportement hydraulique est analysé après 3 et 6 cycles de choc thermique et puis un séchage à 60°C. La perméabilité de deux bétons sous charge déviatorique n'évolue quasiment pas jusqu'au pic après un traitement choc thermique, notamment sur le béton CEM V. On n'observe pas le phénomène de multiplication de la perméabilité sur matériaux pré-fissurés. Enfin, nous avons aussi effectué un traitement de gel-dégel de -50°C à 25°C. Les courbes des réponses de déformation (pour une éprouvette saine, une éprouvette traitée par 3 cycles de choc thermique et une éprouvette traitée par -50°C à 25°C), enregistrées pendant les essais de perméabilité sous charge sont présentées sur les figures 3.52 et 3.53.

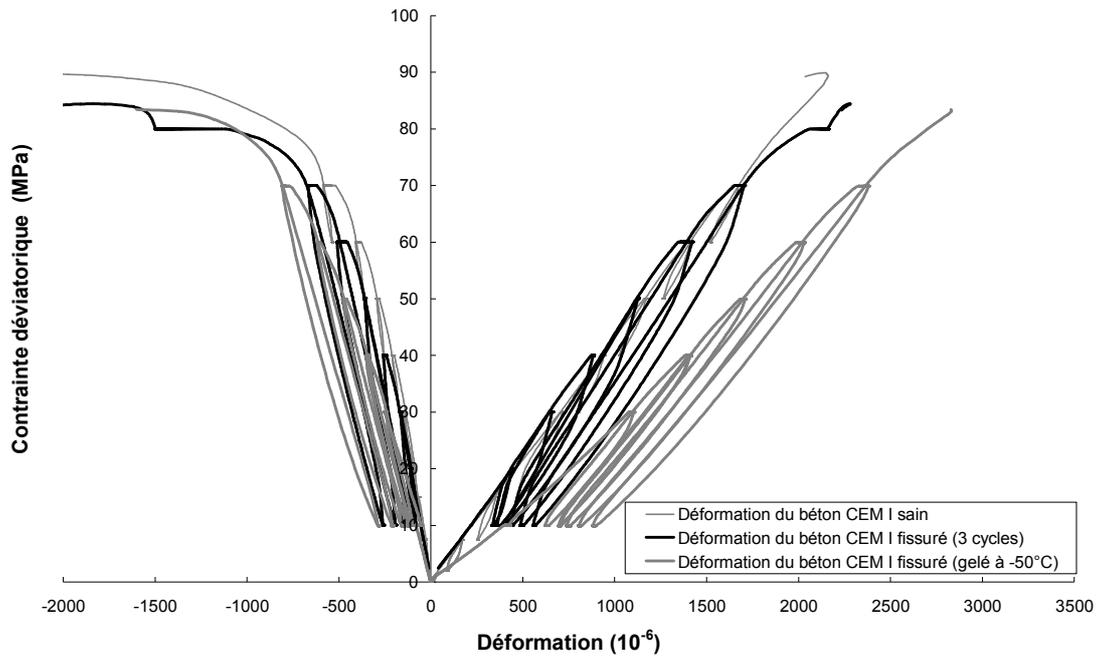


Figure 3.52 : Réponse mécanique des bétons CEM I : sain, fissuré (3 cycles choc thermique) et gelé à  $-50^{\circ}\text{C}$ , obtenue pendant l'essai de perméabilité sous charge.

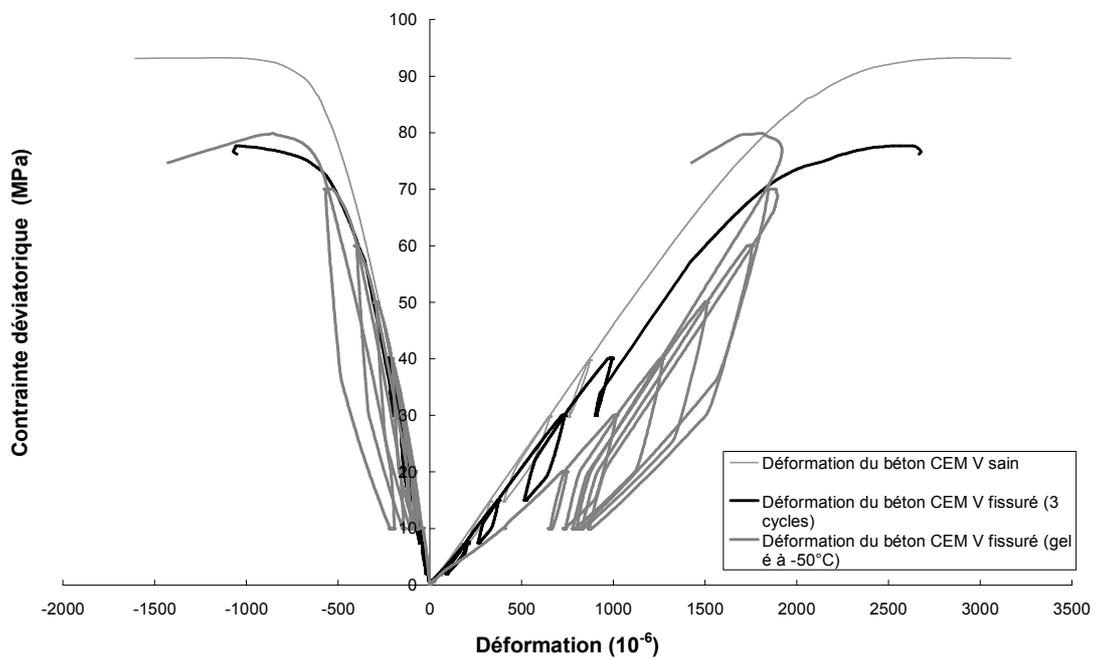


Figure 3.53 : Réponse mécanique des bétons CEM V : sain, fissuré (3 cycles choc thermique) et gelé à  $-50^{\circ}\text{C}$ , obtenue pendant l'essai de perméabilité sous charge.

Dans la figure 3.52, nous constatons une légère diminution de la résistance de l'échantillon de béton CEM I fissuré par rapport au matériau sain. Même dans le cas

du gel à  $-50^{\circ}\text{C}$ , la résistance retrouve la même valeur que pour l'échantillon soumis au choc thermique. La courbe contrainte-déformation montre que le béton CEM I traité par  $-50^{\circ}\text{C}$  devient le plus déformable : on peut dire que la dernière méthode (cycle  $-50^{\circ}\text{C} - 25^{\circ}\text{C}$ ) permet de créer le plus de microfissuration. Le module d'Young mesuré par des phases de décharge sur le béton CEM I traité par  $-50^{\circ}\text{C}$  est plus faible que ceux du matériau sain et traité par choc thermique. Ceci est cohérent avec la déformabilité des bétons traités par ces deux méthodes de microfissuration. Pour le béton CEM V (figure 3.53), on observe qu'il y a une diminution de 15% de la résistance pour les matériaux fissurés. Cependant les résistances des deux matériaux fissurés traités par différentes méthodes sont identiques. Comme pour le béton CEM I, c'est la pression de confinement qui affecte la contrainte de rupture. La déformabilité du matériau traité à  $-50^{\circ}\text{C}$  est plus grande que celle du matériau sain et celle du matériau traité à  $-18^{\circ}\text{C}$ , avec cependant une moindre amplitude que pour le béton CEM I. C'est-à-dire que le béton CEM V est moins dégradé à ce niveau de cycle gel-dégel ( $-50^{\circ}\text{C}$  à  $25^{\circ}\text{C}$ ) que le béton CEM I, comme le cas de béton CEM V traité par choc thermique. Comme en compression simple, le module d'Young du béton CEM I fissuré diminue de 37,5% (de 48,1GPa à 30,1GPa), et celui du béton CEM V diminue de 27% (de 37GPa à 27GPa). Dans la partie bibliographique, on a mentionné que le point de congélation varie en fonction de la dimension des pores, (voir §2.7.1 figure 2.24) [Girodet 96 ; Neville 96]. On peut donc dire que la distribution de porosité du CEM V est plus fine que celle du CEM I, ce qui a été confirmé dans les courbes de saturation vis-à-vis de l'humidité relative dans la partie de perméabilité relative au gaz. Les évolutions du module d'Young et du coefficient de Poisson se conforment au cas du béton CEM I. On peut en conclure que le cycle de gel-dégel affecte le comportement mécanique du béton. Dans la suite, on va estimer le comportement hydrique du béton sous l'effet du gel-dégel.

Les figures 3.54 et 3.55 montrent la perméabilité sous chargement déviatorique et après le déchargement sur les bétons CEM V et CEM I microfissurés par gel à  $-50^{\circ}\text{C}$ . On peut également distinguer les trois phases pour la perméabilité : une diminution au début, une stabilisation intermédiaire et une augmentation brutale près du pic de contrainte. On peut aussi observer des différences sur l'évolution de la perméabilité entre bétons CEM V et CEM I fissurés traités par différentes méthodes. Sur la figure

3.54, on peut souligner une plage de stabilisation de la perméabilité jusqu'à la contrainte déviatorique de 50MPa, puis une augmentation progressive de la perméabilité, à 70MPa de contrainte déviatorique, on arrive à un seuil mécanique. Comparativement au résultat du béton CEM I fissuré traité par 6 cycles de gel-dégel (figure 3.47), on note une perméabilité quasiment constante jusqu'au seuil mécanique. Ceci peut être lié à une ouverture plus précoce des microfissures par rapport au béton fissuré par 6 cycles de gel-dégel. En revanche, il n'y a aucun signe très net d'ouverture de fissures au cours du chargement déviatorique pour l'échantillon de béton fissuré CEM V gelé à -50°C. Néanmoins, le seuil mécanique d'ouverture se décale vers la gauche, il se produit à 70MPa (comme le cas du béton CEM I), comparativement au seuil mécanique (90MPa) du béton fissuré après le traitement de 6 cycles gel-dégel.

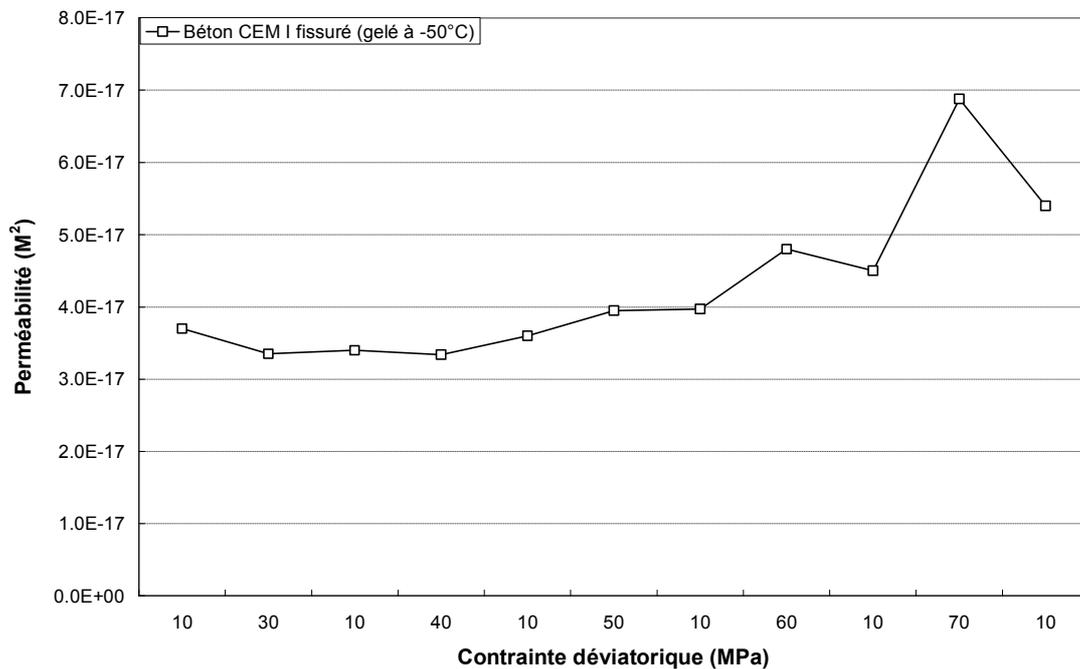


Figure 3.54 : Perméabilité, déterminée sous chargement et après déchargement en fonction de la contrainte déviatorique subie au cours de l'essai sur béton CEM I fissuré (gelé à -50°C).

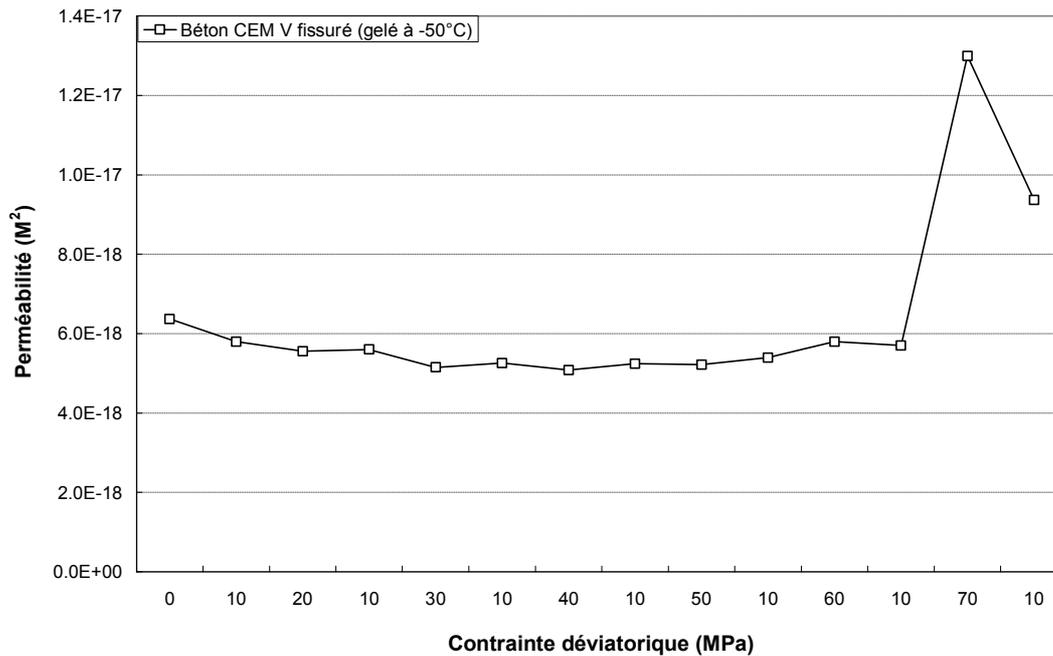


Figure 3.55 : Perméabilité, déterminée sous chargement et après déchargement en fonction de la contrainte déviatorique subie au cours de l'essai sur béton CEM V fissuré (gelé à -50°C).

## Conclusion

L'étude de la perméabilité relative au gaz des bétons à l'état sain a mis en évidence l'influence de la microstructure et de la saturation en eau. Nous avons confirmé dans cette étude que le béton CEM V a une porosité globale un peu plus importante que celle du CEM I mais possède une distribution de pores beaucoup plus fine. Ce béton présente en effet des niveaux de saturation beaucoup plus élevés que le CEM I à des niveaux d'humidité relative identiques. Nous avons également pu observer une forte hystérésis entre la saturation d'équilibre au drainage et en imbibition. Cet effet qui diminue avec le temps d'attente, reste tout de même significatif pour les faibles humidités relatives. Côté perméabilités au gaz, les deux matériaux sont très proches quant à leur perméabilité intrinsèque mais sensiblement différents pour les perméabilités effectives et relatives : le béton CEM V est un peu plus perméable que le CEM I à même niveau de saturation. La perméabilité relative au gaz du béton CEM V ne dépend que de la saturation en eau quelle que soit la phase achevée. Les résultats sont très intéressants en ce qui concerne la modélisation numérique de

l'écoulement du gaz à long terme dans les structures de stockage des déchets nucléaires car on n'a pas besoin de connaître l'histoire de la saturation (i.e. imbibition ou drainage). En termes de perméabilité relative aux gaz, le béton CEM I se comporte comme le béton CEM V si la saturation est inférieure à 50%, sans effet clair d'hystérésis. Au-dessus de ce niveau de saturation, la perméabilité relative du gaz est plus importante lorsqu'elle est obtenue en phase de sorption plutôt qu'en désorption. Cette différence ne peut s'expliquer que par la présence de microfissures, comme le montre le résultat du test complémentaire de perméabilité sous confinement.

Les essais de perméabilité sous température élevée sur béton sain nous permettent de conclure que le gaz ne peut pas passer pendant le chauffage, car la vapeur d'eau ou l'eau liquide forme un bouchon au sein de l'échantillon. Le chauffage du matériau sain montre sans ambiguïté le rôle primordial de la saturation initiale du matériau sur la variation de la perméabilité avec la température. Si le matériau est sec, la perméabilité n'évolue pas notablement. En revanche, si l'échantillon est partiellement saturé, le chauffage même modéré est susceptible d'engendrer très rapidement un effet bouchon, i.e. la perméabilité au gaz devient nulle. La composition du matériau cimentaire influence la rétention des gaz dans le sens où la déshydratation des C-S-H est plus ou moins atténuée par la présence d'additifs comme les cendres volantes. Dans le temps, cet effet est limité car il est la combinaison de contrastes dilatométriques (entre l'eau et squelette) et de redistribution de saturation. Si l'injection de gaz se poursuit de manière prolongée avec la température, l'effet bouchon se dissipe et le matériau redevient perméable. Les conclusions pour les essais menés sous cycle chaud-froid sont essentiellement les mêmes : nous avons observé une invariabilité de la perméabilité en fonction de la température si les échantillons sont secs ; en revanche il est très net que la présence d'eau fait varier la perméabilité effective en fonction de la température.

Les résultats des essais sur béton macrofissuré montrent deux phases successives :

- une première phase de fermeture initiale, irréversible qui est peu significative et peu reproductible. Elle dépend de l'ouverture initiale très difficilement mesurable car la fracture induite par le fendage est impossible à contrôler,

- une deuxième phase d'élasticité non linéaire entre l'ouverture de la fracture et la pression de confinement : les amplitudes globales d'ouverture et fermeture, à l'issue du chargement initial, sont faibles et de l'ordre de 20µm. A la suite de la fermeture initiale, le comportement de la fracture devient élastique non linéaire et la perméabilité varie avec une très bonne corrélation en fonction du confinement. La fermeture mécanique est obtenue pour les tests autour de 20MPa. Dans cette deuxième phase la perméabilité peut être représentée comme une fonction du seul confinement.

L'injection d'eau pure dans un béton CEM V fissuré (à E/C=0,39) montre un débit constamment déclinant au cours du temps, c'est-à-dire une perméabilité de plus en plus faible. C'est peut-être dû à un effet de self-sealing induit par la réhydratation de quelques anhydres qui vient colmater la fissure. A la fin, la perméabilité sous température élevée sur béton macrofissuré montre qu'il n'y a pas d'effet sur la perméabilité ; c'est donc de nouveau le confinement qui pilote l'aspect hydraulique.

Les résultats de la perméabilité sous charge déviatorique ont montré la faisabilité de la méthode de création d'une fissuration homogène dans le matériau béton. En effet, suite à la compétition entre la refermeture des microfissures préexistantes et la création des nouvelles microfissures par cycles de gel-dégel, la perméabilité déterminée sous un chargement inférieur à 85 % ou 90% du chargement maximal (en phase pré-pic) est quasiment constante. Lorsque le chargement est proche du chargement maximal, la perméabilité augmente brutalement. Il semble que le déviateur n'ouvre pas beaucoup de fissures sauf près du pic de contrainte. Au cours de l'essai, une légère diminution de la perméabilité, suivie par une légère augmentation de la perméabilité est observée. Cette phase correspond à la refermeture des microfissures préexistantes, puis à la création de nouvelles microfissures qui ne sont pas encore interconnectées et aux microfissures non ouvertes à cause du faible chargement déviatorique. A partir du seuil mécanique, une nette augmentation de la perméabilité déterminée sous chargement et après déchargement est constatée. Elle est attribuée à l'apparition de microfissures continues à travers la pâte de ciment créées par le chargement déviatorique. Retenons néanmoins que la perméabilité de deux bétons sera très modérément affectée par une microfissuration diffuse.

## Conclusion générale et perspective

L'objectif de cette étude était de caractériser les effets de la température, de la fissuration et de l'état hydrique variable sur la perméabilité des bétons dans le contexte du stockage souterrain de déchets radioactifs. Trois matériaux ont été étudiés : les bétons de référence de l'Andra, fabriqués à base de ciment CEM I à  $E/C=0,43$  (béton CEM I) et de ciment CEM V/A à  $E/C=0,39$  (béton CEM V) et un mortier normalisé. Les essais menés sur les échantillons sains ont été développés sur plusieurs étapes (cycle de chaud-froid ou de désaturation/resaturation). L'effet du cycle de chaud-froid permet d'étudier le couplage entre la température et l'état hydrique sur le comportement hydraulique du béton et le cycle de désaturation/resaturation à différentes humidités relatives permet d'analyser les propriétés de transferts au gaz et rétention de l'eau à la saturation en eau variable. Afin d'obtenir différentes fissurations (macrofissuration et microfissuration), un programme expérimental a été développé sur deux états initiaux (matériau préfissuré et sain) pour permettre l'analyse des effets sur le comportement hydraulique. Les essais ont été effectués sur des échantillons cylindriques soumis à un fendage en traction ou à des cycles de gel-dégel. Les essais ont contribué à l'étude du comportement d'une macrofissure confinée et soumise à écoulement de gaz (argon) sec ou d'air très humide à différentes températures. De plus les essais ont été conduits dans les phases pré-pic du comportement mécanique jusqu'à la rupture sur échantillon microfissuré.

Les résultats obtenus sur les échantillons sains lors de l'étude expérimentale amènent les conclusions suivantes :

- Les mesures de perméabilité sur des échantillons de béton sain sous température élevée ont mis en évidence un effet bouchon dans ces matériaux cimentaires sous confinement constant. La saturation initiale joue un rôle primordial sur l'évolution de la perméabilité pendant le chauffage. Le gaz ne peut pas passer car la vapeur d'eau ou l'eau liquide forme un bouchon au sein de l'échantillon. Cependant, ce phénomène n'est pas observé sur des échantillons secs. Si le matériau est sec, un chauffage à haute température ne provoque aucun effet

bouchon, même partiel. En raison de la présence d'additifs comme des cendres volantes ou de laitier de haut fourneau, la composition du matériau cimentaire influence la rétention des gaz dans le sens où la déshydratation des C-S-H est plus ou moins atténuée. Le béton CEM V à l'état initial sec montre ainsi une très bonne résistance à température élevée (200°C), c'est-à-dire que la perméabilité au gaz ne varie quasiment pas pendant le chauffage. Cependant pour ce béton ayant un degré de saturation initial élevé (environ 80%), la rétention de gaz est observée lors d'un chauffage jusqu'à 105°C.

- Les essais menés sous cycle chaud-froid montrent également l'importance de la saturation initiale en eau : si le matériau est sec, la perméabilité reste au même niveau à différentes températures. En revanche il est net que la saturation en eau fait varier la perméabilité effective en fonction de la température.
  
- Les essais de perméabilité relative sur deux bétons sains ont mis en évidence les effets de la microstructure et de la saturation en eau. D'après les résultats de la cinétique de séchage (à 60°C), nous avons remarqué que la porosité du béton CEM V est un peu plus importante que celle du béton CEM I. En fait, la saturation du béton CEM V à 70% est reliée aux pores avec un rayon inférieur à 1nm. (rayon calculé en utilisant la théorie de Kelvin-Laplace à humidité relative de 11%). En phase de sorption, la première couche d'eau adsorbée à la surface des solides est complète à HR = 40%. A faible niveau d'humidité relative (11%), une grande partie de l'eau qui est localisée sur la première couche d'eau adsorbée, doit être évaporée. Par conséquent, la microstructure du béton CEM V comprend une grande quantité de pores plus petits que 1nm et a une plus fine distribution de porosité que celle du béton CEM I. Après un cycle de désorption et sorption, sur un même échantillon, nous avons observé une forte hystérésis. Cet effet diminue avec le temps, cependant pour une faible humidité relative, il est encore très prononcé. Un autre point important est la perméabilité relative au gaz pour le béton CEM V, qui ne dépend que du niveau de saturation en eau quelle que soit la phase considérée (sorption ou désorption). Pour ce matériau, ces résultats sont utiles pour modéliser le flux de gaz dans la structure de stockage souterrain, comme une simple relation qui décrit la perméabilité relative, sans avoir besoin

de la saturation en eau. Le béton CEM I se comporte comme le CEM V jusqu'à 50% de saturation, sans l'effet d'hystérésis. Cependant une fois cette limite dépassée, la perméabilité relative est plus importante en phase de sorption qu'en phase de désorption. Le test de mesure de la perméabilité relative sous confinement élevé n'a pas donné de preuve de la présence de microfissuration. Néanmoins, à ce stade, il n'y a pas d'interprétation satisfaisante pour justifier les résultats expérimentaux, qui présentent une différence significative entre désorption et sorption sur la perméabilité relative du gaz vis-à-vis de la saturation en eau.

Les résultats obtenus sur les échantillons pré-fissurés amènent les conclusions suivantes :

- Les essais sur échantillons macrofissurés montrent que la perméabilité de la fracture dépend principalement de la pression de confinement et très peu de la pression d'injection. En effet, l'injection d'air humide dans la fracture n'a pas mis en évidence d'effet sur la variation de perméabilité, alors que la pression de confinement pilote cette variation. L'injection d'eau pure dans un béton CEM V fissuré (à  $E/C=0,39$ ) a montré un débit diminuant constamment au cours du temps et une perméabilité qui devient de plus en plus faible. Ceci peut être lié un effet de self-sealing dû à la réhydratation de quelques anhydres qui viennent boucher la fissure. La température ( $200^{\circ}\text{C}$ ) n'a pas influencé la perméabilité de la macrofissure sous contrainte constante. C'est donc la pression de confinement qui gère le comportement hydraulique du matériau macrofissuré.
- La pression de confinement influence l'écrasement de la macrofissure. Deux phases successives ont été observées : une première phase de fermeture initiale et une deuxième phase d'élasticité non linéaire entre l'ouverture de la fracture et la pression de confinement. Après le chargement initial, les amplitudes d'ouverture et fermeture deviennent faibles et sont de l'ordre de  $20\mu\text{m}$ . A la suite de la fermeture initiale, le comportement de la fracture devient élastique non linéaire et la perméabilité varie avec une très bonne corrélation en fonction de la pression de confinement. La fermeture mécanique a été

observée autour de 20MPa de pression de confinement. Dans cette deuxième phase, la variation de la perméabilité ne dépend que de la pression de confinement.

- Les essais de la perméabilité sous charge sur les échantillons sains et microfissurés ont montré que les cycles de gel-dégel induisent une augmentation de la perméabilité. La perméabilité du béton CEM I augmente d'un ordre de grandeur et celle du béton CEM V augmente de 3 à 4 fois par rapport à l'état sain. Lors d'un chargement en compression hydrostatique avec déviateur, la perméabilité au gaz augmente significativement dès qu'un seuil dit de fissuration est atteint. Il correspond à la transition de comportement contractant à dilatant du matériau. Ce seuil correspond à 85% ou 90% de la contrainte au pic et à une coalescence des microfissures. Les deux méthodes de préfissuration (choc thermique et gel-dégel) ont un même impact sur le comportement hydraulique des bétons CEM V et CEM I. Cependant, sur les propriétés mécaniques, la préfissuration a mis en évidence une influence sur le module d'Young et le coefficient de Poisson, les bétons deviennent plus déformables après le traitement. En effet, plus la température de congélation est faible, plus le béton est déformable.

Les travaux réalisés dans le cadre de cette thèse offrent différentes perspectives que l'on peut regrouper comme suit :

L'étude expérimentale du comportement hydrique des matériaux cimentaires doit être approfondie pour expliquer et justifier pourquoi il y a une désaturation en eau aussi grande au début de cycle de l'isotherme de sorption en particulier pour le béton CEM I. Par ailleurs, en phase sorption, l'influence de la minéralité de l'eau dans le béton doit être considérée.

Dans l'étude de la perméabilité relative, nous avons mis en évidence l'effet de la saturation en eau du béton à température ambiante (20°C). Une étude de ces mêmes essais sous température élevée serait intéressante. Elle apporterait des compléments d'informations sur l'influence des effets de la température sur le comportement hydraulique et permettrait également d'étudier le couplage thermo-hydrique des

bétons Andra. Par ailleurs, l'effet des différences de ciments CEM I et CEM V ont été étudié. En terme de perspectives, l'influence des écarts et des formulations de référence du béton serait également intéressant à étudier. Ces aspects seront abordés dans la suite de mes travaux.

## Référence bibliographique

[Abbas 99] Abbas A., Carcassès M., Ollivier J-P., *Gas permeability of concrete to its degree of saturation*, Materials and Structures, vol. 32, pp. 3-8,1999.

[Andra 01a] Andra, CEBTP, *Choix des formulations de référence : ciment CPA-CEM I, caractéristiques mécaniques et de durabilité*, document interne Andra n° C RP 0 CTP 01-002/A, 2001

[Andra 01b] Andra, LERM, *Choix des formulations de bétons de référence*, document interne Andra n° C RP 0 LER 01-004/A, 2001

[Andra 02] Andra, *Composition des eaux interstitielles des argilites du Callovo-Oxfordien non perturbées : état de la modélisation à Juillet 2002*. Rapport AndraD.NT.ASTR.02-041,2002.

[Andra 05] Andra, Dossier 2005 : *Référentiel des matériaux d'un stockage de déchets à haute activité et à vie longue, Tome 2 : matériaux cimentaires*, document interne à l'Andra n°CRPASC040015T2\_A, 2005, 2005

[Badmann 81] Badmann, R., Stockhausen, N., and Setzer, M. J., 1981, *The statistical thickness and the chemical potential of adsorbed water films*, J. Coll. Int. Sci. 82, 534-542.

[Baroghel-Bouny 94] Baroghel-Bouny V., *Caractérisation des pâtes de ciment et des bétons ; méthodes, analyse, interprétations*, Edition du Laboratoire Central des Ponts et Chaussées, Paris, 1994.

[Baron 82] Baron J., Sauterey R., *Le béton hydraulique*, Presses de l'Ecole Nationale des Ponts et Chaussées, 1982.

[Bazant 82] Bazant Z.P., Wittmann F.H., *Creep and shrinkage in concrete structures*, John Wiley & Sons, 1982.

- [Berryman 87] Berryman J.G. & Blair S.C., *Kozeny-Carman relations and image processing methods for estimating Darcy's constant*, J. Appl. Phys., 62 (6), p. 2221-2228, 1987.
- [Biot 41] Biot M.A., *General theory of three dimensional consolidation*, Journal of Applied Physics, Vol. 12, pp. 155-164, 1941.
- [Biot 57] Biot M.A., *The elastic coefficients of the theory of consolidation*, Journal of Applied Mechanics, Vol .24, pp. 594-601, 1957.
- [Brue 09] Brue F., *Rôle de la température et de la composition sur le couplage thermo-hydro-mécanique des bétons*, Thèse de Doctorat, Ecole Centrale de Lille,, 2009
- [Carles-Gibergues 92] Carles-Gibergues A., Pigeon M., *La durabilité des bétons en ambiance hivernale rigoureuse*, La durabilité des bétons, Presses de l'Ecole Nationale des Ponts et Chaussées, Paris, pp. 227-284, 1992.
- [Carman 56] Carman P.C., *Flow of gases through porous media*. Butterworths, London, 1956.
- [Chen 09] Chen XT., *Effet du chauffage sur le comportement mécanique et poromécanique de matériaux cimentaires - propriétés hydrauliques et changements morphologiques*, Thèse de Doctorat, Ecole Centrale de Lille, 2009.
- [Choinska 06] Choinska M., *Effets de la température, du chargement mécanique et de leurs inter-actions sur la perméabilité du béton de structure*, Thèse de Doctorat, Ecole Centrale de Nantes et l'Université de Nantes, France, 2006.
- [Cook 61] Cook G.A., *Argon, helium and the rare gases: the element of the helium group*, Interscience, New York, 1961.
- [Coussy 91] Coussy O., *Mécanique des milieux poreux*, Editions Technip, 1991,
- [Coussy 04] Coussy O., *Poromechanics*, Livre publié aux éditions Wiley, 2004

[Dana 99] Dana E., *Contribution à la caractérisation des écoulements biphasiques dans les matériaux poreux. Etude expérimentale sur trois grès*, Thèse de Doctorat, Université Lille 1, 1999.

[Diamond 86] Diamond S., *The Microstructure of Cement Paste in Concrete*, VIII International Cong. Chem.Cem., Vol I, Rio de Janeiro, pp 113-121, 1986.

[Dullien 92] Dullien F.A.L., *Porous media, fluid transport and pore structure*, 2<sup>nd</sup> edition, Academic Press, San Diego 1992,

[Espinosa 06] Espinosa R., Franke L., *Influence of the age and drying process on pore structure and sorption isotherms of hardened cement paste*, Cement and Concrete Research, Vol:36, pp: 1969–1984, 2006.

[Fares 09] Fares H., *Propriétés mécaniques et physico-chimiques de bétons autoplaçants exposés à une température élevée*, Thèse de Doctorat, Université de Cergy-Pontoise, France, 2009.

[Fabbri 06] Fabbri A., *Physico-mécanique des matériaux cimentaires soumis au gel-dégel*, Thèse de Doctorat, Université de Marne-La-Vallée, France 2006

[Feldman 68] Feldman R.F., Sereda P.J., *A model for hydrated Portland cement paste as deduced from sorption-length change and mechanical properties*, Colloque RILEM Munich, 1–3 Avril, 1968.

[Feldman 70] Feldman, R.F., Sereda, P.J., *A new model for hydrated Portland cement and its practical implications*, Engineering Journal, Vol:53, N°:8-9, pp:53-59, 1970

[Gaweska-Hager 04] Gaweska-Hager I., *Comportement à haute température des bétons à haute performance - évolution des principales propriétés mécaniques*, Thèse de Doctorat, Ecole Nationale des Ponts et Chaussées/Ecole Polytechnique de Cracovie, France, 2004.

[Hagymassy 69] Hagymassy J., Brunauer S., and Mikhail R.S., *Porestructure analysis by water vapor adsorption. 1. T-curves for water vapor*. J. Coll. Interface Sci. 29:485-491, 1969.

[Harada 96] Harada T., Takeda J., Yamane S., Furumura F., *Strength, elasticity and thermal properties of concrete subjected to elevated temperatures*. In Concrete for nuclear reactors, American Concrete Institute SP, N°39, pp: 179–203, 1996.

[Harmathy 65] Harmaty T. Z., *Effet of moisture on the fire endurance of building materials*, ASTM Special Technical Publication, ASTM, Philadelphia, Vol. 385, pp. 79-95, 1965.

[Harmathy 70] Harmathy T.Z., *Thermal properties of concrete at elevated temperatures*, ASTM Journal of Materials 5, pp: 47-74, 1970

[Hearn 98] Hearn N., Lok G., *Measurement of Permeability under Uniaxial Compression-A Test Method*, ACI Materials Journal 95, pp: 691-694,1998.

[Husem 06] Husem M., *The effect of high temperature on compressive and flexural strengths of ordinary and high-performance concrete*. Fire Safety Journal, Vol: 41, pp: 155–163, 2006.

[Jennings 00] Jennings H.M, A model for the microstructure of calcium silicate hydrate in cement paste, Cement and Concrete Research vol.30, p.101-116, 2000.

[Jennings 08] Jennings H.M., *Refinements to colloid model of C-S-H in cement: CM-II*, Cement Concrete Research Vol: 38 pp: 275-289, 2008.

[Klinkenberg 41] Klinkenberg L.J., *The permeability of porous media to liquid and gaz*, American Petroleum Institute, Drilling and Production Practice, pp. 200-213, 1941.

[Larbi 93] Larbi J.A., *Microstructure of the interfacial zone around aggregate particles in concrete*. Heron, Vol : 38(1), pp : 1–69, 1993.

[Lion 04] Lion M., *Influence de la température sur le comportement poromécanique ou hydraulique d'une roche carbonatée et d'un mortier. Etudes expérimentales*, thèse de l'Ecole Centrale de Lille, 2004

[Lion 05a] 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.

[Lion 05b] Lion M., Skoczylas F., and Ledésert B., Effects of heating on the hydraulic and poroelastic properties of Bourgogne limestone. International Journal of Rock Mechanics & Mining Science, 42 :508–520, 2005.

[Lobet 03] Lobet A., *Influence des paramètres de composition des matériaux cimentaires sur les propriétés de transfert*, thèse de doctorat de l'INSA de Toulouse, 2003.

[Loosveldt 02] Loosveldt H., Lafhaj Z., Skoczylas F., *Experimental study of gas and liquid permeability of a mortar*. Cement and Concrete Research, Vol :32, pp:1357–1363, 2002.

[Metha 06] Metha Kumar P., Paulo J.M., Monteiro., *Microstructure Properties and Material*, 2006

[Meziani 99] Meziani H. et Skoczylas F., *An experimental study of the mechanical behaviour of a mortar and of its permeability under deviatoric loading*, Materials and Structures, Vol : 32, pp : 403-409, 1999.

[Neville 96] Neville A.M., *Properties of Concrete*, Wiley & Sons, 4th Ed., 1996

[Noumowe 95] Noumowe A.N., *Effet des hautes températures (20-600 °C) sur le béton. Cas particulier du béton à hautes performances*. PhD thesis, INSA, Lyon, 1995.

[Picandet 01] Picandet V., *Influence d'un endommagement mécanique sur la perméabilité et sur la diffusivité hydrique des bétons*, Thèse de doctorat, Université de Nantes, 2001.

[Picandet et al 01] Picandet V., Khelidj A., 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.

[Phan 00] Phan L.T., Carino J., *Fire performance of high strength concrete: research needs*. In Proceedings of the Advanced Technology in Structural Engineering, ASCE/SEI Structures Congress, Philadelphia, M. Elgaali Ed., 2000.

[Powers 47] Powers T.C, Brownyard T.L, Studies of the physical properties of hardened Portland cement paste, Bull. 22, Res. Lab. of Portland Cement Association, Skokie, IL, U.S.A., reprinted from J. Am. Concr.Inst. (Proc.), vol. 43, pp. 101–132, 249–336, 469–505, 549–602, 669–712, 845–880, 933–992, 1947.

[Powers 49] Powers T.C., *The air requirement of frost-resistant concrete*. Highway Research Board, Vol : 29, pp :184-211, 1949.

[Powers 53] Powers T.C., Helmuth R.A., *Theory of volume changes in hardened portland-cement paste during freezing*. Highway Research Board, Vol: 32, pp285-297, 1953.

[Powers 58] Powers T.C., *Structure and physical properties of hardened Portland cement paste*, Journal of American Ceramic Society, Vol :41, N°1, pp :1-6, 1958.

[Ramachandran 81] Ramachandran V.S., Feldman, R.F., Beaudoin, J.J., *Concrete Science*, Treatise on current research, Heyden and Son, London, 1981.

[Salih 87] Salih S.A., *Permeability and pore structure of cementitious composites*. PhD thesis, University of Sheffield, 1987.

[Scrivener 04] Scrivener K., Crumbie A.K., Laugesen P., *The interfacial transition zone (itz) between cement paste and aggregate in concrete*. Interface Science, Vol :12, pp :411–421, 2004.

[Sierra 74] Sierra R., *Contribution a l'étude de l'hydratation des silicates calciques hydrauliques*. Rapport de recherche N 39, Laboratoire des Ponts et Chaussées, France, 1974.

[Sugiyama 96] Sugiyama T., Bremner T.W., Holm T.A., *Effect of Stress on Gas Permeability in Concrete*, ACI Materials Journal, Vol: 93, pp :443-450, 1996.

[Skoczylas 98] Skoczylas F., Shao J.F., *Etude du comportement poro-mécanique d'une craie blanche*, Bulletin de la Société Géologique de France, Vol :169, pp :91-99, 1998.

[Skoczylas 99] Skoczylas F., *Variations de la perméabilité et comportement sous chargement déviatorique, dans la dégradation des bétons, couplage fissuration-dégradation chimique*, (Ed.) Torrenti J.M., Didry O., Ollivier J.P., Plas F., Communications en mécanique, Edition Hermès, 1999.

[Taylor 90] Taylor H. F. W., *Cement Chemistry*. Academic Press, London, 1990.

[Tazawa 95] E. Tazawa; S. Miyazawa, et T. Kasai, *Chemical shrinkage and autogenous shrinkage of hydrating cement paste*, Cement and Concrete Research, Vol25, No 2, p. 288-292, 1995.

[Torrenti 00] Torrenti J.M., Didry O., Ollivier J.P., Plas F., *La dégradation des bétons*. Paris : Editions Hermès, 2000.

[Tsimbrovska 98] Tsimbrovska M., *Dégradation des bétons à hautes performances soumis à des températures élevées. Evolution de la perméabilité en liaison avec la microstructure*, Thèse de doctorat, Université Grenoble 1, 1998.

[Verdier 01] Verdier J., *Contribution à la caractérisation de l'évolution du taux de fuite des enceintes de confinement du parc nucléaire*, Thèse de doctorat, Université Paul Sabatier, 2001

[Villain 01] Villain G., Baroghel Bouny V., Kounkou C., Hua C., *Mesure de la perméabilité aux gaz en fonction du taux de saturation des bétons*, Revue française de génie civil. Vol. 5, N°2, pp : 251-269, 2001.

[Xu 03] Xu Y., Wong Y.L., Poon C.S., Anson M., *Influence of PFA on cracking of concrete and cement paste after exposure to high temperatures*. Cement Concrete Research, Vol :33, pp:2009–2016, 2003.

[Yurtdas 03] Yurtdas I., *Couplage comportement mécanique et dessiccation des matériaux à matrice cimentaire : étude expérimentale sur mortiers*, Thèse de Doctorat, Ecole Centrale de Lille, France, 2003.

# Annexe

## Annexe 1 : Distribution de porosité et de la répartition du diamètre d'entrée de pore

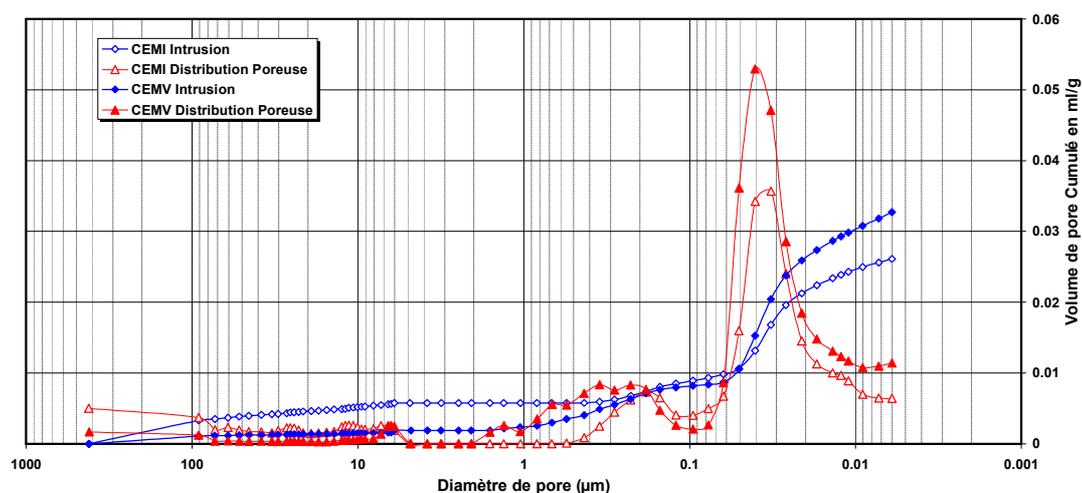


Figure A1 : Résultat de distribution de porosité et de la répartition du diamètre d'entrée de pore pour béton CEM I et CEM V

Pour les pores diamètre de 5 à 400 $\mu\text{m}$  (macrospore), la courbe de rayon d'entrée de béton CEM I est un peu plus élevée que celle de béton CEM V, le béton CEM V présente peu de pores car sa courbe de volume de pore cumulé est presque zéro. Inférieur à 2 $\mu\text{m}$ , les courbes de diamètre d'entrée de pores séparent en deux parties, limitées par le diamètre de 0,05  $\mu\text{m}$ . Pour un diamètre compris entre 5 et 0,05  $\mu\text{m}$ , le CEM I ne présente pas ou peu de pores, car sa courbe de diamètre d'entrée de pores n'évolue pas. En revanche, sur cette même gamme, le volume de pores du CEM V est beaucoup plus grand (c'est totalement inverse que le résultat de Flore BRUE). Inférieur à un rayon de 0,06  $\mu\text{m}$ , la courbe de diamètre d'entrée du CEM V augmente rapidement et celle du CEM I tend vers un palier. Cependant les deux bétons montrent une évolution du diamètre d'entrée coupée par les limites techniques de l'appareil. Les distributions de porosité du CEM I et du CEM V montrent l'influence de la nature

du ciment utilisé. Les additions présentes dans le ciment CEM V/A induisent la réaction pouzzolanique, qui génère une porosité des hydrates plus fine.

Les résultats de porosimétrie au mercure sont confirmés par la porosité accessible à l'eau. Les bétons à base de CEM V/A présentent des porosités totales supérieures au CEM I, en revanche, leur distribution a une plus grande partie de petits pores. Ainsi, ces différences de microstructure vont influencer les comportements hydrauliques, mais également l'évolution mécanique des matériaux.

## **Annexe 2 : Essais poro-mécaniques complémentaires**

Ce travail permet de compléter la partie de l'étude des propriétés mécaniques des milieux poreux. Selon la théorie de la poro-mécanique [Biot, Coussy], le milieu poreux est considéré la superposition d'une matrice solide élastique et d'un réseau poreux interconnecté. Le fluide interstitiel est également supposé isotrope. Deux types d'essai utilisés souvent sont l'essai hydrostatique de compressibilité en condition drainée ou non drainée. Dans le cas drainé, le matériau est considéré comme un système ouvert qui permet d'échanger des matières et des chaleurs avec extérieur. Le cas non drainé est considéré le matériau en tant qu'un système fermé qui évite les échanges avec l'extérieur. Les propriétés mesurés sont le module d'incompressibilité drainé  $K_b$ , le module d'incompressibilité non drainé  $H$ , le module d'incompressibilité de la matrice  $K_s$  et le coefficient de Biot.

Les mesures des propriétés poro-élastiques sont effectuées à partir d'essais de compression hydrostatique. Nous avons utilisé la cellule auto-compensée (dans le chapitre 2). Nous avons utilisé l'Argon comme fluide interstitiel, pour éviter d'éventuelles réactions chimiques avec le béton, en plus en pénétrant le gaz dans les réseaux poreux plus vite que les liquides. Les essais se sont déroulé dans un chambre isotherme (maintenue à une température constante de 22°C) afin d'éviter l'influence des instabilités de température sur le confinement, la pression d'injection et les valeurs des jauges.

Module d'incompressibilité drainé  $K_b$ : La mesure de  $K_b$  est menée à un essai de compression isotrope, l'essai est en condition drainé. Le dépouillement de l'essai inclure la détermination de la déformation volumique grâce aux valeurs des jauges au cours du temps. La pente de la courbe de pression de confinement  $P_c$  en fonction de la déformation volumique désigne le module d'incompressibilité du squelette drainé  $K_b$ .

Module d'incompressibilité non drainé  $K_s$ : La mesure  $K_s$  est menée à un essai par changement de pression interstitielle en condition non drainé. Dans le matériau sec, une pression de gaz homogène (pression de pore  $P_i$ ) qui amène une déformation volumique. On mesure un module, appelé  $H$  tel que :  $P_i = H \times \epsilon_v$

Coefficient de Biot  $b$  (ou Biot-Willis): Le calcul de coefficient de Biot nécessite la valeur du module d'incompressibilité drainé  $K_b$  et du module d'incompressibilité de la matrice solide  $K_s$ . Le coefficient de Biot vaut  $b = K_b / H$  en théorie poro-élastique linéaire et le module d'incompressibilité de la matrice  $K_s$  est tel que :  $b = 1 - K_b / K_s$ . Le coefficient de Biot traduit l'influence de la rigidité de la matrice relativement à celle du squelette, peut ainsi être évaluée de manière directe [M. Lion].

Nous nous intéressons ces mesures sur béton sain et fissuré par le traitement gel-dégel quand il y a un phénomène de dégradation. Par exemple, une fissuration du matériau doit conduire à une diminution de  $K_b$  (qui est lié au module  $E$  par la valeur théorique  $K_b = E / (3(1 - 2\nu))$ ); en revanche, même si la matrice fissurée, son  $K_s$  ne doit pas changer car les fissures créées ne jouent pas sur la rigidité intrinsèque du matériau constitutif de la matrice. Les figures A3 et A4 ci-dessous donnent les réponses des deux bétons sain et fissuré sous sollicitation de confinement. On remarque que la courbe de béton CEM I fissuré dégage vers à droite, ceci indique que le traitement de cycle de gel-dégel modifie le réseau poreux, mais, le béton CEM V n'est pas trop influencé par cycle de gel-dégel. Le module d'incompressibilité du CEM I est un peu plus grand que celui du CEM V confirmant la plus grande rigidité du CEM I déjà observé sur les modules d'Young.

Afin d'observer si les couplages poro-mécaniques et le coefficient de Biot sont affectés par la fissuration, les mêmes matériaux ont été testés en augmentant uniquement la pression de pore afin de calculer le module  $H$  et le coefficient  $b$  (coefficient de Biot). Le module  $H$  renseigne sur la compressibilité de la matrice solide et est un bon indicateur d'une possible dégradation de celle-ci. La figure A5 montre le comportement du béton CEM I sain et fissuré à une surpression interne de pores. Dans cette figure, on observe une légère diminution du module  $H$ . La matrice solide se comporte identiquement si la pression interstitielle inférieure à 3,5MPa. On a une divergence au-delà de  $P_i = 3,5\text{MPa}$ ; ce peut être lié à une légère ouverture de fissures ou à un artefact expérimental que l'on se chargera de vérifier ultérieurement. Pour béton CEM V, dans la figure A6, le début du comportement est équivalent pour les matériaux sain et fissuré, on a une divergence au-delà de  $P_i = 2\text{MPa}$ ; mais ils se comportent totalement contraire avec béton CEM I. Après le traitement de cycle de

gel-dégel, le béton fissuré semble avoir un renforcement. Ceci ne conforme pas aux résultats de l'essai compression simple et compression triaxial.

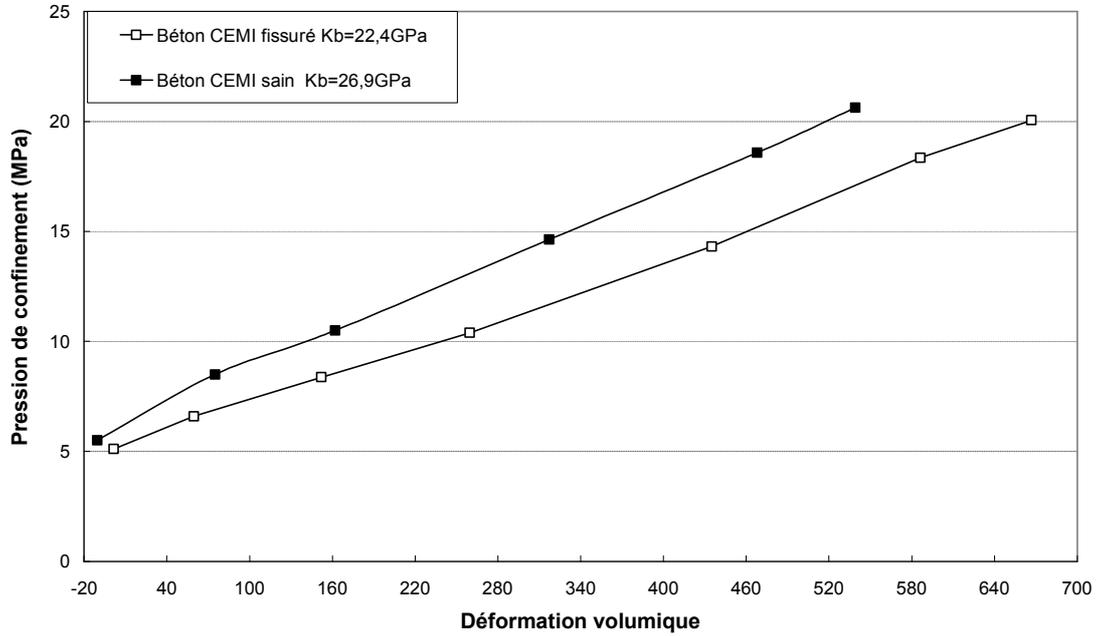


Figure A3 : Module Kb du béton CEM I sain et fissuré (traité par 3 cycles gel-dégel)

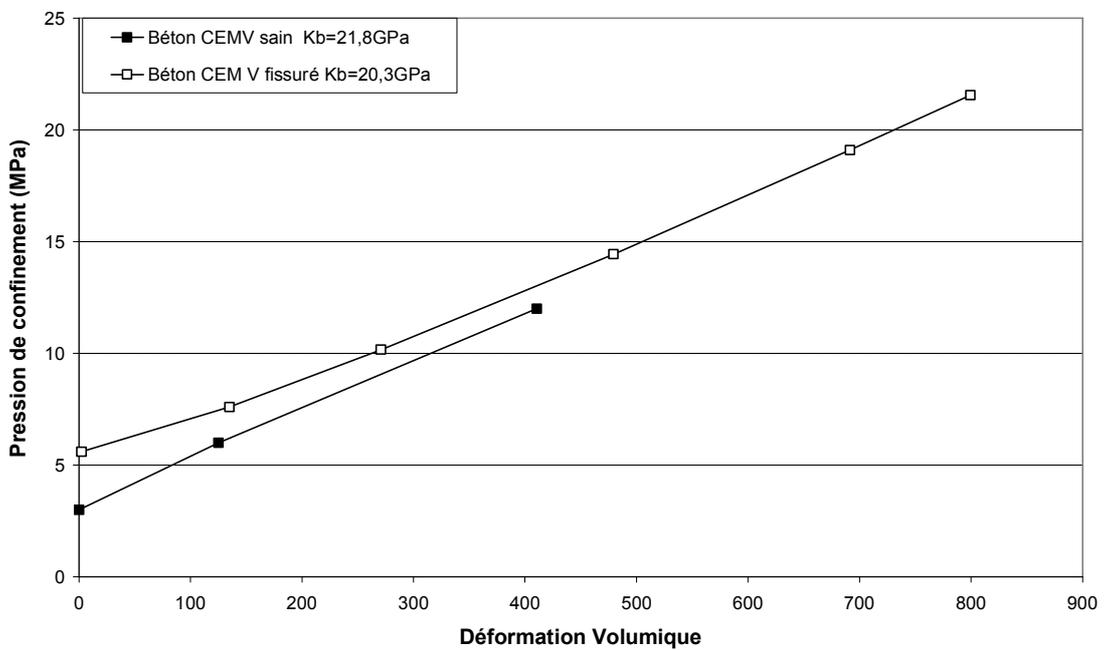


Figure A4 : Module Kb du béton CEM V sain et fissuré (traité par 3 cycles gel-dégel)

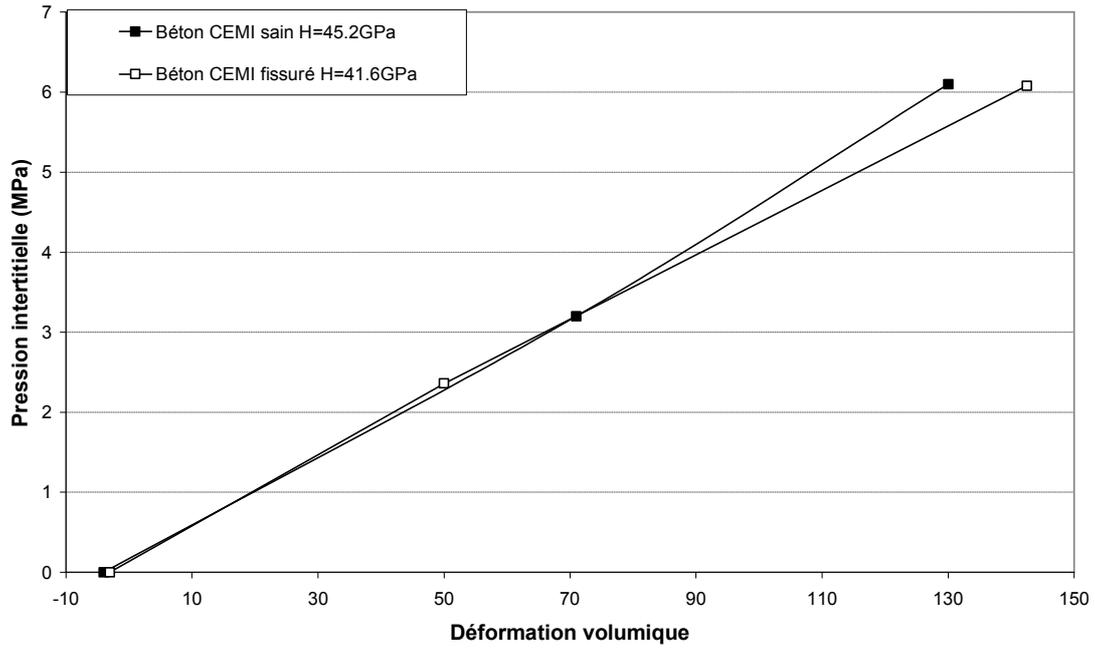


Figure A5 : Module H du béton CEM I sain et fissuré (Pression de confinement est 10MPa)

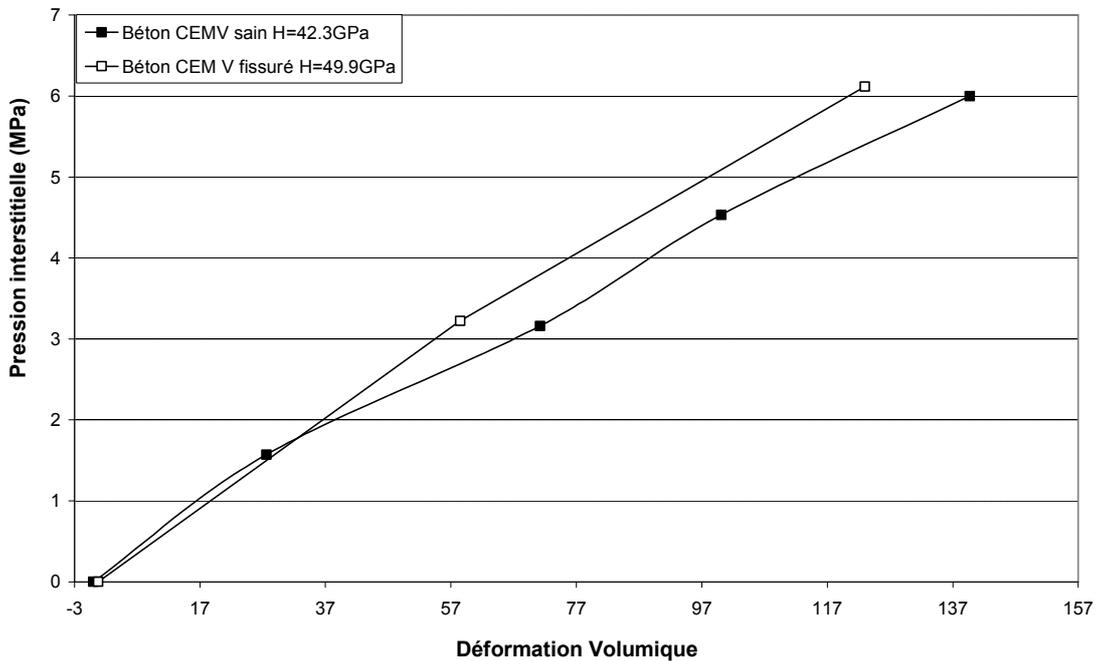


Figure A6 : Module H du béton CEM V sain et fissuré (Pression de confinement est 10MPa)

Le tableau assemble les résultats de module d'incompressibilité du squelette, module d'incompressibilité de la matrice et coefficient de Biot. A ce stade, on peut observer

qu'une tendance pour les deux bétons : le squelette et la matrice est plus déformable pour le CEM V (bien que plus finement poreuse) que pour le CEM I. Cette propriété permet de justifier un module d'Young plus faible pour le CEM V. La diminution du module d'incompressibilité de la matrice ( $K_s$ ) peut être expliquée l'effet de la pression de confinement (10MPa) : qui referme les microfissurations préexistant et créé par le traitement gel-dégel. Les pores interconnectés deviennent la porosité occluse. Par conséquent, plus la matrice solide contient de porosité occluse, plus elle devient compressible, et le module  $K_s$  diminue. Donc si la matrice est plus déformable, le coefficient de Biot du matériau CEM V est plus faible que celui du CEM I. Néanmoins, le CEM I est plus raide et exceptionnellement son Biot est plus élevé.

		$K_b$ (GPa)	H (GPa)	$K_s$ (GPa)	$b$
<b>Béton CEM I</b>	Sain	26.9	45.2	66.4	0.59
	Fissuré	22.4	41.6	48.5	0.54
<b>Béton CEM V</b>	Sain	21.8	42.3	45	0.51
	fissuré	20.3	49.9	34	0.41

Tableau A1 : Récapitulation des résultats de l'essai poro-mécanique sur deux bétons sain et fissuré.

# Remerciements

Je tiens d'abord à remercier mon directeur de thèse Frédéric SKOCZYLAS pour son soutien constant, sa grande disponibilité et ses précieux conseils tout au long de ma thèse.

Je tiens à exprimer ma très sincère reconnaissance envers Monsieur Nicolas BBURLION, qui m'a fait l'honneur d'accepter la présidence de mon jury de thèse, qu'il trouve ici l'expression de ma respectueuse gratitude. Je remercie également Madame Géraldine VILLAIN et Monsieur Abdelhafid KHELIDJ qui ont accepté d'être rapporteurs de ce mémoire et Messieurs Xavier BOURBON et Madame Catherine DAVY pour l'intérêt qu'ils ont porté à ce travail.

Je remercie tous les membres du laboratoire, Franck AGOSTINI, Thierry DUBOIS, Laurent LECONTE, Nadine DESSEYN et Marie-Claude WILLEMETZ, pour leur aide et leur amitié.

Je remercie aussi les doctorants du laboratoire. Merci à Jian, Sofia, mes collègues de bureau pour tous les échanges que nous avons eu ; Merci à Flore, Xiaoting, Yixuan, Jaouad, Zhibo, Jiangfeng, Xiaojian, pour leur amitié.

Un grand merci à tous les amis, Yan ZHANG, Yun HUANG, He YANG et Zhuang XIONG, ... pour les bons moments partagés avec eux.

Enfin, je réserve une mention très spéciale à ma femme et ma fille pour leur patience durant mes années de thèse, ainsi qu'à mes parents et toute ma famille pour leur soutien constant. Je leur dédie cette thèse.



## **Etude expérimentale de la perméabilité du béton sous conditions thermiques et hydriques variables**

Cette thèse a permis d'étudier la perméabilité du béton sous conditions thermiques et hydriques variables, ainsi que l'effet de fissuration. Nombreux essais (mesures de saturation et perméabilité, essai de compressions uniaxiales et triaxiales et hydrostatiques) ont été menés afin d'évaluer l'influence de la température et de la saturation sur le comportement hydraulique du béton sain et microfissuré. En parallèle, un dispositif de mesure de la perméabilité sur béton macrofissuré permet d'étudier le comportement d'une macrofissure de béton confinée et soumise à écoulement de gaz sec ou l'air très humide à différentes températures. Les essais mécaniques multiaxiaux sont couplés aux mesures de perméabilité sur béton sain et microfissuré par gel-dégel, qui permet d'évaluer la perméabilité sous charge déviatorique et l'effet de préfissuration sous contrainte. Nous avons également effectué un essai de perméabilité relative du béton en fonction de la saturation en eau, soumis à la désaturation et à la resaturation, en conditionnant par les différentes humidités relatives imposées.

Mots-clefs: béton, température, saturation, micro-fissuration, macro-fissuration, perméabilité, élasticité

---

## **Experimental study of the permeability of concrete under variable thermal and hydric conditions**

The main objective of this study is to evaluate the variable thermal and hydric effect, with fissuration effect on the hydraulic behavior of two concretes. Many experimental tests (saturation and permeability measurements, uniaxial and triaxial compressions tests) were carried out in order to investigate the temperature and saturation influence on the behaviour hydraulic on sound and micro-cracked concrete. Moreover, an experimental device for permeability measurement on macro-cracked concrete was realized, it allows to study the behaviour of macro-cracked of concrete confined and subjected to dry gas flow or very moist air at different temperatures. Multiaxial mechanical tests are coupled to the permeability measurements of sound concrete and micro-cracked by freezing and thawing, which allow to measuring the permeability under deviatoric load-unload with the effect of pre-cracking under stress. We also effectuated a test of relative permeability of concrete as a function of water saturation, subjected to desaturation and resaturation, conditioning by the different relative humidity imposed.

Mots-clefs: concrete, temperature, saturation, micro-crack, macro-crack, permeability, elasticity